

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS E TECNOLOGIA
CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ADAPTAÇÃO E AVALIAÇÃO DE UM EQUIPAMENTO PARA ENSAIO DE
CAVITAÇÃO ACELERADO

Dissertação apresentada à Universidade Federal de Uberlândia por:

ROGÉRIO AUGUSTO PEREIRA

como parte dos requisitos para obtenção do título de Mestre em
Engenharia Mecânica

Orientador: Américo Scotti, PhD

Banca Examinadora:

Prof. Américo Scotti, PhD (UFU)

Prof. Francisco Paulo Lépure Neto, Dr. Eng (UFU)

Prof. Paulo José Modenesi, PhD (UFMG)

620.193 P436a /TES/FU
DIRBI/UFU 07681/95



1000022700

Uberlândia, Julho de 1995

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA	
DIRB - DIRETORIA DE BIBLIOTECAS	
Procedência.....	
Valor	Doação
Rec	199
Q. In. In.	
N. F. In.	
Reg	7681/95
Date	04/10/95
Vol	Ex

FU-00005710-3

À meus pais, Adílson e Bárbara
 Aos meus irmãos, Carlos, Warley e Lílían
 À minha noiva Cláudia.

AGRADECIMENTOS

Ao professor e orientador Américo Scotti, pela competente orientação, confiança e incentivo à minha formação acadêmica e profissional e, sobretudo, pela dedicação ao trabalho, fundamental à realização desta dissertação.

Aos professores Francisco Paulo Lé pore Neto e Marcus Viana Duarte, pela concessão de equipamentos e competente orientação técnica, essenciais à realização desta dissertação.

Ao meu grande amigo e irmão Warley Augusto Pereira e ao amigo Marcelo Gomes Santos, companheiros de trabalho, pelo incentivo e cooperação nas várias etapas desse trabalho.

A todos os funcionários da Oficina Mecânica e LEM que colaboraram durante o desenvolvimento deste trabalho.

A todos meus amigos e familiares, que direta ou indiretamente colaboraram para a execução deste trabalho.

À Centrais Elétricas do Sul do Brasil S.A. - Eletrosul -, nas pessoas dos Engenheiros Cilon R.R. de Freitas e Fernando A.C. Ribas, pelo apoio na forma de informações técnicas.

À CONARCO ELETRODOS, na pessoa da Lic. Stela Surian, pelo fornecimento de amostras.

À CEPEL, na pessoa do Eng. Fleury, por informações técnicas. Ao apoio do programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica da UFU pelo suporte infraestrutural e financeiro, em particular aos Laboratórios de INSTRUMENTAÇÃO, PROSOLDA e LEM.

Ao suporte financeiro da CAPES, através da concessão de bolsa.

RESUMO

A erosão por cavitação é um dos principais problemas enfrentados pelos projetistas de sistemas hidrodinâmicos de alta velocidade. Sua incidência significativa em modernas turbinas hidráulicas e prejuízos consequentes (lucro cessante e custos expressivos com reparos, particularmente no que se refere aos consumíveis) tem estimulado um novo interesse nas pesquisas de erosão por cavitação. Entretanto, apesar da vocação hidrelétrica do Triângulo Mineiro, existe uma carência de informações técnicas e de infraestrutura para suportar o desenvolvimento desta área tecnológica na região.

Nesse sentido, foi desenvolvida e implantada uma metodologia de adaptação e avaliação de um equipamento rudimentar de usinagem ultra-sônica para a realização de Ensaio Acelerado de Cavitação, segundo a Norma ASTM G 32. O trabalho foi precedido por uma pesquisa bibliográfica enfocando principalmente os mecanismos de formação da cavitação e a relação deste fenômeno com materiais resistentes. Foi necessário desenvolver e calibrar um sistema que permitisse o monitoramento da frequência e amplitude de vibração da amostra durante todo o teste. Na sequência, foram testados os porta-amostras (sonotrodos) disponíveis e novos sonotrodos foram projetados e construídos, até a obtenção de um sonotrodo exponencial, considerado satisfatório.

Foram então testadas três ligas metálicas distintas, para verificar a funcionalidade do equipamento; estas foram caracterizadas metalograficamente por meios de metalografia e Diagrama de Shaeffer/DeLong, sendo duas delas próprias para revestimentos contra cavitação (E 5475 e E 725 W) e a terceira utilizada como referencial de desgaste (Aço ABNT 1020). Foram levantadas as curvas Erosão x Tempo para as três ligas e, a partir delas, calculados o período de incubação e taxa de erosão em regime permanente para cada liga.

Os resultados mostraram a exequidade da realização do ensaio de cavitação a partir de equipamento simples com vibração ultra-sônica. Os resultados indicaram ainda que a liga E 725 W apresenta um melhor desempenho contra o desgaste por cavitação do que a liga E 5475, e que ambas apresentam uma resistência muito superior àquela apresentada pelo aço 1020.

ABSTRACT

Erosion by cavitation is one of the most important problems struggled by designers of high speed hydrodynamic systems. Its significant incidence in modern hydraulic turbines and consequent financial losses (still equipment and repair costs, mainly concerning consumable) have stimulated interests on cavitation researching. However, despite the hydraulic vocation of the Triângulo Mineiro region (centre of Brazil), there exists a lack of technical information and infrastructure for supporting the development of this technological area in the region.

On this basis, a methodology for adapting and assessing a simple Ultrasonic Machining Equipment for accelerated cavitation test (according ASTM G32 standard) was developed and applied. The work was proceeded by a bibliographic review with emphases mainly on the mechanisms of cavitation formation and the relation of this phenomenon with the resistant materials. A monitoring system for vibration frequency and amplitude was developed and calibrated. Following, available sample holders (horns) were checked and new ones were designed and built, up to reaching an exponential satisfactory shape.

Next, three metallic alloys were tested for verifying the equipment performance. The two first alloys were appropriated for sufarcings against cavitation (E5475 and E725W) and the third one was used as reference (ABNT 1020 steel). The samples were previously characterized by metallographic techniques and using Schaeffler/DeLong diagrams. Curves of erosion against time were raised and the incubation time and erosion rate at steady state were calculated.

The results showed to be possible to change a simple Ultrasonic Machine into a Cavitation Test Equipment. The results also showed that the E725W alloy seems to present the best performance against cavitation erosion.

LISTAS DE SÍMBOLOS

- A_e → Área de Erosão
 $A_{m\acute{a}x}$ → Amplitude de Vibração Máxima
 c → Velocidade de Propagação do Som no Meio
 $c.c.c$ → Estrutura Cúbica de Corpo Centrado
 $COH\ B/A$ → Função Coerência
 Cr_{eq} → Cromo Equivalente
 $CVL\ (mm^3)$ → Volume Perdido Cumulativo
 d_0 → Distância Transdutor Magnético-Ponta de Prova
 D^+, D^- → Desvios de Linearidade
 E → Módulo de Elasticidade
 $E\ (mV)$ → Potencial Elétrico
 $\dot{E}$ → Taxa de Erosão Média em Regime Permanente
 E_a → Energia Absorvida pelo Material
 E_L → Elongação
 $f.c.c$ → Estrutura Cúbica de Face Centrada
 f_i → Frequência Absoluta (estatística)
 h → Amplitude das Classes (estatística)
 $h.c.p$ → Estrutura Hexagonal Compacta
 h/r → Razão de Adoçamento para Mudanças de Seção
 H → Histerese
 HV → Dureza Vicker
 i → Profundidade Média de Erosão
 I → Intensidade de Dano por Cavitação
 $I\ (mA)$ → Corrente Elétrica
 K → Ganho na Amplificação
 K → Número de Classes de uma Amostra (estatística)
 L → Comprimento do Sonotrodo (metade do comprimento da onda)
 N → Número de Leituras de uma Amostra (estatística)
 N → Razão de Áreas, S_0/S_L
 Ni_{eq} → Níquel Equivalente

P_a → Potência Absorvida pelo Material
 Q_i → Sinal de Entrada
 Q_o → Sinal de Saída
 R → Amplitude de uma Amostra (estatística)
 R → Coeficiente de Correlação
 R_A → Redução na Área
 $R_a, R_{máx}$ → Rugosidade Superficial
 S → Área da Seção Transversal
 S_e → Energia de Deformação
 SFE → Energia de Falha de Empilhamento
 t → Altura da Rosca de Fixação do Sonotrodo
 t_0 → Tempo de Incubação
 T → Limite de Ruptura
 T → Temperatura de Ensaio
 T_m → Temperatura Média
 T_s → Desvio Padrão da Temperatura
 $|TF| B/A$ → Função de Transferência
 U_R → Resiliência
 V → Velocidade
 $V_{adoç}$ → Volume de Material do Raio de Adoçamento
 X → Deslocamento
 ZTA → Zona Termicamente Afetada

Caracteres Gregos

γ → Limite de Escoamento
 ΔV → Volume Perdido
 λ → Comprimento da Onda Propagada
 ρ → Densidade
 ϕ → Diâmetro do Furo de Fixação do Sonotrodo
 ω_n → Frequência Natural Não-Amortecida
 ω_p → Frequência de Corte

SUMÁRIO

Resumo	iv
Abstract	v
Listas de Símbolos	vi
1 - Introdução	1
1.1 - Motivação	1
1.2 - Objetivo	3
1.3 - Apresentação da Dissertação	3
2 - Revisão Bibliográfica	5
2.1 - O Problema da Cavitação	5
2.1.1 - Alguns Conceitos e Definições	5
2.1.2 - Importância das Propriedades dos Fluidos	15
2.1.3 - Efeito da Microestrutura dos Metais na Resistência ao Dano por Cavitação	17
2.2 - Modelos de Cavitação - Hidrodinâmica dos Danos por Cavitação	19
2.2.1 - O Processo Fundamental	19
2.3 - Técnicas de Minimização de Danos	28
2.3.1 - Refinamento do Projeto Hidrodinâmico	29
2.3.2 - Métodos de Proteção Artificial	30
2.3.3 - Recobrimentos Resistentes	34
2.3.4 - Algumas Considerações Sobre os Métodos de Proteção	55
2.4 - Correlação de Propriedades dos Materiais com as Taxas de Danos por Cavitação	56
2.5 - Ensaio de Cavitação	62
2.5.1 - Dispositivos de Teste	63
2.5.2 - Ensaio de Cavitação Acelerado	67
2.5.3 - Importância do Ensaio Normalizado	67
2.5.4 - Descrição do Método ASTM G-32	68
2.5.5 - Significância e Uso	68
3 - Planejamento e Desenvolvimento Experimental	70
3.1 - Metodologia de Trabalho	70

3.2 - Identificação do Equipamento	71
3.2.1 - Aparelho Padronizado para Estudo de Erosão por Cavitação Vibratória	71
3.2.2 - Descrição do Equipamento Disponível	72
3.3 - Adaptação do Equipamento	73
3.3.1 - Descarte e Incorporação de Elementos	74
3.3.2 - Seleção e Calibração do Sistema de Monitoramento da Amplitude	75
3.3.2.1 - Seleção de um Sistema de Medição (SM) para Monitoramento da Amplitude	75
3.3.2.2 - Calibração do Sistema de Monitoramento da Amplitude	78
3.3.3 - Funcionamento do Equipamento Ultra-Sônico da UFU	90
3.3.3.1 - Fórmulas Básicas para Cálculo de Concentradores	91
3.3.4 - Seleção e Projeto de Junções Desmontáveis	94
3.3.5 - Testes de Sonotrodos	96
3.3.6 - Cálculo de Sonotrodos Específicos para Ensaio de Cavitação	98
4 - Avaliação do Equipamento	105
4.1 - Significância de Ensaio e Resultados	105
4.2 - Caracterização das Ligas para o Ensaio de Cavitação	106
4.2.1 - Composição Química	106
4.2.2 - Caracterização Metalúrgica	107
4.3 - Projeto e Fabricação de Corpos de Prova (CDP) para Ensaio de Cavitação	113
4.3.1 - Projeto de Corpos de Prova	113
4.3.2 - Fabricação de Corpos de Prova	114
4.3.3 - Montagem dos Corpos de prova e Problemas	114
4.4 - Testes com Ligas Resistentes	115
4.4.1 - Procedimento Experimental	115
4.4.2 - Apresentação dos Resultados	116
5 - Discussão	121
6 - Conclusão	124
7 - Proposta para Futuros Trabalhos	125
8 - Referências Bibliográficas	126

9 - Anexos	130
9.1 - Anexo 1 - Corrosão Galvânica	130
9.2 - Anexo 2 - Especificações do Transdutor Magnético MM 0002	133
9.3 - Anexo 3 - Procedimento de Cálculo para Sonotrodos	134
9.4 - Anexo 4 - Cálculo da Temperatura Média (T_i) e Desvio Padrão (T_s) para as Ligas Testadas	138

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1- MOTIVAÇÃO

A conscientização de que o petróleo, além do alto preço, é uma fonte limitada e cujas regras de produção e preços estão sujeitas à oscilações de acordo com a política mundial, tem valorizado todas as formas de energia renováveis. A energia hidrelétrica é um exemplo evidente de alternativa energética para o petróleo, e vem sendo usada a anos. Assim, a meta prioritária passa a ser a busca de alternativas para adequar a crescente demanda e custo através da otimização dos equipamentos de produção da energia elétrica.

A erosão por cavitação é um dos principais problemas enfrentados pelos projetistas de modernos sistemas hidrodinâmicos de alta velocidade, tais como turbinas hidráulicas, bombas, tubulações, etc. Chama-se CAVITAÇÃO, a formação e colapso de bolhas de vapor num líquido à pressão e temperatura críticas. É um fenômeno que interage com a superfície dos materiais em contato com o líquido, causando danos. Desta forma, a EROSÃO POR CAVITAÇÃO pode ser causada pelo colapso de bolhas em superfícies por onde há fluxos em alta velocidade.

A incidência significativa de danos por cavitação em modernas turbinas hidráulicas tem estimulado um novo interesse nas pesquisas de erosão por cavitação. Dados da HYDRO-QUÉBEC (1) dão conta que somente os prejuízos com cavitação são responsáveis por 50% do tempo de parada para manutenção (o custo de manutenção representa 2% em relação a produção total). Desta forma, juntamente com os custos de reparo, a falta de disponibilidade do equipamento (lucro cessante) representa considerável perda de rendimento.

Falando especificamente deste problema em turbinas hidráulicas, um levantamento feito em 386 turbinas instaladas no Canadá entre 1950 e 1982 estimou que os custos do reparo anual de turbinas devido à erosão por cavitação aproximaram-se de US\$ 38 milhões em mão de obra e perda de capacidade (lucro cessante) (2).

Embora não se disponha de dados semelhantes a nível nacional (mesmo que tentativas neste sentido tenham sido feitas), pode-se citar aqui dados da COPEL (3) - Companhia Paranaense de Energia - relativos aos custos de recuperação de turbinas tipo Francis da unidade de produção US/GBM, sujeitas à efeitos de cavitação; os custos* de uma manutenção realizada em 1989 foram de US\$ 82 mil, assim divididos:

- US\$ 50 mil para os custos incluindo mão de obra, materiais diversos (menos eletrodos), hospedagem, alimentação e transporte da equipe de execução;
- US\$ 32 mil para os custos dos eletrodos de soldagem (AWS E 309 Mo).

Também a ELETROSUL (4) - Centrais Elétricas do Sul do Brasil S.A. - que vem empenhando esforços no sentido de conhecer com maior profundidade o fenômeno da cavitação em turbinas hidráulicas, forneceu demonstrativos de custos de recuperação em suas unidades geradoras. Cabe citar aqui, por exemplo, os dados referentes aos custos de recuperação da erosão por cavitação da roda da turbina e blindagem do tubo de sucção da Unidade 2 de Produção de Salto Santiago (UPSS):

* Estes valores representam a deposição de 800 Kg de eletrodos por uma equipe composta de 21 elementos trabalhando por 30 dias em dois turnos diários de 10 horas cada.

- Roda da Turbina: U\$ 71.246 para os custos, incluindo mão de obra, materiais diversos (menos eletrodos), hospedagem, alimentação e transporte da equipe de execução e, U\$ 26.394 para os custos dos eletrodos de soldagem, perfazendo um total de U\$ 97.640 para a roda da turbina.
- Tubo de Sucção: U\$ 23.318 para os custos incluindo mão de obra, materiais diversos (menos eletrodos), hospedagem, alimentação e transporte da equipe de execução e, U\$ 13.000 para os custos dos eletrodos de soldagem, perfazendo um total de U\$ 36.318 para o tubo de sucção.

Obs: Na ocasião desta recuperação (julho/agosto/setembro/1992), a unidade apresentava 29.344 horas ($\approx$ 3 anos) de operação como gerador após o último reparo.

Conforme visto, os custos de reparos de superfícies erodidas por cavitação é expressivo, particularmente no que se refere aos eletrodos, e qualquer progresso técnico nesta área deve proporcionar grandes benefícios econômicos. A origem deste fenômeno em turbinas hidráulicas pode ser devido ao projeto, construção, instalação ou operação fora de condições ótimas (6). Estritamente falando, danos causados pela cavitação são inevitáveis e existirá sempre um compromisso entre o grau de cavitação, o custo de fabricação e de materiais, a faixa de operação e a técnica e frequência de reparos.

Assim, a existência tolerada da cavitação conduz à investigação de soluções, cuja linha principal se baseia na obtenção de materiais resistentes a ela, que permitam a construção de máquinas mais rápidas e compactas e garantam períodos mais longos de funcionamento - a plena eficiência - entre reparos das superfícies cavitadas. De acordo com Simoneau (5), as pesquisas estão sendo dirigidas principalmente aos mecanismos de implosão de bolhas e mecanismos de erosão relativos às propriedades dos materiais. O melhor entendimento do fenômeno da erosão por cavitação assim obtido deve conduzir a uma ótima escolha de materiais resistentes a cavitação.

Tanto na fase de fabricação, como na de manutenção, o revestimento de componentes de turbinas com materiais resistentes a cavitação torna-se uma necessidade premente. Desta forma, a necessidade de obtenção de revestimentos soldados resistentes a cavitação durante a fabricação ou manutenção, a um custo mínimo, aliada a carência de informações técnicas de como proceder à escolha da melhor opção, tem sido fonte de dúvidas e questionamentos no momento da escolha. Como proceder à escolha do material para uma aplicação específica? Conta-se no momento praticamente com as recomendações dos fabricantes, que em alguns casos não são coincidentes (6). Por outro lado, a cada ano novos materiais e tecnologias são lançadas no mercado, o que dificulta ainda mais uma seleção otimizada de processos e consumíveis. Cada vez mais, novos estudos e pesquisas são demandados.

Porém, na prática, os danos causados pela cavitação em turbinas hidráulicas nas unidades geradoras são avaliados e reparados principalmente nas Paradas de Manutenção Programada. Desta forma, quando se faz a opção por um determinado tipo de recobrimento resistente a cavitação é necessário esperar até a próxima parada (15, 20 ou até 40 mil horas, dependendo da unidade geradora e condições de serviço) para avaliar seu desempenho.

Do exposto acima, surge a necessidade de se implementar um Teste de Cavitação Acelerado, permitindo que se conheça o comportamento de novos materiais ou técnicas com maior brevidade. Para tanto, a própria ASTM (7), por exemplo, definiu um Método Padrão de Teste de Erosão por Cavitação Vibratória (aquela causada pelas flutuações de pressão dentro de um líquido, induzidas pela vibração de uma superfície sólida imersa neste líquido). Ele é baseado na geração e colapso de bolhas de cavitação na face de uma amostra vibrando

em alta frequência em um líquido sobre condições de teste especificadas. Este método permite determinar a taxa de erosão por cavitação produzida em diferentes condições e/ou materiais.

A vocação hidrelétrica da região do Triângulo Mineiro, que conta hoje com as usinas de Jaguará, Volta Grande, São Simão e Emborcação, responsáveis por mais de 80% da capacidade de geração da CEMIG (4,5 milhões de quilowatts), além da Usina Hidrelétrica de Nova Ponte, no Rio Araguari (principal obra em andamento do setor elétrico em toda a região sudeste, com 510 mil quilowatts de potência instalada), por si só justificam uma concentração de esforços no sentido do desenvolvimento de tecnologias de revestimentos resistentes a cavitação. Soma-se a isso a falta de locais especializados na assistência no Brasil como um todo - o único conhecido é o CEPEL (Centro de Pesquisas de Energia Elétrica) no Rio de Janeiro - e a iminente desmonopolização do setor elétrico, o que acarretaria na independência de cada empresa, imprimindo uma necessidade maior do desenvolvimento tecnológico regional.

A isso se propoe este trabalho, na perspectiva de montar e avaliar na UFU uma infraestrutura de estudos e de testes de erosão por cavitação, objetivando conciliar a disponibilidade técnico/científico local a uma demanda regional expressiva.

1.2- OBJETIVO

Este trabalho tem como objetivo principal a adaptação e avaliação de um equipamento de usinagem ultrassônica para realização de Teste Acelerado de Erosão por Cavitação segundo a Norma ASTM - G32 - 85 (7). A avaliação do equipamento se dará pelo estudo do comportamento sob teste de um padrão de Níquel comercialmente puro, bem como pelo estudo do comportamento de várias ligas e comparação com resultados (teóricos ou práticos) disponíveis na bibliografia especializada.

1.3- APRESENTAÇÃO

Os próximos capítulos descrevem todas as etapas dos trabalhos teóricos e experimentais. Para esclarecer o "lay out" da apresentação, um resumo de cada capítulo é dado a seguir:

- O corrente capítulo introduz uma breve discussão dos problemas da cavitação e as razões para o seu entendimento. A declaração dos objetivos é seguida pela descrição do "lay out" da apresentação.
- No capítulo 2 uma revisão bibliográfica referente à Cavitação é apresentada. As principais áreas consideradas estão relacionadas à hidrodinâmica dos danos por cavitação, sua origem e técnicas de minimização. São apresentadas considerações a respeito da correlação entre propriedades dos materiais e taxas de danos por cavitação. São apresentados também os dispositivos de teste para ensaios acelerados de cavitação, bem como descrito o método padrão segundo a Norma ASTM G 32.
- O capítulo 3 descreve toda a metodologia de identificação e adaptação do equipamento proposto para a realização de testes de cavitação vibratória. É mostrada a seleção do sistema de monitoramento da amplitude e transcrita as etapas de sua calibração. A verificação do funcionamento do equipamento, mediante o teste dos concentradores disponíveis, é também demonstrada. Finalmente, mostra-se a metodologia de adaptação,

a qual se encerra com o projeto, construção e testes de novos concentradores, até a obtenção de um concentrador exponencial considerado satisfatório.

- No capítulo 4 é descrito a verificação do desempenho do equipamento mediante o teste de materiais. Para tanto, as ligas utilizadas com este propósito são caracterizadas metalograficamente (Diagrama de Shaeffler e identificação das micrografias das ligas por comparação em Atlas metalográfico). Ao longo desse capítulo é apresentada toda a sequência de projeto e fabricação dos corpos de provas, bem como os problemas e dificuldades encontrados durante a montagem. É descrita também uma rotina de testes e apresentado o tratamento dos resultados obtidos, expressos em curvas do tipo Massa Perdida *versus* Tempo.

- No capítulo 5 é apresentada uma discussão geral sobre a funcionalidade do equipamento e apontada as prováveis causas de sua limitação.

- Uma explanação concisa dos principais resultados obtidos é apresentada no capítulo 6 e sugestões para futuros trabalhos são dadas no capítulo 7.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - O PROBLEMA DA CAVITAÇÃO

Resumidamente, erosão por cavitação em uma superfície sólida é produzida pela repetida implosão de bolhas de vapor, ou formação de vórtices, em regiões de baixa pressão de um líquido. Em modernos equipamentos hidráulicos, a cavitação é causada por um fluxo turbulento localizado, associado com relativamente altas velocidades da água e grandes tamanhos de máquinas. Em turbinas hidráulicas este fenômeno pode resultar em pulsos de tensões compressivas suficientemente intensos para erodir materiais duros em taxas de profundidade que podem exceder a 10 mm/ano (8). Desta forma, a erosão por cavitação é um problema importante na indústria hidrelétrica, devido aos custos associados com os reparos dos danos e perda de produção (lucro cessante).

2.1.1 - ALGUNS CONCEITOS E DEFINIÇÕES

a) Cavitação, Erosão por Cavitação e Cavitação Vibratória

De acordo com a Norma ASTM G 32 (7), chama-se CAVITAÇÃO a formação e colapso de bolhas de vapor num líquido à pressão e temperatura críticas. É um fenômeno que interage com a superfície dos materiais em contato com o líquido, causando danos. Desta forma, a EROSAO POR CAVITAÇÃO é causada pelo colapso dessas bolhas em superfícies por onde há fluxos em alta velocidade.

Ainda segundo esta mesma norma, CAVITAÇÃO VIBRATÓRIA é aquela causada pelas flutuações de pressão dentro de um líquido, induzidas pela vibração de uma superfície sólida imersa no líquido.

b) Efeitos da Cavitação

Para Knapp, Daily e Hammitt (9), a cavitação torna-se importante devido a consequência de seus efeitos. Eles classificam esses efeitos em três categorias gerais:

1) Efeitos que modificam a hidrodinâmica do fluxo do líquido.

Os vários efeitos hidrodinâmicos da cavitação tem sua fonte na interrupção da continuidade da fase líquida conforme as bolhas aparecem. A medida que o volume das bolhas deslocam o líquido, o fluxo padrão é modificado e a interação dinâmica entre o líquido e seus contornos é alterada.

2) Efeitos que produzem danos nas superfícies de contornos sólidos do fluxo.

Esta categoria causadora de danos pela cavitação é, nos meios da engenharia, a mais amplamente reconhecida da cavitação. A cavitação danifica os contornos sólidos por onde escoar o fluxo, pela remoção de material da superfície. Observações permitem dizer que a cavitação pode danificar todos os tipos de sólidos. Assim, todos os metais, duros ou macios, frágeis ou dúteis, quimicamente ativos ou inertes, tem sido danificados por cavitação. Borracha, plástico, vidro, quartzo, concreto e outros sólidos não metálicos são todos susceptíveis ao dano cavitacional (11).

3) Efeitos extrínsecos que podem ou não serem acompanhados de modificações significantes no fluxo hidrodinâmico ou danos aos contornos sólidos.

Dois dos efeitos mais comuns da cavitação que podem não envolver maiores modificações no fluxo líquido ou danos à superfície sólida são o ruído e a vibração induzida pela cavitação; tem sido encontrado experimentalmente que considerável ruído é produzido pelo colapso das bolhas de cavitação.

c) Natureza do Fenômeno da Cavitação

É geralmente assumido que a erosão por cavitação é um processo mecânico que pode ser acelerado pela ação corrosiva. Para Rao e Kung (2), cavitação é provavelmente um fenômeno complexo de erosão e corrosão inter-relacionados ao invés de uma simples soma desses efeitos. Quando a erosão por cavitação ocorre em um metal, a superfície protetora formada de produtos de corrosão (filmes óxidos) é removida e a corrosão prossegue em uma

taxa maior do que deveria ocorrer em uma condição estacionária. Observações de Simoneau e Roberge (1) em turbinas de aço carbono fundido, revestidas em suas áreas críticas (por exemplo, lado de sucção das pás e tubos de sucção) por uma camada soldada de aço inoxidável austenítico, tem mostrado que, se por alguma razão imprevista, o revestimento protetivo é perfurado por cavitação, a taxa de cavitação no metal base é fortemente aumentada. De forma idêntica, regiões adjacentes à revestimentos soldados, e regiões localmente recuperadas, também sofrem maiores danos de cavitação. Dentre as razões para este expressivo aumento da taxa de danos, eles citam três mecanismos distintos:

- 1) perturbações das condições do fluxo hidráulico - qualquer pequena mudança na geometria da superfície associada à uma alta velocidade do fluxo pode criar condições apropriadas para o aumento nos danos da cavitação;
- 2) fragilização da zona termicamente afetada (ZTA) junto ao aço inoxidável - as áreas ao redor das superfícies localmente reparadas são naturalmente afetadas pelos processos de soldagem. Modificação na microestrutura, tensões residuais e evolução de hidrogênio, são parâmetros que podem contribuir para um aumento nos danos da cavitação. Entretanto, os autores enfatizam que a martensita é mais resistente que a perlita, por exemplo, o que faz com que ZTAs sofram menos danos que outras regiões próximas. Como uma evidência desse mecanismo de fragilização da ZTA pode-se citar aqui os resultados da ELETROSUL (10), referentes ao reparo do rotor da turbina da Unidade 2 de Produção de Salto Santiago, onde foi utilizado como recobrimento a liga TURBALLOY 2774 (W); nesse caso, as zonas a montante e jusante da região reparada apresentaram erosão generalizada com profundidade máxima de 2.5 e 4.0 mm respectivamente;
- 3) corrosão bimetálica galvânica (Anexo I) e sua interação com a cavitação - que os autores consideram como o fator dominante para crescimento da taxa de danos.

Em outro trabalho (5), Simoneau estudou o efeito sinérgico entre a corrosão e a cavitação classificada de baixa intensidade (1 mm/ano), usando o ensaio de cavitação vibratória ultrassônica. Para ele, parece que a corrosão desempenha o mesmo papel na erosão

por cavitação como na fadiga, diminuindo o nível do limiar de tensão acima do qual uma trinca se propagará. Para Eisenberg e outros (11), em um trabalho bastante elucidativo, um número de efeitos eletroquímicos e térmicos podem ocorrer, concorrentemente com a ataque mecânico. Suas observações indicam claramente que a erosão por cavitação pode ser acelerada pela ação de efeitos corrosivos. Em tais situações, o dano pode ser descrito como o resultado líquido dos efeitos mútuos dos ataques da colisão das bolhas na remoção de produtos de reações químicas, com os efeitos corrosivos que tendem a produzir um material que é mais susceptível à falha mecânica e remoção do que o material virgem.

Na busca de mais conhecimentos sobre a contribuição da corrosão aos danos provocados pela cavitação, Engelberg e Yahalom (12) realizaram pesquisas com o objetivo de determinar qual proporção do peso perdido por uma amostra cavitada pode ser atribuída ao dano mecânico e qual é devido à ação eletroquímica. Eles comentam que poucos autores tem mencionado a contribuição da corrosão ao dano cavitacional. Sobre os métodos de proteção artificiais, eles esclarecem que a proteção catódica não foi considerada efetiva na redução da cavitação, exceto para altas densidades de corrente e que embora exista na literatura menções ao uso bem sucedido de inibidores contra cavitação, nenhum trabalho sistemático foi publicado. Na opinião dos autores, não existe dúvidas de que em muitos casos, incluindo não-metais, a cavitação é principalmente mecânica. Porém consideram que a contribuição da corrosão ao fenômeno global da cavitação é suficientemente importante para merecer mais estudos.

As conclusões de Engelberg e Yahalon, Ibidem, foram tiradas em experimentos utilizando um vibrador ultrassônico com frequência de 20 KHz e uma amplitude de 60 microns. As amostras ensaiadas foram de um aço denominado Bofors B14, com 0.7% C e dureza de HV 236. O par galvânico foi formado entre as amostras e um cátodo de Pt, imerso em uma solução padrão de fitalato hidrogenado de potássio ("potassium hydrogen phthalate"). Pelos resultados expressos na Tabela 2.1, pode-se verificar que mesmo em um eletrólito que normalmente é considerado como não-corrosivo, cerca de 20% do peso perdido por cavitação pode ser atribuído à corrosão (Tabela 2.1).

TABELA 2.1- CONTRIBUIÇÃO DA CORROSÃO À PERDA TOTAL POR CAVITAÇÃO (12).

E (mV)	I (mA)	Tempo de Exposição (min)	Peso Perdido (mg/cm ²)	Parcela da Corrosão (mg/cm ²)	Parcela da Corrosão na Perda total (%)
- 1400	1,18	120	3,8	2,45	65
- 1300	0,285	150	1,43	0,75	52,5
- 1200	0,09	150	1,42	0,235	16,5
- 1100	0,12	150	1,485	0,313	21,0
- 1000	0,09	150	1,46	0,235	16,0
- 900	0,08	150	1,01	0,21	21,0
- 800	0,108	160	1,60	0,30	18,8
- 700	0,114	160	1,21	0,32	26,5
- 600	0,110	160	1,62	0,31	19,0
- 500	0,115	150	1,47	0,3	20,5
- 400	0,09	150	1,49	0,235	16,0
- 300	0,075	150	1,50	0,196	13,0
- 200	9,3	40	7,0	6,5	92,0
- 100	7,8	60	9,2	8,15	89
0	7,3	110	20,6	14,0	68

Ainda na opinião dos autores, a contribuição da corrosão à cavitação pode ser atribuída a constante exposição de metal nu ao eletrólito, e, portanto, pode-se esperar uma correlação entre taxa de corrosão, tempo de repassivação (formação e perda de camada de óxido) e frequência de vibração. Todavia eles esclarecem que este aspecto não foi investigado

neste trabalho.

d) Definição de Intensidade de Dano por Cavitação

Eisenberg e outros (11) alertam para o fato de que o termo Intensidade de Dano por Cavitação, embora esteja associado à taxa e quantidade de dano produzido, não foi claramente definido em um sentido quantitativo. Por esta razão, eles apresentam uma formulação razoavelmente bem sucedida de uma definição proposta por Thiruvengadam (Eisenberg, (11) apud Thiruvengadam, [46]). Esta formulação é baseada no fato de que é geralmente aceitável que uma porção da energia de colapso da bolha é absorvida pelo material em teste, causando fratura final e perda de massa. Foi mostrado por Eisenberg e outros, Ibidem, que a energia de deformação de um material é aparentemente o parâmetro físico mais importante que caracteriza esta capacidade de absorção de energia. A energia absorvida pelo material, E_a , é dada por:

$$E_a = \Delta V S_e \quad (2.1)$$

onde ΔV é o volume perdido e S_e é a energia de deformação, definida como a energia absorvida por unidade de volume do material até a fratura completa (representada pela área sob a curva Tensão *versus* Deformação, obtida em um ensaio de tração), devido à energia de colapso da bolha. A partir da equação 2.1, a potência absorvida pelo material é dada por:

$$P_a = \Delta V S_e / t \quad (2.2)$$

onde $\Delta V/t$ é o volume perdido por unidade de tempo. Para levar em consideração o efeito do tamanho do sistema, a potência absorvida por unidade de área erodida é definida como a **intensidade de dano por cavitação (I)**. Então:

$$I = P_d/A_e = \Delta V S_e/A_e t \quad (2.3)$$

onde A_e é a área de erosão. Como $\Delta V/A_e$ representa a profundidade, a equação 2.3 torna-se:

$$I = i S_e t \quad (2.4)$$

onde i é a profundidade média de erosão.

e) Estimativa da Intensidade de Cavitação

Embora não seja possível prever antecipadamente a intensidade do dano por cavitação em um ambiente particular durante os estágios de projeto, Eisenberg e outros (11) descrevem em seu trabalho, um método para determinar a eficácia de refinamento de projeto ou métodos de reparo, uma vez que o dano tenha sido observado. Baseado nas idéias de intensidade descritas anteriormente, Thiruvengadam (Eisenberg, (11) apud Thiruvengadam, [83]) construiu um nomograma intitulado **Estimador de Intensidade de Dano por Cavitação**, mostrado na figura 2.1.

7681/95

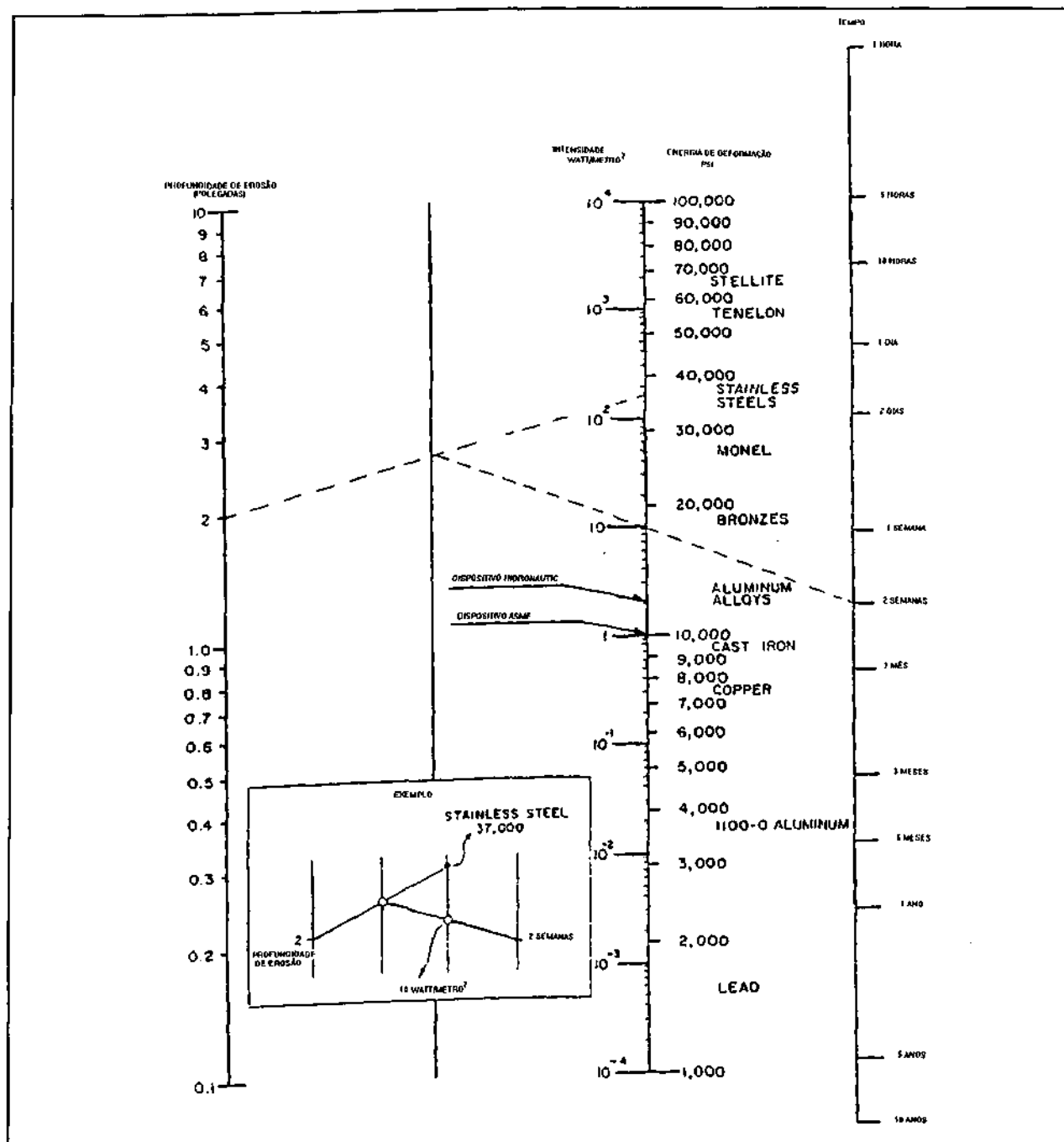


Figura 2.1- Ábaco Estimador da Intensidade de Dano de Cavitação proposto por Thiruvengadam (11).

Este nomograma é uma representação da equação 2.4, que fornece uma idéia visual da faixa de intensidades (I) encontradas na prática, das faixas de profundidade de erosão (i), material usado e tempo de operação (a partir de 3 destes conhecidos). Ele também fornece um método rápido e fácil de estimar a intensidade de dano para uma dada instalação de campo. Aparentemente, a seleção de melhores materiais, se disponíveis, é feita facilmente. O procedimento no uso deste estimador é da seguinte forma:

- 1) Para determinar a intensidade de dano, se a profundidade de erosão, a energia de deformação do material erodido e a duração da erosão são disponíveis, trace uma linha reta unindo a profundidade de erosão e a energia de deformação do material erodido. Esta linha interceptará a linha pivô (a segunda linha da esquerda sem nenhuma escala). Junte este ponto de interseção com a duração da erosão por meio de outra linha reta que irá interceptar a escala de intensidade, dando assim a intensidade de cavitação para este caso;
- 2) Para determinar a profundidade de erosão após um dado tempo de operação de um dado metal, se a intensidade do sistema é conhecida, o procedimento é traçar uma linha reta unindo a duração de operação e a intensidade até interceptar a linha pivô. Uma linha reta ligando este ponto de interseção e a energia de deformação do material deve interceptar a escala de profundidade de erosão para estas condições;
- 3) Para determinar a energia de deformação de um material requerido para dar uma certa profundidade de erosão após uma dada duração de operação em um sistema de dada intensidade, uma linha reta ligando a intensidade e o tempo de operação deve interceptar a linha pivô. Outra linha reta conectando este ponto de interseção e a profundidade de erosão deve cortar a escala de energia de deformação no valor requerido;
- 4) Similarmente, pode-se achar a duração de operação para um dado sistema de intensidade conhecida, fabricado de um dado material, se um critério para a profundidade de erosão permissível é fixado.

Este estimador é uma conveniente ferramenta de projeto para engenheiros. O uso de unidades apropriadas, conforme mostrado no nomograma para cada parâmetro, produzirá a intensidade em watts por metro quadrado (W/m^2).

f) As Quatro Zonas da Taxa de Danos por Cavitação

A erosão por cavitação é normalmente expressa por curvas de profundidade de erosão ou perda de massa (cumulativa) *versus* tempo. É geralmente observado por muitos investigadores (11), (13), que as curvas erosão-tempo exibem quatro diferentes zonas, nominalmente:

- período de incubação, com nenhuma perda de massa mesurável;
- zona de acumulação, com taxa de perda aumentando;
- zona de atenuação, com taxa de perda decrescente.
- zona de regime permanente, com taxa de perda aproximadamente constante;

A primeira e terceira zonas, isto é, zonas de incubação e de regime permanente, são de considerável importância para entender o mecanismo básico de erosão e para avaliar os materiais segundo sua resistência a erosão e a vida total de um material de um componente de máquina.

A figura 2.2 mostra as quatro zonas da taxa de danos por cavitação para as condições especificadas e foi obtida por Eisenberg e outros (11).

Eles mencionam que a existência dessas zonas foi observada em quase todos os resultados de investigações anteriores às suas, usando dispositivos magnetostrictivos, dispositivos de fluxo tipo venturi e dispositivos de disco rotativo.

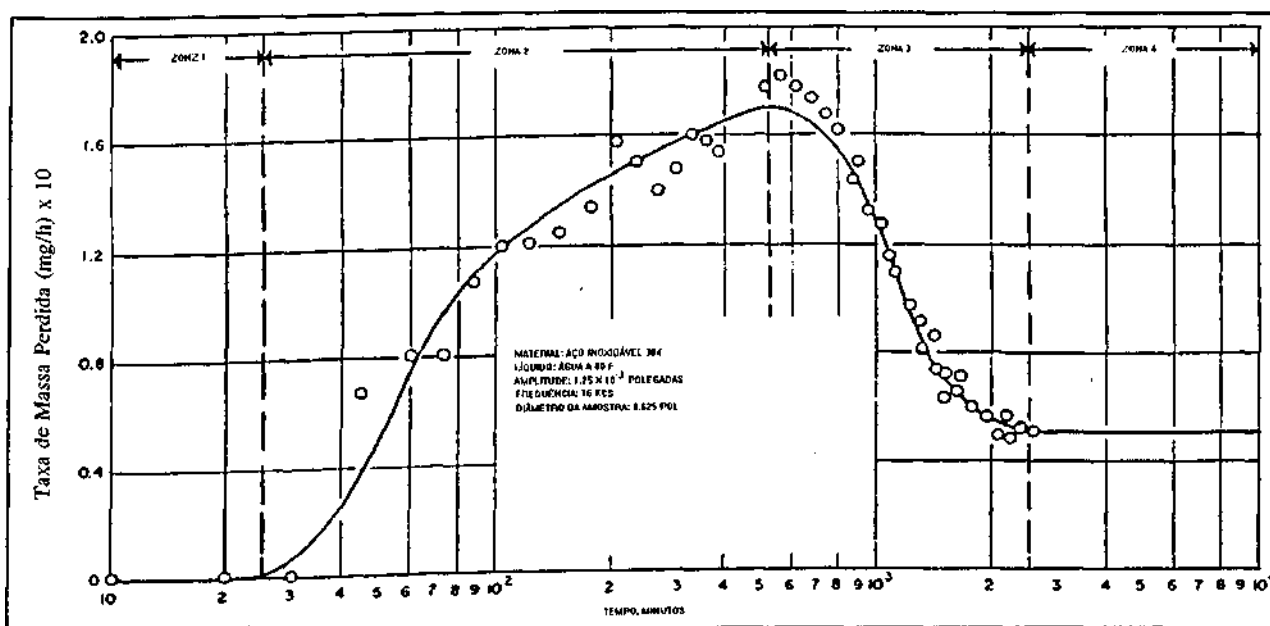


Figura 2.2- As quatro zonas da taxa de danos por cavitação (11).

