



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DA ABRASIVIDADE DA CONCHA DE “*Limnoperna fortunei*” COM ENFOQUE NO LABIRINTO SUPERIOR EM TURBINA HIDRÁULICAS

ANA LETÍCIA PILZ DE CASTRO

Belo Horizonte, 25 de janeiro de 2018.

Ana Letícia Pilz de Castro

ESTUDO DA ABRASIVIDADE DA CONCHA DE “*Limnoperna fortunei*” COM ENFOQUE NO LABIRINTO SUPERIOR EM TURBINA HIDRÁULICAS

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Energia e Sustentabilidade

Orientador: Prof. Carlos Barreira Martinez

(Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG)

Co-orientadora: Profa. Edna Maria de Faria Viana

(Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG)

Co-orientadora: Profa. Teofania Heloisa Dutra Amorim Vidigal

(Universidade Federal de Minas Gerais - UFMG)

Belo Horizonte

Escola de Engenharia da UFMG

2018

C355e

Castro, Ana Letícia Pilz de.

Estudo da abrasividade da concha de (*Limnoperna fortunei*) com enfoque no labirinto superior em turbina hidráulicas [manuscrito] / Ana Letícia Pilz de Castro. – 2018.

xv, 119 f., enc.: il.

Orientador: Carlos Barreira Martinez.

Coorientadoras: Edna Maria Faria Viana, Teofania Heloisa Dutra Amorim Vidigal.

Tese (doutorado) - Universidade Federal de Minas Gerais, Escola de Engenharia.

Anexos: f. 119.

Bibliografia: f. 107-118.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Turbinas hidráulicas - Teses. 3. Desgaste abrasivo - Teses. 4. Mexilhão-dourado - Teses. I. Martinez, Carlos Barreira. II. Viana, Edna Maria de Faria. III. Vidigal, Teofânia H. D. A. IV. Universidade Federal de Minas Gerais. Escola de Engenharia. V. Título.

CDU: 621(043)



UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA

Av. Antônio Carlos, 6627 - Campus Universitário
31270-901 - Belo Horizonte - MG
Tel.: +55 31 3409.5145
E-mail: cpgmec@demec.ufmg.br

**"ESTUDO DA ABRASIVIDADE DA CONCHA DO LIMNOPERNA FORTUNEI
COM ENFOQUE NO LABIRINTO SUPERIOR EM TURBINAS HIDRÁULICAS"**

ANA LETÍCIA PILZ DE CASTRO

Tese submetida à Banca Examinadora designada pelo Colegiado do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de "Doutora em Engenharia Mecânica", na área de concentração de "Energia e Sustentabilidade".

Tese aprovada no dia 25 de janeiro de 2018.

Por:

Prof. Carlos Barreira Martinez

Orientador - Depto. de Engenharia Hidráulica e Recursos Hídricos/UFMG

Prof. Edna Maria de Faria Viana

Coorientadora - Depto. de Eng. Hidráulica e Recursos Hídricos/UFMG

Prof. Teofania Heloisa Dutra Amorim Vidigal

Coorientadora - Instituto de Ciências Biológicas/UFMG

Prof. Matheus Pereira Porto

Departamento de Engenharia Mecânica/UFMG

Prof. Paulo Henrique Meira Magalhães

Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Maria Aparecida Pinto

Universidade Federal de Ouro Preto

Prof. Jorge Luis Zegarra Tarqui

Depto. de Engenharia Hidráulica e Recursos Hídricos/UFMG

DEDICATÓRIA

Aos meus pais e irmãos por todo apoio e amor.

AGRADECIMENTOS

À Deus, por tudo,

Aos meus pais, Erton e Magali, pelo amor, carinho, apoio e dedicação dispensados a mim, não só na realização desse sonho, mas em todos os dias da minha vida;

Aos meus irmãos Mateus e Guilherme, pelo amor incondicional;

A toda minha família que de longe ou de perto sempre me incentivou e apoiou;

Aos colegas e professores do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica;

Aos colegas e amigos da Universidade Federal de Ouro Preto;

A todos os amigos de Água Boa, Cuiabá, e Belo Horizonte, pelo incentivo, por entenderem a falta de tempo e por compartilhar comigo momentos maravilhosos;

Ao Professor, Orientador e “Paizão” Dr. Carlos Barreira Martinez, pela dedicação, ensinamentos e apoio em todos os momentos não só os relativos a vida profissional mas também os da vida pessoal;

A Professora Dra. Edna Maria de Faria Viana por todos os ensinamentos e, por permitir que a amizade transcendesse os limites da Universidade;

A Professora Dra. Teofania Heloisa Dutra Amorim Vidigal, pelos ensinamentos e apoio;

A professora Dra. Maria Aparecida Pinto, pela colaboração e acolhimento;

Ao professor Dr. Gilberto Alvarez da UFOP pelo apoio no laboratório NanoLab durante os vários dias dedicados as leituras dos dados no MEV;

À família CPH que sempre esteve ao meu lado dando apoio e suporte em todos os sentidos, principalmente ao amigos, Mila, Andrés, Tamara, Afonso, Patrick, Rodrigo e Stenio.

Aos laboratórios CPH e Lelf da UFMG, Nanolab, LTM e Microabrasão da UFOP, pelo apoio técnico e tecnológico fundamentais para execução desta tese;

A todas as pessoas que, de alguma forma, contribuíram para a finalização desta etapa, ou o início de muitas outras.

RESUMO

A geração de energia elétrica no Brasil é fortemente dependente da hidroeletricidade. O setor elétrico, bem como outros setores da economia, tem sido fortemente impactados pela chegada do *Limnoperna fortunei* (mexilhão dourado) na última década do século XX. O mexilhão dourado é um molusco bivalve de água doce, que possui grande capacidade reprodutiva e plasticidade fenotípica, comportamento gregário, ampla tolerância ambiental e é capaz de se fixar a praticamente todo tipo de substrato. Em Usinas Hidrelétricas, o mexilhão dourado adere a diversas estruturas e, pela sua facilidade de dispersão, atinge tubulações e filtros, sistemas de resfriamento, grades e vários outros tipos de equipamentos. O aprofundamento do conhecimento de seu comportamento, das suas características frente a diferentes situações é uma das estratégias para se articular procedimentos eficientes de combate a esse molusco. Neste contexto, o presente trabalho teve como premissa estudar o potencial abrasivo das conchas de mexilhão dourado e o efeito abrasivo provocado por eles na estrutura do labirinto do tipo superior de canto, e também a perda de carda que ocorre nos labirintos das usinas. Os resultados evidenciaram o poder abrasivo das conchas de mexilhão a partir do coeficiente de desgaste K do mesmo para os diferentes materiais analisados. A partir desse coeficiente pode-se simular o volume de material removido nos labirintos é significativa e deve ser considerada para a manutenção de equipamentos em locais infestados pelo mexilhão. Dessa forma, levantou-se o volume de material removido em função da abrasão, causada pela concha de mexilhão dourado no labirinto em todas concentrações, chegando a um valor menor que 0,05% em um evento de solda com uma hora de duração. Considerando o sistema operando por 10 anos e considerando que ocorra a cada ano 12 eventos de solda de mexilhões, sendo um por mês, o volume de material removido pode chegar a 0,55 kg de aço inoxidável 316, que corresponde ao material que houve o maior desgaste. Assim, observa-se que a abrasão pela concha do mexilhão não promove um desgaste tão significativo nos labirintos das turbinas.

Palavras chave: *Limnoperna fortunei*, Turbinas hidráulicas, Labirinto de turbina do tipo Francis, Desgaste de material, abrasividade do mexilhão dourado.

ABSTRACT

The electric power generation in Brazil is strongly dependent on hydroelectricity. The electricity sector and other sectors of the economy, has been heavily impacted by the arrival of *Limnoperna fortunei* (golden mussel) in the last decade of the twentieth century. The golden mussel is a bivalve mollusk of fresh water, which has high reproductive capacity and phenotypic plasticity, gregarious behavior, broad environmental tolerance and is able to fix just about every type of substrate. In Power Plants, the golden mussel adheres to various structures and for its ease of dispersion reaches pipes and filters, cooling systems, railings and various other types of equipment. Deepening the knowledge of their behavior, their characteristics in different situations is one of the strategies to articulate efficient procedures to combat this mollusk. From this context, the present work had as premise to study the abrasive potential of the golden mussel shells and the abrasive effect caused by them in the labyrinth structure of the upper corner type, as well as the loss of carda that occurs in the labyrinths of the mills. The results showed the abrasive power of the mussel shells and the K coefficient of the same for different materials tested. From this coefficient can be simulated the volume of material removed in the labyrinths is significant and should be considered for the maintenance of equipment in places infested by the mussel. Thus, the volume of material removed as a function of the abrasion caused by the golden mussel shell in the labyrinth in all concentrations was raised, reaching a value less than 0.05% in a one-hour release event. Considering the system operating for 10 years and considering that each year 12 events of release of mussels occur, each being a month, the volume of material removed can reach 0.55 kg of 316 stainless steel, which corresponds to the material that occurred greater wear. Thus, it is observed that the abrasion by the shell of the mussel does not promote such a significant wear in the labyrinths of the turbines.

Keywords: *Limnoperna fortunei*, hydraulic turbines , Francis turbine labyrinth, material wear, abrasiveness of the golden mussel.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS	XI
LISTA DE TABELAS.....	XIV
LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS	XV
1 INTRODUÇÃO.....	1
2 OBJETIVOS.....	4
2.1 OBJETIVO GERAL	4
2.2 OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	4
3 REVISÃO DA LITERATURA	5
PREÂMBULO.....	5
3.1 MEXILHÃO DOURADO (LIMNOPERNA FORTUNEI).....	5
3.2 TURBINAS HIDRÁULICAS	10
3.2.1 Turbinas Francis	10
3.3 LABIRINTO HIDRÁULICO.....	12
3.3.1 Influência da rotação real na redução da vazão escoada no labirinto	14
3.4 PERDA DE CARGA	16
3.4.1 Perda de carga contínua em condutos circulares	16
3.4.2 Perda de carga contínua em condutos não circulares	23
3.4.3 Perda de carga localizada.....	25
3.5 TRIBOLOGIA E DESGASTE	28
3.6 DESGASTE POR ABRASÃO.....	29
3.7 OS ABRASIVOS	34
3.8 RESISTÊNCIA DOS MATERIAIS AO DESGASTE	34
3.8.1 Aços Inoxidáveis Austeníticos AISI 304 e AISI 316.....	36
3.8.2 Aço Carbono ASTM A-36.....	37
4 MATERIAIS E MÉTODOS	38
4.1 DESENVOLVIMENTO DE UMA EQUAÇÃO PARA CÁLCULO DA PERDA DE CARGA EM LABIRINTOS HIDRÁULICOS	38
4.2 VALIDAÇÃO DA EQUAÇÃO DE PERDA DE CARGA EM LABIRINTOS	42
4.2.1 Descrição do aparato e dos testes a serem realizados	42
4.3 TESTE DO EFEITO ABRASIVO DAS CONCHAS DE MEXILHÃO NA ESTRUTURA DO LABIRINTO	45
4.3.1 Escolha e preparação das amostras.....	45
4.3.2 Metalografia e Ensaio de Dureza.....	50
4.3.3 Preparo e análise das características das conchas de mexilhão dourado para o ensaio de abrasão 51	51
4.3.4 Características do Carbetto de Silício.....	53
4.3.5 Preparo das pastas abrasivas.....	53
4.3.6 O ensaio.....	55
4.4 RELAÇÃO DE DESGASTE DO LABIRINTO DE TURBINA FRANCIS EM FUNÇÃO DA PASSAGEM DE ÁGUA CONTENDO CONCHA DE MEXILHÃO DOURADO	58
5 RESULTADOS	60
5.1 EQUAÇÃO PARA O CÁLCULO DA PERDA DE CARGA EM LABIRINTOS HIDRÁULICOS;	60
5.2 METALOGRAFIA, DUREZA E ANÁLISE QUÍMICA DAS AMOSTRAS A SEREM TESTADAS	62
5.3 ANÁLISE DOS MATERIAIS ABRASIVOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS	66
5.3.1 Concha de mexilhão dourado.....	67
5.3.2 Carbetto de Silício.....	69
5.4 ANÁLISE DOS RESULTADOS DE DESGASTE.....	71
5.4.1 Desgaste abrasivo provocado pelo mexilhão dourado.....	71
5.4.2 Desgaste abrasivo provocado pelo SiC.....	80

5.4.3	<i>Comparação entre as suspensões abrasivas</i>	88
5.5	ANÁLISE DOS PARÂMETROS DO LABIRINTO OBTIDOS EM LABORATÓRIO	91
5.6	RELAÇÃO DO VOLUME REMOVIDO PELA SUSPENSÃO ABRASIVA DE MEXILHÃO DOURADO EM LABIRINTOS DE TURBINAS HIDRÁULICAS.....	96
6	CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	101
7	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107

LISTA DE FIGURAS

Figura 3.1 - Detalhes da concha do mexilhão dourado.	6
Figura 3.2 - <i>Limnoperna fortunei</i> : Esquema da anatomia com detalhes das correntes ciliares.	7
Figura 3.3 – Tubulação de um sistema de abastecimento de água.....	9
Figura 3.4 –Esquema de uma turbina Francis e seus principais constituintes, mostrando detalhe da estrutura do rotor.	12
Figura 3.5 – Localização dos labirintos.....	13
Figura 3.6 – Labirintos hidráulicos de turbinas Francis para vários valores da queda H.....	14
Figura 3.7 – Harpa de Nikuradse.....	19
Figura 3.8 – Ábaco de Moody.....	22
Figura 3.9 – Classificação do desgaste abrasivo segundo o elemento interfacial.....	30
Figura 3.10 – Mecanismos de desgaste abrasivo.....	31
Figura 3.11 – Transição do mecanismo micro sulcamento para micro corte.....	32
Figura 3.12 – Desgaste abrasivo em função da razão de dureza de partículas abrasivas e dureza do material desgastado.....	33
Figura 3.13 – Resistência relativa ao desgaste abrasivo versus dureza para metais e ligas.....	35
Figura 4.1 – Labirinto de uma turbina Francis e seus detalhes.....	39
Figura 4.2 – Representação esquemática do labirinto do tipo liso.....	39
Figura 4.3 – Coeficiente α para labirintos em anel cilíndrico com uma só gaxeta de vedação em função do número de Reynolds.....	40
Figura 4.4 – Parcela “A”.....	41
Figura 4.5 – Parcela “B”.....	41
Figura 4.6 – Projeto do aparato para validação da equação, com a estrutura suporte.....	43
Figura 4.7 – Detalhes do projeto do aparato para validação da equação.....	43
Figura 4.8 – Detalhes do projeto do aparato para validação da equação.....	44
Figura 4.8 – Amostras utilizadas nos ensaios de abrasão (A-36, AISI 316 e AISI 304 respectivamente).....	45
Figura 4.9 – Lixamento pelo processo úmido das placas a serem utilizadas nos ensaios de abrasão.....	47
Figura 4.10 – Politriz utilizada no polimento das placas.....	48
Figura 4.11 – Polimento das placas a serem utilizadas nos ensaios de abrasão.....	48
Figura 4.12 – Moinho de esferas Marconi® MA-500.....	52
Figura 4.13 – Pesagem do material abrasivo.....	55
Figura 4.14 – Diagrama do dispositivo de ensaio.....	55
Figura 4.15 – Máquina de desgaste abrasivo.....	56
Figura 4.16 – Calota Esférica produzida pelo desgaste abrasivo na peça.....	57
Figura 5.1 – Componentes da Parcela “B”.....	61
Figura 5.2 – Metalografia do aço inoxidável 304 com e sem ataque de solução eletrolítica A, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico.....	63
Figura 5.3 – Metalografia do aço inoxidável 316 com e sem ataque de solução eletrolítica A2, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico.....	63
Figura 5.4 – Metalografia do aço inoxidável A-36 com e sem ataque de Nital 2%, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico.....	63
Figura 5.5 – Distribuição granulométrica da concha do mexilhão dourado após moagem....	67
Figura 5.6 – Composição química da concha de mexilhão dourado, após moagem.....	68
Figura 5.7 – Formato das partículas de mexilhão dourado.....	69
Figura 5.8 – Distribuição granulométrica do SiC.....	70
Figura 5.9 – Formato das partículas de SiC.....	70
Figura 5.10 – Calotas formadas nos ensaios de desgaste utilizando a força de 0,5N.....	71

Figura 5.11 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço ASTM A 36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado.....	72
Figura 5.12 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado.....	72
Figura 5.13 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado.....	73
Figura 5.14 – Resultados da Taxa de desgaste obtida em função do diâmetro médio de desgaste nos três materiais testados.....	74
Figura 5.15 – Variação do coeficiente de desgaste em função da concentração da suspensão abrasiva de mexilhão dourado.	75
Figura 5.16 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra aço ASTM A36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado utilizando o aumento de 3000X.....	76
Figura 5.17 – Incrustação do mexilhão dourado, aumento de 500X (a), aumento de 1000X (b) e imagem da composição da amostra (c).	77
Figura 5.18 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado utilizando o aumento de 3000X.....	78
Figura 5.19 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado utilizando o aumento de 3000X.....	78
Figura 5.20 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra aço inoxidável 304	80
Figura 5.21 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço ASTM A 36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC.....	81
Figura 5.22 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC.....	81
Figura 5.23 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC.....	82
Figura 5.24 – Resultados da Taxa de desgaste obtida em função do diâmetro médio de desgaste nos três materiais testados.....	83
Figura 5.25 – Variação do coeficiente de desgaste em função da concentração da suspensão abrasiva de SiC.....	84
Figura 5.26 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra Aço ASTM A36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC utilizando o aumento de 3000X.	85
Figura 5.27 – Figura 5.26 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra Aço ASTM A36 utilizando a concentração de 300 g/l de SiC utilizando o aumento de 1000X.	86
Figura 5.28 – Figura 5.26 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra Aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC utilizando o aumento de 3000X.....	86
Figura 5.29 – Mecanismos de desgaste atuante no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC utilizando o aumento de 3000X.	87
Figura 5.30 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados por duas suspensões abrasivas no aço ASTM A 36.....	88
Figura 5.31 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados por duas suspensões abrasivas no aço inoxidável 304.....	89
Figura 5.32 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados por duas suspensões abrasivas no aço inoxidável 316.....	89

Figura 5.33 – Perda de carga no cilindro “Parcela A”	92
Figura 5.34 – Perda de carga no disco “Parcela B”	93
Figura 5.35 – Perda de carga total no labirinto.....	94
Figura 5.36 – Volume de material (%) para o aço ASTM A 36.....	99
Figura 5.37 – Volume de material (%) para o aço inoxidável 304.....	100
Figura 5.38 – Volume de material (%) para o aço inoxidável 316.....	101

LISTA DE TABELAS

TABELA 3.2 – Composição química dos aços inoxidáveis austeníticos (% em peso)	37
TABELA 4.1 – Medidas pré – estabelecidas para o projeto do aparato	42
TABELA 4.2 – Aços escolhidos e justificativas para as escolhas	46
TABELA 4.3 – Composição química dos aços utilizados segundo o fornecedor em %.	46
TABELA 4.4 – Análise mecânica dos aços utilizados segundo o fornecedor	47
TABELA 4.5 – Características do moinho utilizado para a moagem das conchas de mexilhão	52
TABELA 4.6 – Concentrações dos abrasivos utilizadas nos ensaios em g/l e %	54
TABELA 5.1 – Ensaio de Dureza.....	64
TABELA 5.2 – Índice de severidade calculado para cada tipo de amostra em função da dureza do abrasivo.....	65
TABELA 5.3 – Composição química dos aços utilizados segundo ensaio realizado no laboratório em %.	65
TABELA 5.4 – Diâmetro médio e Desvio Padrão das calotas geradas pelo abrasivo mexilhão dourado nos três diferentes tipos de amostra.....	73
TABELA 5.5 – Coeficiente de desgaste específico ($m^3/N.m$) provocado pelo abrasivo mexilhão dourado nos três diferentes tipos de amostras.	74
TABELA 5.6 – Diâmetro médio e Desvio Padrão das calotas geradas pelo abrasivo SiC nos três diferentes tipos de amostra	82
TABELA 5.7 – Coeficiente de desgaste específico ($m^3/N.m$) para o abrasivo SiC nos três diferentes tipos de amostra	83
TABELA 5.8 – Número de vezes que o carbetto de silício é mais abrasivo que a concha de mexilhão dourado	90
TABELA 5.9 – Resultados dos ensaios de perda de carga utilizando a rotação de 600 rpm... 91	91
TABELA 5.10 – Perda de carga total em função da variação da rotação e da vazão	94
TABELA 5.11 – Valores dos coeficientes de correção α “A” e α “B” para as diferentes rotações.....	95
TABELA 5.12 – Valores médios do coeficiente de correção α e seu desvio padrão.....	96
TABELA 5.13 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 100 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora	97
TABELA 5.14 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 200 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora	97
TABELA 5.15 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 300 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora	97
TABELA 5.16 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 100g/l de abrasivo.....	102
TABELA 5.17 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 200g/l de abrasivo.....	102
TABELA 5.18 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 300g/l de abrasivo.....	103

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E SÍMBOLOS

<i>ABNT</i>	Associação Brasileira de Normas Técnicas
<i>ANEEL</i>	Agencia Nacional de Energia Elétrica
<i>A</i>	Área
<i>CPH</i>	Centro de Pesquisas Hidráulicas e Recursos Hídricos da UFMG
<i>CW</i>	Colebrook e White
<i>D</i>	Diâmetro
<i>D_h</i>	Diâmetro hidráulico
<i>F</i>	Fator de atrito
<i>g</i>	Aceleração da gravidade
<i>H</i>	Queda disponível
<i>h_c</i>	Influência da carga
<i>L</i>	Comprimento
<i>L_e</i>	Comprimento equivalente
<i>K</i>	Adimensional (perda de carga localizada)
<i>mca</i>	Metros de coluna d'água
<i>NBR</i>	Norma Brasileira
<i>ns</i>	Rotação específica
<i>P</i>	Pressão
<i>P_e</i>	Pressão de entrada
<i>PIB</i>	Produto interno bruto
<i>P_s</i>	Pressão de saída
<i>POP</i>	Procedimento Operacional Padrão
<i>Q</i>	Vazão
<i>r</i>	Raio
<i>Re</i>	Número de Reynolds

S	Largura do labirinto
SiC	Carbeto de silício
UFMG	Universidade Federal de Minas Gerais
UFOP	Universidade Federal de Ouro Preto
UHE	Usina Hidroelétrica
V ou U	Velocidade média
Z	Altura
α	Coefficiente de contração do jato no labirinto
γ	Peso específico
δ	Espessura do labirinto
ε	Rugosidade interna da parede
η	Número de rotações por minuto
λ	Coefficiente de resistência
μ	Viscosidade dinâmica
μ	Coefficiente de vazão no labirinto
ν	Viscosidade cinemática
ρ	Massa específica
ω	Rotação
Δh ou hf	Perda de carga
$\Delta h'$ ou hf'	Perda de carga continua
$\Delta h''$ ou hf''	Perda de carga localizada
Δp	Diferença de pressão

1 INTRODUÇÃO

Diversas são as formas de geração de energia elétrica. A matriz elétrica brasileira possui, como maior fonte de geração, a energia hidráulica que no ano de 2014 representou 65,2% de toda energia elétrica produzida no Brasil (ANEEL, 2015).

Usinas hidrelétricas são construções que visam aproveitar o potencial hidráulico de um rio, isso significa que a energia cinética ou potencial das águas que se concentra nos aproveitamentos hidrelétricos é transformada em energia mecânica e, finalmente, em energia elétrica (SCHEREIBER, 1977).

Uma usina hidrelétrica é composta, basicamente, por barragem, sistema de captação e adução de água, casa de força e vertedouro, que funcionam em conjunto e de maneira integrada (SOUZA et al., 1983; ANEEL, 2008).

As turbinas hidráulicas são máquinas que possuem a finalidade de transformar a maior parte da energia do escoamento contínuo da água que a atravessa em trabalho mecânico e estão localizadas na casa de força (SOUZA et al., 1983). Nas usinas hidrelétricas são usados dois tipos de turbinas hidráulicas, as de ação e as de reação (SCHEREIBER, 1977). As turbinas de ação são as do tipo Francis e Kaplan, e as turbinas de reação são conhecidas como Pelton.

Os principais componentes das turbinas Francis são: o rotor, o distribuidor e a caixa espiral. O rotor é a parte rotativa da turbina constituído de: cubo, pás, coroa, anéis de desgaste superior e inferior e, entre os anéis de desgaste os labirintos inferior e superior (PFLEIDER & PETERMAN, 1972; KIMURA, 2005).

Os labirintos são os interstícios formados pelos pares de anéis de desgaste fixo e móvel que estão posicionados de modo que tenham à função de vedação sem contato, fazendo com que os anéis tenham a menor distância entre a parte rotativa e fixa do rotor da turbina, resultando, assim, em uma pequena vazão (KIMURA, 2005), essa condição resulta em um aumento das forças tangenciais (GUINZBURG et al., 1993).

A espécie invasora *Limnoperna fortunei*, conhecida, também como mexilhão dourado vem causando graves problemas nesses sistemas. Molusco bivalve de água doce,

filtrador, o mexilhão dourado é dióico (os adultos podem medir até 5cm), possui grande capacidade reprodutiva, grande plasticidade fenotípica, comportamento gregário e ampla tolerância ambiental, podendo sobreviver em ambientes naturais, artificiais, dulceaquícolas ou salobros. Possui uma fase larval natante medindo poucos micrometros, sendo capaz de colonizar rapidamente novos ambientes aquáticos. Pela sua facilidade de dispersão, atinge tubulações e filtros, sistemas de resfriamento, grades e vários outros tipos de equipamentos.

Os problemas causados pela espécie são genericamente chamados de “*macrofouling*” quer seja: redução do diâmetro e obstrução de tubulações, redução da velocidade de fluxo da água, provocando perdas de carga, aumento do processo de corrosão de tubulações, gosto e odor na água, aumento na frequência de limpeza e manutenção e consequente aumento de custos (COLARES et al., 2002; BONAFÉ et al., 2007; MACKIE & CALUDI, 2010; ROLLA & MOTTA, 2010).

O conhecimento dos locais e das condições de fixação, além dos impactos causados pelo mexilhão dourado em sistemas hidrogeradores de energia, se mostra de grande importância, segundo Castro (2013), velocidades de escoamento em torno de 1,70m/s promove o descolamento de 50% dos mexilhões das estruturas de aço e velocidades até 4,1m/s promovem o descolamento total do mexilhão dourado, a soltura destes pode vir a causar desgaste nos materiais constituintes das usinas.

O desgaste de materiais e estruturas representa um dos principais fatores de depreciação de capital e de fontes de despesas com manutenção em diversos setores da economia (LEITE & MARQUES, 2009).

Segundo Gregolin (1990), o desgaste influi nos custos diretos de produção devido às necessidades de reposição ou recuperação de peças desgastadas, e também nos custos indiretos de produção pela necessidade de superdimensionamento de componentes e pelas limitações na produção devido a equipamentos deteriorados, além de, interrupções muitas vezes imprevistas nas linhas de produção.

Diante desse fato, viu-se a necessidade de estudar o potencial abrasivo das conchas de mexilhão dourado e o efeito abrasivo provocado na estrutura do labirinto do tipo superior de canto, e também a perda de carga que ocorre nos labirintos das usinas.

2 OBJETIVOS

2.1 Objetivo Geral

O objetivo principal é pesquisar o efeito abrasivo resultante do descolamento das conchas de mexilhão dourado incrustadas em turbinas hidráulicas e seus efeitos nos labirintos de turbinas hidráulicas do tipo Francis.

2.2 Objetivos Específicos

Como objetivos específicos destacam-se:

- Desenvolver uma equação para o cálculo da perda de carga em labirintos hidráulicos;
- Dimensionar e testar um aparato que permita simular uma condição similar ao de labirintos de turbinas hidráulicas que operem sob várias velocidades rotacionais;
- Verificar o potencial de abrasividade das conchas do *Limnoperna fortunei*, realizando a comparação com o abrasivo padrão, carbeto de silício (SiC);
- Verificar o efeito abrasivo das conchas de *Limnoperna fortunei* em três diferentes materiais;
- Verificar o volume de material removido pela abrasão provocada pelas conchas de *Limnoperna fortunei* sobre o modelo de labirinto construído em laboratório.

3 REVISÃO DA LITERATURA

Preâmbulo

Nessa revisão bibliográfica o objetivo principal foi verificar os trabalhos existentes que tratam os temas mexilhão dourado, perda de carga em condutos de seção circular e não circular, os labirintos hidráulicos, e a influência da rotação na redução da vazão escoada, o desgaste abrasivo sofrido pelos materiais, fazendo um levantamento do que já foi estudado acerca do assunto.

3.1 *Mexilhão Dourado (Limnoperna fortunei)*

A espécie, que foi descrita por Dunker em 1857, é um molusco bivalve de água doce pertencente à família *Mytilidae*, entretanto, esta espécie é capaz de tolerar concentrações desde água destilada até soluções contendo 20% de água do mar (GREENBERG & SUBHEDAR, 1982). Coloniza ambientes lóticos, lênticos e semi-lóticos entre 50cm a 10m de profundidade e podem alcançar um comprimento médio de 2,5cm a 3cm, porém há registros de animais com tamanhos entre 3,5cm e 6 cm (OLIVEIRA, 2003; MACKIE & CLAUDI, 2010).

O mexilhão dourado é uma espécie de sexos separados ou gonocórica, entretanto, em estudos da biologia reprodutiva do *Limnoperna* no Balneário Bagliardi, foram detectados indivíduos hermafroditas (CALLIL et al., 2012).

O grau de desenvolvimento gonadal, liberação de gametas e duração do ciclo variam de acordo com as condições climáticas nas quais se encontram as populações (DARRIGRAN & DAMBORENEA, 2009).

O ciclo de vida do *Limnoperna fortunei* inclui uma fase juvenil-adulta bentônica e uma fase larvária planctônica. Santos et al. (2005) descrevem as fases larvais de uma população de *Limnoperna fortunei* apresentando cinco estágios sem valvas e quatro valvados.

A concha de *L. fortunei* (Figura 3.1) é formada por duas valvas iguais de contorno triangular com a base alongada e composta por três camadas. A mais externa é o

periostraco, depois vem à camada prismática calcária, composta por cristais microscópicos dispostos perpendicularmente à superfície e por dentro a camada nacarada, composta por lamelas horizontais (MANSUR, 2012).



Figura 3.1 - Detalhes da concha do mexilhão dourado.

Fonte: Idscaro¹

As conchas dos moluscos em geral, atuam como esqueletos para suportar as partes moles do corpo dos mesmos, oferecem proteção mecânica contra predadores e, em espécies terrestres, mantêm os materiais abrasivos (terra e areia) fora da cavidade do manto. São compostos organominerais (biominerais), constituídos por quase 95% de CaCO_3 e 5% de proteínas e polissacarídeos. Diferentes grupos taxonômicos têm diferentes microestruturas composta por variados arranjos morfológicos e estruturais, derivados de fases polimórficas de carbonato de cálcio (KOBAYASHI & SAMATA, 2006).

No mexilhão dourado os arranjos das conchas ocorrem conforme descrito por Nakamura Filho, et al., 2014. Segundo os autores o polimorfo da calcita CaCO_3 está presente apenas na camada cerâmica externa da concha do *L. fortunei*. Esta camada tem uma microestrutura morfológicamente diferente das camadas que compõem as conchas de outros bivalves, não apresenta uma forma bem definida como as outras. A concha do *L. fortunei* é composta ainda por duas camadas de aragonita com microestruturas distintas (a

¹ Disponível em: www.idscaro.net/sci/01_coll/plates/bival/pl_mytilidae_1.htm, acesso em novembro de 2016.

camada aragonítica prismática e outra camada aragonítica nacarada) e o perióstraco (camada proteica que cobre e protege a parte cerâmica da concha).

A forma da valva mostra uma perfeita adaptação para viver em substratos duros. A superfície plana ventral permite ao animal uma maior adesão ao substrato, enquanto que o umbo anterior oferece maior estabilidade (DARRIGRAN & DAMBORENEA, 2009). A Figura 3.2 apresenta a morfologia interna básica do *L. fortunei*.

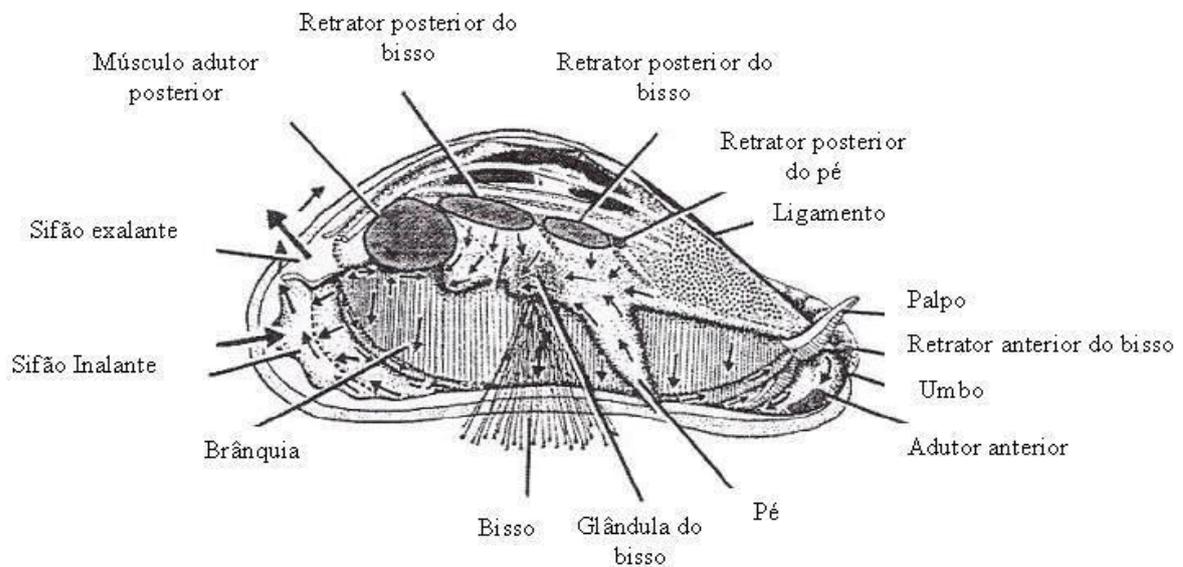


Figura 3.2 - *Limnoperna fortunei*: Esquema da anatomia com detalhes das correntes ciliares. (Fonte: Modificado de Morton, (1973) e Darrigran & Damborenea, 2009).

O mexilhão tem como principais características uma alta capacidade reprodutiva, o crescimento rápido, capacidade de viver aderido a diversos substratos sólidos por meio do bisso. O bisso é uma rede de fios interligados, produzidos pela glândula bissal, que fixam os bivalves aos mais diversos substrato (COIMBRA, 2003).

A espécie forma aglomerados compostos por vários indivíduos, que recobrem extensas áreas chegando a atingir, em alguns casos, concentrações superiores a 150.000 indivíduos/m² (DARRIGRAN, 2002). Possui larvas microscópicas livres e planctônicas, o que favorece a sua dispersão no ambiente aquático (OLIVEIRA, 2003). Na América do Sul, o molusco vem se dispersando a uma taxa média de 240km/ano

(DARRIGAN et al., 2007). A ampla tolerância ambiental do *L. fortunei* é considerada um dos fatores responsáveis por seu sucesso como invasor (DARRIGAN & DAMBORENEA, 2009).

Esta espécie invasora é agressiva e causa profundas modificações na estrutura do ecossistema, além de grandes impactos econômicos (BOLTOVSKOY & CORREA, 2015). A complexidade do habitat é um dos fatores mais importantes que afeta a diversidade, estrutura e densidade de comunidades naturais (BURLAKOVA et al., 2012).

Sabe-se que na bacia do rio da Prata o estabelecimento desta afetou a comunidade bentônica, criando novos habitats, os quais foram colonizados por outros (oligoquetas, hirudíneas, larvas de insetos, entre outros), modificando a composição e a riqueza da comunidade natural (DARRIGAN et al., 1998).

Nakano et al., (2015) relata que a densidade populacional dos tricópteros popularmente conhecidos como moscas-de-água na ilha Honshu no Japão, reduziu drasticamente depois da invasão do *Limnoperna fortunei* que ocorreu nos anos de 1990. O declínio pode ter sido causado pela competição por alimentos, já que as duas espécies são filtradoras.

