

WLADIMYR SANCHEZ

**ESTUDO DO DESGASTE DE ANÉIS DE SEGMENTO DE MOTORES DE
COMBUSTÃO INTERNA PELA TÉCNICA DOS TRAÇADORES RADIOATIVOS**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo para obtenção do Título de
"Mestre em Ciências"

Orientador:

PROF. DR. FAUSTO WALTER DE LIMA

WLADIMYR SANCHEZ

ESTUDO DO DESGASTE DE ANÉIS DE SEGMENTO DE MOTORES DE
COMBUSTÃO INTERNA PELA TÉCNICA DOS TRAÇADORES RADIOATIVOS

DISSERTAÇÃO APRESENTADA À ESCOLA POLI
TÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
PARA OBTENÇÃO DO TÍTULO DE "MESTRE EM
CIÊNCIAS"

ORIENTADOR :

PROF. DR. FAUSTO WALTER DE LIMA



- 1 9 6 9 -

| | |
|---|-----------|
| CAPÍTULO VIII | |
| INFLUÊNCIA DO DECAIMENTO RADIOATIVO NOS ENSAIOS DE DESGASTE ----- | 37 |
| CAPÍTULO IX | |
| EFEITOS DE IRRADIAÇÃO DO ANEL PROVOCADOS PELA ATIVAÇÃO NO REATOR ----- | 39 |
| CAPÍTULO X | |
| DADOS EXPERIMENTAIS ----- | 44 |
| CAPÍTULO XI | |
| DISCUSSÕES E CONCLUSÕES ----- | 54 |
| BIBLIOGRAFIA ----- | 74 |

ÍNDICE

| | |
|--|-----|
| CAPÍTULO I | PG. |
| INTRODUÇÃO ----- | 1 |
| CAPÍTULO II | |
| DEFINIÇÕES ----- | 4 |
| II.1 - Desgaste provocado por atrito metal-metal ou desgaste adesivo-- | 4 |
| II.2 - Desgaste provocado por corrosão ----- | 5 |
| II.3 - Desgaste provocado por abrasão ----- | 5 |
| II.4 - Desgaste por erosão ----- | 6 |
| II.5 - Desgaste por fadiga superficial ----- | 6 |
| CAPÍTULO III | |
| DESGASTE DOS ANÉIS DE SEGMENTO, CILINDROS E PISTÕES DOS MOTORES DE COMBUSTÃO INTERNA ----- | 7 |
| CAPÍTULO IV | |
| MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DE DESGASTE ----- | 9 |
| IV.1 - Métodos globais ----- | 9 |
| IV.2 - Métodos integrais ----- | 9 |
| IV.3 - Métodos profilográficos ou microgeométricos ----- | 10 |
| IV.4 - Método das marcas de referência ----- | 10 |
| IV.5 - Método de metrologia ----- | 11 |
| IV.6 - Método das réplicas ----- | 11 |
| CAPÍTULO V | |
| APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS TRAÇADORES RADIOATIVOS NO ESTUDO DO DESGASTE DE ANÉIS DE SEGMENTO ----- | 13 |
| CAPÍTULO VI | |
| PRECAUÇÕES E REGRAS DE SEGURANÇA----- | 31 |
| CAPÍTULO VII | |
| SENSIBILIDADE DO MÉTODO ----- | 35 |

AGRADECIMENTOS

Enorme é a lista de pessoas que contribuíram para o desenvolvimento de minhas atividades científicas, a partir de 1961, quando, sob patrocínio da Comissão Nacional de Energia Nuclear, iniciei a carreira didático-científica no Instituto de Energia Atômica de São Paulo. A ausência de citação nominal não significa esquecimento à colaboração prestada. A todo esse pessoal meus mais sinceros agradecimentos.

Ao Prof. Dr. Rômulo Ribeiro Pieroni, Diretor do Instituto de Energia Atômica de São Paulo, pelas facilidades, confiança e incentivo dispensados a este trabalho deixo o meu reconhecimento.

Ao Prof. Dr. Fausto Walter de Lima, sob cuja orientação segura e constante, foi realizado este trabalho, expresse minha gratidão.

Ao Dr. Azor Camargo Penteado Filho, a quem devo muito da minha formação técnico-científica, meus profundos agradecimentos.

Ao Eng. Aylon Gomide Martins, da Divisão de Engenharia da Volkswagen do Brasil S.A., meu agradecimento pelas sugestões, ajuda e facilidades proporcionadas para a execução deste trabalho.

Sou grato ao Eng. Toshiyuki Kuronuma e ao Físico José Roberto Brinatti pelo auxílio prestado durante a realização prática dos trabalhos em banco de prova.

À Srta. Maria Leopoldina da Costa, do Instituto de Engenharia Nuclear do Rio de Janeiro, que com dedicação e boa vontade datilografou esta tese e à Sra. Grace Ganz Sanchez pelo valioso auxílio e espírito crítico na revisão do manuscrito, meus sinceros agradecimentos.

INDICE DE FIGURAS

| | PG. |
|--|-----|
| Figura 1 - Carra Especial para manuseio de anéis de segmento radio- ativos----- | 22 |
| Figura 2 - Esquema da técnica de monitoração contínua do lubrifican- te ----- | 23 |
| Figura 3 - Vista global do arranjo experimental utilizado nos en- saio de desgaste ----- | 25 |
| Figura 4 - Vista do sistema de retirada de amostras, motor e dinamô- metro ----- | 26 |
| Figura 5 - Sistema de retirada de amostras, contágiros e botão de par- tida montados sobre a mesa ----- | 27 |
| Figura 6 - Variação da taxa de desgaste com a rotação ----- | 56 |
| Figura 7 - Comportamento do desgaste em relação a bruscas e lentas variações de rotação ----- | 58 |
| Figura 8 - Variação da taxa de desgaste com a rotação-motor amaciado----- | 60 |
| Figura 9 - Variação da taxa de desgaste com a carga aplicada ao motor | 61 |
| Figura 10 - Desgaste dos anéis de compressão-lubrificante S----- | 63 |
| Figura 11 - Desgaste dos anéis de compressão-lubrificante R ----- | 64 |
| Figura 12 - Desgaste dos anéis de compressão-lubrificante T ----- | 65 |
| Figura 13 - Variação do desgaste em função do intervalo parada-parti- da do motor ----- | 71 |

CAPÍTULO I -

INTRODUÇÃO

O conhecimento da taxa de desgaste de peças vitais ao motor de um veículo é condição essencial para que seja avaliada a durabilidade e fixada normas que permitam o aumento de sua vida útil. Há muito que o comportamento dessas peças tem sido objeto de pesquisa no sentido de melhorar a eficiência das mesmas.

As difíceis condições de lubrificação a temperaturas elevadas e da atmosfera corrosiva causada pelos produtos da combustão, facilitam o desgaste dos anéis de segmento, cilindros e pistões. A resistência desses três elementos ao desgaste é normalmente o fator limitante para os intervalos de revisão de um motor. Daí ser necessário uma série de ensaios minuciosos para prever a vida útil de cada elemento.

Para a solução do problema, apresentam-se duas alternativas. A primeira consiste em aceitar a grande variação dos resultados obtidos de ensaio para ensaio e em realizar um número suficiente de ensaios que possibilite comparações, mesmo quando não ocorra alto grau de precisão. A segunda alternativa prevê a utilização de um método que reduza consideravelmente as variações estatísticas dos resultados. A maior parte das variações é causada pela necessidade que se tem em desmontar o motor, a fim de limpar, pesar e medir as peças. Para avaliação do desgaste geralmente determina-se as variações de dimensões e peso das peças, após estarem sujeitas às condições de operações desejadas. Além do aparecimento de diversos fatores estranhos, causados pelas seguidas desmontagens do motor, limpeza e montagens necessárias à realização das medidas, o tempo gasto entre um ensaio e o seguinte é relativamente longo. A ação de limpeza dos anéis de segmento, por exemplo, pode provocar nos mesmos uma aceleração do ritmo de desgaste abrasivo ou corrosivo. Essas dificuldades poderiam ser eliminadas se o motor não ficasse sujeito à desmontagens, limpeza e montagens sucessivas.