2.1.2 - IMPORTÂNCIA DAS PROPRIEDADES DOS FLUIDOS

Os efeitos corrosivos do ambiente fluido interagindo com o material sobre condições de cavitação são também amplamente discutidos por Eisenberg e outros (11). Eles concluíram que a maior contribuição para o aumento da taxa de dano em um ambiente corrosivo deve vir principalmente das mudanças nas propriedades mecânicas do material nesses ambientes corrosivos. Deve-se considerar também, como as propriedades físicas de um líquido **por si só** afetam a dinâmica da formação e colapso de bolhas em um processo de danos por cavitação. A seguir são listados os principais efeitos destas propriedades:

a) Efeitos da temperatura

Mudanças na temperatura em fluidos geralmente afetam suas características físicas significativamente, alterando os níveis de intensidade dos danos da cavitação (11). Por exemplo, variações de temperatura causam grandes mudanças principalmente na pressão de vapor e conteúdo de gás, enquanto que densidade, tensão superficial e viscosidade podem variar comparativamente pouco. Os resultados típicos dos efeitos da temperatura de um líquido nos processos de danos revelam que, conforme a temperatura aumenta, aumenta a pressão de vapor. Como resultado, inicialmente esse aumento da pressão de vapor pode

fornecer núcleos adicionais instáveis e, conseqüentemente, mais bolhas de cavitação estarão disponíveis para o ataque, resultando num rápido aumento no dano. Conforme a temperatura continua a aumentar, a pressão de vapor atinge valores suficientemente altos para formação de gás permanente, que fornecem considerável "amortecimento" para as bolhas em colapso e os danos são assim reduzidos.

b) Pressão de Vapor

Os efeitos da pressão de vapor nos processos de danos foram notavelmente demonstrados por Nowotny (Eisenberg, (1), apud Nowotny, [39]) em experimentos em alumínio puro em água, benzeno, benzol (mistura octano-nonano) e éter etílico. Ele comparou o dano em água à 20, 60 e 90 °C com os danos nos outros líquidos à 26 °C. As pressões de vapor para a água nas três temperaturas citadas são 17, 150 e 525 mmHg enquanto as pressões de vapor do n-octano, benzol e éter etílico na temperatura de teste são 16, 100 e 500 mmHg, respectivamente. Os danos obtidos nas correspondentes pressões de vapor foram aproximadamente os mesmos. Ele observou ainda que no éter nenhum dano pôde ser notado, mesmo após longo tempo de exposição ao ataque; este comportamento é típico da água próximo ao ponto de ebulição e em líquidos altamente voláteis em geral, e foi uma importante peça de evidência circunstancial na sustentação das hipóteses de danos mecânicos por muitos anos. O reconhecimento do papel dos gases permanentes na melhora contra os danos da cavitação conduziu ao uso de injeção de ar e gás hidrogênio (evolução catódica) em máquinas sob cavitação.

c) Tensão Superficial

Os experimentos de Nowotny, Ibidem, indicam ainda que permanecendo constantes outros fatores, o efeito esperado da tensão superficial deve ser de um aumento nos danos com o aumento da tensão superficial, uma vez que as pressões de colapso devem ser maiores para maiores tensões superficiais.

d) Viscosidade

Desde que as pressões de colapso de bolhas de cavitação em líquidos de baixa viscosidade tendem a ser maiores do que em líquidos de alta viscosidade, maiores danos por cavitação de natureza mecânica devem ser esperados na primeira (11). Esta conclusão é também suportada por experimentos: Wilson e Graham (Eisenberg, (11), apud Wilson & Graham, [91]), usando óleos minerais de diferentes viscosidades e misturas água-glicerina de diferentes composições, e portanto de diferentes viscosidades, conduziram experimentos em duas direções. Em experimentos em discos com superfície de prata, a energia imposta (por um oscilador magnetostrictivo) foi mantida constante e a viscosidade variada. Conforme se esperava, o dano diminuiu com o aumento da viscosidade. Para checar o efeito postulado, experimentos foram conduzidos em superfície de alumínio, com a energia imposta sendo aumentada para compensar o aumento no amortecimento das bolhas de cavitação conforme a viscosidade do líquido era aumentada. Danos aproximadamente contantes foram obtidos deste modo e o resultado confirma ainda mais o papel dos efeitos mecânicos no dano por cavitação.

e) Compressibilidade e Densidade

Uma parcela final da evidência que mostra a correlação dos efeitos mecânicos com o dano da cavitação pode ser tirada dos experimentos de Wilson e Graham, Ibidem. Seus experimentos nos efeitos da compressibilidade e densidade, separadamente, mostraram um aumento no dano com o aumento na densidade e diminuição da compressibilidade, embora a dispersão dos dados tenha sido grande (11).

2.1.3 - EFEITO DA MICROESTRUTURA DOS METAIS NA RESISTÊNCIA AO DANO POR CAVITAÇÃO

Investigações mais recentes, partindo diretamente das observações colhidas nos testes de cavitação acelerado, reconhecem tratar-se a cavitação de um fenômeno que se desenvolve em escala microscópica da ordem da estrutura granular dos metais ensaiados (6). Eisenberg e outros (11) discutem brevemente os efeitos da estrutura microscópica dos metais na resistência aos danos da cavitação:

a) Estrutura Cristalina e do Grão

Existe pouca evidência de que a resistência aos danos da cavitação esteja relacionada à estrutura do cristal (cúbica de face centrada, cúbica de corpo centrado, entre outras) exceto quando as propriedades do cristal de um material são refletidas nas propriedades mecânicas macroscópicas. Contudo, existe uma estreita correlação entre resistência ao dano e a estrutura do grão, tamanho e forma, bem como as características dos contornos de grãos, incluindo as propriedades do material intergranular.

b) Propriedades do Grão

Vários autores, entre eles Mousson e Nowotny (Eisenberg, (11), apud Mousson, [38] e Nowotny, [39]), tem apontado o aumento da resistência aos danos da cavitação com a diminuição do tamanho de grão quando outros fatores são inalterados.

c) Contornos de Grão

Esta claro que enquanto os contornos de grão podem atuar como barreiras às trincas propagando-se em materiais policristalinos, as propriedades dos contornos de grãos serão de importância na determinação da susceptibilidade global ao dano. Desde que os contornos de grãos representam uma descontinuidade na estrutura do metal, centros de intensa deformação podem estar localizados lá.

d) Inclusões

Refere-se às substâncias que são impurezas ou inclusões não metálicas adicionadas para alterar a composição química, de tal modo a realizar características específicas em um metal. Por exemplo, Mousson (Eisenberg, (11), apud Mousson, [38]) cita o efeito adverso da adição de enxofre ao aço inoxidável para melhorar sua usinabilidade. Apesar da maior dureza da amostra contendo 0.40 % de enxofre comparada com a amostra contendo somente 0.025 %, (dureza Brinell 157 e 142 respectivamente), esta última mostrou uma perda de 46.7 mm³ comparado com 72.3 mm³ para o anterior, em 16 horas de teste.

e) Elementos de Ligas

O efeito dos elementos de ligas devem-se principalmente à sua influência no tamanho de grão resultante e, por este efeito na resistência ao dano (11).

f) Estrutura Metalúrgica - Geral

Todos os efeitos discutidos acima combinam-se em graus variados para determinar a resistência ao dano por cavitação, e as características predominantes dependem da preparação atual (tratamento térmico, impurezas, elementos de ligas, entre outros).

2.2- MODELOS DE CAVITAÇÃO - HIDRODINÂMICA DOS DANOS POR CAVITAÇÃO

2.2.1- O Processo Fundamental

Sabendo-se da dificuldade em apresentar uma definição concisa de cavitação e ao mesmo tempo exprimir muitas informações significantes sobre ela, será apresentada aqui uma breve descrição dos principais aspectos dos processos fundamentais da cavitação, baseada nos conceitos compilados por Knap, Daily e Hammitt (9). Os autores informam que quando um líquido é aquecido sobre pressão constante, ou quando sua pressão é reduzida à temperatura constante por meios estáticos ou dinâmicos, é alcançado um estágio final em que bolhas cheias de vapor ou vapor e gás tornam-se visíveis e crescem.

O crescimento dessas bolhas pode ser em uma taxa nominal, se ele se der por difusão de gases dissolvidos para dentro da bolha de cavitação, ou meramente por expansão do conteúdo de gás, para uma elevação na temperatura ou redução na pressão. O crescimento da bolha será "explosivo" se este for primariamente o resultado de vaporização dentro da bolha de cavitação. Esta condição é conhecida como **ebulição** se causada por elevação na temperatura, e **cavitação** se causada por redução na pressão dinâmica em temperatura essencialmente constante (de um ponto de vista puramente físico-químico, não existe diferença entre ebulição de um líquido e cavitação em um fluxo líquido (7), (11)). O crescimento da bolha por difusão é denominado desgaseificação, embora também seja chamado de cavitação

gasosa (em contraste à cavitação vaporosa) quando induzido por redução na pressão dinâmica.

Cabe acrescentar aqui, como informação adicional, o fato de que se uma bolha em crescimento é submetida a um aumento de pressão, seu crescimento será interrompido e revertido. A bolha entrará em colapso e possivelmente desaparecerá por solução de gases e condensação de vapor. O colapso ocorrerá "implosivamente" para uma bolha cheia de vapor com teor de gás desprezível e em menor intensidade se o teor de gás é alto. Assim a cavitação envolve uma sequência completa de eventos, começando com a formação da bolha e extendendo-se através do seu colapso. Por contraste, em processos usuais de evaporação as bolhas de vapor crescem continuamente. Ao invés de entrarem em colapso violentamente, crescem e coalescem produzindo massas de vapor que condensam lentamente. Knap, Daily e Hammitt, *Ibidem*, examinando criticamente os fatos e idéias acima, esclarecem que devem ser ressaltados os seguintes pontos dessa discussão (ainda baseado no estado da arte):

- 1) Cavitação é um fenômeno de sistemas líquidos e não ocorre sob qualquer circunstância normal em um sólido ou gás.
- 2) Cavitação é o resultado de reduções de pressão em um líquido e assim presumivelmente ela pode ser controlada administrando-se a quantidade dessa redução, ou, estritamente falando, até a pressão crítica. Se a pressão é reduzida e mantida por uma duração suficiente abaixo de uma certa pressão crítica, determinada pelas propriedades físicas e condições do líquido, produzir-se-á cavitação. Se não, nenhuma cavitação ocorrerá.
- 3) Cavitação é um fenômeno dinâmico, e está relacionada ao crescimento e colapso das bolhas de cavitação.

Entretanto, eles consideram que existam outros pontos importantes que são omitidos nas discussões:

- 1) Não existe indicação de que o fluxo esteja em movimento ou em repouso. Assim, pode-se sugerir que cavitação pode ocorrer em ambos os casos.

2) Não existe indicação de que a ocorrência da cavitação esteja restrita ou excluída a contornos sólidos; portanto, a cavitação pode ocorrer em ambos, no próprio líquido ou em contornos sólidos (próximo à contornos sólidos ocorre maior flutuação de pressão/velocidade).

3) Essa descrição diz respeito à dinâmica do comportamento da bolha de cavitação; está implícita uma distinção entre o fenômeno hidrodinâmico do comportamento da bolha e seus efeitos, tais como a erosão por cavitação.

Esta descrição do ciclo vaporização-colapso é a característica básica da cavitação, e em muitos casos o fenômeno se manifesta completamente por um simples ciclo dinâmico de pequenas bolhas. Em estágios mais avançados, a cavitação produzida hidrodinamicamente pode tornar-se mais complexa do que descrito anteriormente. Contudo, todas as conclusões gerais mencionadas acima ainda se aplicam.

A respeito da origem da cavitação, Eisenberg e outros (11) relatam ser geralmente aceito que a cavitação em líquidos tecnicamente importantes origina-se com o crescimento de núcleos não dissolvidos de vapor ou gases existentes em um líquido ou aprisionados em partículas microscópicas estranhas (na forma molecular). Baseado em argumentos físicos, eles afirmam ser improvável que gases completamente dissolvidos (na forma atômica) possam desempenhar um papel importante durante o início do processo. Neste sentido, é evidentemente necessário que núcleos estejam presentes para o início da cavitação à pressões da ordem da pressão de vapor. Os autores afirmam ainda que a questão da formação de núcleos é mais pertinente ao problema do dano, desde que a presença de uma significativa quantidade de ar ou outro gás na bolha tende a alterar as pressões de colapso consideravelmente.

Com relação a natureza do dano mecânico em fluxos sob cavitação, eles descrevem brevemente os tipos de cavitação que podem surgir seguindo o crescimento de núcleos instáveis:

- bolhas de cavitação individuais podem expandir e reter sua identidade durante uma história complexa de crescimento e colapso ("transient cavities"), ou;

- elas podem coalescer e formar uma bolha de cavitação mais ou menos permanente ("quasi-steady cavities").

Ambas formas de cavitação podem existir onde baixas pressões são induzidas no fluxo (por exemplo, regiões de baixas pressões nas faces das pás de propulsores marinhos).

a) Dinâmica das Bolhas de Cavitação Transientes ("Transient Cavities")

Segundo Eisenberg e outros (11), para entender a origem das teorias e evidências de que a cavitação esteja associada à efeitos mecânicos, é necessário examinar as pressões que podem ser geradas em um fluxo sobre cavitação. Eles afirmam que embora seja teoricamente possível produzir as pressões muitas vezes superiores às requeridas para a falha localizada de um metal, um número de circunstâncias pode surgir em um fluido real tendendo a reduzir estas pressões, sendo esta a razão pela qual a hipótese do dano mecânico foi questionada no passado.

Os movimentos e pressões associados ao colapso de uma bolha de cavitação esférica tem sido tratados detalhadamente por muitos autores. A solução clássica para uma bolha de cavitação perfeitamente vazia foi apresentada primeiramente por Lord Rayleigh, em 1917; para um fluido incompressível, as pressões geradas pelas ondas de choque no colapso final (Figura 2.3 (a)) tornam-se infinitamente grandes - da ordem de 300 a 2200 atmosferas, segundo Huhne e Rebello (6) - e um número de modificações e refinamentos desta teoria tem sido realizado para investigar o efeito das propriedades de um fluido real (tensão superficial, efeitos viscosos, efeitos de compressibilidade, entre outros).

A tensão superficial tende a aumentar a taxa de colapso. Efeitos da viscosidade, compressibilidade e do arrastamento de ar para dentro do bolha (ou vapor, o qual não consegue dissolver-se suficientemente rápido de modo a acompanhar o colapso das paredes da bolha atuando como um gás permanente) tendem a desacelerar o movimento e, consequentemente, reduzir as máximas pressões atingíveis.

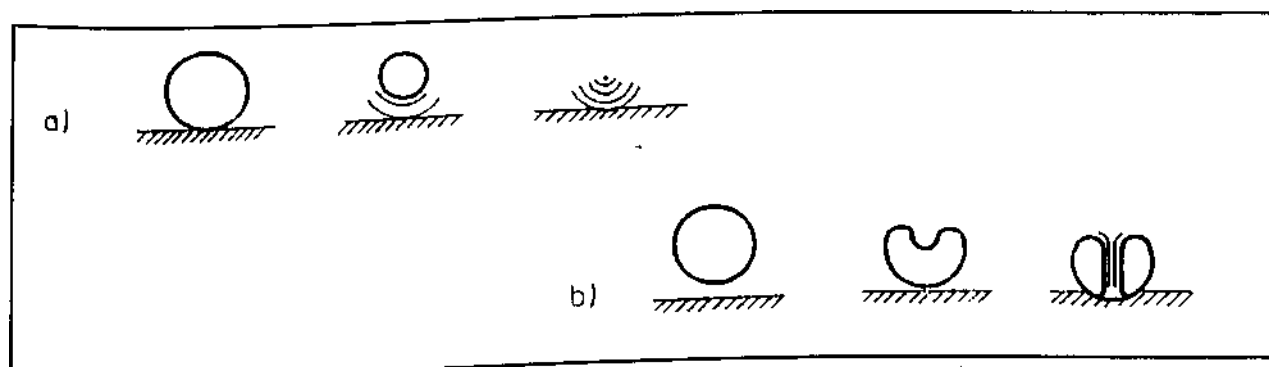


Figura 2.3 - Modelo do colapso de uma bolha de cavitação: (a) produzindo uma onda de choque; (b) produzindo um microjato (6).

Knapp, Daily e Hammitt (9), em concordância com o exposto por Eisenberg e outros (11), apresentam o mecanismo de dano, utilizando para tanto o modelo de ondas de pressão (figura 2.4).

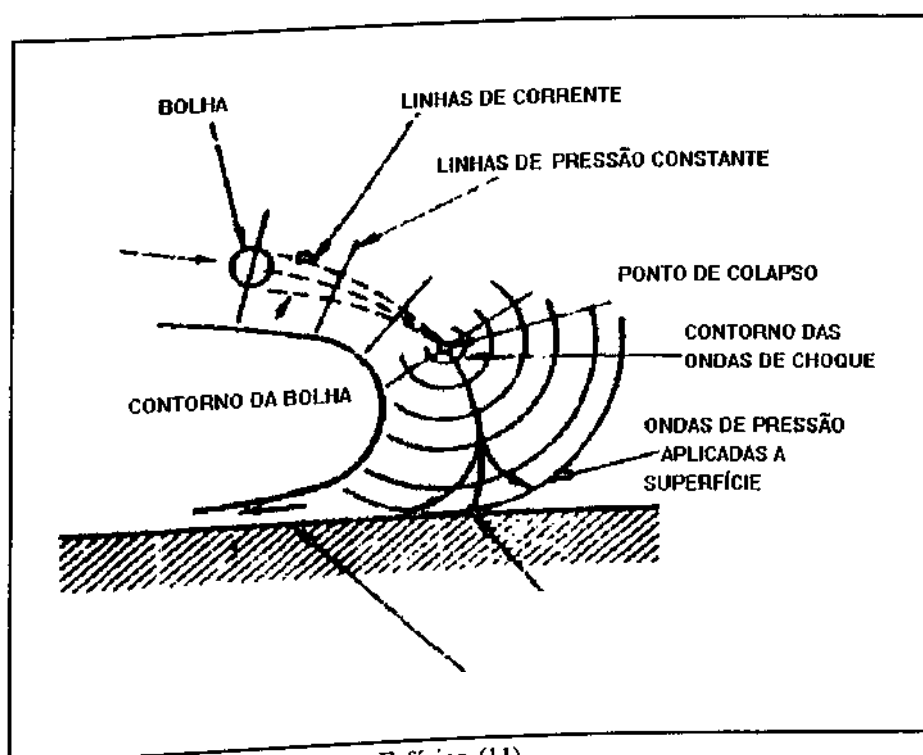


Figura 2.4- Modelo de Colapso Esférico (11).

Este modelo se adequa bem às observações de que o número de impactos causadores de danos é uma pequena fração do número de bolhas individuais identificáveis que entram em colapso (utilizando fotografias de alta velocidade, os autores constataram que apenas uma em 30 mil bolhas em movimento causará danos por impacto ao explodir contra uma superfície metálica

macia); dependendo da combinação do tamanho inicial da bolha de cavitação, velocidade do fluxo e gradientes de pressão, as pressões de colapso podem ou não atingir níveis suficientes para provocar danos. Mais ainda, mesmo que a pressão de colapso seja alta, o colapso pode não ocorrer próximo o bastante da superfície para a propagação da onda causar dano.

Ainda segundo Eisenberg e outros, *Ibidem*, devido a extrema complexidade do comportamento das bolhas de cavitação, e particularmente devido a impossibilidade de descrever em detalhes as propriedades de um sistema líquido-bolha (por exemplo, tamanho inicial da bolha, teor de ar da bolha, comportamento do vapor, deformações devido à instabilidade da parede da bolha, entre outras) não é possível estabelecer inequivocamente as pressões desenvolvidas ou o histórico da pressão durante o movimento destas bolhas.

Eles relatam resultados para bolhas esféricas, baseados no modelo de Rayleigh, mas incluindo os efeitos da tensão superficial, que dão pressões da ordem de centenas de toneladas por polegada quadrada. Quando a velocidade de colapso da bolha é assumida como sendo limitada pela taxa em que a fase vapor pode ser condensada, os resultados apresentam pressões da ordem de dezenas de toneladas. Para eles, estas pressões são certamente suficientes para explicar a falha por fadiga de muitos metais. Por outro lado, Ackeret (Eisenberg, (11), apud Ackeret, [12, 13]), assumindo que o vapor ou ar em uma bolha obedece uma equação de estado politrópica, encontrou pressões máximas da ordem de somente dezenas de atmosferas, mas com uma associada elevação na temperatura do gás da ordem de milhares de graus centígrados. Sobre estes resultados, eles concordam que estas temperaturas muito altas podem realmente ocorrer no gás contido nas bolhas de cavitação durante o colapso. Comentam ainda que estas temperaturas foram vinculadas como a causa de luminescência em regiões sob cavitação e que estes "pontos quentes" são sugeridos como mecanismos de dano, devido à tensões térmicas.

Conforme eles fazem questão de frisar, os resultados citados acima referem-se à modelos para bolhas esféricas. Por outro lado, sabe-se que muitas bolhas não entrarão em colapso esfericamente, devido aos gradientes de pressão imprimidos e instabilidades que surgem em certos fluxos acelerados. Mais ainda, pressões desenvolvidas sobre colapso não esférico podem ser menores do que aquelas mencionadas. Em um outro trabalho, Eisenberg (Eisenberg, (11), apud Eisenberg, [8]), baseado nas observações de Kornfeld e Suvorov (Eisenberg, (11), apud Kornfeld e Suvorov, [19]) propôs uma hipótese de que o colapso não simétrico das bolhas de cavitação em um gradiente de pressão pode originar um jato de alta

velocidade, causando danos da mesma maneira que o impacto de um jato de água.

Em concordância com seus resultados, Eisenberg cita Naude e Ellis (Eisenberg, (11), apud Naude e Ellis, [21]), que conduziram investigações teóricas e experimentais, mostrando que tais jatos são de fato produzidos quando bolhas de cavitação não esféricas entram em colapso em contato com um contorno sólido (Figura 2.3 (b)). Seus experimentos indicaram velocidades de jatos suficientemente altas para serem uma possível causa de dano. A conclusão óbvia desses resultados é que este tipo de bolha de cavitação em colapso pode produzir pressões ou velocidades de jatos suficientemente altas para mecanicamente produzir danos aos materiais.

Dano tem sido observado em situações onde pressões de choques extremamente altas são duvidosas. Como mecanismo alternativo, e ainda em concordância com Eisenberg e outros (11), Knapp, Daily e Hammitt (9) apresentam o mecanismo de formação de microjatos, que foi sugerido inicialmente por Kornfeld e Suvorov. Fotografias de bolhas em colapso em fluidos estáticos mostram distorção e consequente colapso. Esses efeitos são exagerados devido aos gradientes de pressão próximo de contornos de superfícies. Mais ainda, a distorção muitas vezes forma um microjato líquido de velocidade muito alta, movendo-se através do interior da bolha no instante anterior ao do completo encerramento. Foi postulado que tais jatos causarão danos se o colapso se der próximo o bastante do contorno. Possíveis modos do modelo de jato são ilustrados por diagramas na figura 2.5. Como comentário final, os autores dizem que os mesmos fatores que são o critério para situações causadoras de danos para o modelo de ondas de choques também se mantêm para o modelo de jato.

Como questão primordial, cabe aqui esclarecer que enquanto existe alguma controvérsia quanto a importância do potencial de danos dos jatos originados do colapso não simétrico - micro jato - (Figura 2.3 (b) e 2.5) e das ondas de choque originadas do colapso esférico - ondas de choque - (Figura 2.3 (a) e 2.4), a questão que deve ser o foco das atenções das investigações relacionadas aos danos por cavitação diz respeito à importância de mecanismos não mecânicos e da interação dos mecânicos com outros mecanismos.

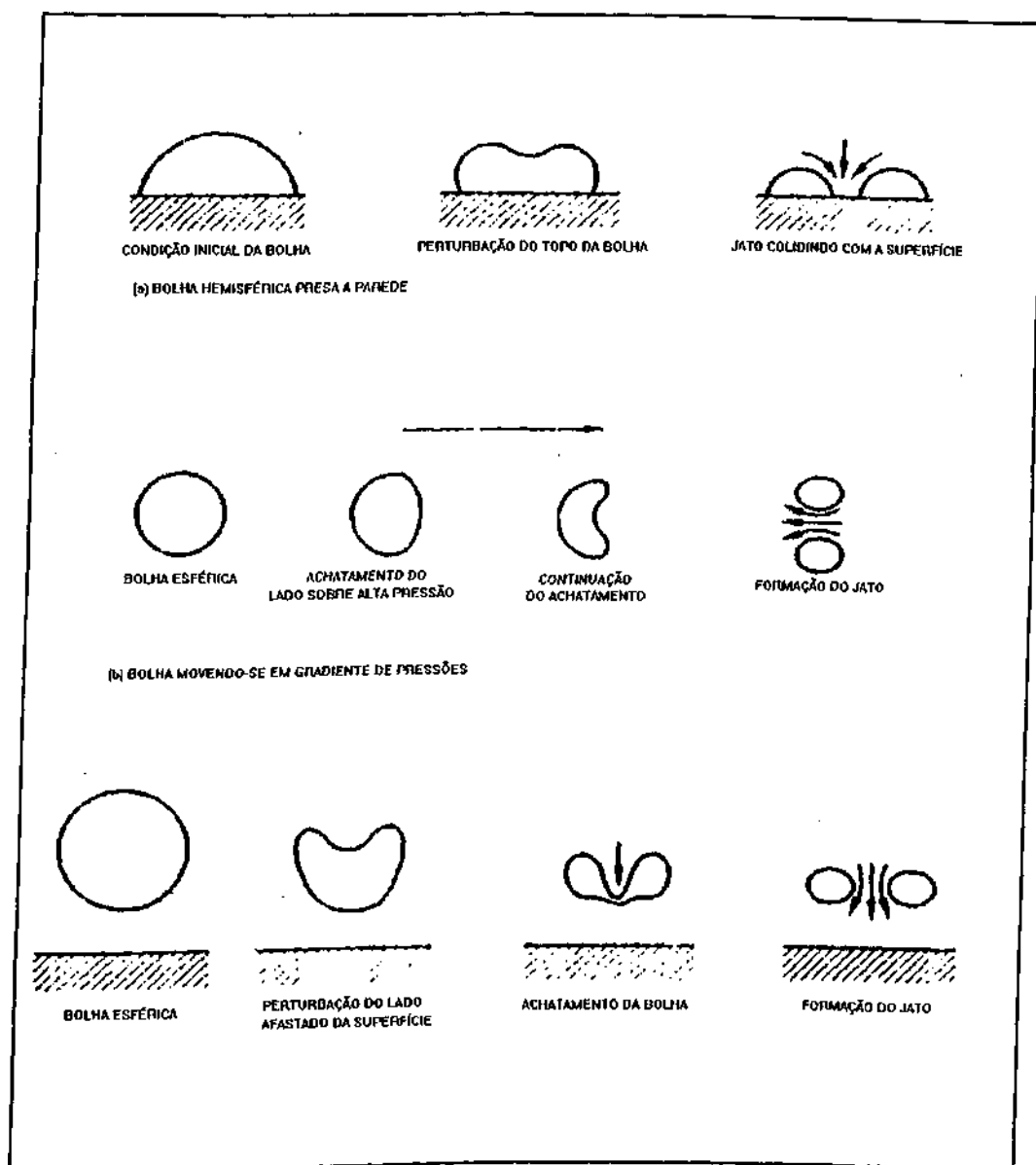


Figura 2.5- Modelo de Colapso produzindo Microjato (9).

b) Hidrodinâmica das Bolhas de Cavitação Quase-Estáveis ("Quasi-Steady Cavities")

De maneira objetiva, Eisenberg e outros (11) afirmam ser característica de alguns fluxos sob cavitação que as bolhas de cavitação surjam como uma superfície grande, lisa e estacionária, e que tais bolhas frequentemente se apresentam cheias somente com vapor ou ar (ou ambos) (bolha fixa, figura 2.4). Por outro lado, regiões cavitantes constituídas de pequenas bolhas em regime transiente podem exibir as propriedades de uma bolha de

cavitação estacionária, uma vez que um conjunto sempre existe sem variar com o tempo. Como um primeiro modelo, afirmam que em grandes bolhas de cavitação deste tipo, o líquido flui ao longo do contorno desta bolha e reentra na concordância de sua superfície com a superfície do sólido (figura 2.4) e que, dependendo de um número de fatores ainda não completamente entendidos, o fluido reentrante pode encher completamente a bolha de cavitação e causar seu colapso. Em consequência, o ciclo de crescimento, enchimento e colapso torna a ocorrer.

Quando as velocidades do fluido são suficientemente altas, e quando a taxa de arraste de líquido reentrante torna-se grande o bastante, o líquido arrastado é removido da região de concordância da superfície da bolha de cavitação com a superfície do sólido e o jato reentrante não tem quantidade de movimento suficiente para tornar a encher esta bolha. Ela então permanece essencialmente cheia somente com vapor e ar difundido do líquido próximo. De acordo com este segundo modelo para explicar a interação bolha/superfície, o jato reentrante ainda aparece, mas é dissipado antes que possa encher novamente a bolha. Sob estas condições, o bordo da bolha exhibe um movimento instável, conduzindo a forças de oscilação que são de baixa frequência e certamente não tem magnitude suficiente para causar danos no sentido considerado aqui. Tais oscilações podem, contudo, induzir severas vibrações nas estruturas adjacentes.

Como eles chegam a afirmar, não se conhece exatamente como o dano é causado em tais fluxos para todos os casos. Também, sobre condições onde a bolha de cavitação é completamente cheia com vapor ou ar e não existam bolhas transientes evidentes no fluxo, a única fonte de força de impacto possível (um terceiro modelo) são o desprendimento de gotas do jato reentrante durante sua passagem através da região altamente turbulenta na concordância da superfície da bolha com o contorno sólido. Porém, não se sabe se tais gotas podem possuir suficiente quantidade de movimento para causar danos. Contudo, eles admitem que o dano causado pelas gotas de água colidindo numa amostra pode causar danos da maneira citada.

Os autores reconhecem ainda, como um quarto modelo, que uma causa conhecida de danos da cavitação em fluxos de bolhas quase-estáveis está associada com as condições sobre as quais bolhas transientes são observadas ao longo do contorno da bolha maior (quase estável). Estas bolhas transientes são propagadas juntamente com o fluido reentrante em direção ao corpo sobre qual a bolha maior foi formada. É justamente nesta região, de

concordância da superfície da bolha com o contorno sólido, que a pressão no líquido está subindo, causando o colapso dessas bolhas transientes. Se este fenômeno ocorre suficientemente próximo ao contorno sólido (material), as altas pressões associadas com o colapso das bolhas transientes atuarão diretamente sobre este, causando danos.

2.3- TÉCNICAS DE MINIMIZAÇÃO DE DANOS

A proteção contra o dano por cavitação pode ser considerada sobre vários pontos de vista:

- eliminação do problema na fonte pelo refinamento do projeto hidrodinâmico;
- uso de materiais altamente resistentes em zonas de esperado ataque da cavitação;
- uso de meios artificiais em que dispositivos protetivos são empregados como adjunto ao sistema;
- combinação dos últimos dois métodos.

A eliminação do problema na fonte e o uso de materiais especialmente resistentes, na forma do próprio material de base, ou como revestimento sobre este material de base, pode ser considerado como método de redução do efeito da cavitação pelo projeto básico. O uso de métodos que são essencialmente adicionados ou impostos ao sistema, como adjuntos, após a execução do projeto básico, mas que não são propriamente parte da estrutura, pode ser considerado como uma proteção imposta.

Enquanto as pesquisas se aprofundam no que diz respeito à perda de material devido ao dano e as propriedades governando este processo de fratura, é essencial entender o conceito conhecido como **intensidade do limiar ("threshold") de dano cavitacional**. Este é baseado na premissa que existe uma intensidade mínima de dano cavitacional abaixo da qual um dado metal pode não ser danificado por um tempo infinito. Em outras palavras, o tempo de incubação torna-se infinito abaixo desta intensidade. Eisenberg e outros (11) conduziram

experimentos usando um aparelho magnetostrictivo para determinar a intensidade do limiar de dano cavitacional. A intensidade de dano cavitacional foi determinada como uma função da amplitude de deslocamento da amostra na ponta do sonotrodo, para seis metais diferentes. Eles observaram que na zona de regime permanente, a intensidade de dano cavitacional é proporcional ao quadrado da amplitude de deslocamento. Eles acharam ainda que existe uma amplitude de deslocamento mínima para cada metal, abaixo da qual não havia dano cavitacional por uma duração prolongada. Esta amplitude mínima foi chamada de intensidade do limiar de dano cavitacional.

É essencial a obtenção de informações deste tipo para um grande número de metais. Em aplicações construtivas de estruturas primárias, onde são utilizados materiais que não são particularmente convenientes para resistir aos danos da cavitação, torna-se uma prática crescente o uso de sobrecamadas de metais ou outros recobrimentos resistentes.

A seguir, serão discutidos brevemente alguns métodos de proteção.

2.3.1- REFINAMENTO DO PROJETO HIDRODINÂMICO

De acordo com relatos de Simoneau e outros (14), a predição da erosão por cavitação no estágio de concepção é ainda mais uma arte do que uma ciência, e a garantia de perda metálica por erosão dada atualmente pelos projetistas/fabricantes de grandes turbinas hidráulicas é baseada principalmente em suas experiências prévias com projetos similares. Eles esclarecem que embora modernos cálculos computacionais possam predizer a localização e intensidade de regiões de baixa pressão que podem gerar cavitação, ainda não se pode predizer a taxa de erosão para um dado material que pode ser produzida por esta cavitação, visto este ser um problema complexo de interação entre propriedades dinâmicas de ambos, fluxo e materiais.

Segundo os autores enfatizam, testes em modelos em escala fornecem dados de cavitação tais como as curvas eficiência cavitacional crítica *versus* número de cavitação, tamanho e localização das bolhas de cavitação, e alguns dados de erosão, pela utilização de técnicas de detecção em recobrimentos sensíveis à pressão acústica ou tintas. Todos estes dados conduzem à indicações qualitativas, e complementados com as leis empíricas baseadas na experiência acumulada em protótipos, são usados para estabelecer as situações limites requeridas e a faixa de operação segura para evitar erosão inaceitável. Eles destacam porém,

que leis empíricas não podem ser generalizadas facilmente, e que estas tem conduzido à erros notáveis.

HUHNE e REBELLO (6) também abordam o assunto e tomaram como exemplo as turbinas hidráulicas. Eles constataram que as possibilidades de se eliminar a cavitação por mudanças de projeto são limitadas. Dentre os vários caminhos que foram tentados neste sentido eles citam:

- Experiências com modelos em escala, que levaram a projetos melhores. Porém continuaram os problemas de escala e das condições de operação;
- Limitação do índice de cavitação ou Índice de Thoma (índice empregado no projeto de sistemas hidrodinâmicos) através dos parâmetros de projeto;
- Uniformização da distribuição de pressão e da velocidade do líquido na máquina, estreitando e alongando os canais de distribuição entre palhetas, o que se consegue ou alongando as palhetas ou aumentando o número delas, medidas que resultam infelizmente na redução da eficiência da máquina, bem como da sua potência específica.

Todas essas medidas tem um inconveniente em comum. Com a redução da cavitação, também é reduzida a eficiência e a potência da turbina, pois impõe limitações severas às velocidades e dimensões das máquinas hidráulicas. Sob o ponto de vista do projeto, é interessante portanto admitir um certo grau de ocorrência da cavitação, desde que haja a possibilidade, evidentemente, de se reparar as áreas cavitadas nas paradas para manutenção das máquinas ou então que haja possibilidade de se garantir uma elevada resistência a danos causados pela cavitação.

2.3.2- MÉTODOS DE PROTEÇÃO ARTIFICIAL

Dentre os métodos de proteção imposta utilizados na prática, destacam-se:

1) Injeção de Ar

Talvez o mais antigo método de proteção artificial contra os danos da cavitação de máquinas hidráulicas tenha sido o uso de pequenas quantidades de ar injetado dentro das regiões cavitando. Não se sabe a origem dessa sugestão, mas não é improvável que esta idéia tenha sido originada a partir de observações que o dano cavitacional era reduzido em grandes turbinas durante operações em que a quantidade de ar no reservatório de água era alta. Em muitos casos, a injeção de ar tem sido usada com sucesso na redução ou até eliminação do dano cavitacional, e o mecanismo de sua ação protetiva é claramente o efeito de "amortecimento" produzido durante a compressão devido ao colapso das bolhas de cavitação.

Sobre este método de proteção, Huhnue e Rebello (6) dizem ainda ser usada a injeção de ar nas zonas de baixa pressão das rodas e dos tubos de sucção de turbinas, e que a quantidade de ar depende do regime em que trabalha a turbina; quanto maior a rotação, tanto maior é o vácuo (e mais baixa a pressão) na saída das palhetas e maior o perigo de cavitação; maior então deverá ser a quantidade de ar a ser injetada e, para minimizar a cavitação, cada regime de trabalho da máquina exigirá uma quantidade específica de ar a ser injetada.

2) Proteção Catódica e Evolução de Hidrogênio.

a) Proteção catódica (baixas densidades de corrente)

Eisenberg e outros (11) abordam este tema, dizendo que muitas evidências tem mostrado que sobre certas condições favoráveis, a influência do ambiente pode afetar radicalmente a resistência ao dano cavitacional sustentada por alguns metais e que quando a influência corrosiva é grande nos processos de danos por cavitação, qualquer método de alívio dos efeitos da corrosão deve resultar em uma melhora na resistência à cavitação destes metais, em um ambiente específico. Em geral, processos de corrosão são lentos quando comparados à taxa de destruição mecânica de materiais sob cavitação. Contudo, na opinião dos autores, a intensidade de dano parece ser o fator chave na determinação do papel da corrosão nos processos de danos cavitacionais. Eles esclarecem que, em baixas intensidades, a taxa de dano mecânico devido a cavitação é baixa e, portanto, o dano causado pela corrosão deve ser uma porção substancial do dano total. Suas observações evidenciam que, para intensidades de cavitação abaixo de 1 w/m^2 para metais expostos a ambientes corrosivos, acentuada melhora na resistência ao dano pode ser obtida pela aplicação de métodos de

controle de corrosão tais como proteção catódica e o uso de inibidores.

Os autores advertem que algumas precauções devem ser tomadas com relação ao uso de proteção catódica, pois produtos de reações catódicas em certos materiais tais como zinco, magnésio e alumínio podem acelerar os processos de corrosão pela formação de depósitos alcalinos no cátodo (corrosão catódica). Portanto, os requisitos de densidade de corrente para proteção devem ser definidos cuidadosamente. Também, certos metais, tais como alguns dos aços inoxidáveis e materiais ao titânio, exibem uma fragilização da estrutura da rede cristalina pelo afloramento ("up-take") de hidrogênio algumas vezes associado com os processos catódicos. Este processo é conhecido como fragilização por hidrogênio.

Os autores concluem o assunto dizendo que a proteção catódica em moderadas densidades de corrente pode ser um útil método de proteção para aliviar as aceleradas taxas de corrosão associadas à cavitação de baixa intensidade de materiais susceptíveis em ambientes agressivos. Materiais que não mostram acentuada redução do limite de resistência à ambientes corrosivos ou materiais que exibem um alto grau de passividade não são usualmente beneficiados (na resistência ao dano) pela aplicação de proteção catódica (moderadas densidades de corrente). Contudo, proteção catódica em altas densidades de corrente (acima de 1 amp/pés²) pode ter considerável efeito porque a consequente evolução de gás hidrogênio no cátodo pode efetivamente fornecer um efeito amortecedor que reduz o impacto mecânico do colapso das bolhas de cavitação similar àquele produzido pela injeção de ar descrita anteriormente.

b) Evolução de hidrogênio (altas densidades de corrente)

Resultados experimentais de Plesset e seus colaboradores (Eisenberg, (11), apud [64]) mostram claramente que a aplicação de grandes densidades de corrente, resultando na evolução de gás hidrogênio, pode efetivamente reduzir o dano cavitacional em eletrólitos, e segundo suas conclusões, este método de proteção pode encontrar aplicação para a proteção de componentes com áreas relativamente pequenas. Eisenberg e outros (11), baseado nas observações acima, entendem que a aplicação de proteção catódica em condições de moderada ou alta densidade de corrente (evolução de gás) pode ser efetiva na redução das taxas globais de danos em ambientes corrosivos. Eles acreditam que a escolha deste método de proteção é ditada claramente pela intensidade de dano cavitacional, tamanho da estrutura e aspectos

econômicos da aplicação de corrente protetiva em convenientes densidades de corrente.

3) Inibidores de Corrosão.

Eisenberg e outros (11) também discorrem sobre este tema, dizendo que a influência protetora dos inibidores de corrosão deriva de sua ação de retardamento em processos anódicos e catódicos associado à dissolução de metal em um eletrólito. Sobre estes inibidores, eles reconhecem a existência de dois tipos assim subdivididos:

- inibidores anódicos, que são principalmente inibidores de ação oxidante; e
- inibidores catódicos, que suprimem a taxa de corrosão pela redução da efetividade dos processos catódicos ou pela redução da área do cátodo.

Quanto à composição química, eles podem ser inorgânicos ou orgânicos. Os autores entendem ser aparente que os inibidores afetam os processos de corrosão eletroquímica de maneira similar àquela da proteção catódica ou anódica e que, portanto, devem ser efetivos somente para situações de danos cavitacionais de baixa intensidade em ambientes corrosivos.

É importante destacar aqui uma advertência dos autores, segundo a qual os inibidores podem atuar como estimuladores de corrosão se não forem usados na concentração adequada. Nesse sentido, eles esclarecem que inibidores anódicos (oxidantes) atuam como bons despolarizantes e, portanto, aceleram os processos catódicos, enquanto simultaneamente tendem tornarem inativos os processos anódicos, e que, portanto, como no caso de cromatos, a insuficiente concentração pode reduzir os pontos anódicos no processo de corrosão e ao mesmo tempo acelerar os processos catódicos. Como consequência imediata, é citado que os anodos ativos restantes agora produzem a completa corrosão e portanto tendem a corroer mais rapidamente, produzindo "pits" localizados. Sendo assim, somente quando todos os ânodos são tornados inativos (aumentando a concentração) o inibidor torna-se efetivo. O mesmo se aplica à inibidores catódicos tais como sulfato de cálcio ou bicarbonato de cálcio; contudo, neste caso, uma concentração insuficiente resulta somente em proteção parcial. É dito também que em certos casos, adsorção parcial de oxigênio por um inibidor catódico pode ativar um metal passivo, tal como o aço inoxidável, e estimular a corrosão.

Segue-se dessa discussão que, se os inibidores são empregados na concentração própria para sufocar a corrosão eletroquímica, em níveis de danos cavitacionais de baixa intensidade, onde esta supressão da corrosão é efetiva, a resistência do material pode ser melhorada.

2.3.3- RECOBRIMENTOS RESISTENTES

Tem sido verificado na prática que as camadas soldadas demonstraram uma maior resistência ao ataque cavitacional que o material básico de construção (6). Sabendo disso, os projetistas de equipamentos passíveis de sofrerem este dano sugerem a inclusão da soldagem como etapa do próprio processo de fabricação de turbinas. Na tentativa de reduzir os efeitos destrutivos da cavitação, tanto em máquinas novas quanto no reparo de superfícies danificadas, vários materiais metálicos e não metálicos tem sido investigados para o uso como recobrimento.

Sem considerar os outros requisitos que um material deve possuir, tal como usinabilidade, os materiais mais resistentes são aqueles com alta tenacidade, homogêneos, estrutura de granulação fina, alta energia de deformação, alto limite de resistência à tração, alta dureza, boas propriedades de encruamento e altos limites de fadiga mecânica e fadiga por corrosão. Os aços inoxidáveis possuem essas propriedades em boa medida. Uma outra alternativa de material são os "stellites", mas suas pobres qualidades para usinagem (devido à grande dureza) e alto custo os tornam pouco atrativos para muitas aplicações.

Conforme relatam Eisenberg e outros (11), sobrecamadas soldadas de aço inoxidável ou bronze de alumínio são excelentes para a proteção, conforme pode-se esperar a partir dos seus comportamentos gerais sobre ataque cavitacional. Além dessas, existe um número de outras ligas para soldagem que são convenientes e tem boa resistência ao dano. A seleção de tais materiais será, contudo, governada pelas suas propriedades de lixamento e usinabilidade, bem como de sua resistência ao dano cavitacional.