A presença *L. fortunei* em dietas de peixes foi investigada e seu consumo foi descrito para cerca de 45 espécies de importantes bacias hidrográficas da América do Sul, como as do Rio da Prata (Argentina), Rio Paraná (Brasil e Argentina) e Rio Guaíba (Brasil) (GARCIA & PROTOGINO, 2005; LOPES & VIEIRA, 2012). O seu hábito de filtrador faz com que ele acumule alguns metais pesados, organoclorados e toxinas causando uma biomagnificação na cadeia alimentar (DARRIGAN & COPPOLA, 1994).

A filtração afeta, também, atributos físicos da coluna d'água, como fluxo (BOLTOVSKOY et al., 2006), transparência e penetração de luz (SYLVESTER et al., 2005), que, conseqüentemente, causam impactos nas comunidades biológicas (DARRIGAN & DAMBORENEA, 2011).

Em função da capacidade que tem de se incrustar em vários tipos de superfície submersa, o *Limnoperna fortunei* tem causado problemas em sistemas de abastecimento de

água, centrais hidrelétricas, térmicas e nucleares, frigorífico, indústrias processadoras de óleo, fábricas de óleo, fábricas de papel entre outras (DARRIGRAN E DAMBORENEA, 2005).

Em Usinas Hidrelétricas, o mexilhão dourado adere a diversas estruturas e, pela sua facilidade de dispersão, atinge tubulações e filtros, sistemas de resfriamento, grades e vários outros tipos de equipamentos. (MACKIE & CALUDI, 2010).

De acordo com Resende (2007) a aglomeração de *L. fortunei* no interior de tubulações reduz sua área útil para o escoamento de água, aumentando também a rugosidade de sua parede interna, fazendo com que haja necessidade de um aumento de pressão para compensar essa perda de carga hidráulica originalmente não presente no sistema e assim manter-se a vazão inicial.

O trabalho realizado por Martinez et al. (2012) concluiu que a infestação de instalações elevatórias de água pelo mexilhão dourado representa uma potencial elevação nos custos de bombeamento de água. Resende & Martinez, (2014) demonstram que a infestação de bombas centrífugas pelo *L. fortunei* altera sensivelmente seu desempenho, tanto em termos de redução da energia útil quanto de vazão bombeada.



Figura 3.3 – Tubulação de um sistema de abastecimento de água

FONTE – CORSAN, 2006

Aumentos na força de arrasto sobre as grades de tomadas d'água em Usinas Hidrelétricas pela infestação do *L. fortunei* podem variar de 280% a 3.600% em função do

grau de infestação. Essa incrustação provoca uma perda de carga no sistema, diminuindo o rendimento da Usina. Além disso, provoca um aumento da força do fluxo de água sobre a grade, podendo ocasionar um rompimento desta (DINIZ & MARTINEZ, 2010).

A geração de energia em pequenas centrais hidrelétricas de alta queda que possuem tubulações de pequenos diâmetros pode até mesmo ser inviabilizada devido à infestação de mexilhões (DINIZ et al. 2009).

Martinez et al., (2013), simularam os impactos da infestação de mexilhões dourados em uma pequena central hidrelétrica de alta queda. Os resultados da simulação proposta mostram que no caso de infestações maiores 1 ind/cm² os valores representam uma perda considerável de geração que pode alcançar 35% para geração de 1200kW.

3.2 Turbinas Hidráulicas

Mesmo que todas as turbinas hidráulicas possuam princípios de operação semelhantes, elas não são exatamente iguais e o tipo do rotor escolhido dá origem a diversos desenhos de máquina. A escolha de cada tipo de turbina é definida com base em uma série de características do ambiente tais como: altura de queda, vazão, condições geológicas, etc., além da característica da barragem e condições econômicas.

Dentre os diversos tipos de turbinas existentes os três tipos em operação mais comuns, tanto no Brasil como no mundo, são as Francis, Kaplan e Pelton (ELLIOT *et al.* 1998). De modo geral, pode-se definir que as turbinas Francis se adaptam a diferentes amplitudes (50m a 800m) de queda, Kaplan a regiões de menores quedas (10m a 70m) e Pelton a maiores quedas (200m a 1500m) (ANEEL, 2005).

O enfoque principal, neste trabalho, será nas turbinas do tipo Francis, pois, de acordo com ANEEL (2005), a maioria dos projetos hidráulicos brasileiros são de queda média e, portanto, possuem turbinas do tipo Francis em suas instalações .

3.2.1 Turbinas Francis

As turbinas Francis podem ser utilizadas na faixa de rotação específica que varia de 50rpm até 410rpm (PFLEIDER & PETERMANN, 1972). A forma de seu rotor muda conforme a variação de sua rotação (rpm), velocidade específica ou ainda pelo número de

forma, esses valores são obtidos a partir de grandezas como a queda disponível (H), a vazão (Q), o número de rotações por minuto (η) e a potência útil da turbina (MACINTYRE, 1983).

As turbinas Francis são máquinas de reação de fluxo radial. Carvalho (1982), descreve que o rotor recebe a água sob pressão na direção radial e a descarrega numa direção preponderantemente axial, transformando tanto energia cinética como energia de pressão em trabalho.

Os principais componentes das turbinas Francis são: o rotor, o distribuidor e a caixa espiral. O rotor é a parte rotativa da turbina constituída de: cubo, pás, coroa, anéis de desgaste superior e inferior e entre os anéis de desgaste os labirintos inferior e superior. É o principal elemento da turbina. É ele que recebe a energia cinética da água e transforma-a em energia mecânica de rotação de eixo que é entregue ao gerador através do eixo da turbina (KIMURA, 2005).

O rotor deste tipo de turbina está definido na ABNT (NBR 06445) como sendo constituído por certo número de pás com curvatura especial, fixadas e estruturadas entre as coroas interna e externa, em forma de espiral. As pás formam entre si canais cheios d'água em movimento (SCHEREIBER, 1977). Pelo fato do rotor Francis estar em contato direto com a água que percorre pelos seus canais, não é recomendável o seu emprego em usinas cuja água possua alto teor de sólidos em suspensão, o que acarretaria excessivo desgaste do rotor por erosão (CARVALHO, 1982).

O distribuidor tem a função de controlar a vazão de água para o interior do rotor, atendendo a demanda solicitada pelo gerador, é composto de servomotores, bielas, anel de regulação, alavancas e principalmente palhetas. Em turbinas de médias e grandes dimensões existem ainda um pré-distribuidor de pás fixas, que são responsáveis por direcionar a água para o distribuidor (MACINTYRE, 1983). A caixa de espiral também é conhecida como caixa voluta ou caracol e circunda o distribuidor, sendo sua função recolher a vazão e encaminhá-la para o distribuidor (KIMURA, 2005), a caixa é projetada com uma seção gradativamente decrescente no sentido do escoamento de modo que garanta as mesmas vazões em todos os canais formados pelas pás do distribuidor (MACINTYRE, 1983).

Outro constituinte que deve ser levado em consideração é o tubo de sucção ou tubo aspirador, chamado ainda de tubo difusor, pois, é este tubo que conduz a água que sai do receptor a um poço ou canal de fuga (MANCINTYRE, 1983). A Figura 3.4 apresenta os principais constituintes de uma turbina Francis com ênfase na estrutura do rotor .

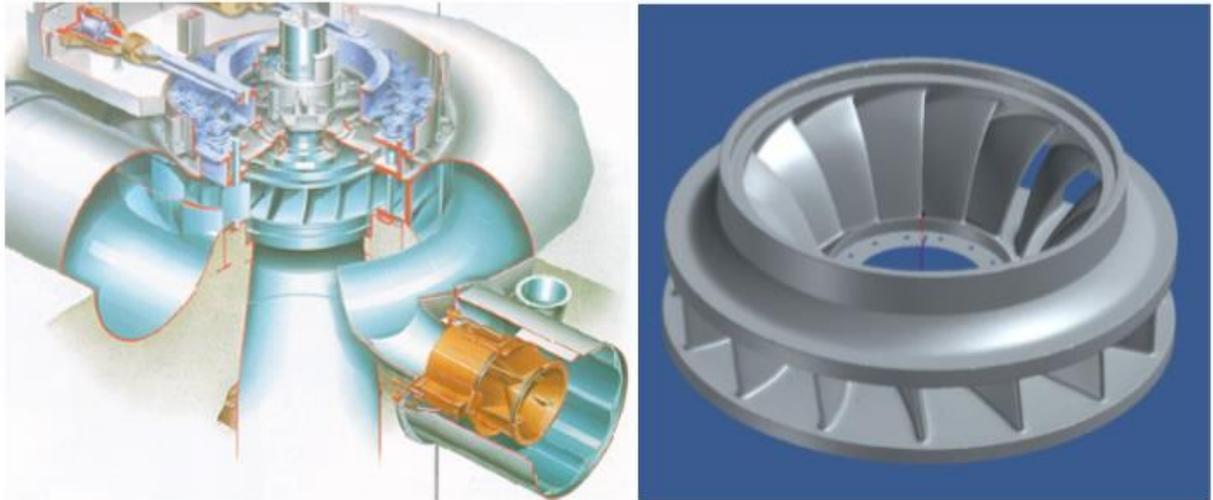


Figura 3.4 –Esquema de uma turbina Francis e seus principais constituintes, mostrando detalhe da estrutura do rotor.

FONTE - SILVA, 2010.

Segundo Henn, (2012) as turbinas podem ser classificadas quanto às velocidades específicas (ns):

- ✓ Lentas ($55 < ns < 120$ rpm);
- ✓ Normais ($120 < ns < 200$ rpm);
- ✓ Rápidas ($200 < ns < 300$ rpm);
- ✓ Extra rápidas ($300 < ns < 450$ rpm).

3.3 *Labirinto Hidráulico*

Os labirintos são os interstícios formados pelos pares de anéis de desgaste fixo e móvel que estão posicionados de modo que tenham a função de vedação sem contato (KIMURA, 2005).

Os labirintos possuem folgas muito pequenas, fazendo com que os anéis tenham a menor distância entre a parte rotativa e fixa do rotor da turbina, resultando, assim, em uma pequena vazão (KIMURA, 2005). Essa condição resulta em um aumento das forças tangenciais (GUINZBURG, 1993) que podem influenciar no modo de vibrar do sistema e até mesmo causar instabilidade (GLATTFELDER, et al., 1981).

Entre as várias funções dos labirintos, destaca-se a de evitar a fuga do fluido ou fazer com que ela seja muito pequena o que gera conseqüentemente o maior aproveitamento da energia disponível (BRAN & SOUZA, 1984; MANCINTYRE, 1983; KIRK E GAO, 2013).

Macintyre, 1983 relata que a fuga do fluido pode ser verificada na periferia dos rotores Francis, entre a entrada do rotor e o tubo de sucção, e entre o rotor e a tampa superior conforme podemos observar na Figura 3.5.

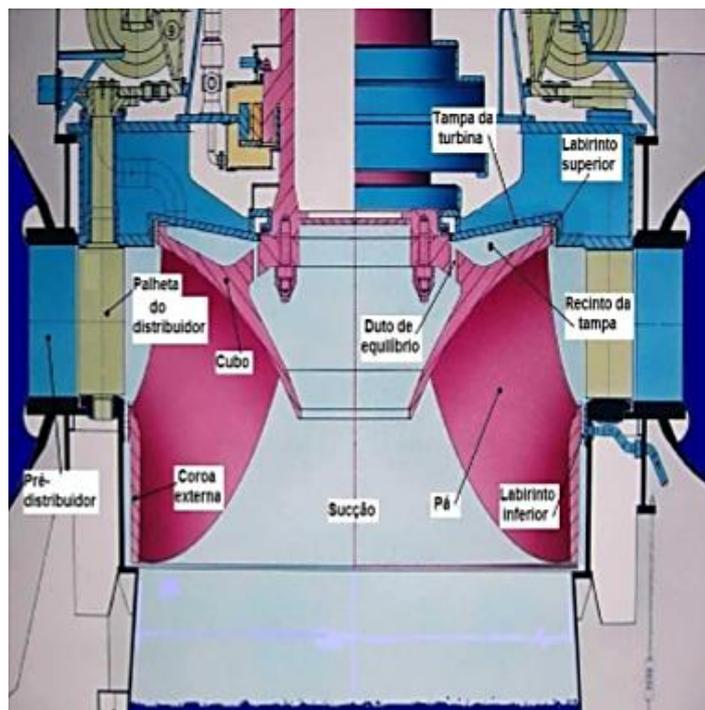


Figura 3.5 – Localização dos labirintos

FONTE - KIMURA, 2005.

Muitos fatores podem influenciar no coeficiente de rotação do mesmo, como a forma do selo, a localização do dente, o número de dentes alguns fatores geométricos (KIRK & GAO, 2013).

A largura de um labirinto varia de 0,5mm a 2mm, e faz com que o escoamento da água que ali passa tenha valores de velocidade elevados, que podem causar erosões nas paredes em função do material abrasivo que são deslocados juntamente com a água (PFLEIDER & PETERMANN, 1979; MANCINTYRE, 1983).

A complexidade dos labirintos aumenta com o a elevação do valor da queda disponível, conforme pode-se observar na Figura 3.6 (MANCINTYRE, 1983).

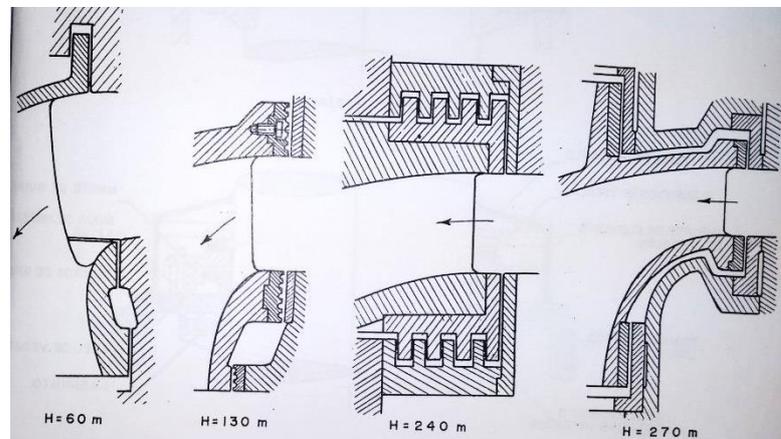


Figura 3.6 – Labirintos hidráulicos de turbinas Francis para vários valores da queda H

FONTE - MANCINTYRE, 1983

O número de Reynolds ao qual o escoamento é submetido nos labirintos varia conforme o tipo de rotor, para rotores Francis mais lentos o número de Reynolds é em torno de 4.500 e para rotores mais rápidos pode chegar até a Re na faixa de 100.000 (LIESS et al., 1990 apud MAGNOLI, 2005).

3.3.1 Influência da rotação real na redução da vazão escoada no labirinto

O rotor é o principal constituinte de uma turbina, é nele que se opera a transformação da energia hidráulica em energia mecânica.

A rotação específica é uma característica que depende de elementos como a vazão e a altura de queda. Essas grandezas podem ser obtidas por estudos hidráulicos, hidrológicos, topográficos, entre outros (SOUZA, et al., 1983).

Observando as turbinas de reação, sabe-se que há uma tendência de aumento da velocidade de disparo com o aumento da rotação específica (SANTOS & TIAGO FILHO, 1997). Por outro lado, observando o comportamento da vazão turbinada em função da rotação real da máquina, vê-se que esta cresce com o aumento da rotação em máquinas rápidas (alta rotação específica), permanece praticamente constante nas máquinas normais (média rotação específica) e se reduz com a rotação nas máquinas lentas (baixa rotação específica) (SANTOS & TIAGO FILHO, 1997).

O aumento da rotação (ω) e a variação do raio (r) influencia a carga (h_c) de acordo com a Equação 3.1:

$$h_c = \frac{\omega^2 \cdot r^2}{2g} \quad (3.1)$$

Na situação de rotor parado tem-se que a diferença de pressão (Δ_p) entre a pressão na entrada (P_e) e a pressão de saída (P_s) (Figura. 3.7), é dada pela Equação 3.2:

$$\Delta_p = P_e - P_s \quad (3.2)$$

No entanto quando o rotor está em movimento ter-se-á a seguinte situação descrita pela Equação 3.3:

$$\Delta_p = P_e - P_s - \left(\frac{\omega^2 \cdot r^2}{2g}\right) \quad (3.3)$$

Assim a medida que a rotação aumenta a diferença de pressão tende a diminuir. Como a vazão pelo labirinto respeita a relação de carga versus perda de carga interna ter-se-á uma redução na vazão escoada (Equação 3.4). No limite de rotação (devido a um disparo da máquina) o valor de Δ_p será próximo de zero ou até mesmo negativo fazendo com que o escoamento seja nulo (Equação 3.3). Dependendo dessa rotação pode-se ter até mesmo uma situação de injeção de ar no sistema. Isso deve ser evitado, pois à medida que o

labirinto ficar sem passagem de água existe a possibilidade de um aumento local de temperatura que pode ser prejudicial para o sistema.

$$Q = \sqrt{\frac{\Delta p \cdot \pi^2 \cdot g \cdot D^5}{8 \cdot f \cdot L}} \quad (3.4)$$

3.4 Perda de Carga

O termo perda de carga é usado para representar parte da energia potencial de pressão e de velocidade que é transformada em outros tipos de energia e que são dissipadas no processo de transporte de fluidos de um ponto ao outro.

A dissipação da energia pode ocorrer pela associação de um conjunto de variáveis hidráulicas como o comprimento e diâmetro da tubulação, velocidade de escoamento do fluido, rugosidade do material da parede da tubulação bem como o tempo de uso da mesma e a viscosidade do fluido de trabalho (AVEZEVEDO NETTO, 1998).

Para efeito de estudo, a perda de carga, denotada por Δh ou h_f , é classificada em perda de carga contínua ($\Delta h'$ ou h_f') e perda de carga localizada ($\Delta h''$ e h_f''). Fox e McDonald (2001) definem a perda de carga distribuída como sendo aquela que ocorre ao longo de uma tubulação, devido, principalmente, aos efeitos de atrito no escoamento e perda de carga localizada que ocorre em função da existência de entradas, acessórios e mudanças de áreas.

A maioria dos escoamentos ocorre em dutos circulares, porém, dutos de seção retangulares são usados em sistemas de ar condicionado, canais, decantadores de fluxo laminar e alguns sistemas de plantas industriais e de geração de energia (VIANNA, 2009).

3.4.1 Perda de carga contínua em condutos circulares

Para o estudo da perda de carga distribuída ao longo de uma tubulação, pode-se admitir que essa perda seja uniforme em qualquer trecho da canalização, desde que a mesma possua dimensões constantes (AZEVEDO NETTO, 1998).

A perda de carga entre dois pontos em um tubo reto ou duto pode ser quantificada pelo princípio de Bernoulli (equação 3.5), apropriadamente chamada equação de energia (BROWN, 2002).

$$\Delta h = \left(\frac{V_1^2}{2g} + \frac{P_1}{\gamma} + Z_1 \right) - \left(\frac{V_2^2}{2g} + \frac{P_2}{\gamma} + Z_2 \right) \quad (3.5)$$

Sendo, Δh a perda de carga entre as posições subscritos 1 e 2, V a velocidade média, g a aceleração da gravidade, p a pressão do fluido, γ o peso específico do fluido e Z representa a altura ou elevação do tubo. Portanto, a perda de carga no tubo equivale à variação da carga cinética, da carga piezométrica e da carga altimétrica.

Ao longo do tempo diversas equações para o cálculo da perda de carga contínua foram sendo desenvolvidas, porém a mais utilizada até os dias de hoje foi desenvolvida por volta de 1850, pelo engenheiro francês Henri-Philibert Gaspard Darcy e pelo também engenheiro e professor alemão Ludwing Julius Weisbach (equação 3.6) (AZEVEDO NETTO, 1998; BROWN, 2002; WHITE, 2002).

$$\Delta h = f \frac{L}{D} \cdot \frac{V^2}{2g} \quad (3.6)$$

Sendo, L é o comprimento da tubulação, D é o diâmetro e f é o fator de atrito.

Segundo Azevedo Netto (1998), apesar de ser a equação mais utilizada, a mesma apresenta algumas dificuldades:

1. Em escoamento turbulento, que ocorre quase sempre na prática, a perda de carga não varia exatamente como o quadrado da velocidade, mas sim com uma potência que varia entre 1,75 e 2,0.
2. A perda de carga é inversamente proporcional a 5ª potência do diâmetro, o que não se verifica na prática, pois as experiências demonstram que o coeficiente de “D” é próximo a 5,25.

Ambas as dificuldades acima podem ser resolvidas, corrigindo-se o valor do fator de atrito (f), de modo a compensar a incorreção na fórmula.

O coeficiente f é função da rugosidade do tubo, do diâmetro do tubo, da viscosidade cinemática do fluido e da velocidade de fluxo. O coeficiente de atrito f não teve seu valor estabelecido através de uma única fórmula, assim, seu valor será obtido por meio de tabelas e gráfico dependendo basicamente do regime de escoamento (BROWN, 2002; PORTO, 2006).

O fator de atrito da parede, admitindo-se fluxo laminar, é bastante diferente daquele se for admitido um fluxo turbulento.

No caso do escoamento laminar em que predominam os esforços viscosos, o coeficiente de atrito é independente da rugosidade da tubulação, exceto quando a rugosidade seja suficientemente grande ao ponto de reduzir a área de fluxo efetiva do tubo. Portanto em escoamento laminar, o fator de atrito só varia com a variação do número de Reynolds (Re) conforme Equação 3.7 (McNEIL, 1994).

$$f = \frac{64}{Re} \quad (3.7)$$

No escoamento turbulento, ocorre o agrupamento de moléculas animadas de velocidade de perturbação que se transportam, de forma caótica, para camadas adjacentes do fluido, produzindo forças tangenciais de maior intensidade (PORTO, 2006). O coeficiente de perda de carga “ f ”, quando avaliado experimentalmente, demonstra também depender da viscosidade cinemática, da velocidade e do diâmetro da tubulação (número de Reynolds) e, na maioria das situações, depende da rugosidade interna da parede (ϵ).

Algumas equações para o coeficiente de perda de carga foram desenvolvidas ao longo da história e para diferentes situações, são apresentados nas Equações 3.8, 3.9 e 3.10:

$$f = 0,316/Re^{\frac{1}{4}} \text{ (tubos lisos – Blasius – 1913);} \quad (3.8)$$

$$\frac{1}{f} = 2 \log. \frac{Re \cdot \sqrt{f}}{2,51} \text{ (tubos lisos – Nikuradse – 1932);} \quad (3.9)$$

$$\frac{1}{f} = 2 \log. 3,7 \cdot \frac{D}{\epsilon} \text{ (tubo rugoso – Nikuradse – 1932)} \quad (3.10)$$

Em 1933, J. Nikuradse publicou os resultados de um trabalho experimental para a determinação do fator de atrito em tubulações circulares. O autor simulou a rugosidade colocando grãos de areia uniformes nas paredes internas de um tubo, criando assim, uma rugosidade uniforme e artificial de valor ϵ , correspondente ao diâmetro do grão de areia, sendo que o diâmetro médio utilizado foi de 0.8mm com uma precisão de 0,001mm (NIKURADSE, 1933; COLEBROOK & WHITE, 1937). Mediu-se, então, as quedas de pressão e as vazões volumétricas e correlacionou-se o fator de atrito em função do número de Reynolds (NIKURADSE, 1933; COLEBROOK & WHITE, 1937; WHITE, 2002; YANG & JOSEPH, 2009).

Os resultados deste estudo foram agrupados e deram origem a um gráfico chamado “Harpa de Nikuradse”. Este gráfico permite uma análise fenomenológica das cinco regiões apresentadas, conforme pode-se observar na Figura 3.7 (PORTO, 2006).

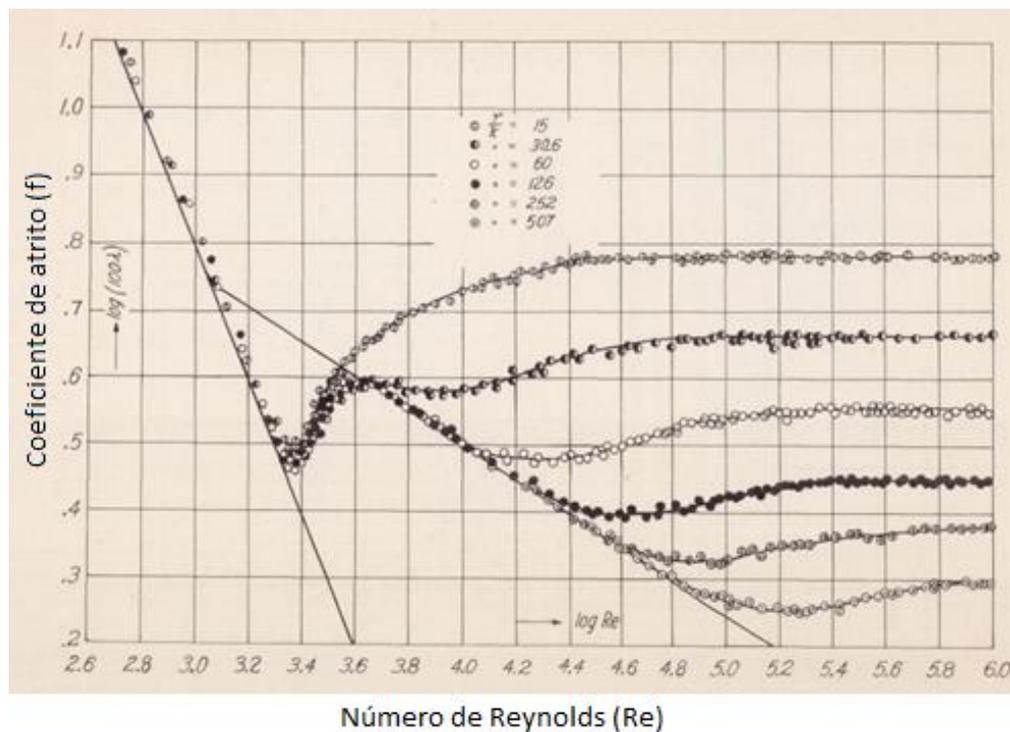


Figura 3.7 – Harpa de Nikuradse

FONTE – NIKURADSE, 1933

Segundo Porto, 2006 as regiões são descritas como observa-se a seguir:

- a) Região I: $Re < 2300$, escoamento laminar, o fator de atrito independe da rugosidade devido ao efeito da subcamada limite laminar e vale $f=64/Re$.
- b) Região II: $2300 < Re < 4000$, região crítica onde o valor de f não fica caracterizado;
- c) Região III: curva dos tubos hidraulicamente lisos, influência da subcamada limite laminar, o fator de atrito só depende do número de Reynolds;
- d) Região IV: transição entre o escoamento turbulento hidraulicamente liso e rugoso, o fator de atrito depende simultaneamente da rugosidade relativa e do número de Re ;
- e) Região V: turbulência completa, escoamento hidraulicamente rugoso, o fator de atrito só depende da rugosidade relativa e independe do número de Reynolds.

Segundo os resultados de Nikuradse (1933), é razoável dizer que os grãos de areia só começam a contribuir para a resistência ao escoamento quando as velocidades locais são altas, isto se deve ao fato que, à medida que o número de Re cresce, aumenta-se a turbulência e o transporte de quantidade de movimento entre as regiões de escoamento, diminuindo a espessura da subcamada limite laminar e expondo as asperezas da parede da tubulação ao núcleo turbulento. Portanto, pode-se dizer que, à medida que o número de Reynolds vai aumentando, um tubo pode ser hidraulicamente liso para Re baixos e hidraulicamente rugoso para Re altos (COLEBROOK & WHITE 1937; WHITE, 2002; PORTO 2006).

Para que se possa classificar um escoamento em turbulento hidraulicamente liso, turbulento hidraulicamente rugoso e turbulento hidraulicamente misto, deve-se levar em consideração o princípio da aderência.

Um escoamento é dito turbulento hidraulicamente liso quando a relação $\frac{U.\epsilon}{V} < 5$, neste caso, a rugosidade da parede da tubulação, ϵ , está totalmente coberta pela subcamada limite laminar e não se observa o efeito da rugosidade sobre o atrito. Já para a situação em que as asperezas da parede afloram a subcamada limite laminar, gerando fonte de turbulência, tem-se a relação $\frac{U.\epsilon}{V} > 70$, para essa situação tem-se que o atrito independe do número de Reynolds. Quando acontece o estado de transição ou misto, apenas as asperezas maiores ultrapassam a subcamada limite laminar, neste caso tanto a viscosidade quanto o

tamanho dos grãos influenciam no escoamento, para esta situação tem-se a relação $5 \leq \frac{U \cdot \varepsilon}{\nu} \geq 70$, tem-se assim, um efeito moderado do número de Reynolds. (COLEBROOK & WHITE 1937; PORTO, 2006).

Após os estudos de Nikuradse (1933), outras equações foram desenvolvidas, como é o caso da equação de Prandtl (Equação 3.11), publicada no ano de 1935, porém, a mesma só pode ser utilizada para tubos lisos (PORTO, 2006).

$$\frac{1}{f^{1/2}} = 2 \log. \left(\text{Re} \cdot f^{1/2} \right) - 0,8 \quad (3.11)$$

Em 1939, buscando cobrir a faixa de rugosidade transicional, Colebrook baseou-se na premissa de que a transição do fluxo laminar para o fluxo turbulento em tubos comerciais ocorre de forma gradual (COLEBROOK, 1939). Com base nesta ideia obteve-se a Equação 3.12, que pode ser observado a seguir:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = -2 \log. \left(\frac{\varepsilon/D}{3,7} + \frac{2,51}{\text{Re} \cdot \sqrt{f}} \right) \quad (3.12)$$

A equação de Colebrook (Equação 3.12), também conhecida como equação de Colebrook e White ou simplesmente equação de CW, mostra-se adequada não somente para a faixa de transição, mas também pode ser utilizada tanto para tubos lisos quanto para tubos rugosos. A equação de CW pode produzir um erro de mais de 5%, mas este é o padrão aceito para o cálculo do fator de atrito em tubos de paredes hidraulicamente lisas e ásperas (BRKIĆ, 2011).

Posteriormente, o engenheiro americano Lewis Ferry Moody, com auxílio de Princeton, estendeu os trabalhos já existentes e, com base na equação de Colebrook e White, criou um ábaco que representa os regimes laminares e turbulentos. Esse ábaco, chamado de Ábaco de Moody, apresenta eixos coordenados em graduação logarítmica, com fator de atrito f em ordenadas e o número de Reynolds em abcissas, para vários valores de rugosidade relativa, conforme pode-se observar na figura 3.8 (MOODY & PRINCETON, 1944; PORTO, 2006).

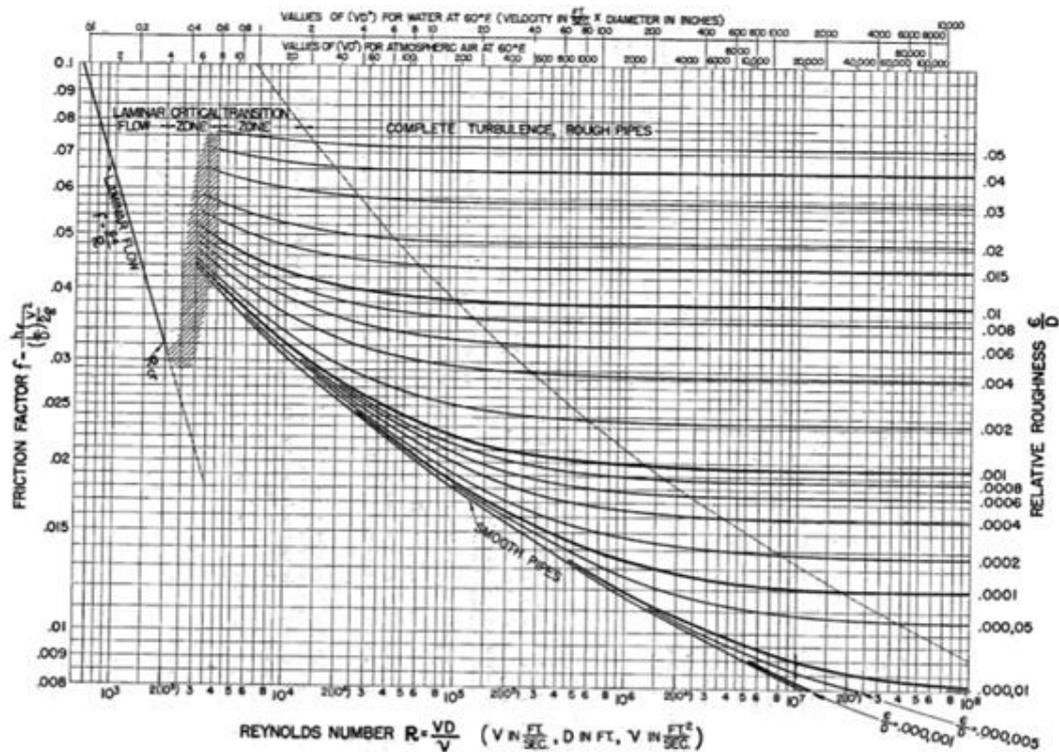


Figura 3.8 – Ábaco de Moody

FONTE – MOODY & PRINCETON, 1944

O gráfico permite a determinação do fator de atrito, em função do número de Reynolds e da rugosidade relativa, para tubulações comerciais que transportem qualquer líquido. A faixa sombreada no diagrama indica a faixa em que ocorre a transição do escoamento laminar para o escoamento turbulento. O ábaco reproduz para os tubos de rugosidade comercial os mesmos aspectos mostrados no gráfico de Nikuradse (Figura 3.7) (MOODY & PRINCETON, 1944; WHITE, 2002).

White (2002), descreve que o diagrama de Moody tem uma precisão de em torno de 15% para o cálculo de projetos sobre toda a faixa apresentada no ábaco.

Porto, 2006 descreve que na maioria dos projetos de condução de água, como os de redes de distribuição de água, instalações hidráulico-sanitárias, sistemas de irrigação, sistemas de bombeamento, etc., as velocidades médias comumente encontradas estão em geral na faixa de 0,5m/s a 3,0m/s. Admitindo-se diâmetros utilizados nestas aplicações, na faixa de 50mm a 800mm, os valores práticos dos números de Re localizam-se no intervalo de 10^4 a 3×10^6 , indicando, no diagrama de Moody, que em grande número de situações

práticas os regimes são turbulentos de transição, pois, em geral, as rugosidades absolutas das tubulações utilizadas são altas.

Para sanar a dificuldade de não se ter o coeficiente de atrito f de forma explícita, algumas equações foram apresentadas, como é o caso da equação de Swamee-Jan (Equação 3.13) (ANDRADE & CARVALHO, 2001; PORTO, 2006).

$$f = \frac{0,25}{\left[\log\left(\frac{\varepsilon}{3,7D} + \frac{5,74}{Re^{0,9}}\right) \right]^2} \quad (3.13)$$

Esta equação pode ser aplicada para Reynolds que variam de 5×10^3 a 10^8 , e para valores de rugosidade relativa que variem entre 10^{-6} e 10^8 .

Porto (2006), cita que algum tempo depois, Swamee, apresentou uma equação geral para o coeficiente de atrito, válida para escoamentos laminar, de transição e turbulento.

$$f = \left\{ \left(\frac{64}{Re}\right)^8 + 9,5 \left[\ln\left(\frac{\varepsilon}{3,7D} + \frac{5,74}{Re^{0,9}}\right) - \left(\frac{2500}{Re}\right)^6 \right]^{-16} \right\}^{0,125} \quad (3.14)$$

As rugosidades absolutas equivalentes dos diversos materiais utilizados na prática de condução de água são de difícil especificação, devido aos processos industriais e grau de acabamento da superfície, idade da tubulação, etc. (AZEVEDO NETTO, 1998). Ainda segundo o autor a natureza das paredes dos tubos deve ser analisada considerando-se o material utilizado na fabricação dos tubos, o processo de fabricação dos tubos, o comprimento de cada tubo e número de juntas na tubulação, a técnica de assentamento, o estado de conservação das paredes dos tubos, a existência de revestimentos especiais, o emprego de medidas protetoras durante o funcionamento.

3.4.2 Perda de carga contínua em condutos não circulares

Correlações empíricas para o escoamento em tubos podem ser utilizadas para os cálculos envolvendo dutos não circulares, contanto que as suas seções não sejam muito grandes (FOX & MCDONALD, 2001). Nestes casos, o efeito da forma da seção influi na

distribuição das tensões e no fator de atrito. Nestas seções a tensão cisalhante tende a ser menor nos cantos da seção que a média em todo perímetro (PORTO, 2006).

A perda de carga pode ser determinada, com a aproximação das equações de Darcy-Weisbach e Colebrook-White, utilizando o diâmetro hidráulico, igual a quatro vezes o raio hidráulico. Assim sendo, a equação passa a ser escrita conforme apresentado na equação 3.15:

$$hf = f' \frac{L}{Rh} \frac{U^2}{2g} \quad (3.15)$$

Sendo:

Rh: raio hidráulico da seção de escoamento (obtido pela razão entre a área molhada da seção e o perímetro molhado da seção);

f': f/4 onde f é o coeficiente de atrito;

L: comprimento da seção;

U: velocidade de escoamento;

g: aceleração da gravidade.