Graças às possibilidades de produção de radioisótopos artificiais, novas perspectivas surgiram para o estudo de desgaste dos motores de combustão interna.

Em 1943, S.W.Ferris da "Atlantic Refining Co" patenteou nos Estados Unidos da América do Norte a "Técnica Para Estudo de Desgaste Com Traçadores Radioativos". Ferris produziu fósforo radioativo (P^{32}) em ciclotron e o introduziu no anel durante o processo de fundição da liga. Todas as preparações preliminares, tais como tratamento térmico, usinagem, revestimento etc, foram realizadas com material radioativo. A meia vida do fósforo sendo curta (14 dias) acarretou rápida perda de atividade do anel prejudicando a sensibilidade do ensaio. A taxa de desgaste dos anéis de segmento foi avaliada a partir da concentração de fósforo radioativo encontrada no óleo do cárter. Embora a técnica de monitoração do material radioativo deixasse a desejar, o trabalho mostrou o valor prático do método.

Pinotti, Hull e Mc Laughlin da "California Research Corp.", em / 1949, desconhecendo a patente de Ferris conceberam a idéia de utilizar um reator atômico para irradiação de peças de pequeno porte dos motores de combustão interna. Os resultados dessa nova técnica foram publicados a partir/ de 1949, pela U.S.A.E.C. com o título "Application of Radioactive Tracers / to Improvement of Fuels Lubricants and Engines".

Partindo daí, as técnicas evoluíram e foram introduzidas nos países possuidores de reatores atômicos de alto fluxo, possibilitando a irradiação das peças em curto tempo.

A principal vantagem do método dos traçadores radioativos no estudo de desgaste é proporcionar ensaios precisos e rápidos (inferiores a duas horas de duração) contrastando com os períodos longos requeridos pelos métodos clássicos.

O Setor de Pesquisas Teóricas, da Divisão de Engenharia da Volkswagen do Brasil S.A., mostrou interesse na utilização dos traçadores radioativos para avaliação do desgaste de motores de combustão interna. Atendendo à solicitação daquele Setor, iniciamos no Instituto de Energia Atômica de São Paulo o desenvolvimento de técnicas para utilização do método dos traçadores radioativos no estudo de desgaste de anéis de segmento.

Como demonstração das possibilidades de utilização prática do método, realizamos ensaios para a determinação do desgaste dos anéis de segmento de um motor VW. Estudamos o desgaste como função da rotação, carga aplicada ao motor, posição do anel no pistão e das partidas tanto "a frio" como "a quente".

O estudo do desgaste é um campo extremamente complexo, mesmo mantendo-se rigorosamente dentro da aplicação de técnicas já assentes e desenvolvidas. No decorrer dos ensaios, entretanto, tivemos a oportunidade de desenvolver nossas próprias técnicas de trabalho.

Neste trabalho descrevemos a técnica adotada nos ensaios, as precauções e regras de segurança necessárias à utilização rotineira do método, um cálculo simples para avaliar a sensibilidade obtida nos ensaios, os efeitos de irradiação no anel provocados pela ativação no reator, as dificuldades surgidas e as providências tomadas no sentido de contorná-las.

CAPÍTULO II

DEFINIÇÕES

Em nossos estudos adotamos como noção de desgaste o fenômeno responsável pela perda de matéria de um corpo metálico pertencente a motor de combustão interna (1). A perda de matéria pode ser provocada pelos seguintes fatores:

- 1 - Atrito metal-metal (desgaste adesivo);
- 2 - Corrosão;
- 3 - Abrasão;
- 4 - Erosão;
- 5 - Fadiga superficial.

De acordo com o tipo de motor, cada um dos fatores acima atua de maneira diferente. Analisaremos, a seguir, de modo simplificado suas características gerais.

II.1. - Desgaste Provocado Por Atrito Metal-Metal ou Desgaste Adesivo

Esta modalidade de desgaste é provocada em todos os corpos que se movimentam produzindo contato entre duas superfícies, lubrificadas ou não, e quando as mesmas não estão completamente separadas por um filme protetor (2). Esta ação resulta, principalmente, do fato de serem as superfícies metálicas microgeométricamente irregulares, mesmo quando bem polidas. Nessas circunstâncias, quando duas superfícies metálicas estão em contato íntimo, este é dificultado pelo grande número de vales e picos existentes nas superfícies. As pressões exercidas sobre os picos são consideráveis, de modo que as ligações intermetálicas podem ser muito fortes, provocando verdadeiros casos de soldagem.

O desgaste adesivo nada mais é do que uma consequência desse mecanismo, já descrito, pois no deslocamento relativo das superfícies a solda ou aderência é rompida, provocando perda de matéria de uma delas. Tendo as superfícies em contato mesma resistência ao desgaste, sua movimentação provoca ruptura ao longo da linha de união. Em caso contrário dar-se-á ruptura mais profunda em uma das peças (3).

Em se tratando de motores, o desgaste adesivo ocorre em peças atritantes devido as condições de má lubrificação (4) (regiões cujo acesso do óleo é difícil, viscosidade muito baixa, volatilização do óleo muito elevada, diluição, etc.,) a baixas velocidades (5), as cargas específicas elevadas (6) etc. que tornam impossível a formação de um filme de óleo. Sua intensidade depende de outros fatores, tais como, natureza dos materiais em contato, adaptação recíproca das peças etc. Por natureza dos materiais referimo-nos não somente ao núcleo dos metais mas aos revestimentos que provavelmente possam existir (provenientes de banhos, têmpera, etc.) porque eles estarão em contato atritando-se.

II.2. - Desgaste Provocado Por Corrosão

O fenômeno de combustão que ocorre nos motores, conduz à formação de diversos produtos gasosos tais como CO, CO₂, H₂O, óxido de azoto, óxido de enxofre etc. provenientes do próprio combustível utilizado ou de aditivos que a ele são incorporados (7) (8). Muitos possuem características ácidas e em presença da água se tornam altamente agressivos às superfícies metálicas. A alteração da composição do óleo pode gerar substâncias corrosivas que também afetam o metal (9). Alguns desses produtos podem estar presentes em maior ou menor proporção, dependendo do tipo de combustível utilizado para movimentar o motor.

Os produtos corrosivos provenientes da combustão atacam as superfícies metálicas, provocando um desbastamento chamado desgaste corrosivo.

II - 3. Desgaste Provocado Por Abrasão

A abrasão é provocada pela presença, entre duas superfícies metálicas atritantes, de partículas estranhas, mais duras que as superfícies (10) (11). Tais partículas podem provir da atmosfera na qual trabalha o motor, da areia utilizada nos moldes de fundição das peças, de óxidos endurecidos resultantes de processos de corrosão ou por partículas provenientes do desgaste adesivo.

A intensidade da abrasão é função da dureza relativa das duas superfícies e do abrasivo (12). Quando duas superfícies têm durezas aproximadas, a abrasão atinge essencialmente a menos dura. A capacidade de deformação elástica do metal (ligada ao módulo de elasticidade) parece mais importante que a dureza das superfícies no fenômeno de abrasão, pois este é impossível entre um metal duro e uma superfície muito plástica. Para se ate -

nuar o desgaste por abrasão recomenda-se aumentar a dureza das superfícies ou diminuir o módulo de elasticidade dos metais empregados.

II.4. - Desgaste Por Erosão

O desgaste por erosão ocorre quando as superfícies metálicas são banhadas por fluido animado de grande velocidade e carregado de partículas sólidas duras (13). Trata-se na realidade de uma abrasão, mas é analisada separadamente por ser provocada somente por partículas sólidas de alta energia cinética, que no ponto de impacto sobre as superfícies provoca deformações ou arrancamento de matéria.

É conveniente lembrar a propósito deste tipo de desgaste que certos fluidos, quando forçados a circular sobre fortes pressões em orifícios, podem mudar transitória e suas características reológicas, isto é, pode haver instantes em que se comportam como sólidos.