Ainda segundo estes autores, recobrimentos com "spray" metálico são atrativos devido a facilidade de aplicação e baixo custo. Contudo, eles afirmam que podem ser encontradas dificuldades a menos que o metal "borrifado" também seja fundido ao metal base. Isto sugere que o desenvolvimento de métodos adequados de ligação desses recobrimentos aos metais de base, em vários ambientes adversos, sobre um longo período de operação, deve ser realizado

antes que esses materiais possam ser usados, e até avaliados satisfatoriamente como recobrimentos protetivos.

Falando especificamente sobre o problema da cavitação em turbinas hidráulicas, Simoneau (5) afirma que a melhor proteção contra erosão por cavitação pode ser proporcionada usando-se componentes confeccionados em aço inoxidável, com proteção nas áreas críticas, através de camadas feitas nos reparos efetuados no campo, de ligas macias a base de cobalto. Entretanto, são necessários mais esforços para o desenvolvimento de aços inoxidáveis fundíveis e soldáveis com altíssima resistência à cavitação, mais bases compatíveis com corrosão (evitando-se a corrosão galvânica) e materiais para revestimento, processos para deposição em campo de camadas de materiais poliméricos de alta resistência e testes de erosão por cavitação mais realísticos em modelos de turbinas.

A fim de se entender melhor a natureza do efeito de proteção dos recobrimentos soldados, é feita a seguir, uma breve análise de alguns dos principais materiais utilizados para reparos de superfícies cavitadas, dentre os quais se destacam:

A) Aços Inoxidáveis Austeníticos, Ferríticos e Martensíticos

Existe na bibliografia especializada, muitos e complexos trabalhos publicados sobre aços inoxidáveis resistentes aos danos da cavitação, particularmente no que se refere aos mecanismos de resistência e modos de erosão desses aços. As técnicas empregadas nesse sentido geralmente incluem microscopia ótica, microscopia eletrônica de transmissão e varredura, difratometria de raios-X, entre outras.

Em um trabalho bastante enfático, Heathcock e outros (15) investigaram a resistência à erosão de dois aços martensíticos, dois austeníticos e três ferríticos. Seus resultados mostraram ser o inoxidável martensítico o mais resistente a erosão, seguido pelo inoxidável austenítico, enquanto que o aço inoxidável ferrítico apresentou baixa resistência à erosão por cavitação. Este trabalho deu ênfase à importância da microestrutura no controle da resistência a erosão por cavitação das ligas. Para avaliação das ligas, foram realizados testes de cavitação vibratória ultrassônica. As ligas testadas foram as seguintes: inoxidável martensítico BS 431S29 e DIN 4112; inoxidável austenítico AISI 304 e AISI 316; inoxidável ferrítico AISI 430, AISI 409 e 3CR12. As composições desses aços são dadas na tabela 2.2. Várias amostras de cada aço martensítico foram endurecidas e revenidas em temperaturas entre 200

e 600 °C.

TABELA 2.2- COMPOSIÇÃO DAS LIGAS (15).

Liga	Elementos de Liga								
	C	N	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Ti	Cu
BS 431S29	0,11	-	1,0 ^b	0,8 ^b	15,6	2,34	-	-	-
DIN 4112	0,91	-	1,0 ^b	1,0 ^b	18,5	-	1,15	(0,1 V) ^b	-
AISI 304	0,08	0,015 ^b	0,87	0,42	18,2	8,4	0,11	-	0,02 ^b
AISI 316	0,04	0,015 ^b	1,32	0,55	16,9	10,4	2,02	-	0,02 ^b
Hadfield's	1,29	0,036	13,8	0,42	0,34	0,08	0,02	-	0,05
AISI 430	0,02	-	0,72	0,43	16,35	-	-	-	-
AISI 409	0,03	-	0,84	0,51	11,42	0,31	-	0,17	-
3CR12	0,02	-	0,97	0,56	11,14	0,42	-	0,24	-

(b) = Valor Nominal

Os aços inoxidáveis austeníticos foram testados na condição de como-recebidos, laminados a quente e solubilizados. Os aços ferríticos foram testados na condição de como recebidos laminados a quente, enquanto as amostras de 3CR12 foram testadas recozidas em 700, 800 e 900 °C. Os resultados do teste de cavitação vibratória das ligas são dados na tabela 2.3, onde o tempo de incubação é aquele em que a taxa de erosão desvia-se da baixa taxa inicial e a taxa de erosão em regime permanente e $\dot{E}$ é a taxa de erosão em regime permanente após o período de incubação.

TABELA 2.3- RESULTADOS DOS TESTES DE CAVITAÇÃO, TRATAMENTOS TÉRMICOS E DUREZAS CORRESPONDENTES DAS VÁRIAS LIGAS (15).

Liga	Condição	CVL (mm ³) nos seguintes tempos			t ₀ (h)	E média (mm ³ h)	Dureza Vickers (Kgf mm ⁻²)
		20 h	7 h	5 h			

Liga	Condição	CVL (mm ³) nos seguintes tempos			t ₀ (h)	E média (mm ³ h)	Dureza Vickers (Kgf mm ⁻²)
BS 431S29	Temperado em óleo a partir de 1040 °C						
	Revenido a 200 °C	-	0,82	0,47	2	0,173	427
	300 °C	-	1,04	0,61	2	0,205	406
	400 °C	-	0,78	0,43	2	0,166	423
	500 °C	-	1,77	1,04	2	0,358	325
	600 °C	-	2,48	1,51	2	0,489	262
DIN 4112	Temperado em óleo a partir de 1040 °C						
	Revenido a 200 °C	1,26	0,23	0,10	4	0,079	636
	300 °C	-	0,35	0,19	4	0,086	577
	400 °C	-	0,38	0,21	3	0,068	531
	500 °C	-	0,52	0,34	2,5	0,100	463
	600 °C	-	0,96	0,56	2	0,200	330
AISI 304	Laminado a quente e recozido	-	1,10	0,70	2	0,215	194
AISI 316	Laminado a quente e recozido	-	-	1,95	2	0,520	194
Hadifield's	Temperado em água a partir de 1040 °C	-	0,86	0,48	2	0,188	181
AISI 430	Laminado a quente	-	-	37,2	1	8,3	180
AISI 409	Laminado a quente	-	-	12,5	1	NSS	129
3CR12	Recozido em 700 °C	-	-	23,3	1	NSS	165
	800 °C	-	-	7,11	1	NSS	141
	900 °C	-	-	4,17	1	NSS	167

OBS: CVL → volume perdido cumulativo

t_0 → tempo de incubação

$\dot{E}$ → taxa de erosão média em regime permanente

NSS → sem regime permanente

Dentre as observações dos autores, destacam-se:

A.1) Aços Inoxidáveis Martensíticos

- A resistência à erosão de aços inoxidável martensíticos temperados e revenidos está diretamente relacionada às suas propriedades de resistência;
- As amostras de DIN 4112 exibiram maiores resistências à erosão do que as de BS 431S29 para tratamentos térmicos similares. Mais ainda, para uma dureza decrescente, as amostras de DIN 4112 mostraram menor decréscimo progressivo na resistência à erosão.

Os autores esclarecem que o principal fator responsável pela superior resistência à erosão do DIN 4112 sobre o BS 431S29 é a diferença no teor de carbono da liga e, em menor grau, o teor de cromo. Eles enfatizam ainda que as relativas resistências à erosão e modo de erosão das ligas demonstram as vantagens e desvantagens de um alto ou baixo teor de carbono. Se por um lado, o superior teor de carbono do DIN 4112 resulta em matriz martensítica, tendo dureza maior do que a matriz do BS 431S29 (explicando a superior resistência à erosão da primeira liga), por outro lado, o alto teor de carbono resulta na formação de carbonetos de cromo grosseiros que fornece locais para a iniciação do dano por erosão. Embora o BS 431S29 não tenha carbonetos detrimentais, ele é considerado menos resistente à erosão do que o DIN 4112 por causa da inferior dureza da matriz.

A.2) Aços Inoxidáveis Austeníticos

- Para as ligas testadas, a remoção de material inicia-se e propaga-se a partir de escorregamentos ressaltados e/ou contornos de maclas e contornos de grãos;

- Os modos de erosão nos estágios avançados envolvem um mecanismo de fratura dútil (os modos de erosão observados concordaram com trabalhos anteriores de Bogachev e Tichler (Heathcock e outros, (15) apud Bogachev, [7] e Tichler, [9]);
- No estágio inicial, o modo de erosão das ligas testadas é típico de ligas com baixa Energia de Falha de Empilhamento (SFE); a baixa SFE impede a recombinação das discordâncias parciais necessária para o escorregamento cruzado (cross-slip) e assim o escorregamento planar é o modo predominante de deformação, resultando em menos interação entre discordâncias e grãos, e os contornos de maclas são as principais barreiras para o movimento das discordâncias;
- Baseado em suas observações, os autores afirmam ser previsível que a taxa de encruamento de um aço inoxidável austenítico esteja diretamente relacionada a sua resistência à erosão por cavitação. Assim, é de se esperar que o AISI 301 tenha a mais alta resistência à erosão dos aços inoxidáveis da série 300 desde que ele apresenta a maior taxa encruamento entre todos os aços inoxidáveis;
- Os resultados obtidos por Woodford (Heathcock e outros, (15) apud Woodford, [6]) em seu trabalho sobre erosão por cavitação de ligas transformáveis confirmam esta predição. Relações similares entre taxa de endurecimento por trabalho e resistência à erosão também foram observadas em ligas metaestáveis a base de cobalto "Stellite" e ligas de memória de forma NiTi;

Opinião semelhante quanto às conclusões de Heathcock e outros, Ibidem, foi expressa por Simoneau e outros (8) em seus estudos da erosão por cavitação e mecanismos de deformação em aços inoxidáveis austeníticos, Ni e Co. Seus resultados indicaram a importância de uma baixa S.F.E. na resistência a erosão de aços inoxidáveis devido sua influência no encruamento e no refinamento microestrutural obtido durante a cavitação. A esse respeito, Simoneau, Ibidem, concluiu que tem-se conseguido excelente resistência à cavitação em aços inoxidável austeníticos formulados para minimizar sua S.F.E. pela

substituição de Ni e algum Cr pela mistura própria de Co, Mn, C, N e Si*. Esses aços são protegidos contra a erosão cavitacional por uma fina camada superficial endurecida induzida por cavitação, apresentando um forte refinamento microestrutural por escorregamento planar e altamente resistentes aos danos da fadiga causados por deformação por impactos cavitacionais.

A.3) Aços Inoxidáveis Ferríticos

- Em contraste com os outros aços inoxidáveis, as ligas ferríticas padrão AISI 409 e AISI 430 tem muito baixa resistência à cavitação; a baixa resistência à erosão dessas ligas é atribuída a sensibilidade à taxa de deformação das estruturas c.c.c. (cúbica de corpo centrado). As altas taxas de deformação produzidas por cavitação resultam em rápida fratura frágil ao longo de trajetórias transgranulares, para o AISI 430, ou ambas trajetórias transgranulares e intergranulares para o AISI 409;
- A liga 3CR12 tem composição muito similar ao AISI 409, porém sua composição é tal que o recozimento do 3CR12 em temperaturas acima de aproximadamente 750 °C obtém-se uma microestrutura duplex consistindo de uma mistura de granulação fina de ferrita e martensita de baixo carbono; como consequência, a resistência à cavitação do 3CR12 pode ser alterada por tratamento térmico. O tratamento térmico da liga a 700 °C produz uma estrutura inteiramente ferrítica com pobre resistência à erosão, enquanto que o recozimento em altas temperaturas produz uma microestrutura duplex ferrita-martensita de granulação fina que é mais resistente a cavitação devido a presença de martensita de baixo carbono. O modo de remoção de material na amostra totalmente ferrítica é quase totalmente por fratura frágil, enquanto que nas amostras de estrutura duplex o mecanismo de erosão mostrou uma proporção crescente de fratura dútil.

Preocupados com os critérios de seleção de materiais resistentes a cavitação baseados apenas em resultados de testes sob certas condições fixas de interação entre o fenômeno da

* *Análises de regressões múltiplas revelaram os seguintes elementos como os mais favoráveis a resistência a cavitação em ordem decrescente: C, N, Co e Si.*

cavitação e uma superfície (o que restringe as conclusões apenas a avaliação individual do material empregado), Huhne e Rebello (6) já advertiam que dificilmente pode-se concluir do comportamento de um material laminado, recozido ou normalizado quanto a resistência à cavitação de um metal fundido "in loco" sob condições peculiares, como é o caso da solda, e via de regra, sem possibilidades de tratamentos térmicos. Mais ainda, eles diziam que, embora a bibliografia cite a possibilidade de aplicação de camadas soldadas resistentes a cavitação, poucos autores tem se dedicado a caracterizar o comportamento dessas camadas soldadas de maneira diferenciada dos materiais comumente ensaiados.

Neste sentido, Rao e Kung (2) desenvolveram um trabalho bastante completo sobre materiais para revestimentos metálicos para ótimo desempenho de turbinas hidráulicas submetidas a cavitação. Os efeitos da composição, microestrutura, tensões residuais, ambiente e par galvânico foram examinados em laboratório usando 33 amostras de aço inoxidável e metais a base de níquel e cobalto, listadas na tabela 2.4.

TABELA 2.4- COMPOSIÇÃO DOS AÇOS INOXIDÁVEIS, LIGAS À BASE DE NÍQUEL E COBALTO (2).

E COBALTO (2).

		Composição (% em peso)															
Liga	Nome	C	N	Mn	Ni	Co	Cu	Si	Cr	Mo	Nb	V	Ti	W	P	S	Fe
											0,7	-	-	-	?	?	Bal
A	TSN	0,04	-	0,4	7,0	-	1,5	0,7	15,0	-	0,7	-	-	-	0,027	0,015	Bal
B	17-4	0,08	-	0,3	5,0	-	3,2	0,4	16,4	0,2	0,3	0,05	-	-	0,022	0,007	Bal
C	301	0,07	-	0,9	8,0	-	0,2	0,5	17,3	0,3	-	0,05	-	-	0,035	0,190	Bal
D	303	0,03	-	1,9	9,0	-	0,5	0,6	17,8	0,5	-	0,05	-	-	0,019	0,014	Bal
E	347-L	0,06	-	0,8	9,7	-	-	0,8	18,2	0,2	0,3	0,06	-	-	0,017	0,014	Bal
F	308-L	0,03	-	0,9	9,9	-	-	0,8	19,4	0,3	-	0,05	-	-	0,017	0,014	Bal
G	308	0,03	-	0,9	9,9	-	-	0,8	19,1	0,2	-	0,07	-	-	0,025	0,012	Bal
G	308	0,08	-	0,7	9,6	-	-	0,8	19,1	0,2	-	0,05	-	-	0,027	0,012	Bal
H	316-L	0,05	-	0,9	11,2	-	-	0,7	16,2	2,5	-	0,05	-	-	0,027	0,012	Bal
I	316	0,05	-	0,9	11,2	-	0,2	0,7	17,0	1,8	-	0,08	-	-	0,021	0,015	Bal
I	316	0,10	-	1,0	11,0	-	-	0,7	17,0	1,8	-	0,08	-	-	0,021	0,015	Bal
J	309	0,08	-	1,1	12,4	-	-	0,6	22,7	0,1	-	0,07	-	-	0,021	0,020	Bal
J	309	0,08	-	1,1	12,4	-	-	0,6	22,7	0,1	-	0,07	-	-	0,021	0,020	Bal
K	XRD	0,04	-	0,8	16,7	-	-	0,7	16,3	5,5	-	-	-	-	0,032	0,024	Bal
K	XRD	0,04	-	0,8	16,7	-	-	0,9	22,0	2,8	-	0,06	-	-	0,032	0,026	Bal
L	P5	0,04	-	1,1	13,2	-	-	0,9	22,0	2,8	-	-	-	-	0,026	0,017	Bal
L	P5	0,04	-	1,1	13,2	-	-	0,2	22,0	2,8	-	-	-	-	0,026	0,017	Bal
M	P4	0,10	-	2,0	12,9	-	-	0,2	22,0	2,8	-	-	-	-	0,020	0,016	Bal
M	P4	0,10	-	2,0	12,9	-	-	0,6	26,9	0,1	-	0,08	-	-	0,020	0,016	Bal
N	310	0,11	-	1,1	19,0	-	-	0,6	26,9	0,1	-	0,08	-	-	0,020	0,016	Bal
N	310	0,11	-	1,1	19,0	-	-	0,6	26,9	0,1	-	0,08	-	-	0,027	0,023	Bal
O	254-SLX	0,07	-	1,2	22,7	-	1,6	1,0	20,8	4,2	-	-	-	-	0,027	0,023	Bal
O	254-SLX	0,07	-	1,2	22,7	-	-	1,0	20,8	4,2	-	-	-	-	?	?	Bal
P	320	0,04	-	0,7	31,4	-	-	0,9	18,9	2,0	-	-	-	-	0,040	0,020	Bal
P	320	0,04	-	0,7	31,4	-	-	0,9	18,9	2,0	-	-	-	-	0,040	0,020	Bal
Q	3A-395	0,11	0,20	1,6	25,0	-	-	0,7	15,2	6,2	0,7	-	-	-	?	?	Bal
Q	3A-395	0,11	0,20	1,6	25,0	-	-	0,7	15,2	6,2	0,7	-	-	-	?	?	Bal
R	330	0,22	-	1,8	32,7	-	-	0,5	15,3	0,6	-	-	-	-	0,030	0,020	Bal
R	330	0,22	-	1,8	32,7	-	-	0,5	15,3	0,6	-	-	-	-	0,030	0,020	Bal
S	FAL/PW	0,03	0,13	0,7	9,4	-	0,1	0,8	21,6	3,5	-	0,06	-	-	0,030	0,020	Bal
S	FAL/PW	0,03	0,13	0,7	9,4	-	0,1	0,8	21,6	3,5	-	0,06	-	-	0,030	0,020	Bal

Liga	Nome	Composição (% em peso)															
		C	Mn	P	S	Si	Ni	Cr	Mo	Cu	Al	Fe	Nb	Ta	Co	B	Bal
T	F-255	0,05	0,18	1,0	6,7	-	1,7	0,4	26,1	3,8	-	0,06	0,03	-	0,006	0,009	Bal
U	312	0,09	-	0,6	8,1	-	-	0,8	30,8	0,1	-	0,06	-	-	0,024	0,009	Bal
V	446	0,15	0,15	1,4	0,5	-	-	0,2	27,2	-	-	-	-	-	0,016	0,016	Bal
W	CA6NM	0,04	-	0,6	4,0	-	-	0,5	12,9	0,7	-	-	-	-	0,012	0,018	Bal
X	13/2	0,06	-	0,5	2,5	-	1,1	0,1	13,3	-	-	-	-	-	?	?	Bal
a	I-182	0,04	-	7,1	63,5	-	0,1	1,0	12,9	0,05	1,7*	-	0,3	-	0,011	0,004	13,2
b	068-HII	0,08	-	5,1	64,9	-	-	1,0	18,1	0,7	2,1*	-	-	-	0,009	0,005	8,0
c	I-112	0,17	-	0,4	55,1	-	0,3	3,5	19,9	6,8	3,6*	-	-	-	0,010	0,006	5,9
d	II-716	1,10	-	1,0	23,0	11,5	-	1,5	26,0	3,0	-	-	-	3,5	?	?	29,0
e	H-25	0,08	-	1,1	9,4	43,8	-	0,3	19,1	-	-	-	-	8,3	?	?	17,1
f	E-25	0,14	-	1,1	10,9	50,0	-	?	20,5	-	-	-	-	14,2	0,015	0,019	2,3
g	C-227	0,38	-	1,0	3,5	60,5	0,1	0,1	27,1	4,4	-	-	-	-	?	0,012	2,7
h	S-6B	1,10	-	-	-	66,9	-	-	28,0	-	-	-	-	4,0	?	?	-
j	S-21	0,22	-	0,5	2,3	59,0	-	0,1	29,3	4,9	-	-	-	-	?	0,013	3,4

* Ta + Nb

A resistência à cavitação de várias soldas metálicas foi examinada usando o teste padrão de cavitação ultrassônica vibratória segundo especificações da ASTM G 32-77. Foram selecionadas duas composições promissoras para testes de campo. Os resultados dos testes de laboratório foram confirmados através de testes de campo onde duas turbinas tipo Francis (uma feita de aço carbono-manganês e outra de aço inoxidável fundido 13-4) foram recobertas por solda e submetidas as condições de operação de campo por aproximadamente 10.000 horas, antes de serem inspecionadas.

Um aspecto interessante desse trabalho diz respeito a tentativa dos autores de fornecer uma correlação entre o teor de liga e as fases dos materiais, instrumento que deve ser de grande valor aos engenheiros defrontados com a seleção de materiais para turbinas hidráulicas. Entretanto, os autores consideram que um estudo sistemático sempre requer um grande número de experimentos para se determinar o papel de um elemento individual no comportamento à erosão, fazendo-se assim desejável agrupar esses elementos em diferentes categorias.

Na metalurgia da soldagem de aços inoxidáveis, os parâmetros cromo e níquel equivalentes tem sido extensivamente usados para prever a microestrutura do metal soldado. Esses dois parâmetros representam o efeito cumulativo de uma variedade de elementos de ligas no estudo do equilíbrio de fases. A figura 2.6 mostra um gráfico da taxa de erosão em baixa intensidade (25 microns de amplitude de vibração) em água destilada em função do

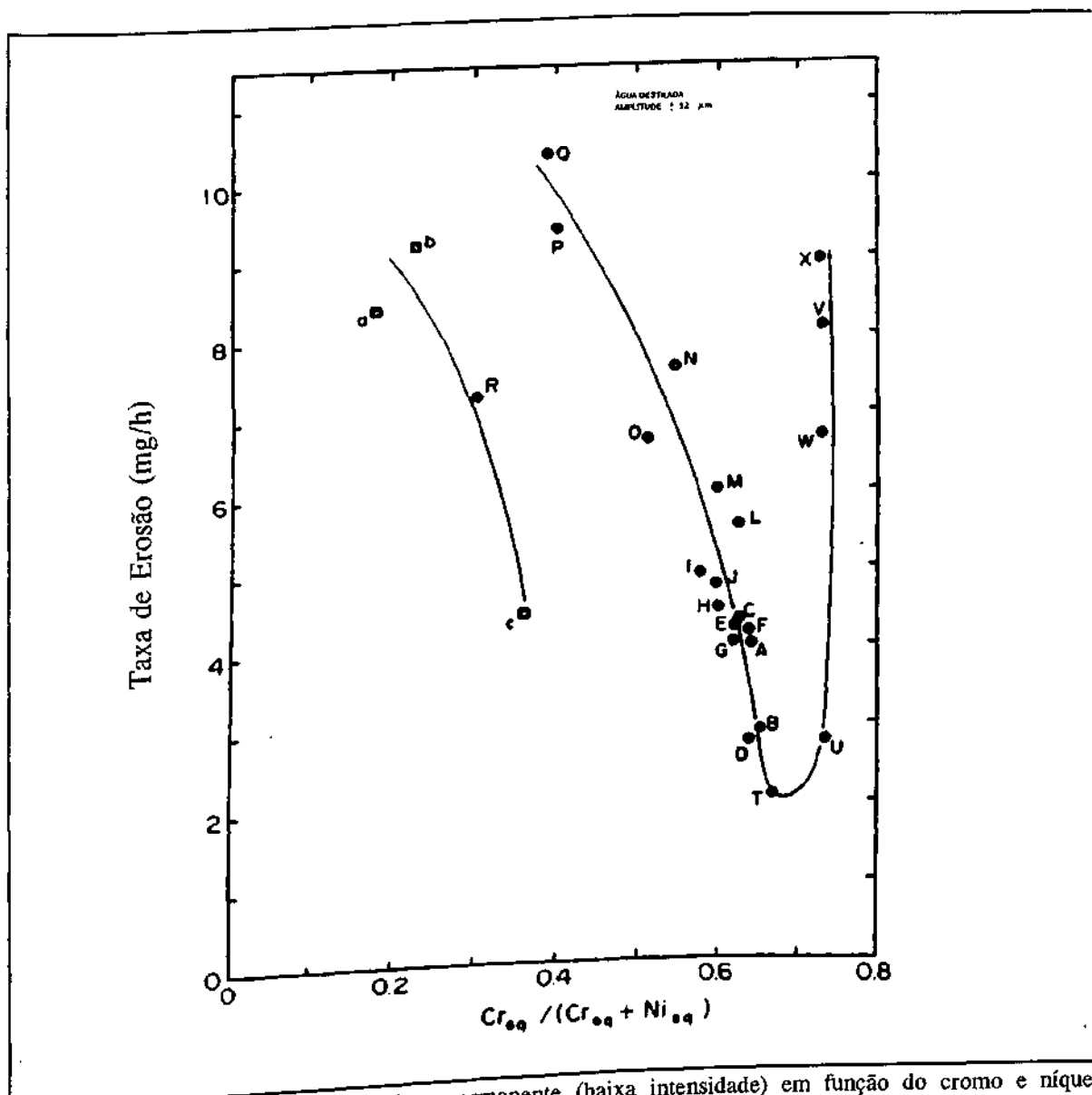


Figura 2.6- Taxa de erosão em regime permanente (baixa intensidade) em função do cromo e níquel equivalente das ligas (2).

valor de $Cr_{eq} / (Cr_{eq} + Ni_{eq})^{**}$. Ocorre um decréscimo monotônico na taxa de erosão para valores de $Cr_{eq} / (Cr_{eq} + Ni_{eq})$ entre 0,4 e 0,7, ocorrendo um mínimo em cerca de 0,7, enquanto a taxa de erosão aumenta rapidamente acima de 0,7. Nota-se que baixos valores de $Cr_{eq} / (Cr_{eq} + Ni_{eq})$ de erosão aumenta rapidamente acima de 0,7.

*** Cr_{eq} e Ni_{eq} são calculados pela Fórmula de Delong, ou seja, $Cr_{eq} = [Cr] + [Mo] + 1.5[Si] + 0.5[Nb]$ e $Ni_{eq} = [Ni] + 0.5[Mn] + 30[C+N]$. As contribuições do cobre e cobalto foram incorporadas ao níquel equivalente de Delong adicionando-se 0.44% Cu e 0.41% Co respectivamente.*

estão associados com soldas metálicas completamente austeníticas (P, Q, R e O). A composição T ocupando a região de mínimo na figura 2.6, tem uma estrutura duplex ferrítica-austenítica contendo cerca de 35% de ferrita, enquanto que as composições U, V, W e X na porção rapidamente ascendente da curva representa predominantemente estruturas ferríticas e martensíticas. Todas as composições de inoxidável, independente de sua microestrutura, caem na mesma curva geral da figura 2.6 exceto a composição R. A taxa de erosão em alta intensidade (50 microns de amplitude de vibração) em água destilada é plotada contra $Cr_{eq}/(Cr_{eq} + Ni_{eq})$ na figura 2.7. Nela podem ser vistos os mesmos aspectos gerais como na figura 2.6.

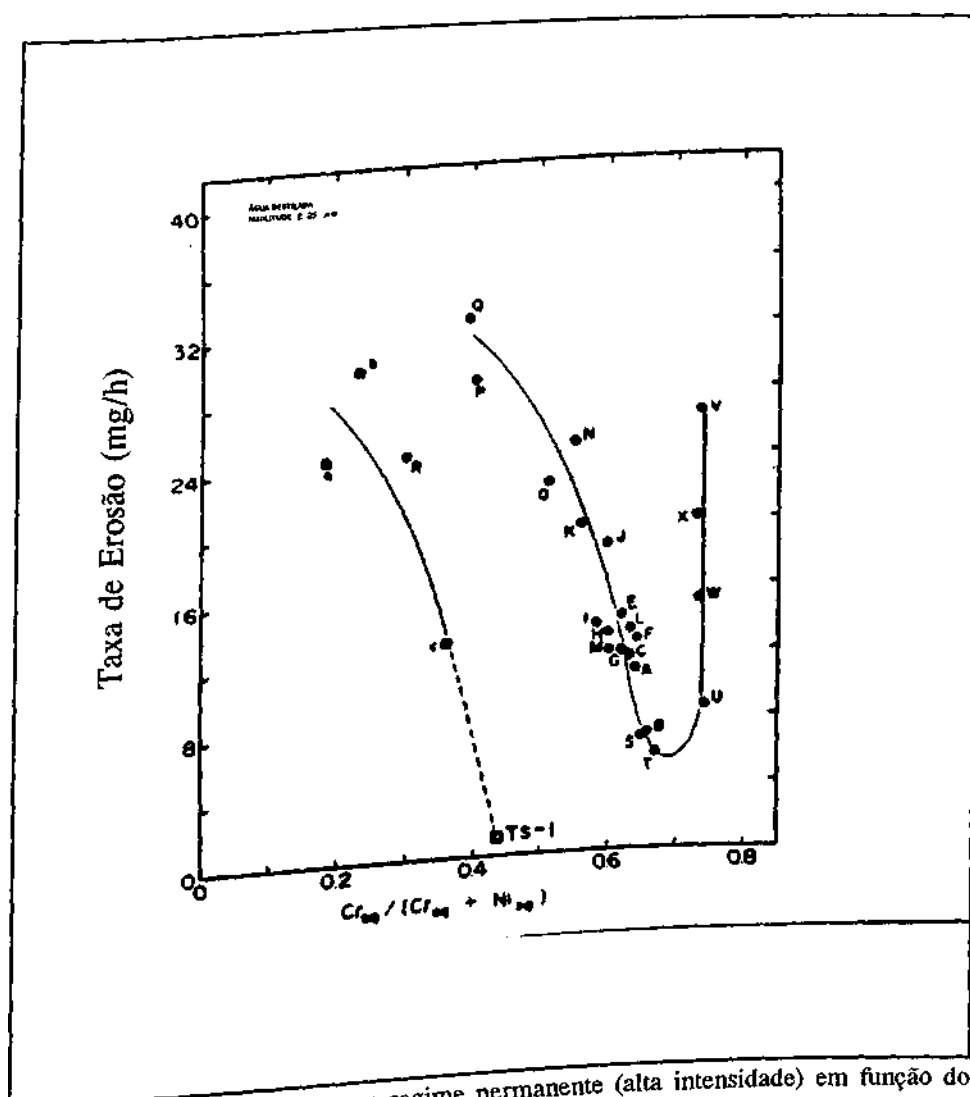


Figura 2.7- Taxa de erosão em regime permanente (alta intensidade) em função do cromo e níquel equivalente das ligas (2).

Ainda sobre esse trabalho, cumpre-se destacar aqui o empenho dos autores no estudo dos mecanismos de erosão das ligas ensaiadas. Como informações adicionais, é interessante citar as principais conclusões dos autores ao final desse trabalho:

- 1- Os aços inoxidável duplex (austenítico-ferrítico) contendo 35-50% de ferrita delta tiveram a melhor resistência a erosão por cavitação das 24 composições de aços inoxidáveis examinados;
- 2- A erosão por cavitação nos aços inoxidável duplex (liga T) inicia-se na fase austenítica e subsequentemente toma lugar na fase ferrítica; suspeita-se que o início da fratura frágil na fase ferrítica se de em um contorno de interfase entre a fase ferrítica e a fase austenítica;
- 3- Transformações martensíticas induzidas por tensões controlam a erosão por cavitação dos aços inoxidáveis austeníticos; a taxa de erosão em regime permanente diminui linearmente com o aumento da M_{d30} (temperatura em que 50% de martensita é produzida sob a ação de uma deformação verdadeira de 0.30%);
- 4- Em ligas duplex austenítica-ferríticas, a presença de pequenas quantidades de ferrita delta até 10% não teve efeito significativo na taxa de erosão em cavitação de baixa intensidade; essas pequenas quantidades de ferrita delta são mais efetivas na melhora da resistência a cavitação sob erosão de alta intensidade;
- 5- Pós tratamento térmico reduz a resistência a cavitação de inoxidável triplex contendo austenita, ferrita e martensita; os elementos de ligas Mo e Nb tem efeito benéfico quanto a erosão por cavitação de recobrimentos soldados de aços inoxidáveis na condição de pós tratados termicamente;
- 6- A formação da fase sigma devido ao pós tratamento térmico da solda de um aço inoxidável duplex contendo 35% de ferrita delta reduz sua taxa de erosão por um fator de quase 2;

7- A maioria das ligas testadas mostraram menor resistência a cavitação em água do mar do que em água doce;

8- As tensões biaxiais de tração ou compressão tiveram um efeito benéfico na resistência a cavitação de soldas metálicas de aços inoxidáveis duplex (austenítico-ferríticos) contendo 35 % de ferrita delta;

9- A resistência a cavitação de aços inoxidáveis martensíticos (ASTM A743 grau CA6NM) deteriora-se com a aplicação de tensões biaxiais de tração ou compressão;

10- A erosão por cavitação acelera a corrosão galvânica gerada pelo acoplamento bimetalico e um acentuado efeito galvânico é visto quando o revestimento soldado de liga F (308L) depositado em metais de base de aço carbono e aço inoxidável martensítico é submetido a erosão por cavitação;

11- O menor efeito da corrosão é visto em ambos os metais de base (aço carbono e aço inoxidável martensítico) quando o recobrimento soldado da liga j (metal de solda a base de cobalto) é exposta a cavitação e um efeito corrosivo intermediário é visto quando o recobrimento soldado de liga T (aço inoxidável duplex contendo 35 % de ferrita delta) é submetido a cavitação; Suspeita-se que a melhorada resistência a erosão por cavitação das ligas T (F 255) e j (S21) seja responsável pela redução do efeito da corrosão galvânica nos metais de base;

12- Dados dos testes de campo indicam que a resistência a cavitação das ligas j e T são superiores àquela da liga F; esta observação concorda com os resultados dos testes de cavitação em laboratório das ligas F, j e T.

Conforme os autores fazem questão de frisar, os metais de solda de aço inoxidável duplex contendo 35 % de ferrita delta tal como a liga T (F255), ou equivalente, constituem-se na melhor alternativa de material para recobrimento metálico para o ótimo desempenho à cavitação de turbinas hidráulicas. A soldabilidade dessas ligas é excelente e o metal de solda

pode ser facilmente lixado para o perfil requerido. Quanto ao custo de eletrodos de soldagem, os autores afirmam serem comparáveis àqueles de outros materiais inoxidáveis.

Akhtar e Brodie (16) também se preocuparam com a soldagem em campo de grandes turbinas hidráulicas. Eles justificam que embora aços inoxidáveis martensíticos contendo 12-13 % de Cr, 2-5 % de Ni e menos que 0.06% de C (CA6NM) tenham sido usados para a construção de grandes turbinas hidráulicas de até 500 MW, sérios problemas práticos provenientes da necessidade de pré/pós tratamentos térmicos surgem quando dos reparos de campo dessas turbinas. Dificuldades na realização desses PRÉ/PÓS tratamentos térmicos em componentes maciços durante a soldagem tem conduzido ao uso de eletrodos austeníticos ao invés dos martensíticos. Segundo os autores, a principal vantagem dos enchimentos austeníticos é a superior solubilidade do hidrogênio na austenita e a relativa falta de susceptibilidade da austenita à fragilização por hidrogênio, enquanto que os enchimentos martensíticos são reconhecidamente altamente susceptíveis à trinca de hidrogênio.

Os autores esclarecem que, enquanto uma variedade de eletrodos austeníticos estão correntemente sendo usados para reparos em campo de grandes turbinas, falta um conhecimento sistemático das propriedades mecânicas de tais soldas. Nesse sentido, eles desenvolveram um trabalho onde foi simulada a soldagem em campo de grandes turbinas, através de testes em corpos de prova obtidos por soldagem manual por eletrodos revestidos (SMAW) de chapas, onde foram utilizados 9 tipos de eletrodos e dois metais de base, os quais tem suas composições químicas apresentadas na Tabela 2.5.

TABELA 2.5- COMPOSIÇÃO DOS METAIS DE BASE E DEPÓSITOS SOLDADOS (16).

Elemento	Composição (% em peso)										
	Metal de Base		Depósitos Martensíticos		Depósitos Austeníticos						
	13/4 Fundido	13/2	X	Y	A	B	C	D	E	F	G
		Laminado									
C	0,05	0,06	0,035	0,035	0,11	0,08	0,25	0,07	0,03	0,08	0,14
Cr	12,5	13,3	13,8	12,5	15,2	18,01	15,0	20,0	16,35	24,05	18,31
Ni	4,0	2,5	1,9	5,5	25,0	10,99	35,0	29,0	5,92	12,61	3,82
Mo	0,02	0,02	-	0,5	6,2	-	-	2,0	-	-	-
Mn	0,4	0,45	0,5	0,5	1,6	1,42	-	-	3,52	1,64	0,7
Si	-	0,1	0,5	0,5	até 0,7	0,27	-	-	0,6	0,43	0,4
Cu	-	1,1	-	-	-	-	-	3,0	-	-	-
Nb	-	-	-	-	-	-	-	0,5	-	-	-

Element	Composição (% em peso)										
Co	-	-	-	-	-	Bal	-	-	-	-	4,12
W	-	-	-	-	-	15,06	-	-	-	-	-
Fe	Bal	Bal	Bal	Bal	Bal	3,02	Bal	Bal	Bal	Bal	Bal
N	-	-	-	-	até 0,2	-	-	-	-	-	-
S	-	-	-	-	até 0,02	-	-	-	-	-	-
P	-	-	-	-	até 0,03	-	-	-	-	-	-

Dentre as principais conclusões dos autores, baseadas em testes de susceptibilidade a trincas, micro-dureza, limite de resistência, energia de impacto, fadiga/corrosão e resistência à fratura, destacam-se:

1- Na ausência de tratamento térmico pós-soldagem, os depósitos soldados de composição idêntica ao metal de base (martensíticos), tem pobre resistência a fadiga, energia de impacto e resistência à fratura, sendo portanto inconvenientes para a soldagem em campo de turbinas hidráulicas, e

2- Eletrodos austeníticos geralmente produzem soldas confiáveis, sem a necessidade de pré/pós aquecimento; também, não é necessária uma extensiva ressecagem dos eletrodos, como no caso dos eletrodos martensíticos.

Cada vez mais, novos estudos das propriedades das soldas juntamente com a análise do desempenho em campo dessas mesmas soldas são demandados de modo a permitir a escolha do material de enchimento mais conveniente.

B) Ligas a Base de Cobalto ("Stellites")

B.1) Considerações Iniciais

Em um interessante trabalho sobre Ligas a Base de Cobalto Resistentes ao Desgaste, K. C. Antony (17) classifica as Ligas STELLITE em dois grupos principais, discorrendo sobre a Metalurgia Física e Análise das Propriedades de Desgaste destas Ligas. Ele inicia dizendo que as ligas a base de cobalto tem sido extensivamente utilizadas nos últimos 50

anos em aplicações de engenharia relacionadas com desgaste, devido a sua inerente alta resistência mecânica, resistência à corrosão e capacidade de reter sua dureza em temperaturas elevadas.

Microestruturalmente, as ligas a base de cobalto resistentes ao desgaste consistem de partículas duras (Cr_7C_3) dispersas em matriz solução sólida (geralmente Co-Cr-W/Mo) rica em cobalto ($\text{Co} > 50\%$). Segundo o autor, Ibidem, recentes investigações nos Cabot Corporation Technology Laboratories tem mostrado que as características de desgaste adesivo e de erosão por cavitação dessas ligas são determinadas pela composição da matriz e são influenciadas em grande parte pela transformação alotrópica fcc $\rightarrow$ hcp induzida por deformação, na matriz. Essas investigações mostraram ainda que o teor de cobalto na matriz pode ser diminuído para aproximadamente 30% sem significativa diminuição das propriedades de desgaste e corrosão.

Com relação a resistência à erosão, o autor afirma que as taxas de erosão em regime permanente para praticamente todas as ligas a base de cobalto estão entre as mais baixas encontradas para qualquer liga comercial. Isto explica porque as ligas a base de cobalto são consideradas **índices de qualidade metálica** pelos quais a resistência à erosão por cavitação é medida e comparada.

B.2) Histórico

As ligas "STELLITE[®]" *** foram desenvolvidas por volta de 1900 por Elwood Haynes. Elas foram provavelmente as primeiras ligas a base de cobalto de algum interesse comercial. As ligas "Stellite" iniciais eram simples ligas binárias cobalto-cromo que foram subsequentemente modificadas e melhoradas pela adição de tungstênio, molibdênio, ou ambos. Estas ligas ternárias e quaternárias a base de cobalto, completadas com carbono e silício, continuam em produção ainda hoje virtualmente com as composições sugeridas por Haynes no início do século (17).

B.3) Classificação das Ligas "Stellites"

STELLITE e HAYNES são marcas registradas da Cabot Corporation.

K. C. Antony, Ibidem, afirma existir hoje cerca de 20 ligas "Stellite" comercialmente disponíveis. Estas ligas e suas composições normais são listadas na tabela 2.6.

TABELA 2.6- COMPOSIÇÃO DAS LIGAS "STELLITE" (17).

Liga	Cr	W	C	Ni	Mo	Fe	Si	S	Outros
Tipo Co-Cr-W-C									
No 4	33	14	1,0						2,5 Mn
No 6	28	4	1,1						
No 12	29	8	1,3						
No 156	28	4	1,6						
No 506	35	7,5	1,6						
No 1	30	12	2,5						
No 20	32	17	2,5						
No 190	26	14	3,2						
Tipo Co-Cr-W/Mo-Ni/Fe-C									
No 238	26		0,1		3	20			5 Nb, 1 Mn 1 V
No 21	27		0,2	2,8	5				
No 31	26	7	0,5	10					
No 306	25	1,5	0,5	6		5	1		
No 694	28	19	0,9	5					
No 2006	31		1,3	8	8	18	1		
No 2012	33		1,7	8	10	15	1,5		
No F	25	12	2,0	22					
Modificações B/Si									
No 157	22	4,5	0,1				1,6	2,6	
No SF-6	19	7,5	0,7	14,5			2,5	1,4	
No 158	26	5,5	0,8				1,2	0,7	
No SF-12	19	9	0,9	13			3	2,5	
No SF-1	19	13	1,3	13			3	2,5	
No SF-20	19	15	1,5	13			3	2	

Quanto a composição química básica, o autor classifica as ligas "Stellite" contemporâneas em dois tipos principais:

- 1) Co-Cr-W-C e,
- 2) Co-Cr-W-/Mo-Ni/Fe-C , com modificações Si, B para aplicações especiais de

endurecimento superficial.

As ligas do tipo 1 são basicamente as desenvolvidas originalmente por Elwood Haynes. As ligas aeroespaciais do tipo 2 foram desenvolvidas para situações de alta temperatura e desgastes de alto impacto e são típicas do esforço recente de reduzir o cobalto utilizado em ligas resistentes ao desgaste sem sacrificar muitos dos atributos desejados dessas ligas. Como informação adicional, o autor informa que o teor de carbono das ligas "Stellite" varia de 0.1 até 3.2% e que mais da metade das ligas "Stellite" tem teores de carbono maiores do que 1%. Contudo, a outra metade com teores menores do que 1% tem teores de carbono mais boro combinados que excedem 1%. Como uma regra, ligas "Stellite" com teores de carbono (mais boro) menores do que aproximadamente 1.3% podem, dependendo do nível de tungstênio, ser produzidas em ambas as formas fundida e forjada. Contudo, ligas "Stellite" com teores de carbono (mais boro) maiores do que aproximadamente 1.3% podem ser produzidas somente na forma fundida.

B.4) Análise da Alta Resistência à Cavitação das Ligas a Base de Cobalto

Simoneau (5) esclarece que, mais recentemente, ligas macias a base de cobalto, como por exemplo o "Stellite 21", estão sendo usadas nas zonas de alta intensidade de ataque cavitacional. Ele se refere a testes de laboratório mostrando de fato que estas ligas, embora facilmente esmerilháveis, são 10 vezes mais resistentes à cavitação de alta intensidade do que o aço inoxidável austenítico. Sendo assim, o autor espera que a utilização destas ligas de alta resistência estenda os períodos de serviços entre reparos para mais de 30 anos, nas máquinas onde todas as áreas de cavitação de baixa intensidade foram protegidas por aço inoxidável.

Baseado em testes de laboratório de cavitação vibratória, segundo ASTM G 32 (7), o autor acrescenta que as ligas à base de cobalto, especificamente o "Stellite 21", apresentaram relevante resistência à cavitação, quase 50 vezes maior que a resistência do aço inoxidável 308 (Figura 2.8). Estas ligas mostraram uma transformação de fase maciça de sua superfície exposta à deformação por cavitação. Foi proposto por Gould (Simoneau, (5) apud Gould, [1]) e Antony (17) que a notável resistência à cavitação dessas ligas derivam da matriz e é aumentada por esta transformação alotrópica de fase fcc $\rightarrow$ hcp induzida por deformação.