O fator de atrito f, baseado no diâmetro hidráulico, deve ser correlacionado com o número de Reynolds e com a rugosidade relativa, conforme pode-se observar na Equação 3.16:

$$f = F \left(\frac{v \cdot Dh}{\nu}, \frac{\varepsilon}{Dh} \right) \quad (3.16)$$

Sendo, Dh o diâmetro hidráulico.

Para esta nova escala o diagrama de Moody (Figura 3.8) tem uma precisão em torno de 15% para o escoamento turbulento (Equação 3.18) e de mais ou menos 40% para o escoamento laminar (Equação 3.17), levando em consideração a equação abaixo (White, 2002).

$$f \approx \frac{64}{Re_{Dh}} \quad (3.17)$$

$$f \approx f_{Moody} (Re_{Dh}, \frac{\varepsilon}{Dh}) \quad (3.18)$$

Para o escoamento laminar em retângulos e triângulos, o atrito na parede varia bastante, atingindo valores mínimos nos vértices e máximos próximos aos pontos médios dos lados. No escoamento turbulento, o cisalhamento é praticamente constante ao longo dos lados, caindo bruscamente para zero nos vértices (WHITE, 2002).

Outra opção para este tipo de cálculo pode ser obtida a partir da fórmula de Hagen-Poiseuille apresentada na Equação 3.19 (QUINTELA, 1981), porém, essa solução só se aplica aos casos onde o escoamento é laminar, diferentemente da solução apresentada acima onde a equação pode ser utilizadas também para escoamento em regime turbulento.

$$hf = N \frac{\mu}{\gamma} \frac{U}{Rh^2} L \quad (3.19)$$

Sendo:

N: número adimensional dependente da geometria da seção;

μ : viscosidade dinâmica do fluido.

3.4.3 Perda de carga localizada

Adicionalmente às perdas de carga contínuas que ocorrem ao longo das tubulações, têm-se perturbações localizadas, denominadas perdas de carga localizadas, causadas por singularidades do tipo curva, junção, válvula, medidor, registros, etc.

A presença de cada um destes acessórios faz com que haja a alteração de módulo ou direção na velocidade média e, conseqüentemente, da pressão local, fazendo com que haja um aumento da turbulência no escoamento (AZEVEDO NETTO, 1998).

Para a maioria dos acessórios ou conexões utilizadas nas instalações hidráulicas, não existe um tratamento analítico para o cálculo da perda de carga desenvolvida. Trata-se de um campo experimental, pois a avaliação de tais perdas depende de fatores diversos e de

difícil quantificação. A presença dos acessórios nas tubulações altera a uniformidade do escoamento e sua influência sobre a linha de energia se faz sentir em trechos a montante e a jusante da sua localização (PORTO, 2006).

Existem duas metodologias para a obtenção das perdas de carga localizada, a primeira delas é a partir da “expressão geral das perdas localizadas” (Equação 3.20), e a segunda pelo “Método dos comprimentos equivalentes”.

a) Expressão Geral das Perdas Localizadas

$$\Delta h'' = K \cdot \frac{V^2}{2g} \quad (3.20)$$

Na equação 3.20 o coeficiente “K” é adimensional e depende da geometria da conexão, do número de Reynolds, da rugosidade da parede e, em alguns casos, das condições do escoamento, como a distribuição de vazão em uma ramificação. “V” é a velocidade média de referência.

Em geral o coeficiente K, determinado experimentalmente, é praticamente constante para valores de número de Reynolds superiores a 50.000 (PORTO, 2006). As perdas de carga localizadas irão variar de acordo com a singularidade encontrada.

A perda de carga que se verifica na entrada de uma canalização dependerá bastante das condições que caracterizam o tipo de entrada. Tem-se 4 diferentes tipos de entrada de canalização. O primeiro tipo chamado de “Borda”, o segundo de “Normal”, o terceiro de “Forma de Sino” e o quarto de “Concordância”, quanto mais arredondada for a entrada menor será o valor de K e, conseqüentemente, menor será a perda de carga localizada (PIMENTA, 1981; AZEVEDO NETTO, 1998).

Duas situações podem ocorrer no ponto de descarga das canalizações: se a descarga for feita ao ar livre, haverá um jato na saída da canalização, perdendo-se precisamente a energia cinética; se a canalização entrar em um reservatório, haverá um alargamento de seção, neste caso a perda localizada ocorre pela desaceleração do fluido no trecho (PIMENTA, 1981; PORTO, 2006).

No caso de curvas e cotovelo, conexões muito utilizadas nas diversas instalações de transporte de água, a perda de carga é produzida devido à mudança de direção do escoamento. Pelo efeito da inércia, os filetes tendem a conservar seu movimento retilíneo e são impedidos pela fronteira sólida da conexão (NEVES, 1986; WHITE 2002).

Esta mudança de direção provoca uma modificação substancial no perfil de velocidade e, conseqüentemente, na distribuição de pressão. Basicamente a perda de carga depende da rugosidade da parede, do número de Re, da relação entre o raio de curvatura médio e o diâmetro e do ângulo de curvatura, e existe uma grande disparidade de resultados experimentais para o valor do coeficiente K (NEVES, 1986; PORTO 2006).

Registros e válvulas são dispositivos que permitem regular a vazão transportada, ou mesmo promover o fechamento total. Tais dispositivos podem ser de diversos tipos, tamanhos e geometrias, tais como: válvula borboleta, registro de gaveta, registro globo, registro de ângulo, válvula Y, etc. Quando totalmente abertas, as válvulas não produzem alterações substanciais no escoamento, porém, quando parcialmente fechadas, provocam perdas de carga consideráveis. A válvula globo, devido à trajetória tortuosa do seu escoamento, é a válvula que produz as maiores perdas quando aberta (AZEVEDO NETTO, 1998, WHITE, 2002).

b) Método dos comprimentos equivalentes (Le)

Outro método que deve ser levado em conta para o cálculo das perdas localizadas é o dos comprimentos virtuais de canalização. Uma canalização compreende diversas peças especiais e outras singularidades que, sob o ponto de vista de perdas de carga, equivale a um encanamento retilíneo de comprimento maior.

A expressão para o cálculo pode ser descrita pela Equação 3.21:

$$\frac{Le}{D} = \frac{K}{f} \quad (3.21)$$

Portanto, o método dos comprimentos equivalentes consiste em substituir, para simples efeito de cálculo, cada acessório da instalação por comprimentos de tubos retilíneos de igual diâmetro, nos quais a perda de carga seja igual à provocada pelo acessório, quando a vazão em ambos é a mesma (PORTO, 2006). Assim, cada comprimento equivalente é

adicionado ao comprimento real da tubulação a fim de simplificar o cálculo, transformando o problema em um problema de simples perda distribuída (AZEVEDO NETTO, 1998). Os valores dos comprimentos equivalentes podem ser encontrados em tabelas.

3.5 Tribologia e Desgaste

A tribologia é definida como estudo da ciência e tecnologia de superfícies interativas em movimento relativo e dos assuntos e práticas relacionados (JOST, 1990). A tribologia dedica-se ao estudo do desgaste, do atrito e, por conseguinte, da lubrificação, como forma tradicional de minimizar estes dois fenômenos (SINATORA, 2005).

Segundo a norma DIN 50320 (Instituto Alemão de Normalização), desgaste é definido como “A progressiva perda de material da superfície de um corpo sólido devido à ação mecânica”, isto é, do contato e movimento relativo de um sólido, líquido ou gás contra uma superfície.

O desgaste reduz a eficiência nas operações, que pode resultar em mudanças dimensionais de componentes ou danificar a superfície e isto pode causar problemas secundários como vibração, desalinhamento de máquinas e equipamentos e diminuição da eficiência em diferentes tipos de operações industriais (SOUZA, 2011).

O desgaste é um fenômeno que impacta o fator de depreciação de capital, visto os custos de manutenção e de reposição de componentes mecânicos (LUDEMA, 1981). De acordo com Cai (2003), a perda econômica com atrito e desgaste encontra-se na faixa de 1 a 4,5% do produto interno bruto (PIB).

Os fatores que influenciam na taxa de desgaste incluem as características de projeto, tipo de abrasivo, propriedades do material, condições de operação, o tamanho das partículas abrasiva (grossa; fina e média) e o coeficiente de atrito das mesmas (ALTERA 2009). A temperatura também exerce influência em relação ao desgaste do material, essa influência pode se dar pela temperatura ambiente ou pelo efeito do aumento da temperatura induzido pela deformação plástica do material ao ser desgastado causado pelo contato com os grãos (STACHOWIAK, & BATCHLOR, 2003; SOUZA, 2011). Por fim, tem-se a

influência do ângulo de impacto e das velocidades das partículas no desgaste (GOODWIN et. al., 1970).

Pode-se encontrar na literatura uma série de classificações para desgaste, que pode ocorrer devido à perda de material ou dano superficial (ALTERA, 2009). Os principais mecanismos físicos de desgaste foram classificados por Burwell. De acordo com esta classificação, há pelo menos quatro diferentes mecanismos físicos principais de desgastes: - Desgaste adesivo; - Desgaste abrasivo; - Desgaste corrosivo; - Desgaste por fadiga (SOUZA, 2011).

O desgaste adesivo ocorre quando a ligação adesiva entre as superfícies é suficientemente forte para resistir ao deslizamento. Como resultado dessa adesão, uma deformação plástica é causada na região de contato, gerando uma trinca que pode se propagar levando à geração de um terceiro corpo e a uma transferência completa de material. No desgaste abrasivo ocorre remoção de material da superfície. Esse desgaste ocorre em função do formato e da dureza dos dois materiais em contato. Quando o desgaste é ocasionado pelo alto número de repetições do movimento ele é chamado de desgaste por fadiga. Finalmente, o desgaste corrosivo ocorre em meios corrosivos, líquidos ou gasosos. Neste tipo de desgaste são formados produtos de reação devido às interações químicas e eletroquímicas.

Apesar do processo de deterioração por desgaste de peças e equipamentos nas indústrias ser inevitável, é possível reduzi-lo por meio da aplicação de algumas técnicas que são divididas basicamente em duas categorias: tratamentos superficiais e processos de revestimento (BOWDEN; TABOR, 1954).

3.6 Desgaste por abrasão

O desgaste abrasivo, objeto de estudo deste trabalho, é o fenômeno que ocorre quando partículas abrasivas se movimentam sobre a superfície de um material, provocando a remoção deste (SOUZA, 2011).

As partículas de abrasivos mais duras e de maior rigidez, tem maior resistência ao choque e ao rolamento, o que proporciona o polimento de sua superfície reduzindo sua capacidade abrasiva. Os abrasivos duros e de rigidez moderada ao quebrarem, apresentam

novas faces afiadas e pontas angulares, o que aumenta a intensidade de abrasão, se comparado com o fragmento original. Já os de menor rigidez, se degradam rapidamente em partículas mais finas, reduzindo a abrasividade (SWANSON & VETTER, 1985).

O desgaste abrasivo pode ser classificado, segundo o elemento interfacial em dois tipos: abrasão a dois corpos ou a três corpos (figura 3.9). No caso de as partículas estarem fixas a um dos corpos, o outro corpo é que sofre um fenômeno de abrasão, neste caso tem-se abrasão a dois corpos. Quando as partículas estão livres o processo denomina-se abrasão a três corpos, tendo as partículas maior tendência a causar abrasão em relação ao corpo ao qual as partículas se deslocam, que pode ser ou não o material com menor dureza (VIEIRA, 2004).



Figura 3.9 – Classificação do desgaste abrasivo segundo o elemento interfacial

FONTE – Meyer, 1982.

A abrasão a dois corpos é cerca de dez vezes maior que a abrasão a três corpos, o que, provavelmente, se deve ao fato de, na abrasão a três corpos, na maior parte das vezes, as partículas rolarem em vez de escorregarem sobre o material a abradir (RABINOWICS, 1961).

Segundo Misra & Finnie (1970, apud Leite, 2008), a abrasão a dois corpos acontece quando uma superfície rugosa, ou partículas abrasivas fixas, deslizam ao longo de

uma superfície para remover material pela ação de deslizamento unidirecional de partículas discretas de um outro material, sem haver movimento das superfícies entre si. Na abrasão a dois corpos o sistema é aberto e as partículas permanecem soltas, podendo existir o movimento de umas em relação às outras e também movimento de rotação durante o deslizamento. Já no desgaste a três corpos o sistema é fechado, assim as partículas soltas são aprisionadas entre duas superfícies que deslizam ou que rolam entre si.

A interação da partícula abrasiva com a superfície pode ocasionar diferentes formas de avarias, como: como microsulcamento, microcorte, microfadiga, e microtrinca, conforme apresentado na Figura 3.10.

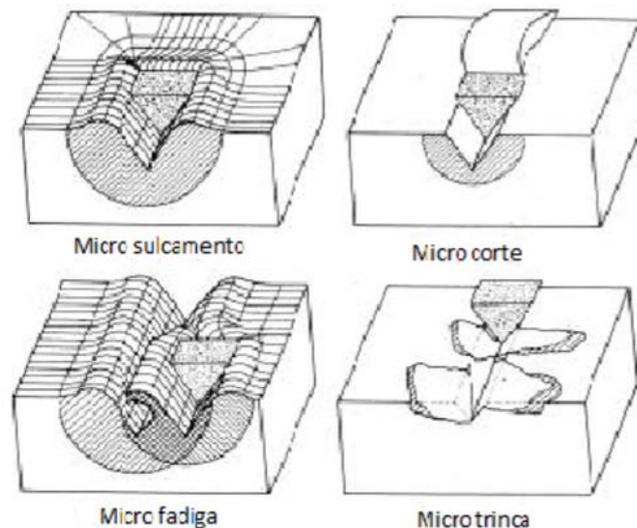


Figura 3.10 – Mecanismos de desgaste abrasivo

FONTE – MURRAY et al., 1979

Os mecanismos de desgaste por microsulcamento e microcorte são os mecanismos dominantes em materiais mais dúcteis. Estes mecanismos estão conectados com a alta deformação da superfície desgastada. A transição entre microsulcamento e microcorte depende das propriedades do material desgastado e das condições de operação, como ângulo de ataque (Figura 3.11) e coeficiente de fricção (MURRAY, et al., 1979).

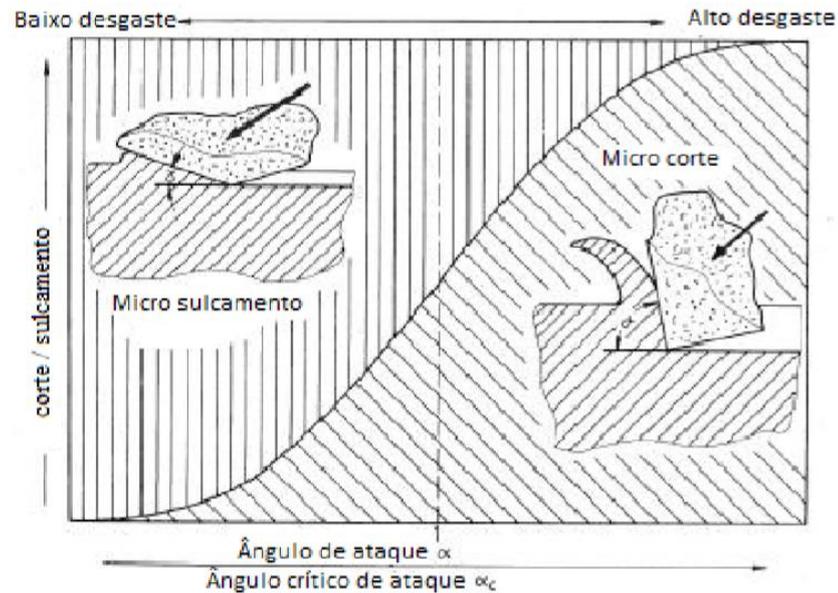


Figura 3.11 – Transição do mecanismo micro sulcamento para micro corte

FONTE – ZUM GAHR, 1987 apud PEREIRA, 2010.

Um aumento posterior na dureza resulta na transição do mecanismo de micro corte para micro trinca. A micro trinca ou micro lascamento ocorre quando as partículas abrasivas impõem altas concentrações de tensões na superfície dos materiais, particularmente se forem frágeis.

Quando um material duro é atritado por um grão que perdeu a capacidade de corte (grão cego), não ocorrerá desgaste por mecanismo de corte. Neste caso, ocorrerá desgaste por deformações cíclicas, assim o desgaste é resultado da fadiga do material (SOUZA, 2011).

O desgaste abrasivo representa cerca de 50% das ocorrências entre os vários tipos de desgaste e está presente em diversos campos da engenharia (STACHOWIAK & BATCHELOR, 2001 apud ALTERA, 2009).

A abrasão pode ser classificada em função das condições da partícula abrasiva (tamanho, angulosidade e restrição de movimento) e dos níveis de tensões aplicadas em três tipos de regimes diferentes, chamados de moderado, severo e extremo (GATES, 2001).

Uma forma usada para definir o regime de desgaste é por meio da relação Dureza do abrasivo (H_a)/Dureza do material (H). Quando trabalha-se com materiais homogêneos, para valores de $H_a/H < 1$ o regime de desgaste é moderado e para valores de $H_a/H > 1,2$ o regime é considerado severo, sendo a faixa de $1,0 < H_a/H < 1,2$ a região de transição entre estes dois regimes. Quando usados materiais heterogêneos (com a presença de segundas fases) a região de transição se situa entre $0,9 < H_a/H < 1,5$, conforme pode-se observar na Figura 3.12.

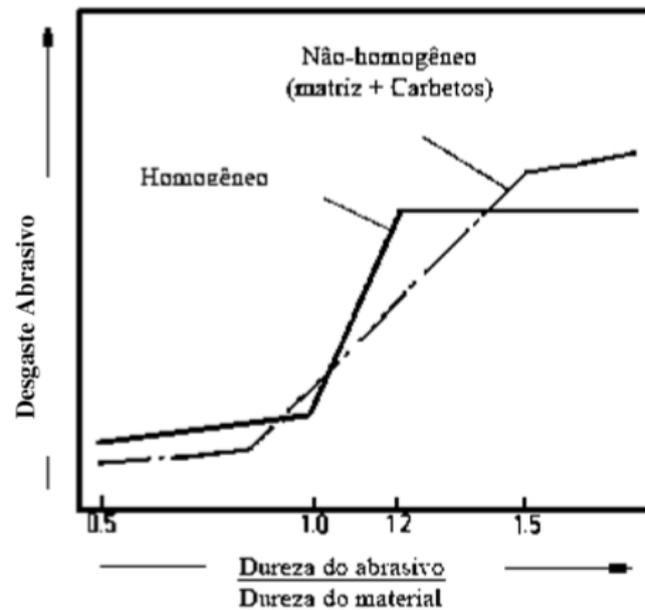


Figura 3.12 – Desgaste abrasivo em função da razão de dureza de partículas abrasivas e dureza do material desgastado

FONTE – ZUM GAHR, 1987 apud PEREIRA, 2010.

A severidade do desgaste do sistema não depende somente da relação H_a/H . Deste modo, apesar de importância da definição de um valor para a relação H_a/H para determinação da severidade do desgaste, só este não basta e é necessário analisar também o mecanismo de desgaste a que a superfície foi submetida (PEREIRA, 2010).

Os ensaios mais utilizados para estudo do desgaste abrasivo são o ensaio da roda de borracha e o ensaio do pino sobre disco (SILVA, 2004). Estes ensaios estão normalizados pela Sociedade Americana de Testes e Materiais (ASTM), com as designações G65-91 e G99-90, respectivamente, porém, segundo Silva (2004), o ensaio da

roda de borracha é indicado para reproduzir as condições de abrasão sob baixas tensões. O ensaio pino do sobre disco é indicado para condições de abrasão em altas tensões. Outro tipo de ensaio amplamente utilizado é o tipo ensaio de desgaste por microabrasão, ou ensaio de desgaste do tipo de esfera sobre placa. O ensaio de desgaste microabrasivo por esfera rotativa foi desenvolvido no meio industrial, para a medição das espessuras de filmes finos (ZEFERINO et al., 2007).

3.7 Os abrasivos

O abrasivo é um conjunto de partículas ou grãos que podem estar presentes na superfície de um segundo material, ou podem existir como partículas soltas entre duas superfícies ou livre, podendo causar um rápido e eficiente desgaste. Geralmente, para que ocorra o desgaste por abrasão, a dureza do material a ser agredido deverá ser inferior a 0,8 da dureza das partículas (RICHARDSON, 1968).

Abrasivos mais duros e resistentes, resistem ao choque e ao rolamento, o que proporciona o polimento de sua superfície reduzindo sua capacidade abrasiva. Os abrasivos duros de resistência moderada, ao quebrarem, apresentam novas faces afiadas e pontas angulares, o que aumenta a intensidade de abrasão, se comparado com o fragmento original. Já os de menor resistência degradam-se rapidamente em partículas mais finas, reduzindo a abrasividade (SWANSON & VETTER, 1985).

3.8 Resistência dos materiais ao desgaste

A base para resistência ao desgaste abrasivo dos materiais é a dureza e, geralmente, é reconhecido que materiais de maior dureza apresentam uma taxa de desgaste bem menor do que os materiais de baixa dureza (SOUZA, 2011).

O estudo desenvolvido por Murray et al. (1979) verificou que, para metais puros, a resistência aumenta linearmente com a dureza. Para os aços o aumento do teor de carbono faz com que haja um aumento da resistência ao desgaste (ALTERA, 2009), conforme pode-se observar na Figura 3.13.

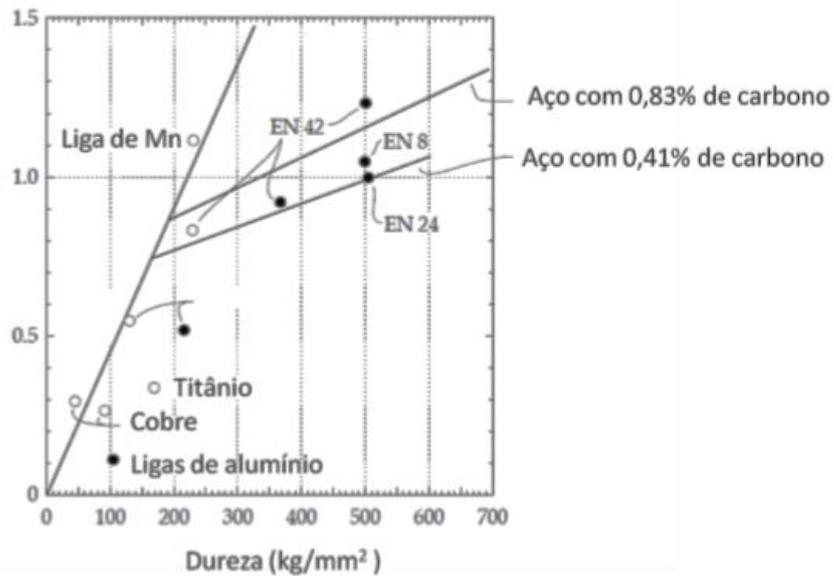


Figura 3.13 – Resistência relativa ao desgaste abrasivo versus dureza para metais e ligas
 FONTE – Souza, 2011.

A resistência de aços ao desgaste abrasivo pode ser consideravelmente reforçada com a seleção correta da microestrutura do aço (SOUZA, 2011).

Estudos mostram que nas ligas ferrosas a microestrutura tem maior influência no desgaste que a matriz da dureza. Os carbonetos, por exemplo, são importantes ao se analisar a resistência de materiais como os aços e ferros fundidos brancos ligados ao Cr, nota-se que carbonetos finamente dispersos, aumentam a resistência ao desgaste, enquanto que os grosseiramente dispersos diminuem a resistência ao desgaste (ALTERA, 2009).

A resistência ao desgaste abrasivo de aços ao abrasivo duro é determinada pela proporção relativa de austenita, bainita, martensita, perlita, ferrita e também, pela presença de cementita. Um resultado geral de diferentes testes realizados avalia que a austenita e bainita, que são constituintes de menor dureza que a martensita, são mais resistentes ao desgaste abrasivo causado pelo abrasivo duro, fato que pode estar ligado a maior ductilidade e tenacidade da austenita e da bainita (ZUM GAHR, 1987 apud SOUZA, 2011).

Para aços com baixo teor de carbono, a influência da microestrutura depende se o aço escolhido é hipoeutetóide (possui menos carbono do que o previsto na composição eutetóide) ou hipereutetóide (é aquele que contém mais carbono do que a composição

eutetóide), sendo que o segundo tipo oferece maior resistência ao desgaste (RICHARDSON, 1968; XU & KENNON, 1991).

Ligas de aço com elementos como o cromo, manganês e níquel resultam em considerável melhoria na resistência ao desgaste abrasivo (SOUZA, 2011).

3.8.1 Aços Inoxidáveis Austeníticos AISI 304 e AISI 316

Aços inoxidáveis são ligas constituídas por ferro (Fe), carbono (C) e cromo (Cr), com um mínimo de 10,5% de Cr. A adição de outros elementos a essa liga faz com que possa-se criar um extenso conjunto de materiais diferentes dentro da classe dos aços inoxidáveis. Dentre esse conjunto de materiais estão os aços inoxidáveis austeníticos, que são aço não magnéticos com estrutura cúbica de faces centradas que, além de, Fe, C, Cr tem adicionado o níquel (Ni). Vale ressaltar que além desses componentes citados, ditos componentes principais, encontram-se presentes outros elementos como Silício (Si), Manganês (Mn), fósforo (P) e Enxofre (S).

Os aços inoxidáveis austeníticos apresentam ampla aplicação nas indústrias química, petroquímica, farmacêutica, alimentícia, de biotecnologia, entre outras, o seu uso nessas indústrias se deve à sua resistência à corrosão, propriedade determinante em seu desempenho (TSCHIPTSCHIN & PINEDO, 2010).

Entre os aços inoxidáveis austeníticos o AISI 304 é o mais popular, já que possui excelente resistência à corrosão, excelente ductilidade e excelente soldabilidade. Um dos problemas enfrentados por esse tipo de aço diz respeito a sua corrosão quando em ambiente com grande concentração de ânion cloreto (Cl⁻) (CARBO, 2008). Segundo Carbo (2008), a adição de cerca de 2% de molibdênio transforma o aço AISI 304 em aço AISI 316, um material muito mais resistente à corrosão. Pode-se mencionar ainda, segundo o autor, que é recomendado que o aço AISI 304 seja utilizado em águas que contêm, no máximo, 200ppm (partes por milhão) de cloreto e que o AISI 316 pode ser empregado em águas com até 800ppm de cloreto. A Tabela 3.2 apresenta a composição química dos aços citados.

TABELA 3.1 – Composição química dos aços inoxidáveis austeníticos (% em peso)

Aço	Carbono (C) %	Cromo (Cr) %	Níquel (Ni) %	Molibdênio (Mo) %
304	≤ 0,08	18 - 20	8 – 10,5	-
316	≤ 0,08	16 - 28	10 - 14	2 - 3

3.8.2 Aço Carbono ASTM A-36

O aço carbono é definido como sendo uma liga Ferro-Carbono, contendo geralmente de 0,008% até aproximadamente 2,11% de carbono, além de certos elementos secundários (como Silício, Manganês, Fósforo e Enxofre), presentes devido aos processos de fabricação (CHIAVERINI, 1982).

Ainda segundo Chiaverini (1982), os aços podem ser subdivididos em:

Aços de baixo teor de carbono, com $0,15\% < [C] < 0,25\%$, são aços que possuem grande ductilidade, bons para o trabalho mecânico e soldagem. Estes aços não são temperáveis; Aços de médio carbono, com $0,25\% < [C] < 0,5\%$, são aços que, temperados e revenidos, atingem boa tenacidade e resistência; Aços de alto teor de carbono, com $0,5\% < [C] < 1,4\%$, São aços de elevada dureza e resistência após a têmpera.

As características do aço carbono são: Alta resistência à tração e à compressão, alta resistência ao impacto, baixa resistência à abrasão, ser usinável e tratável termicamente (JACKSON, 1970 apud LEITE, 2008).

O aço ASTM A-36, dentre os aços estruturais existentes atualmente, é o mais utilizado e conhecido, classificado como um aço carbono de média resistência mecânica. Sua composição química varia em torno de: 0,29% máximo de C, 0,8 a 0,12% de Mn, 0,15 a 0,30% de Si, 0,2% a de Cu e 0,04% máximo de P e S (ASM, 1978 apud PIRES, 2007). A microestrutura do aço ASTM A36 é composta pelos constituintes ferrita e perlita (PIRES, 2007).

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Os subitens que seguem descrevem os procedimentos necessários à obtenção dos resultados, que visam alcançar os objetivos apresentados.

4.1 *Desenvolvimento de uma equação para cálculo da perda de carga em labirintos hidráulicos*

Os labirintos são interstícios estrategicamente construídos com a função de diminuir ao máximo a fuga de fluido de um sistema. Para exercer esta função com eficácia, foi estudado e desenvolvido um labirinto do tipo liso ou simples (PFLEIDERER & PETERMANN, 1979; SOUZA, 1983).

Para o cálculo da perda de carga e os demais cálculos necessários em labirintos, foi utilizada uma metodologia com base nos estudos de Idelcik (1960) e Pflieger & Petermann (1979).

A primeira variável a ser calculada é a vazão que ocorre no labirinto, que pode ser obtida a partir da Equação 4.1.

$$Q = \mu \cdot A \sqrt{2\Delta p / \rho} \quad (4.1)$$

Sendo:

Q: vazão;

μ : Coeficiente de vazão que considera as resistências no labirinto;

A: seção de passagem do labirinto;

Δp : diferença de pressão entre ambos os lados do labirinto;

ρ - a massa específica do fluido.

Conforme varia o tipo de labirinto, o coeficiente de vazão (μ) também varia. Para realizar a vedação de fluidos como água, óleo, etc., usam-se labirintos em anel cilíndrico, onde o fluido forma um filme com a função de lubrificar e evitar que o sistema esquente (KIMURA, 2005). Neste trabalho foi utilizado o modelo de um labirinto em anel cilíndrico de seção lisa e de canto, conforme pode ser observado nas Figuras 4.1 e 4.2

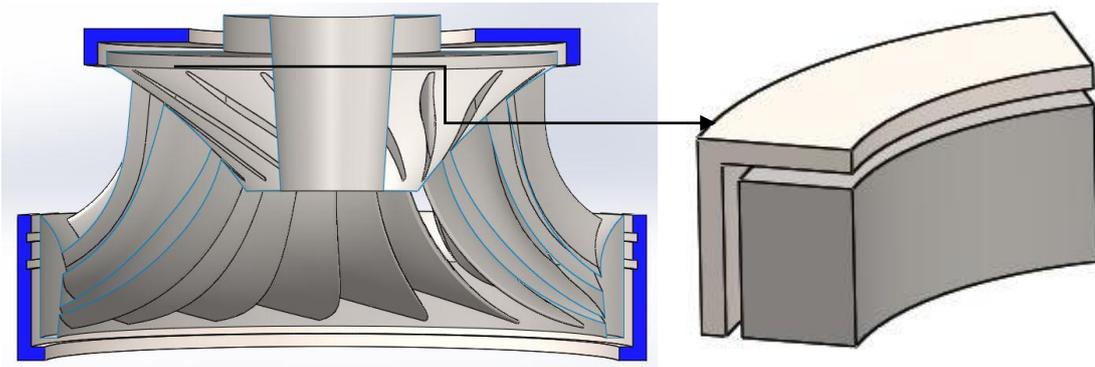


Figura 4.1 – Labirinto de uma turbina Francis e seus detalhes

FONTE – Elaboração própria.

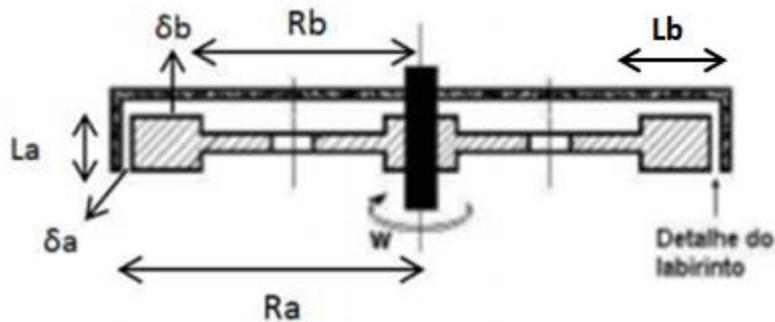


Figura 4.2 – Representação esquemática do labirinto do tipo liso

FONTE – Adaptado de KIMURA, 2005.

Em um labirinto de seção lisa, o coeficiente de vazão é calculado de acordo com o efeito Lomakin conforme Equação 4.2 (PFLEIDER & PETERMANN, 1979).

$$\mu = \frac{1}{\sqrt{\frac{Z}{\alpha^2} + \lambda \frac{\Sigma L a}{2S}}} \quad (4.2)$$

onde:

Z – número de canais ($z = 0$ para labirinto liso);

α - coeficiente de contração de jato fluido ;

λ - coeficiente de resistência em função do número de Reynolds;

La – Largura da seção do labirinto;

S – largura do labirinto

A obtenção do coeficiente de contração de jato fluido varia com a mudança do número de Reynolds e pode ser obtido conforme os gráfico da Figura 4.3.

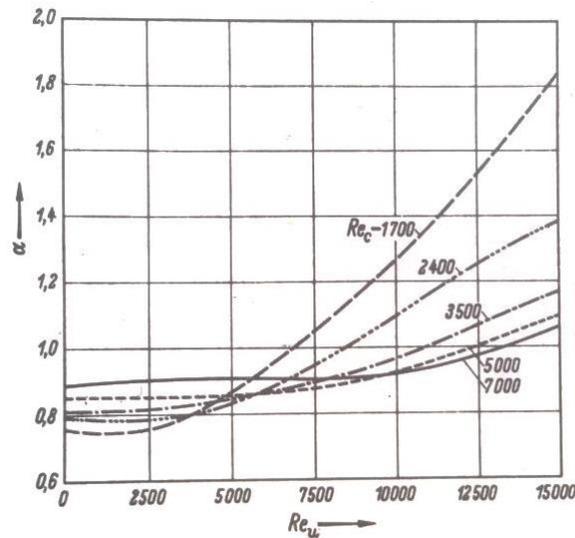


Figura 4.3 – Coeficiente α para labirintos em anel cilíndrico com uma só gaxeta de vedação em função do número de Reynolds

FONTES: PFLEIDER & PETERMANN, 1979.

O valor do número de Reynolds em um escoamento pode ser então calculado a partir da Equação 4.3.

$$Re = \frac{2.S.U}{\gamma} \quad (4.3)$$

Sendo:

Re= Número de Reynolds;

S= Espessura do labirinto;

U= Velocidade tangencial existente no labirinto em função da rotação da máquina.

O número de Reynolds define o regime de escoamento e o mesmo pode ser classificado como laminar ou turbulento.

De uma forma geral, um escoamento é definido como laminar quando as partículas movem-se ao longo de trajetórias bem definidas, em lâminas ou camadas, que se descolam com a mesma velocidade, ou deslizam entre si de forma relativamente ordenada. Neste caso não ocorre a mistura do fluido entre as camadas adjacentes. O regime é dito

turbulento quando as partículas do líquido movem-se em trajetórias irregulares, com movimento aleatório, produzindo uma transferência de quantidade de movimento entre regiões da massa líquida (PORTO, 2006).

Conforme mencionado anteriormente, o trabalho foi realizado para um labirinto tipo liso de canto. Diante deste fato, o conhecimento de cada variável do modelo torna-se de grande importância.

Desmembrando a Figura 4.2 em duas partes tem-se uma parcela chamada de “A” (Figura 4.4) e uma parcela chamada de “B” (Figura 4.5).