II.5. - Desgaste Por Fadiga Superficial

Esta forma de desgaste se manifesta na movimentação de duas superfícies em contato, quando houver rolamento ou rolamento seguido de escorregamento (14). Quando o rolamento é associado a um escorregamento, as tensões máximas de cisalhamento se aproximam da superfície, o que em geral provoca sua degeneração rápida (15).

CAPÍTULO III

DESGASTE DOS ANÉIS DE SEGMENTO, CILINDROS E PISTÕES DOS MOTORES DE COMBUSTÃO INTERNA

Esses três elementos que constituem peças vitais de um motor alternativo, trabalham em condições de ambiente e funcionamento muito rígidas, sofrendo, por conseguinte, desgaste acentuado (16,17,18). As principais regiões que sofrem ação de desgaste são:

1. - faces periféricas, face superior e inferior dos anéis de segmento;
2. - faces inferior e superior dos entalhes dos pistões;
3. - saídas do pistão;
4. - paredes da camisa, ao longo do curso do pistão.

O rigor das condições de funcionamento é consequência da associação dos fatores:

- a) altas velocidades de rolamento (5 a 10 m/s);
- b) altas pressões específicas entre segmento - camisa e segmento -entalhe, provocadas por:
 - pressões de combustão elevadíssima;
 - redução das superfícies reais de contato provocada por distorções dos segmentos, pistão e camisa;
- c) altas temperaturas provocadas por gases quentes da combustão;
- d) deficiência de lubrificação ocasionada por:
 - volatilização do óleo em contato com os gases da combustão;
 - ausência de lubrificação nas partidas;
 - limitação propositada de óleo a fim de reduzir seu consumo por vazamento e carbonização na câmara de combustão;
- e) contato com ambiente corrosivo originado por:
 - produtos da combustão;
 - produtos provenientes das alterações que o óleo sofre;

- f) contato com abrasivos diversos provenientes principalmente de:
- ar de admissão que afeta acentuadamente a parte superior da camisa e o anel de segmento superior;
 - óleo de lubrificação (quando existe deficiência de lubrificação), que ataca a base da camisa e o anel de segmento inferior.

A simples apresentação dos fatores de desgaste deixa transparecer a existência de um fenômeno complexo, tornando-se difícil, na prática, traduzir exatamente os locais atingidos por um destes tipos de desgaste.

CAPÍTULO IV

MÉTODOS DE DETERMINAÇÃO DE DESGASTE

O desgaste de um motor de combustão interna pode ser avaliado de várias maneiras, segundo a precisão desejada, tempo disponível, condições de ensaio, custo, sensibilidade, forma e composição metalúrgica das peças.

Os métodos de detecção de desgaste e suas principais características são aqui citados de modo geral.

IV.1. Métodos Globais

Baseiam-se na evolução das características de funcionamento de um motor (19). Após certo tempo de funcionamento traduzido pela quilometragem total rodada, torna-se excessivo o consumo do óleo lubrificante e a potência do motor diminui sensivelmente. A fumaça preta que sai pelo escapamento é sinal evidente da queima exagerada de óleo, provocada pela penetração excessiva do lubrificante na câmara de combustão. Significa que os anéis de segmento, cilindros e pistões já se desgastaram o suficiente para não mais se manter a estanqueidade da câmara.

A partir deste momento o motor deve ser desmontado, as peças gastas substituídas, retificadas e colocadas novamente em condições de trabalho.

Para cada tipo de motor e característica de uso podemos avaliar uma taxa média de desgaste. Por exemplo, afirmamos que, em média, os anéis de segmento de um taxi mirim, de determinado ano de fabricação, rodando somente pelo perímetro urbano possuem vida média de X quilômetros.

IV.2. Métodos Integrais

O desgaste total das peças de um motor pode ser determinado pela diferença de peso (antes e depois do ensaio) desde que elas sejam pesadas com suficiente precisão. As peças não devem sofrer montagens e desmontagens sucessivas, porque fatores externos, tais como ferramentas, limpeza, etc, podem contribuir com alterações na taxa normal do desgaste.

Também pode ser avaliado o desgaste pela presença de limalhas no óleo lubrificante, provenientes das peças atritantes do motor (20). O mé-

todo exige a retirada periódica das amostras de óleo e a separação das limalhas. Depois de separadas as limalhas são pesadas em balança de precisão. Não existe possibilidade de identificar de que parte do motor é proveniente o material desgastado, devido o grande número de peças móveis atritantes da mesma composição. Existem ainda várias desvantagens como, por exemplo, o desaparecimento de muitas partículas pequenas dissolvidas quimicamente durante a separação do lubrificante, envolvendo processos de filtração, mudanças químicas, extração por solventes, etc.. Abrasivos não metálicos e impurezas de aditivos podem facilmente estar incluídos entre as limalhas, de modo a fornecer sua pesagem um valor diferente do real.

Outro modo de avaliação do desgaste total é por espectrometria das amostras de óleo (21). Escolhe-se um elemento componente da peça ensaiada e avalia-se o desgaste quantitativamente por espectrometria óptica.

IV.3. Métodos Profilográficos ou Microgeométricos

As vezes utilizam-se profilógrafos para determinação do desgaste. Todas as superfícies novas apresentam grande número de irregularidades devido à natureza dos materiais, às operações de usinagem e acabamento.

As irregularidades metálicas podem ser relacionadas ao desgaste das superfícies, determinando-se com auxílio de um profilógrafo o perfil das rugosidades das peças. Um ensaio dessa natureza pode ser, em linhas gerais, descrito da seguinte maneira (22):

Uma agulha contendo ponta de diamante é usada, sob fraca pressão, para deslizar sobre a superfície metálica. A haste que sustenta a ponta de diamante, sob influência das irregularidades da superfície, desloca-se em um campo magnético, produzindo corrente elétrica de baixa intensidade. Essa corrente é amplificada e enviada a um registrador que marca em papel especial todo o perfil da peça, com aumentos que podem ser da ordem de 100.000 vezes.

O método exige o registro do perfil da peça antes e depois do ensaio para comparação do grau de desbastamento das rugosidades superficiais. Superpondo-se o registro dos dois perfis avalia-se o que foi desgastado.

IV.4. Método Das Marcas de Referência

Há vários métodos parecidos e utilizados com frequência na avaliação do desgaste, adotando marcas de referência distribuídas pela superfície das peças estudadas. Essas marcas de referência possuem dimensões bem

determinadas, permitindo que o desgaste em certo ponto da peça possa ser calculado pela diferença de profundidade da marca antes e depois do ensaio.

IV.5. Método de Metrologia

O método consiste na medida das dimensões lineares das peças em diferentes intervalos de funcionamento do motor.

Em se tratando de um cilindro, por exemplo, determina-se os valores do diâmetro em diferentes cotas. São feitas medidas nas cotas antes e após o funcionamento. A diferença dos valores observada serve para indicar o desgaste do cilindro.

IV.6. Método das Réplicas

É um método não destrutivo, bastante preciso e baseado na análise das superfícies microgeométricas das peças metálicas (22). Consiste na aplicação de fina película de verniz plástico sobre a superfície metálica. Após secagem a película é retirada do contato com a peça, obtendo-se em seguida a réplica da superfície desejada.

Uma das técnicas é utilizar folhas de acetato de celulose comprimidas sobre as peças escolhidas, após simples impregnação em solventes. Tendo como exemplo o ensaio de um cilindro, procede-se da seguinte maneira:

- limpa-se bem a região onde se deseja avaliar o desgaste;
- espalha-se de uma só vez fina camada de acetato de celulose incolor em toda região. Após secagem a camada de celulose é retirada e fixada sobre lâmina para exame em microscópio.
- O exame das réplicas pode ser feito diretamente no microscópio ou por fotografia com ampliação de cerca de 100 vezes.

IV.7. Método dos Traçadores Radioativos

O desenvolvimento das técnicas de aplicação dos traçadores radioativos ocasionou o aparecimento de novo método altamente eficiente, visando o estudo do desgaste de peças móveis de motores de combustão interna. As grandes vantagens deste método como veremos adiante são: seletividade, alta sensibilidade e rapidez. A taxa de desgaste e suas variações podem ser observadas em pequenos intervalos de tempo.