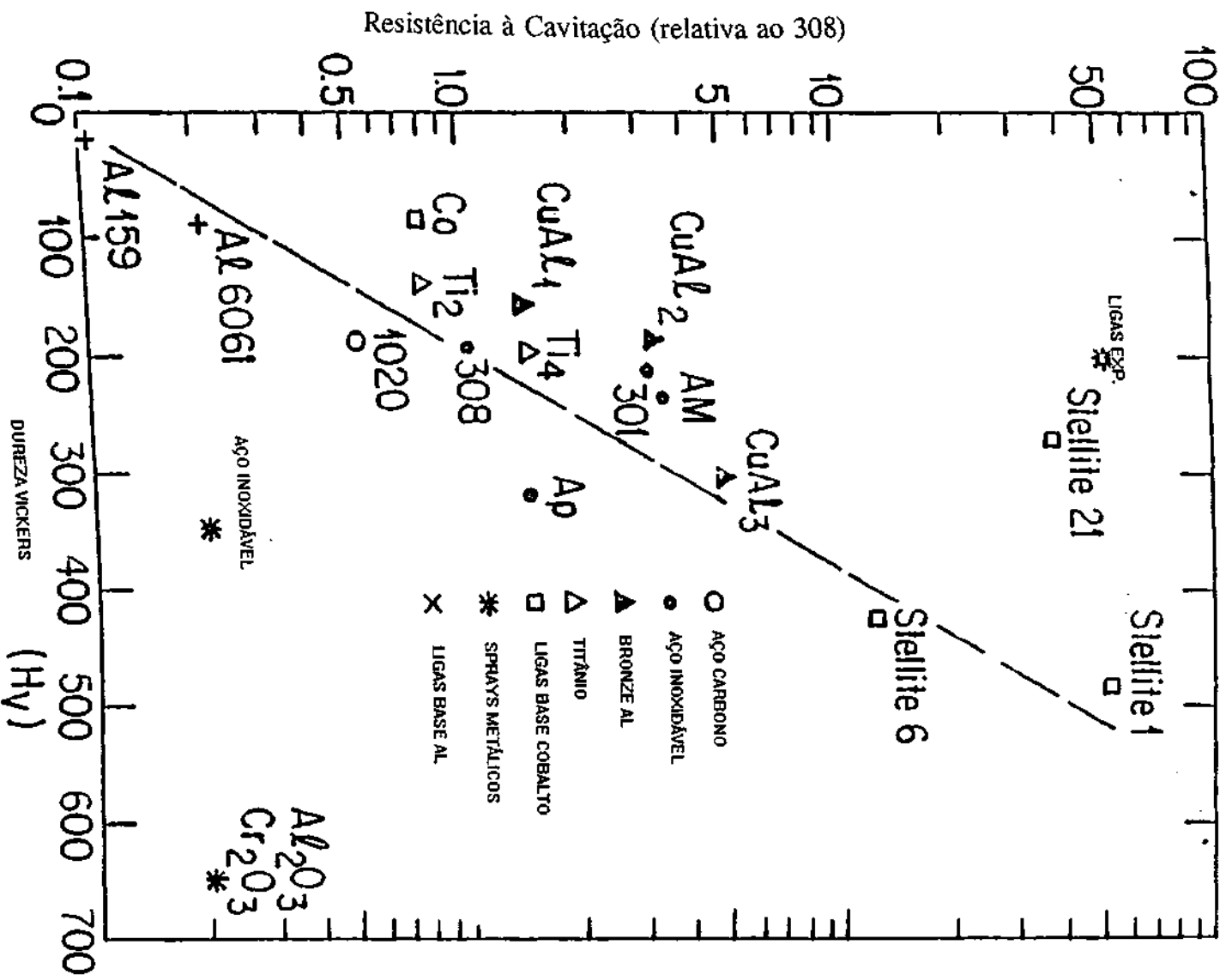


Figura 2.8- Resistência relativa à cavitação de vários metais e ligas obtida por Método Padrão ASTM G 32 (5).

Woodford (Simoneau, (5) apud Woodford, [2]), Heathcock e Vaidya (Rao e Kung, (2) apud Heathcock, [35] e Vaidya, [41]) mostraram que esta transformação é apenas instrumental, e não contribui muito para a alta resistência à cavitação.

Eles concluíram que o fator chave era a maclação de fina escala da matriz acompanhando a transformação de fase induzida por cavitação em ligas de baixa energia de falha de empilhamento (SFE). Foi então sugerido que o modo de deslizamento planar e o alto endurecimento por deformação de materiais de baixa SFE, retardam o desenvolvimento de tensões localizadas, necessárias para a iniciação da fratura, melhorando assim a resistência à fadiga e cavitação. Esta contínua maclação de fina escala, provocando o aparecimento de partículas erodidas muito finas, com uma superfície grande em relação ao volume exposto à cavitação, é um meio muito eficiente de absorção da energia de impacto da cavitação incipiente. As maclas tem um efeito adicional de divisão do grão em menores segmentos, o que reduz o tamanho das partículas erodidas.

Assim, está claro que a maclação mecânica em ligas a base de cobalto tem um efeito benéfico na resistência à cavitação. Foi mostrado por Remy e Pineau (Rao e Kung, (2) apud Remy e Pineau, [42]) que a formação de maclas e martensita induzida por deformação é controlada pela SFE dessas ligas. Uma SFE ótima de cerca de 20 mJ/m^2 é conhecida por produzir maclação mecânica em ligas a base de cobalto para pequenas deformações aplicadas. Mais ainda, a SFE dessas ligas depende fortemente de sua composição. Remy e Pineau, *Ibidem*, mostraram também que a adição de ferro e níquel reconhecidamente aumenta a SFE e a adição de cromo, molibdênio e tungstênio diminui a SFE em ligas a base de cobalto. Baseado nessas observações, está claro que a resistência à cavitação de ligas a base de cobalto é dependente da SFE da liga e a SFE ótima de cerca de 20 mJ/m^2 pode ser obtida pela seleção criteriosa dos elementos de liga. Especula-se que o conceito da ótima SFE pode ser estendido a outros sistemas de ligas.

A alta resistência à fadiga e corrosão, estrutura homogênea, baixa SFE, alto endurecimento por deformação, fina deformação por maclação e partículas erodidas finas, são todos fatores concomitantes explicando a relevante resistência à cavitação do "Stellite 21".

B.5) Aspectos Econômicos e Operacionais

Infelizmente, as ligas altamente resistentes tais como o "Stellite 21", contém

aproximadamente 60 % de cobalto, e seu elevado custo limita sua aplicação (5), (6). Resultados recentes obtidos por Crook (Simoneau, (5) apud Crook, [4]) no próprio IREQ sugerem que seria possível produzir um novo tipo de liga mais barata, com a mesma característica de baixa SFE e refinamento por deformação, conduzindo à mesma relevante resistência à cavitação, como ocorre com as ligas do tipo "Stellite 21".

Embora as soldas de metais a base de cobalto tenham excelente resistência à cavitação, os seguintes fatores devem ser considerados antes da seleção destes eletrodos para reparos de cavitação:

- A soldabilidade deste eletrodo é marginal. Dessa forma, esses eletrodos podem ser aplicados somente em áreas de baixa restrição (áreas cavitadas profundas não podem ser completamente reparadas pelo uso desses eletrodos);
- Os eletrodos a base de cobalto são consideravelmente mais caros. O custo desses eletrodos é de aproximadamente 5 a 6 vezes o de eletrodos de aço inoxidável duplex (liga ou equivalente);
- As soldas metálicas a base de cobalto endurecem (encruamento) pelo lixamento. Assim, o trabalho sobre estes depósitos até o perfil requerido pode consumir muito tempo.

No Brasil, a ELETROSUL (18) - Centrais Elétricas do Sul do Brasil S.A. - e também a COPEL (3) - Companhia Paranaense de Energia, com o objetivo de aumentar o intervalo entre manutenções mediante a utilização de materiais de maior resistência aos efeitos de cavitação e a consequente diminuição dos custos relativos ao desgaste por ela provocados (tempo de indisponibilização das unidades à geração devido às paradas para manutenções, volume de mão de obra e materiais empregados nas recuperações e redução de vida útil dos rotores das turbinas devido à soldagens constantes) tem realizado estudos e aplicações experimentais de novas ligas a base de cobalto em suas unidades geradoras.

Para essas empresas, essas novas ligas desenvolvidas pela HYDRO QUÉBEC na década de 80, iniciando-se com o "Stellite 21" e culminando com HYDROLOY HQ 913, constituem um salto tecnológico de considerável inovação no setor. Elas concluíram que o

ganho de disponibilidade/produktividade pelo considerável incremento no tempo entre reparos além de evitar todas as graves consequências no equipamento devido excesso de solda justificam plenamente o custo elevado destes materiais.

Novas ligas a base de cobalto tem entrado no mercado, imprimindo a necessidade de novos testes de campo para se determinar a viabilidade técnica e econômica, bem como orientar a seleção da melhor opção dentre aqueles eletrodos especiais disponíveis no mercado.

2.3.4- ALGUMAS CONSIDERAÇÕES SOBRE OS MÉTODOS DE PROTEÇÃO

Após a apresentação dos principais métodos de proteção contra danos cavitacionais, cabe ressaltar aqui as idéias de Eisenberg e outros (11), para os quais os níveis de intensidade do limiar para vários metais parece ser da ordem de 10^{-1} w/m² na maioria deles. Segundo eles, a eliminação do dano cavitacional substituindo um metal por outro é possível somente até este nível de intensidade, e por esta razão, a utilidade da proteção catódica também se limita a este nível. Eles esclarecem que se se está preparado para tolerar alguma erosão e manutenção periódica, então a seleção de material, aliada a proteção catódica, pode possibilitar a extensão dos níveis de intensidade permissíveis para até 1 w/m².

Contudo, se os níveis de intensidade são maiores do que estes valores, os métodos de proteção descritos anteriormente não atuam, e nestes casos, o refinamento do projeto hidrodinâmico, injeção de ar e especificação de limites de operação são possíveis alternativas de solução. Estas considerações são representadas na figura 2.9. Na opinião dos autores, mais investigações de campo e laboratório são necessárias para confirmar estas idéias.

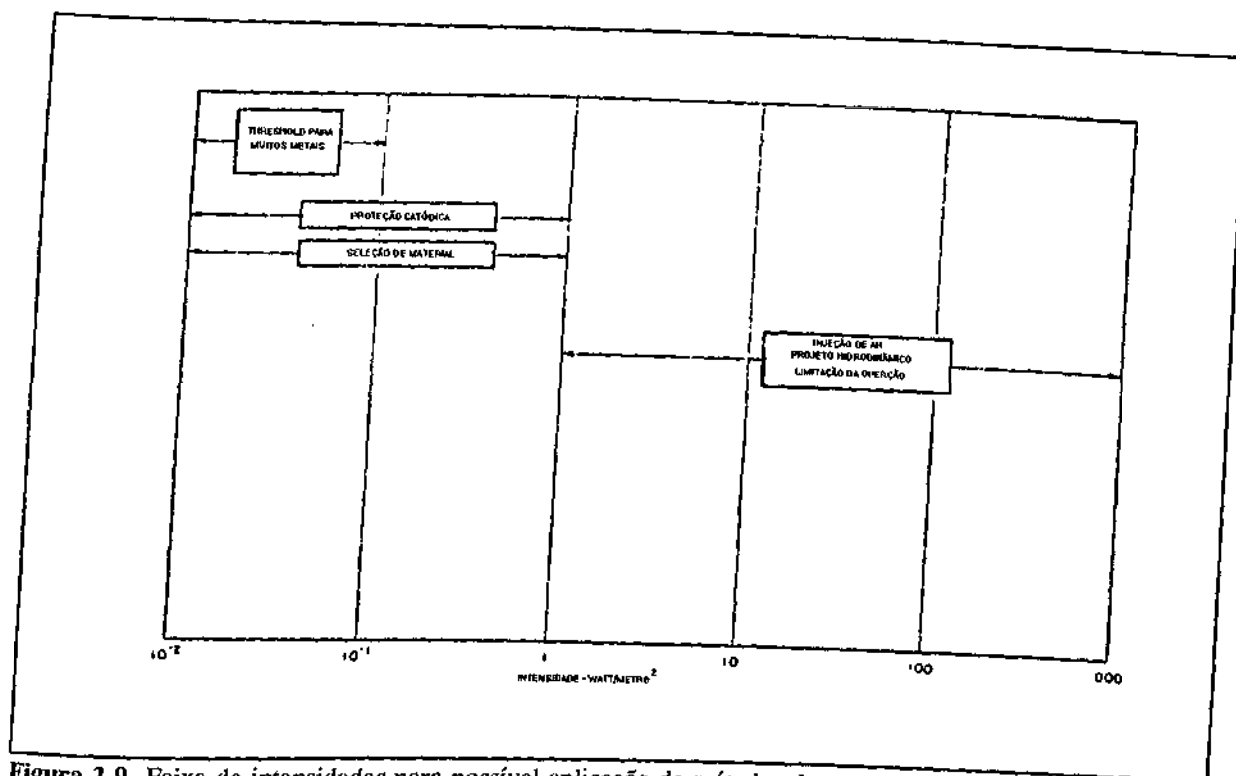


Figura 2.9- Faixa de intensidades para possível aplicação de métodos de proteção conhecidos (11).

2.4- CORRELAÇÃO DE PROPRIEDADES DOS MATERIAIS COM AS TAXAS DE DANOS POR CAVITAÇÃO

Segundo relatos de Eisenberg e outros (11), para que se tenha certeza das propriedades dos materiais que caracterizam sua resistência ao dano cavitacional, é essencial o entendimento da natureza das forças agindo nesses materiais quando uma bolha entra em colapso próxima a superfície do material ou nela própria. Segundo teorias expostas pelos autores, se a bolha entrar em colapso próximo à superfície, sua energia é transmitida ao material na forma de ondas de choques, ou, no segundo caso, quando a bolha entra em colapso na superfície do material, deve-se produzir um jato de alta velocidade colidindo com o material.

As forças produzidas pelas repetidas ondas de choques ou colisões são transmitidas à superfície, produzindo indentações dinâmicas que, quando repetidas de maneira pulsada, provocam a perda de partículas. Surge então uma questão: Qual é a propriedade característica de um metal que controla o volume erodido como resultado deste processo mecânico? É da opinião dos autores que esta propriedade é a capacidade de absorção de energia por unidade de volume do metal até a fratura, quando submetido a indentações repetidas de maneira

pulsada.

Os autores afirmavam que os conhecimentos disponíveis não fornecem meios para se determinar esta quantidade exatamente, e que, por esta razão, vários pesquisadores tentaram sem sucesso correlacionar este parâmetro de absorção de energia com as propriedades mecânicas mais comuns dos metais. Mesmo no estágio atual de conhecimento, poucos avanços foram conseguidos nesse sentido.

Huhne e Rebello (6) afirmavam que tentativas de se relacionar resistência à cavitação e outras propriedades dos materiais não foram coroadas de pleno êxito limitando-se a certos grupos de materiais semelhantes entre si, sendo assim difícil de se prever ou determinar a resistência à cavitação de um material baseando-se em propriedades físicas conhecidas. Eles esclarecem que embora tenham sido sugeridas relações entre a resistência à cavitação e a resistência à tração, dureza, energia de deformação, resiliência e resistência à fadiga, essas relações se verificam apenas para certo tipo de material, equipamento, ambiente ou forma de cavitação, sendo de fato impossível uma generalização, o que parece indicar que a resistência à cavitação deve ser considerada como uma propriedade independente das demais.

Mesma opinião é compartilhada por Rao e Kung (2) quando eles afirmam não existirem correlações simples entre taxa de erosão por cavitação e propriedades mecânicas simples ou combinações dessas, para uma aplicação universal, embora se tenha obtido sucesso com diferentes parâmetros para uma faixa limitada de materiais. Os autores esclarecem que, sendo a erosão por cavitação um fenômeno de alta taxa de deformação, é apropriado encontrar-se uma correlação entre a taxa de erosão por cavitação e dados de propriedades mecânicas dinâmicas. Entretanto eles informam que atualmente ainda falta o conhecimento das propriedades mecânicas em altas taxas de deformação (estado dinâmico).

Simoneau (19) vai mais adiante, dizendo com base em seus estudos, que os mecanismos de erosão e deformação dependem da combinação ou interação entre a intensidade de cavitação e as propriedades microscópicas dos materiais, sendo portanto uma *utopia* procurar uma correlação entre resistência à cavitação e uma única propriedade macroscópica dos materiais, até para o mesmo tipo de exposição à cavitação.

Dentre os principais resultados experimentais buscando correlacionar a resistência ao dano cavitacional e as propriedades mecânicas dos metais, destacam-se aqueles obtidos por Eisenberg e outros (11). A resistência ao dano cavitacional (definida como o inverso da taxa de volume perdido) em uma dada amplitude ($20\ \mu\text{m}$) em uma zona de regime permanente foi

plotada contra as várias propriedades mecânicas dos metais testados. As figuras 2.10 a 2.13 ilustram as relações mais importantes.

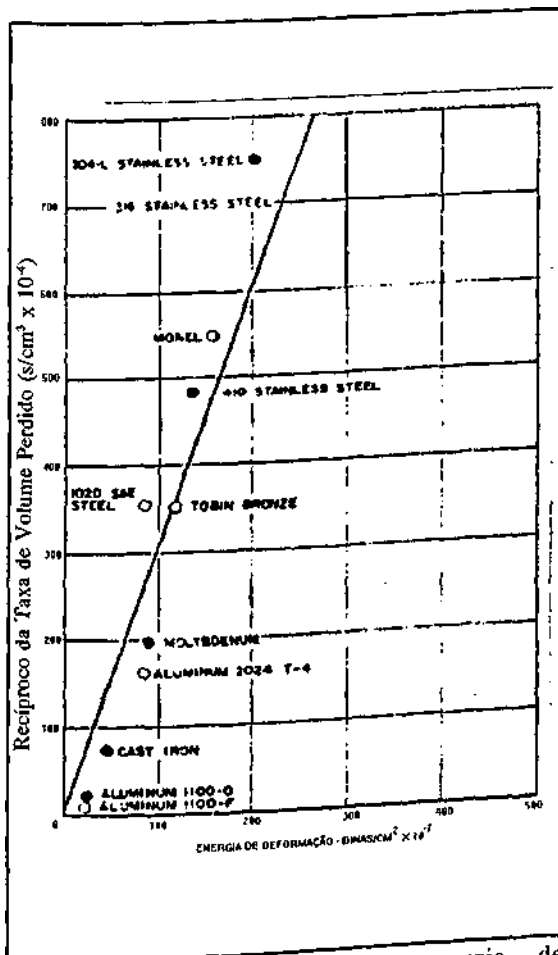


Figura 2.10- Correlação entre energia de deformação e resistência ao dano cavitacional (11).

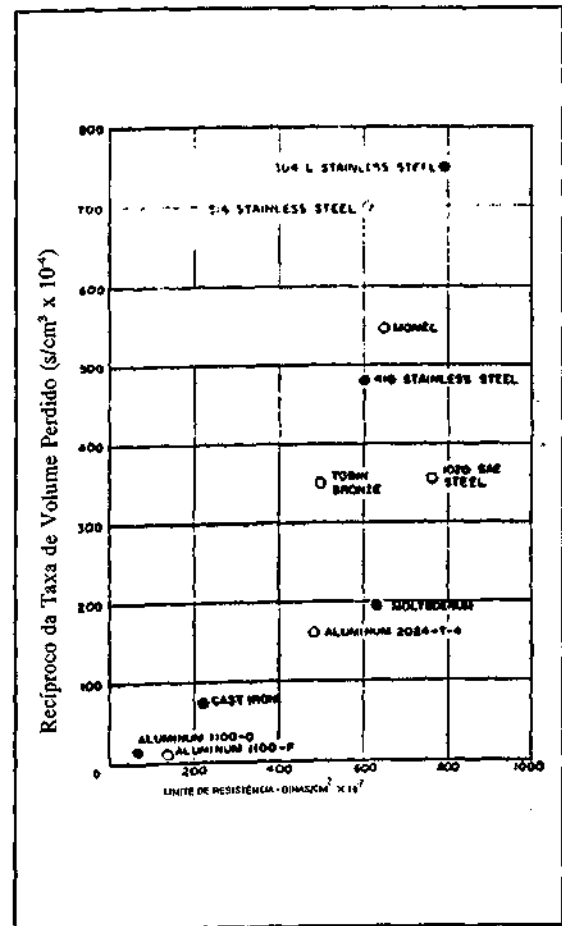


Figura 2.11- Correlação entre limite de resistência e resistência ao dano cavitacional (11).

As propriedades mecânicas consideradas pelos autores foram energia de deformação, limite de resistência, limite de escoamento, dureza Brinell, módulo de elasticidade e elongação. Todos os materiais testados foram incluídos nesta análise. Os valores do coeficiente de correlação linear para cada uma das propriedades mecânicas acima são dados na tabela 2.7, onde o coeficiente de correlação, r' , para duas variáveis x e y é calculado pela seguinte fórmula:

$$r' = \frac{n \sum xy - \sum x \sum y}{[n \sum x^2 - (\sum x)^2][n \sum y^2 - (\sum y)^2]} \quad (2.5)$$

e n é o número de pontos em um plano x,y.

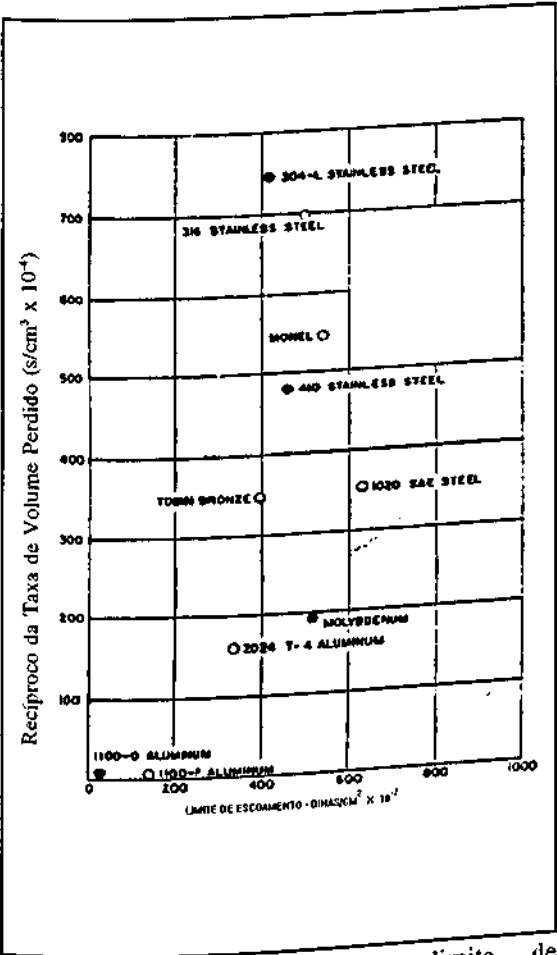


Figura 2.12- Correlação entre limite de escoamento e resistência ao dano cavitacional (11).

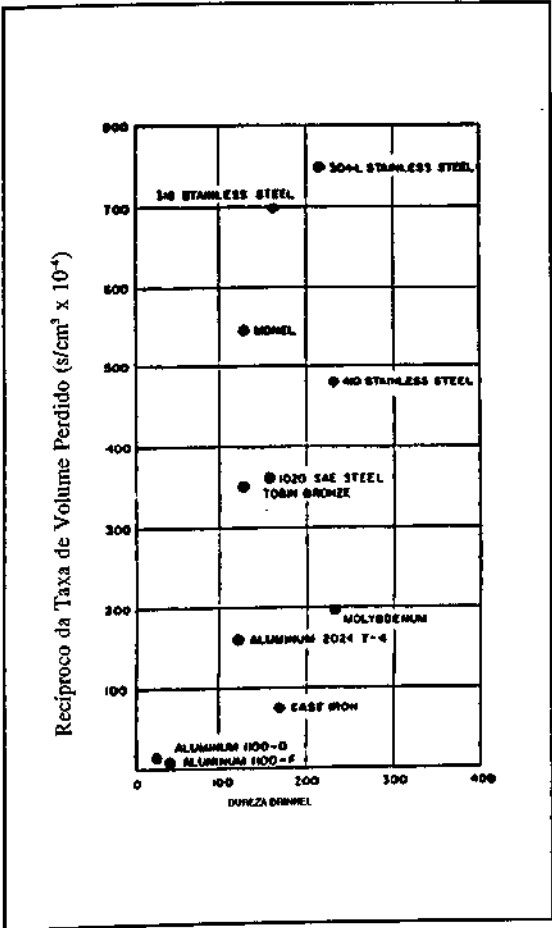


Figura 2.13- Correlação entre dureza Brinell e resistência ao dano cavitacional (11).

TABELA 2.7- COEFICIENTE DE CORRELAÇÃO (11).

Propriedade Mecânica	Coefficiente de Correlação
Energia de Deformação	0,91
Limite de Resistência	0,79
Limite de Escoamento	0,65
Dureza Brinell	0,51
Módulo de Elasticidade	0,49
Elongação	0,48

Estas análises mostraram claramente que a mais significativa correlação linear é obtida para a energia de deformação do material. Portanto, a capacidade de absorção de energia de um metal caracterizando a resistência ao dano cavitacional é fortemente determinada pela

energia de deformação. Contudo, os autores apontam para as seguintes limitações que devem ser consideradas:

- Esta análise é confinada a seis propriedades comuns de metais. Isto não implica que não existam outras propriedades mais significantes do que a energia de deformação;
- Nenhuma superposição de um ambiente corrosivo foi considerada nesta análise. A interação de um ambiente corrosivo nas propriedades de fadiga dos metais é importante.

Também são merecedores de nota os trabalhos de Rao e Kung (2) na avaliação da resistência a erosão de materiais metálicos e influência das propriedades dos materiais nas correlações. Em um trabalho conjunto com Kandasami (20), foram conduzidas investigações para o estudo das relações entre os danos cavitacionais e as propriedades mecânicas conhecidas de materiais metálicos, onde os experimentos foram conduzidos em dispositivo de disco rotativo com água como líquido de teste.

Foram testados 6 diferentes materiais, cujas propriedades mecânicas com esperada influência no dano cavitacional estão listadas na tabela 2.8.

TABELA 2.8- PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS À 30 °C (20).

Material	Densidade ρ , g/cm ³	Limite de Escoamento, Y, Kg/cm ²	Limite de Ruptura, T, Kg/cm ²	Dureza Brinell	Elongação, E _L , %	Redução na Área, R _A , %	Energia de Deformação, S _e , Kg/cm ²	Resiliência, a, U _R , Kg/cm ²	Módulo de Elasticidade e, E, Kg/cm ²
Alumínio	2,70	641	770	28	12	28	81	0,4	7 X 10 ⁵
Cobre	8,95	990	2.170	60	50	48	709	1,4	11,9 X 10 ⁵
Bronze de Fósforo	8,90	2.760	2.915	95	11	50	141	4,1	10,5 X 10 ⁵
Latão	8,50	1.980	1.820	150	53	52	890	2,1	11,2 X 10 ⁵
Aço Acalmado	7,85	3.390	4.550	95	6	50	227	5,3	19,6 X 10 ⁵
Aço Inoxidável	7,80	2.480	6.510	170	57	51	2.770	10,8	19,6 X 10 ⁵

Todas essas propriedades mecânicas foram determinadas pelos autores em seus

próprios laboratórios. O desvio padrão percentual dos pontos experimentais em relação a linha reta foi calculado em cada caso.

A tabela 2.9 indica que o menor desvio padrão percentual é mostrado pelo produto da resiliência pela dureza Brinell seguida por:

- produto da energia de deformação pela dureza Brinell;

- resiliência, e

- energia de deformação.

TABELA 2.9- CORRELAÇÃO ENTRE INVERSO DO DANO CAVITACIONAL E PROPRIEDADES DOS MATERIAIS e PORCENTAGEM DE DESVIO PADRÃO A PARTIR DE $VM/t = \text{CONSTANTE}$ (20).

Propriedade Mecânica	Coefficiente de Correlação	Porcentagem de desvio Padrão
Resiliência x Dureza Brinell	1,000	34
Energia de Deformação x Dureza Brinell	0,543	74
Resiliência	1,000	107
Energia de Deformação	0,543	263
Limite de Resistência	1,000	312
Limite de Escoamento	0,829	343
Dureza Brinell	0,800	366
% de Elongação	0,086	414
% de Redução na Area	0,629	694

As outras propriedades mecânicas mostraram desvios muito grandes. Este estudo indicou que o produto da resiliência U_R pela dureza Brinell na forma:

$$\frac{V(U_R H)}{t} = \text{Constante} \quad (2.6)$$

dá a melhor correlação, indicando que materiais com alta resiliência e dureza exibirão boa resistência ao dano cavitacional e que a escolha de novos materiais para resistir à cavitação em um dado sistema pode ser feita com o uso dessa equação.

Em outro trabalho, B.C.S. Rao e outros (21) também estudaram as correlações das propriedades dos materiais versus resistência à erosão em dispositivo de disco rotativo e de fluxo venturi em várias intensidades. Estes estudos indicaram que diferentes propriedades individuais influenciam diferentes estágios de erosão. Em altas e baixas intensidades de erosão, as propriedades de energia predominam no fenômeno, enquanto que em intensidades intermediárias, as propriedades de resistência e acústica tornam-se mais significantes.

Os autores esclarecem que propriedades múltiplas forneceram melhores correlações do que propriedades simples, sugerindo uma interação complexa das propriedades dos materiais durante o fenômeno de erosão. Mais ainda, das melhores propriedades múltiplas obtidas, a dureza está envolvida em todas, indicando que a dureza, interagindo com outras propriedades de energia e acústica, influencia o fenômeno da erosão em diferentes estágios para diferentes intensidades.

Os autores concluíram que, quando as verdadeiras propriedades dos materiais (obtidas em ensaios mecânicos) são usadas nas correlações em diferentes estágios para diferentes intensidades, os parâmetros estatísticos melhoram de 3 a 37% para ambas, simples e múltiplas propriedades e que, na maioria dos casos, a máxima porcentagem de melhora é maior para as propriedades simples do que para propriedades múltiplas.

Para eles, a melhora nos parâmetros estatísticos para as correlações usando propriedades verdadeiras dos materiais comparadas àquelas correlações para as propriedades de engenharia, suportam a hipótese de que a fratura do tipo dútil predomina durante todo o processo de erosão, porque a elongação está envolvida em todas as propriedades verdadeiras dos materiais.

Eles observaram que, durante a fase inicial e de desenvolvimento da erosão, o mecanismo de falha é essencialmente dútil e é seguida pela fratura frágil. Dessa melhora nas correlações verificada quando usando propriedades verdadeiras dos materiais, os autores concluíram que para os diferentes estágios da erosão a fratura tipo dútil (resultando do cisalhamento) predomina sobre a fratura tipo frágil (resultando da tração).

2.5- ENSAIOS DE CAVITAÇÃO

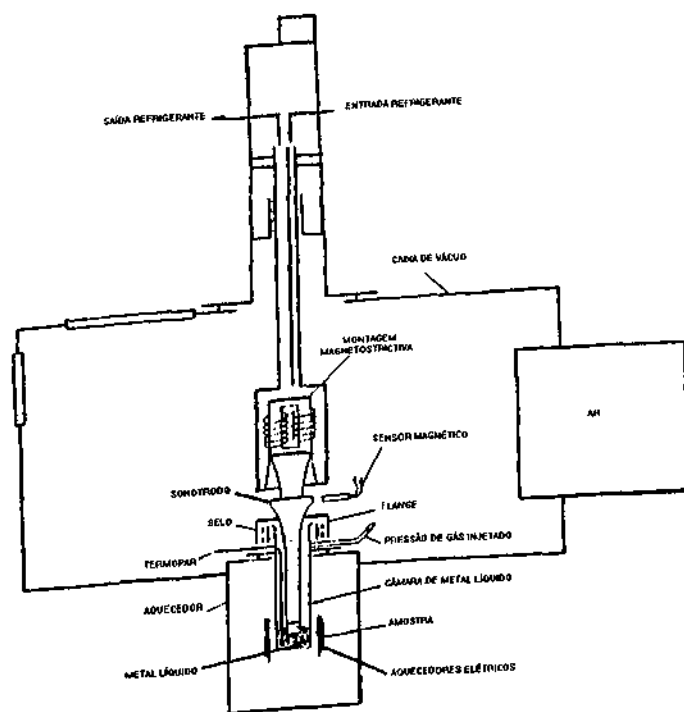
Embora o fenômeno da erosão por cavitação seja um problema antigo, os mecanismos dos danos que produzem perda de material são ainda pouco entendidos. Ainda não é possível

especificar as propriedades dos materiais que irão assegurar uma boa resistência aos colapsos e impactos das bolhas de cavitação (19). Sendo assim, a escolha de ligas resistentes é baseada usualmente na experiência prévia e nos testes de laboratório de cavitação acelerada. Estes últimos tem se mostrado como excelentes ferramentas para o desenvolvimento de novas ligas de alta resistência à cavitação.

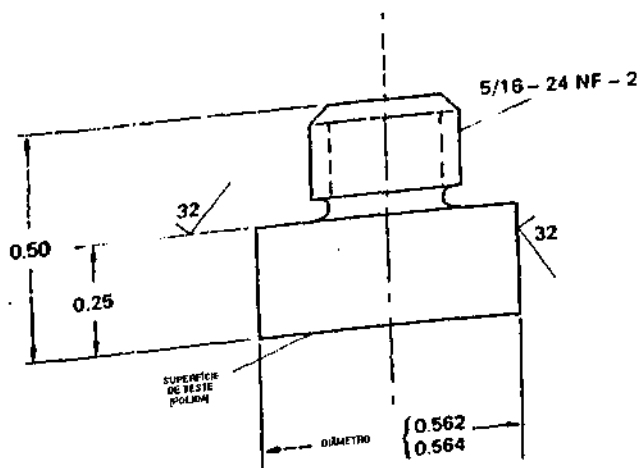
2.5.1- DISPOSITIVOS DE TESTE

Os dispositivos de testes citados na bibliografia incluem:

- dispositivo vibratório magnetostrictivo, onde a oscilação é produzida por transdutor magnetostrictivo (figura 2.14);
- dispositivo vibratório piezoelétrico, onde a oscilação é produzida por cristal piezoelétrico (figura 2.15);
- dispositivo de disco girante, onde o impacto do jato de água sobre os corpos de prova presos ao disco girante criam pressões necessárias à observação do fenômeno da cavitação (figura 2.16).



(N) DIAGRAMA ESQUEMÁTICO



(N) AMOSTRA TÍPICA

Figura 2.14- Dispositivo magnetrostictivo - NASA - (9).

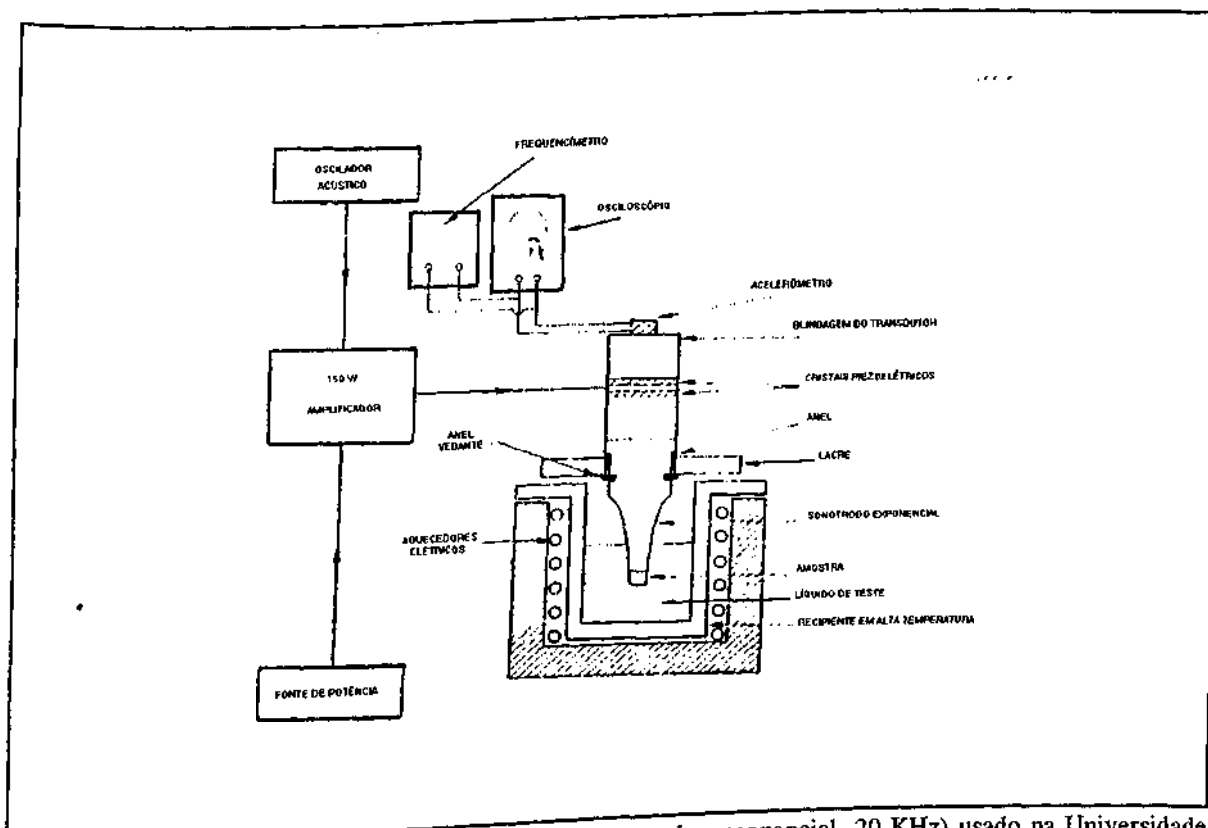


Figura 2.15- Dispositivo para cavitação vibratória (sonotrodo exponencial, 20 KHz) usado na Universidade de Michigan (9).

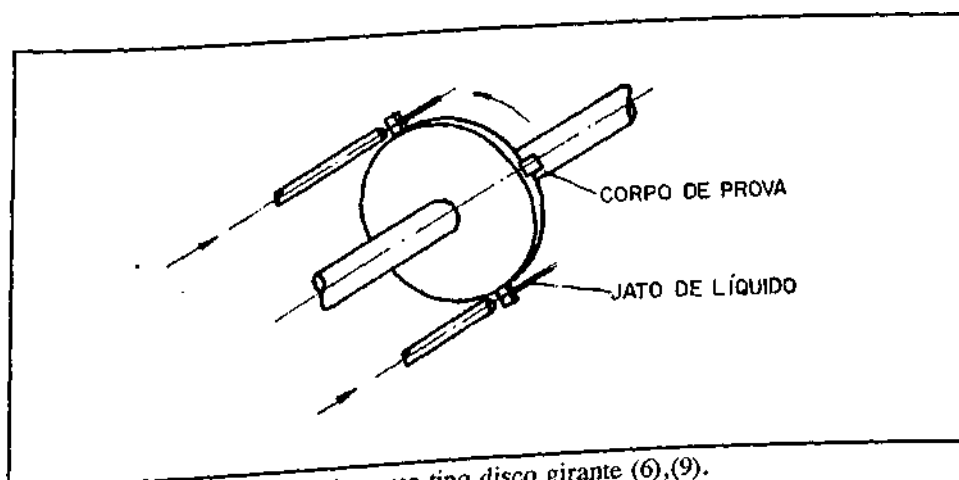


Figura 2.16- Dispositivo de impacto tipo disco girante (6),(9).

Estes dispositivos são utilizados na maior parte dos testes de cavitação em laboratório. Entretanto encontra-se na bibliografia menções ao uso de dispositivo Venturi (figura 2.17 (9), (11)) bem como de jato cavitante (9), (19) para testes de laboratório.

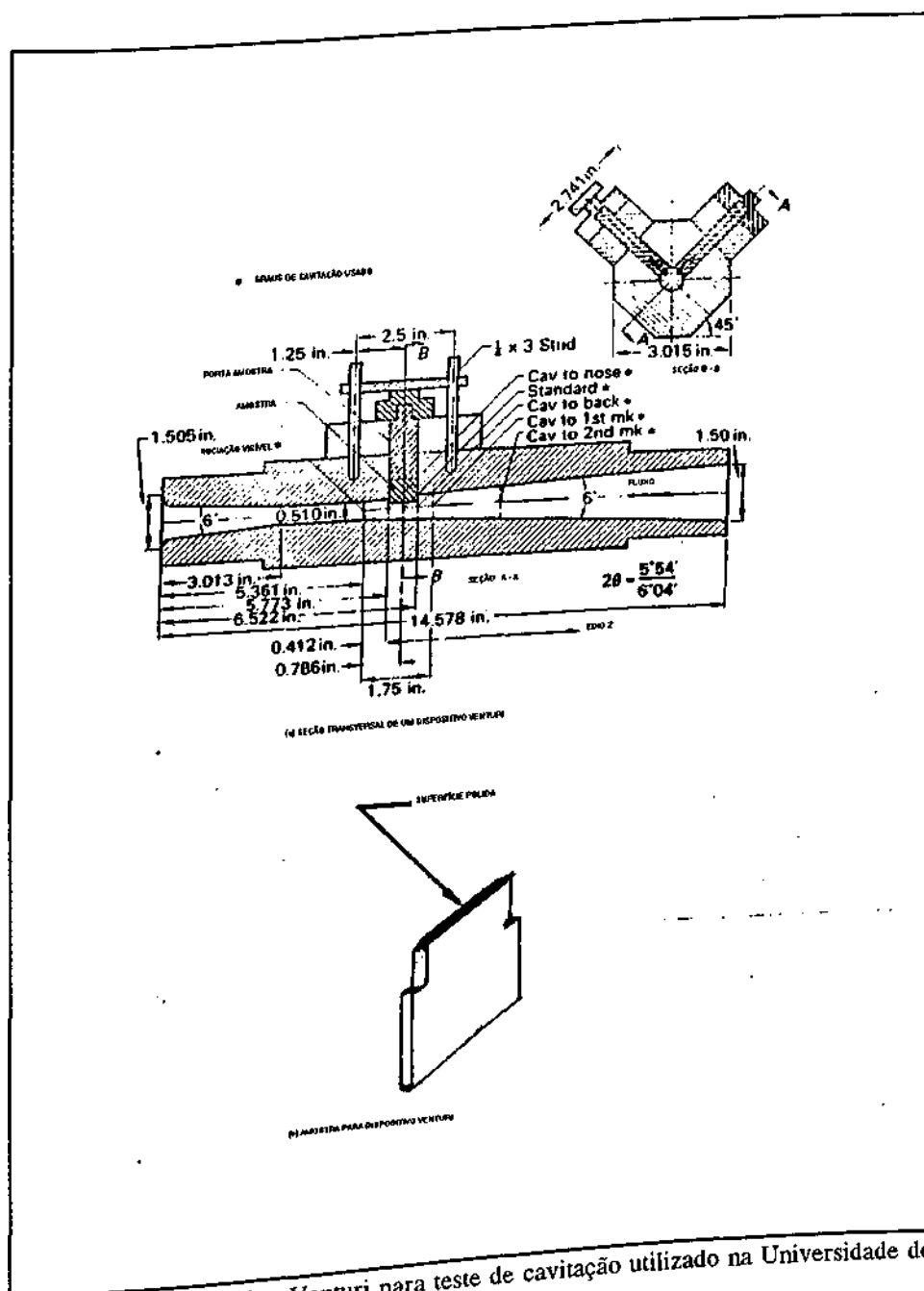


Figura 2.17- Dispositivo Venturi para teste de cavitação utilizado na Universidade de Michigan (9).

2.5.2- ENSAIO DE CAVITAÇÃO ACELERADO

Desde que Gaines (ASTM G 32, (7) apud Gaines, [1]) descobriu que erosão por cavitação ocorria na face de um pistão vibrando, este fenômeno tem sido usado para pesquisas básicas bem como para a seleção de materiais. Em 1955 o American Society of Mechanical Engineers Committee on Cavitation recomendou um procedimento padrão de teste baseado no "estado-da-arte" então existente. Desde então, muitos avanços nos aparelhos e técnicas de testes foram realizados. Sabendo disso, o ASTM Committee G-2 on Erosion and Wear iniciou um Método Padrão de Teste de Erosão por Cavitação Vibratória (7).