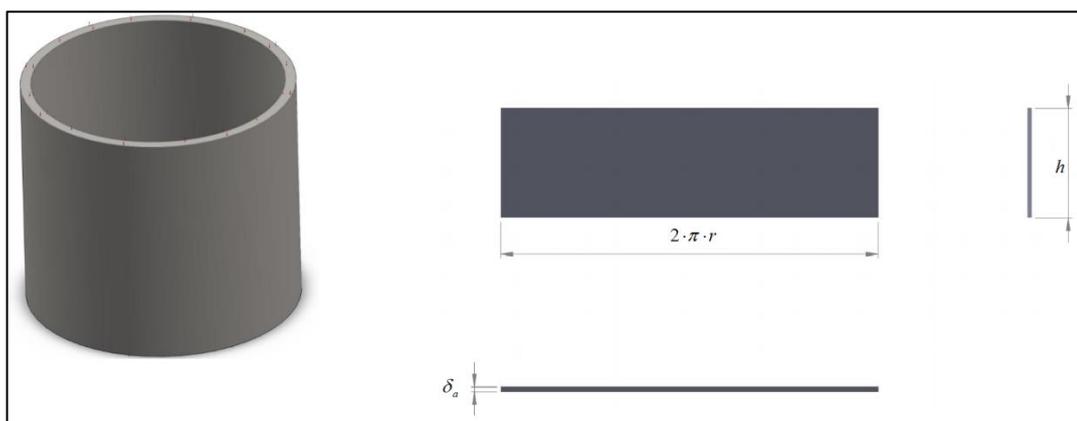


Figura 4.4 – Parâmetros geométricos da Parcela “A”

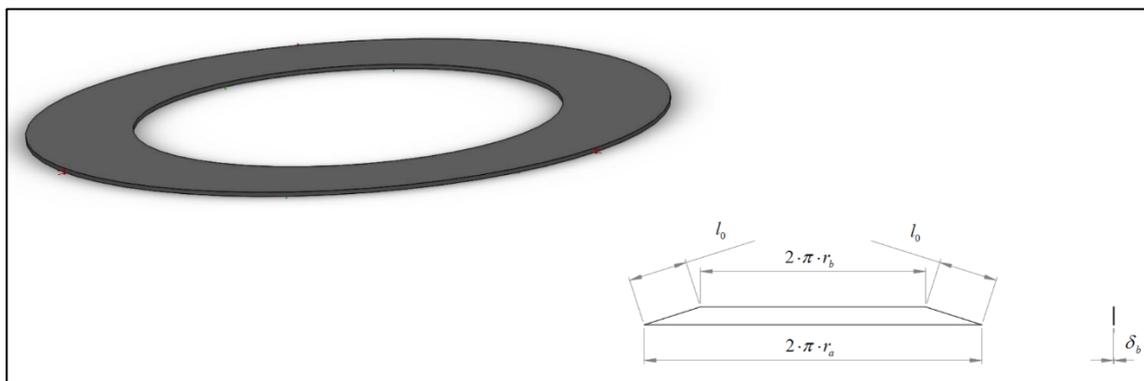


Figura 4.5 – Parâmetros geométricos da Parcela “B”

Após o desmembramento das figuras foi possível estabelecer uma equação para o cálculo da perda de carga em um labirinto, levando em consideração a diferença de pressão de entrada e de saída do sistema.

4.2 Validação da equação de perda de carga em labirintos

O desenvolvimento de uma equação para determinar a perda de carga em um labirinto de seção lisa requer que a mesma seja validada para, enfim, poder ser usada de forma concreta e com maior confiança. Para a validação da equação, foi desenvolvido um aparato que simula as condições hidráulicas em um labirinto liso, que opere sob várias velocidades rotacionais.

4.2.1 Descrição do aparato e dos testes a serem realizados

O aparato desenvolvido é composto por um cilindro de aço carbono ASTM A 36 externo munido de um rotor prismático cilíndrico interno – Figura 4.6, um reservatório, uma bomba centrífuga multiestágios e um inversor de frequência para controle da pressão e da rotação no aparato, afim de proporcionar diferentes pressões e trabalhos específicos no labirinto. O aparato permite aferição de parâmetros hidráulicos do labirinto.

Para a construção do aparato foi necessário estabelecer algumas medidas. Na Tabela 4.1, pode-se observar os valores adotados.

TABELA 4.1 – Medidas pré – estabelecidas para o projeto do aparato

Variável	Sigla	Dimensão (mm)	Dimensão (m)
Raio “A”	r_a	150	0,150
Raio “B”	r_b	100	0,100
Espessura “A”	δ_a	2	0,002
Espessura “B”	δ_b	2	0,002
Comprimento “A”	L_a	100	0,100
Comprimento “B”	L_b	50	0,050
Rugosidade	ϵ	0,045	0,000045

As velocidades rotacionais para a determinação da perda de carga e das demais variáveis, utilizadas nos testes ficaram estabelecidas entre 0rpm e 1800rpm.

Com base nestas premissas, foi possível obter o *layout* e construir o aparato conforme pode ser observado nas Figuras 4.6, 4.7 e 4.8.

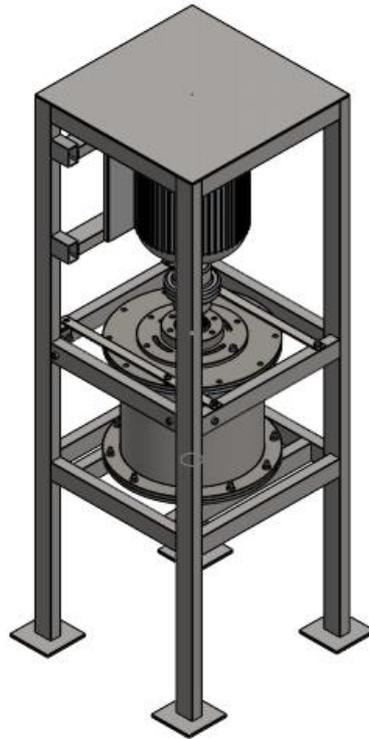


Figura 4.6 – Projeto do aparato para validação da equação, com a estrutura suporte.

DESENHO - Stenio Coelho.

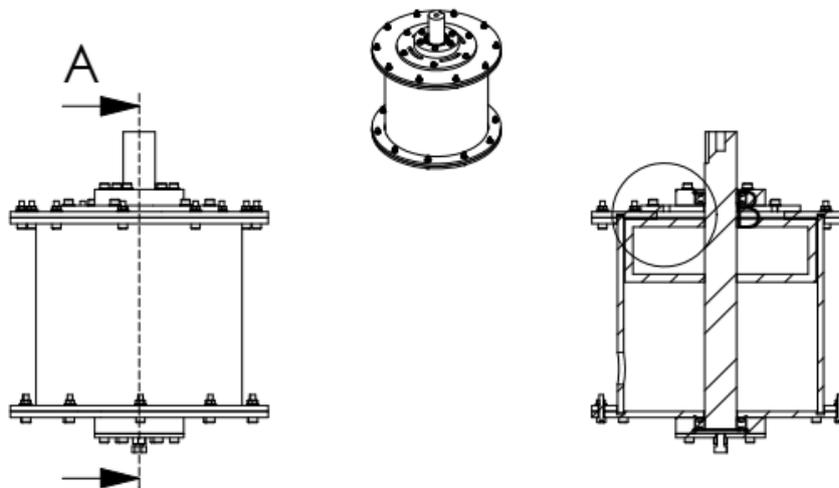


Figura 4.7 – Detalhes do projeto do aparato para validação da equação.

DESENHO - Stenio Coelho.



Figura 4.8 – Detalhes do aparato construído para validação da equação.

Os ensaios para a determinação dos parâmetros hidráulicos do labirinto, foram realizados no Centro de Pesquisas Hidráulicas e de Recursos Hídricos (CPH), da Universidade Federal de Minas Gerais (UFMG).

O teste consistiu no acionamento da bomba e do roto. Inicialmente fixou-se as vazões de teste no labirinto em função da variação da frequência do motor da bomba, pressurizando-se a câmara principal com pressão de $0,3\text{kgf/cm}^2$, à $1,0\text{kgf/cm}^2$, assim pode-se explorar toda a capacidade de fluxo da mesma, obtendo-se valores entre $0,08\text{l/s}$ a $0,26\text{l/s}$. Após a definição das vazões a serem utilizadas no ensaio, foi acionado o rotor que simula o movimento de rotação causada pela turbina hidráulica, as rotações utilizadas foram de 600rpm , 660rpm , 720rpm , 1200rpm e 1800rpm . Para cada rotação foi medido, por meio de um piezômetro de tubo em “U”, a perda de carga no cilindro e no disco.

4.3 Teste do efeito abrasivo das conchas de mexilhão na estrutura do labirinto

Para a obtenção dos resultados a respeito do potencial abrasivo das conchas de mexilhão dourado, seguiu-se os seguintes procedimentos:

4.3.1 Escolha e preparação das amostras

Para a realização dos ensaios foram escolhidos três tipos de aços diferentes (Figura 4.8), o aço carbono ASTM A-36 (placa retangular de 40mm X 40mm e 6mm de espessura), os aços inoxidáveis austeníticos AISI 316 (placa circular com diâmetro de 40mm e 6mm de espessura) e AISI 304 (placa circular com diâmetro de 40mm e 6mm de espessura).



Figura 4.9 – Amostras utilizadas nos ensaios de abrasão (A-36, AISI 316 e AISI 304 respectivamente).

A escolha desses materiais pode ser justificada de acordo com os estudos de Gouveia (2008) e Epri (1986) apud Santos (2013), além de conversas com engenheiros especialistas na área, como apresentado na Tabela 4.2.

Sabe-se que a composição química, e por consequência as características mecânicas das ligas, tem uma faixa de variação de acordo com o fabricante e o lote de fabricação. A fim de se estabelecer esses critérios de forma mais restrita, foi solicitado junto ao fornecedor o certificado de qualidade das peças, conforme pode-se observar nas Tabelas 4.3 e 4.4.

TABELA 4.2 – Aços escolhidos e justificativas para as escolhas

AÇO	Gouveia (2008)	Epri (1986 apud Santos, 2013)
Carbono	Pode ser usado para a fabricação de turbinas, comportas, palhetas reguladoras, anéis de descarga e anéis de fixação nas áreas de baixa cavitação	Utilizados em todos os componentes de turbinas, como rotores e palhetas.
Austenítico 304	Usado para a fabricação das turbinas e as palhetas reguladoras.	Usado para a fabricação de turbinas hidráulicas.
Austenítico 316	Usado para a fabricação das turbinas e as palhetas reguladoras.	Usado para a fabricação de turbinas hidráulicas.

TABELA 4.3 – Composição química dos aços utilizados segundo o fornecedor em %.

Elementos	ASTM A-36	AISI 304	AISI 316
Carbono (C)	0,15	0,024	0,013
Silício (Si)	0,02	0,400	0,330
Manganês (Mn)	0,69	1,19	1,46
Cromo (Cr)	0,01	18,3	16,17
Níquel (Ni)	0,01	8,08	10,07
Molibdênio (Mo)	-	0,37	2,05
Nitrogênio (N)	$5,2 \times 10^{-6}$	-	0,059
Tálio (Ti)	0,001	-	-
Fósforo (P)	0,019	0,035	0,029
Enxofre (S)	0,010	0,024	0,03
Cobre (Cu)	-	0,5	0,33
Alumínio (Al)	0,038	-	-
Nitrogênio gasoso (N ₂)	-	0,0850	-
Nióbio (Nb)	0,001	-	-
Cobalto (Co)	-	0,15	0,16
Vanádio (V)	0,002	-	-
Boro (B)	0,0003	-	-

TABELA 4.4 – Análise mecânica dos aços utilizados segundo o fornecedor

Variáveis analisadas (unidades)	ASTM A-36	AISI 304	AISI 316
Dureza HBW (kgf)		184	162
Limite de escoamento - Le (MPa)	325	338	320
Limite de resistência – Lr (MPa)	443	637	630
Alongamento (%)	42,0	52,0	44,6
Estricção (%)	-	-	71,3

Conforme metodologia descrita por Rohde (2010), as amostras a serem analisadas foram lixadas, polidas e limpas. Esta operação tem por objetivo eliminar riscos e marcas mais profundas da superfície dando um acabamento polido a esta superfície. A preparação da superfície das amostras foi feita de acordo com a técnica de preparação de amostras para análise metalográfica (Figura 4.10).



Figura 4.10 – Lixamento pelo processo úmido das amostras a serem utilizadas nos ensaios de abrasão.

Após lixamento, as amostras passaram pelo procedimento de polimento com suspensão de alumina de 1 μ m, para acabamento superficial polido. O procedimento foi

realizado em politriz de bancada de velocidade variável, com adição de suspensão de alumina na concentração de 10%, conforme pode-se observar nas Figuras 4.11 e 4.12.



Figura 4.11 – Politriz utilizada no polimento das placas



Figura 4.12 –Polimento das placas a serem utilizadas nos ensaios de abrasão

Para assegurar que as placas não sofressem corrosão antes do início dos testes as mesmas foram identificadas e seladas com vaselina. Antes do início dos ensaios a vaselina foi retirada e optou-se por realizar mais um polimento agora com pasta de diamante de

1µm, para garantir que nenhum processo corrosivo microscópico pudesse interferir nos resultados.

Após polimento, as amostras foram lavadas em água corrente, juntamente com limpeza com algodão, para eliminar vestígios do abrasivo (alumina e pasta de diamante) e, na sequência, foi aplicado álcool etílico para facilitar a etapa de secagem, a qual é realizada com secador.

Após secadas, as amostras foram analisadas por meio de microscópio óptico Trinocular de Lente Invertida (@Pantec) e a partir das imagens visualizadas, foram classificadas em função da sua pureza de acordo com a tabela classificação de inclusões em aços. Tradicionalmente, duas normas da ASTM são utilizadas como referência para este tipo de classificação: A norma E-45 – “Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steels” e a norma E-1122 – “Standard Practice for Obtaining JK Inclusion Ratings Using Automatic Image Analysis”.

Para o referido trabalho utilizou-se a norma E-45, que estabelece os procedimentos de classificação manual, baseado na técnica de comparação de quadros, na qual o observador obtém uma imagem da amostra ao microscópio e a compara com quadros de referência (Anexo A) que contém exemplos esquemáticos dos diversos tipos de inclusão.

Nesta análise, buscou-se realizar a classificação de inclusões segundo os seguintes critérios:

- a) Tipo de Inclusão – dividindo as inclusões nos tipos A (Sulfetos), B (Alumina), C (Silicatos) e D (Óxidos).
- b) Formação de “stringers” – seqüências de inclusões alinhadas na direção de laminação, com espaçamento máximo definido pela norma, e que devem ser tratadas como um único objeto. Esta definição não se aplica às inclusões do tipo D.
- c) Espessura ou diâmetro das inclusões ou “stringers” – separando em séries grossa ou fina, com limites diferentes por tipo de inclusão.

- d) Severidade – uma medida da densidade de inclusões em cada campo. Esta medida é obtida, em cada campo, a partir do comprimento total dos “stringers”, para inclusões dos tipos A, B e C, e a partir da contagem de inclusões, para o tipo D.

4.3.2 Metalografia e Ensaio de Dureza

De modo a poder esclarecer ou prever o comportamento do aço em uma determinada aplicação realiza-se o exame metalográfico. Tal exame avalia o metal sob o ponto de vista de sua estrutura, procurando relacioná-la às propriedades físicas, composição, processo de fabricação, etc. (COLPAERT, 1974). O exame pode ser realizado à vista desarmada (exame macrográfico, ou macrografia) ou com o auxílio de microscópio (micrográfico ou micrografia). Para este trabalho optou-se pelo uso da micrografia.

A partir do ensaio metalográfico, pode-se observar a granulação do material, a natureza, a quantidade, distribuição e forma dos diversos constituintes, certas inclusões, etc. (COLPAERT, 1974). A importância desse exame decorre do fato de as propriedades mecânicas dependerem não só da sua composição química, mas também de sua textura.

Para este exame, escolhe-se uma seção do material já preparada (polida) e realiza-se o ataque químico. A preparação das amostras, seguiu a metodologia descrita no item 4.4.1 (Escolha e Preparação das Amostras).

O ataque químico foi realizado com Nital 2%, composto por 2ml de Ácido Nítrico e 98ml de Álcool Etílico, e solução A2 a base de ácido perclórico.

Após o ataque realizou-se a análise microestrutural, para tal análise utilizou-se um Microscópio Óptico Trinocular de Lente Invertida (® Pantec) com uma microcâmera digital de captura de imagens interligada ao computador pela interface USB, juntamente com um *software* específico (UMIAS) que permite analisar as imagens. O microscópio é composto por 02 lentes oculares de 10X, e pelas lentes objetivas de 10X, 20X, 40X e 80X, vale ressaltar que a análise descrita acima também foi realizada em 1 amostra sem ataque químico em lente ocular 10X e lente objetiva 20X.

Para confirmar a veracidade dos resultados fornecidos pelo fabricante em relação a composição química e dureza das peças, foi realizada em laboratório a análise química da amostra bem como o ensaio de dureza. Para a dureza realizou-se o ensaio do tipo Rockwell e por meio de uma tabela de conversão converteu-se os resultados para Dureza Vickers e Dureza Brinell.

No ensaio de dureza tipo Rockwell, a carga do ensaio é aplicada em etapas, ou seja, primeiro se aplica uma pré-carga (10kgf), para garantir um contato firme entre o penetrador e o material ensaiado, e depois aplica-se a carga do ensaio propriamente dita. Optou-se por utilizar uma carga de 60kgf, pois segundo a Norma ASTM E-18-94, a carga de 60kgf é a indicada para os materiais em questão.

A leitura do grau de dureza é feita diretamente num mostrador acoplado à máquina de ensaio, de acordo com uma escala pré-determinada, adequada à faixa de dureza do material. Após a obtenção da dureza dos aços, e com base na dureza dos abrasivos, foi possível calcular o índice de severidade para cada um dos ensaios previstos.

Para a análise química, foram feitos 3 pontos de amostragem para cada um dos aços analisados (ASTM A-36, aço Inoxidável 304 e aço Inoxidável 316) e no final gerada uma média dos valores encontrados. As análises foram feitas em espectômetro de emissão ótica.

4.3.3 Preparo e análise das características das conchas de mexilhão dourado para o ensaio de abrasão

As conchas utilizadas no presentes estudo foram coletadas no dia 30 de janeiro de 2017, no Reservatório de Furnas, município de São Carmo do Rio Claro, na piscicultura Peixe Mineiro, coordenadas geográficas: 20° 51' 12" S. e 46° 11' 51" W. Para a análise do efeito abrasivo da concha do mexilhão dourado, foi necessário realizar a moagem das conchas, já que ensaio de desgaste microabrasivo por esfera rotativa requer material com granulometria com cerca de 50µm.

A moagem da concha do mexilhão foi realizada no laboratório de Materias da Construção Civil (Departamento de Engenharia Civil - Escola de Minas – Universidade

Federal de Ouro Preto). Utilizou-se um moinho de esferas Marconi MA-500®, utilizando-se bolas de aço inoxidável, com as características apresentadas na Tabela 4.5.

TABELA 4.5 – Características do moinho utilizado para a moagem das conchas de mexilhão

Volume do cilindro (cm ³)	10.367
Volume útil (cm ³)	3.422
Volume de material por ciclo (cm ³)	1.740
Rotação específica (rpm)	200
	(7 / 22)
	(17 / 28)
Esferas de aço inoxidável (Quantidade /	(34 / 31)
Diâmetro (mm))	(11 / 38)
	(16 / 41)

A Figura 4.13 ilustra o moinho utilizado para a moagem do material.

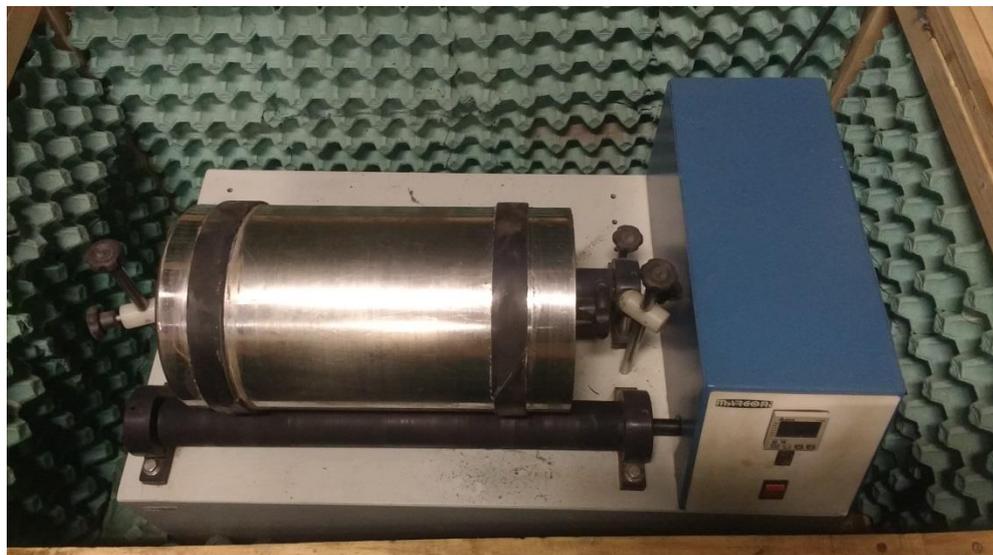


Figura 4.13 –Moinho de esferas Marconi® MA-500

Após a moagem das conchas, a fim de certificar-se que o material estava dentro da faixa de granulometria esperada, foi realizada um ensaio de granulometria a laser empregando-se o equipamento BETTERSIZ 2000®.

Com o intuito de conhecer a composição química do material após a moagem, foi realizada a difração por meio de um difractômetro de raios X. Os padrões de difração obtidos foram comparados com os registros cristalográficos do banco de dados do Centro Internacional de Dados de Difração (ICDD), disponível com o *software* do equipamento, então foram realizadas análises quantitativas das fases. Por fim, foram obtidas imagens por meio do Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) para identificar o formato dos grãos.

Como não foi possível a obtenção da dureza da concha do mexilhão dourado em laboratório, foi utilizada a escala Mohs e depois feita a conversão para a escala Vickers. Segundo a escala Mohs a dureza da aragonita varia de 3,5 a 4. A conversão de escala pode ser realizada a partir da Equação 4.1.

$$D_m = (D_v/10) * 0,4 \quad (4.1)$$

Sendo, D_m é o número da escala Mohs e D_v é o valor da Dureza Vickers, o que resulta em uma dureza de 87,5HV e 100 HV, respectivamente para os valores de 3,5 Mohs e 4,0 Mohs.

4.3.4 Características do Carbeto de Silício (SiC)

O carbeto de silício é um material amplamente utilizado em ensaios de desgaste, para o SiC foi realizado a análise da granulometria a laser e a análise do formato dos grãos. O carboneto de silício é um composto constituído por átomos de carbono ligados covalentemente a átomos de silício, na proporção de 1 para 1, com dureza (Vickers) que varia de 2300HV à 2600HV, para a realização dos ensaios foi utilizado carbeto de silício preto SiC grão 1200, comercial de grau técnico.

4.3.5 Preparo das pastas abrasivas

Para determinação do índice de abrasividade (SAR – Slurry Abrasion Response), os testes com as soluções de polpa de mexilhão, foram correlacionados com os resultados obtidos a partir da utilização de carbeto de silício como abrasivo de referência. SAR é uma medida da resposta à abrasão relativa de qualquer material.

Para a preparação das pastas foi necessário definir qual a concentração de abrasivo a ser utilizada. Utilizou-se a concentração padrão dos ensaios realizados no

Laboratório de Fundição e Desgaste da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto (200g/l) e, a partir do padrão fez-se duas variações da concentração, a Tabela 4.6 apresenta as variações utilizadas.

TABELA 4.6 – Concentrações dos abrasivos utilizadas nos ensaios em g/l e %

Tipo de abrasivo	Concentração 1		Concentração 2		Concentração 3	
	(g/l)	(%)	(g/l)	(%)	(g/l)	(%)
Carbeto de silício	100	10	200	20	300	30
Polpa da concha do mexilhão	100	10	200	20	300	30

Optou-se por manter as mesmas concentrações para ambos os abrasivos a fim de poder gerar dados para comparar o poder abrasivo entre o material de interesse, no caso a concha do mexilhão dourado, e o material de referência que é o carbeto de silício.

Para o preparo das amostras foi necessário realizar a pesagem do material abrasivo a fim de se obter a concentração especificada, conforme pode-se observar na Figura 4.14. Após a pesagem fez-se a mistura do abrasivo com água destilada.



Figura 4.14 – Pesagem do material abrasivo

4.3.6 O ensaio

Para o presente trabalho optou-se por realizar o ensaio de desgaste microabrasivo por esfera rotativa, utilizando-se a máquina MAER – Máquina de Abrasão por Esfera Rotativa. A Figura 4.15 apresenta o diagrama esquemático do dispositivo de ensaio.

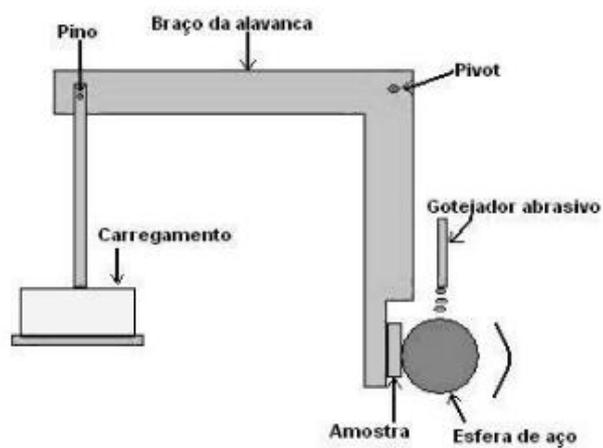


Figura 4.15 – Diagrama do dispositivo de ensaio

Neste ensaio, a amostra é pressionada, pelo carregamento de um peso, contra uma esfera de aço em rotação, segundo Zeferino et al. (2007) os ensaios podem ser conduzidos sobre força normal constante ou não-constante. Uma suspensão abrasiva é gotejada na interface de desgaste, por meio de um sistema composto por uma bomba e uma mangueira de silicone. O material abrasivo fica em constante agitação, a fim de que não ocorra a precipitação do mesmo, conforme pode-se observar na Figura 4.16.

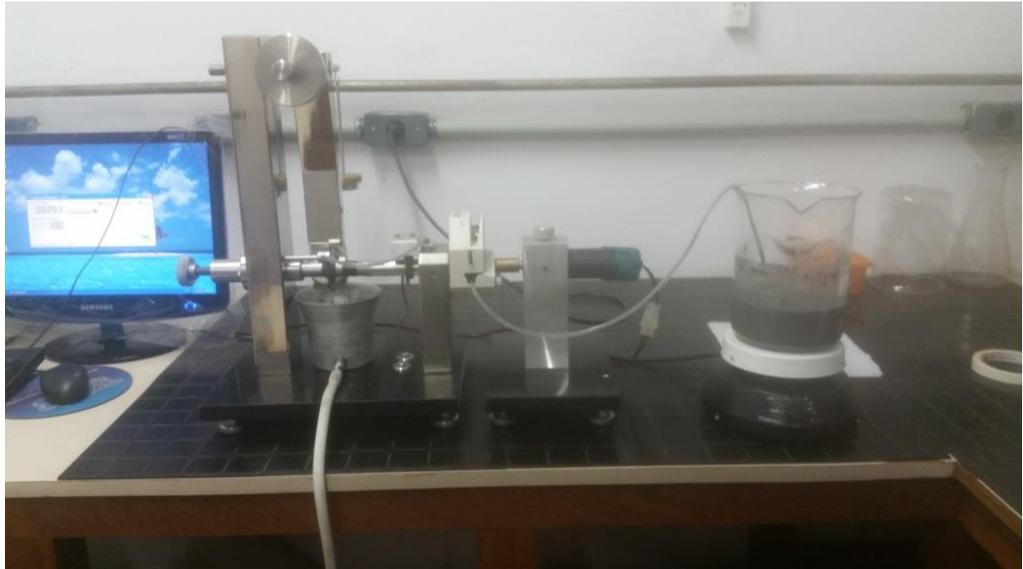


Figura 4.16 – Máquina de desgaste abrasivo

Após a esfera percorrer uma distância previamente estabelecida, chamada de distância de rodagem, ocorre a formação de uma depressão circular ou calota sobre a superfície da amostra. Com um tempo previamente estabelecido, neste caso 20 minutos, o ensaio é finalizado e a calota proveniente do desgaste é medida para se determinar, a partir do seu diâmetro, a taxa de desgaste (Figura 4.17) (RUTHERFORD *et al.* 1997; ALLSOPP & HUTCHINGS, 2001; COZZA *et al.*, 2015; KRELLING *et al.*, 2017).

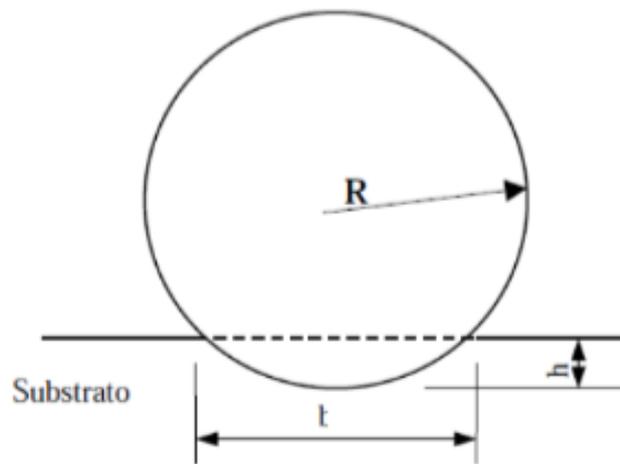


Figura 4.17 – Calota Esférica produzida pelo desgaste abrasivo na peça

Fonte: SANTOS, 2015.

Baseado no volume da calota esférica é possível determinar o coeficiente de desgaste do material a partir das equações apresentadas a seguir (ALLSOPP et al. 2001; Colaço, 2001).

O volume (V) da calota é dado por (Equação 4.4):

$$V = \frac{\pi \cdot d^4}{64R} \quad (4.4)$$

A Taxa de desgaste (Q), é dada por: $Q = V/L$, assim tem-se a Equação 4.5:

$$Q = \frac{\pi \cdot d^4}{64R \cdot L} \quad (4.5)$$

Coeficiente de desgaste (K) dado por: $K = Q/FN$, sendo FN a força normal aplicada à superfície da amostra, resulta na Equação 4.6:

$$K = \frac{\pi \cdot d^4}{64R \cdot FN \cdot L} \quad (4.6)$$

Os parâmetros de ensaio foram: Diâmetro da esfera: 25mm, Velocidade de rotação da esfera: 100 rpm, Distância de rodagem: 180m. A carga inicial aplicada variou entre 0,5N, 1N e 2 N, essa variação fez-se necessária para definir qual a melhor carga de ensaio principalmente no que se refere ao material ainda não testado que é a concha de mexilhão.

Após os ensaios, as superfícies de desgaste das amostras foram analisadas no Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), afim de definir os diâmetros das calotas

resultantes do ensaio e caracterizar dos mecanismos de desgaste atuantes durante o processo.

4.4 Relação de desgaste do labirinto de turbina Francis em função da passagem de água contendo concha de mexilhão dourado

Após a realização dos ensaios de desgaste utilizando-se suspensão abrasiva constituída por concha de mexilhão dourado, viu-se a necessidade de relacionar esses coeficientes com o volume que esse abrasivo pode remover dos labirintos das turbinas hidráulicas.

As vazões e as rotações que foram utilizadas para a simulação do volume de material removido foram obtidas experimentalmente conforme descrito no item 4.2.1.

A força que o fluido exerce sobre o cilindro chamado de “Parcela A”, apresentada na Figura 4.4, foi calculada com base na equação de força utilizada para escoamento entre cilindros concêntricos. Já a força exercida sobre a “Parcela B” (Figura 4.5), será obtida a partir da equação de força para o escoamento que acontece entre pratos rotativos conforme pode-se observar nas equações 4.7 e 4.8 respectivamente.

$$F = -4\pi \cdot \mu \cdot L \cdot \frac{\omega \cdot R_1^2 \cdot R_2^2}{R_1^2 - R_2^2} \quad (4.7)$$

Sendo:

μ = viscosidade dinâmica do fluido;

ω = rotação da máquina;

L= Comprimento do cilindro (m);

R1 e R2= raios 1 e 2 (m);

$$F = \frac{2\pi \cdot r \cdot \omega}{3 \cdot \delta} \cdot (R_2 - R_1) \quad (4.8)$$

Para estimativa o volume de perda de material metálico nos labirintos fabricados com as ligas ensaiadas, utilizou-se a equação 4.9 conhecida como equação de Archard modificada (SANTOS et al., 2015):

$$Q_{rm} = K \cdot F \cdot S \quad (4.9)$$

Em que, Q_{rm} é o Volume de material removido (m^3/m); k – Coeficiente de desgaste do material ($m^3/N.m$); F – Carga aplicada (N); S – Distância relativa de rolamento na pá (m).

Considerando a velocidade relativa da suspensão abrasiva passando pela área do labirinto, estimou-se uma distância relativa (S) conforme a Equação 4.10.

$$S = V \cdot t \quad (4.10)$$

Onde:

V = velocidade relativa do fluido passado pelo labirinto (m/s);

t = tempo (s).

A velocidade adotada para o cálculo da distância relativa foi obtida experimentalmente por meio de ensaios no labirinto construído em laboratório. Por fim, com o intuito de obter a relação entre o volume de material removido e o modelo de labirinto construído no laboratório fez-se a relação de perda de material em número de vezes.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

5.1 Equação para o cálculo da perda de carga em labirintos hidráulicos

O desenvolvimento do trabalho foi feito a partir de um labirinto do tipo liso, conforme já mencionado anteriormente o labirinto será dividido em uma parcela chamada de “A” (Figura 4.4) e uma parcela chamada de “B” (Figura 4.5) que será desmembrada a seguir.

- Cálculo da Parcela A,

Sabe-se que Vazão (Q) é resultado da multiplicação da velocidade do escoamento (V) e a área que esse escoamento percorre (A), portanto:

$$Q = V \cdot A \quad (5.1)$$

A velocidade pode ser calculada de acordo com a Equação 5.2, onde δ é a espessura do canal do labirinto e r é o raio.

$$V = \frac{Q}{2\pi \cdot r_A \cdot \delta_A} \quad (5.2)$$

Outro componente de suma importância para os cálculos de perda de carga é o diâmetro hidráulico (Dh), razão entre a área e o perímetro. Para a parcela A o Dh pode ser calculado por:

$$Dh = 4 \cdot \frac{2\pi \cdot r_A \cdot \delta_A}{(4\pi \cdot r_A + 2\delta_A)} \quad (5.3)$$

- Cálculo da Parcela “B”

Seguindo os mesmos procedimentos tomados na parcela A, a parcela B tem suas equações descritas a partir da equação de cálculo de Vazão (Equação 5.1).

A dificuldade nesse caso seria o cálculo da área, porém o desmembramento das partes que compõe o labirinto da Figura 4.4, é de grande importância e é apresentados na Figura 5.1.

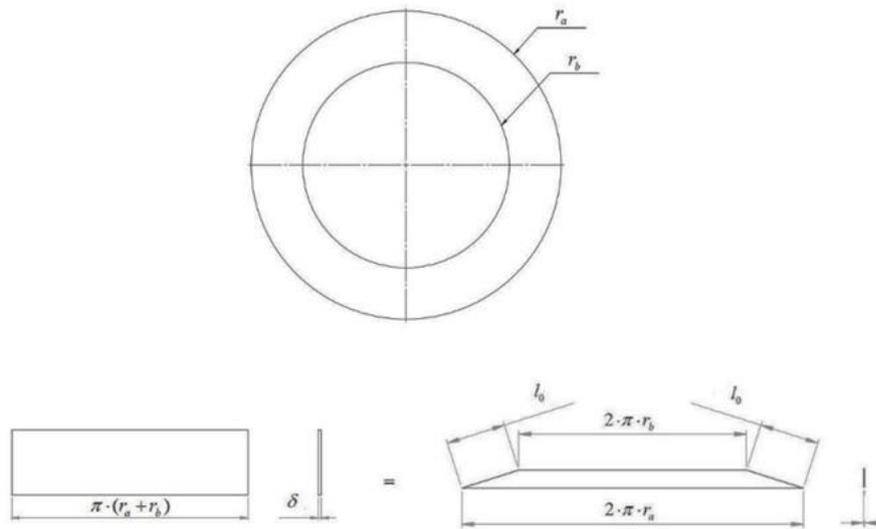


Figura 5.1 – Componentes da Parcela “B”

A partir desta Figura tem-se que:

$$\frac{2\pi.r_A+2\pi.r_B}{2} = (\pi.r_A + \pi.r_B). \delta_B \quad (5.4)$$

Portanto a área S, pode ser calculada conforme a Equação 5.5:

$$S = \delta_B \cdot \pi \cdot (r_A + r_B) \quad (5.5)$$

Assim, a velocidade do escoamento para essa seção será calculado pela Equação 5.6:

$$V = \frac{Q}{\delta_B \cdot \pi \cdot (r_A + r_B)} \quad (5.6)$$

O diâmetro hidráulico para a parcela B pode ser enfim calculado pela Equação 5.7:

$$Dh = 4. \frac{\delta_B \cdot \pi \cdot (r_A + r_B)}{\delta_B + 2\pi \cdot (r_A + r_B)} \quad (5.7)$$

Ao final de todas essas etapas tem-se enfim a equação de perda de carga em função da variação de pressão no labirinto, elaborada com base na equação 3.6 (Equação de Darcy).

$$Pe - Patm - \left(\frac{\omega^2 \cdot (ra^2 - rb^2)}{2 \cdot g} \right) = \alpha 1. \frac{f \cdot La \cdot \left(\frac{Q}{2\pi \cdot ra \cdot \delta a} \right)^2}{2 \cdot g \cdot \left(4 \cdot \frac{\pi \cdot ra \cdot \delta a}{2\pi \cdot ra + \delta a} \right)} + \alpha 2. \frac{f \cdot Lb \cdot \left(\frac{Q}{\pi \cdot \delta b \cdot (ra + rb)} \right)^2}{2 \cdot g \cdot \left(4 \cdot \frac{\pi \cdot \delta b \cdot (ra + rb)}{2(\pi \cdot (ra + rb) + \delta b)} \right)} \quad (5.8)$$

Onde $\alpha 1$ e $\alpha 2$ são os coeficientes de correção da equação apresentada, que foram tabelados experimentalmente.