A utilização prática do método é limitada por ser necessário um

fluido lubrificante para arrastar as limalhas provenientes do desgaste até o aparelho detetor. Seu princípio geral consta em marcar a peça cujo desgaste se deseja avaliar, por meio de material radioativo. Sofrendo atrito ela perde limalhas também radioativas que são arrastadas pelo lubrificante. A avaliação do material desgastado é feita comparando-se a radiação presente nas limalhas com um padrão previamente preparado. Isto é possível porque a quantidade de radiação existente nas limalhas e no padrão é proporcional à massa de material radioativo.

Após conhecimento do princípio básico do método dos traçadores radioativos, discutiremos sua utilização nos ensaios de desgaste de anéis de segmento.

CAPÍTULO V

APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS TRAÇADORES RADIOATIVOS NO

NO ESTUDO DO DESGASTE DE ANÉIS DE SEGMENTO

Um levantamento bibliográfico relacionado à utilização dos traçadores radioativos no estudo do desgaste de anéis de segmento, mostrou-nos as técnicas já utilizadas e seu aperfeiçoamento a partir do trabalho pioneiro de Ferris.

Em 1941, Ferris, (23) trabalhando em Battelle, obteve uma patente, em nome da "Atlantic Refining", sobre utilização de fósforo radioativo, produzido por ciclotron, no estudo de desgaste de anéis de segmento. A concentração de fósforo e portanto do material desgastado foi avaliada contando amostras do lubrificante em detetores Geiger-Müller. Este trabalho mostrou o valor prático do método.

Em 1944, Sakmann, Burwell e Irvine (24) publicaram estudos sobre atrito e desgaste em ligas de cobre, ativadas por deuterons (produção de Cu^{64} e Zn^{63}). O que nos chamou a atenção neste trabalho, foi a técnica de detetar as limalhas radioativas por autoradiografia.

Em 1947, Sakmann, Grossman e Irvine (25) marcaram aços "Nitralloy", incorporando Mn^{52} durante o processo de fundição. O objetivo desses estudos prendeu-se ao comportamento em relação ao desgaste, de vários pares de superfícies metálicas usadas na construção de cilindros e anéis de segmento. Para detecção do material radioativo utilizaram desta vez a técnica de dissolver as placas e de separação química. O Mn^{52} após separação química foi contado em um conjunto Geiger-Müller.

Burwell (26), em 1947, publicou excelente trabalho onde analisa a técnica dos traçadores radioativos no estudo de atrito e desgaste de superfícies metálicas. Discute as possibilidades de ativação superficial de um anel de segmento irradiado por deuterons ou prótons, eletrodeposição de um material ativo nas superfícies metálicas e de se adicionar material radioativo durante o processo de fundição dos anéis. Analisa ainda as teorias de atrito e desgaste, preparação de traçadores radioativos e métodos de detecção das limalhas radioativas.

Pinotti, Hull e Mc Laughlin (27) pela primeira vez ativaram a-

néis de segmento em reator, utilizando o X-10 do Oak-Ridge National Laboratory. Os anéis foram montados em motor diesel de cilindro único e o desgaste detetado por monitoração contínua do lubrificante. O conjunto de detetores utilizado foi ainda o dos contadores Geiger-Müller.

Jackson (28), Burk, Test e Cowell publicaram, em 1952, um trabalho sobre prolongados estudos de desgaste de anéis de segmento. Os anéis irradiados em reator, foram montados em um motor à gasolina, também de cilindro único. Da mesma forma que Pinotti, realizaram monitoração contínua do lubrificante. As discrepâncias observadas nos resultados, quando comparados com os de Pinotti, se explicam em função de ser um motor de gasolina e um diesel.

Dyson (29) e Williams, em 1956, na Inglaterra, utilizaram pela primeira vez o Fe^{59} como elemento a ser detetado na avaliação do desgaste de um anel de segmento de compressão superior. Demonstraram também a eficácia de aditivos anticorrosivos no lubrificante, ensaiando com o motor em banco de prova. Esses estudos despertaram o interesse das indústrias automobilísticas inglesas pelo novo método de estudo de desgaste.

Numerosos trabalhos sobre aplicação dos traçadores radioativos em problemas de atrito, lubrificação e desgaste de anéis de segmento, foram apresentados em abril de 1957, em Moscou, durante a "All-Union Scientific Technical Conference on the Use of Radioactive and Stable Isotopes and Radiations in the National Economy and in Science". Os resumos (30) desses trabalhos e alguns trabalhos completos (31) foram traduzidos para o inglês. O relatório de Dikushin, intitulado "Use of Radioactive Isotopes in Machine Construction" é bastante objetivo e chama atenção pelo rigor com que trata o problema de ensaios de ligas metálicas, destinadas à construção de peças móveis de um motor de combustão interna. Outro relatório interessante é "A Study of the Transfer of Metal During Friction and Wear" de Zamourev e Levin. Os autores descrevem técnicas de marcar amostras de aço incorporando fósforo radioativo (P^{32}) durante a fundição, por fosfatização e por eletrodeposição de Fe^{59} . Esse trabalho é discutido por G. Vinogradov, que também apresentou observações interessantes em relação a marcação das peças por sulfuração. Ainda do grupo soviético Kusakov (32) expôs a técnica utilizada na marcação de aditivos de lubrificantes com P^{32} e S^{35} . A ação de desgaste foi estudada como função da temperatura das paredes do cilindro e do tipo de aditivo. Finalmente, o estudo de Stetsenko (33) mostrou a utilização de cobalto radioativo, intro-

duzido por eletrodeposição em anel de segmento de ferro fundido.

Em junho de 1957, no "Pittsburg Meeting of the American Nuclear Society", Danforth (34), Gumbleton (35), Green (36) e Mayer (37) apresentaram cada qual trabalho distinto sobre aplicação dos traçadores radioativos em estudos de desgaste. Gumbleton, da General Motors, otimista com as novas perspectivas de utilização desses traçadores, criou em seu laboratório o "Radioisotope in Automotive Industry Training". Este foi o primeiro reconhecimento da indústria americana, para a utilização rotineira do novo método no estudo pormenorizado do comportamento de motores de combustão interna.

Com Savage (38) e Bowman surgiu a técnica de embutir uma fonte radioativa na superfície da peça atritada. Introduziram pequena fonte de antimônio radioativo (Sb^{124}) na superfície de um anel de segmento e avaliaram a taxa de desgaste em função da concentração de antimônio encontrada no lubrificante. As limalhas radioativas foram monitorizadas continuamente com o auxílio de um conjunto Geiger-Müller.

Abowd (39,40), defensor da utilização de anéis cromados em motores de combustão interna, idealizou a seguinte experiência: marcou as superfícies de um anel com cromo radioativo (eletrodeposição) e avaliou sua taxa de desgaste em função do tipo de lubrificante. Em outro ensaio, irradiou em reator um anel de ferro fundido e submeteu-o às mesmas condições / que o de cromo. Comparou os resultados e mostrou que a taxa de desgaste do anel cromado era inferior a do anel de ferro fundido, e que lubrificantes cuja composição era boa para anéis cromados não apresentavam a mesma eficiência para os anéis de ferro fundido. Pela primeira vez, notamos em ensaio de desgaste, utilização de um cintilador para detecção das limalhas radioativas.

Deterding (41) e Gallow, na Inglaterra, realizaram interessante ensaio em veículo, em condições reais de movimentação. Irradiaram somente o anel de compressão superior no reator de Harwell e avaliaram a taxa de desgaste detetando Fe^{59} . O detetor utilizado foi um cintilador com cristal de NaI(Tl) refrigerado a ar, para evitar danos devido a alta temperatura do lubrificante. Estudaram a influência da rotação e aditivos anti-corrosivos na taxa de desgaste do anel de compressão superior.

Em 1967, Conte (42) da Divisão de Pesquisas Experimentais da Fiat, idealizou a técnica de bombear o lubrificante do próprio cilindro pa

ra o sistema de detecção. O cilindro foi furado em ponto conveniente (entre o Ponto Morto Superior e Ponto Morto Inferior), para permitir a colocação de uma tubulação auxiliar, ligada a uma bomba externa ao motor. Durante o movimento de vai e vem do pistão, a bomba suga (através da canalização) o material desgastado, que é encaminhado ao circuito de contagens. Conte avaliou simultaneamente o desgaste de Ferro e Cromo, detetando Fe^{59} e Cr^{51} com atividades específicas respectivas de 1,2 mCi/g e 34 mCi/g.