Este método é largamente utilizado em trabalhos sobre cavitação e, para atestar sua eficácia, pode-se citar aqui, por exemplo, a opinião de Simoneau (19) que o considerou muito útil para classificar e desenvolver ligas industriais para o uso em turbinas hidráulicas. Entretanto o próprio Simoneau, em outro trabalho (1), aponta uma restrição a esse método; para ele a corrosão bimetálica galvânica é um fator importante na erosão por cavitação de turbinas e vários estudos em testes acelerados tem negligenciado esse fenômeno. Na opinião de Simoneau, pode-se contornar essa situação reproduzindo-se em laboratório o efeito sinérgico da corrosão e cavitação.

2.5.3- IMPORTÂNCIA DO ENSAIO NORMALIZADO

Existem duas fontes genéricas de informações experimentais com relação à resistência relativa de materiais ao dano cavitacional: a experiência de campo e os testes de laboratório.

A experiência de campo no uso de um dado material, por um lado, deve fornecer uma resposta definitiva para uma dada instalação. Por outro lado, sem um conhecimento adequado da intensidade e outras características significantes do ataque cavitacional, ela pode tornar-se uma grande fonte de enganos quando se tenta transferir dados entre diferentes classes de uso. Além disso, as experiências de campo também são muito caras e de aquisição demorada.

Do exposto acima, surge a necessidade de se implementar um Teste de Cavitação Acelerado. Por muitos anos, diferentes tipos de testes de laboratório tem sido usados, e os resultados comparados à experiência de campo, na tentativa de se conseguir uma correlação satisfatória.

A própria ASTM define um Método Padrão de Teste de Erosão por Cavitação

Vibratória amplamente utilizado, o qual permite determinar a taxa de erosão por cavitação produzida em diferentes condições e/ou materiais.

2.5.4- DESCRIÇÃO DO MÉTODO ASTM G-32 (7)

Este método geralmente utiliza um transdutor ultrassônico comercial de 20 KHz e aproximadamente 250-500 W de saída (amplitudes até 50 μm), no qual é fixado o "sonotrodo" ou transformador de velocidade. A amostra de massa apropriada é aparafusada na extremidade do sonotrodo.

A amostra é imersa em um Becker contendo o líquido de teste (geralmente água destilada) que deve ser mantido em uma temperatura especificada durante todo o teste. A amplitude e frequência de vibração da amostra devem ser controladas e monitoradas. A amostra deve ser pesada acuradamente antes do início do teste e, novamente, durante interrupções periódicas do teste, de modo a se obter a evolução da perda de massa *versus* tempo (que não é linear). A interpretação apropriada dessa curva cumulativa erosão x tempo permite a comparação de resultados entre diferentes materiais ou entre diferentes fluidos de teste ou condições.

2.5.5- SIGNIFICÂNCIA E USO

Este método pode ser usado para estimar a relativa resistência à erosão por cavitação de materiais como encontrados, por exemplo, em bombas, turbinas hidráulicas, dinamômetros hidráulicos, mancais hidrodinâmicos, cilindros de motores diesel, propulsores marinhos, hidrofólio e em passagens internas de fluxos com obstruções. Alguns investigadores também tem usado este método como teste de seleção para materiais submetidos a erosão por impacto de líquido, como encontrado por exemplo em turbinas a vapor (baixa pressão) e em aviões, mísseis ou veículos espaciais voando na chuva. Entretanto, esse método não deve ser usado na classificação de materiais para aplicações onde a corrosão eletroquímica ou a colisão de partículas sólidas desempenham um papel principal.

Os mecanismos de erosão por cavitação e erosão por impacto de líquido não são completamente entendidos e podem diferir, dependendo da natureza, escala e intensidade das interações líquido/sólido. A resistência à erosão pode, portanto, representar uma mistura de

propriedades ao invés de uma simples propriedade, e ainda não foi bem correlacionada com as outras propriedades mensuráveis independentes dos materiais. Por esta razão, a consistência dos resultados entre diferentes métodos de teste ou sobre diferentes condições de campo não é muito boa. Pequenas diferenças entre dois materiais provavelmente não são significantes, e sua classificação relativa deve ser confirmada repetindo-se o teste.

CAPÍTULO 3

PLANEJAMENTO E DESENVOLVIMENTO EXPERIMENTAL

3.1- METODOLOGIA DE TRABALHO

Para se atingir os objetivos propostos por este projeto, ou seja, adaptar e avaliar um equipamento de usinagem ultra-sônica para realização de Teste Acelerado de Erosão por Cavitação segundo a Norma ASTM G 32 - 85, uma sequência de procedimentos foram metodologicamente planejados. O primeiro procedimento foi a adaptação de um equipamento de ultrassom utilizado para usinagem de minerais em um equipamento de ensaio. O próprio formato da ferramenta de usinagem difere do formato do porta amostra para o ensaio de cavitação, o que por consequência altera as condições dinâmicas do sistema (alteração da frequência e amplitude); o ensaio de cavitação requer condições dinâmicas fixas e conhecidas, também diferindo das condições de trabalho do equipamento para usinagem.

Desta forma, no primeiro procedimento está previsto a construção de porta amostras que, como será visto adiante, é fator determinante na obtenção das condições dinâmicas requeridas para o sistema. Como meio de projeto, foi proposto utilizar cálculos baseados na massa, frequência de excitação e comprimento de onda, propriedades que determinam as características geométricas e definem a condição de ressonância do conjunto. Como, por mais preciso que sejam os cálculos, dificilmente se consegue controlar todas as condições de contorno do sistema, a determinação da funcionalidade de cada porta amostra projetado e construído foi feita por avaliações reais da dinâmica do sistema, servindo de retro-alimentação para novos projetos.

Um segundo procedimento, não separado do primeiro, do ponto de vista cronológico, foi o desenvolvimento de sistemas e metodologias para monitoração. Esta etapa, talvez a mais difícil por envolver frequências muito altas (20 KHz) e amplitudes muito baixas (0 a 60 μm), se baseou na seleção e calibração de sensores.

Finalmente, admitindo-se conseguir adaptar mecanicamente o equipamento e desenvolver um sistema de monitoração, um terceiro procedimento de avaliação é previsto através de ensaios reais com amostras de diferentes materiais utilizados em revestimentos contra cavitação.

Neste presente capítulo, está descrito o desenvolvimento dos dois primeiros

procedimentos, sendo o terceiro procedimento descrito no próximo capítulo.

3.2- IDENTIFICAÇÃO DO EQUIPAMENTO

3.2.1- APARELHO PADRONIZADO PARA ESTUDO DE EROÇÃO POR CAVITAÇÃO VIBRATÓRIA

Como iniciado no item 2.5.4, o método descrito pela Norma ASTM G-32 (7) para a realização de Ensaio de Cavitação Acelerado utiliza um transdutor ultrassônico vibratório comercial de 20 KHz, de aproximadamente 250 a 500 W de potência de saída, ao qual é ligado um **sonotrodo**, ou transformador de velocidade, convenientemente projetado. Na ponta do sonotrodo é rosqueada uma amostra do material que se deseja testar.

Um aparelho clássico para Ensaio de Cavitação Vibratória, que cumpra esta norma é ilustrado pela figura 3.1, constituindo-se das seguintes partes:

- (a) um conversor elétrico-acústico, comportando um transdutor comprimido entre duas massas metálicas (no caso de aparelhos de baixa potência, não são necessários dispositivos de resfriamento para o conversor);
- (b) um gerador de corrente de baixa potência, com regulagem de potência, e um dispositivo de controle da frequência de ressonância do dispositivo eletro-acústico;
- (c) um amplificador metálico, cujo papel é o de transmitir e amplificar as vibrações oriundas do transdutor;
- (d) um sonotrodo, ao qual é acoplada à amostra, cuja função é transmitir e amplificar as vibrações oriundas do amplificador;
- (e) um sistema de refrigeração para manter a temperatura desejada do líquido em que a amostra é submersa, durante todo o teste;

- (f) isolamento acústico, devido aos altos níveis de ruído que podem ser gerados;
- (g) um sensor calibrado, que permita o monitoramento da amplitude durante todo o teste.

O conjunto transdutor-amplificador-sonotrodo (conjunto vibrante), conforme descrito acima e ilustrado na figura 3.1, é, na verdade, montado sobre um bloco deslizante afixado à uma coluna, de tal modo a se ter um deslocamento vertical. Este deslocamento é que permite variar a distância da amostra (na ponta do sonotrodo) relativamente ao meio líquido.

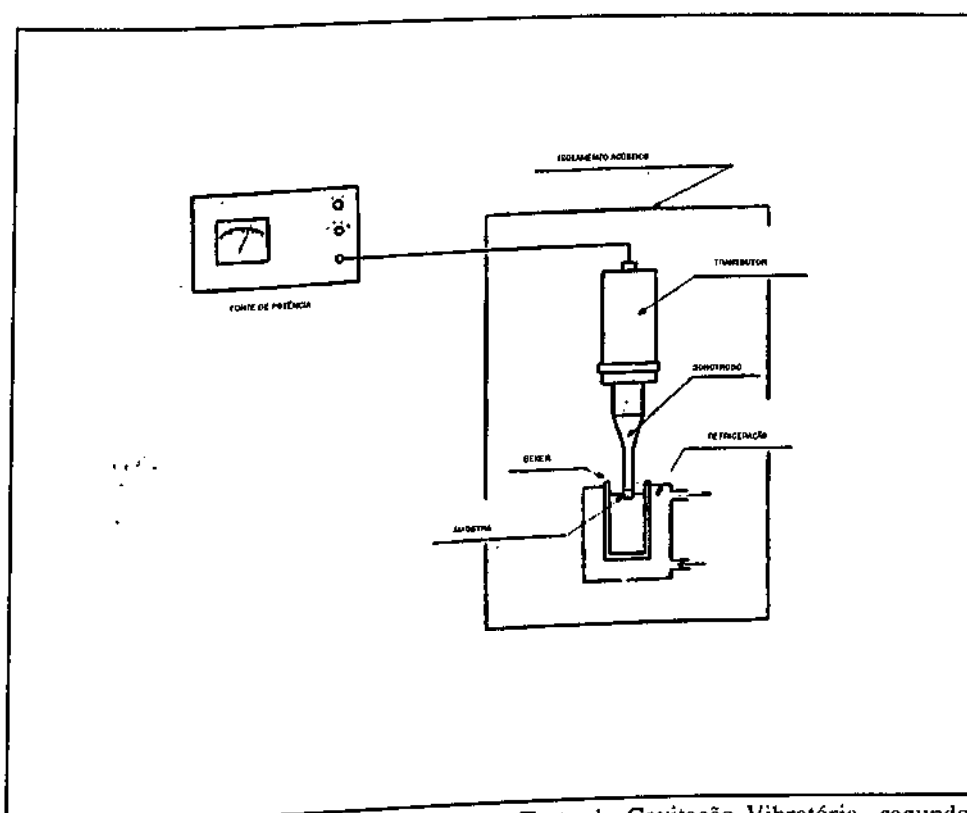


Figura 3.1- Esquema de Equipamento para Teste de Cavitação Vibratória, segundo Norma ASTM (7).

3.2.2- DESCRIÇÃO DO EQUIPAMENTO DISPONÍVEL

O equipamento disponível na Universidade, de propriedade do Laboratório de Engenharia de Materiais (LEM), destinava-se à realização de usinagem por ultra-som. Uma vista esquemática desta unidade ultrasonora é apresentada na figura 3.2.

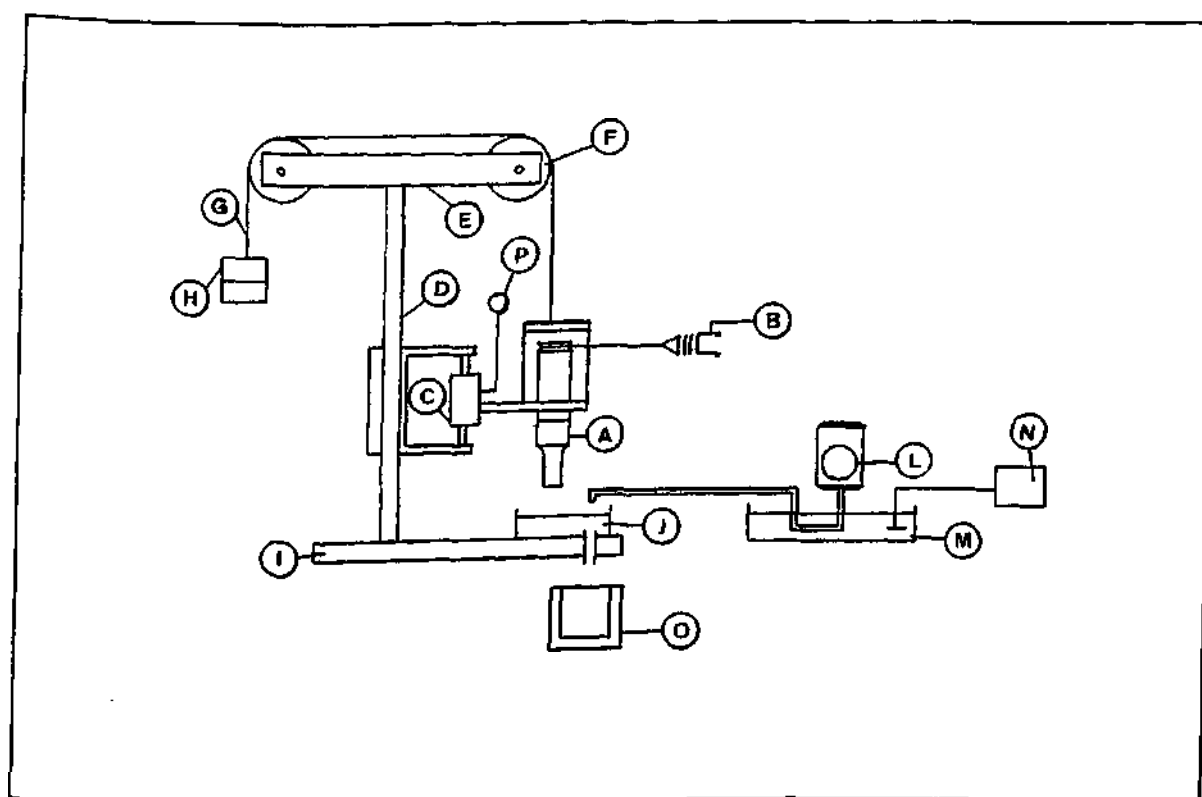


Figura 3.2- Esquema da unidade ultrassônica.

O conjunto vibrante, formado pela montagem transdutor-amplificador-sonotrodo (A), o qual é alimentado por uma fonte de potência elétrica (B)*, é fixado ao bloco deslizante (C). Este por sua vez, é preso à coluna (D), que possui em seu topo uma travessa (E) com uma polia (F) em cada extremidade. Por essas polias passa o cabo (G) que liga o contrapeso (H) ao conjunto vibrante. A parte inferior da coluna está engastada na base (I), que suporta a mesa de fixação das amostras (J). A mistura abrasiva é fornecida à interface peça/sonotrodo por meio de uma bomba (L) que a retira de um reservatório (M). A homogeneidade dessa mistura é garantida por um agitador mecânico (N) e a coleta da mesma durante a realização do teste é feita pelo recipiente (O). A profundidade de penetração do sonotrodo após o teste é avaliada por um relógio comparador (P) acoplado ao bloco deslizante.

Para viabilizar a realização de Ensaaios de Cavitação na própria UFU, foi desenvolvido um procedimento de adaptação deste equipamento disponível.

3.3- ADAPTAÇÃO DO EQUIPAMENTO

* - Fonte de Potência Modelo Viking 100, fabricada por Machado Correa.

3.3.1- DESCARTE E INCORPORAÇÃO DE ELEMENTOS

Os elementos cuja funcionalidade se restringia à usinagem por ultra-som foram descartados e retirados do equipamento. Foram eles:

- mesa de fixação (J);
- bomba (L);
- reservatório de mistura abrasiva (M);
- agitador mecânico (N);
- coletor de mistura abrasiva (O);
- relógio comparador (P).

Por outro lado, foram incorporados à montagem os elementos essenciais à realização de Ensaio de Cavitação resultando na montagem apresentada na figura 3.3. Conforme a figura, os elementos incorporados foram: um recipiente para líquido de teste (Q), um termômetro para determinação da temperatura do líquido de teste (R), um ventilador para refrigeração do conjunto vibrante (S) e um sistema de monitoramento da amplitude (sensor e osciloscópio) (T).

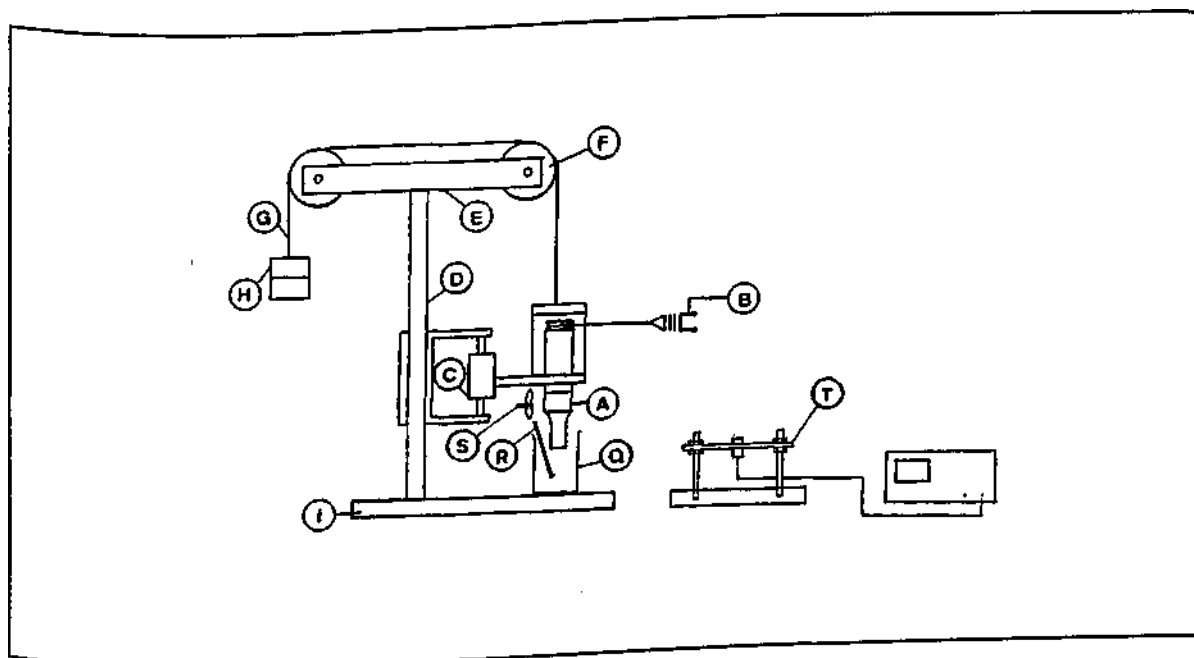


Figura 3.3- Montagem para teste acelerado de cavitação vibratória.

3.3.2- SELEÇÃO E CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MONITORAMENTO DA AMPLITUDE

3.3.2.1- SELEÇÃO DE UM SISTEMA DE MEDIÇÃO (SM) PARA MONITORAMENTO DA AMPLITUDE

Após consultar a bibliografia, constatou-se que a escolha do Sistema de Medição deveria recair sobre uma das seguintes alternativas:

(a) Método Ótico

Soares (22) descreve um método ótico para determinação da amplitude de vibração do sonotrodo. Ele usou uma lupa binocular (microscópio estéreo) com grande profundidade de campo, aumento máximo por volta de 100X, dotada de ocular reticulada. O método consiste em focalizar a aresta inferior do eixo vibratório, ou um risco fino logo acima da aresta e ligar o aparelho, de modo a efetuar as medições com o eixo vibrando (figura 3.4).

Quando o eixo vibra, a imagem da aresta inferior é deslocada para baixo, perdendo nitidez mas ficando ainda bem perceptível. O deslocamento X observado corresponde à metade da amplitude pico a pico da vibração do sonotrodo. Explicando de outra forma, quando se focaliza um risco fino, este parece aumentar de espessura com a vibração. Este aumento de espessura corresponde a amplitude pico a pico de vibração.

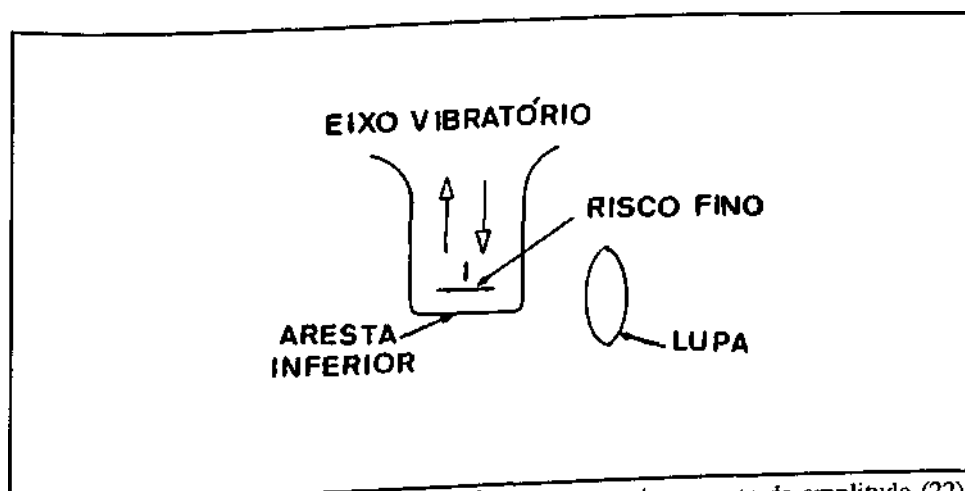


Figura 3.4- Esquematização do Método Ótico para monitoramento da amplitude (22).

Na escolha do Sistema de Medição para monitoramento da amplitude, foi testada a viabilidade do Método Ótico. Não foram obtidos resultados satisfatórios, pois o aumento da lupa utilizada (em torno de 10 X) não foi suficiente para captar qualquer alteração da posição da ponta do sonotrodo em movimento. Tentou-se então utilizar o sistema de projeção (lâmpada halógena incandescente de 150 W e conjunto de lentes) de um projetor de "slides", para focalizar a extremidade do sonotrodo e projetá-la contra um fundo branco. Novamente, o aumento desse sistema (em torno de 30 X) não permitiu verificar qualquer alteração da imagem projetada. Numa outra tentativa, utilizou-se um Laser de baixa potência (didático) como fonte de iluminação, atingindo-se um aumento em torno de 90X na projeção. O fato da luz do laser ser colimada impediu a projeção da imagem do sonotrodo contra a parede (seria necessário um feixe de diâmetro maior do que do sonotrodo).

O Método Ótico foi, desta maneira, descartado como Sistema de Medição para monitoramento da Amplitude.

(b) Relógio Comparador

Soares, Ibidem, descreve também um método de determinação da amplitude de vibração do sonotrodo utilizando um relógio comparador. Ele fixou um relógio comparador abaixo do eixo vibratório, como mostrado na figura 3.5.

Quando o eixo vibrava, o ponteiro do relógio se deslocava de um valor X correspondente à metade da amplitude pico a pico e ficava parado, não conseguindo acompanhar o movimento oscilatório do eixo devido à alta frequência empregada (20 KHz). No relógio comparador utilizado, cada divisão correspondia a 1 micron.

Soares afirma que a leitura é muito simples e precisa. Entretanto, a viabilidade do relógio comparador como Sistema de Medição para monitoramento da amplitude não foi confirmada nos testes realizados neste estudo. Os resultados obtidos na aplicação desse método não se mostraram satisfatórios. A explicação para a inviabilidade do relógio comparador estaria na sua resposta dinâmica. O relógio comparador é um instrumento de 2ª ordem, com uma frequência natural baixa. Quando utilizado para a medição de amplitude de movimentos em altas frequências (como no caso de frequências ultra-sônicas), sua taxa de atenuação é muito alta, conforme se pode ver na figura 3.6. Isto é, em frequências altas, para qualquer sinal de entrada (q_i), a saída (q_o) é próxima de zero.

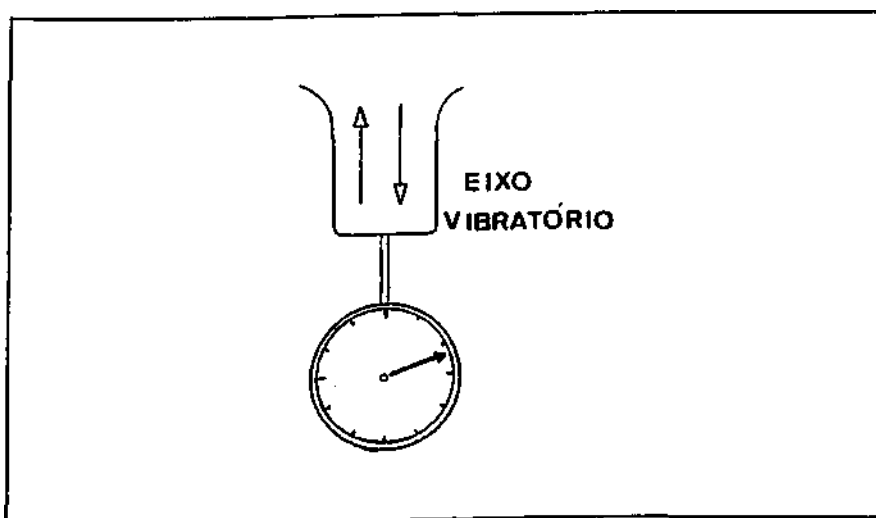


Figura 3.5- Esquematização do Método do Relógio Comparador para monitoramento da amplitude (22).

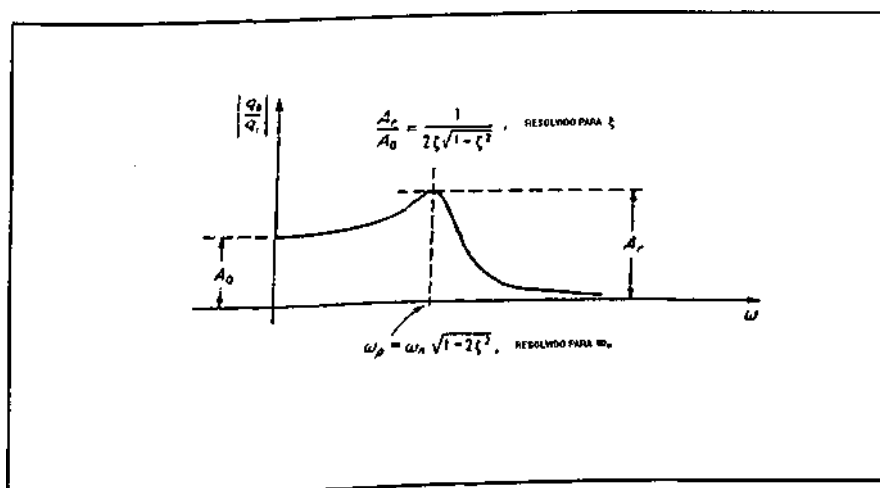


Figura 3.6- Resposta em frequência para instrumento de 2ª ordem (23).

(c) Transdutores de Deslocamento (Magnético ou Piezoelétrico)

A rigor, um acelerômetro (transdutor piezoelétrico) com frequência natural superior a 20 KHz seria o Sistema de Medição ideal para o monitoramento da amplitude da vibração do sonotrodo. Entretanto foram encontrados problemas que inviabilizaram sua utilização neste projeto. O acelerômetro, por necessitar de contato físico com a superfície que se deseja medir a vibração e adicionar massa ao sistema que se deseja monitorar, provoca interferência na forma da onda propagada. A própria fixação do acelerômetro no sonotrodo mostrou-se,

prática, ser impraticável. É conveniente, então, utilizar como Sistema de Medição um instrumento que permita determinar a frequência e amplitude da vibração sem contudo interferir nas características (massa e rigidez) do sistema sob monitoramento.

Um Sistema de Medição que atendia a estas exigências e estava em disponibilidade na Universidade é o Transdutor Magnético MM 0002, um dispositivo de relutância variável que pode ser usado como um sensor de velocidade ou como um excitador de vibração eletromagnética. Entretanto, a utilização do Transdutor Magnético como Sistema de Medição requereu uma calibração para altas frequências (frequências ultra-sônicas), apesar de sua característica de Resposta em Frequência. Conforme dados de especificação do fabricante, a sensibilidade à velocidade é essencialmente independente da frequência, variando menos do que $\pm 10\%$ até 2000 Hz (não é feita nenhuma menção para o caso de frequências superiores, que é o caso para o qual se deseja usar). O item abaixo descreve esta calibração.

3.3.2.2.- CALIBRAÇÃO DO SISTEMA DE MONITORAMENTO DA AMPLITUDE

O objetivo da calibração foi verificar se a sensibilidade à velocidade do Transdutor Magnético MM 002 sofre variações significativas em frequências acima dos dados de especificação, na faixa de amplitudes de interesse (até 50 μm).

Como informações básicas, um movimento vibratório pode ser descrito em termos de deslocamento, velocidade e aceleração. A forma e o período da vibração permanecem inalterados, quer seja o deslocamento, a velocidade ou a aceleração que esteja sendo examinado. Em sinais senoidais, o deslocamento, a velocidade e as amplitudes de aceleração estão relacionados matematicamente entre si, em função da frequência e do tempo. Se a fase for desprezada, como sempre acontece quando se faz medições de tempo médio, o nível de velocidade pode ser encontrado dividindo-se o sinal da aceleração por um fator proporcional à frequência e o deslocamento pode ser obtido dividindo-se o sinal da aceleração por um fator proporcional ao quadrado da frequência. Para o Transdutor Magnético, tem-se velocidade como sinal de saída. Então,

$$V = |Av| \sin \omega t \quad (3.1)$$

e o deslocamento é dado por

$$X = |Av/w| \cos wt \quad (3.2)$$

Uma curva típica da sensibilidade [mV/m/s] *versus* distância média entre a extremidade do Transdutor Magnético MM 0002 e o meio em vibração (d_0 [mm]), e outros detalhes são apresentados no Anexo 2.

O procedimento de calibração do transdutor MM 0002 implementado nesse trabalho é apresentado em etapas enumeradas a seguir, com as respectivas montagens, resultados e problemas enfrentados.

1ª ETAPA - Determinação da Função de Transferência do Sistema de Medição utilizando um acelerômetro como referência.

A figura 3.7 apresenta de forma esquemática a montagem utilizada nessa etapa de calibração. Nessa figura identificam-se as seguintes partes:

- 1- gerador de sinais harmônicos de amplitudes variáveis
- 2- amplificador;
- 3- "shaker";
- 4- montagem parafuso-acelerômetro $W_n = 20$ KHz (referência, canal A do analisador)
- 5- amplificador B&K
- 6- ponta de prova, de diâmetro igual ao dos corpos de prova (15,9 mm)
- 7- Transdutor Magnético (canal B do analisador)
- 8- Analisador de sinais HP

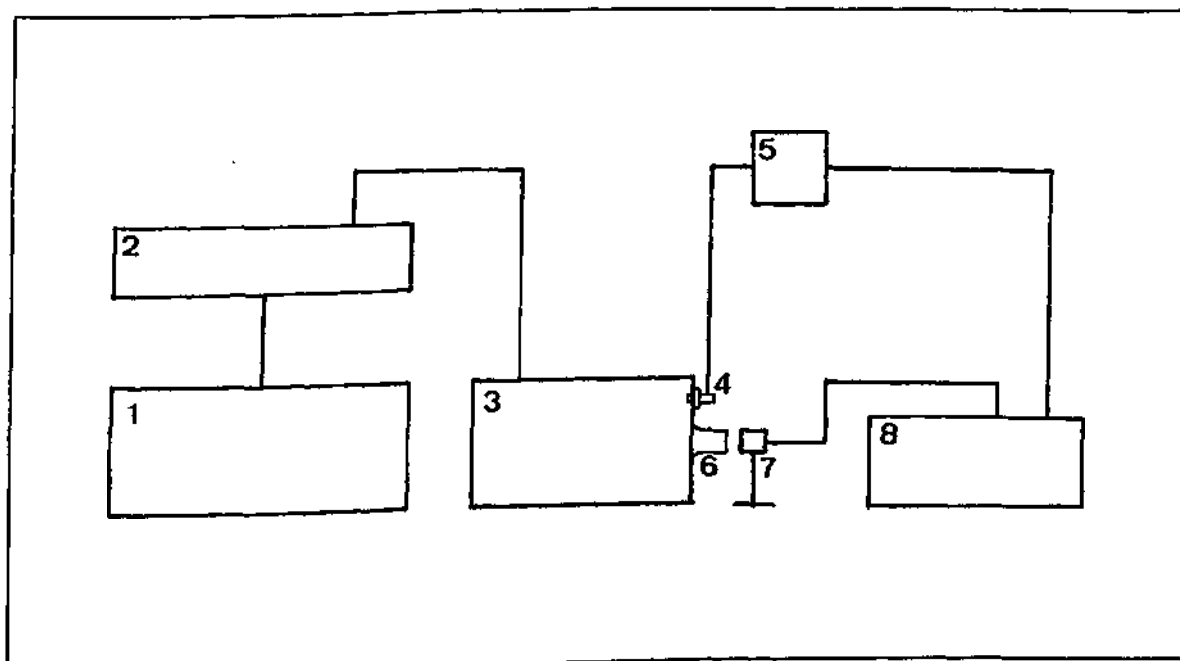


Figura 3.7- Montagem para 1ª Etapa da Calibração.

Para uma calibração estática, foram injetados sinais harmônicos de frequência de 20 KHz com amplitudes variáveis e anotados os valores de saída do acelerômetro e do Transdutor Magnético lidos no analisador de sinais. Foi utilizada uma distância ponta de prova-transdutor magnético (d_0) igual a 1 mm, pois nesse caso a sensibilidade é máxima (500 mV/m/s), conforme dados no Anexo 2.

Os resultados obtidos permitiram determinar o sinal do canal A (acelerômetro) como função do sinal do canal B (transdutor Magnético).

A curva de amplitude do deslocamento (Q_0) é plotada como uma função da voltagem (Q_i) e o gráfico obtido é apresentado na figura 3.8. Apesar do gráfico mostrar uma característica linear do instrumento, algumas questões ainda persistem:

- 1) a máxima amplitude de saída é muito baixa para o interesse desse trabalho (deslocamentos da ordem 10^{-13} metros, tendo pouco significado físico);
- 2) não está ainda definido o comportamento dinâmico do sistema.

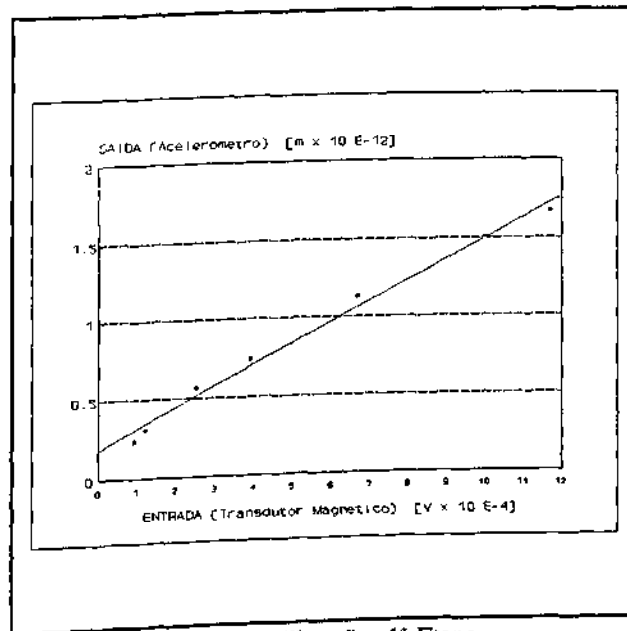


Figure 3.8- Curva de calibração: 1ª Etapa.

Para completar a calibração, foi então estudada a resposta em frequência do Sistema de Medição, aproveitando a montagem. Para isso, foi aplicado ao "shaker" um ruído branco na faixa de frequências entre 200 e 40000 Hz. A resposta em frequência é expressa pelas seguintes funções (33):

$$COH \ B/A \ \text{AVG} = f(freq) \ [Hz] \quad (3.3)$$

$$|TF| \ B/A \ \text{AVG} = f(freq) \ [Hz] \quad (3.4)$$

Na figura 3.9, é visto que a Função Coerência (COH B/A) se mantém próxima de 1 (COH B/A = .997) até a frequência $f = 7200$ Hz. Na frequência de interesse (20 KHz) o valor encontrado para COH B/A = 0,0984 sugere a existência de erros nesse processo de calibração. Esses erros podem ter como origem o próprio sistema de fixação do acelerômetro ao "shaker"; o acelerômetro foi rosqueado em um parafuso preso ao "shaker" e a rosca do acelerômetro pode ter funcionado como mola durante o processo de calibração. A figura 3.10 mostra o modelo matemático que representa essa hipótese. A frequência de 7200 Hz seria então a frequência de corte (W_p) para essa montagem, e acima de 7200 Hz o sistema não tem mais coerência. Como solução, foi desenvolvido um novo sistema de fixação do acelerômetro descrito na 2ª etapa.

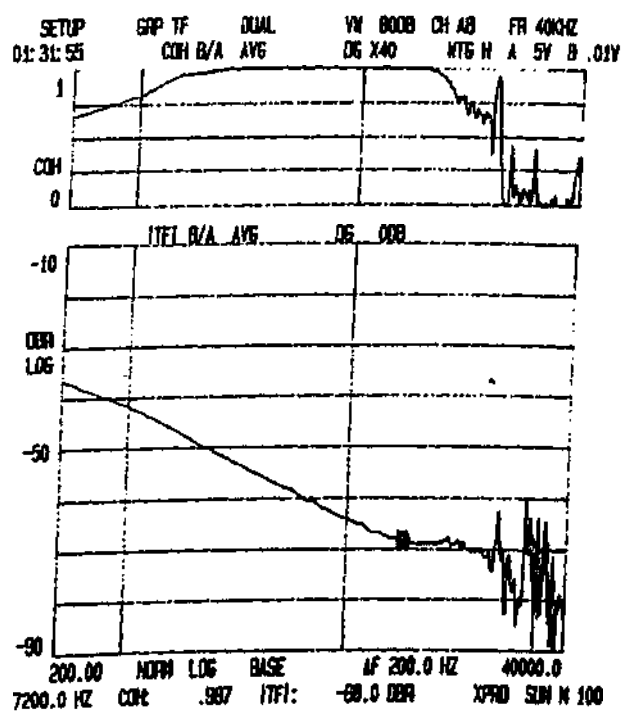
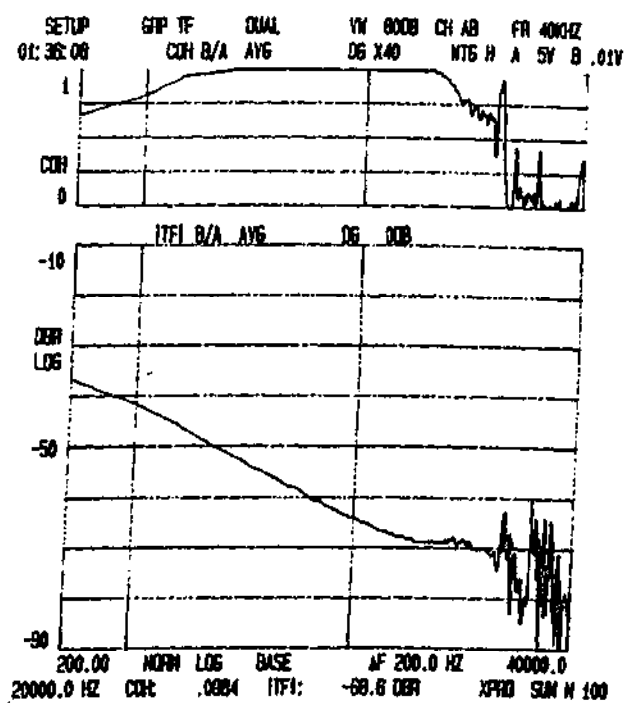


Figura 3.9- Levantamento da função coerência (COH) em função da frequência.

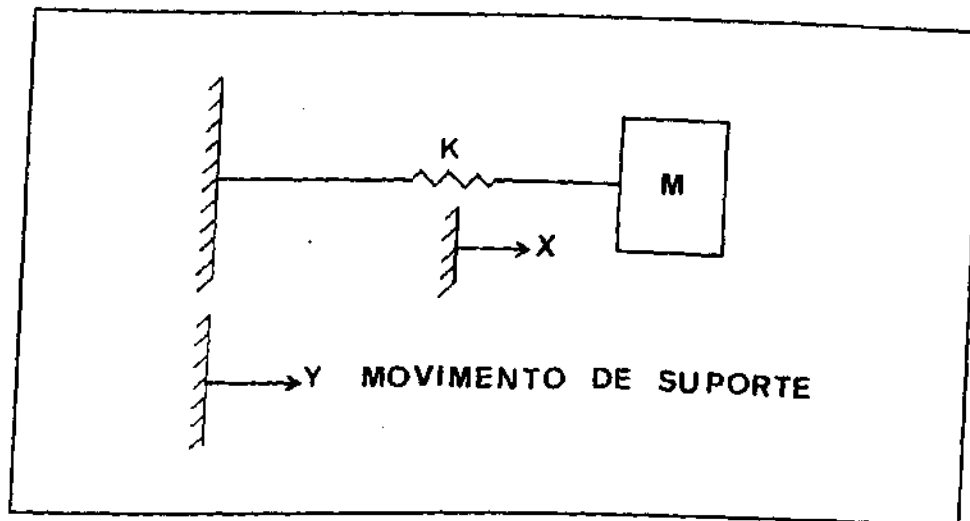


Figura 3.10- Modelo Matemático representando uma possível fonte de erros na 1ª Etapa de Calibração.

2ª ETAPA - Determinação da Função de Transferência do Sistema de Medição com modificação no acoplamento do acelerômetro.

Nessa etapa foi utilizada a mesma montagem da etapa anterior, modificando-se apenas o sistema de fixação do acelerômetro. Foi construído um suporte para o acelerômetro (figura 3.11), que impedia o movimento do acelerômetro relativo ao parafuso preso ao "shaker".

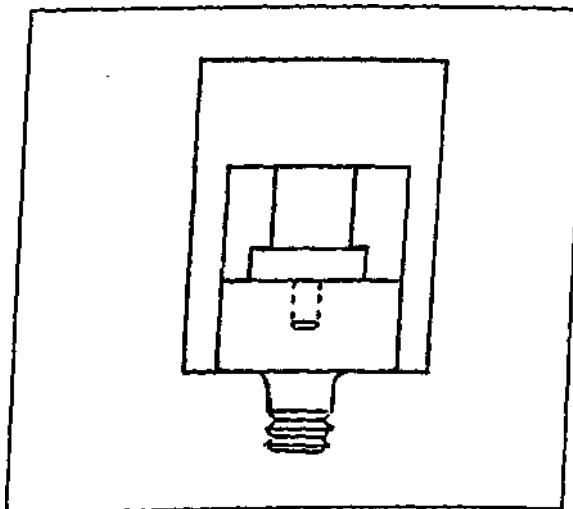


Figura 3.11- Sistema de fixação do acelerômetro para a 2ª Etapa.

Foram novamente injetados sinais harmônicos de frequência 20 KHz e amplitudes variáveis e anotados os valores de saída do acelerômetro e do Transdutor Magnético, lidos no analisador de sinais. Foi utilizada novamente uma distância ponta de prova-transdutor magnético (d_0) igual a 1 mm.

Os resultados obtidos (Tabela 3.1) permitiram determinar o sinal do canal A (acelerômetro) como função do sinal do canal B (transdutor Magnético), sendo a curva da amplitude do deslocamento (Q_0) em função da voltagem (Q_i) traçada conforme gráfico apresentado na figura 3.12.

TABELA 3.1- RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO (2ª ETAPA)

CANAL A - ACELERÔMETRO - (Q_0)			CANAL B TRANSDUTOR MAGNÉTICO (Q_i) [V x 10^{-4}]
ACELERAÇÃO [m/s ²]	VELOCIDADE [m/s]	DESLOCAMENTO [m]	
3,00	$2,3873 \times 10^{-5}$	$1,8998 \times 10^{-10}$	1,17
3,90	$3,1035 \times 10^{-5}$	$2,4697 \times 10^{-10}$	1,20
4,32	$3,4377 \times 10^{-5}$	$2,7357 \times 10^{-10}$	1,25
5,98	$4,7587 \times 10^{-5}$	$3,7869 \times 10^{-10}$	1,55
6,93	$5,5147 \times 10^{-5}$	$4,3885 \times 10^{-10}$	1,80
8,19	$6,5174 \times 10^{-5}$	$5,1864 \times 10^{-10}$	2,20
9,35	$7,4405 \times 10^{-5}$	$5,9210 \times 10^{-10}$	2,55
11,3	$8,9923 \times 10^{-5}$	$7,1558 \times 10^{-10}$	2,91
12,9	$1,0265 \times 10^{-4}$	$8,1690 \times 10^{-10}$	3,41
14,2	$1,1300 \times 10^{-4}$	$8,9923 \times 10^{-10}$	3,80
16,5	$1,3130 \times 10^{-4}$	$1,0449 \times 10^{-9}$	4,57
19,7	$1,5677 \times 10^{-4}$	$1,2475 \times 10^{-9}$	5,23
23,6	$1,8780 \times 10^{-4}$	$1,4945 \times 10^{-9}$	6,38
28,3	$2,2520 \times 10^{-4}$	$1,7921 \times 10^{-9}$	7,73
33,6	$2,6738 \times 10^{-4}$	$2,1277 \times 10^{-9}$	9,18

As mesmas considerações feitas após a calibração estática da 1ª Etapa (amplitude máxima e comportamento dinâmico) são ainda válidas.