5.2 Metalografia, Dureza e Análise Química das Amostras Analisadas

Após o ensaio de metalografia por microscópica ótica, foram obtidas imagens das amostras em diferentes escalas. Optou-se por inserir neste item apenas as imagens com ampliação de 200X de todos os tipos de aço, pois essas apresentaram melhor a situação a ser analisada.

A primeira análise foi realizada com as amostras sem ataque químico e classifica o material em função do seu grau de impurezas, classificação essa de acordo com a norma E-45. As Figuras 5.2(b), 5.3(b) e 5.4(b), apresentam os aços inoxidável 304, inoxidável 316 e ASTM-A36 respectivamente. Todos os aços apresentaram inclusões diversas e inclusões com predomínio de óxido globular e, por pertencerem à série dos óxidos não apresentam formação de stringers, outra característica em comum dos três aços analisados é em relação ao diâmetro das inclusões, em ambos os materiais as inclusões foram classificadas como grossas, o único parâmetro que teve convergência foi em relação a severidade das inclusões (realizada por meio da contagem do número de inclusões). O aço inoxidável 304 foi classificado como grau 5, já o aço inoxidável 316 como grau 4, enquanto o aço ASTM-A36 como grau 3.

As inclusões podem consistir num dos maiores causadores de danos no interior dos materiais metálicos, podendo originar trincas conforme se processa a deformação (BRITO, 2002).

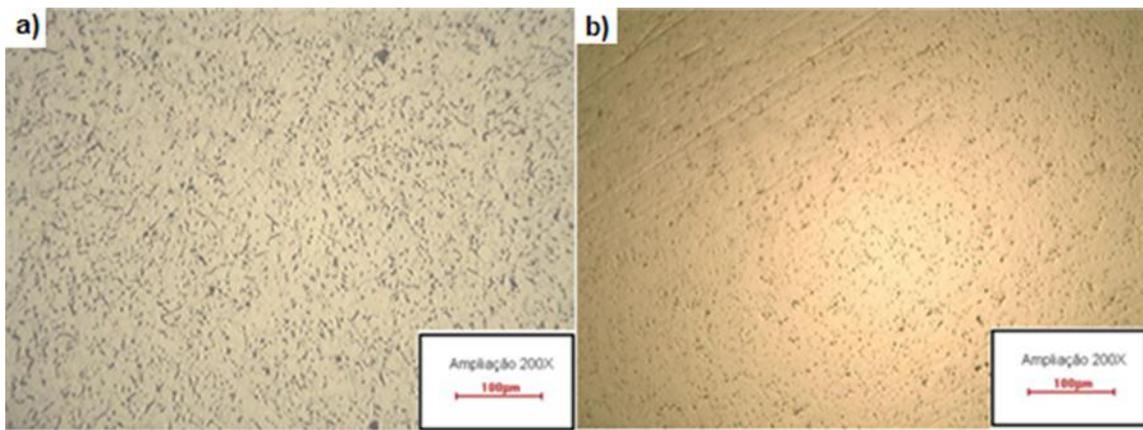


Figura 5.2 – Metalografia do aço inoxidável 304 com e sem ataque de solução eletrolítica A, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico

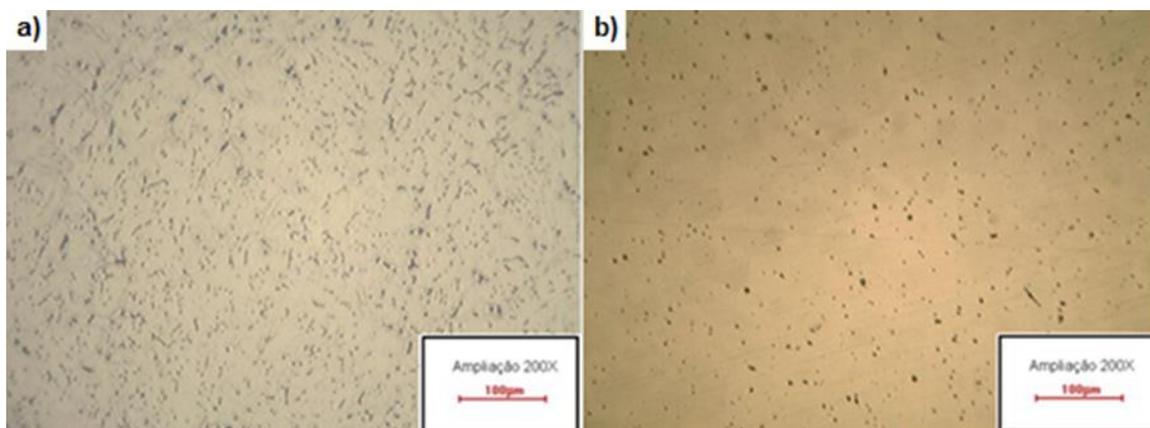


Figura 5.3 – Metalografia do aço inoxidável 316 com e sem ataque de solução eletrolítica A2, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico

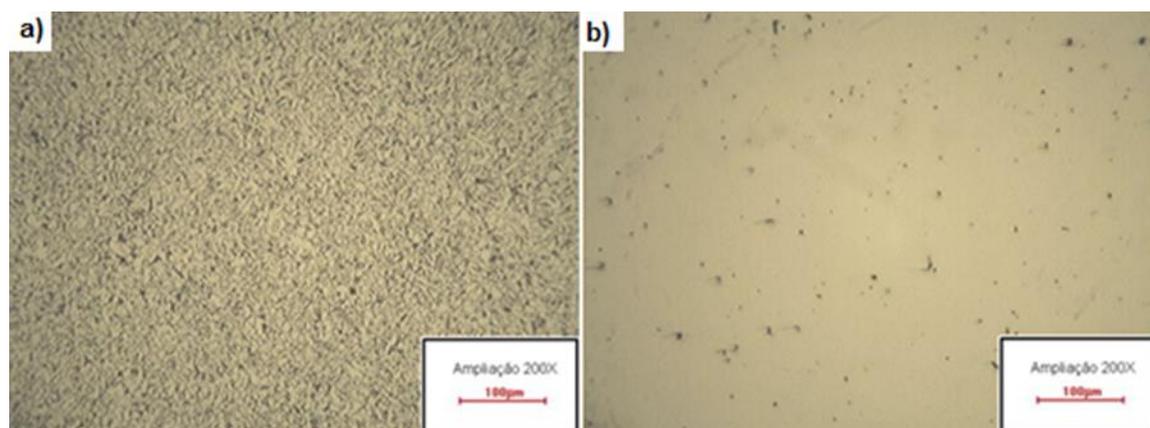


Figura 5.4 – Metalografia do aço ASTM A-36 com e sem ataque de Nital 2%, ampliação de 200 X, leitura em microscópio óptico

Após a análise dos materiais sem ataque foi realizada a análise dos materiais submetidos ao ataque químico. As Figuras 5.2(a), 5.3(a) e 5.4(a), apresentam os aços inoxidáveis 304, e 316 e aço ASTM-A36.

Todos os aços apresentaram aspectos característicos conforme esperado e relatado em literatura. Os aços inoxidáveis 304 e 316 apresentam maclas de deformação características de ambos, contorno de grãos de austenita e glóbulo de carbetto. A amostra de aço ASTM-A36 apresentou ferrita e perlita em grãos refinados e homogêneos, conforme esperado e de acordo com o diagrama ferro-carbono.

Os ensaios de dureza encontraram discrepância se comparado aos valores de dureza fornecidos pelo fabricante visto que segundo o fabricante a Dureza Brinell dos aços 304 e 316 são respectivamente 184 kgf/mm² e 162kgf/mm². Os valores encontrados nos ensaios realizados nas dependências da UFOP, encontram-se disponíveis na Tabela 5.1.

TABELA 5.1 – Ensaio de Dureza

Amostras	Dureza Rockwell (kgf/mm²)	Dureza Vickers (kgf/mm²)	Dureza Brinell (kgf/mm²)
ASTM A-36	42	116	107
Aço Inox 304	44,8	132	123
Aço Inox 316	50,3	158	149

Essa variação pode ser explicada por alguns fatores como: (i) o fabricante realizou a medição da dureza Brinell de forma direta, enquanto a dureza Brinell obtida em laboratório foi por meio da medição da dureza Rockwell a posterior transformação para a Brinell por meio de tabela de conversão, esta tabela de conversão só apresenta valores de casa decimas com variação de 0,5(kgf/mm²), portanto, adota-se o valor mais próximo ao encontrado no ensaio para a conversão; (ii) sabe-se que a calibração do equipamento também é um fato de grande relevância, não há como afirmar que o medidor de dureza do fabricante esteja com a calibração em dia o que também pode ocasionar erro. Diante desses fatores a análise dos resultados de abrasão serão analisados de acordo com a Dureza Rockwell a medida em laboratório, onde o medidor apresenta certificado de calibração em dia e os resultados passam uma confiança maior.

A partir dos dados de dureza obtidos em laboratório e transformando por meio da tabela de conversão de unidades a dureza Vickers do material apresentada em kgf/mm^2 em HV, calculou-se o índice de severidade em função de cada abrasivo e cada superfície. Foram utilizados dois valores de dureza para cada material abrasivo, a mínima e a máxima encontradas na literatura. Os dados podem ser observados na Tabela 5.2.

TABELA 5.2 – Índice de severidade calculado para cada tipo de amostra em função da dureza do abrasivo

Material abrasivo	Dureza (HV)	ASTM A 36	Inox 304	Inox 316
Mexilhão dourado	87,5	0,246	0,218	0,182
	100	0,280	0,249	0,208
Carbeto de Silício	2300	6,470	5,73	4,801
	2600	7,320	6,48	5,427

Os resultados encontrados indicam que a severidade do desgaste nos três materiais estudados utilizando como material abrasivo o mexilhão dourado, foi a denominada moderada ($H_a/H < 1$), que também é chamado de dúctil, já para os ensaios utilizando o carbeto de silício como material abrasivo o regime de desgaste foi classificado como severo ($H_a/H > 1$).

Após o cálculo do índice de severidade de desgaste foi realizada a análise química dos três aços utilizados nos ensaios e os resultados estão descritos na Tabela 5.3.

TABELA 5.3 – Composição química dos aços utilizados segundo ensaio realizado no laboratório em %.

Elementos	ASTM A-36	Inox 304	Inox 316
Ferro (Fe)	98,6	65,9	63,1
Carbono (C)	0,111	0,0363	0,0381
Silício (Si)	0,269	0,322	0,368
Manganês (Mn)	0,902	1,46	1,62
Cromo (Cr)	0,0055	21,1	19,1
Níquel (Ni)	0,0048	9,88	12,6

Elementos	ASTM A-36	Inox 304	Inox 316
Molibdênio (Mo)	0,0173	0,303	2,05
Nitrogênio (N)	-	0,0632	0,0329
Tálio (Ti)	0,0015	0,0068	0,0072
Fósforo (P)	0,0174	0,0348	0,0353
Enxofre (S)	0,0068	0,0238	0,0293
Cobre (Cu)	0,0065	0,217	0,236
Alumínio (Al)	0,0354	0,0019	0,0023
Nióbio (Nb)	0,0036	0,0461	0,0756
Cobalto (Co)	0,0011	0,133	0,165
Vanádio (V)	0,0019	0,0822	0,0627
Boro (B)	0,0011	0,0017	0,0041
Tungstênio (W)	< 0,0050	0,175	0,252
Chumbo (Pb)	< 0,0010	< 0,0010	< 0,0010
Estanho (Sn)	0,0011	0,0063	< 0,0010
Boro (B)	0,0011	0,0017	0,0041
Cálcio (Ca)	0,0006	> 0,0070	> 0,0070
Zircônio (Zr)	0,0084	-	-
Zinco (Zn)	< 0,0005	-	-
Bismuto (Bi)	< 0,0015	-	-
Arsênio (As)	0,0015	-	-
Selênio (Se)	0,0015	0,0130	0,0139
Antimônio (Sb)	< 0,0050	0,0030	< 0,0030
Tântalo (Ta)	< 0,0050	0,0100	< 0,0100

Os resultados estão de acordo com os apresentados pelo fabricante e com a literatura de referência.

5.3 Análise dos materiais abrasivos utilizados nos ensaios

A análise dos materiais abrasivos utilizados durante os ensaios de desgaste se mostram de grande importância visto que a composição química dos mesmo bem como o tamanho e formato dos grãos podem interferir nos resultados.

5.3.1 Concha de mexilhão dourado

Segundo Barbosa (2009), a composição química das conchas de mexilhão variam em função de diferentes fatores como: o local e a época da coleta e a carga poluidora nos corpos da água, visto que o mexilhão dourado é uma espécie filtradora.

Após a moagem do material a primeira análise realizada foi a granulometria dos grãos. A granulometria realizada na concha de mexilhão moída apresentou uma D50 igual a 70,00 μm e uma D90 de 219,7 μm . A distribuição desse material é apresentada na Figura 5.5.

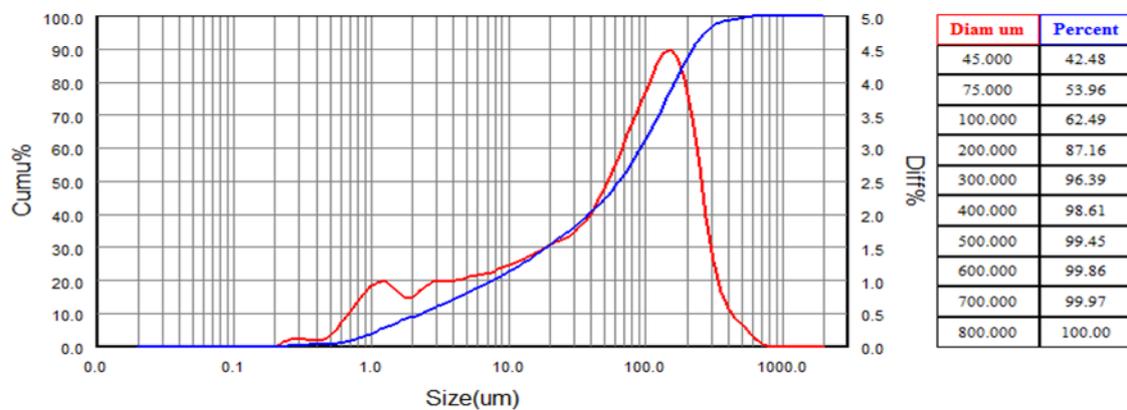


Figura 5.5 – Distribuição granulométrica da concha do mexilhão dourado após moagem

Realizou-se também a análise da composição química da concha do mexilhão, conforme pode ser observado na Figura 5.6.

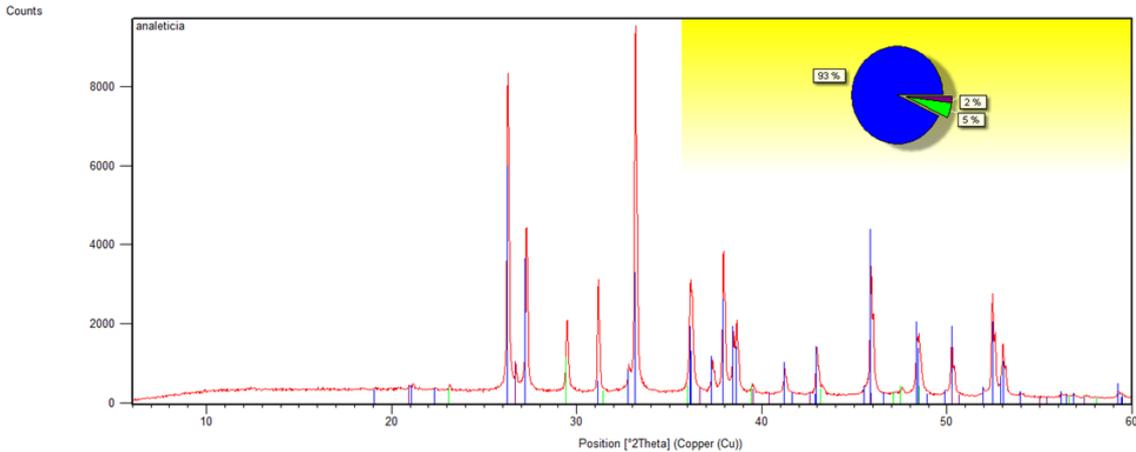


Figura 5.6 – Composição química da concha de mexilhão dourado, após moagem

A Figura 5.6 indica que 93% da amostra é composta por aragonita, 5% por calcita e 2% por quartzo, estes valores se aproximam dos encontrados na literatura para conchas de outros tipos de mexilhão. Segundo os estudos de Vinogradov (1937 apud SILVA, 2007) a quantidade de carbonato de cálcio (calcita + aragonita) na concha de *Ostrea edulis* variou de 96,54% a 98,6%. A relação de aragonita e calcita no mexilhão *Perna Perna* foi estudada por Silva, (2007), o autor relata que a concha deste mexilhão consiste de 92% de aragonita e 8% de calcita.

A forma dos abrasivos é de grande importância no processo de desgaste. A análise do abrasivo por Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) permitiu identificar o formato dos grãos. A Figura 5.7 apresenta a imagem obtida.

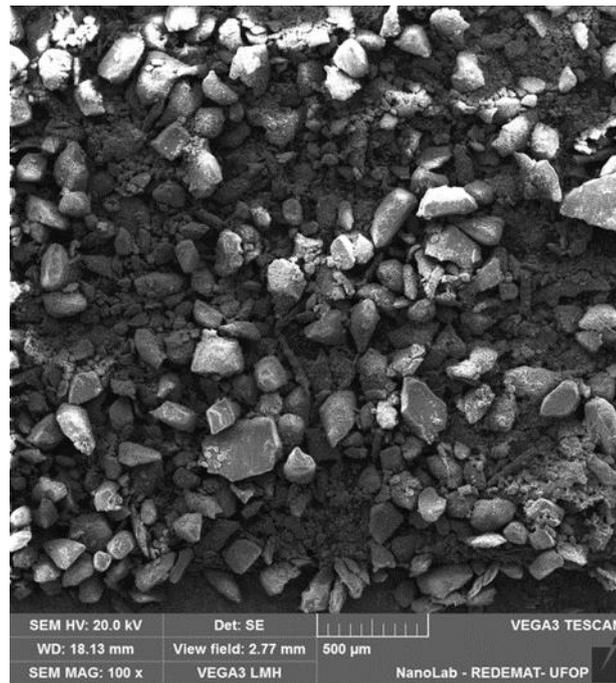


Figura 5.7 – Formato das partículas de mexilhão dourado

A imagem mostra que os grãos oriundos do processo de moagem possuem formatos mais pontiagudos. Segundo Kelly & Hutchings (2001), os grãos que apresentam essa característica possuem uma tendência a gerar um desgaste maior que os grãos mais arredondados.

5.3.2 Carbetto de Silício

A distribuição granulométrica para o carbetto de silício, obtida a laser é apresentada na Figura 5.8.

Analisando a distribuição granulométrica do SiC, percebe-se que o mesmo apresentou uma D50 igual a 16,47 μ m e uma D90 de 41,66 μ m.

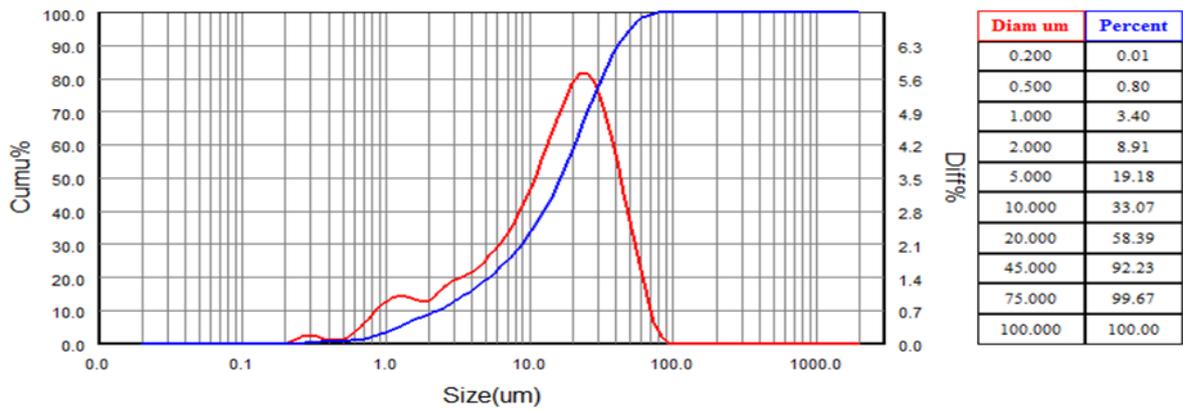


Figura 5.8 – Distribuição granulométrica do SiC

A forma dos grãos do SiC também foi analisada, observou-se que os grãos possuem características similares aos grãos oriundos da moagem das conchas de mexilhão dourado, com predominância de grãos com formatos pontiagudos como pode ser observado na Figura 5.9.

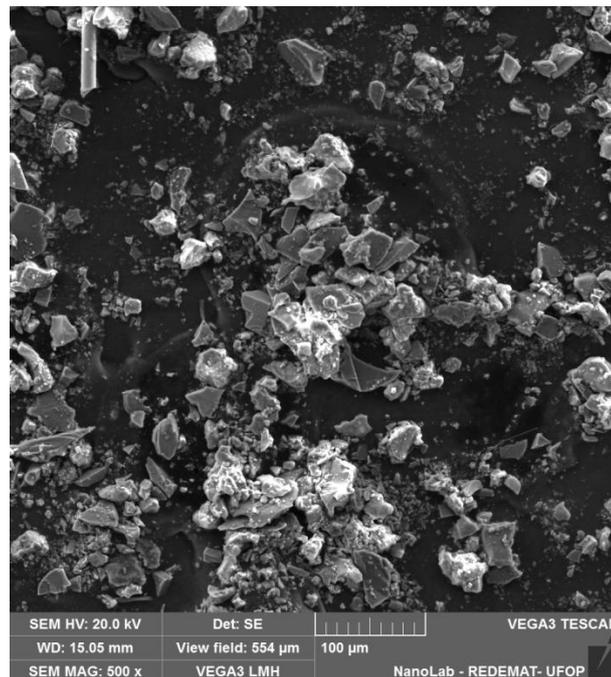


Figura 5.9 – Formato das partículas de SiC

5.4 Análise dos resultados de desgaste

Os primeiros ensaios de desgaste realizados visaram a definição da força (carga) ser aplicada sobre a superfície a ser desgastada. Foram utilizadas as cargas de 0,5N, 1N e 2N, com ambas as pastas abrasivas. Utilizando carbeto de silício houve a formação de calotas bem definidas com todas as forças utilizadas. Porém, para a concha de mexilhão, apenas utilizando a carga de 2N verificou-se a formação de calotas. A não formação da calota pode ser observada na Figura 5.10, o ensaio exemplificado utilizou como material o aço inoxidável 304, com a concentração de 30% e 0,5 Newtons (N) de força.

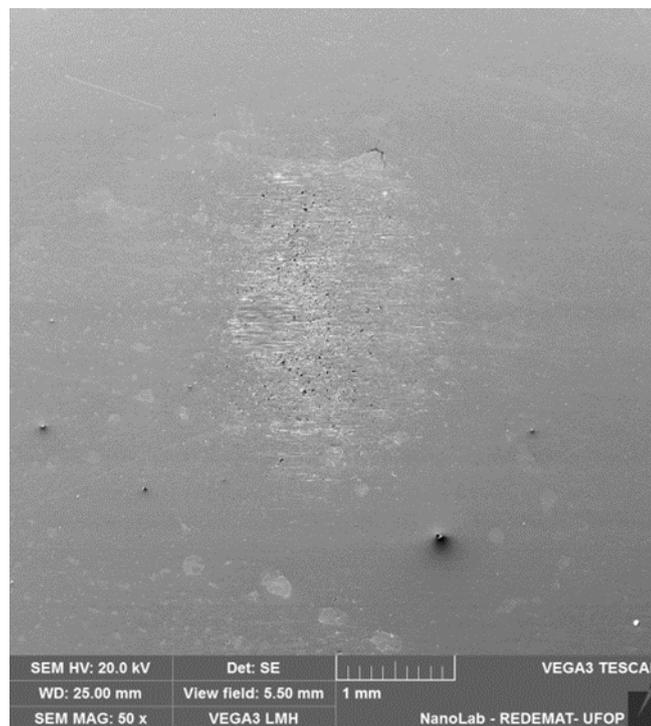


Figura 5.10 – Calotas formadas nos ensaios de desgaste utilizando a força de 0,5N

Após, as observações realizadas definiu-se que em todos os ensaios utilizariam a carga de 2N.

5.4.1 Desgaste abrasivo provocado pelo mexilhão dourado

As calotas produzidas nos ensaios, para o aço ASTM A 36, e aços inoxidáveis 304 e 316, são apresentadas nas Figuras 5.11, 5.12 e 5.13. A forma circular das mesmas

possibilitou medidas com grande exatidão, o que possibilitou a utilização dos diâmetros para o cálculo da taxa e do coeficiente de desgaste.

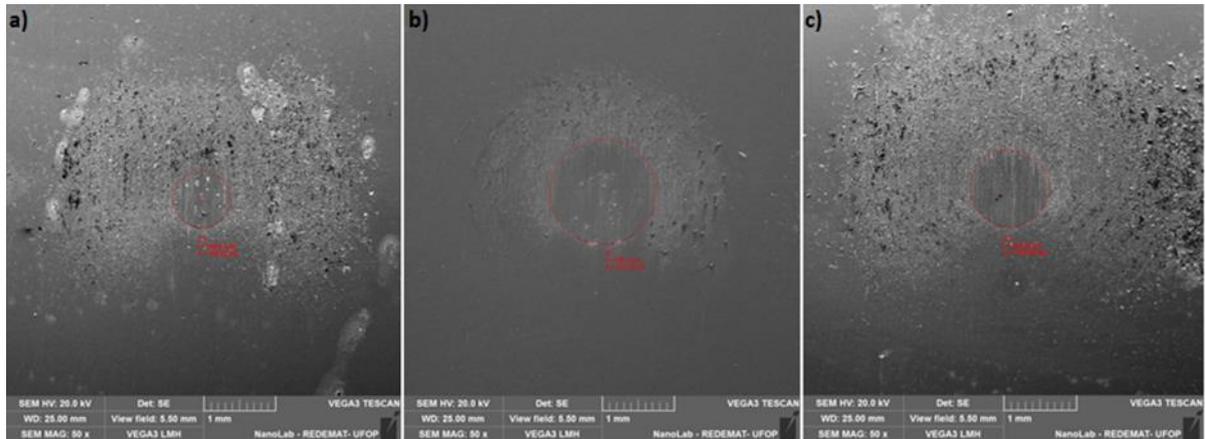


Figura 5.11 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço ASTM A 36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de mexilhão dourado

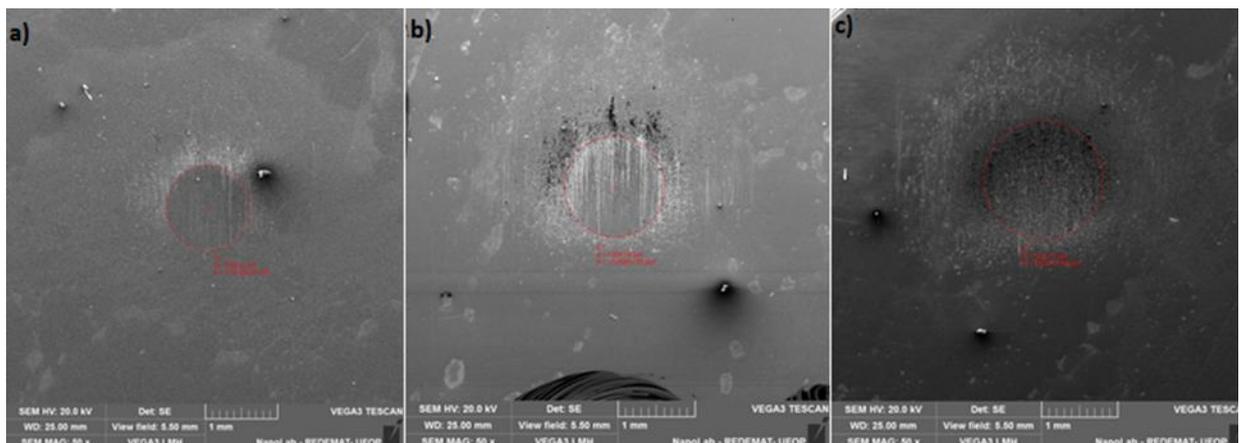


Figura 5.12 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de mexilhão dourado

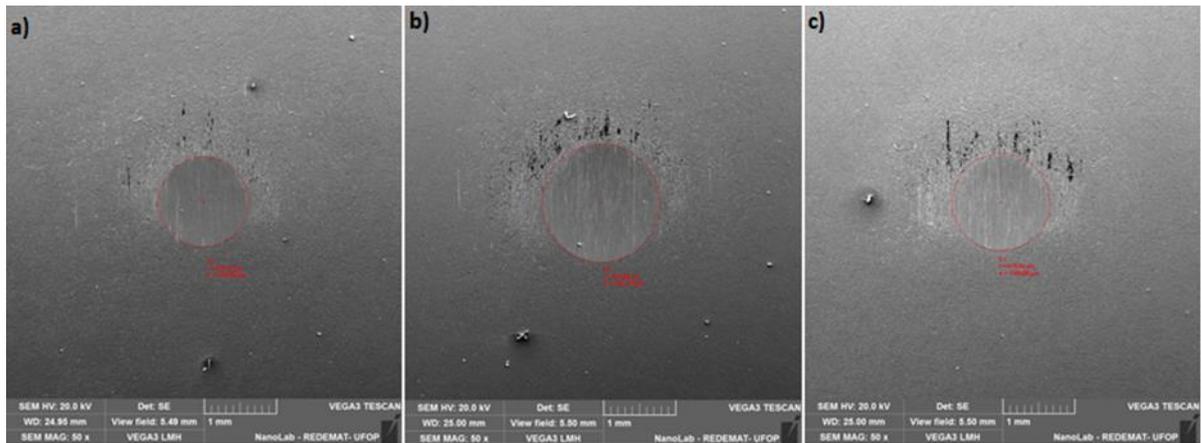


Figura 5.13 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de mexilhão dourado

A Tabela 5.4 apresenta os diâmetros médios das calotas geradas nos ensaios de desgaste nos três diferentes tipos de materiais. Nota-se, a partir da análise dos dados, que para a concentração de 100g/l os maiores diâmetros obtidos foram no aço inoxidável 304, seguido do aço inoxidável 316 e, finalmente pelo aço ASTM A-36, diferente do que aconteceu quando aumentou-se a concentração para 200g/l e 300g/l, respectivamente, onde pode-se observar que a calota com maior diâmetro foi a gerada sob a superfície do aço inoxidável 316, seguido pelo aço inoxidável 304 e, por fim, pelo aço ASTM A-36.

TABELA 5.4 – Diâmetro médio e Desvio Padrão das calotas geradas pelo abrasivo mexilhão dourado nos três diferentes tipos de amostra

Concentração (g/l)	Diâmetros das calotas (μm)					
	ASTM A 36		INOX 304		INOX 316	
	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão
100	986,9	177,96	1179,9	37,0	1084,0	198,1
200	1251,7	195,8	1387,3	139,3	1532,1	91,9
300	1070,4	110,9	1150,1	388,1	1381,7	23,1

Ainda analisando os resultados obtidos percebe-se que os maiores diâmetros encontrados para os três materiais ocorreram para a concentração de 200g/l.

Seguindo essa linha de análise, foi elaborado um gráfico apresentado na Figura 5.14 que, apresenta a taxa de desgaste de cada amostra para cada concentração que é interpretada, nesse caso, como o volume de material removido por unidade de distância de deslizamento (m^3/m). Na Tabela 5.5 são apresentados os valores do coeficiente de desgaste (K), parâmetro que mede a severidade do desgaste, conforme pode-se observar na Tabela 5.5.

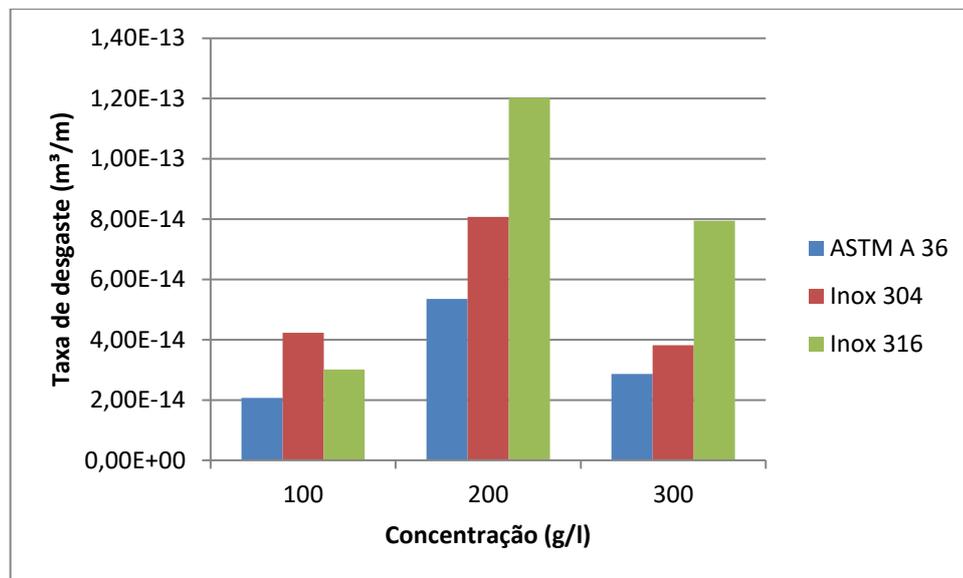


Figura 5.14 – Resultados da Taxa de desgaste obtida em função do diâmetro médio de desgaste nos três materiais testados

TABELA 5.5 – Coeficiente de desgaste específico ($\text{m}^3/\text{N.m}$) provocado pelo abrasivo mexilhão dourado nos três diferentes tipos de amostras.

Coeficiente de desgaste específico ($\text{m}^3/\text{N.m}$)			
Concentração (g/l)	ASTM A 36	INOX 304	INOX 316
100	1,03E-14	2,11E-14	1,51E-14
200	2,68E-14	4,04E-14	6,01E-14
300	1,43E-14	1,91E-14	3,98E-14

Analisando os resultados apresentados na Tabela 5.5 nota-se que a tendência esperada de maiores valores de taxa de desgaste e coeficiente de desgaste específico para a

concentração de 100mg/l, acontecerem no aço Inoxidável 304, seguido pelo aço Inoxidável 316 e, finalmente pelo aço ASTM A-36. A mesma afirmativa aconteceu com as concentrações de 200mg/l e 300mg/l, onde os maiores valores foram observados respectivamente no aço Inoxidável 316, aço Inoxidável 304 e aço ASTM A-36.

Segundo Cozza (2006), no regime de desgaste classificado como moderado, há pouca variação da taxa de desgaste com o aumento da dureza do material, já que a dureza do material que sofre desgaste é sempre maior do que a do abrasivo, portanto, a dureza dos aços causa pouca influência nos valores obtidos.

Assim, a fim de se explicar os resultados obtidos gerou-se um gráfico que apresenta a relação entre o coeficiente de desgaste e concentração da suspensão abrasiva, como pode-se observar na Figura 5.15.