Gibbons (43), Lawson, Metcalfe e Simpson avaliaram desgaste de motor de combustão interna ativando em reator amostras de óleo lubrificante, retiradas do cárter. O método conhecido com o nome de Análise por Ativação, consiste em ativar amostras de óleo e usar a radioatividade presente nas mesmas para cálculo da massa de determinado elemento. O elemento escolhido para ser detetado foi o In^{116m} (raios gama com energia de 1,08 MeV e meia vida de 54 minutos). Verificaram que o conteúdo de índio de um lubrificante idêntico ao utilizado no motor, era nulo. Qualquer concentração desse elemento no óleo do cárter só pode ser proveniente do desgaste de alguma peça que o tenha em sua composição. A comparação da atividade do Índio na amostra de óleo, com um padrão ativado nas mesmas condições proporciona a determinação da quantidade de material desgastado.

Esses trabalhos permitiram, nos observar que os traçadores radioativos, em estudos de desgaste de anéis de segmento, foram utilizados com as seguintes técnicas:

1. incorporação do material radioativo, obtido por irradiação, em aceleradores e reatores, durante o processo de fundição da peça;
2. A introdução do isótopo radioativo da peça foi feita por processos de eletrodeposição, reações de troca, carburação, sulfurização, fosfatização etc. utilizando em cada caso o elemento adequado
3. O isótopo radioativo foi encrustado na superfície do anel de segmento.
4. Ativação neutrônica das amostras de lubrificante retiradas do cárter.
5. irradiação da peça em reatores e aceleradores.

Faremos, a seguir, uma análise de cada técnica levando em conta suas limitações, vantagens e desvantagens.

A introdução do elemento radioativo durante o processo de fundição da peça, merece a nosso ver, restrições. Todas as preparações preliminares, tais como, tratamento térmico, usinagem, revestimento, etc., serão realizadas com material radioativo. O isótopo deve portanto possuir meia vida relativamente longa para que, durante o ensaio, a atividade presente no anel de segmento assegure boa sensibilidade. Considerando os aspectos de proteção radiológica, manuseio prolongado com material radioativo de alta atividade é altamente perigoso. Surgem também problemas relacionados à técnica de incorporação, concentração do material ativo, perdas, contaminação de fornos e operadores etc..

A possibilidade de utilização de pequenas atividades e radiação de baixa energia parece a princípio promissora. Em particular, a radiação das partículas beta, que possuem baixo poder de penetração, merece especial atenção. Os problemas de proteção radiológica com a radiação dessas partículas é geralmente menor em relação à radiação gama. Em toda a bibliografia consultada, notamos que somente Ferris e Popov (44) se interessaram pela radiação beta. Este último realizou estudos com C^{14} e Pm^{147} mas encontrou dificuldade na monitoração das limalhas radioativas para conseguir boa sensibilidade. Realmente verificamos que o alcance de partículas beta de 250 keV é aproximadamente $0,1 \text{ g/cm}^2$ e para detecção dessas partículas em 1% do volume do lubrificante usado no motor (3 litros) são necessários cerca de 300 cm^2 de superfície de contagem. O P^{32} (meia vida de 14 dias e partículas beta com 1.710 keV) e Pm^{147} (meia vida 2,5 anos e partículas beta com 233 keV de energia) proporcionam baixa sensibilidade quando utilizados para avaliar desgaste. Devido a seu alto custo, torna-se impraticável a utilização do C^{14} durante o processo de fundição da liga. O custo de cada anel seria da ordem de US\$ 1.000,00 (Um mil dolares). O método de introduzir C^{14} no anel de ferro fundido por processos de carburação gasosa (45), também apresenta limitações. É sabido que neste processo a presença de metano, etano e hidrogênio alteram as propriedades metalúrgicas da liga, acarretando diminuição do grau de dureza.

Vários pesquisadores introduziram elemento radioativo na superfície da liga, utilizando processos de eletrodeposição ou reações de troca. Embora os materiais depositados, na maior parte das vezes, não apresentem a mesma resistência ao desgaste que o material original fundido na liga, havia uma justificativa, referente a problemas de proteção radiológica, para utilizar tal técnica. Como a espessura da camada depositada era da ordem de algumas centenas de microns, as atividades envolvidas no processo foram sem

pre pequenas, proporcionando baixas doses de radiação. Zaalavskii (46,47) revestiu anéis de segmento com Zn^{65} (meia vida de 64 dias e radiação gama de energia 1.110keV), depositando-o em sulco com forma de V na superfície do anel. Acreditamos que os resultados obtidos não possam ser considerados significativos, porque os anéis se desgastam diferentemente ao longo da sua circunferência e a atividade efetiva do Zn^{65} decresce com a profundidade (devido o sulco ser em forma V). Também pareceu-nos deficiente, a técnica de eletrodeposição de ferro radioativo, utilizada nos trabalhos de Zmourev (48). O material depositado, apresenta-se sob a forma de ferrita, que não possui a mesma resistência ao desgaste que o ferro fundido. É interessante lembrar que a ferrita é propositadamente evitada durante as fundições. Propstl (49) propôs utilizar eletrodeposição de níquel comercial contendo traços de cobalto radioativo. O Ni, Co e Fe são comparáveis quimicamente e a dureza do Ni eletrodepositado se compara com a do ferro fundido. Uma liga Ni-Co (Co^{60} possui meia vida de 5,3 anos e energia gama média de 1.250 keV) pode ser facilmente eletrodepositada (O níquel comercial possui 0,5% de cobalto). A eletrodeposição atenua bastante o problema de proteção radiológica, pois com 50 microcuries de atividade de Co^{60} , Propstl obteve ritmo de contagem (contagens por minuto) semelhante em valor absoluto ao produzido por anéis ativados em reator, contendo 5 mCi de atividade. Analisando o aspecto prático deste trabalho, notamos que a execução do revestimento marcado, mecanicamente satisfatória e uniforme em uma superfície pequena, é operação difícil e delicada. Além do mais, a abertura de sulco na superfície do anel, limpeza, preparação desta superfície, deposição de Ni e Co no sulco, de maneira que a razão de Ni para Co no depósito seja constante, complicam acentuadamente a técnica.

Outra idéia, também baseada na atenuação dos problemas radiológicos, foi utilizada por Tochilnikov (50) que introduziu na superfície de um anel de segmento, incrustação de uma fonte radioativa (Co^{60}). Como no caso das eletrodeposições, julgamos que o desgaste produzido pela incrustação não representa as condições reais do fenômeno.

A análise por ativação, quando utilizada no estudo de desgaste total das peças móveis de um motor de combustão interna, apresenta resultados precisos e rápidos. A técnica complica quando se deseja analisar o desgaste de diferentes superfícies móveis possuindo a mesma composição química. As peças se desgastam diferentemente e dificultam a interpretação dos resultados.