Como na etapa anterior, foi estudada inicialmente a resposta em frequência do Sistema

de Medição, aplicando-se ao "shaker" um ruído branco na faixa de frequências compreendidas entre 200 e 40000 Hz. Foi verificado que a Função COH B/A se manteve próxima de 1 na faixa que compreende a frequência de interesse $f = 20$ KHz. Desta forma, considerou-se aceitável a calibração dinâmica.

Entretanto, a curva de calibração obtida nessa etapa é válida somente para a faixa de operação linear do Sistema de Medição, compreendida entre 0 e $9,18 \times 10^{-4}$ [Volts] (ou seja, entre 0 e $2,13 \text{ } \mu\text{m}$, amplitudes ainda com pouco significado físico). Para ser considerada satisfatória em relação aos objetivos do projeto, a faixa de operação linear deveria estar compreendida entre 0 e $50 \text{ } \mu\text{m}$. Esta deficiência se deve à limitações do "shaker", o qual não permite atingir amplitudes da ordem de $50 \text{ } \mu\text{m}$ na frequência de 20 KHz.

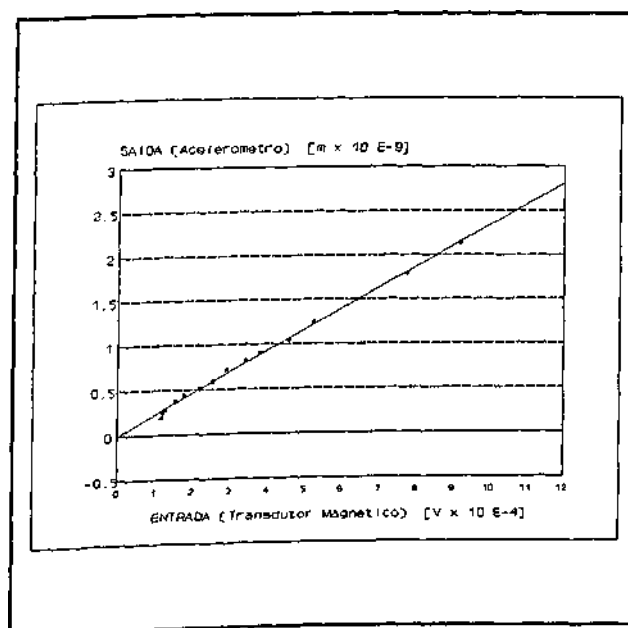


Figure 3.12- Curva de Calibração: 2ª Etapa.

Como solução do problema da amplitude máxima, procurou-se buscar um sistema alternativo de excitação do Sistema de Medição, como visto na próxima etapa.

3ª ETAPA - Determinação da Função de Transferência mudando o sistema de excitação.

Nesta etapa, buscou-se substituir o sistema de excitação utilizado na etapa anterior por outro que permitisse obter amplitudes da ordem de $50 \text{ } \mu\text{m}$ na frequência de 20 KHz. Como

não se dispunha de um conjunto gerador de sinal/"shaker" mais potente, a solução natural foi acoplar o sistema de fixação do acelerômetro ao sonotrodo, na própria unidade vibratória do equipamento de usinagem ultra-sônica. A montagem, então, ficou como na figura 3.13.

O sistema de fixação do acelerômetro foi acoplado ao sonotrodo por rosqueamento. A montagem transdutor-amplificador-sonotrodo-sistema de fixação do acelerômetro passou a constituir o conjunto vibrante. O conjunto foi então excitado pela fonte geradora de potência (gerador de ultra-som), anotando-se os valores de saída do acelerômetro e do transdutor Magnético lidos no analisador de sinais. Foi utilizada uma distância ponta de prova-transdutor Magnético (d_0) igual a 1 mm (máxima sensibilidade).

Nesta fase percebeu-se a existência de um ruído, indicando que o acelerômetro não estava propriamente fixado entre o sistema de acoplamento e o sonotrodo. Para resolver este problema, foi aplicado um torque excessivo no parafuso de aperto, causando deformação e consequente perda do acelerômetro. Como não se dispunha de outro acelerômetro de mesma especificação para prosseguir à calibração, foi buscada uma nova alternativa, descrita na etapa subsequente.

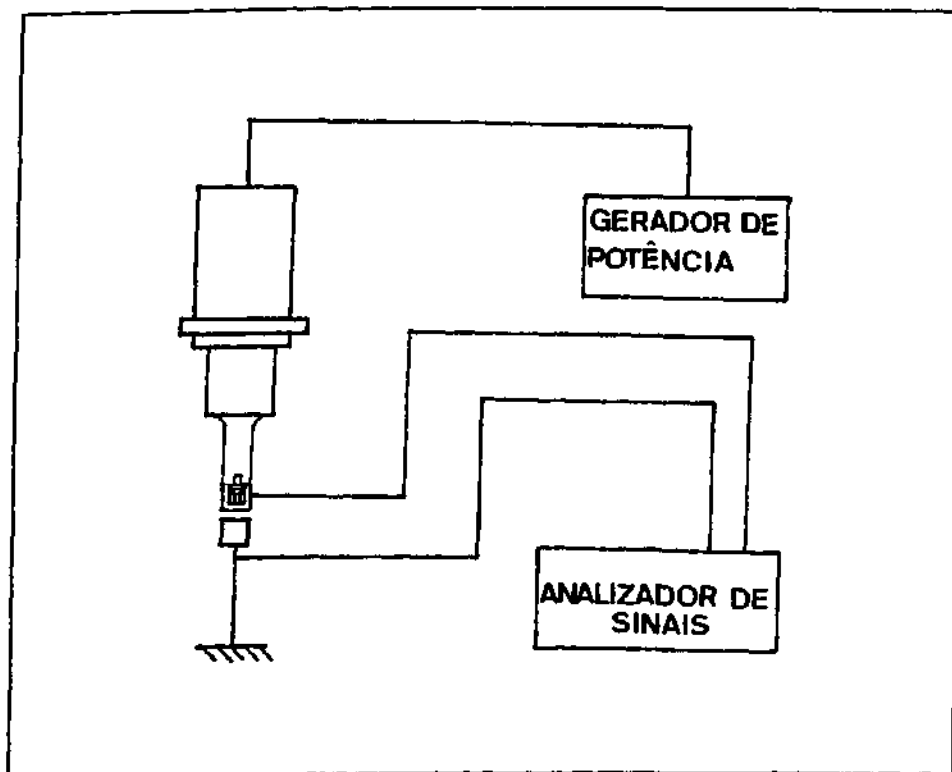


Figura 3.13- Montagem para 3ª Etapa de Calibração.

4ª Etapa - Determinação da Função de Transferência utilizando um Equipamento de Cavitação como Referência.

Cessadas as alternativas de calibração do Sistema de Medição de que se dispunha, restou ainda a alternativa de utilizar como fonte geradora de potência e Sistema de Medição de referência a unidade ultra-sônica SG-22-1000/2000 G de propriedade da UFMG - Departamento de Engenharia Metalúrgica -. Para tanto, foi levado o Transdutor Magnético até aquela Universidade e realizada uma calibração estática. O esquema de montagem é mostrado na figura 3.14.

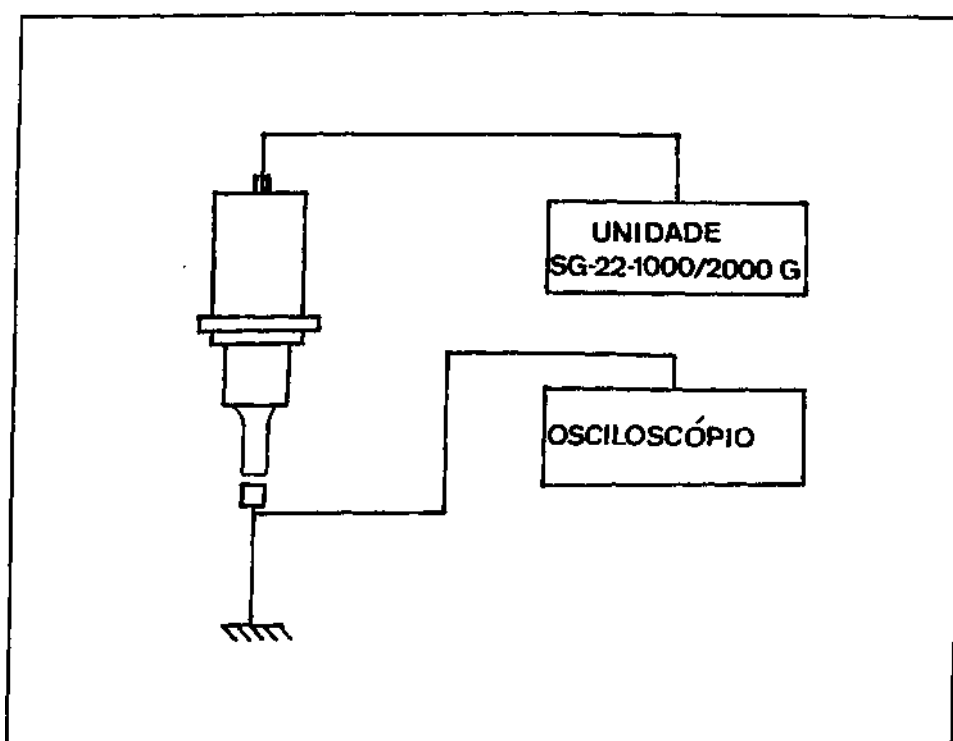


Figura 3.14- Montagem para 4ª Etapa de Calibração.

Procedendo-se à calibração estática, foram fixados na unidade ultra-sônica valores de amplitude de vibração (referência) mostrados em um "display" digital. Para cada valor selecionado, a unidade era posta para vibrar, anotando-se os valores de saída do transdutor magnético, lidos em um osciloscópio. Foi utilizada novamente uma distância ponta de prova-Transdutor magnético (d_0) de 1 mm.

Essa etapa permitiu determinar a função de transferência que expressa a amplitude da

unidade ultra-sônica SG-22-1000/2000 (Q_0) como função do sinal do Transdutor Magnético (Q_i), em uma faixa mais ampliada. Os resultados obtidos estão agrupados na Tabela 3.2, ilustrados pela figura 3.15.

TABELA 3.2- RESULTADOS DA CALIBRAÇÃO (4ª ETAPA)

Leitura nº	Entrada Q_i [Volts]	Saída (Q_0)			Desvios de Linearidade		Histerese [μm]
		$Q_0 \uparrow$ [μm]	$Q_0 \downarrow$ [μm]	Q_{0m} [μm]	D^+ [μm]	D^- [μm]	
1	6,3	35,6	35,2	35,4	0,2240	0,1760	0,4
2	6,8	38,0	37,6	37,8	0,1898	0,2102	0,4
3	7,0	39,0	38,5	38,8	0,2161	0,2839	0,5
4	7,4	41,0	40,5	40,8	0,2687	0,2313	0,5
5	7,8	43,0	42,4	42,7	0,3214	0,2786	0,6
6	8,2	44,9	44,3	44,6	0,2740	0,3260	0,6
7	8,6	46,9	46,2	46,6	0,3267	0,3733	0,7
8	9,0	48,9	48,2	48,6	0,3793	0,3207	0,7

Definições (23):

1- Desvios de Linearidade (D) → são dados em relação a reta média Q_{0m} , pelos pontos observados na calibração estática do Sistema de Medição que se apresentam mais afastados em relação a esta reta, e são expressos por:

$$D^+ = Q_0 \uparrow - Q_{0m}$$

$$D^- = Q_{0m} - Q_0 \downarrow$$

$$D_{\text{máx}} = D^+_{\text{máx}} + D^-_{\text{máx}}$$

$$Q_{0m} = (Q_0 \uparrow + Q_0 \downarrow) / 2$$

2- Histerese (H) → o valor numérico que representa a histerese associada a um Sistema de Medição é a máxima diferença entre as leituras Q_0 para um mesmo sinal de entrada Q_i , quando este é variado de um valor mínimo a um valor máximo e retorna ao valor mínimo. É expressa numericamente por: $H = Q_0 \uparrow - Q_0 \downarrow$

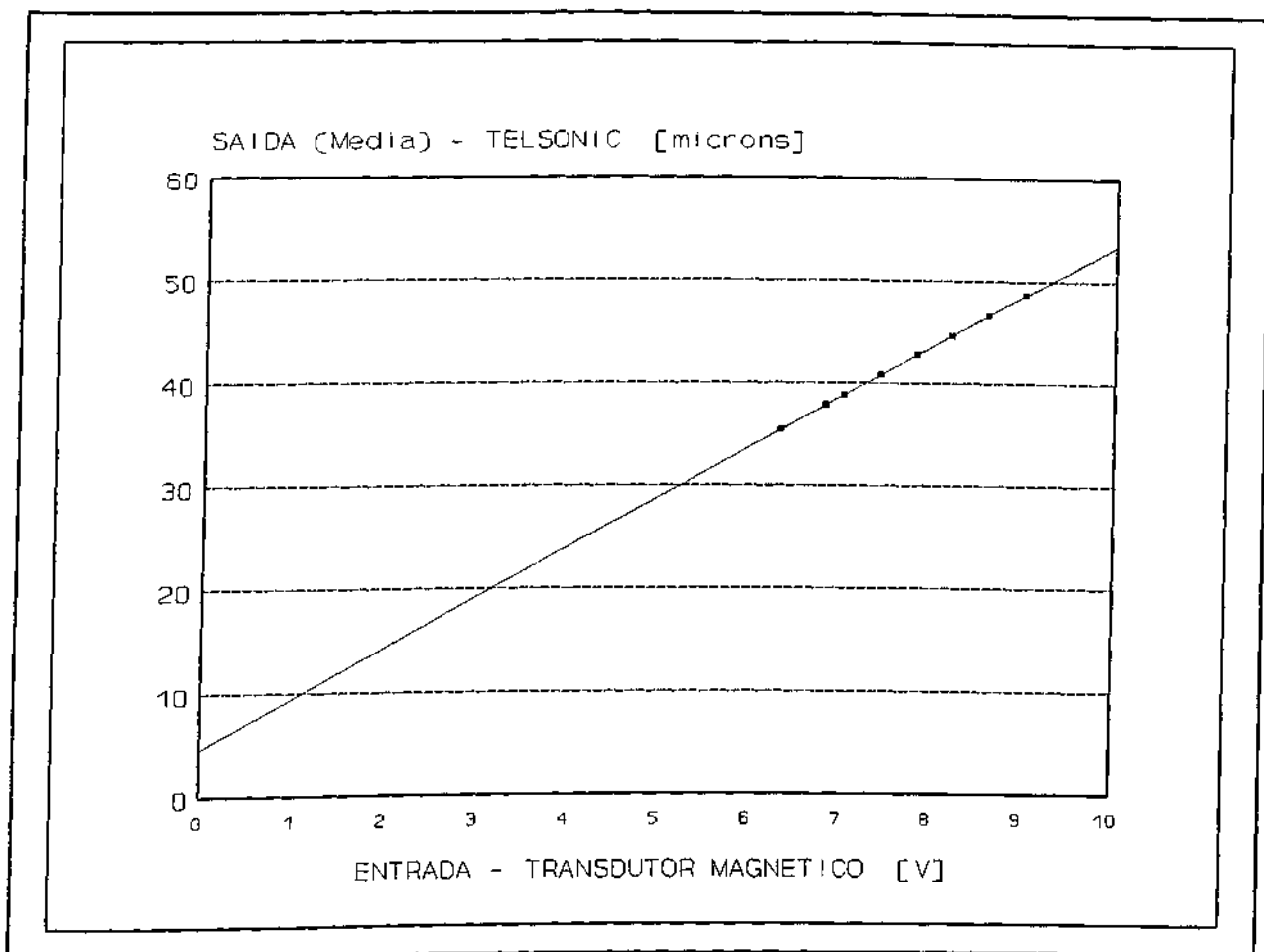


Figure 3.15- Curva de Calibração: 4ª Etapa.

A curva de calibração obtida nessa etapa é válida para uma faixa de operação linear do Sistema de Medição, compreendida entre 6,3 e 9 Volts, ou seja, entre 35,4 e 48,6 microns. Os limites inferiores e superiores da faixa de operação linear foram fixados pelas características da unidade ultra-sônica SG-22-1000/2000. Nela, a mínima amplitude que pôde ser selecionada, nas condições utilizadas durante a calibração, foi de 34,8 μm , enquanto que, por segurança, utilizou-se, como limite superior, o valor de 50 μm (recomendação do fabricante). Tendo em vista a dificuldade de desenvolver um método de calibração mais completo, os resultados da 4ª Etapa foram considerados satisfatórios, e a Função de Transferência do Transdutor Magnético, utilizada no restante do trabalho como Curva de Calibração é:

$$Q_{om} = 4,8684 * Q_i + 4,7051$$

com um coeficiente de correlação $R = 0,999983637$ (Q_i é dado em Volts e Q_{om} em microns).

3.3.3- FUNCIONAMENTO DO EQUIPAMENTO ULTRA-SÔNICO DA UFU

O princípio de funcionamento do equipamento se baseia na **Piezoelétricidade**, propriedade exibida por alguns materiais cristalinos assimétricos que, quando submetidos à deformações em direções convenientes, desenvolvem polarização elétrica proporcional a esta deformação. O gerador de ultra-som (Viking 100) fornece um sinal entre 20 e 40000 Hz, que é aplicado a um transdutor piezoelétrico. A vibração elétrica é transformada em vibração mecânica pela ocorrência do efeito piezoelétrico inverso (capacidade de um corpo mudar suas dimensões em resposta a um campo elétrico e que tem sido largamente empregado como meio de geração de ultra-som).

A vibração mecânica é transmitida a um amplificador (mecânico), que tem como função adaptar a impedância entre o transdutor e o sonotrodo, além de aumentar a amplitude de vibração. A amplificação mecânica é uma função da redução de área em um meio que propaga ondas acústicas. Na verdade, os sonotrodos são também amplificadores, e o nome genérico para ambos seria concentradores. As formas usuais de concentradores são três: exponencial, cônica e cilíndrica (figura 3.16).

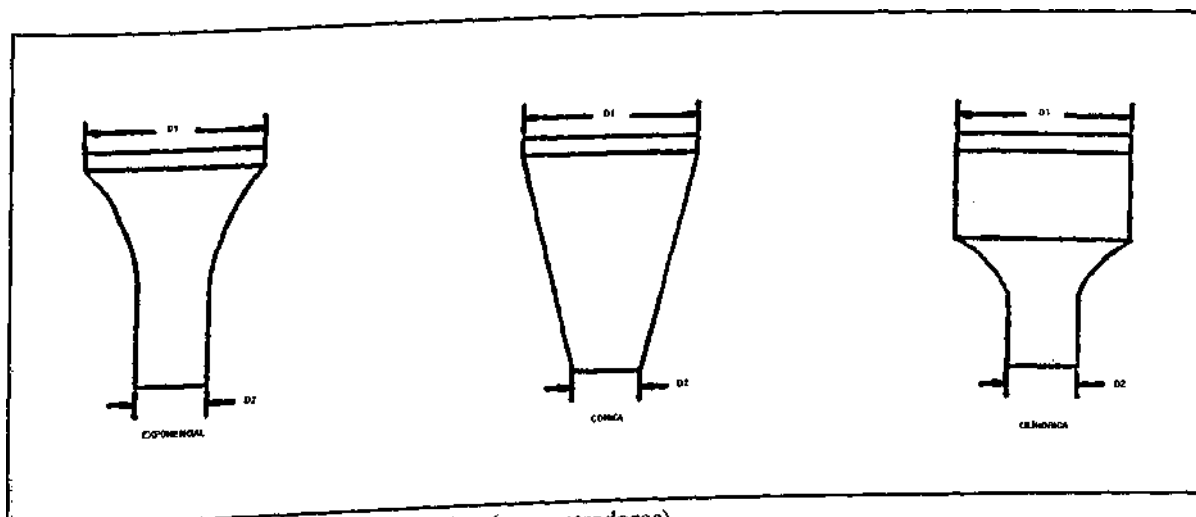


Figura 3.16- Formas usuais de sonotrodos (concentradores).

UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
CENTRO DE CIÊNCIAS EXATAS

3.3.3.1- Fórmulas Básicas para Cálculo de Concentradores (24):

a) Exponencial:

Lei da Área→

$$S = S_0 \exp^{-\alpha x} \quad \text{onde} \quad \alpha = \frac{2 \ln N}{L} \quad (3.5)$$

Condição de Ressonância→

$$\sin(2\pi \frac{f}{c} \sqrt{1 - \frac{\alpha^2 c^2}{4\omega^2}} L) = 0 \quad (3.6)$$

Ganho na Amplitude→

$$k = N \quad (3.7)$$

b) Cônico:

Lei da Área→

$$S = S_0 (1 - \alpha x)^2 \quad \text{onde} \quad \alpha = \frac{N-1}{NL} \quad (3.8)$$

Condição de Ressonância→

$$\frac{2\pi f L}{c} \left[\cot \frac{2\pi f L}{c} - \left(\frac{N}{1-N} \right)^2 \frac{2\pi f L}{c} \right] = 1 \quad (3.9)$$

Ganho na Amplitude→

$$K = \left| N \left[\cos \left(\frac{2\pi f L}{c} \right) - \frac{c}{2\pi f L} \frac{N-1}{N} \sin \frac{2\pi f L}{c} \right] \right| \quad (3.10)$$

c) **Catenária:**

Lei da Área→

$$S = S_0 \cosh^2 \gamma (L-x), \quad \text{onde} \quad \gamma = \frac{\text{arch} N}{L} \quad (3.11)$$

Condição de Ressonância→

$$k_1' L \tan k_1' L = - \sqrt{1 - \frac{1}{N^2} \text{arch}^2 N} \quad \text{onde} \quad k_1' = \sqrt{\left(\frac{2\pi f}{c}\right)^2 - \left(\frac{\text{arch} N}{L}\right)^2} \quad (3.12)$$

Ganho na Amplitude→

$$k = \left| \frac{N}{\cos k_1' L} \right| \quad (3.13)$$

d) **Cilíndrico Simétrico:**

Lei da Área→

$$\text{para } 0 \leq x \leq \frac{L}{2} \quad S = S_0, \quad \text{para } \frac{L}{2} \leq x \leq L \quad S = S_p, \quad \frac{S_0}{S_p} = N^2 \quad (3.14)$$

Condição de Ressonância→

$$L = \frac{c}{2f} \quad (3.15)$$

Ganho na Amplitude→

$$k = N^2 \quad (3.16)$$

e) Cilíndrico Não-Simétrico:

Lei da Área→

$$\text{para } 0 \leq x \leq L_1 \quad S=S_0, \quad \text{para } L_1 \leq x \leq L_1+L_2 \quad S=S_p, \quad \frac{S_0}{S_p}=N^2 \quad (3.17)$$

Condição de Ressonância→

$$\tan \frac{\omega L_2}{c} = -N^2 \tan \frac{\omega L_1}{c} \quad (3.18)$$

Ganho na Amplitude→

$$k = N^2 \frac{\sin \frac{2\pi f L_1}{c}}{\sin \frac{2\pi f L_2}{c}} \quad (3.19)$$

Dentre as formas citadas acima, a exponencial e a cilíndrica são as mais usuais. A preferência por essas formas sobre as demais surge da facilidade proveniente de cálculos simples e precisos. Cada um dos dois tipos tem suas próprias vantagens; o cilíndrico apresenta alto ganho na amplificação, mas a exponencial apresenta mínimas perdas. Devido ao alto nível de tensões internas no concentrador cilíndrico, o mesmo exige a utilização de um material resistente à fadiga. Em geral, o material usado é o Titânio ou ligas de Titânio.

O arredondamento dos cantos vivos entre as seções no tipo cilíndrico tem muito pouco efeito na amplificação. Tal arredondamento, entretanto, é necessário para minimizar as concentrações de tensão (solicitação alternada), que podem levar ao sobreaquecimento e fratura (25). Esses concentradores não dão o ganho calculado se a razão das áreas é grande. É possível ainda o uso de outras formas construtivas, como os amplificadores hiperbólicos, amplificadores em cascata (compostos de um arranjo múltiplo de amplificadores usuais) e os tubulares, dependendo da conveniência.

Todos os cálculos são feitos assumindo-se a hipótese de que as ondas planas são propagadas, o que só é verdade quando as dimensões lineares transversais são menores do

que meio comprimento de onda; dimensões maiores conduzem a tipos de ondas mais complicados, com redução no efeito de amplificação (24).

3.3.4- SELEÇÃO E PROJETO DE JUNÇÕES DESMONTÁVEIS

Em um sistema acústico, do tipo aqui tratado, estão presentes dois tipos de junção:

- acoplamento das extremidades dos concentradores (amplificador e sonotrodo), e
- acoplamento entre o conjunto vibrante e as partes fixas.

As junções dos concentradores podem ser realizadas por diversos modos: parafusos, aperto como porca, interferência, entre outros. Entretanto, toda junção desmontável apresenta alguma folga, tal que a trajetória da onda em propagação é decomposta. A onda resultante subsequente ao acoplamento será uma combinação das decomposições, com frequências e amplitudes imprevisíveis. Desta forma, se uma junção cai nos pontos referenciados por números pares na figura 3.17 (ventre), aparecerão partes excitadas em diferentes frequências, e quanto maior esta diferença, pior será a transmissão da amplitude. Por outro, se a junta cai em um ponto onde o cálculo indica um nó (figura 3.17, números ímpares), o sistema torna-se como se fosse dividido fisicamente em elementos ressonantes, excitados na mesma frequência, permitindo que uma boa transferência ocorra mesmo quando o acoplamento é deficiente.

Esquemmatizando este fundamento, a figura 3.17 mostra que a haste deve ter suas junções nos pontos mostrados por números ímpares, ou próximo deles. No caso mais simples (sistema de comprimento igual a duas meias ondas), existem duas alternativas. Na primeira, o amplificador e sonotrodo constituem um único corpo. Neste caso, se o aparelho for usado para usinagem a ferramenta seria uma ponta intercambiável.

A segunda possibilidade seria um amplificador e um sonotrodo distintos, acoplados em uma posição de nó. O próprio sonotrodo seria a ferramenta, o que dá maior versatilidade ao equipamento para usinagem.

Para uso do equipamento em ensaios de cavitação, a primeira alternativa seria mais indicada, por evitar acoplamentos. Entretanto, como o equipamento original usa a segunda alternativa, optou-se por mantê-la, no sentido de evitar alterações na pré-tensão do cristal ao

se retirar o amplificador.

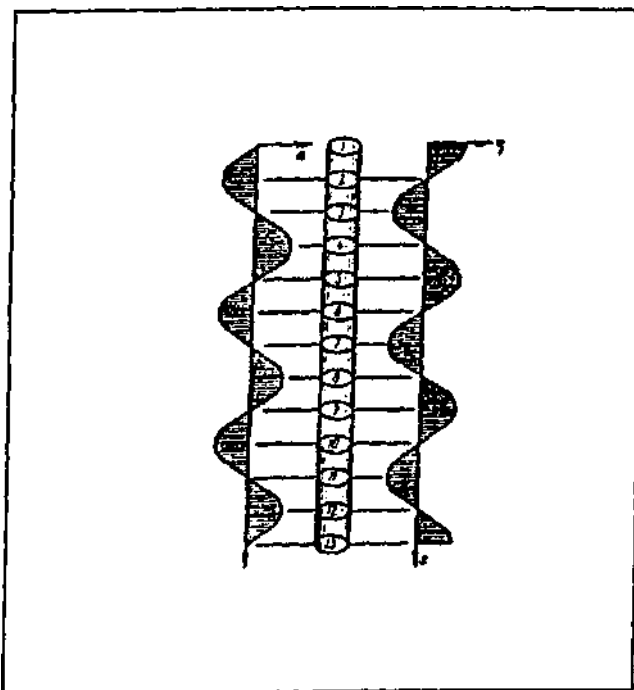


Figura 3.17- Propagação de ondas em uma haste (23).

Uma outra preocupação diz respeito ao acoplamento do conjunto vibrante às partes fixas do equipamento. Qualquer erro na localização dos nós afeta diretamente a performance devido à perda de energia para as partes fixas. Projetos mais antigos empregavam o acoplamento em planos anti-nodais (números pares na figura 3.17), usualmente por meio de um colar metálico no plano central do conjunto vibrante. Projetos mais recentes usam suportes metálicos (figura 3.18), com as vantagens de simplicidade e alta rigidez mecânica. Eles se fixam ao conjunto vibrante em um anti-nó (ponto de máxima amplitude), tendo comprimento longitudinal de um quarto de comprimento de onda. Seu ponto de acoplamento às partes fixas localiza-se em um nó de deslocamento.

O acoplamento no plano nodal tem as vantagens de projeto simples, relativa facilidade de localização, entre outras. Entretanto, em um sistema de duas meias ondas o plano nodal cai no meio do concentrador, tornando-se impraticável o uso de concentradores intercambiáveis.

Além da redução de eficiência por perdas nas junções ou acoplamentos, como enfatizado acima, uma outra fonte de redução da eficiência da transmissão de energia em um conjunto vibrante é constituída por perdas por absorção pelos elementos constituintes, devido

ao atrito interno. Desta forma, é de extrema importância para um perfeito funcionamento do equipamento, a escolha de um material apropriado, bem como um bom projeto de junção.

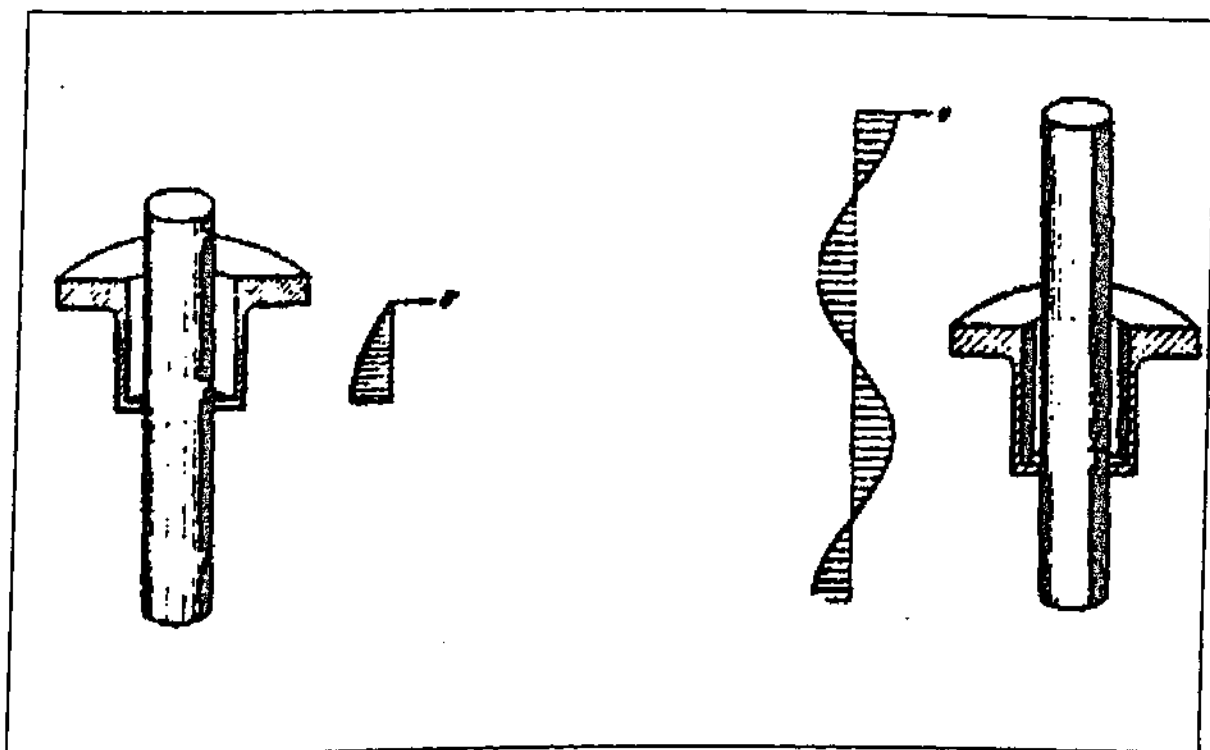


Figura 3.18- Acoplamento do conjunto vibrante às partes fixas (23).

3.3.5- TESTES DE SONOTRODOS

O teste do equipamento foi realizado inicialmente mediante a utilização de três diferentes sonotrodos disponíveis utilizados para usinagem. Para cada sonotrodo, foi obtida uma relação entre a amplitude de vibração e o ajuste de potência no Variac do gerador Viking 100. Os sonotrodos utilizados e suas respectivas dimensões são mostrados na figura 3.19 e os resultados obtidos estão agrupados na tabela 3.3.

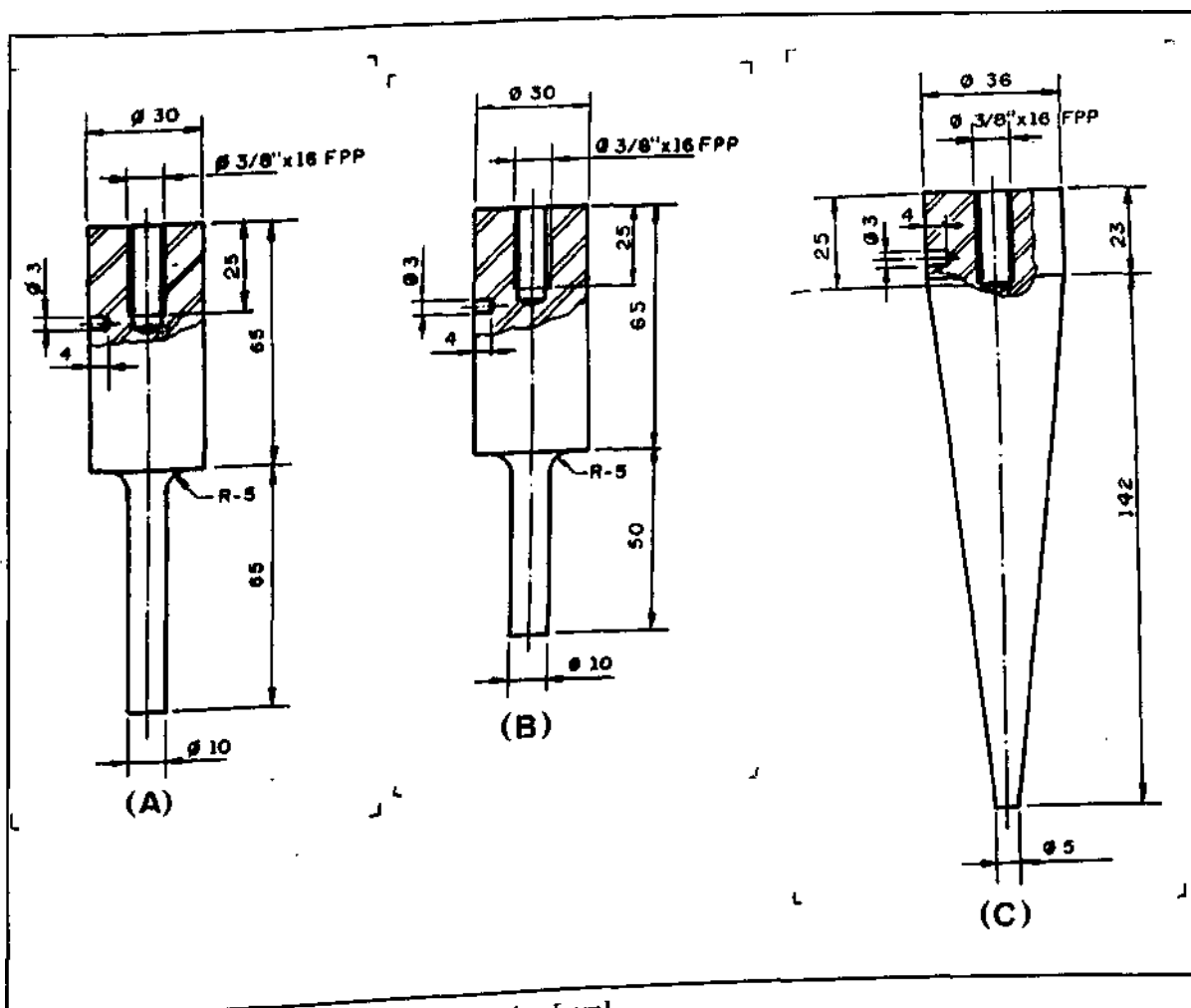


Figura 3.19- Dimensões dos sonotrodos testados [mm].

TABELA 3.3- TESTE DE SONOTRODOS

Conce trador	Massa [g]	Freq. [KHz]	AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO para Posição do Variac									
			1		2		3		4		5	
			[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm
A	262.50	22,22	0,4	6,65	0,7	8,11	0,9	9,09	1,3	11,03	1,7	12,98
B	255.70	25,00	0,8	8,60	1,6	12,49	2,0	14,44	2,4	16,39	2,5	16,88
C	507.50	20,00	4,9	28,56	8,8	47,55	11,6	61,18	13,6	70,92	17,0	87,47

OBS: AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO medida com o Trandutor Magnético B&K MM 0002, para uma distância $d_0 = 1$ mm (máxima sensibilidade) e corrigida pela curva de calibração média:

$$Q_{0m} = 4.8684 * Q_i + 4.7051$$

com um coeficiente de correlação $R = 0.999983637$ (Q_i é dado em Volts e Q_o em microns).

Para o propósito de Ensaio de Cavitação Acelerado e exigência de frequência de vibração ($f = 20$ KHz), a tabela 3.3 (complementada pela figura 3.19) sugere a construção de um sonotrodo com massa de aproximadamente $\frac{1}{2}$ quilograma, baseado nos resultados do concentrador C. O conjunto vibrante, considerado como uma "caixa preta", por desconhecer seu projeto, tem uma massa e rigidez tal que quando a massa do sonotrodo é igual a $\frac{1}{2}$ kg, ele apresenta uma frequência natural de 20 KHz.

3.3.6- CÁLCULO DE SONOTRODOS ESPECÍFICOS PARA ENSAIO DE CAVITAÇÃO

Embora o sonotrodo C tenha apresentado frequência e amplitude adequadas para o ensaio de cavitação, não havia como fixar a amostra para o ensaio na sua extremidade livre (limitação da forma do corpo de prova pela Norma ASTM G 32). Desta forma, foi necessário o projeto de um novo sonotrodo.

O cálculo do sonotrodo partiu da premissa que o acoplamento do conjunto vibrante às partes fixas foi efetuado em um nó da onda de deslocamento. Numa tentativa de se localizar os pontos nodais e anti-nodais, sem modificar a massa do sistema, o conjunto vibrante foi posto para vibrar sobre uma espuma, e foi percorrido lentamente por uma agulha fina (tipo costura). Com base na sensibilidade manual, foi possível distinguir pontos de maior e menor amplitude de vibração, os quais concordaram com a hipótese supracitada. A figura 3.20 mostra a posição da onda em relação ao conjunto vibrante.

O formato escolhido para o concentrador a ser usado foi o cilíndrico simétrico, devido a sua facilidade de fabricação. O material utilizado foi o aço carbono ABNT 1020, por seu baixo custo. A fixação do sonotrodo ao amplificador foi feita por meio de parafuso (parte integrante do amplificador), sendo o sonotrodo rosqueado ao amplificador. Em face às características construtivas do conjunto vibrante (impossibilidade de mudança no amplificador), não foi possível efetuar o acoplamento amplificador/sonotrodo em um nó da onda de vibração, conforme recomendação teórica (24), e este se deu em um ponto onde a onda propagada tinha um anti-nó (ventre). Desta forma, o sonotrodo projetado deve ter um comprimento que permita à sua outra extremidade coincidir com um ventre da onda propagada, ou seja, $L = \lambda/2$.

Conforme se sabe da resistência de materiais, os cantos vivos entre as seções da forma

cilíndrica devem ser arredondados, devido às concentrações de tensão e consequentes riscos de superaquecimento e fratura. Conforme a recomendação, deve-se obedecer a relação $h/r < 3$ para o cálculo do raio de adoçamento (25).

Sabendo-se que a densidade $\rho_{aço} = 7,8 \text{ g/cm}^3$ e que o sonotrodo deve ter massa igual a $\frac{1}{2} \text{ kg}$, calcula-se o volume do sonotrodo por $\rho = \text{massa/volume}$, obtendo-se $v = 64,85 \text{ cm}^3$. Esse volume deve ser distribuído dentro das dimensões do sonotrodo projetado, o qual tem o diâmetro da ponta de prova (S_p) limitado à 15,9 mm (7). O comprimento é calculado pela condição de ressonância ($L = c/2f$), onde $c = 5,05 \times 10^5 \text{ cm/seg}$ é a velocidade do som no aço, retirada da tabela 5 da referência (24) e $f = 20 \text{ KHz}$ é a frequência da onda propagada. Substituindo os valores de c e de f , obtém-se o valor de $L = 126 \text{ mm}$. Através de interações sucessivas, obteve-se as dimensões construtivas para o sonotrodo, considerando-se as limitações acima.

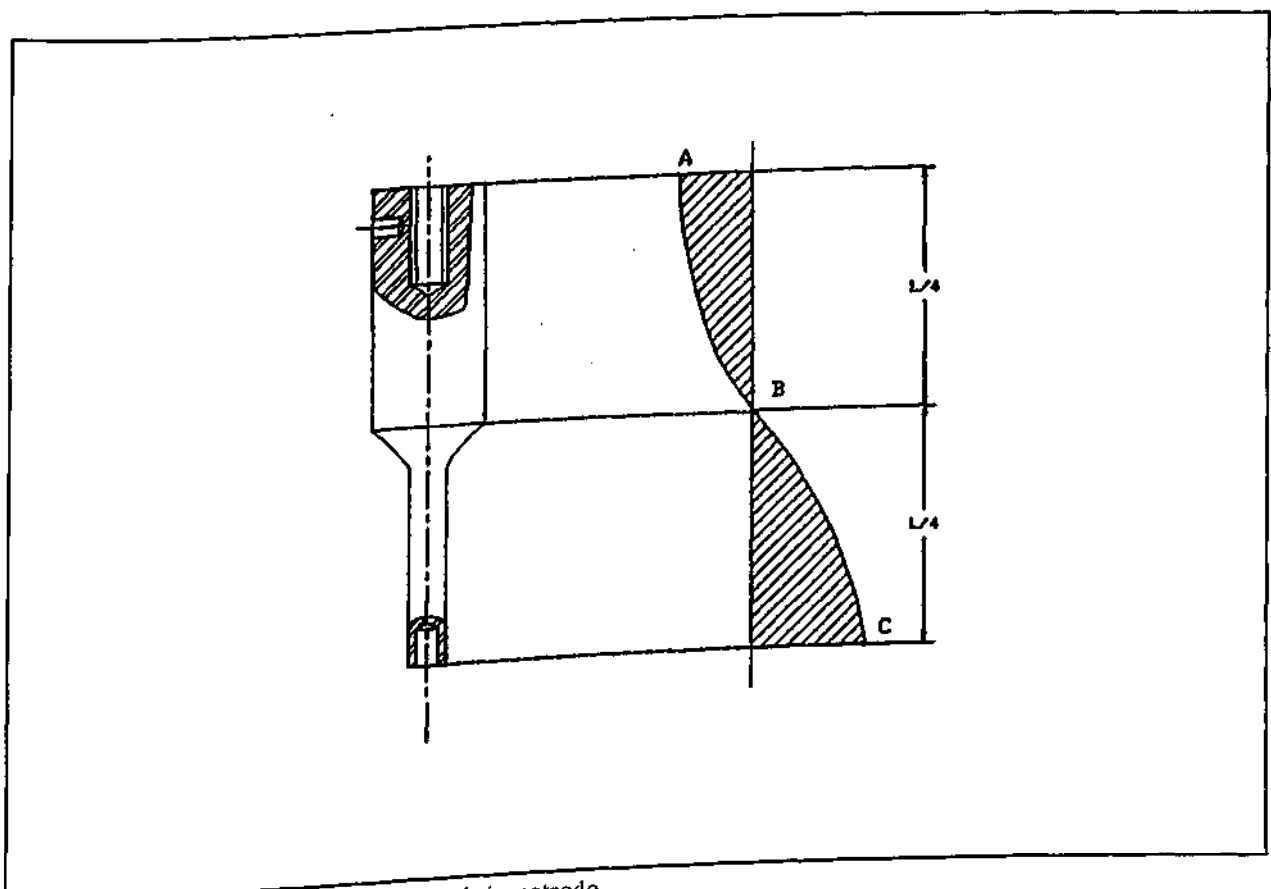


Figura 3.20- Posicionamento relativo onda/sonotrodo.