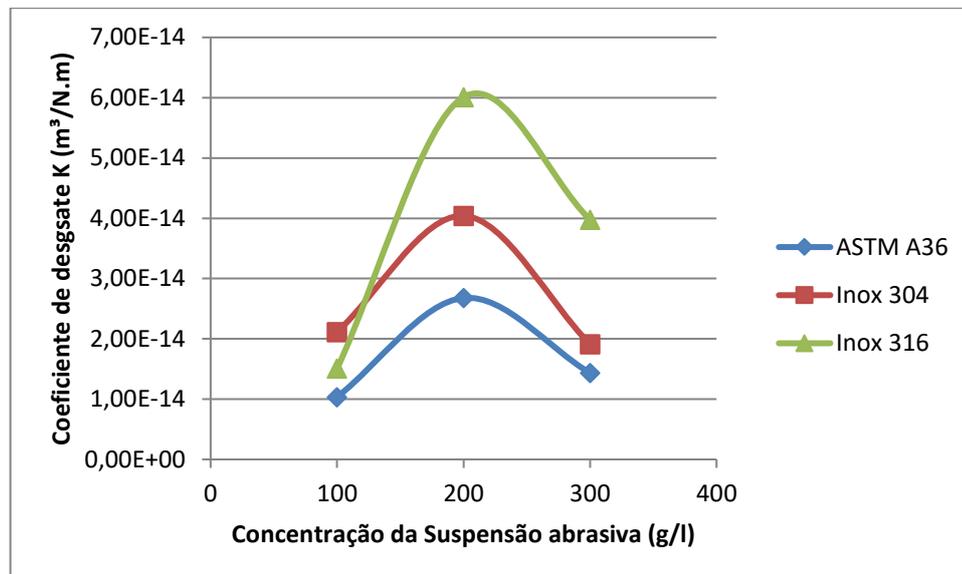


Figura 5.15 – Variação do coeficiente de desgaste em função da concentração da suspensão abrasiva de mexilhão dourado.

Observa-se, a partir do gráfico que com o aumento da concentração houve um aumento do coeficiente de desgaste, até o ponto em que começou a ocorrer o declínio dos valores, esse mesmo fenômeno foi observado por Trezona et al. (1999) e está ligado à mudança que ocorre no mecanismo de desgaste atuante quando se altera a concentração de abrasivo. Cozza (2011) indica que os coeficientes de desgaste obtidos sob ocorrência do desgaste abrasivo por rolamento são menores dos que os obtidos sob a ocorrência do

desgaste por sulcamento. Portanto segundo o autor, pode-se concluir que a taxa de desgaste é fortemente influenciada pelo modo de desgaste atuante.

Assim, a discussão dos valores encontrados não pode ser realizada unicamente em função dos valores encontrados, devendo ser considerado o mecanismo de desgaste atuante sobre a superfície, pois a taxa e o coeficiente de desgaste do material estão ligados ao mecanismo atuante sobre a amostra.

A Figura 5.16 apresenta as imagens das superfícies de desgaste para as concentrações 100g/l, 200g/l e 300g/l, respectivamente para a amostra de aço ASTM A36.

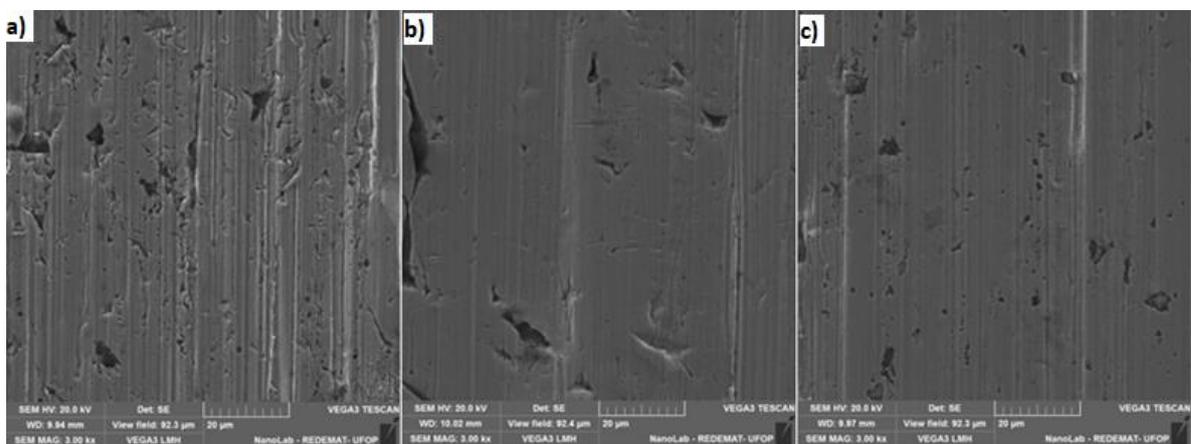


Figura 5.16 – Superfície de desgaste geradas no ensaio com a amostra aço ASTM A36 utilizando as concentrações de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de mexilhão dourado.

Analisando as imagens pode-se constatar que para a concentração de 100g/l (Figura 5.16(a)), que o mecanismo de desgaste predominante foi o sulcamento com deformação plástica nas bordas e pontos de arrancamento de material, provavelmente causados pelas inclusões já existentes na amostra.

Para a concentração de 200g/l (Figura 5.16(b)), observam-se dois mecanismos de desgaste de forma mais expressiva, se comparado à concentração de abrasivo de 100g/l. O mecanismo de desgaste atuante predominante foi o sulcamento, com presença de pontos de arrancamento de material. Vale destacar que os sulcos observados para essa concentração são mais profundos.

As observações relativas à Figura 5.16(c), indicam mais uma vez, a ocorrência de dois mecanismos de desgaste (sulcamento e arrancamento), além da formação de trincas e incrustação do mexilhão dourado nas superfícies arrancadas, que foram comprovadas após a análise elementar executada por meio da espectroscopia de Energia Dispersiva (EDS) acoplada ao MEV. O ensaio de EDS possibilita a determinação da composição química qualitativa e semiquantitativa das amostras. A Figura 5.17 apresenta os resultados que confirmam a incrustação do mexilhão dourado à superfície. Na Figura 5.17(c) pode-se observar nos pontos analisado a existência de Cálcio (Ca), principal constituinte da concha do mexilhão dourado.

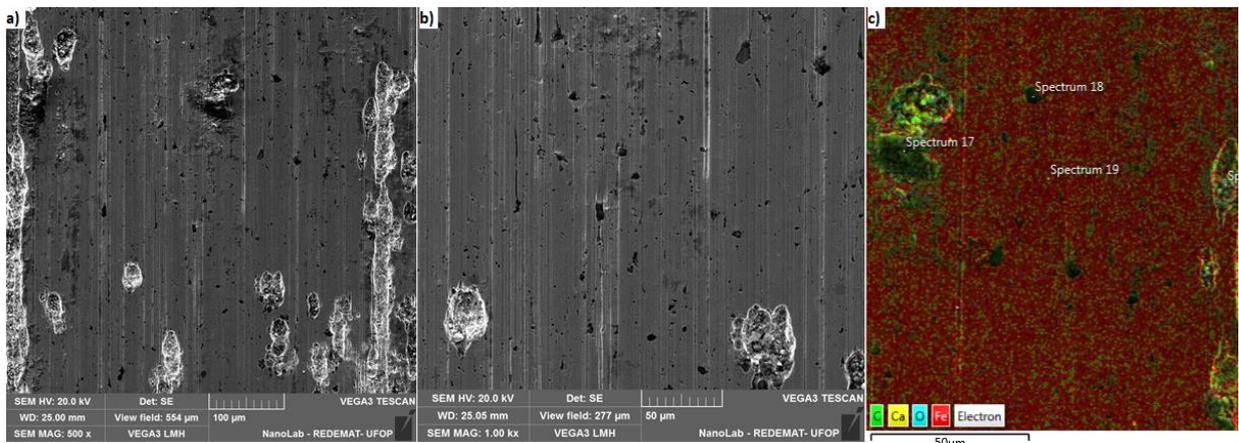


Figura 5.17 – Incrustação do mexilhão dourado, aumento de 500X (a), aumento de 1000X (b) e análise da composição da amostra (c).

A Figura 5.18 apresenta os mecanismos de desgaste atuantes na amostra de aço inoxidável 304.

Inicialmente foi analisado o mecanismo de desgaste relativo à concentração de 100g/l. Através das imagens pode-se observar sulcamento com deformação plástica nas bordas dos sulcos e alguns pontos de arrancamento de material provavelmente nas regiões de inclusões. Já quando foram realizadas as observações em relação a concentração de 200g/l, observou-se que, além do sulcamento com deformação plástica, houve a ocorrência de pequenos pontos de arrancamento. Analisando-se a imagem gerada para a concentração de 300g/l, observa-se, mais uma vez a ocorrência de sulcamento com deformação plástica, alguns pontos de arrancamento e ainda o mecanismo de desgaste do tipo rolamento.

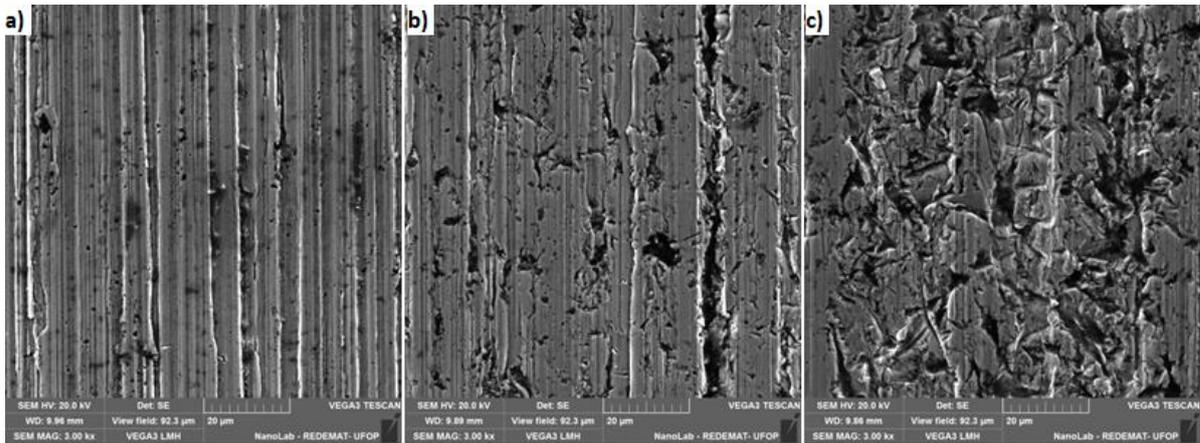


Figura 5.18 – Superfície de desgaste gerada no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando as concentrações de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de mexilhão dourado.

A Figura 5.19, apresenta os mecanismos de desgaste atuantes na amostra de aço inoxidável 316.

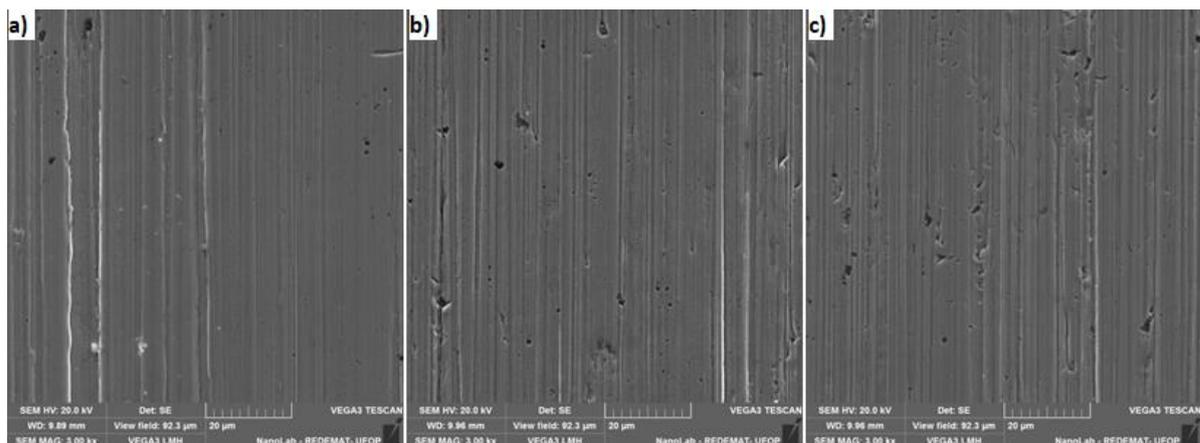


Figura 5.19 – Superfície de desgaste gerada no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando as concentrações de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de mexilhão dourado.

De uma forma geral observa-se que para o aço inoxidável 316, o desgaste gerado foi mais suave se comparado às amostras dos aços inoxidável 304 e ASTM A36.

Para as concentrações de 100g/l e 200g/l, observou-se apenas o sulcamento com pequenos pontos de arrancamento, provavelmente gerados pelas inclusões já existentes na amostra. Quando a concentração aumentou para 300g/l pode-se observar o surgimento de pequenas deformações plásticas nos sulcos gerados pelo desgaste.

Em todos os materiais observou-se o desgaste por sulcamento, ou por sulcamento e rolamento (atuação de dois mecanismos de desgaste).

O desgaste abrasivo em que o mecanismo atuante foi unicamente o sulcamento ocorreu nos aços ASTM A36 (concentração de 100g/l), no aço Inoxidável 304 (concentração de 100g/l) e no aço Inoxidável 316 (em todas as concentrações). Segundo Mergler & Huis in t’Veld (2003), elevadas cargas e baixas concentrações de abrasivo favorecem o desgaste abrasivo por sulcamento. Cozza et al. (2013) relata que concentrações de abrasivo menores de 18% tendem a produzir desgaste por sucamento e que a partir de 18% de concentração há tendência de mudança do regime de sulcamento para rolamento.

Ainda segundo os autores, visto que o modo de desgaste é definido como uma combinação entre a força normal aplicada e a concentração, há uma região central onde os dois modos de desgaste ocorrem, este fenômeno também foi observado por Trezona et al., (1999). Portanto, com o aumento da concentração de suspensão abrasiva e para um mesmo material há uma tendência que leva a ocorrência do desgaste por rolamento, como foi observado nos testes.

Segundo Adachi & Hutchings (2003), em ensaios por esfera rotativa quando a superfície sofre os dois modos de desgaste, observa-se nas extremidades o desgaste por rolamento e na região central o desgaste por sulcamento. A Figura 5.20 obtida no ensaio de desgaste com o aço inoxidável 304, para a concentração de 200g/l, mostra este tipo de comportamento relatado por Adachi & Hutchings (2003).

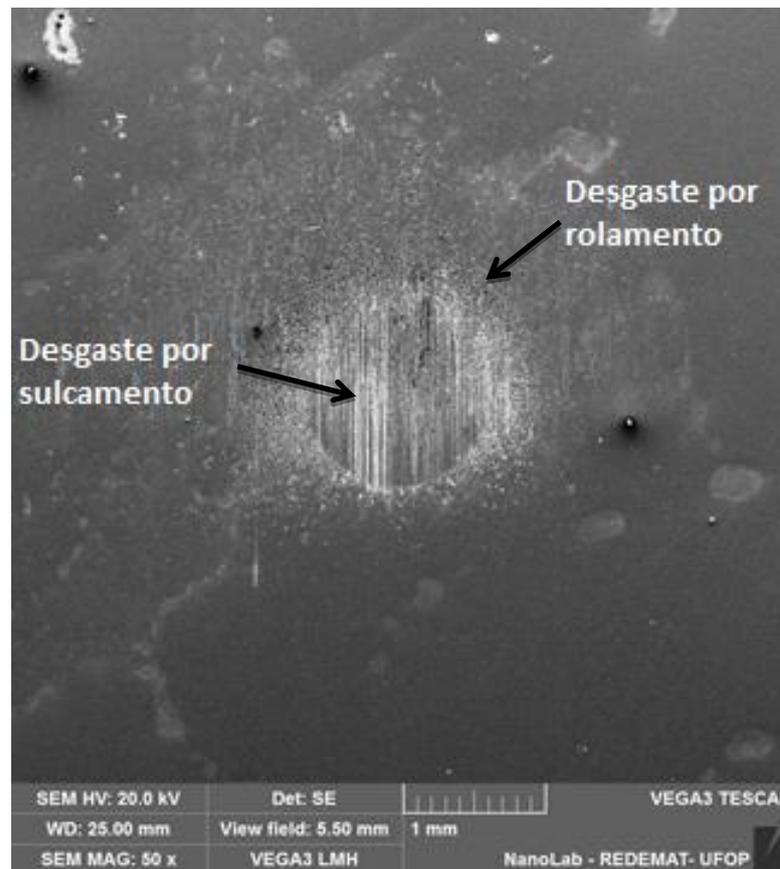


Figura 5.20 – Calota de desgaste gerada no ensaio com a amostra aço inoxidável 304

Cozza (2011) relata que o tamanho do material abrasivo também pode explicar esse fenômeno. Segundo o autor as marcas de rolamento são provenientes de partículas de abrasivos relativamente pequenas, que vem a penetrar nos riscos já formados por outras partículas abrasivas de maiores dimensões, causando assim o movimento de rolamento.

5.4.2 Desgaste abrasivo provocado pelo SiC

Da mesma forma como foi analisado o desgaste abrasivo com a suspensão abrasiva oriunda das conchas de mexilhão dourado, seguiu-se as observações acerca dos resultados gerados pela suspensão abrasiva de carbetto de silício. As calotas produzidas de forma circular possibilitaram medidas precisas que foram utilizadas para os cálculos da taxa e do coeficiente de desgaste. As calotas geradas são apresentadas nas Figuras 5.21, 5.22 e 5.23.

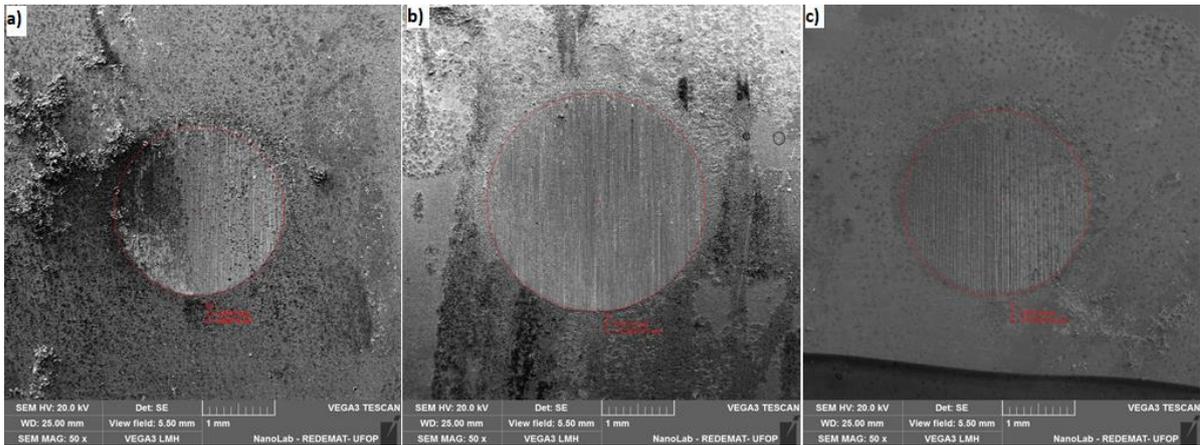


Figura 5.21 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço ASTM A 36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de SiC.

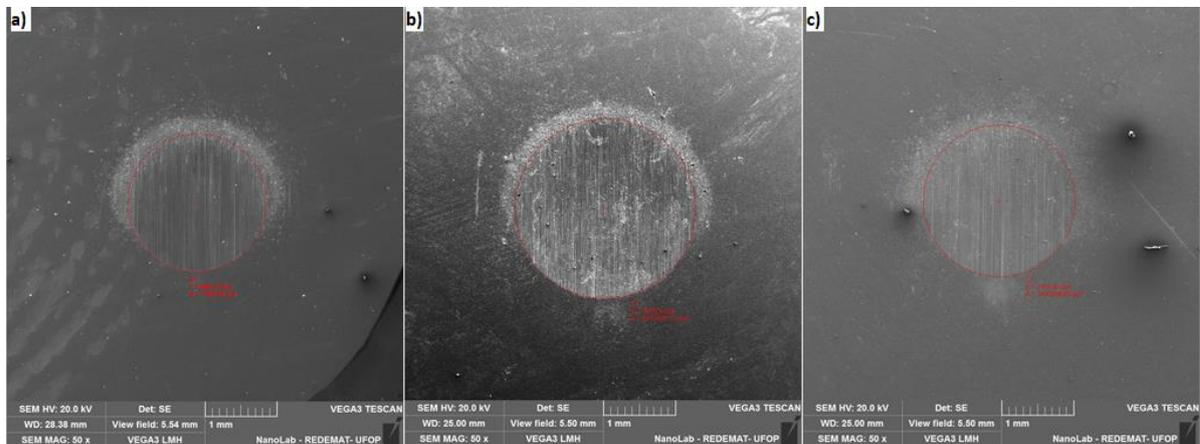


Figura 5.22 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 304 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de SiC.

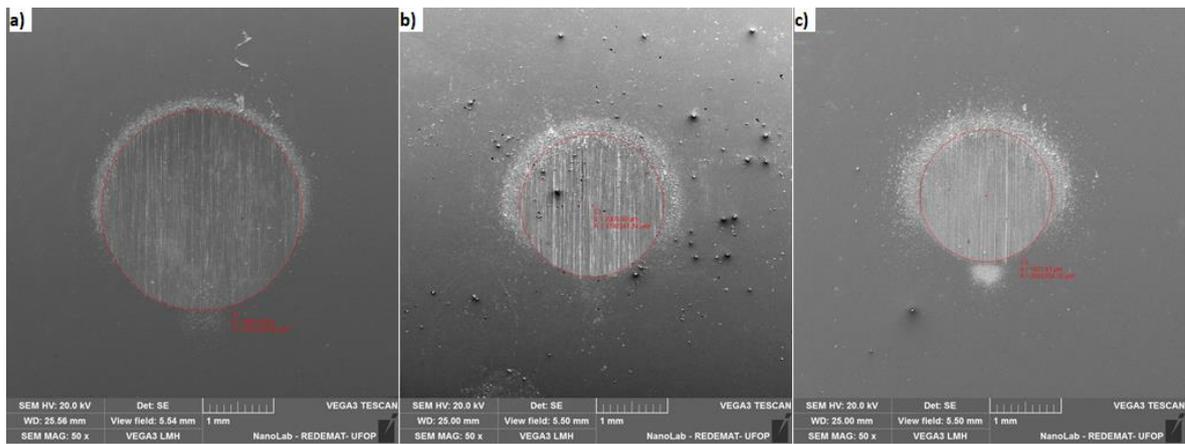


Figura 5.23 – Calotas obtidas no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC.

Após a obtenção dos valores gerou-se uma tabela, com os valores médios das calotas, conforme pode-se observar na Tabela 5.6.

TABELA 5.6– Diâmetro médio e Desvio Padrão das calotas geradas pelo abrasivo SiC nos três diferentes tipos de amostra

Concentração (g/l)	Diâmetros da calota (μm)					
	ASTM A 36		INOX 304		INOX 316	
	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão	Média	Desvio Padrão
100	2270,3	107,3	1934,5	23,0	2815,3	22,1
200	2870,0	165,0	2303,7	174,7	2120,0	144,4
300	2521,6	87,9	2019,9	76,7	2031,5	215,3

Observa-se, a partir da análise dos dados da Tabela 5.6, que os maiores diâmetros na concentração de 100g/l ocorreram respectivamente nos aços inoxidável 316, ASTM A36 e inoxidável 304. Já para a concentração de 200g/l, os maiores valores foram encontrados no aço ASTM A36, seguido do aço Inoxidável 304 e aço Inoxidável 316. Enfim na concentração de 300g/l, o maior diâmetro foi obtido no aço ASTM A36, seguido do aço Inoxidável 316 e do aço Inoxidável 304.

A concentração que gerou a maior calota no aço ASTM A 36 e no aço inoxidável 304 foi a concentração de 200g/l, diferente do que ocorreu no aço inoxidável 316, onde o maior valor encontrado foi para a concentração de 100g/l.

Concluída esta etapa foi, por fim, elaborado um gráfico que apresenta a taxa de desgaste de cada amostra e também uma tabela que apresenta o coeficiente de desgaste (K), conforme pode-se observar na Figura 5.24 e Tabela 5.7 respectivamente.

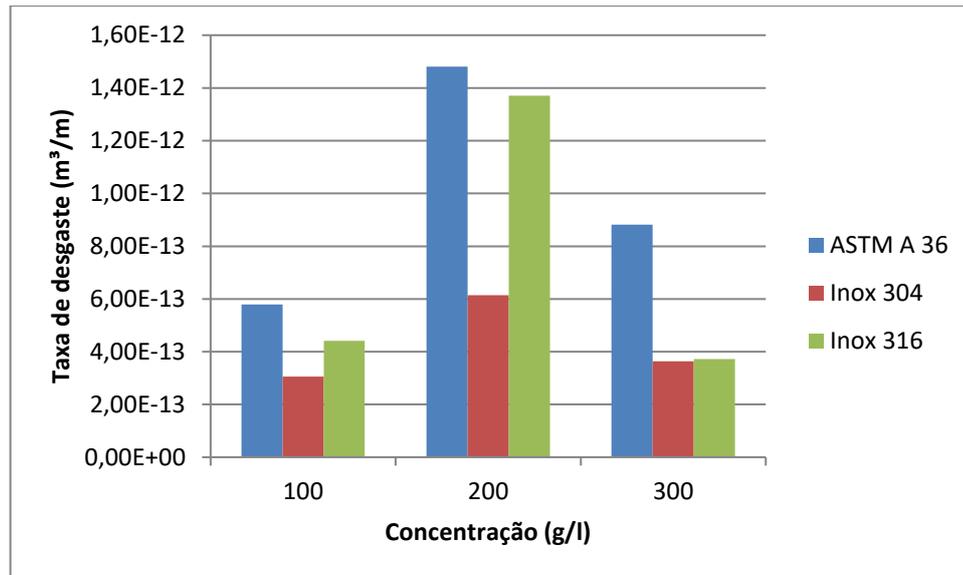


Figura 5.24 – Resultados da Taxa de desgaste obtida em função do diâmetro médio de desgaste nos três materiais analisados

TABELA 5.7 – Coeficiente de desgaste específico ($m^3/N.m$) para o abrasivo SiC nos três diferentes tipos de amostra

Coeficiente de desgaste específico ($m^3/N.m$)			
Concentração (g/l)	ASTM A 36	INOX 304	INOX 316
100	2,90E-13	1,53E-13	2,20E-13
200	7,40E-13	3,07E-13	6,85E-13
300	4,41E-13	1,82E-13	1,86E-13

No regime classificado como severo ocorre uma relação semelhante ao regime moderado, entretanto neste regime mantendo-se a dureza do material constante há pouca variação da taxa de desgaste, com a variação da dureza do material (COZZA, 2006). Assim, não existe uma relação específica entre a dureza do material e a taxa e o coeficiente de desgaste obtidos nos ensaios. Com o intuito de encontrar uma justificativa para os resultados obtidos foi elaborado um gráfico (Figura 5.25) que apresenta a relação entre o coeficiente de desgaste e concentração da suspensão abrasiva.

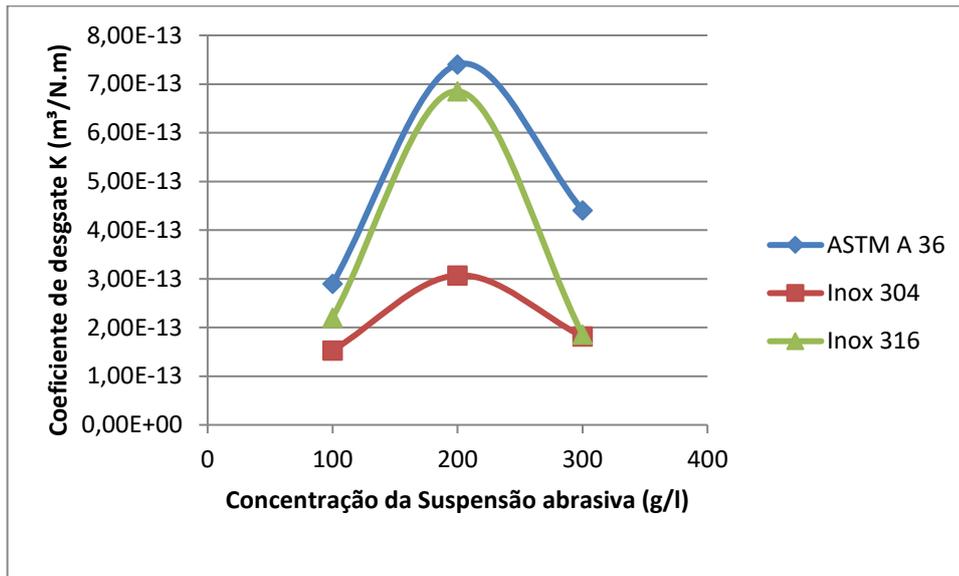


Figura 5.25 – Variação do coeficiente de desgaste em função da concentração da suspensão abrasiva de SiC.

As mesmas observações feitas para os três tipos de aços quando se utilizou-se o mexilhão dourado na suspensão abrasiva se aplicam ao aço ASTM A36, ao aço inoxidável 304 e ao aço inoxidável 316, pois ocorre um aumento do coeficiente de desgaste com o aumento da concentração de abrasivo, chegando a um ponto em que passa a haver um declínio dos valores, devido a mudança do mecanismo de desgaste atuante. Como mencionado anteriormente para que seja feita a correta discussão dos valores encontrados é necessário considerar o mecanismo de desgaste atuante sobre a superfície. Os mecanismos atuantes nos três materiais podem ser observados nas Figuras 5.26 a 5.29.

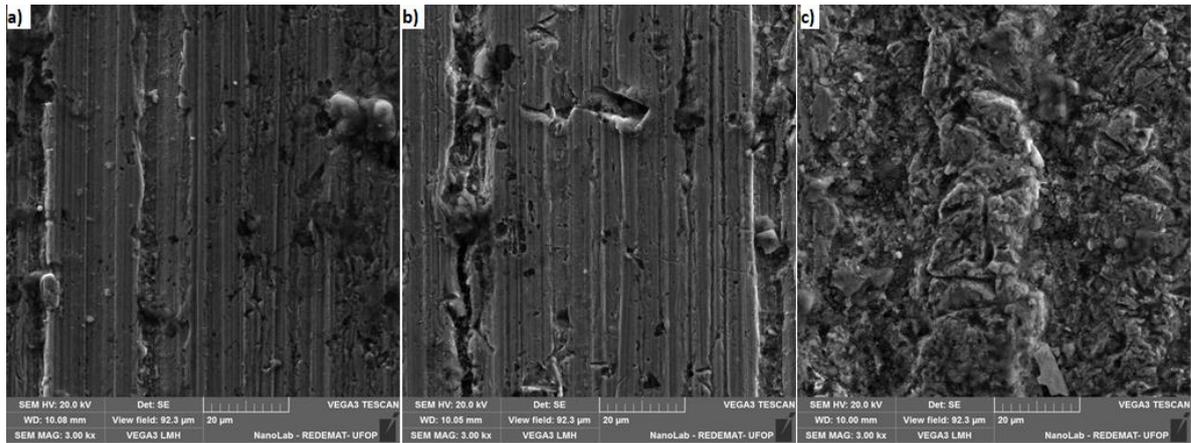


Figura 5.26 – Superfície de desgaste gerada no ensaio com a amostra Aço ASTM A36 utilizando a concentração de 100g/l (a), 200 g/l (b) e 300 g/l (c) de SiC.

Analisando as imagens relativas às concentrações de 100g/l, 200g/l e 300g/l constata-se que o mecanismo de desgaste atuante predominante foi o sulcamento com pontos de deformação plástica, porém, percebe-se algumas regiões de rolamento, portanto a ação de dois mecanismos de desgaste. Além disso também verifica-se a presença de inclusões e microtrincas, essas duas últimas podem estar ligadas a qualidade do material analisado que possuía pontos de inclusão.

A imagem com o aumento de 3000X, para a concentração de 300g/l, não permitiu uma correta interpretação do mecanismo de desgaste, fato que provavelmente ocorreu por se escolher uma região que só continha o desgaste por rolamento para o aumento em questão. Em função disso, a análise foi realizada em uma imagem com o aumento de 1000X, conforme Figura 5.27.

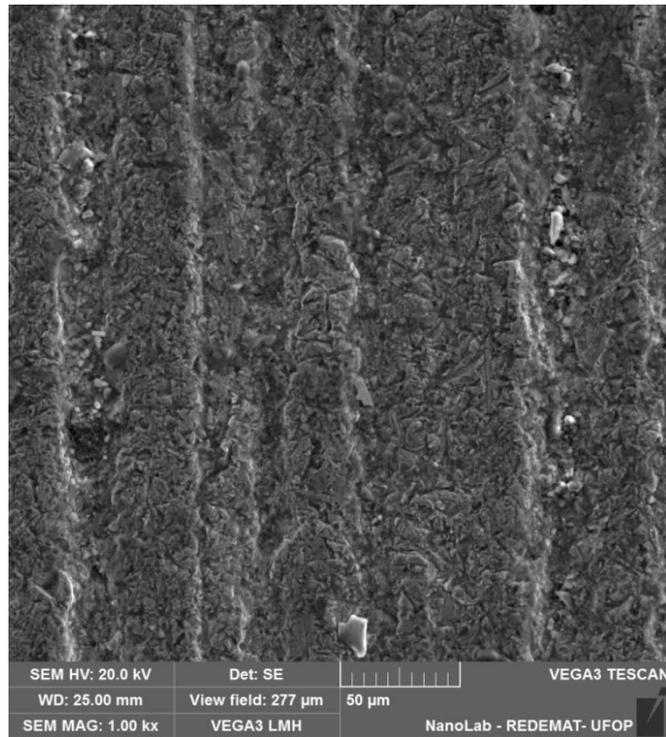


Figura 5.27 – Superfície de desgaste gerada no ensaio com a amostra Aço ASTM A36 utilizando as concentrações de 300g/l de SiC utilizando o aumento de 1000X.

Após a análise dos mecanismos de desgaste atuantes no aço ASTM A36, fez-se a avaliação das imagens relativas aos ensaios com o aço inoxidável 304, as imagens obtidas para esse material podem ser observadas na Figura 5.28.

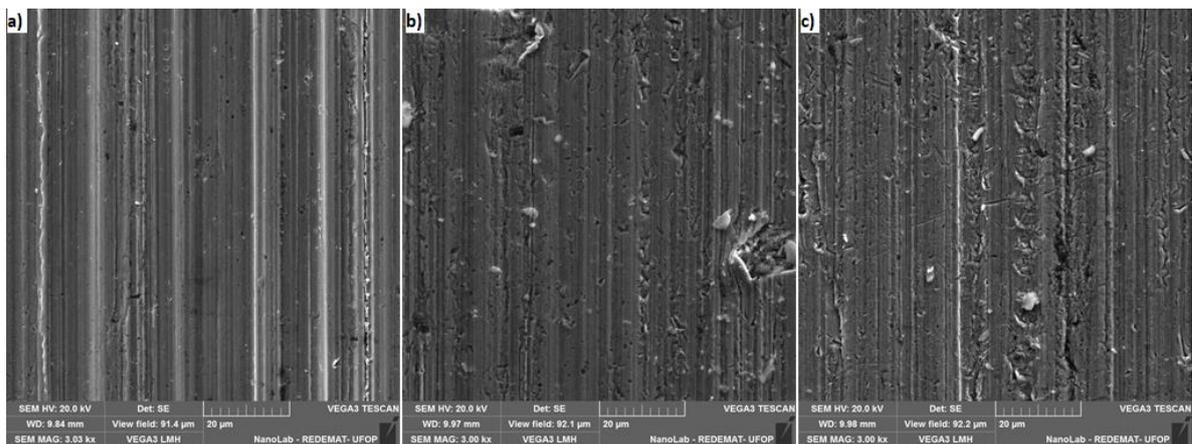


Figura 5.28 – Superfícies de desgaste geradas no ensaio com a amostra Aço inoxidável 304 utilizando as concentrações de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de SiC.

As primeiras observações foram realizadas em relação à concentração de 100g/l. A partir da imagem pode-se constatar o mecanismo de sulcamento com deformação plástica e alguns pontos com trincas. Já na análise para a concentração de 200g/l, pode-se observar que além do sulcamento, com a presença de deformação plástica nas bordas, houve a ocorrência de pequenos pontos de arrancamento de material, ocasionados possivelmente pelas inclusões presentes nas peças. Analisando-se a imagem gerada para a concentração de 300g/l, constata-se a ocorrência dos mesmos mecanismos encontrados na concentração de 200g/l. A presença de inclusões (defeitos) nas amostras reduz a resistência ao desgaste, já que favorece a propagação de trincas, o que facilita a perda de material por arrancamento.

As imagens obtidas nos ensaios com o aço inoxidável 316, podem ser observadas na Figura 5.29.