As dimensões da peça, cujo desgaste se deseja avaliar, limitam a irradiação da mesma em reatores nucleares e aceleradores. Entretanto, os anéis de segmento possuindo dimensões relativamente pequenas, podem ser facilmente ativados. Kato (51) utilizando o ciclotron do Laboratório Químico da Universidade de Kyoto, ativou anéis de segmento, bombardeando-os com deuteron de 15 MeV de energia. O tempo de ativação foi de 30 minutos e os elementos químicos presentes no anel eram carbono, manganês, fósforo, cobre, cromo, enxofre e cobalto. As reações nucleares produzidas e os isótopos obtidos foram:

| | | |
|---|-------------------------------|--------------------------------|
| $\text{Fe}^{56} (d, n) \text{Mn}^{54}$ | $T_{1/2} = 324 \text{ dias}$ | $E_{\gamma} = 840 \text{ keV}$ |
| $\text{Fe}^{56} (d, 2n) \text{Co}^{56}$ | $T_{1/2} = 80 \text{ dias}$ | $E_{\gamma} = 850 \text{ keV}$ |
| $\text{Fe}^{56} (d, n) \text{Co}^{57}$ | $T_{1/2} = 270 \text{ dias}$ | $E_{\gamma} = 120 \text{ keV}$ |
| $\text{Fe}^{57} (d, n) \text{Co}^{58}$ | $T_{1/2} = 72 \text{ dias}$ | $E_{\gamma} = 810 \text{ keV}$ |
| $\text{P}^{31} (d, n) \text{P}^{32}$ | $T_{1/2} = 14 \text{ dias}$ | $E_{\beta} = 1700 \text{ keV}$ |
| $\text{Mn}^{55} (d, 2n) \text{Fe}^{55}$ | $T_{1/2} = 1100 \text{ dias}$ | $E_{\gamma} = 210 \text{ keV}$ |

A técnica adotada por Sato seria a ideal se não houvesse problemas de falta de uniformidade na ativação superficial do anel. Os isótopos produzidos possuem meia vida relativamente longa o que é bom para ensaios de desgaste. A energia da radiação gama é alta e proporciona boa sensibilidade de detecção. A ativação superficial do anel é vantajosa porque só a radiação útil entra em jogo. Infelizmente, contrabalançando todas essas vantagens, os gradientes de atividade que surgem ao longo da circunferência do anel, largura e profundidade, limitam a validade dos resultados nos ensaios de desgaste.

A ativação de anéis de segmento em reatores nucleares apresenta vantagem no que se refere à distribuição uniforme de atividade em todo o anel. Também como no caso dos aceleradores, permite que as operações preliminares sejam realizadas com material inativo.

A ativação provoca o aparecimento de vários isótopos dos elementos que formam o anel. Tendo esses isótopos concentração e meias vidas

diferentes, as atividades serão também diferentes, daí escolhermos o mais conveniente para o ensaio. Comumente existem elementos químicos que possuem alta seção de choque de ativação para neutrons térmicos (caso específico do manganês) e por isso proporcionam altas atividades específicas. Essas atividades não sendo utilizadas integralmente no ensaio tornam-se parasitas, pois acarretam problemas de proteção radiológica. Além disso, os neutrons do reator produzem reações nucleares nas camadas internas, ativando o miolo do anel, sem utilidade para o ensaio de desgaste.

Apesar de que as precauções e regras de segurança relativas a proteção radiológica devam ser mais rígidas, devido as altas atividades parasitas, julgamos o método de irradiação dos anéis de segmento, em reator nuclear, como o mais próximo da realidade. O anel ativado e o não ativado, dentro de certos limites, apresentam as mesmas propriedades físicas e metalúrgicas. Essas limitações serão analisadas nos próximos capítulos. Felizmente a maior parte das atividades parasitas é produzida por isótopos de meia vida curta e um período conveniente de resfriamento poderá atenuá-las bastante. As regras de segurança, quando obedecidas integralmente, eliminam possibilidades de contaminação e o recebimento de altas doses de radioatividade pelos operadores.

Este ponto de vista, levou-nos a irradiar os anéis de segmento, no reator IEAR-1, tipo piscina, moderado e refrigerado a água leve e com fluxo térmico médio de $1,2 \cdot 10^{13} \text{ n.cm}^{-2} \text{ s}^{-1}$.

Um conjunto de três anéis (um de compressão superior, um de compressão inferior e um raspador de óleo) foi preparado para ativação. Quatro amostras, de 200 mg cada, de outro anel de mesma composição, foram fixadas ao conjunto de anéis, cada qual em posição diametral. Essas amostras tiveram dupla função:

- a) monitorar a atividade ao longo do anel.
- b) servir como padrão.

Os anéis e as amostras foram cuidadosamente embalados em papel de alumínio para evitar que uma possível umidade provocasse o aparecimento de ferrugem. É conveniente ressaltar que o elemento de irradiação dos anéis é totalmente estanque, mas como precaução adicional utilizamos a embalagem de alumínio.

Cada padrão, estando preso em posição diferente do conjunto de anéis e possuindo a mesma massa, proporcionam a mesma atividade no caso da ativação uniforme em toda circunferência.

Após ativação o elemento de irradiação é retirado do caroço do reator, e deixado esfriar em local apropriado, para que as atividades parasitas decaiam convenientemente. Com 10 dias de resfriamento o elemento de irradiação é aberto, os anéis retirados, montados no pistão e o motor posto em condições de funcionamento.

A montagem dos anéis nos pistões é operação rápida, não apresentando problemas sérios de proteção radiológica. Foi construída uma garra especial para manuseio, que é mostrada na figura 1.

Ao se ligar o motor o movimento de vai e vem dos pistões provoca atrito dos anéis de segmento contra a parede interna da camisa do cilindro. Daí resulta o desgastamento dos anéis de segmento, cujas limalhas radioativas são mantidas em suspensão no óleo lubrificante. A mistura óleo-limalhas, sob pressão da bomba de óleo, é forçada a caminhar em direção ao cárter. Pode-se por meio de uma tubulação auxiliar, desviar o lubrificante de seu curso original, fazendo-o circular externamente ao motor e voltar para o cárter. Essa tubulação auxiliar foi construída de tal maneira a evitar acentuada perda de pressão do óleo no novo curso.

Haviam duas alternativas para escolhermos a técnica a ser adotada no estudo de desgaste. Uma seria detetar continuamente a atividade do óleo (52, 53, 54, 55, 56) na tubulação auxiliar. Para isso seria necessário introduzir na tubulação um trocador de calor, uma câmara de contagem e um aquecedor.

O óleo lubrificante proveniente dos cilindros tem temperatura elevada, mas ao chegar à câmara de contagens sua temperatura não deve exceder a 30°C. Os detetores de radiação colocados na câmara de contagem são sensíveis a altas temperaturas, daí a necessidade do trocador de calor. Da câmara de contagem o lubrificante deve ser dirigido para o cárter. Como na câmara a temperatura é baixa torna-se necessário elevar a temperatura do óleo até seu valor original. Isto se consegue colocando o aquecedor entre a saída da câmara de contagens e o cárter. A figura 2 mostra um esquema da técnica de monitoração contínua do lubrificante.

A outra alternativa mais simples, por dispensar o trocador de calor e aquecedor, consiste em substituir a câmara de contagem por um sistema de retirada de amostras de lubrificante (57, 58).

A escolha de qual alternativa seria a mais indicada para nossos estudos, foi feita analisando-se os seguintes fatos:

A detecção contínua das limalhas radioativas presentes no lubrificante, embora de execução complexa, permite determinar o desgaste transitório provocado por variações rápidas e bruscas de qualquer fator que influa no