No cálculo do volume do sonotrodo, foi descontado o volume de material retirado pela rosca de fixação ao amplificador e desenvolvida uma equação para considerar o volume ocupado pelo raio de adoçamento.

O procedimento desenvolvido para o cálculo de volume de sonotrodos é apresentado no Anexo 3. Toda a metodologia desenvolvida para o cálculo dos sonotrodos teve como objetivo obter dimensões construtivas que assegurassem uma massa em torno de $\frac{1}{2}$ Kg, sempre no sentido de garantir a ressonância do conjunto vibrante na frequência 20 KHz.

Após o projeto e confecção, os sonotrodos foram postos à vibrar e a máxima amplitude de deslocamento foi anotada. Nas figuras 3.21 a 3.24 apresentam-se as dimensões dos sonotrodos projetados e testados, acompanhadas da frequência da vibração e a máxima amplitude de deslocamento obtida.

FIGURA 3.21- SONOTRODO CILÍNDRICO SIMÉTRICO (1ª TENTATIVA)
(procedimento de cálculo Anexo 3)

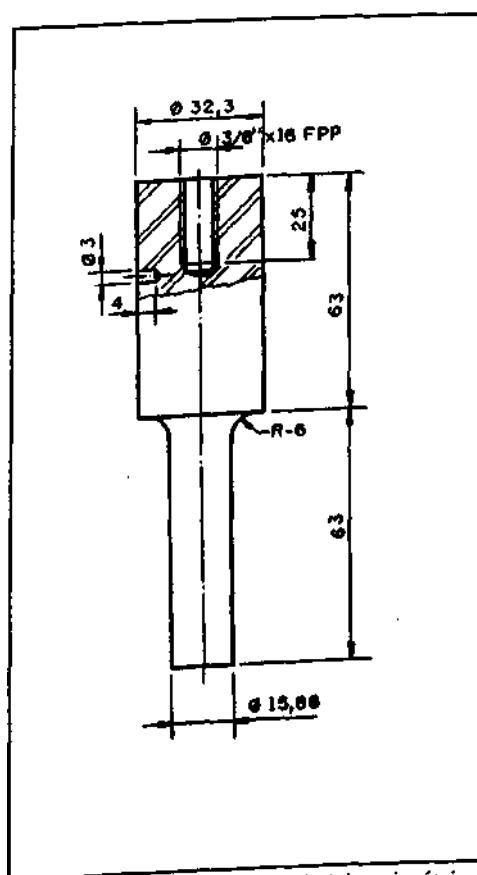


Figura 3.21- Sonotrodo cilíndrico simétrico
(1ª tentativa, [mm])

Para o sonotrodo da figura 3.21, com dimensões calculadas conforme procedimento de cálculos (Anexo 3, item a), a massa obtida, correspondente ao volume de $64,85 \text{ cm}^3$, foi de $505,46 \text{ g}$. A frequência da vibração foi $f = 16.666,67 \text{ Hz}$ e a máxima amplitude atingida foi $A_{\text{máx}} = 39,76 \mu\text{m}$. Na tentativa de se obter uma amplitude próxima de $50 \mu\text{m}$ com uma frequência $f = 20 \text{ KHz}$ foi projetado e construído um novo sonotrodo. Nesse sentido, foi tentada uma redução na massa do sonotrodo, o que em tese deveria aumentar a frequência natural não-amortecida do conjunto vibrante ($f_{\text{natural}} = \sqrt{k/m^{**}}$).

FIGURA 3.22- SONOTRODO CILÍNDRICO SIMÉTRICO (2ª TENTATIVA)
(procedimento de cálculo Anexo 3)

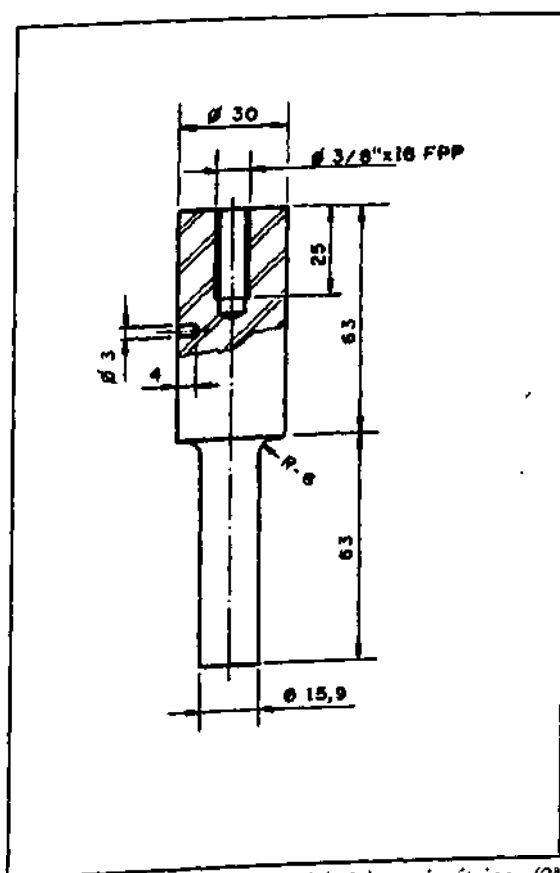


Figura 3.22- Sonotrodo cilíndrico simétrico (2ª tentativa, [mm]).

*** Na verdade o modelo é mais complexo, pois trata-se de vibração longitudinal de uma barra com massa distribuída. Entretanto, este modelo simplificado pode ser empregado com uma primeira aproximação.*

Para este sonotrodo (figura 3.22), com dimensões calculadas conforme procedimento de cálculos (Anexo 3, item a), a massa, correspondente ao volume de $64,85 \text{ cm}^3$, foi de 493,02 gramas. A frequência da vibração foi de 19.230 Hz e a máxima amplitude alcançada ($A_{\text{máx}}$) foi de $9,57 \mu\text{m}$. Durante os testes deste sonotrodo ocorreu uma quebra por fadiga do parafuso de acoplamento entre o amplificador e o sonotrodo. Foi necessário então desenvolver um novo sistema de acoplamento. Dentre as alternativas possíveis optou-se por um sonotrodo (figura 3.23) tendo um parafuso como parte integrante e uma porca embuchada por interferência no amplificador. O critério utilizado para a escolha foi a facilidade de fabricação e possibilidade de correto alinhamento no torno (usinagem entre pontos).

FIGURA 3.23- SONOTRODO CILÍNDRICO SIMÉTRICO (3ª TENTATIVA)
(procedimento de cálculo Anexo 3)

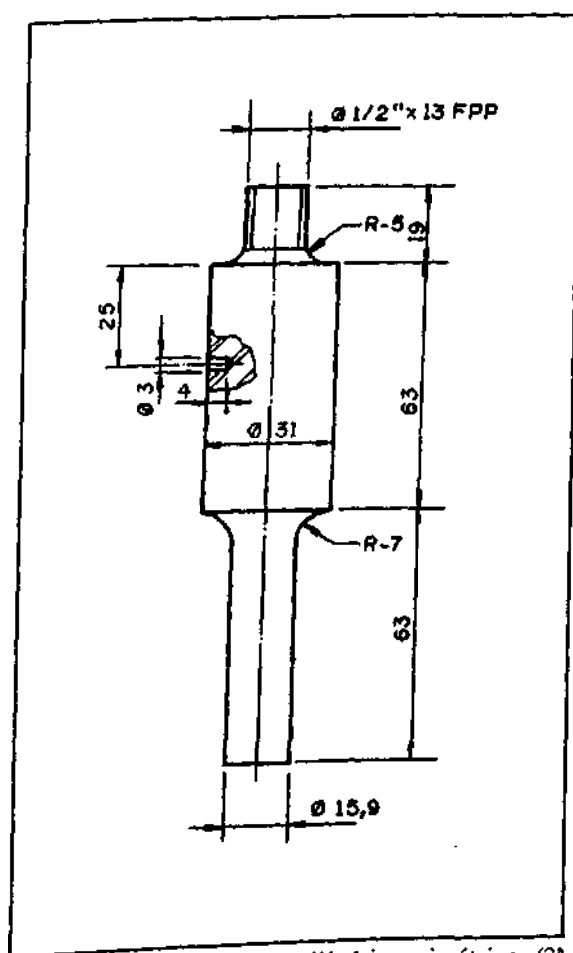


Figura 3.23- Sonotrodo cilíndrico simétrico (3ª tentativa, [mm]).

Para o sonotrodo da figura 3.23, com dimensões calculadas também conforme procedimento de cálculos (Anexo 3, item a), a massa, correspondente ao volume de $69,52 \text{ cm}^3$, foi de $542,28 \text{ g}$. Esse aumento no volume, em comparação aos projetos anteriores, é justificado pela dificuldade de se obter raios de adoçamento que satisfaçam ao mesmo tempo a limitação de volume ($V = 64,85 \text{ cm}^3$) e a relação $h/r < 3$. A frequência da vibração alcançou 17.241 Hz e a máxima amplitude atingiu $33,43 \mu\text{m}$. Essa queda da frequência, mesmo sem variação significativa da massa do sonotrodo, é perfeitamente justificada pela alteração da rigidez do conjunto vibrante, resultante do novo tipo de acoplamento (embuchamento).

Após certo tempo de funcionamento, a bucha girou dentro do amplificador e a máxima amplitude atingida foi $A_{\text{máx}} = 8,8 \mu\text{m}$. Nesse ponto, aproveitou-se a oportunidade e foi feita a leitura da máxima amplitude de saída do amplificador, obtendo-se uma frequência $f = 6.410 \text{ Hz}$ e $A_{\text{máx}} = 22,68 \mu\text{m}$, confirmando que o acoplamento não foi feito em um nó da onda de vibração (se estivesse em um nó, $A_{\text{máx}}$ tenderia a zero).

Como uma última alternativa, foi projetado um sonotrodo exponencial, ilustrado na figura 3.24, e construído por aproximação em um torno convencional, na tentativa de diminuir as perdas de amplitude.

FIGURA 3.24- SONOTRODO EXPONENCIAL (4ª TENTATIVA)

(procedimento de cálculo Anexo 3)

Para este sonotrodo, com dimensões calculadas conforme procedimento de cálculos (Anexo 3, item b), a massa, correspondente ao volume de $53,24 \text{ cm}^3$, foi de $415,29 \text{ g}$. A frequência da vibração obtida foi de 20 KHz e a Tabela 3.4 apresenta a relação entre a amplitude de vibração e o ajuste de potência no Variac do gerador Viking 100.

TABELA 3.4- RELAÇÃO POSIÇÃO DO VARIAC X AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO PARA SONOTRODO EXPONENCIAL

AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO para Posição do Variac									
1		2		3		4		5	
[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm	[V]	μm
2,0	14,44	4,0	24,18	5,4	31,00	6,2	34,89	6,8	37,81

OBS: AMPLITUDE DE VIBRAÇÃO medida com o Transdutor Magnético B&K MM 0002, para uma distância $d_0 = 1 \text{ mm}$ (máxima sensibilidade) e corrigida pela curva de calibração média:

$$Q_{om} = 4.8684 * Q_i + 4.7051$$

com um coeficiente de correlação $R = 0.999983637$ (Q_i é dado em Volts e Q_{om} em microns).

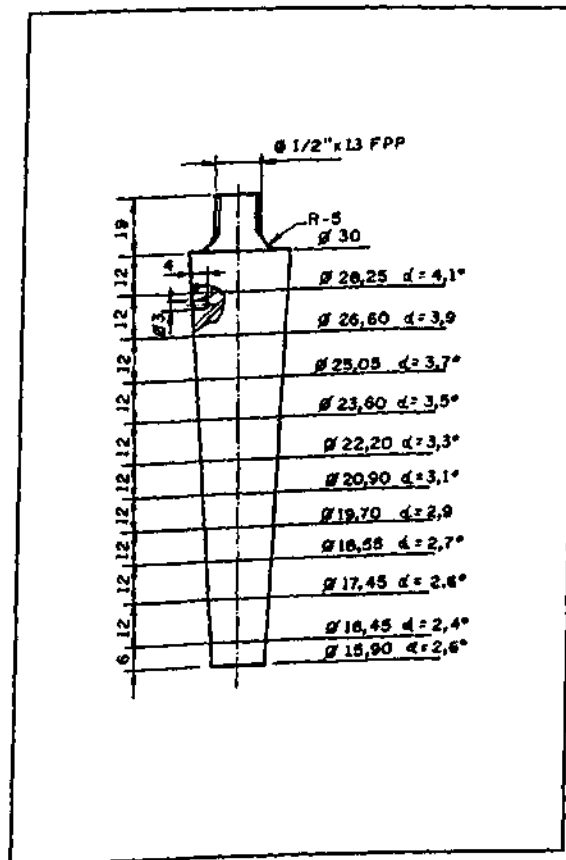


Figura 3.24- Sonotrodo exponencial [mm].

CAPÍTULO 4

AVALIAÇÃO DO EQUIPAMENTO

4.1- SIGNIFICÂNCIA DE ENSAIOS E RESULTADOS

Após o trabalho de desenvolvimento metodológico e implantação da adaptação do equipamento, surgiu, como sequência natural, a necessidade de verificar o seu perfeito funcionamento. Nesse sentido, a Norma ASTM G 32 (7) informa que uma amostra de níquel comercialmente puro (99,98 %) de dureza entre 25 e 30 HRB, tal como o INCO Níquel 270, deve ser testada de tempos em tempos para verificar a performance do equipamento. Para tanto, esta mesma Norma fornece uma curva com uma faixa aceitável de resultados de testes realizados sob condições padrão, para uma amostra do material citado (figura 4.1).

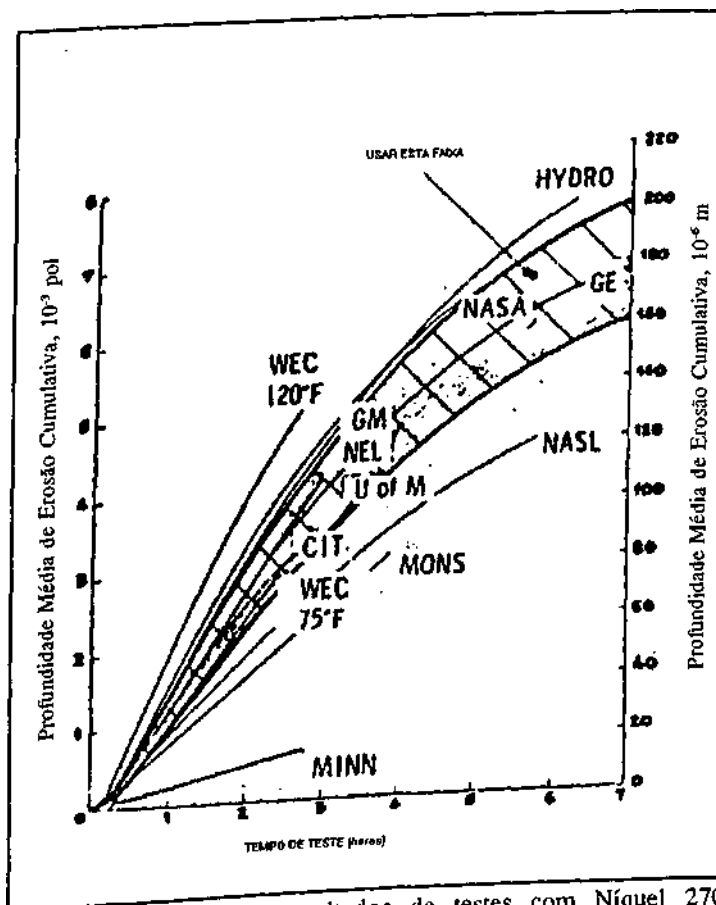


Figura 4.1- Faixa de resultados de testes com Níquel 270 recozido, nas condições padrão (7).

Tendo em vista a própria natureza do teste, que se propõe a estimar a resistência relativa de materiais à erosão por cavitação, e, devido às dificuldades de se obter uma amostra tal como a referida na Norma, foi escolhido como referência uma amostra de Aço ABNT 1020, por sua disponibilidade e fácil usinagem. O aço ABNT é também usado como padrão de referência em outras áreas, como Usinagem, além de se encontrar na literatura algumas citações de sua aplicação comparativamente a outros materiais (5). Finalmente, a alta disponibilidade deste aço permitirá sua aplicação como referência tanto neste equipamento, como para comparação com análises feitas em outros equipamentos.

4.2- CARACTERIZAÇÃO DAS LIGAS PARA O ENSAIO DE CAVITAÇÃO

4.2.1- COMPOSIÇÃO QUÍMICA

As amostras de materiais resistentes à cavitação destinadas à fabricação de corpos de prova foram enviadas pela CONARCO ELETRODOS*. A tabela 4.1 apresenta a composição nominal do material depositado, enviada pelo fabricante.

TABELA 4.1- Composição Química dos depósitos de solda (% em peso)

Nº	Liga	Composição (% em peso)									
		C	Mn	Si	Cr	Ni	Cu	Nb	W	Co	Mo
1	E5475	0,038	0,50	0,63	17,70	7,07	0,87	0,26			
2	E725 Ni	0,22	10,00		17,40	5,05				4,70	
3	NP7492	0,125	8,6	1,06	17,3					9,3	
4	NP7491	0,115	8,2	0,98	17,2					9,0	
5	E725 Mo	0,18	9,90		17,70					4,70	4,86
6	E725 W	0,205	9,80		17,20				3,95	4,70	
7	E725	0,16	9,21	0,90	17,6					9,5	
8	E5477	0,29	9,60	0,52	11,60						

Os eletrodos de material à testar foram depositados sobre uma barra quadrada (1") de

* CONARCO
 CALLE 18 N, 4079
 (1672) VILLA LYNCH
 BUENOS AIRES - ARGENTINA

aço 1020. As amostras 1, 2, 3, 5, 6 e 7 foram soldadas em corrente contínua, polo positivo, a 100 A, com eletrodos de 3,25 mm de diâmetro. A amostra 4 foi soldada no mesmo tipo de corrente, a 120 A, com eletrodos de 4 mm de diâmetro.

4.2.2- CARACTERIZAÇÃO METALÚRGICA

Para a caracterização metalúrgica das ligas, foram adotados dois procedimentos distintos: a previsão microestrutural pelo Diagrama de Shaeffler/Delong, e a identificação metalográfica por microscopia ótica.

O primeiro procedimento, normalmente utilizado em soldagem para estimar a quantidade de ferrita e austenita presentes em aços inoxidáveis, consistiu em calcular o Cr_{eq} e o Ni_{eq} para as ligas e plotá-los no Diagrama de Shaeffler/Delong, anotando a microestrutura prevista. Esta técnica de caracterização metalográfica apresenta, como limitação ao seu emprego, o fato de ser considerado no cálculo de Cr e Ni equivalentes um número reduzido de componentes. O emprego do diagrama na caracterização de uma liga que apresenta um alto teor de um componente não considerado no cálculo do Cr e Ni equivalentes deve ser encarado com reservas. Os coeficientes para cálculo do Cr equivalente são mostrados na equação 4.1

$$Cr_{eq} = 1[\%Cr] + 1[\%Mo] + 1.5[\%Si] + 0.5[\%Nb] \quad (4.1)$$

e para o cálculo do Ni equivalente, na equação 4.2

$$Ni_{eq} = 1[\%Ni] + 0.5[\%Mn] + 30[\%(C+N)] \quad (4.2)$$

onde os percentuais são expressos em peso. Segundo sugestão de Hull, (Rao e Kung, (2) apud Hull, [31]), as contribuições do cobre e cobalto foram incorporadas ao cálculo do níquel equivalente de Delong adicionando-se 0,44 % Cu e 0,41 % Co respectivamente. Na figura 4.2 estão representados no eixo % Cr_{eq} os elementos com tendência a formarem ferrita ou alfafêneos e no eixo % Ni_{eq} aqueles elementos formadores de austenita ou gamagêneos.

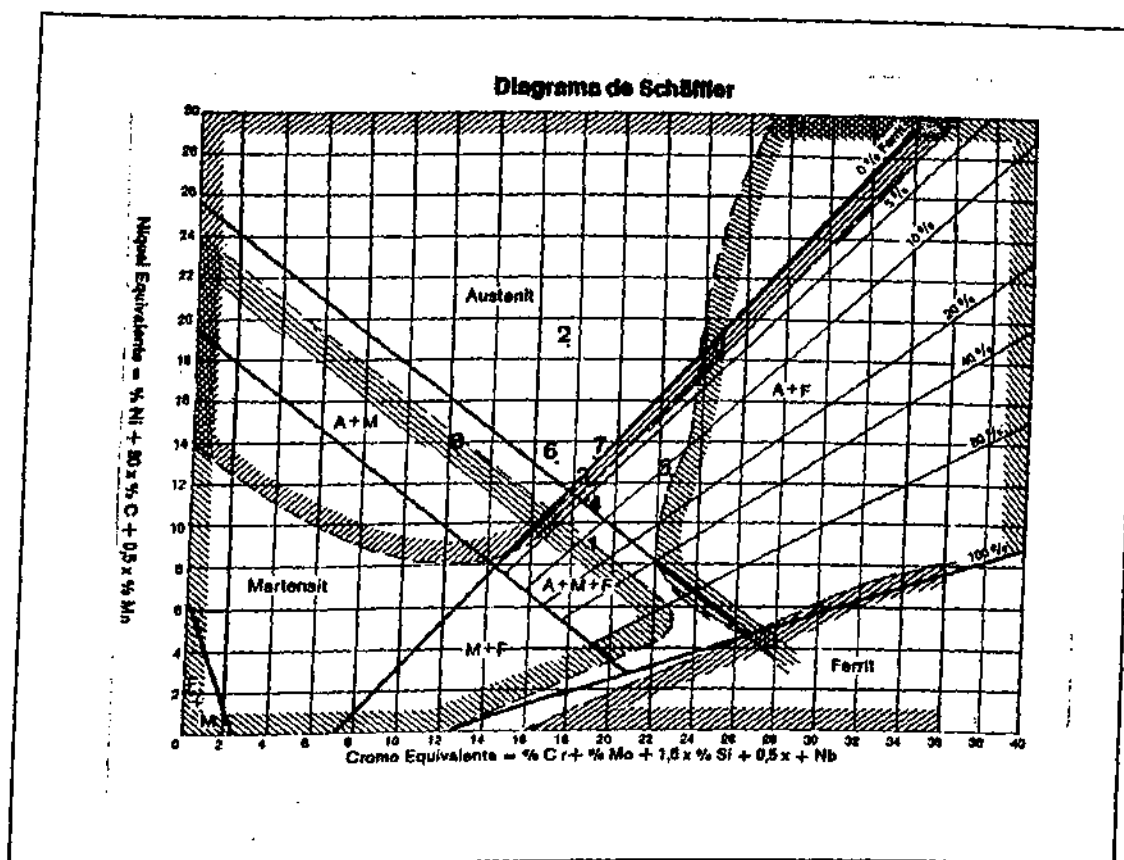


Figura 4.2- Diagrama de Shaeffler.

A Tabela 4.2 apresenta os valores calculados de Cr e Ni equivalentes para as ligas, bem como a microestrutura prevista pelo diagrama. Na figura 4.2 também pode ser identificada a posição de cada liga no diagrama.

TABELA 4.2- Cr e Ni equivalentes e Microestrutura Prevista

Liga	Cr _{eq}	Ni _{eq}	Microestrutura Prevista
1	18,8	8,8	Austenita + Martensita + Ferrita
2	17,4	18,6	Austenita
3	18,9	11,9	Austenita + Ferrita
4	18,7	11,2	Austenita + Ferrita
5	22,6	12,3	Austenita + Ferrita
6	17,2	13,0	Austenita
7	19,0	13,3	Austenita
8	12,4	13,5	Austenita + Martensita

O segundo procedimento consistiu na identificação metalográfica das ligas. Para tanto, foram retiradas amostras das ligas, que foram embutidas, lixadas e polidas com pasta de diamante (1000), após o que foram submetidas a um Ensaio de Dureza, utilizando penetrador de diamante (piramidal). Conforme recomendação para micro revelação de aço inoxidáveis (27), as amostras foram atacadas com $\text{FeCl}_3 + \text{HCl}$, levadas ao microscópio metalográfico (Neophot) e fotografadas. As micrografias resultantes foram avaliadas por comparação com um Atlas Metalográfico (26). As figuras 4.3 a 4.10 ilustram esta caracterização:

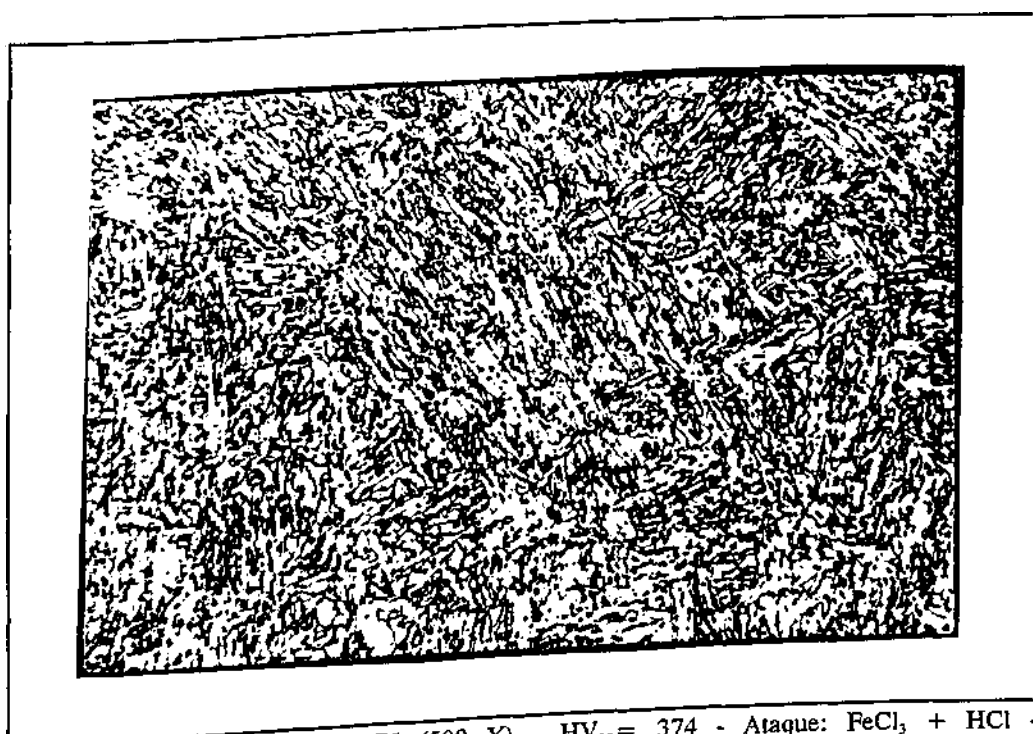


Figura 4.3- Amostra 1: E 5475 (500 X) - $\text{HV}_{20} = 374$ - Ataque: $\text{FeCl}_3 + \text{HCl}$ - Caracterização: Martensita.



Figura 4.4- Amostra 2: E 725 Ni (400 X)- $HV_{20} = 217$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Finas partículas de carbonetos dispersas na matriz austenita; presença de linhas de escorregamento.



Figura 4.5- Amostra 3: NP 7492 (500 X) - $HV_{20} = 257$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Matriz austenítica, com carbonetos precipitados nos contornos de grãos e em toda a matriz.

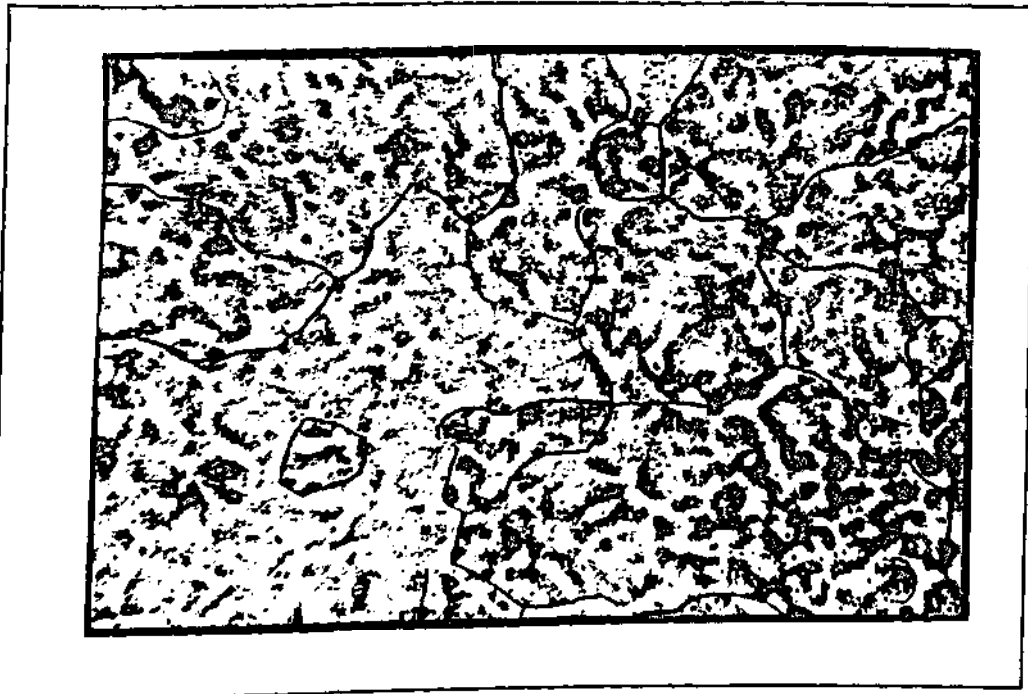


Figura 4.6- Amostra 4: NP7491 (500 X) - $HV_{20} = 271$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Matriz austenítica, com carbonetos precipitados nos contornos de grãos e em toda a matriz.

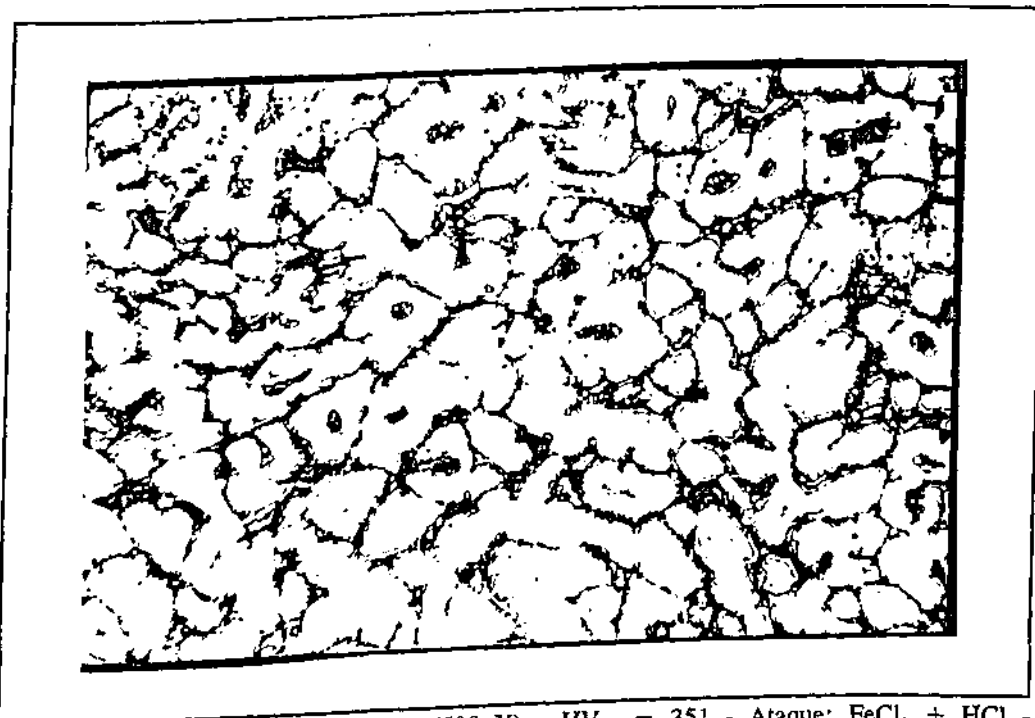


Figura 4.7- Amostra 5: E 725 Mo (500 X) - $HV_{20} = 351$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Ilhas de ferrita com grande precipitação de carbonetos na matriz austenítica.



Figura 4.8- Amostra 6: E 725 W (500 X) - $HV_{20} = 294$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Finas partículas de carbonetos e poças de ferrita irregulares na matriz austenítica.



Figura 4.9- Amostra 7: E 725 (500 X) - $HV_{20} = 277$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Finas partículas de carbonetos dispersas na matriz austenítica e precipitação de carbonetos nos contornos.

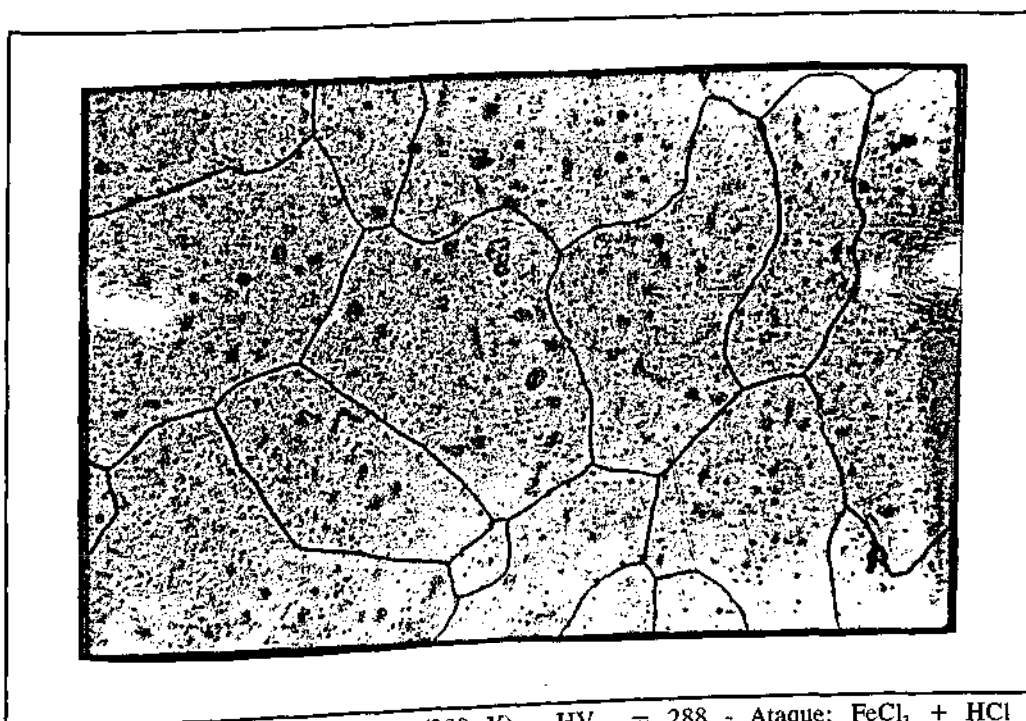


Figura 4.10- Amostra 8: E 5477 (200 X) - $HV_{20} = 288$ - Ataque: $FeCl_3 + HCl$ - Caracterização: Finas partículas de carbonetos dispersas na matriz austenítica.

Foi encontrada uma boa correlação entre os resultados da caracterização metalográfica por diagrama de Shaefler/Delong e aqueles da caracterização por comparação com Atlas Metalográfica (26).

4.3- PROJETO E FABRICAÇÃO DE CORPOS DE PROVA PARA ENSAIO DE CAVITAÇÃO

4.3.1- PROJETO DE CORPOS DE PROVA

Com o objetivo de evitar mudanças bruscas de seção, bem como variações significativas de massa, os corpos de prova foram projetados de modo a assegurarem a continuidade e tamanho da forma exponencial do sonotrodo utilizado (fig 3.23). Seguindo as equações de cálculo desse sonotrodo (Anexo 3, item b), e utilizando aproximação por cone, para efeitos de viabilidade construtiva, obteve-se as dimensões para os corpos de prova, mostradas na figura 4.11.

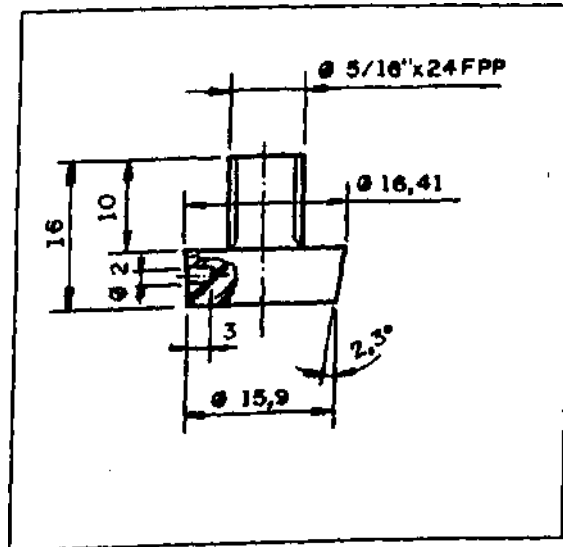


Figura 4.11- Dimensões dos Corpos de Prova.

4.3.2- FABRICAÇÃO DE CORPOS DE PROVA

Os corpos de prova foram usinados a partir de depósitos sob barras quadradas (1") até as dimensões finais, mostradas na figura 4.11, em torno convencional e ferramenta de aço rápido. Nas amostras 2 e 7, não foi possível a confecção do furo para chave de aperto com o uso de brocas, pois estas tinham sua aresta cortante desgastadas muito rapidamente durante a usinagem; como solução, optou-se por realizar os furos por Eletroerosão. Foram encontradas muitas dificuldades durante o torneamento dos corpos de prova até suas dimensões finais, fato explicado principalmente pela alta dureza dos materiais usinados.

4.3.3- MONTAGEM DOS CORPOS DE PROVA E PROBLEMAS

Na montagem dos corpos de prova ao sonotrodo, foi aplicada uma gota de óleo de alta viscosidade (a base de silicone) nas conexões parafusadas, conforme recomendação da TELSONIC (27). Deve-se ter em mente que os pulsos ultrassônicos não são transmitidos através das partes roscadas, e sim através das superfícies do sonotrodo e corpo de prova que estão em contato íntimo (prensadas). Assim, tanto na junção amplificador/sonotrodo quanto na junção sonotrodo/corpo de prova, não é preciso definir um torque exato para o aperto, visto que o coeficiente de atrito entre as superfícies nessas junções tem grande influência. Um

aperto firme é normalmente obtido por uma "pancada" na chave com as mãos.

Todos os corpos de prova foram testados na condição como usinados e em nenhum deles se alcançou uma amplitude de vibração suficiente para a realização dos testes. Suspeitou-se então que o acabamento da superfície do corpo de prova em contato com o sonotrodo estaria sendo responsável por perdas na transmissão da vibração. Como solução, em um corpo de prova (E 5475) esta superfície foi lixada e polida em torno até lixa 1000, utilizando um dispositivo próprio preso ao torno, consistindo de um cilindro polimérico com furo central, no qual o corpo de prova era fixado por interferência; o conjunto era colocado a girar, enquanto uma lixa (pela ordem, 120/220/320/400/600/1000) era aproximada manualmente da superfície de contato. A operação terminava quando em inspeção visual não se observava mais a presença de estrias. O caráter manual dessa operação não assegurou um desgaste por igual ao longo da superfície de contato, fato confirmando com o uso de relógio comparador, tornando a montagem e perfeito funcionamento do equipamento, para cada corpo de prova (nas condições de teste) uma tarefa bastante demorada, difícil e incerta quanto aos resultados. Porém, mesmo não sendo a solução ideal, foi possível, com muita persistência atingir um acabamento superficial e, conseqüentemente uma amplitude de vibração suficiente para a realização de testes.

4.4- TESTES COM LIGAS RESISTENTES

4.4.1- PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Os corpos de prova tiveram suas superfícies sob teste lixadas e polidas até lixa 1000, na tentativa de obter-se um acabamento que garantisse uma rugosidade superficial menor ou igual a 32 RMS (conforme recomendação da Norma ASTM G 32). A rugosidade superficial (R_a e $R_{máx}$) foi medida em dois eixos perpendiculares ao longo do diâmetro e os valores médios foram anotados.

A partir desse ponto, foi seguida rotina de teste descrita abaixo:

- a) limpeza ultrassônica (imersão em álcool) e pesagem do corpo de prova sob teste em balança própria (0,1 mg de resolução);

- b) junção do corpo de prova ao sonotrodo e calibração da frequência e amplitude de vibração (Transdutor Magnético);
- c) imersão do corpo de prova em becker (água destilada) e leitura da temperatura (termômetro de bulbo);
- d) determinação de intervalos de monitoramento e cronometragem;
- e) monitoramento da amplitude da vibração e temperatura do fluido;
- f) parada para limpeza e pesagem do corpo de prova.

A etapa f) se repetia várias vezes, de modo a se determinar a "história" da perda de massa do CDP durante todo o teste. O teste era interrompido quando se dispunha de pontos suficientes para identificar a tendência da curva perda de massa X tempo.

4.4.2- APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS

Foram testadas apenas as ligas que permitiram a obtenção de amplitude adequada, caracterizadas na tabela 4.3.

TABELA 4.3- CARACTERIZAÇÃO DAS LIGAS TESTADAS.

LIGA	Caracterização	Dureza HV ₂₀	R _a [μm]	R _{max} [μm]
E 5475	martensita	374	0,25	2,5
E 725 W	austenita + carbonetos + ferrita	294	0,9	6,9
ABNT 1020	recozido	174	1,50	8,4

a) Determinação da Temperatura de Ensaio

Foi feito um Tratamento Estatístico para se determinar a temperatura média do líquido (água destilada) durante todo o teste. Nos cálculos realizados, a temperatura considerada nos cálculos é a média dos extremos de cada intervalo de monitoramento. Também, para se evitar erros acumulados de arredondamento, seguiu-se a regra de arredondamento para o inteiro par

mais próximo.

Da Estatística (29) sabe-se que a Amplitude de uma amostra (R) é dada pela diferença entre os valores máximo e mínimo da variável em questão, retirados de uma amostra lida. O Número de Classes (K) em que essa amostra pode ser dividida é expresso por

$$K = 1 + \frac{\log N}{\log 2}$$

onde N é o número de leituras, e a Amplitude das Classes (h) é dada por $h = R/K$. Com base nessas definições, é possível então a construção de tabelas que permitam o cálculo da Temperatura Média (T_m) durante todo o teste e o respectivo Desvio Padrão da Amostra (T_s). As tabelas e respectivos cálculos da T_m e T_s para as ligas testadas são apresentadas em anexo (Anexo 4).

A temperatura de teste para a liga E 725 W e para o aço 1020 foram superiores àquela da liga E 5475 porque nesta última um melhor acerto no acoplamento CDP/sonotrodo permitiu a operação do equipamento em uma potência menor (regulada pelo Variac) para a mesma amplitude de vibração ($A = 25 \mu\text{m}$).

b) Curvas Perda de Massa versus Tempo

As Tabelas 4.4, 4.5 e 4.6 apresentam os resultados do Teste Erosivo para três diferentes materiais, resultados estes que em forma de gráficos são mostrados nas figuras 4.12 e 4.13.