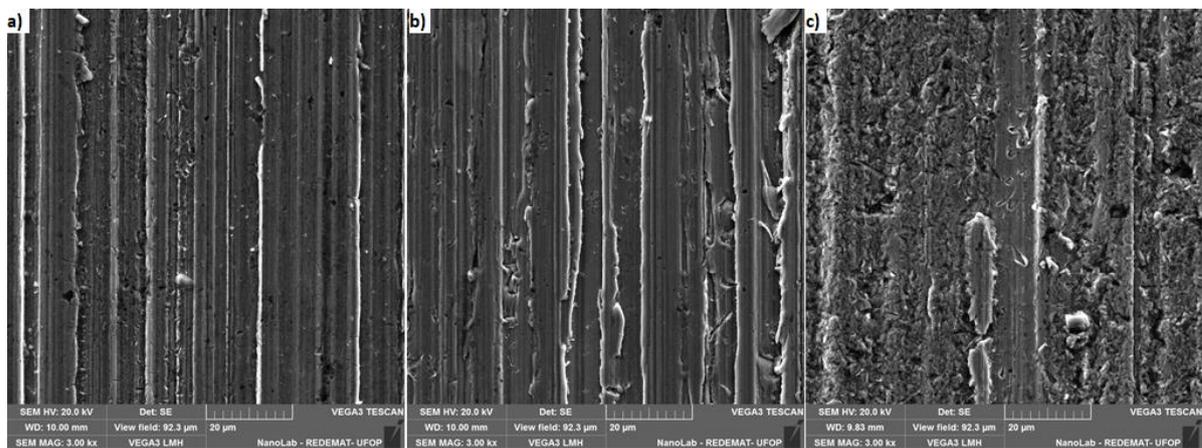


Figura 5.29 – Superfícies de desgaste gradas no ensaio com a amostra aço inoxidável 316 utilizando as concentrações de 100g/l (a), 200g/l (b) e 300g/l (c) de SiC.

Nas observações realizadas para as concentrações de 100g/l e 200g/l, constatou-se que em ambas as concentrações ocorreu o mecanismo de sulcamento com deformação plástica e alguns pontos com trincas, observa-se também que a severidade da deformação plástica aumentou com o aumento da concentração de suspensão abrasiva. Analisando-se a imagem gerada para a concentração de 300g/l, pode-se constatar que além das observações encontradas para as duas concentrações menores, houve a presença do mecanismo de desgaste por rolamento, havendo então para a maior concentração a presença de dois mecanismos de desgaste.

Observa-se em todas as amostras que o padrão de desgaste se alterou em função da concentração de sedimentos, de desgaste por sulcamento para desgaste por rolamento.

5.4.3 Comparação entre as suspensões abrasivas

A fim de comparar a abrasividade do mexilhão dourado com a do carboneto de silício, traçaram-se gráficos que reproduzissem a diferença do coeficiente de desgaste entre os dois materiais nos três diferentes aços utilizados, conforme pode-se observar nas Figuras 5.30, 5.31 e 5.32.

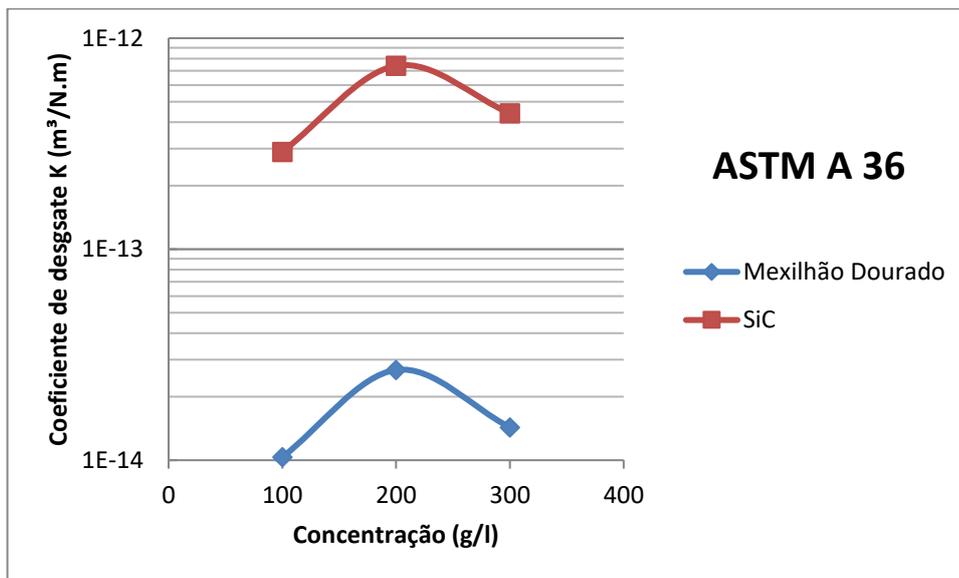


Figura 5.30 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados pelas duas suspensões abrasivas no aço ASTM A 36.

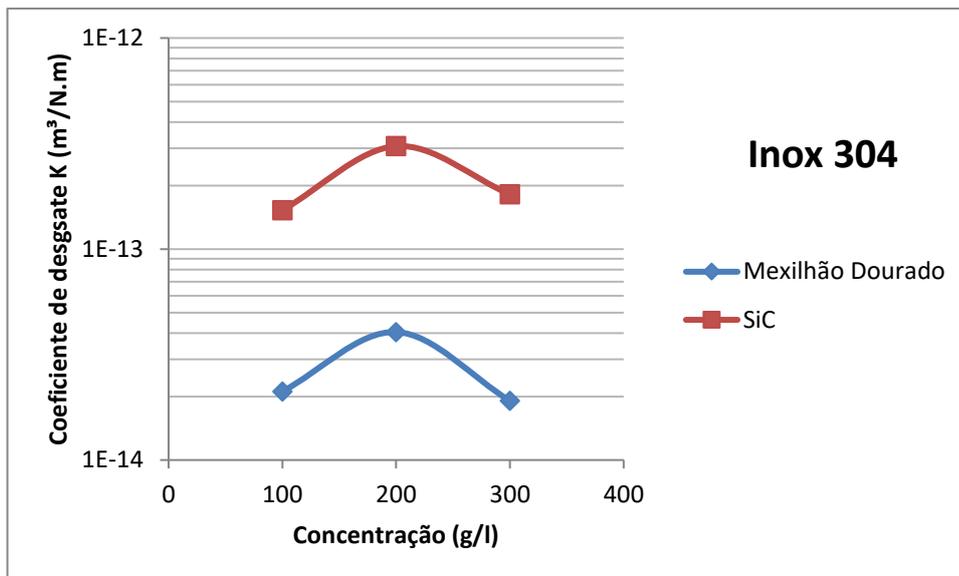


Figura 5.31 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados pelas duas suspensões abrasivas no aço inoxidável 304

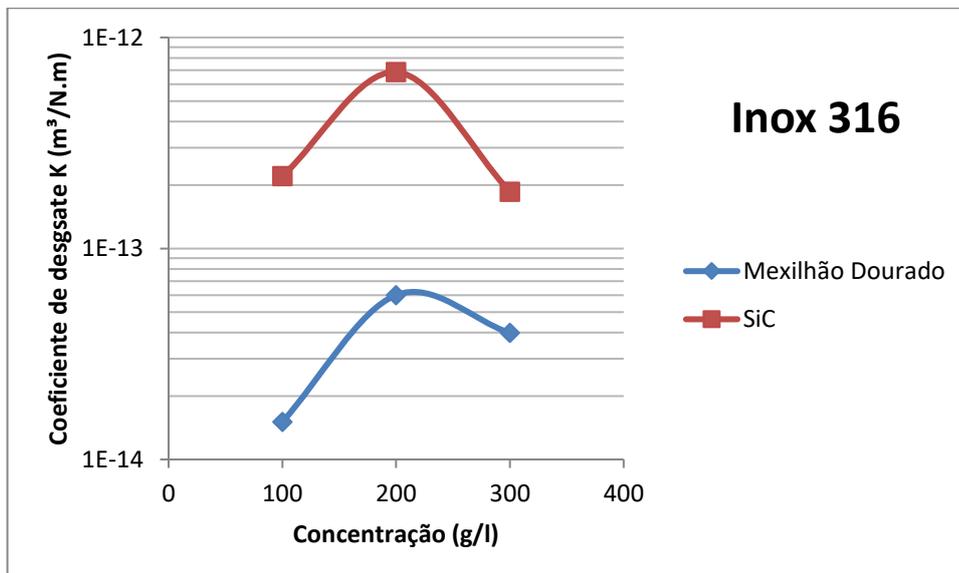


Figura 5.32 – Comparação do coeficiente de desgaste gerados pelas duas suspensões abrasivas no aço inoxidável 316

Observa-se que houve a mesma tendência no comportamento do coeficiente de desgaste para os três aços avaliados e para as duas suspensões abrasivas estudadas, onde ocorreu um valor máximo do coeficiente de desgaste para a concentração de 200g/l de suspensão abrasiva. Este resultado é explicado pelo fato de que maiores concentrações de abrasivos, em torno de 18%, favorecerem a mudança de regime de desgaste, e que o

desgaste do tipo rolamento gera menor perda de material (MERGLER & HUIS in “T Veld”, 2003; COZZA et al., 2013).

Merece destaque também o fato que, conforme esperado, o carbetto de silício resultou em coeficientes de desgaste maiores do que os gerados pela suspensão abrasiva da concha de mexilhão dourado. A Tabela 5.8 apresenta o número de vezes que o carbetto de silício é mais abrasivo que a concha de mexilhão dourado.

TABELA 5.8 – Número de vezes que o carbetto de silício é mais abrasivo que a concha de mexilhão dourado

Número de Vezes			
Concentração (g/l)	ASTM A 36	INOX 304	INOX 316
100	28,01	7,23	14,61
200	27,6	7,60	11,40
300	30,80	9,51	4,67
Média	28,82	8,11	10,23

A partir da análise dos dados da tabela 5.8, observou-se que para o aço ASTM A36 o carbetto de silício é em média 28,82 vezes mais abrasivo do que o mexilhão dourado, já para o aço inoxidável 304 a diferença foi de 8,11 vezes e para o aço inoxidável 316 foi de 10,23 vezes. Levando em consideração a média obtida entre os três diferentes materiais analisados, pode-se dizer que a concha de mexilhão dourado é em torno de 15,72 vezes menos abrasiva que o carbetto de silício.

A forma dos grãos e o tamanho das partículas dos abrasivos não alteraram os resultados já que os grãos de SiC e os provenientes da moagem da concha de mexilhão possuem o mesmo formato e as partículas de SiC possuem uma D50 e D90 menor que do mexilhão. Diante desse fato, a explicação encontrada é de que a dureza das suspensões abrasivas foi o fator que mais contribuiu com os resultados, visto que o mexilhão possui dureza Vickers estimada entre 87,5HV e 100HV e o carbetto de silício dureza Vickers estimada entre 2300HV e 2600HV.

5.5 Análise dos parâmetros do labirinto obtidos em laboratório

A partir dos ensaios realizados no aparato que simula as condições de um labirinto de turbina Francis, foi possível obter a variação da perda de carga em função da variação da vazão (0,08 l/s a 0,26 l/s) e da rotação do rotor da máquina em (rpm). As rotações utilizadas no ensaio foram de 600rpm, 660rpm, 720rpm, 1200rpm e 1800 rpm, porém o medidor de perda de carga instalado no disco só conseguiu medir as perdas de carga até o valor de 720 rpm, já que as perdas para as duas últimas rotações eram maiores que os valores possíveis de serem medidos devido a escala do medidor de perda de carga. Assim, os resultados contabilizados foram os das rotações de 600rpm, 660rpm e 720 rpm. A Tabela 5.9 apresenta os dados, sem tratamento obtidos no laboratório para a rotação de 600 rpm.

TABELA 5.9 – Resultados dos ensaios de perda de carga utilizando a rotação de 600 rpm

Q (l/s)	P (kgf/cm ²)	Perda de carga (m)					
		Lateral			Disco		
0,08	0,3	0,22	0,221	0,22	0,592	0,591	0,599
0,13	0,48	0,205	0,204	0,205	0,609	0,61	0,619
0,15	0,52	0,198	0,2	0,195	0,622	0,621	0,627
0,17	0,625	0,19	0,192	0,189	0,633	0,629	0,639
0,2	0,75	0,179	0,18	0,179	0,642	0,637	0,641
0,21	0,8	0,177	0,175	0,175	0,646	0,648	0,643
0,24	0,975	0,168	0,166	0,165	0,656	0,657	0,651
0,26	1	0,163	0,161	0,162	0,671	0,661	0,669

As Figuras 5.33, 5.34 e 5.35 apresentam os resultados das perdas de carga médias, obtidos no cilindro, no disco e no labirinto, respectivamente .

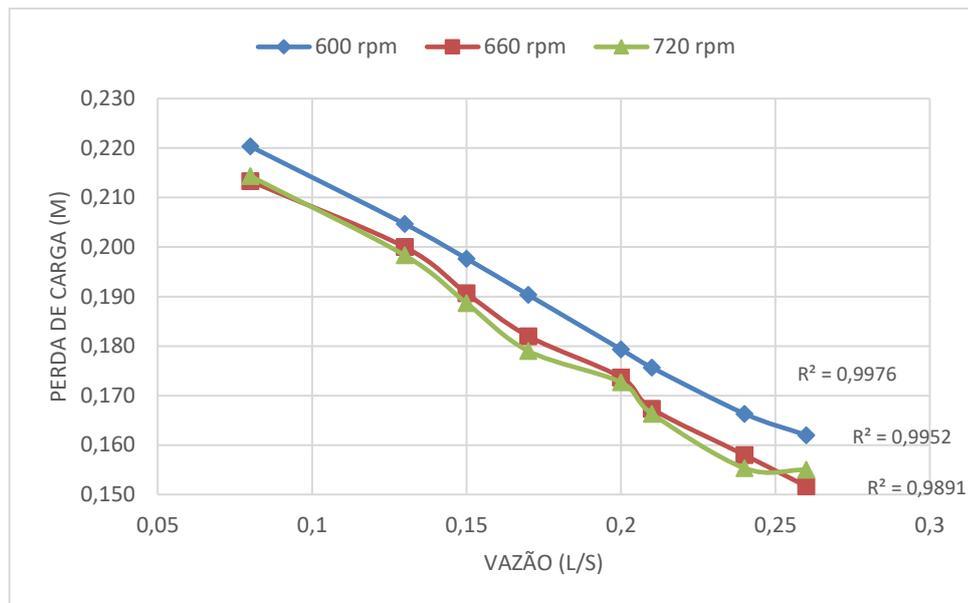


Figura 5.33 – Perda de carga no cilindro “Parcela A”

Ao analisar o gráfico da Figura 5.33 observa-se que a rotação de 600 rpm foi a que apresentou os maiores valores de perda de carga, e que as rotações 660 rpm e 720 rpm, apresentaram valores muito próximos. Verifica-se, a partir do gráficos que, em todas as rotações, houve a queda no valor da perda de carga com o aumento da vazão. O coeficiente de determinação (R^2) apresentou valores satisfatórios em ambas as rotações, que variaram de 0,9976, 0,9952 e 0,9891 para as rotações de 600rpm, 660rpm e 720rpm respectivamente, o que significa que para a rotação de 600rpm 99,76 % da variação total está sendo explicada pela regressão, seguido de 99,52% para a rotação de 660 rpm e 98,91% para a rotação de 720rpm. O valor máximo de perda de carga no cilindro foi de 0,22mca (2157,4Pa; 0,022kgf/cm²) e ocorreu na rotação de 600 rpm com a vazão de 0,08 l/s, e a menor perda de carga foi de 0,152mca (1490,57Pa; 0,0152kgf/cm²) e aconteceu com a rotação de 660rpm, para a vazão de 0,26l/s. Provavelmente essa diminuição da perda de carga com o aumento da vazão deve-se ao fato que o parabolóide de revolução, formado no sistema, tem sua curva acentuada reduzindo a área de circulação do escoamento.

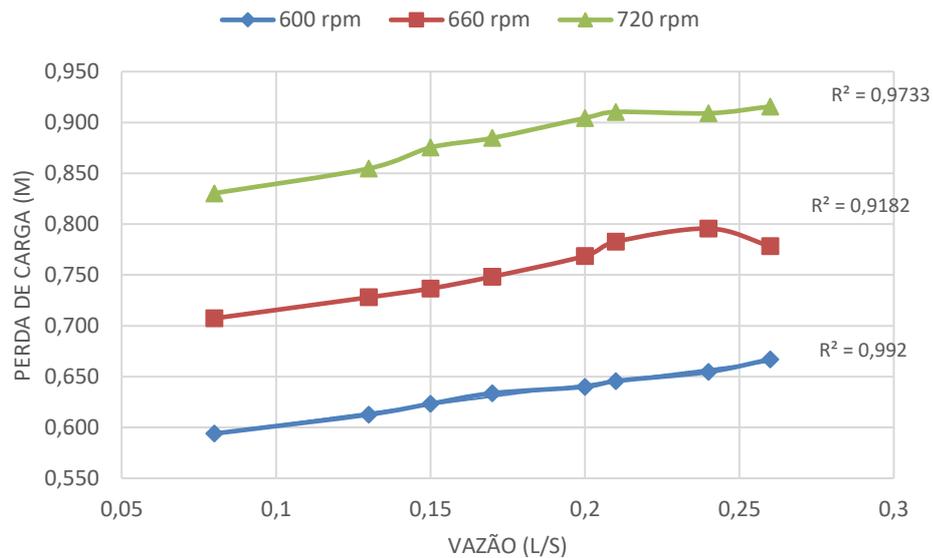


Figura 5.34 – Perda de carga no disco “Parcela B”

O comportamento observado no disco foi o contrário do observado no cilindro, já que houve o aumento da perda de carga com o aumento da vazão em todas as rotações. Observou-se também que as maiores perdas ocorreram na rotação de 720rpm, seguido de 660rpm e por fim da rotação de 600rpm. O maior valor de perda de carga encontrado ocorreu na rotação de 720rpm com a vazão de 0,261/s e foi de 0,916mca (8982,75Pa; 0,01916Kgf/cm²), já, o menor valor de perda de carga ocorreu na rotação de 600rpm e vazão de 0,081/s e foi de 0,594mca (5825,06Pa; 0,0594Kgf/cm²).

Afim, de se obter a perda de carga total no labirinto fez-se a somatório de ambas as perdas. Os resultados podem ser observado na figura 5.35.

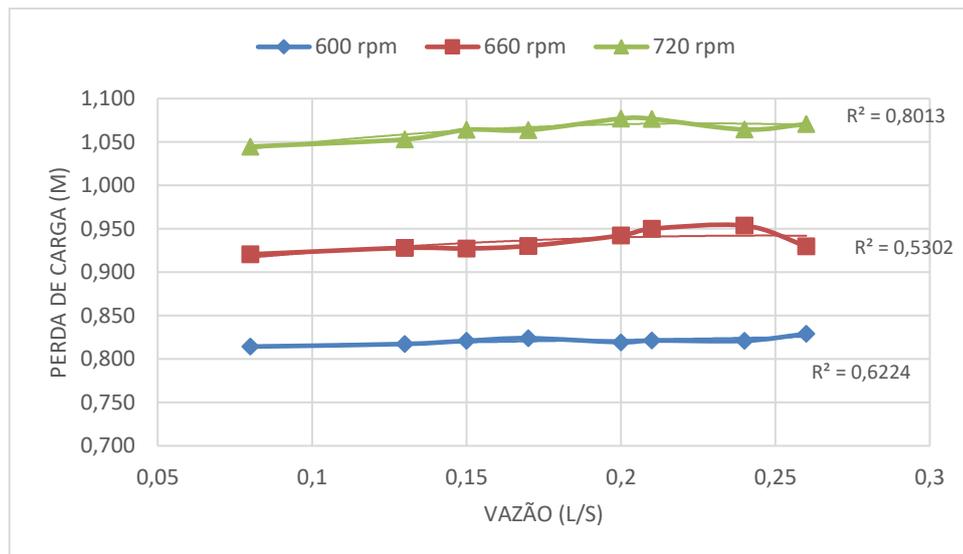


Figura 5.35 – Perda de carga total no labirinto

Para uma melhor visualização dos resultados apresentados na Figura 5.34 gerou-se a Tabela 5.10 com os dados acima descritos.

TABELA 5.10 – Perda de carga total em função da variação da rotação e da vazão

Perda de carga total (mca) em função da variação da rotação e da vazão			
Vazão (l/s)	600 rpm	660 rpm	720 rpm
0,08	0,814	0,921	1,045
0,13	0,817	0,928	1,053
0,15	0,821	0,927	1,064
0,17	0,824	0,930	1,064
0,2	0,819	0,942	1,077
0,21	0,821	0,950	1,077
0,24	0,821	0,954	1,064
0,26	0,829	0,930	1,071

Observa-se pelo gráfico da Figura 5.35 e pela Tabela 5.10 uma variação quase linear em relação a perda de carga quando se analisa uma única rotação em função da variação da vazão. Portanto, a vazão não influenciou de forma significativa a perda de carga. Porém, quando analisa-se esta variação de perda de carga em função da rotação,

percebe-se que com o aumento da rotação houve um aumento significativo da perda de carga. O aumento da perda de carga com o aumento da rotação justifica-se pelo fato que com o aumento da rotação ocorre o aumento da velocidade da água no escoamento.

Após a obtenção da perda de carga em ambas as parcelas do labirinto foi possível obter os coeficientes de correção (α_1 e α_2) da Equação 5.8. Os valores encontrados são apresentados na Tabela 5.11.

TABELA 5.11 – Valores dos coeficientes de correção α “A” e α “B” para as diferentes rotações

Coefficiente de correção da equação de perda de carga em labirinto de canto tipo liso						
Vazão (l/s)	600 rpm		660 rpm		720 rpm	
	α "A"	α "B"	α "A"	α "B"	α "A"	α "B"
0,00013	0,05	0,23	0,05	0,27	0,05	0,32
0,00015	0,13	0,55	0,12	0,65	0,12	0,77
0,00017	0,53	2,44	0,50	2,88	0,50	3,40
0,0002	1,10	5,44	1,06	6,53	1,06	7,68
0,00021	1,24	6,34	1,18	7,68	1,18	8,94
0,00024	1,55	8,47	1,47	10,29	1,45	11,76

Observa-se, a partir dos dados da Tabela 5.11 que o coeficiente α , aumentou quando houve o aumento da vazão em todas as rotações, mas que ele manteve-se praticamente constante com o aumento da rotação. Assim, a fim de apresentar um coeficiente único fez-se a média entre todos os coeficientes. O resultado pode ser visualizado na Tabela 5.12

TABELA 5.12 – Valores médios do coeficiente de correção α e seu desvio padrão

Coeficiente de correção da equação de perda de carga em labirinto de canto tipo liso				
Vazão (l/s)	Média do coeficiente		Desvio Padrão	
	α "A"	α "B"	α "A"	α "B"
0,00013	0,05	0,27	0,0009	0,0447
0,00015	0,12	0,66	0,0030	0,1114
0,00017	0,51	2,90	0,0163	0,4829
0,0002	1,07	6,55	0,0220	1,1232
0,00021	1,20	7,65	0,0362	1,2994
0,00024	1,49	10,17	0,0535	1,6482

Como apresentado pela tabela os coeficientes tem um desvio padrão pequeno, variando de 1,8% a 3,6 % para o α em A, e em torno de 17% para o α em B.

5.6 *Volume de material removido pela suspensão abrasiva de mexilhão dourado em labirintos de turbinas hidráulicas.*

O volume de material removido pela suspensão abrasiva após a passagem da suspensão abrasiva de mexilhão dourado em labirintos hidráulicos foi simulado e pode ser obtido a partir da Equação 4.9, em separado para as duas parcelas, já que as forças atuantes são diferentes no cilindro e no disco. As Tabelas 5.13, 5.14 e 5.15 apresentam o volume de material removido em função do material utilizado e da variação da rotação no labirinto, tanto no cilindro quanto no disco. O valor apresentado resultou no volume de material removido em m^3 , para o modelo de labirinto construído no laboratório. Utilizou-se para a simulação o tempo de 1 hora.

TABELA 5.13 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 100 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora

Volume de material removido (m³/h)						
Rotação (rpm)	ASTM A 36		Aço Inox 304		Aço Inox 316	
	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco
600	2,53E-13	1,17E-09	5,16E-13	2,39E-09	3,68E-13	1,70E-09
630	2,79E-13	1,29E-09	5,69E-13	2,64E-09	4,06E-13	1,88E-09
660	3,06E-13	1,42E-09	6,25E-13	2,89E-09	4,45E-13	2,06E-09
690	3,34E-13	1,55E-09	6,83E-13	3,16E-09	4,87E-13	2,25E-09
720	3,64E-13	1,69E-09	7,44E-13	3,44E-09	5,30E-13	2,45E-09

TABELA 5.14 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 200 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora

Volume de material removido (m³/h)						
Rotação (rpm)	ASTM A 36		Aço Inox 304		Aço Inox 316	
	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco
600	6,54E-13	3,03E-09	9,87E-13	4,57E-09	1,47E-12	6,80E-09
630	7,21E-13	3,34E-09	1,09E-12	5,04E-09	1,62E-12	7,49E-09
660	7,92E-13	3,66E-09	1,19E-12	5,53E-09	1,78E-12	8,22E-09
690	8,65E-13	4,01E-09	1,31E-12	6,04E-09	1,94E-12	8,99E-09
720	9,42E-13	4,36E-09	1,42E-12	6,58E-09	2,11E-12	9,79E-09

TABELA 5.15 – Volume de material removido para diferentes materiais utilizando a concentração de 300 g/l de suspensão abrasiva e tempo de 1 hora

Volume de material removido (m³/h)						
Rotação (rpm)	ASTM A 36		Aço Inox 304		Aço Inox 316	
	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco	Cilindro	Disco
600	3,50E-13	1,62E-09	4,66E-13	2,16E-09	9,71E-13	4,50E-09
630	3,86E-13	1,79E-09	5,14E-13	2,38E-09	1,07E-12	4,96E-09
660	4,23E-13	1,96E-09	5,64E-13	2,61E-09	1,17E-12	5,44E-09
690	4,63E-13	2,14E-09	6,17E-13	2,85E-09	1,28E-12	5,95E-09
720	5,04E-13	2,33E-09	6,71E-13	3,11E-09	1,40E-12	6,47E-09

Observa-se a partir dos dados das tabelas 5.13, 5.14 e 5.15 que os maiores valores de remoção de material em ambas as concentrações de abrasivo (100g/l, 200g/l, 300g/l) ocorreram na região do disco, conhecida no projeto como parcela “B”. Este resultado justifica-se pelo fato de ocorrer uma maior força de arrasto nessa região se comparado com a região do cilindro (parcela “A”), o que significa que a região do disco sofrerá um desgaste maior com o passar do tempo, caso a região tenha contato com as conchas de mexilhão dourado.

Analisando inicialmente os resultados apresentados no disco do labirinto, observa-se que, em todas as concentrações com o aumento da rotação da máquina há um aumento do volume de material removido nos três aços analisados, já que a velocidade rotacional do fluido aumenta em função do aumento da rotação. Deve ser observado que para a concentração de 100g/l o material que apresentou o maior volume de remoção foi o aço inoxidável 304, ao contrário do que foi observado nas concentrações de 200g/l e 300g/l, já que nessas concentrações o aço inoxidável 316 obteve os maiores volumes de remoção. Em todas as concentrações o material que apresentou os menores volumes de remoção foi o aço ASTM A 36.

Observa-se no cilindro (Parcela A) que a tendência dos resultados foi semelhante, já que ocorreu o aumento da remoção de material em todas as concentrações e para ambos materiais quando aumenta-se a rotação. Observa-se, que o material que sofreu menos perda em todas as concentrações de abrasivo foi o aço ASTM A36. Deve ser frisado que a severidade de desgaste gerada quando utilizou-se o abrasivo a partir das conchas de mexilhão dourado foi classificada como abrasividade moderada e, portanto, a dureza do material não influencia fortemente nos resultados de desgaste e, conseqüentemente, na remoção de material.

A fim de visualizar a porcentagem do volume de material removido do labirinto pela passagem da água com suspensão abrasiva contendo concha de mexilhão dourado em uma hora, fez-se a relação do volume inicial da máquina e o volume final após o processo de desgaste. O labirinto utilizado para essa relação foi o modelo construído em laboratório e utilizado para a obtenção de parâmetros hidráulicos, o peso inicial da máquina é de 11,6 kg. A Figura 5.36, apresenta os valores de porcentagem de remoção para o modelo do

labirinto construído no laboratório utilizando como material o aço ASTM A-36 e considerando a variação da concentração de abrasivo para o tempo de uma hora.

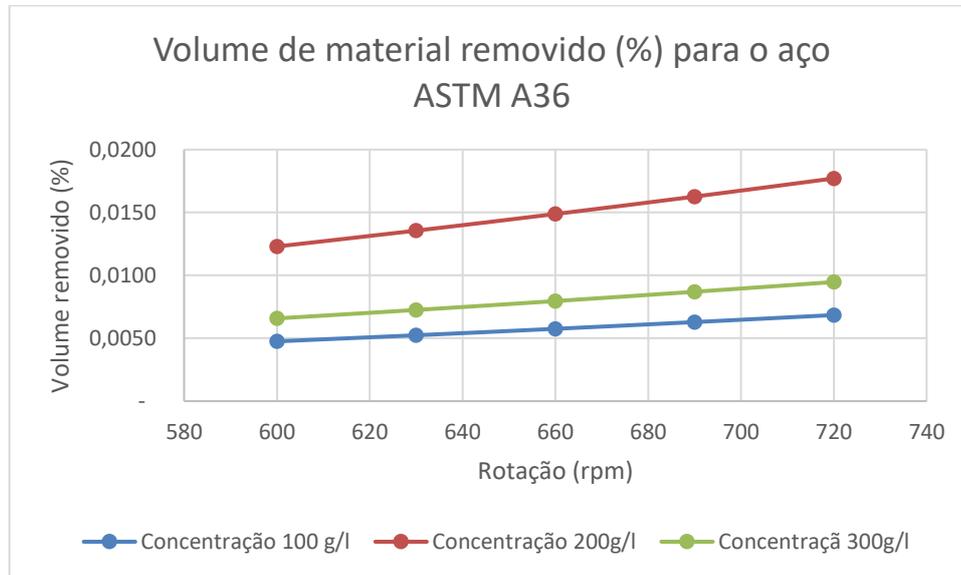


Figura 5.36 – Volume de material removido (%) para o aço ASTM A 36

Observa-se que para o material em questão os maiores volume de remoção ocorreram para a concentração de 200g/l, em ambas as concentrações verifica-se um aumento do porcentual de remoção com o aumento da rotação da máquina. O menor valor de remoção ocorreu quando utilizou-se a concentração de 100g/l de abrasivo e rotação de 600rpm, e o maior volume de remoção ocorreu quando fez-se uso da concentração de 200g/l e rotação de 720rpm.

A Figura 5.37 apresenta os valores de percentagem de remoção para o modelo do labirinto construído no laboratório utilizando como material o aço inoxidável 304, considerando a variação da concentração de abrasivo de 100g/l, 200g/l e 300g/l para o tempo de uma hora.

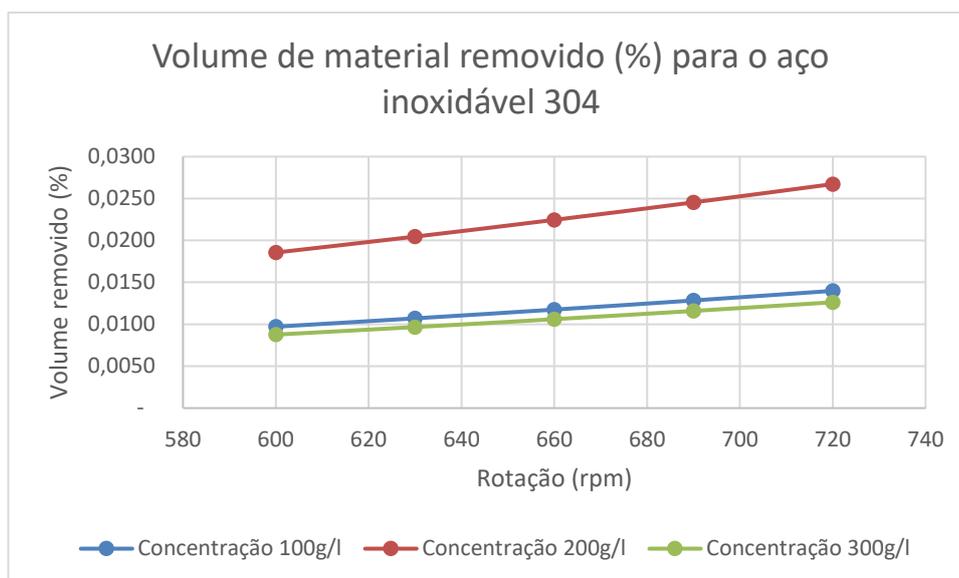


Figura 5.37 – Volume de material (%) para o aço inoxidável 304

Observa-se um comportamento similar ao que ocorreu com o aço ASTM A 36, pois, os maiores valores de volume removido se concentram na faixa de 200g/l de material abrasivo, porém, ao realizar a análise dos menores volumes removidos, vê-se que a concentração de 300g/l apresentou os menores valores.

A Figura 5.38 apresenta os valores de percentagem de remoção para o modelo do labirinto construído no laboratório utilizando como material o aço inoxidável 316, considerando a variação da concentração de abrasivo de 100g/l, 200g/l e 300g/l para o tempo de uma hora.

Observa-se que para o aço inoxidável 316 os maiores volumes de remoção seguiram a tendência apresentada nos dois outros materiais, ou seja, para a concentração de 200g/l, e que os menores valores foram observados para a concentração de 100g/l.

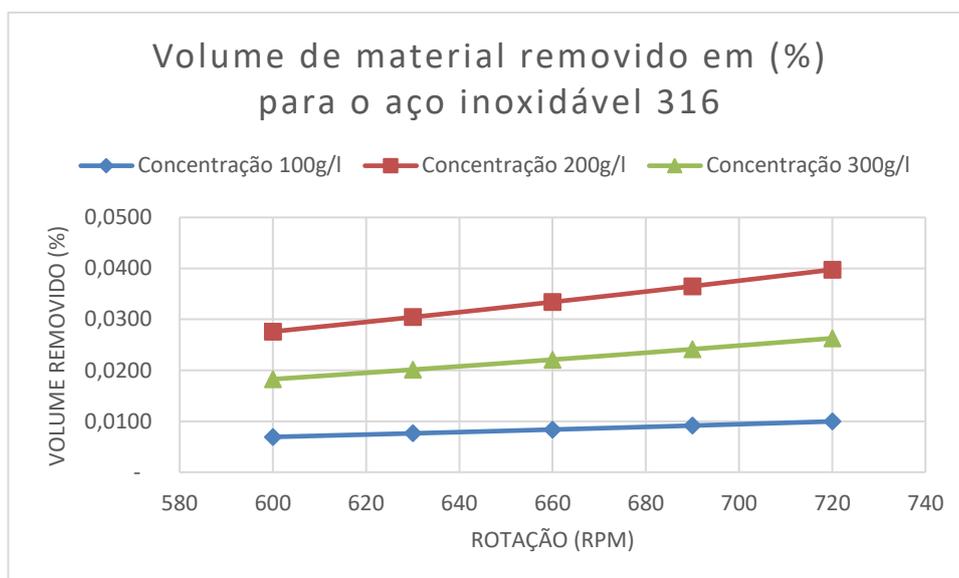


Figura 5.38 – Volume de material (%) para o aço inoxidável 316

Analisando as Figuras 5.26, 5.37 e 5.38, observa-se que, em uma hora de operação, os volumes de material removidos do labirinto com todos os materiais ensaiados e com todas as concentrações foram menores que 0,05%. Em todos os materiais utilizando a concentração de 20% de abrasivo obteve-se os maiores valores percentuais de remoção e que o valor obedece uma ordem crescente em todas as concentrações quando aumenta-se a rotação da máquina.

Levando-se em conta que possam existir cerca de 1 evento de soldura de mexilhão por mês (com duração de uma hora cada), observa-se que o valor do volume de material removido tende a subir. Assim, simulou-se a evolução da percentagem de material removido considerando a operação de 1 ano, 5 anos e 10 anos de operação e 12 eventos de soldura por ano, portanto, 12 eventos no primeiro ano, 60 eventos até o quinto ano e 120 eventos até o décimo ano. A Tabela 5.16 apresenta o evolução da remoção de material utilizando-se a concentração de 100g/l.

TABELA 5.16 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 100g/l de abrasivo.