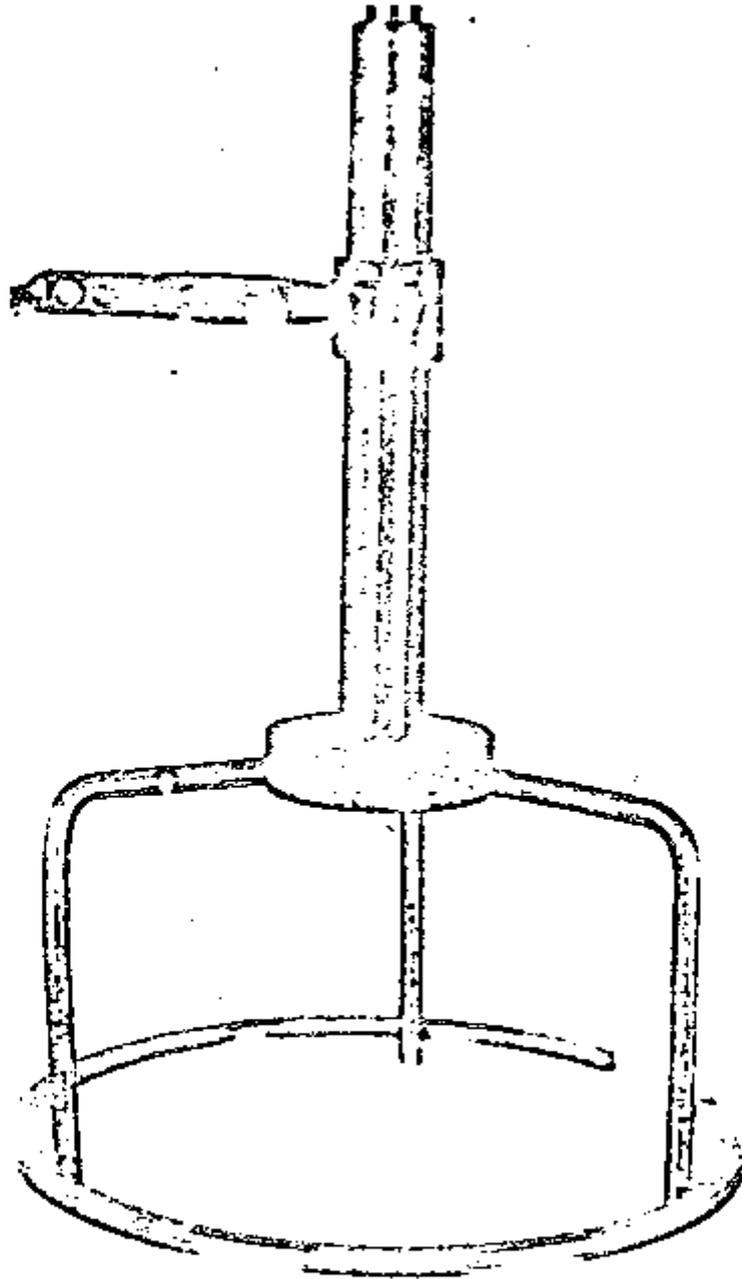


Figure 1 - Garra Especial Para Manuseio de Anéis de Segmento Radioativos

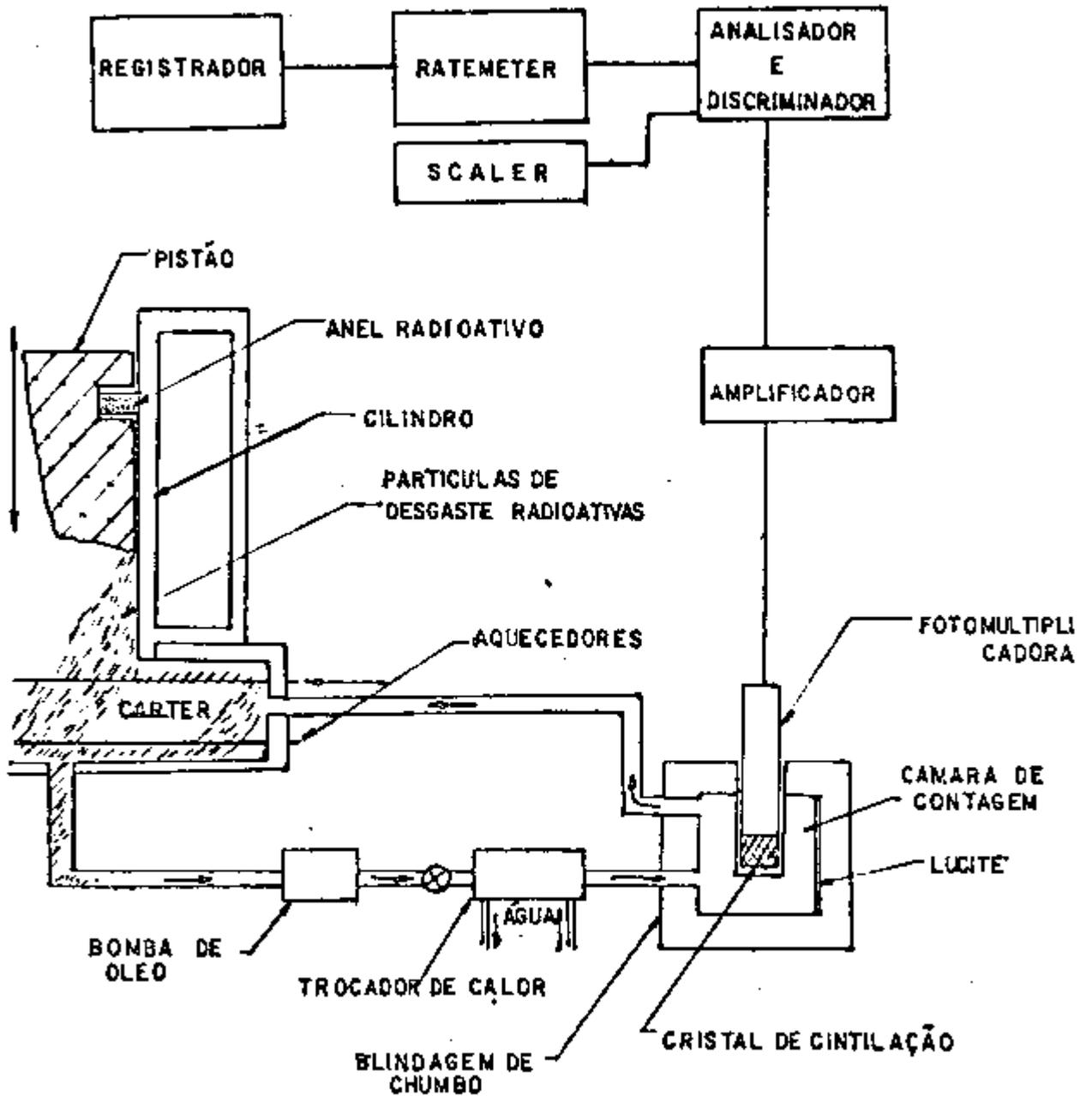


Figura 2 - Esquema da técnica de monitoração contínua do lubrificante.

mecanismo de desgaste. Para ensaio com veículo se movimentando em condições de serviço real, o ideal é considerar os fenômenos tais como se apresentam na prática. Neste caso, a detecção contínua das partículas radioativas, realizada no interior do veículo, possibilita ensaio pormenorizado dos diferentes transientes de desgaste. Como o lubrificante se movimenta com grande velocidade, o tempo de contagem das limalhas radioativas é pequeno. Para evitar perda de sensibilidade e precisão, as atividades envolvidas deverão ser grandes, que do ponto de vista de proteção radiológica não é recomendável.

Em ensaios realizados com motor em banco de prova é mais fácil controlar as variáveis que influem no desgaste. Podemos, no momento conveniente, introduzir variações estudadas no ritmo de funcionamento do motor, alterando a taxa de desgaste de acordo com o objetivo desejado. Nestas circunstâncias a monitoração contínua pode ser dispensável, havendo vantagens na coleta de amostras nos instantes críticos. A substituição da câmara de contagem por um sistema de coleta de amostras é operação simples. As amostras de óleo retiradas ainda quentes podem sofrer resfriamento no próprio ambiente e posteriormente contadas em laboratório. Aí o tempo de contagem pode ser consideravelmente aumentado, e com isso reduzir a atividade dos anéis de segmento, sem prejuízo para a sensibilidade e precisão do ensaio. Existe vantagens também no que se refere as possibilidades de contar as amostras vários dias após sua retirada do motor. Caso haja pane nos circuitos eletrônicos de detecção, o ensaio não fica prejudicado pois o lubrificante poderá ser contado após os devidos reparos.

Como dispúnhamos de banco de prova para o ensaio, e de acordo com a análise acima, preferimos utilizar a técnica de amostragem discreta. O arranjo experimental utilizado é mostrado nas figuras 3,4 e 5.