TABELA 4.4- MASSA PERDIDA X TEMPO ($A = 25 \mu m$, $f = 20 \text{ KHz}$)

Liga E 5475 $T = 29,7^\circ \text{C}$		Liga E 725 W $T = 35,7^\circ \text{C}$		Aço ABNT 1020 $T = 31,2^\circ \text{C}$	
Tempo (horas)	Massa Perdida (mg)	Tempo (horas)	Massa Perdida (mg)	Tempo (horas)	Massa Perdida (mg)
9	2,1	9	3,8	3	10,9
12	4,8	12	5,0	5	26,7
16	9,6	16	7,6	7	40,6
20	12,8	20	9,9	9	57,0
24	16,8	24	12,2	10	65,1
28	20,5	28	15,0	12	79,0
32	24,9	32	17,4	14	92,8
36	29,0			15	100,00
				17	112,1

TABELA 4.5 - TAXA DE MASSA PERDIDA X TEMPO (mg/h)

Liga E 5475 $T = 29,7^\circ \text{C}$			Liga E 725 W $T = 35,7^\circ \text{C}$			Aço ABNT 1020 $T = 31,2^\circ \text{C}$		
ΔT ($^\circ \text{C}$)	Δm (mg)	$\Delta m/\Delta T$ (mg/h)	ΔT ($^\circ \text{C}$)	Δm (mg)	$\Delta m/\Delta T$ (mg/h)	ΔT ($^\circ \text{C}$)	Δm (mg)	$\Delta m/\Delta T$ (mg/h)
9	2,1	0,2	9	3,8	0,4	3	10,9	3,6
3	2,7	0,9	3	1,2	0,4	2	15,8	7,9
4	4,8	1,2	4	2,6	0,7	2	13,9	7,0
4	3,2	0,8	4	2,3	0,6	2	16,4	8,2
4	4,0	1,0	4	2,3	0,6	1	8,1	8,1
4	3,7	0,9	4	2,8	0,7	2	13,9	7,0
4	4,4	1,1	4	2,4	0,6	2	13,8	6,9
4	4,2	1,0				1	7,2	7,2
						2	12,1	6,1

A Figura 4.12 apresenta as curvas Massa Perdida *versus* Tempo para as ligas testadas e a figura 4.13 apresenta as curvas Taxa de Massa Perdida *versus* Tempo para estas mesmas ligas.

TABELA 4.6- PERÍODO DE INCUBAÇÃO E TAXA DE EROSIÃO

Material	Tempo de Incubação (seg)	Taxa de Erosão (mg/h)
E 5475	26,000	1,01
E 725 W	18,000	0,64
Aço 1020	5,000	7,42

OBS: - Tempo de incubação → período onde não há perda de massa ou esta perda é pequena se comparada a das outras regiões, obtido pela interseção da extensão da curva erosão-tempo (regime permanente) com o eixo do tempo (13);

- Taxa de Erosão → inclinação da extensão da curva erosão tempo em regime permanente (13),

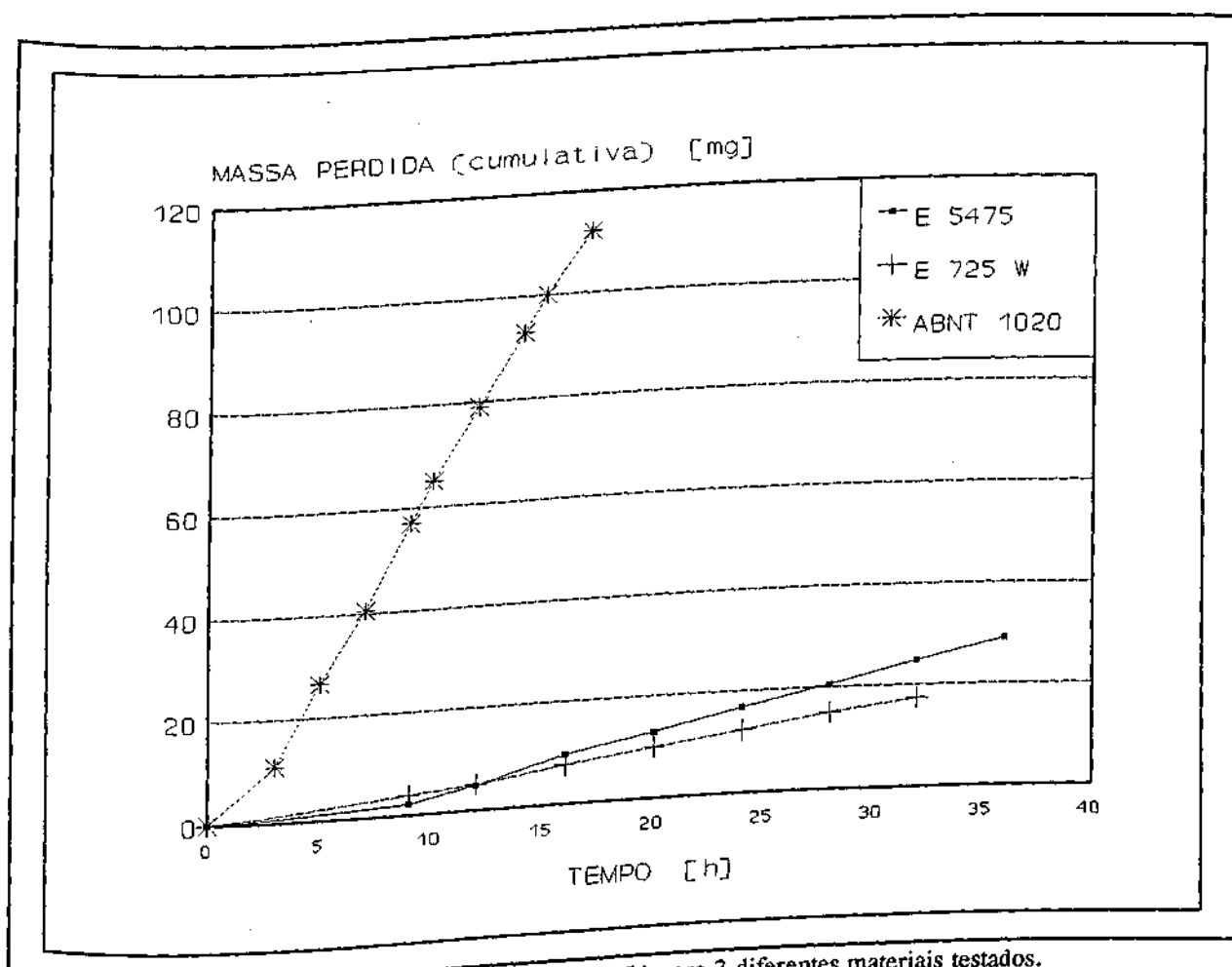


Figura 4.12- Curvas Massa Perdida (mg) versus Tempo (h) para 3 diferentes materiais testados.

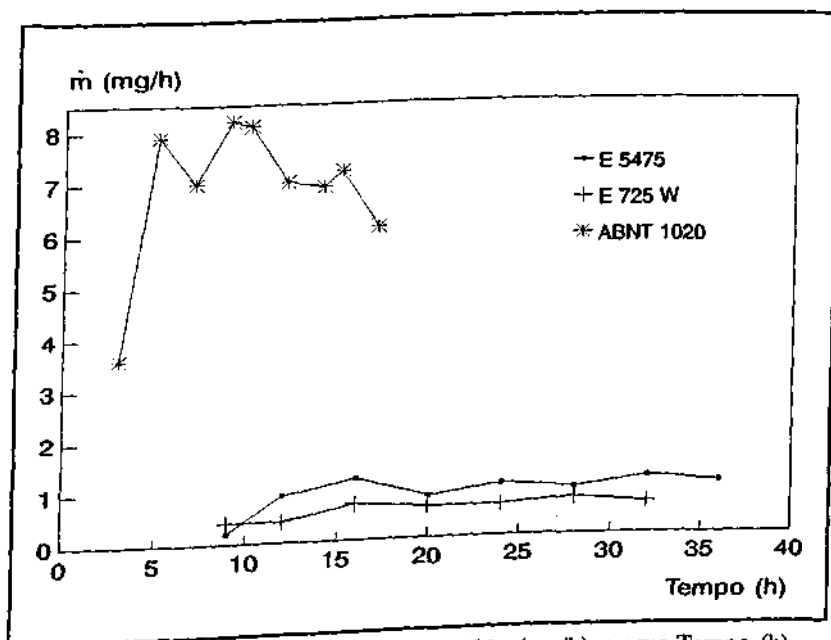


Figura 4.13- Curvas Taxa de Massa Perdida (mg/h) versus Tempo (h).

Na figura 4.13 observa-se que as ligas E 5475 e E 725 W apresentam uma taxa de perda de massa aproximadamente constante (zona 4, relativo a figura 2.2) enquanto que o aço ABNT 1020 apresenta duas zonas distintas: zona de acumulação, com taxa de perda aumentando (zona 2, relativo a figura 2.2), e zona de atenuação, com taxa de perda decrescente (zona 3, relativo a figura 2.2).

CAPÍTULO 5

DISCUSSÃO

Um equipamento ideal, que atenda às especificações da Norma ASTM G 32 para teste de resistência à erosão por cavitação, deve compreender em sua faixa de operação linear a amplitude de $50\text{ }\mu\text{m}$, especificada como condição padrão para teste. Por exemplo, a faixa de operação linear de um equipamento comercial, o TELSONIC SG-22-1000/2000 (27), está compreendida entre 20 e 50 microns.

Embora a própria Norma mencione ser possível a realização de testes com frequências e amplitudes outras que não aquelas especificadas (20 KHz e $50\text{ }\mu\text{m}$) e encontrar-se na bibliografia trabalhos nesse sentido (2), a utilização das condições padrão permite um melhor entendimento e correlação dos resultados de testes entre vários pesquisadores (o que também auxilia na seleção de materiais), além de permitir testes mais rápidos do que nos casos onde se utiliza amplitudes mais baixas.

Após todo o esforço de adaptação e melhoria das condições de operação (projeto e fabricação de vários sonotrodos, devido a dificuldade de adequar a massa ao comprimento e diâmetro), o equipamento utilizado nesse trabalho também permitiu cavitatar amostras, ainda que o processo tenha sido demorado, devido a utilização de uma amplitude mais baixa que a normalizada ($25\text{ }\mu\text{m}$).

Com relação ao monitoramento da amplitude e frequência da vibração, o desenvolvimento de um método, embora extremamente trabalhoso, viabilizou o prosseguimento deste trabalho. Porém, novas etapas são ainda necessárias até que se consiga obter uma curva de calibração do transdutor na faixa de operação linear que englobe a amplitude utilizada durante os testes.

Já os cálculos dos sonotrodos, estes se mostraram extremamente simples e precisos. Entretanto, qualquer alteração nas dimensões pode comprometer a propagação da onda e consequentemente, a amplitude máxima obtida, o que torna a fabricação e montagem uma tarefa complexa. Nesse sentido, cumpre salientar que, devido às limitações técnicas, não foi possível construir um sonotrodo exponencial conforme projetado; não se sabe exatamente qual a influência da aproximação em torno na amplitude nominal máxima.

Conforme pode ser visto na Tabela 3.5 (item 3.3.6) a máxima amplitude obtida na calibração do Sonotrodo Exponencial atingiu $37,81\text{ }\mu\text{m}$ enquanto que após o acoplamento do

corpo de prova ao sonotrodo obteve-se uma amplitude máxima de 29 μm . Isto indica que, apesar de todo o trabalho de ajustagem na montagem CDP/sonotrodo, esta ainda ficou deficiente quanto a transmissão da amplitude de vibração.

Na verdade, a causa da obtenção somente de baixas amplitudes (mesmo tendo um equipamento com potência adequada) foi descoberta na prática; após a montagem dos corpos de prova verificou-se que, em apenas um deles, foi possível atingir 29 μm na posição 5 do Variac da fonte, sendo que na maioria das ligas a máxima amplitude alcançada foi de 12 μm . O problema da perda de amplitude no acoplamento sonotrodo/amostra parece não ser restrito apenas ao equipamento usado neste trabalho. Foi verificado pessoalmente que, mesmo o equipamento comercial TELSONIC SG-22-1000/2000 G apresenta problemas de acoplamento, gerando aquecimento e ruído. Neste equipamento comercial, o próprio sistema de controle tenta retroalimentar o excitador para manter a amplitude constante. Porém existe uma faixa de segurança na qual o equipamento deve ser desligado e melhorias no acoplamento de empreendidas. É interessante ressaltar que este equipamento comercial usa um formato de acoplamento do corpo de prova diferente daquele proposto na Norma (e seguido neste trabalho), ou seja, rosca externa na extremidade superior do corpo de prova. Após sentir as dificuldades, é bastante razoável se supor que o formato empregado pela TELSONIC seja mais apropriado, e sua diferença em relação ao normalizado seja exatamente para facilitar o acoplamento e minimizar as perdas na transmissão da vibração.

O fato da amostra cavar por si só não garante que o equipamento é adequado para o ensaio, e os resultados apresentados em relação à performance das ligas devem ser olhados com cautela. A própria temperatura de ensaio apresentou variação, embora pequena, e sua influência deve ser estudada com maior profundidade. Como não foi possível utilizar o material de comparação (Ni) padronizado pela Norma, o primeiro passo seria verificar se o formato da curva de desgaste é coerente com o de outros autores. Quanto a este aspecto, os resultados são bastante satisfatórios. Conforme a teoria mostra, existe um período de incubação, seguido por uma zona de taxa de desgaste constante (regime permanente). Como pode ser visto na figura 4.12, os três materiais apresentam este comportamento.

Uma outra forma de avaliar o equipamento seria a comparação dos resultados das mesmas amostras ensaiadas num equipamento comercial. Foram enviados corpos de prova dos mesmos materiais para testes no equipamento comercial (TELSONIC SG-22-1000/2000 G) da UFMG. Infelizmente, por questão de tempo, não foi possível essa comparação, embora

a própria Norma ASTM G 32 afirme a esse respeito que resultados absolutos (curvas perda de massa *versus* tempo) para um dado material em condições quase idênticas podem variar por um fator de 2 entre diferentes laboratórios, enquanto que os resultados relativos entre diferentes materiais, embora mais próximos, ainda podem variar por um fator até cerca de 1,5.

De todo modo, os resultados indicam que o equipamento funciona, tendo sido testadas duas ligas próprias para recobrimentos resistentes à cavitação (E 5475 e E 725 W) e um material de referência (Aço ABNT 1020). A liga austenítica E 725 W, embora não tenha um período de incubação (18.000 segundos) tão pronunciado quanto a liga martensítica E 5475 (26.000 segundos), apresenta uma taxa de erosão menor (0,64 contra 1,01 mg/h), enquanto que o aço 1020 apresenta uma taxa de erosão muito superior (7,42 mg/h) e um período de incubação bastante reduzido (5.000 segundos).

CAPÍTULO 6

CONCLUSÃO

Lembrando os objetivos desse trabalho, que consistiam em adaptar e avaliar um equipamento para ensaio de cavitação acelerado, conclui-se que:

- Apesar de todas as dificuldades, foi possível desenvolver uma metodologia de projeto e execução, que permitiu a adaptação de um equipamento rudimentar de usinagem ultrassônica para realização de Ensaio de Cavitação Acelerado;
- O maior problema da utilização do equipamento é a perda de amplitude no acoplamento amostra-sonotrodo;
- Mesmo com uma amplitude menor do que a indicada pela norma ASTM G 32 é possível ensaiar materiais, diferenciando o comportamento quanto a resistência à cavitação;

Mesmo que não implícito nos objetivos do trabalho, foi ainda possível concluir que:

- há uma tendência da liga E 725 W ser mais resistente à cavitação que a liga E 5475 e que ambas apresentam resistências muito superiores a do aço 1020, evidenciando um comportamento próprio de ligas resistentes à cavitação.

CAPÍTULO 7

PROPOSTA PARA FUTUROS TRABALHOS

No presente trabalho, ainda que não tenha sido possível testar todas as ligas (problemas de cumprimento de prazos), foram cumpridos os objetivos iniciais. Dentre os pontos que podem ser trabalhados no futuro, de modo a complementar as informações aqui contidas, destacam-se:

- Teste das ligas restantes (E 725 Ni, NP 7491, NP 7492, E 725 Mo, E 725 e E 5477);
- Mudanças no equipamento, ficando como sugestão o projeto e fabricação de um amplificador e sonotrodo integrados, evitando-se perdas na transmissão da vibração nesse acoplamento;
- Comparação dos resultados com aqueles obtidos na UFMG;
- Teste da sensibilidade do ensaio, o que pode ser feito por modificações na composição química das ligas, microestrutura (influência do tamanho do grão e relação entre estrutura bruta de fusão *versus* normalizada), dureza, acabamento superficial e outras.

CAPÍTULO 8

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- (1) SIMONEAU, R. & ROBERG, R., Cavitation-Corrosion Damage Mechanisms in Hydraulic Turbine Materials. In: ASM Conference, May 1980, B.C., Canadá, 1980, 24 p.
- (2) CANADIAN ELECTRICAL ASSOCIATION R & D, Metallic Overlay Materials for the Optimum Cavitation Performance of Hydraulic Turbines. Research Report CEA nº 135 G 273, June 1987, Montreal, Quebec, 1987, 127 p.
- (3) COMPANHIA PARANAENSE DE ENERGIA (COPEL), Avaliação da Utilização da Liga Hydroloy HQ-913 na Recuperação de Turbinas Sujeitas à Efeitos de Cavitação. Relatório CPDM 002/91, Abril 1991, Curitiba (PR), 1991, 27 p.
- (4) CENTRAIS ELÉTRICAS DO SUL DO BRASIL S.A. (ELETROSUL), Relatório de Manutenção (Turbina Tipo Francis Vertical) nº PSM 060090, 1992, Florianópolis (SC), 1992, 12p. p. 1/13-13/13.
- (5) SIMONEAU, R., The Optimun Protection of Hydraulic Turbines Against Cavitation Erosion. In: IAHR Symposium, 12th, Aug. 1984, Stirling, U.K., 1984, 20 p.
- (6) HUHNE, H. e REBELLO, Resistência à Cavitação de Recobrimentos Soldados. Trabalho Técnico nº 15, Associação Brasileira de Soldagem (ABS), JAN/MAR 1987, São Paulo, SP, 1987, 34 p.
- (7) STANDARD METHOD OF VIBRATORY CAVITATION EROSION TEST DESIGNATION G 32-85, Annual Book of ASTM Committee on Standards, Philadelphia: ASTM, 1985, p. 116-121.
- (8) SIMONEAU, R. et al, Cavitation Erosion and Deformation Mechanisms of Ni and Co Austenitic Stainless Steels. In: Conf. on Erosion by Liquid and Solid Impact, 7th,

September 1987, Cambridge, U.K., 1987, p. 32.1-32.8.

- (9) KNAPP, R.T., DAILY, J.W. & HAMMITT, F.G., Cavitation. New York : © McGraw-Hill Book Company, 1970.
- (10) CENTRAIS ELÉTRICAS DO SUL DO BRASIL S.A. (ELETROSUL), Relatório de Manutenção (Turbina Tipo Francis Vertical) nº PSM 504993, 1993, Florianópolis (SC), 1993, 13 p.
- (11) EISENBERG, P., HERMAN, S.P. & THIRUVENGADAM, A., On the Mechanisms of Cavitation Damage and Methods of Protection, In: Annual Meeting of the Society of Naval Architects and Marine Engineers, November 11-12, 1965, New York, 1965, p. 241-286.
- (12) ENGELBERG, G. & YAHALOM, J., The Corrosion Factor in the Cavitation of Steel. Corrosion Science, Great Britain, v. 12, nº 5, p. 469-472, May 1972.
- (13) RAO, B.C.S., RAO, N.S.L. & RAO, P.V., The Role of Incubation Period in Cavitation Erosion. Water Power & Dam Construction, Canada, p. 22-27, March 1977.
- (14) SIMONEAU, R., AVELLAN, F. & KUHN de CHISELLE, Y., On Line Measurement of Cavitation Erosion Rate on a 2D NACA Profile. In: International Symposium on Cavitation Noise and Erosion in Fluid System of the ASME Winter Annual Meeting, Third, Dec. 1989, San Francisco, California, 1989, 8p.
- (15) HEATHCOCK, C. J., PROTHEROE, B.E. & BALL, A., Cavitation Erosion of Stainless Steels. Wear , Netherlands, nº 81, p. 311-327, 1992.
- (16) AKHTAR, A. & BRODIE, N.W., Field Welding of Large Turbine Runners. Water Power & Dam Construction, Canada, p. 40-46, Sept. 1979.

- (17) ANTONY, K.C., Wear-Resistant Cobalt-Base Alloys, *Journal of Metals*, p. 52-60, Feb. 1983.
- (18) CENTRAIS ELÉTRICAS DO SUL DO BRASIL S.A. (ELETROSUL), Relatório de Manutenção (Turbina Tipo Francis Vertical) nº PSM 037092, 1992, Florianópolis (SC), 1992, 14 p. p. 1/14-14/14.
- (19) SIMONEAU, R., Vibratory, Jet, and Hydroturbine Cavitation Erosion. In: Cavitation and Multiphase Flow Forum of the First Joint ASME - JSME Fluids Engineering Conference, June 23-26, 1991, Portland, Oregon, 1991, 8 p.
- (20) RAO, B.C.S. & KANDASAMI, P.K., Cavitation Damage and Material Properties. *IE(I)Journal-CI*, v. 52, p. 178-180, March 1972.
- (21) RAO, B.C.S., RAO, P.V. & RAO, N.S.L., Evaluation of Erosion Resistance of Metallic Materials and the Role of Materials Properties in Correlations. *Journal of Testing and Evaluation (JTEVA)*, v. 7, nº 3, p. 133-140, May 1979.
- (22) SOARES, G.F.W., Pesquisador, Área de Materiais e Mecânica do Centro de Pesquisas de Energia Elétrica -CEPEL - (Informação Verbal).
- (23) DOEBELIN, E. O., *Measurement Systems: Application and Design*. McGraw Hill, 1976, 772 p.
- (24) ROZENBERG, L.D. et al, *Ultrasonic Cutting*. Tradução por J.E.S. Bradley, New York: Consultants Bureau, 1964, 142 p. Original russo.
- (25) SHIGLEY, J.E., *Elementos de Máquinas*. Tradução por Edival Ponciano de Carvalho, Rio de Janeiro: LTC Livros Técnicos e Científicos S.A., 1984, 2v, V.1. Original em Inglês.
- (26) AMERICAN SOCIETY FOR METALS (ASM). *Atlas of Microstructures of*

Industrial Alloys, Metals Handbook, 8th Edition, Metals Park, Ohio, 1972, 9 v. V. 7.

- (27) SILVA, U.M.C., Técnicas e Procedimentos na Metalografia Prática. São Bernardo do Campo: Ivan Rossi Editora, 1978.
- (28) TELSONIC AG, Instruções para o uso do Gerador SG-22-1000/2000 G, Telsonic, Switzerland, pp 1.1-1.5.
- (29) FONSECA, J.S. e MARTINS, G.A., Curso de Estatística. 3ª Edição, São Paulo: Editora Atlas, 1989. TELSONIC AG, Instruções para o uso do Gerador SG-22-1000/2000 G, Telsonic, Switzerland, pp 1.1-1.5.
- (30) SEMINÁRIO BRASILEIRO DE MATERIAIS RESISTENTES AO DESGASTE, 3, 1994. Fortaleza. Anais ... São Paulo, Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais, 1994.
- (31) TELLES, P.C.S., Materiais para Equipamentos de Processo. 2ª Edição, Rio de Janeiro: Editora Interciência, 1979.
- (32) LEITHOLD, L., O Cálculo com Geometria Analítica. Tradução por Antônio Paques, São Paulo: Editora Harper & Row do Brasil LTDA, 1977. Original em Inglês.
- (33) LÉPORE, F. P. , Dr Eng, Professor da Universidade Federal de Uberlândia. Notas de Aula.

CAPÍTULO 9

ANEXOS

9.1- ANEXO 1 - Corrosão Galvânica

Este assunto é tratado aqui de maneira bastante simplificada, baseado nas definições apresentadas por Silva Telles (31). Ele define a corrosão galvânica como sendo aquela corrosão característica que se dá quando dois metais ou ligas metálicas diferentes estão em contato mútuo em um meio eletrolítico e na qual o metal menos nobre (anodo) é corroído. A corrosão galvânica é tanto mais intensa quanto mais distanciados entre si estiverem os dois metais na série de potencial elétrico ou quanto melhor condutor de eletricidade for o meio ambiente. A tabela abaixo relaciona alguns metais e ligas metálicas, ordenados de acordo com os respectivos potenciais elétricos (Série galvânica).

A ordem relativa dos metais pode variar um pouco, de acordo com o meio eletrolítico considerado; a lista mostrada na tabela é a ordem para a água salgada. Note-se que alguns metais e ligas aparecem em duas posições denominadas de "passivo" e "ativo". O passivo é o metal apassivado e o ativo é o metal ao natural. De um modo geral, a resistência à corrosão de um metal é tanto maior quanto mais próximo ele estiver da extremidade catódica da série galvânica. Entre dois metais com pequena diferença de potencial, a corrosão galvânica é insignificante. Em princípio, não se devem colocar em contato metais com grande diferença de potencial, principalmente quando o meio ambiente for bom condutor de eletricidade. Quando não for possível evitar esse contato, a área do metal anódico deve ser bem maior do que a do metal catódico, para evitar que haja uma corrosão intensa sobre uma área pequena.

Para os casos em que for inevitável o uso de metais distanciados entre si na série galvânica, pode-se controlar a corrosão evitando-se o contato direto entre os metais, o que pode ser obtido pela colocação de uma junta ou outro elemento de um material dielétrico (borracha, plásticos, etc.), entre as peças metálicas.

A corrosão galvânica pode também ser controlada pela colocação de anodos de sacrifício, presos ao metal anódico e próximos ao local de contato dos metais. Os anodos de sacrifício são construídos de metais altamente anódicos (Mg, Zn, Al) e que por isso são corroídos preferencialmente protegendo o equipamento. Apesar de ser um recurso eficiente, quando bem-feito, só deve ser empregado em último caso, por ser dispendioso e obrigar a

um constante cuidado de inspeção e de troca dos anodos de sacrifício.

SÉRIE GALVÂNICA

EXTREMIDADE ANÓDICA (CORROÍDA)
MAGNÉSIO
ZINCO
ALUMÍNIO (ativo)
LIGAS DE ALUMÍNIO
AÇO-CARBONO
AÇO-CARBONO COM COBRE
FERRO FUNDIDO
AÇOS-LIGA Cr e Cr-Mo
AÇOS-INOXIDÁVEIS 12 Cr (ativo)
AÇOS-INOXIDÁVEIS 17 Cr (ativo)
AÇOS-INOXIDÁVEIS 27 Cr (ativo)
AÇOS-LIGA Ni
AÇOS INOXIDÁVEIS 18Cr-8Ni (ativo)
AÇOS INOXIDÁVEIS 25Cr-20Ni (ativo)
CHUMBO
NÍQUEL (ativo)
LIGAS DE NÍQUEL (ativo)
LATÕES
COBRE
BRONZES
CUPRO-NÍQUEL
METAL MONEL
NÍQUEL (passivo)
LIGAS DE NÍQUEL (passivo)
AÇOS INOXIDÁVEIS 12 Cr (passivo)

EXTREMIDADE ANÓDICA (CORROÍDA)
AÇOS INOXIDÁVEIS 17 Cr (passivo)
AÇOS INOXIDÁVEIS 18Cr-8Ni (passivo)
AÇOS INOXIDÁVEIS 27 Cr (passivo)
AÇOS INOXIDÁVEIS 25Cr-20Ni (passivo)
TITÂNIO (passivo)
PRATA
OURO
PLATINA
EXTREMIDADE CATÓDICA (protegida)

9.2- ANEXO 2 - ESPECIFICAÇÕES DO TRANSDUTOR MAGNÉTICO MM 0002

B & K Generators Types 1023, 1027 and the generator section of Type 2010 are well suited signal sources for the transducer when it is used as a vibration exciter. The regulation circuit of the generators may be used to give constant current drive to the Transducer, providing constant exciting force through an extensive frequency range.

The Magnetic Transducer may be used as a contact-free detector of rotary speed in applications with the Stroboscopes Types 4911 and 4912, Tracking Filter Type 1623 and Waveform Retriever Type 6302. In many cases the transducer delivers sufficient voltage to trigger these instruments directly.

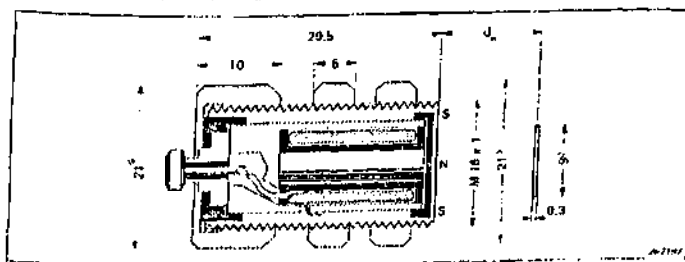


Fig. 1. Cross-section view of the Magnetic Transducer with indication of the main dimensions in mm (1 mm = 0.0394 in). One high permeability disc is represented

Description

The Magnetic Transducer MM 0002 consists of a cylindrical Ticonal permanent magnet on which a teflon base coil is wound. The winding, with 8000 turns of polyester insulated wire, combines high sensitivity with low internal impedance. Coil and magnet are electri-

cally isolated from the housing, which is made of nickel plated brass. The coaxial output terminal is gold plated to ensure a good contact.

A 1.2 meter (4 ft) long low noise screened cable is supplied with the

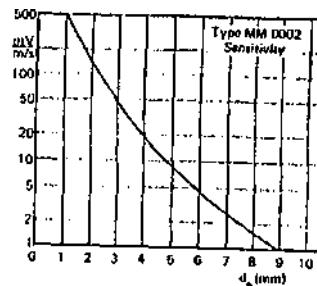


Fig. 2. Typical sensitivity versus mean distance curve, measured at 50 Hz with a constant RMS velocity of 50 cm/s

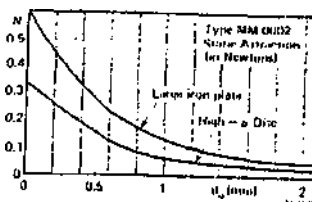


Fig. 3. Variation of static attraction as a function of distance

Type MM 0002. The cable is teflon insulated with antistatic coating and can stand temperatures up to 260°C (500°F)

Specifications MM 0002

Sensitivity: 150 mV per in/s with the mean distance between electromagnetic housing and high-μ disc 2 mm. See Fig. 2 The sensitivity in front of a large iron plate is about 2.5 times (8 dB) higher Frequency Response: Velocity sensitivity is essentially independent of the frequency (varies less than ± 10% up to 2000 Hz) Internal Impedance: 1800 Ω in series with 400 mH The resistance may be higher, especially at high frequencies when operating at limit of massive iron parts because of eddy current losses	Maximum Input Voltage: Normal Ambient Temperature: 100 V Maximum Ambient Temperature 250°C (480°F): 20 V Maximum Continuous Current: Normal Ambient Temperature: 50 mA Maximum Ambient Temperature 250°C (480°F): 10 mA Static Magnetic Attraction: See Fig. 3 Distortion: Not more than 5% if the relative peak-to-peak amplitude (d ₁ /d ₂) is smaller than 5% Distortion is mostly second harmonic. (The moving-iron Transducer is non lin	ear because of the square-law relation ship between force and distance) Environment: Temperature Range: From approx. -150°C (-240°F) up to +250°C (480°F). Ambient Pressure and Humidity have practically no influence on the transducer's open circuit sensitivity Weight: 52 grammes (without cable) Accessories included: High-temperature cable AO 0038 Adaptor JP 0028 10 high-μ discs YO 0010
---	---	---

9.3- ANEXO 3 - PROCEDIMENTO DE CÁLCULO PARA SONOTRODOS

a) Sonotrodo Cilíndrico Simétrico

Foi desenvolvida, e utilizada em todos os projetos, uma equação para considerar o volume de material adicionado pelo raio de adoçamento (V_{adoq}). Na figura 9.1 tem-se:

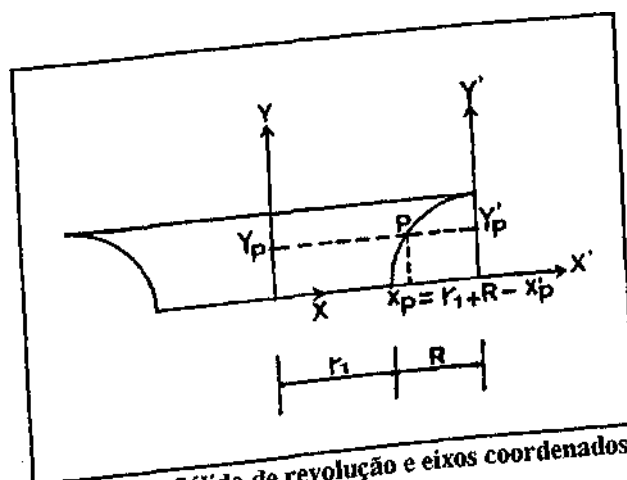


Figura 9.1- Sólido de revolução e eixos coordenados.

P → um ponto qualquer

P (X_p , Y_p) → coordenadas de P em XY

P (X'_p , Y'_p) → coordenadas de P em $X'Y'$

Então,

$$X_p = r_1 + R - X'_p$$

$$X_p^2 + Y_p^2 = R^2 \Rightarrow X'_p = \sqrt{(R^2 - Y_p^2)}$$

Como as coordenadas Y e Y' são coincidentes,

$$X_p = \sqrt{(R^2 - Y^2)} \quad \text{e} \quad X_p = r_1 + R - \sqrt{(R^2 - Y^2)}$$

Generalizando,

$$X = r_1 + R - \sqrt{(R^2 - Y^2)}$$

Na figura 9.2 tem-se um elemento de volume dado por

$$dV = \pi X^2 dY \quad (\pi f(\xi_i)^2 \Delta_i x)$$

e o volume do sólido de revolução é obtido integrando-se dV de 0 até R .

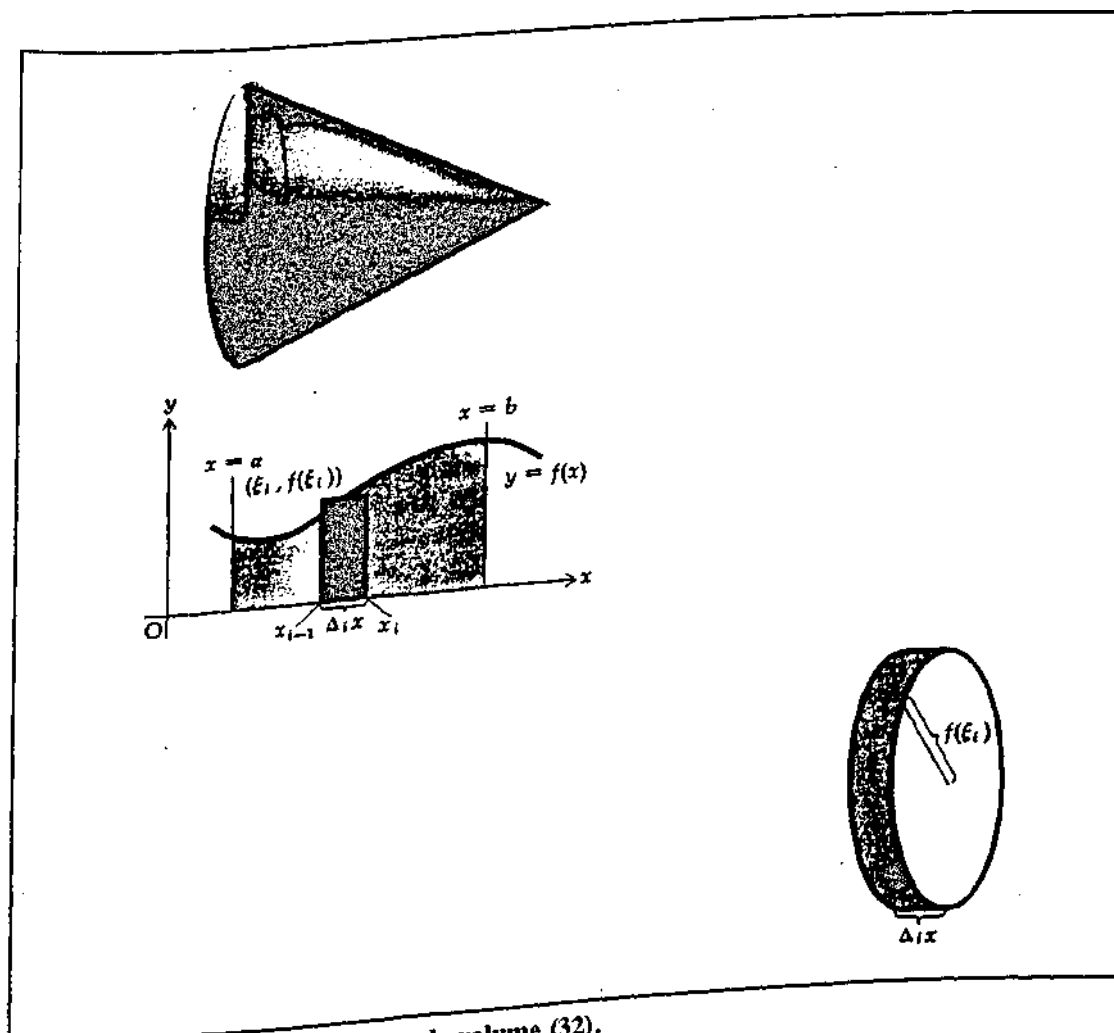


Figura 9.2- Partição em elementos de volume (32).

Então,

$$V = \int_0^R \pi X^2 dY = \pi \int_0^R (r_1 + R - \sqrt{R^2 - Y^2})^2 dY \quad (9.1)$$

onde $K = r_1 + R$.

Resolvendo a equação 9.1, tem-se:

$$V = \pi \int_0^R (K - \sqrt{R^2 - Y^2})^2 dY = \pi \left[\int_0^R K^2 dY + \int_0^R (R^2 - Y^2) dY - 2K \int_0^R \sqrt{R^2 - Y^2} dY \right] \quad (9.2)$$

O resultado encontrado para V é,

$$V = \pi \left[K^2 R + \frac{2}{3} R^3 - K \pi \frac{R^2}{2} \right] \quad (9.3)$$

e o volume de material adicionado pelo raio de adoçamento é dado por

$$V_{adoq} = V - \pi r_1^2 R = \pi \left[\frac{2}{3} R^3 - K \pi \frac{R^2}{2} + (K^2 - r_1^2) R \right] \quad (9.4)$$

O volume total do sonotrodo é dado pela soma dos volumes dos cilindros simétricos, $S_0 x L/2$ e $S_1 x L/2$, mais o volume adicionado pelo raio de adoçamento, V_{adoq} , e descontando-se o volume de material retirado pelo furo de fixação amplificador-sonotrodo. Então,

$$V_{total} = S_0 \frac{L}{2} + S_1 \frac{L}{2} + V_{adoq} - \frac{\pi \phi^2}{4} t \quad (9.5)$$

onde ϕ é o diâmetro do furo de fixação e t é a altura roscada.

b) Sonotrodo Exponencial

Para o sonotrodo exponencial, tem-se a lei da área dada por

$$S = S_0 \exp -\alpha x \text{ onde } \alpha = \frac{2 \ln N}{L} \quad (9.6)$$

que pode ser expressa por

$$r = r_0 \exp -\frac{\alpha x}{2} \quad (9.7)$$

Tomando um elemento de volume na figura 3.24, tem-se

$$\Delta_i V = \pi [f(\xi_i)]^2 \Delta x \quad (9.8)$$

a soma dos elementos, que é uma soma de Riemman, é dada por

$$\sum_{i=1}^n \Delta_i V = \sum_{i=1}^n \pi [f(\xi_i)]^2 \Delta x \quad (9.9)$$

No limite, para a norma da partição tendendo a zero, tem-se

$$V = \lim_{|\Delta| \rightarrow 0} \sum_{i=1}^n \pi [f(\xi_i)]^2 \Delta x = \pi \int_0^L [f(x)]^2 dx \quad (9.10)$$

e o volume para o sonotrodo exponencial é dado por

$$V = \pi \int_0^L [r_0 \exp -\frac{\alpha x}{2}]^2 dx = -\frac{1}{\alpha} \pi r_0^2 [\exp(-\alpha L) - 1] \quad (9.11)$$

Nessa equação, o valor de α é obtido da condição de ressonância ($S_1/S_0 = \exp -\alpha L$), e o ganho na amplificação ($K = N$), pode ser calculado por $K = \exp (\alpha L/2)$.

9.4- ANEXO 4 - CÁLCULO DA TEMPERATURA MÉDIA (T_i) E DESVIO PADRÃO (T_s) PARA AS LIGAS TESTADAS

a) Liga E 5475

Rugosidade superficial Média: $R_a = 0,25 \mu\text{m}$ e $R_{\text{máx}} = 2,5 \mu\text{m}$.

Tempo total de teste: 36 horas.

TABELA 1- CÁLCULO DA MÉDIA E DESVIO PADRÃO DA TEMPERATURA DE TESTE

Límite das Classes	T_i	f_i	$f_i T_i$	$f_i T_i^2$
	24,58	1	24,58	604,18
24 - 25,15	25,73	2	51,45	1.324,07
25,15 - 26,3	26,88	1	26,88	722,53
26,3 - 27,45	28,03	10	280,25	7.856,81
27,45 - 28,6	29,18	4	116,70	3.405,89
28,6 - 29,75	30,33	15	454,88	13.798,63
29,75 - 30,9	31,48	13	409,18	12.882,88
30,9 - 32,05		46	1.363,92	40.594,99
TOTAL				

Nessa tabela,

$T_i \rightarrow$ ponto médio do intervalo de classe;

$f_i \rightarrow$ frequência absoluta

A temperatura média T_m é calculada por

$$T_m = \sum \frac{f_i T_i}{N}$$

e o desvio padrão T_s é dado por

$$T_s = \frac{\sqrt{\sum f_i T_i^2 - \frac{(\sum f_i T_i)^2}{N}}}{N-1}$$

Assim, para a liga E 5475, tem-se:

$T_i = 29,7 \text{ } ^\circ\text{C}$ e $T_s = 1,85 \text{ } ^\circ\text{C}$ e a Temperatura de Ensaio é expressa por $T = 29,7 \pm 1,9 \text{ } ^\circ\text{C}$.

b) Liga E725 W

Rugosidade superficial Média: $R_a = 0,9 \text{ } \mu\text{m}$ e $R_{máx} = 6,9 \text{ } \mu\text{m}$.

Tempo total de teste: 32 horas.

TABELA 2- CÁLCULO DA MÉDIA E DESVIO PADRÃO DA TEMPERATURA DE TESTE

Limite das Classes	T_i	f_i	$f_i T_i$	$f_i T_i^2$
28 - 29,58	28,79	2	57,58	1.657,73
29,58 - 31,16	30,37	2	60,74	1.844,67
31,16 - 32,74	31,95	5	159,75	5.104,01
32,74 - 34,32	33,43	8	267,44	8.940,52
34,32 - 35,9	35,11	4	140,44	4.930,85
35,9 - 37,48	36,69	24	880,56	32.307,76
37,48 - 39,06	38,27	15	574,05	21.968,89
		60	2.140,56	76.754,42
TOTAL				

Nessa tabela,

$T_i \rightarrow$ ponto médio do intervalo de classe;

$f_i \rightarrow$ frequência absoluta

A temperatura média T_m é calculada por

$$T_m = \sum \frac{f_i T_i}{N}$$

e o desvio padrão T_s é dado por

$$T_s = \frac{\sqrt{\sum f_i T_i^2 - \frac{(\sum f_i T_i)^2}{N}}}{N-1}$$

Assim, para a liga E 725 W, tem-se:

$T_i = 35,7^\circ\text{C}$ e $T_s = 2,56^\circ\text{C}$ e a Temperatura de Ensaio é expressa por $T = 35,7 \pm 2,6^\circ\text{C}$.

c) Aço ABNT 1020

Rugosidade superficial Média: $R_a = 1,50 \mu\text{m}$ e $R_{\text{máx}} = 8,4 \mu\text{m}$.

Tempo total de teste: 17 horas.

TABELA 3- CÁLCULO DA MÉDIA E DESVIO PADRÃO DA TEMPERATURA DE TESTE

Limite das Classes	T_i	f_i	$f_i T_i$	$f_i T_i^2$
26 - 27,35	26,68	3	80,03	2.134,67
27,35 - 28,70	28,03	2	56,05	1.570,80
28,70 - 30,05	29,38	7	205,63	6.040,23
30,05 - 31,40	30,73	4	122,90	3.776,10
31,40 - 32,75	32,08	17	545,28	17.489,70
32,75 - 34,10	33,43	9	300,83	10.055,06
TOTAL		42	1.310,70	41.066,58

Nessa tabela,

$T_i \rightarrow$ ponto médio do intervalo de classe;

$f_i \rightarrow$ frequência absoluta

A temperatura média T_m é calculada por

$$T_m = \sum \frac{f_i T_i}{N}$$

e o desvio padrão T_s é dado por

$$T_s = \sqrt{\frac{\sum f_i T_i^2 - \frac{(\sum f_i T_i)^2}{N}}{N-1}}$$

Assim, para o Aço ABNT 1020, tem-se:

$T_i = 31,2 \text{ } ^\circ\text{C}$ e $T_s = 2,0 \text{ } ^\circ\text{C}$ e a Temperatura de Ensaio é expressa por $T = 31,2 \pm 2,0 \text{ } ^\circ\text{C}$.