Volume de material removido (%)									
Rotação (rpm)	Ano 1			Ano 5			Ano 10		
	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox
	A 36	304	316	A 36	304	316	A 36	304	316
600	0,0570	0,1165	0,0830	0,2852	0,5827	0,4151	0,5703	1,1653	0,8302
630	0,0629	0,1285	0,0915	0,3144	0,6424	0,4576	0,6288	1,2848	0,9153
660	0,0690	0,1410	0,1005	0,3451	0,7050	0,5023	0,6901	1,4100	1,0045
690	0,0754	0,1541	0,1098	0,3771	0,7706	0,5490	0,7543	1,5411	1,0979
720	0,0821	0,1678	0,1195	0,4106	0,8390	0,5977	0,8213	1,6781	1,1955

A Tabela 5.17 apresenta o evolução da remoção de material utilizando-se a concentração de 200g/l.

TABELA 5.17 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 200g/l de abrasivo.

Volume de material removido (%)									
Rotação (rpm)	Ano 1			Ano 5			Ano 10		
	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox
	A 36	304	316	A 36	304	316	A 36	304	316
600	0,1476	0,2227	0,3313	0,7380	1,1134	1,6563	1,4759	2,2267	3,3125
630	0,1627	0,2455	0,3652	0,8136	1,2275	1,8260	1,6272	2,4550	3,6521
660	0,1786	0,2694	0,4008	0,8929	1,3472	2,0041	1,7859	2,6943	4,0081
690	0,1952	0,2945	0,4381	0,9760	1,4724	2,1904	1,9519	2,9448	4,3808
720	0,2125	0,3206	0,4770	1,0627	1,6032	2,3850	2,1253	3,2065	4,7700

A Tabela 5.18 apresenta o evolução da remoção de material utilizando-se a concentração de 300g/l.

TABELA 5.18 – Percentagem de material removido do labirinto utilizando a concentração de 300g/l de abrasivo.

Volume de material removido (%)									
Rotação (rpm)	Ano 1			Ano 5			Ano 10		
	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox	ASTM	Inox	Inox
	A 36	304	316	A 36	304	316	A 36	304	316
600	0,0789	0,1052	0,2191	0,3946	0,5260	1,0955	0,7893	1,0519	2,1910
630	0,0870	0,1160	0,2416	0,4351	0,5799	1,2078	0,8702	1,1597	2,4156
660	0,0955	0,1273	0,2651	0,4775	0,6364	1,3255	0,9550	1,2728	2,6511
690	0,1044	0,1391	0,2898	0,5219	0,6956	1,4488	1,0438	1,3912	2,8976
720	0,1137	0,1515	0,3155	0,5683	0,7574	1,5775	1,1366	1,5148	3,1550

Observa-se a partir dos dados das tabelas que, os maiores volumes de material removido para o labirinto em estudo, para a concentração de 10% de abrasivo ocorreu quando utilizou-se como material o aço inoxidável 304, e quando utiliza-se as concentrações de 20% e 30% o material que teve o maior volume removido foi o aço inoxidável 316. Em todos os materiais há o aumento do volume removido com o aumento dos anos e com o aumento da rotação da máquina.

Considerando um evento por mês, em que a operação deste labirinto seja de 10 anos, ao final do período, na pior hipótese (material: aço inoxidável 316; rotação 720 rpm; concentração: 200g/l), removeu-se 4,77% do material ou seja 0,55 kg de aço.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

As seguintes conclusões foram obtidas ao final deste trabalho:

A equação obtida após a interação das duas parcelas que compõe o labirinto permite calcular a perda de carga em função da variação de rotação, do coeficiente de atrito e da largura do labirinto em estudo e permitirá a análise de vários tamanhos de rotores.

Após a construção do aparato que simula as condições do labirinto em questão, e ensaios em laboratório para a calibração do coeficiente de correção (α), obteve-se diferentes cenários de variação de perda de carga em função da variação da vazão e da rotação, dos quais deve ser destacado que na parcela “A” do labirinto (cilindro) houve a redução da perda de carga com o aumento da vazão e da rotação da máquina. Na parcela “B” ocorreu um aumento da perda de carga com o aumento da rotação e da vazão, e que quando somados os dois valores, a perda de carga total, não apresentou uma grande variação com o aumento da vazão, entretanto apresentou uma elevação quando aumentou-se a rotação da máquina.

O coeficiente de correção da equação manteve-se constante para as diferentes rotações, com pequeno desvio padrão, e o mesmo apresentou um aumento com o aumento da rotação, o que o torna factível de ser utilizado.

Nos ensaios de desgaste, que visavam obter o potencial abrasivo das conchas de mexilhão dourado, bem como compará-lo com o material de referência da literatura pode-se observar que os ensaios de microabrasão por esfera rotativa foram adequados para investigar a capacidade abrasiva das conchas e o desgaste dos aços analisados. Os resultados obtidos mostraram que a concha de mexilhão dourado é em torno de 15,72 vezes menos abrasiva que o carbeto de silício, levando em consideração a média obtida para os três diferentes materiais testados.

Os mecanismos de desgaste atuantes nos testes com SiC e com a concha de mexilhão dourado foram os mesmos, com a concentração de 10% de abrasivo o mecanismo atuante foi o sulcamento, e com o aumento da concentração para 20% e 30% foi observada a presença do sulcamento e rolamento, resultados que condizem com a literatura. Observa-se que o coeficiente K e os mecanismos de desgaste atuantes são diretamente influenciados

pela concentração de abrasivo com tendência de redução da taxa de crescimento do coeficiente quando se utiliza maiores concentrações.

Utilizando a concha de mexilhão dourado o material que obteve o maior coeficiente de desgaste na concentração de 10% foi o aço inoxidável 304 e nas concentrações de 20% e 30% foi o aço inoxidável 316, porém, utilizado como material abrasivo o carbetto de silício, em ambas as concentrações, o material que obteve o maior coeficiente de desgaste foi o aço ASTM A36.

Quando simulou-se a remoção de material em ambas as parcelas do labirinto, os valores indicaram uma maior remoção de material no disco se comparado com o cilindro. O material que apresentou o maior volume de material removido para a concentração de 10% de abrasivo foi o aço inoxidável 304, tanto no cilindro quanto no disco, entretanto quando se analisa as concentrações de 20% e 30%, o aço inoxidável 316 obteve os maiores volumes removidos, o que evidencia que apenas a dureza da liga utilizada não é suficiente para afirmar qual material terá uma vida útil maior, e que a suspensão abrasiva também deve ser analisada.

O volume de material removido em função da abrasão causada pela concha de mexilhão dourado no labirinto, em todos materiais e todas concentrações foi menor que 0,05% em um evento de soldura com uma hora de duração.

Operando o sistema por 10 anos e considerando que ocorra a cada ano 12 eventos de soldura de mexilhões, ou seja, 120 eventos ao final do tempo, o volume de material removido pode chegar a 0,55 kg de aço inoxidável 316.

Se considerarmos uma situação em que durante um ano passe constantemente material pelo sistema a remoção seria maior que 100% para quase todas as situações estudadas o que inviabilizaria a operação do sistema.

Em função dos resultados obtidos recomenda-se que:

Simulações sobre o efeito abrasivo das conchas de mexilhão dourado sejam realizados em outros materiais, para que possa ser obtido o coeficiente de desgaste em matérias de diferentes características e durezas.

A simulação do volume de material removido, realizado para o labirinto em questão deve ser estendida a outros modelos de labirinto e outras partes da usina hidrelétrica, a fim de prever os efeitos que a soltura desses materiais agregados podem gerar nas máquinas

O cálculo do volume de material removido pela passagem do mexilhão dourado em diferentes partes da usina hidrelétrica também deve ser feito, levando-se em conta o sedimento presente no rio, a fim de se obter a remoção de material em função da somatória dos dois abrasivos.

Os ensaios para a calibragem da equação de perda de carga em labirintos devem ser expandidos de modo a se testar situações com labirintos de diferentes espessuras, formatos e comprimentos, para se ter uma equação geral para o cálculo dos mesmos.

O coeficiente de correção da equação apresentado deve ser obtido para outros modelos de labirintos, a fim de uniformizar o uso da mesma.

7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- ADACHI, K., HUTCHINGS, I. M., Wear-mode mapping for the micro-scale abrasion test, *Wear*, v. 255, p. 23–29, 2003.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA (ANEEL). Atlas da energia elétrica no Brasil / Agência Nacional de Energia, 2ed. – Brasília: Aneel, 2005, 243p.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA (ANEEL). Atlas de energia elétrica do Brasil / Agência Nacional de Energia Elétrica. 3. ed. – Brasília: Aneel, 2008. 236 p.
- AGÊNCIA NACIONAL DE ENERGIA ELÉTRICA (ANEEL). Anuário Estatístico de Energia Elétrica / Agência Nacional de Energia Elétrica.– Brasília: Aneel, 2015. 232 p.
- ALLSOPP, D. N. & HUTCHINGS I. M. *Micro-scale abrasion and scratch response of PVD coatings at elevated temperatures*, **Wear**, v. 251, p. 1308 – 1314, 2001.
- ALTERA, F. A.; Desgaste abrasivo de níquel e de liga binária níquel-cobalto eletrodepositados em substrato de cobre, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT (UFOP, CEFET, UEMG), 2009.
- ANDRADE, L.; CARVALHO, J. de A. Análise da equação de Swamee-Jain para cálculo do fator de atrito, *Revista Brasileira de Engenharia Agrícola e Ambiental*, v.5, p. 554-557, 2001.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. NBR 06445: Turbinas Hidráulicas, Turbinas-Bombas e Bombas de acumulação: citações em documentos: apresentação, Rio de Janeiro, 1987.
- ASM – AMERICAN SOCIETY OF METALS. *Metals Handbook: Properties and Selection: Irons and Steels*, 9 ed., v.1, 1978.
- ASTM E45-97 - Standard Test Methods for Determining the Inclusion Content of Steels – Annual Books of ASTM Standards, Section 3, Volume 03.01, ASTM, West Conshohocken, p163-176,1999.
- AZEVEDO NETTO, J. M.; *Manual de Hidráulica*, 8ª Ed. Edgard Blucher, São Paulo, 1998.
- BARBOSA, D. B. P. Utilização do resíduo moído de mexilhão dourado (*Limnoperna fortunei*, Dunker, 1857) como corretivo da acidez do solo e fonte de nutrientes para as plantas., Dissertação de Mestrado, Programa de Pós-Graduação em Ciências do Solo, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2009.

- BOLTOVSKOY, D.; CORREA, N.; CATALDO, D.; SYLVESTER, F., Dispersion and ecological impact of the invasive freshwater bivalve *Limnoperna fortunei* in the Río de la Plata watershed and beyond. *Biological Invasions* v.8, p.947-963, 2006.
- BOLTOVSKOY D, CORREA N.; Ecosystem impacts of the invasive bivalve *Limnoperna fortunei* (golden mussel) in south America. *Hydrobiologia* v.746, p.81-95, 2015.
- BONAFÉ, R.A.; UEDA, R.R.; LÓPEZ, L.E.U.; MUSTAFÁ, A.L.; MACHADO, C. Efeitos da utilização de revestimento antiincrustante no controle do mexilhão dourado na confiabilidade de equipamentos e redução de custos de manutenção. In: XIX SNPTEE - Seminário Nacional de Produção e Transmissão de Energia Elétrica, Rio de Janeiro, 14 a 17 de Outubro, 2007.
- BOWDEN, F.P; TABOR, D. *The friction and lubrication of solids*. Oxford University Press, 1st, 1954.
- BRAN, R.; SOUZA, Z. Máquinas de Fluxo: Turbinas – Bombas - Ventiladores. 2.Ed. Rio de Janeiro: LTC, 1984. 262 p.
- BRITO, A. L.; Aspectos metalúrgicos na avaliação da usinabilidade de aços. Rem: Rev. Esc. Minas, v.55, p.103-109, 2002.
- BRKIĆ, D. W.; Solutions of the CW equation for flow friction, *Applied Mathematics Letters*, v. 24, p.1379–1383, 2011.
- BROWN, G.; The history of the Darcy-Weisbach Equation for Pipe Flow Resistance. *Environmental and Water Resources History*: p. 34-43, 2002.
- BURLAKOVA, L. E.; KARATAYEV, A. Y.; KARATAYEV, V. A.; Invasive mussels induce community changes by increasing habitat complexity, *Hydrobiologia*: p. 121 – 134, 2012.
- CAI, O., Diamond segment production technology. Part five. *Diamante Applicazioni & Tecnologia*, 2003, 8(32), 51–59.
- CALIL C.T., et al. A gametogênese em *Limnoperna fortunei* (Dunker, 1857) In: Mansur, M.C.D., et al. Moluscos límnicos invasores no Brasil : biologia, prevenção e controle, Porto Alegre : Redes Editora, 2012. P. 61 – 74.
- CARBO, H. M., *Aços Inoxidáveis: aplicações e especificações*, Arcelor Mittal, 2008.
- CARVALHO, D. F. "Usinas Hidroelétricas - Turbinas"; Belo Horizonte, 1982; FUMARC/UCMG.

CASTRO, A. L. P.; Estudo de Velocidades e do Número de Reynolds para o Descolamento dos Mexilhões Dourados (*Limnoperna fortunei*), Dissertação (Mestrado), Pós-Graduação em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos da Escola de Engenharia da UFMG. Belo Horizonte, (2013).

CATALDO, D.; BOLTOVSKOY, D. HERMOSA, J.L.; CANZI, C., Temperature-dependent larval development rates of *Limnoperna fortunei* (Mollusca, Bivalvia), Journal Molluscan Stud. P. 41-46, 2005.

CENTRO DE REFERÊNCIA EM PEQUENAS CENTRAIS HIDRELÉTRICAS – (CERPCH); Itajubá: EFEI, 2000. Disponível em: <http://cerpch.unifei.edu.br/wpcontent/uploads/revistas/revista-25.pdf> . Acesso em: 14 de Agosto de 2015.

CHIAVERINI, V.. “Aços e Ferros Fundidos – 4ª edição”, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais – ABM, P. 503, 1982.

COIMBRA, A.G. Distribuição de metais pesados em moluscos e sedimentos nos manguezais de Coroa Grande e Enseada das Garças, Baía do Sepetiba, RJ. 2003. 72 f. Dissertação (Mestrado em Geoquímica Ambiental) – Universidade Federal Fluminense, Niterói, 2003.

COLARES, E. R. C.; SUMINSKY, M.; BENDATI, M. M. A. Diagnóstico e controle do mexilhão-dourado, *Limnoperna fortunei*, em sistemas de tratamento de água em Porto Alegre (RS/Brasil). In: Simpósio Ítalo Brasileiro de Engenharia Sanitária e Ambiental, VI, 2002, Vitória. Artigos. Vitória: 2002.

COLEBROOK, C. F.; & WHITE, C. M.; Experiments whit Fluid Friction in Roughened Pipes, *Mathematical and PhySiCal Sciences*, Imperial College, London, 1937.

COLEBROOK, C. F.; *Turbulent Flow in Pipes, withp articular reference to the Transition Region between the Smooth and Rough Pipe Law*, in: Colebrook on turbulent flow in pipes, p. 133-156, Inglaterra, 1939.

COLPAERT, H.; *Metalografia dos Produtos Siderurgicos Comuns*, Ed. Edgard Blucher, São Paulo, 1974.

COZZA, R. C., Estudo do comportamento do coeficiente de desgaste e dos modos de desgaste abrasivo em ensaios de desgaste microabrasivo. Dissertação de mestrado, Universidade de São Paulo – USP, São Paulo, 2006.

- COZZA, R. C. Effect of pressure on abrasive wear mode transitions in micro-abrasive wear tests of WC-Co P20. *Tribology International*, v. 57, p. 266-271, 2013.
- COZZA, R. C.; RODRIGUES, L. C.; SCHON, C. G. *Analysis of the micro-abrasive wear behavior of an iron aluminide alloy under ambient and high-temperature conditions*. *Wear*, v. 330-331, p. 250-260, 2015.
- DARRIGRAN, G. A.; COPPOLA, A. Los bivalves invasores del Rio de La Plata. Su potencial uso como bioindicadores ambientales. *Tankay*, v. 1, p. 150 – 152, 1994.
- DARRIGRAN, G.; M.C. DAMBORENEA & P.E. PENCHASZADEH. 1998. A case of hermaphroditism in the freshwater invading bivalve *Limnoperna fortunei* (Dunker, 1857) (Mytilidae) from Rio de la Plata, Argentina. *Iberus* 16 (2): 99-104.
- DARRIGRAN, G.A. Potential impact of filter-feeding invaders on temperate inland freshwater environments. *Biological Invasions* v. 4, p. 145-156, 2002.
- DARRIGRAN, G, DAMBORENEA, C. A bioinvasion history in South América. *Limnoperna fortunei* (Dunker, 1857), the gold mussel. *American Malacologia Bullentin*. V.20, p.105, 2005
- DARRIGRAN, G. A.; DAMBORENEA, C.; GREC, N. An evaluation pattern for antimacrofouling procedures: *Limnoperna fortunei* larvae study in a hydroelectric power plant in South America. *Ambio*, v. 36, n. 7, p. 575-579, 2007.
- DARRIGRAN, G.A.; DAMBORENEA, C., *Introdução a Biologia das Invasões: biologia, dispersão, impacto, prevenção e controle*. São Carlos, SP: Cubo Multimídia Ltda., 2009. 245p.
- DARRIGRAN, G.; DAMBORENEA, C. Ecosystem Engineering Impact of *Limnoperna fortunei* in South America. *Zoological Science* v.28, p.1-7, 2011.
- DINIZ, D. M. A.; SIMEÃO, C. M. G.; MAGALHÃES, V. P. F.; GANDOLFI, S. M.; RESENDE, M. F.; MARTINEZ, C. B. Estimativa da redução do potencial energético decorrente da infestação de mexilhão dourado em plantas hidrelétricas. In: VII Congresso latino-americano em geração e transmissão de energia elétrica, 2009, Ubatuba, Guaratinguetá: FDCT, 2009.
- DINIZ, D. M. A. & MARTINEZ, C.B. Avaliação do Percentual de aumento da força de arrasto em grades de tomada d'água de usinas hidrelétricas pela infestação do mexilhão dourado. XXVI Congresso Latino-americano de hidráulica, Punta del Leste. Uruguay, novembro, 2010.

- ELLIOT, T.C.; CHEN, K. & SWANEKAMP, R.C. 1998. Standard handbook of powerplant engineering. McGraw Hill Professional, 2Ed., 1248p.
- EPRI. ELECTRICAL POWER RESEARCH INSTITUTE - *Cavitation Pitting Mitigation in Hydraulic Turbines* - Volume 1: Guidelines and Recommendations, 1986.
- FOX, ROBERT W.; MCDONALD, ALAN T. Introdução à mecânica dos fluidos. 6ª. ed. Rio de Janeiro: LTC - Livros Técnicos e Científicos, 2001, 798 p.
- GARCÍA, M. L. AND L. C. PROTOGINO; Invasive freshwater mollusks are consumed by native fishes in South America, *Journal of Applied Ichthyology* 21: 34–38, 2005.
- GATES, J.D., Two-body and three-body: a critical discussion, *Wear*, v. 214, p. 264-281, 2001.
- GOMES, A. G. “Modelo computacional de cortes para otimizar o potencial de geração de usinas hidrelétricas”. 2011. 92p. Dissertação (Mestrado em Planejamento de Sistemas energéticos), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, SP: 2011.
- GLATTERFELDER, A.H.; GREIN, H.; DORFLER, P.K. Intense system vibration in hidro plants. *International Water Power and Dam Construction*, Sidcup, Kent, UK, v.33, n.3, 1981.
- GREENBERG M. J.; SUBHEDAR N. K. Osmotic and ionic regulation in *Limnoperna fortunei*, a genuinely fresh-water mytilid bivalve from Southeast-Asia. *American Zoologist*, v.22, n. 4, p. 979-979,1982.
- GOODWIN, J.E.; SAGE, W.; TILLY, G.P., Study of erosion by solid particles, *Proc. Inst. Mech. Engrs.*, Vol. 184, 1969-1970, PP. 279-289.
- GOUVEIA, R. R.; A influência da temperatura de interpasse na tenacidade do metal de solda na soldagem multipasse do aço inoxidável martensítico CA6NM pelo processo TIG, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, 2008.
- GUINZBURG, A.; BRENNEN, C.E.; ACOSTA, A.J.; CAUGHEY, T.K.; The Effect of Intel Swirl on the Rotordynamic Shroud Forces em a Centrifugal Pump. *Journal of Engineering for Gas Turbines as Power Transactions of the Asme*, New York, NY, USA, v.115, n.2, p287-292, 1993.
- GREGOLIN, J. A. R. – Desenvolvimento de ligas Fe-C-Cr- (Nb) Resistentes ao Desgaste. Tese de doutorado, Universidade Estadual de Campinas,1990.

- HENN, É. L. Máquinas de Fluido. Santa Maria: Editora UFSM, 2012.
- JACKSON, R. S - Metallurgical and production Aspects of High Chromium Cast Irons for Abrasion Resisting Applications, *British Foundrymen*. V. 2, p. 34-41, 1970.
- JOST, H. P., 1990, "Tribology-origin and future", *Wear*, v.136, pp.1-17.
- KELLY, D. A., HUTCHINGS, I. M. A new method for measurement of particle abrasivity. *Wear*, v. 250, p. 76-80, 2001.
- KIMURA, N. "Modelagem do comportamento térmico dos anéis de desgaste de uma turbina Francis operando em compensador síncrono." Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Paraná, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Curitiba, PR, 2005.
- KIRK, G.; GAO, R.; CFD Study on Stepped and Drum Balance Labyrinth Seal, *Tribology Transactions*, v. 66, p. 663-671, 2013.
- KOBAYASHI, I. & SAMATA, T.; Bivalve Shell Structure and Organiz Matrix. *Material Science and Engeneering*; v. 26, p.692-698, 2006.
- KRELLING, A. P.; da COSTA, C. E.; MILAN, J. C. G., ALMEIDA, E. A. S. *Micro-abrasive wear mechanisms of borided AISI 1020 steel. Tribology International*, v. 111, p. 234-242, 2017.
- LEITE, R. V. N.; MARQUES, P. V.; Estudo Comparativo da Resistência ao Desgaste Abrasivo do Revestimento de Três Ligas Metálicas Utilizadas na Indústria, Aplicadas por Soldagem com Arames Tubulares, *Soldagem e Inspeção*. São Paulo, Vol. 14, No. 4, p.329-335, 2009.
- LEITE, R. V. N.; Estudo Comparativo entre ligas resistentes ao desgaste abrasivo, aplicadas por soldagem, em chapas metálicas para fabricação de placas anti desgaste. Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2008.
- LISS, C.; NORDMANN, R.; DIETZEN, F.J.; SIMON, F.; BRAUN, D. Determination of Leakage Flow and Dynamic Behavior os Labyrinth Sels for Hydraulic Machines. In: IAHR Symposium, 15, Belgrade, Yugoslavia, 1990.
- LIMA, C. A.; FERRARESI, V. A.; Avaliação de desgaste abrasivo de baixa tensão por roda de borracha em revestimentos duros soldados com arames tubulares. In: 17º Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Uberlândia, 2007.

LOPES, R. E.; “Estudo de barreiras elétricas para impedimento de entrada de peixes em turbinas hidráulicas” Tese de doutorado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Elétrica, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG: 2009.

LOPES, R., Comissionamento de Turbinas Hidráulicas : Ensaio de Faixa Operativa, Rejeição de Carga e Índice Test. 2011. 68 f. Trabalho de Graduação (Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia do Campus de Guaratinguetá, Universidade Estadual Paulista, Guaratinguetá, 2011.

LOPES, M.; VIEIRA, J.; 2012: Predadores potenciais para o controle do mexilhão-dourado. In: Moluscos límnicos invasores no Brasil: biologia, prevenção e controle. M. C. D. Mansur, C. P. Santos, D. Pereira, I. C. P. Paz, M. L. L. Zurita, M. T. R. Rodriguez, M. V. Nehrke and P. E. A. Bergonci (Org.). Redes Editora, Porto Alegre, Brasil, pp. 357–363.

LUDEMA, K.C.: Selecting material for wear resistance, in wear of materials 1981. Rhee, S.K. et al., eds., ASME, New York 1981, p. 1-6.

MACINTYRE, A. J. Máquinas Motrizes Hidráulicas. Rio de Janeiro: Editora Guanabara Dois S.A., 1983, 665 p.

MACKIE, G. L.; CLAUDI, R. Monitoring and control of macrofouling mollusks in fresh water systems. 2 ed. Boca Raton: CRC Press, 2010. 508 p.

MAGNOLI, M. V.; “Cálculo das velocidades angulares críticas da linha de eixo de turbinas hidráulicas com ênfase no comportamento estrutural dinâmico do gerador” Dissertação de mestrado, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, USP, 2005.

MANSUR, M.C.D; Bivalves invasores límnicos: morfologia comparada de *Limnoperna fortunei* e espécies de *Corbicula* spp. In: Mansur, M.C.D., et al. Moluscos límnicos invasores no Brasil : biologia, prevenção e controle, Porto Alegre : Redes Editora, 2012. p.61 – 74.

MARTINEZ, C. B.; CASTRO, A. L. P.; VIANNA, E. M. F.; RESENDE, M. F.; O custo energético para garantir a desinfestação de mexilhão dourados em sistemas hidráulicos, SEREA, 2012.

MARTINEZ, C. B.; CASTRO, A. L. P.; VIANNA, E. M. F.; PRADO, L. F. P.; LAPA, D. C.; Impacto da Infestação do mexilhão dourado em uma pequena central hidrelétrica de alta queda, In: Simpósio Brasileiro de Recursos Hídricos, Bento Gonçalves, 2013.

McNEIL D. A.; *Literature Review on Highly-Viscous Flow*, European Commission, Luxembourg, 1994.

- MEYER, C.A.; How to select Hardfacing Materials. *Welding design and Fabrication*. Oct, p.61-65, 1982.
- MERGLER, Y. J., HUIS IN 't VELD, H. Micro-abrasive wear of semi-crystalline polymers. *Tribological Research and Design for Engineering Systems*, p. 165-173, 2003.
- MISRA, A. FINNIE, I - A Classification of Three-Body Abrasive Wear and Design of New Tester. *Wear*, 1970.
- MOODY, L. F.; PRINCETON, N. J.; Friction Factors for Pipe Flow, *Transitions of the ASME*, p. 671 – 684, 1944.
- MORTON, B. Some aspects of the biology and functional morphology of the organs of feeding and digestion of *Limnoperna fortunei* (Dunker) (Bivalvia: Mytilacea). *Malacologia*, v. 12, n. 2, p. 265 – 281, 1973.
- MURRAY, M. J.; MUTTON, P. J.; WATSON, J. D., Abrasive wear mechanisms in steels, *Wear of Materials*, 1979, K. C. Ludema et al., ASME, Nova York, p. 257-265, 1979.
- NAKAMURA FILHO, A; ALMEIDA, A. C.; RIERA, H. E.; ARAÚJO, J. L. F.; GOUVEIA, V. J. P.; CARVALHO, M. D.; CARDOSO, A. V. Polymorphism of CaCO₃ and Microstructure of the Shell of a Brazilian Invasive Mollusc (*Limnoperna fortunei*). *Materials Research*, v. 17, p. 15-22, 2014.
- NAKANO D.; BABA T.; ENDO N.; NAGAYAMA S.; FUJINAGA A.; UCHIDA A.; SHIRAGANE A.; URABE M.; KOBAYASHI T.; Invasion, dispersion, population persistence and ecological impacts of a freshwater mussel (*Limnoperna fortunei*) in the Honshu Island of Japan, *Springer International Publishing Switzerland*, 2015.
- NEVES, E. T.; *Curso de Hidráulica*, 2ª ed., Editora Globo, Porto Alegre, 1986.
- NIKURADSE, J.; Laws of flow in rough pipes, National advisory committee for aeronautics, Technical Memorandum 1292, Washington, 1950. Translation of "Stromungsgesetze in rauhen Rohren." VDI-Forschungsheft 361. Beilage zu "Forschung auf dem Gebiete des Ingenieurwesens" Ausgabe B Band 4, July/August 1933.
- OLIVEIRA, M.D. Ocorrência e impactos do mexilhão-dourado (*Limnoperna fortunei*) (Dunker 1857) no Pantanal Mato-Grossense, Circular Técnica 38, Embrapa, Brasil, 2003.
- PEREIRA, C. H. S., Um estudo sobre a dureza e os mecanismos de desgaste de materiais metálicos em altas temperaturas, Trabalho de conclusão de curso em Engenharia de Materiais, Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2010.

- PIMENTA, C. F.; *Curso de Hidráulica Geral*, 4ª ed. Guanabara Dois, Rio de Janeiro, 1981.
- PIRES, Raphael Rezende. Effects of the geometrie, of the axial force and of the rotation in the friction welding repair. 2007. 166 f. Dissertação (Mestrado em Engenharias) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2007.
- PFLEIDER, C & PETERMANN, H.; *Máquinas de fluxo*, 4ª ed. Rio de Janeiro, 1972.
- PORTO, R. M. *Hidráulica BáSiCa*, 4ª ed. São Carlos: EESC-USP, São Carlos, 2006.
- QUINTELA, A. de C.; *Hidráulica*, 3ª ed. Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa, 1981.
- RABINOWICS,E.; DUNN, L.A.; RUSSEL, P.G. – A study of abrasive wear under three body coditions. *Wear* ,V.4, 345-355, 1961.
- RESENDE, M. R. Variação das características hidráulicas em condutos forçados devido à infestação pelo *Limnoperna fortunei*. 2007. 102 f. Dissertação (Mestrado em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) – Escola de Engenharia, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2007.
- RESENDE, M. R.; MARTINEZ, C. B.; Interferências provocadas pela infestação de mexilhões-dourado (*Limnoperna fortunei*) sobre bombas centrifugas, In: Congresso Latinoamericano de Hidráulica, Chile, 2014.
- RICHARDSON, R. C. D.; The wear os metals by relatively soft abrasives, *Wear*, 245-275, 1968.
- ROHDE, R. A., *Metalografia preparação de amostras: Uma abordagem pratica*, Laboratório de Ensaio Mecânicos, Universidade Regional Integrada do Alto Uruguai e das Missões (URI), Santo Ângelo – RS, 2010.
- ROLLA, M. E.; MOTA, H. R. Response of a major Brazilian utility to the golden mussel invasion. In: MACKIE, G. L.; CLAUDI, R. Monitoring and control of macrofouling mollusks in fresh water systems. Boca Raton: CRC Press, 2010. cap. 10, p. 396 – 403.
- RUTHERFORD, K. L.; HUTCHINGS I.; RUTHERFORD, K. Theory and application of a micro-scale abrasive wear test. *Journal of Testing Evaluation of the American Society for Testing and Materials*, v. 25, n. 2, p. 250-260, 1997.
- SANTOS, A. H. M.; TIAGO FILHO, G. L.; Metodologia simplificada para estudos dinâmicos de centrais hidrelétricas, visando a determinação das turbinas, *Revista Brasileira de Recursos Hídricos (RBRH)*, p. 13-20, 1997.

SANTOS, C.P.; WURDIG, N. L.; MANSUR, M. C. D.; Fases Larvais do mexilhão dourado *Limnoperna fortunei* (Dunker) (Mollusca, Bivalvia, Mytilidae) na bacia do Guaíba, Rio Grande do Sul, Brasil, *Revista Brasileira de Zoologia*, p. 702-708, 2005.

SANTOS, M., Determinação da Emissividade e Análise Microestrutural do Aço Inoxidável Martensítico ASTM A743 CA6NM Decorrente da Soldagem GMAW em Múltiplos Passos com Metal de Deposição AWS 410 NiMo. Dissertação de Mestrado em Ciências Mecânicas, Publicação, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 125p, 2013.

SCHREIBER, G. P. Usinas Hidrelétricas. São Paulo: Edgard Blucher, 1977. 238 p.

SILVA, G. N.; Efeito da substituição do molibdênio pelo nióbio e nióbio-boro em aços Hadfield no desempenho em desgaste abrasivo, Dissertação de mestrado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Materiais da REDEMAT (UFOP, CEFET, UEMG), 2004.

SILVA, D.; Resíduo sólido da malacocultura: caracterização e potencialidade de utilização de conchas de ostras (*Crassostrea gigas*) e mexilhão (*Perna perna*) Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Santa Catarina. Centro Tecnológico. Programa de Pós Graduação em Engenharia Ambiental, 2007

SIMEÃO, C. M. G. Influência da variação de velocidade e pressão sobre *limnoperna fortunei* (Dunker,1857) (bivalvia, mytilidae) e verificação dos efeitos da toxicidade do látex de *Euphorbia splendens* var. *Hislopianae* n. E. B.(euphorbiaceae) para esta espécie, Tese (Doutorado Programa de Pós-Graduação em Saneamento, Meio Ambiente e Recursos Hídricos) – Universidade Federal de Minas Gerais, 2011.

SINATORA, A., “Tribologia: um resgate histórico e o estado da arte”, Prova de Erudição, São Paulo, 2005.

SOUZA, C. J.; Desgaste abrasivo em compósitos metal/cerâmicos: Estudo aplicado ao desenvolvimento de coroas de perfuração, Dissertação de mestrado Programa de Pós Graduação em Engenharia de Materiais, da REDEMAT (Universidade Federal de Ouro Preto, Universidade Federal de Minas Gerais, Universidade Estadual de Minas Gerais), 2011.

SOUZA, Z; FUCHS, R.D.; SANTOS , A. H. M. Centrais Hidro e Termoelétricas. Ed. Edgard Blucher Ltda. São Paulo, 1983.

STACHOWIAK, G.W.; BATCHLOR, A.W. *Engineering Tribology*. Second Edition: Woburn, 744p.; 2001.

- STACHOWIAK, G.W.; BATCHLOR, A.W. *Engineering Tribology*. The Netherlands: Tribology Series Elsevier, v. 24, 2003.
- SWANSON, P. A. & VETTER, A. F.; *The Measurement of Abrasive Particle Shape and Its Effect on Wear*. ASLE Transactions. v 28, p. 225-230; 1985.
- SYLVESTER, F.; DORADO, J.; BOLTOVSKOY, D.; JUARÉZ, A.; CATALDO, D. Filtration rates of the invasive pest bivalve *Limnoperna fortunei* as a function of size and temperature. *Hydrobiologia*, v. 534, p. 71 – 80, 2005.
- TREZONA, R. I., HUTCHINGS, I. M. Three-body abrasive wear testing of soft materials. *Wear*, v. 233-235, p. 209-221, 1999.
- TSCHIPTSCHIN, A. P.; PINEDO, C. E., Estrutura e propriedades do aço inoxidável austenítico AISI 316L Grau ASTM F138 nitretado sob plasma à baixa temperatura, *REM: R. Esc. Minas*, Ouro Preto, V.63, n.1, p.137-141, 2010.
- VIANNA, M. R. *Mecânica dos Fluidos para Engenheiros*, 4ª ed. Belo Horizonte: Imprimatur, 2009.
- VIEIRA, A. M. R.A., Aspectos termo-mecânicos na maquinagem por abrasão de materiais de construção mecânica, Tese de Doutorado, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 2004.
- VINOGRADOV, A. P. The elementary chemical composition of marine organisms. Composition of shells of Lamelli branchiata. Translation in *Memoirs*, Sears Foundation for Marine Research, No. 2, 1953, pp. 303-309, 1937.
- WHITE, F. M.; *Mecânica dos Fluidos*, 4ª Ed. McGraw-Hill, Rio de Janeiro, 2002.
- XU, M.; DARRIGRAN, G.; WANG, Z.; ZHAO N.; LIN, C. C.; PAN, B., Experimental study on control of *Limnoperna fortunei* biofouling in water transfer tunnels. *Hydro-Environment Research*, 2014.
- XU, L.; KENNON, N.F., A Study of the Abrasive Wear of Carbon Steels, *Wear*, Vol. 148, 1991, pp. 101112.
- YANG, B. H. & JOSEPH, D. D.; Virtual Nikuradse, *Journal of Turbulence*, 1-24, 2009.
- ZEFERINO, R.R.F., COZZA, R.C., SOUZA, R.M., TANAKA, D.K., “Effect of the contact pressure on the wear mode transition in micro-abrasive wear tests of WC-Co P20”. In: IXX International Congress of Mechanical Engineering, 2007.

ZUM GAHR, K. H., *Microstructure and wear of materials*. Amsterdam: Tribology series-Elsevier, v.10, 560 p., 1987.

ANEXO A – Tabela de quantidade de inclusões nos aços

IMPUREZAS NOS AÇOS

AValiação DA QUANTIDADE DE INCLUSÕES NOS AÇOS

ABRIL 1970 - INSTITUTO DE METALURGIA DA UFMG - COMISSÃO DE NORMALIZAÇÃO DE MATERIAIS AÇOS

A		B		C		D	
TIPO ALUMINIZADO							
TIPO ALUMINIZADO							
TIPO ALUMINIZADO							