A canalização auxiliar possui diâmetro interno de 2 mm. As amostras de lubrificante foram retiradas com o auxílio de seringas hipodérmicas. Entre duas válvulas, que regula a circulação do lubrificante na canalização auxiliar e no sentido do escoamento, introduzimos uma agulha no conduto em ângulo de 45°. As seringas hipodérmicas ajustam-se perfeitamente à agulha, eliminando praticamente os vazamentos. O êmbolo da seringa é preso ao cilindro com auxílio de presilha metálica, para evitar que a pressão do óleo o empurre para fora. No momento da retirada da amostra solta-se a presilha e o óleo entra por pressão no cilindro da seringa. Atingido o volume desejado, fecha-se as válvulas, substitui-se a seringa e abre-se novamente as válvulas

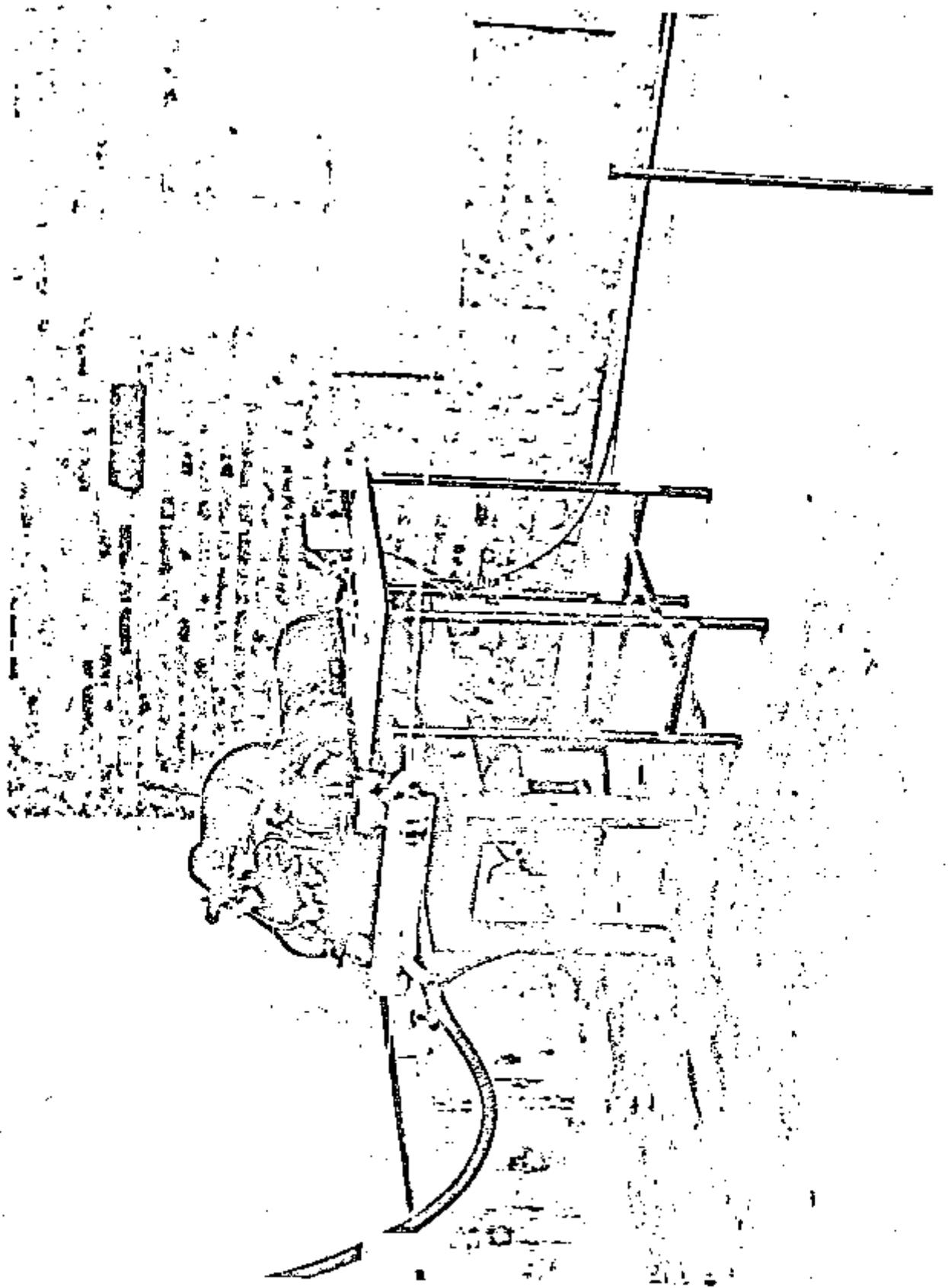


Figura 3 - Vista Global no Arranjo Experimental Utilizado nos Ensaio de Desgaste.

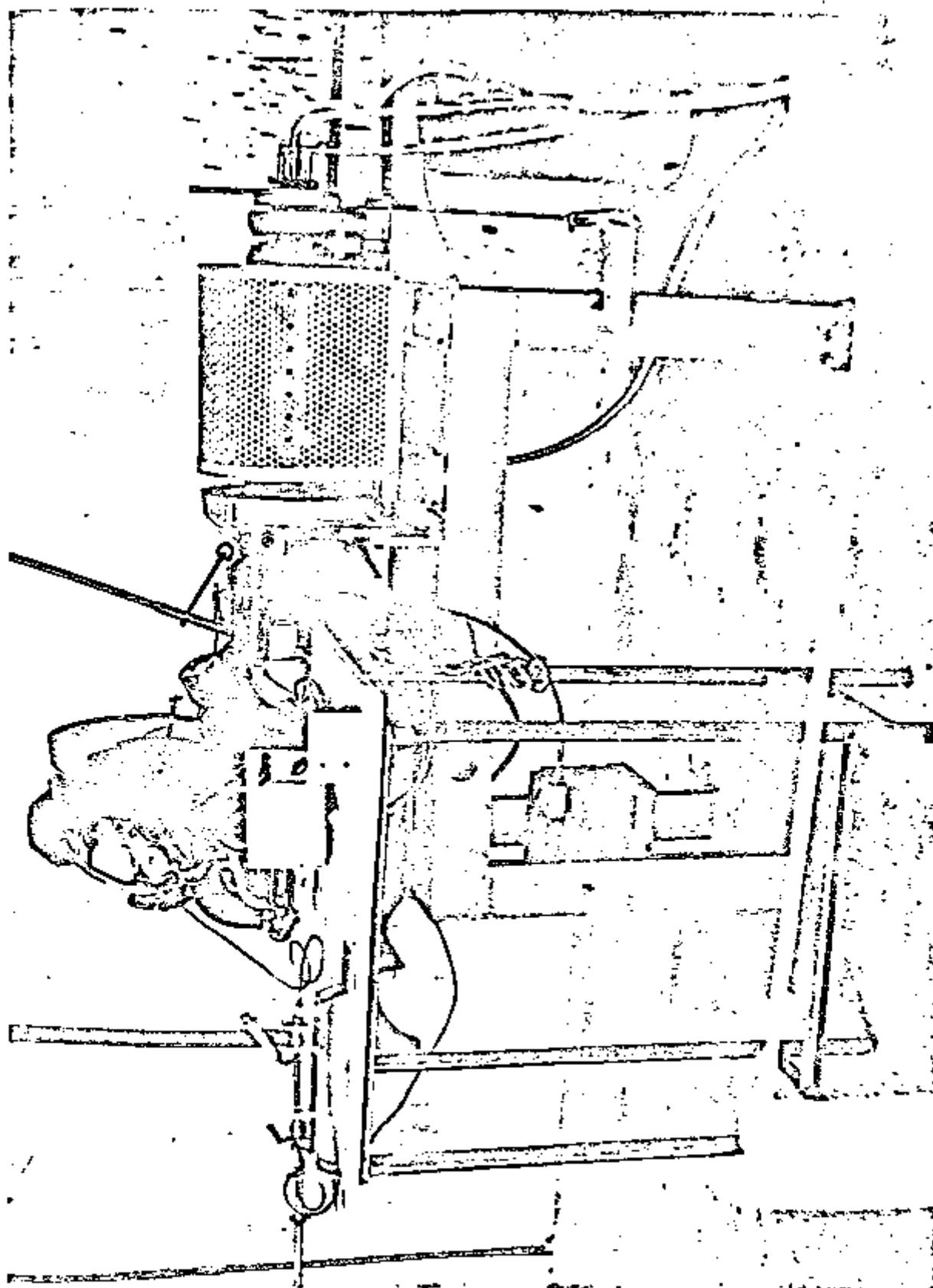


Figura 4 - Vista do Sistema de Retirada de Amostras, Motor e Dinamômetro Hidráulico.

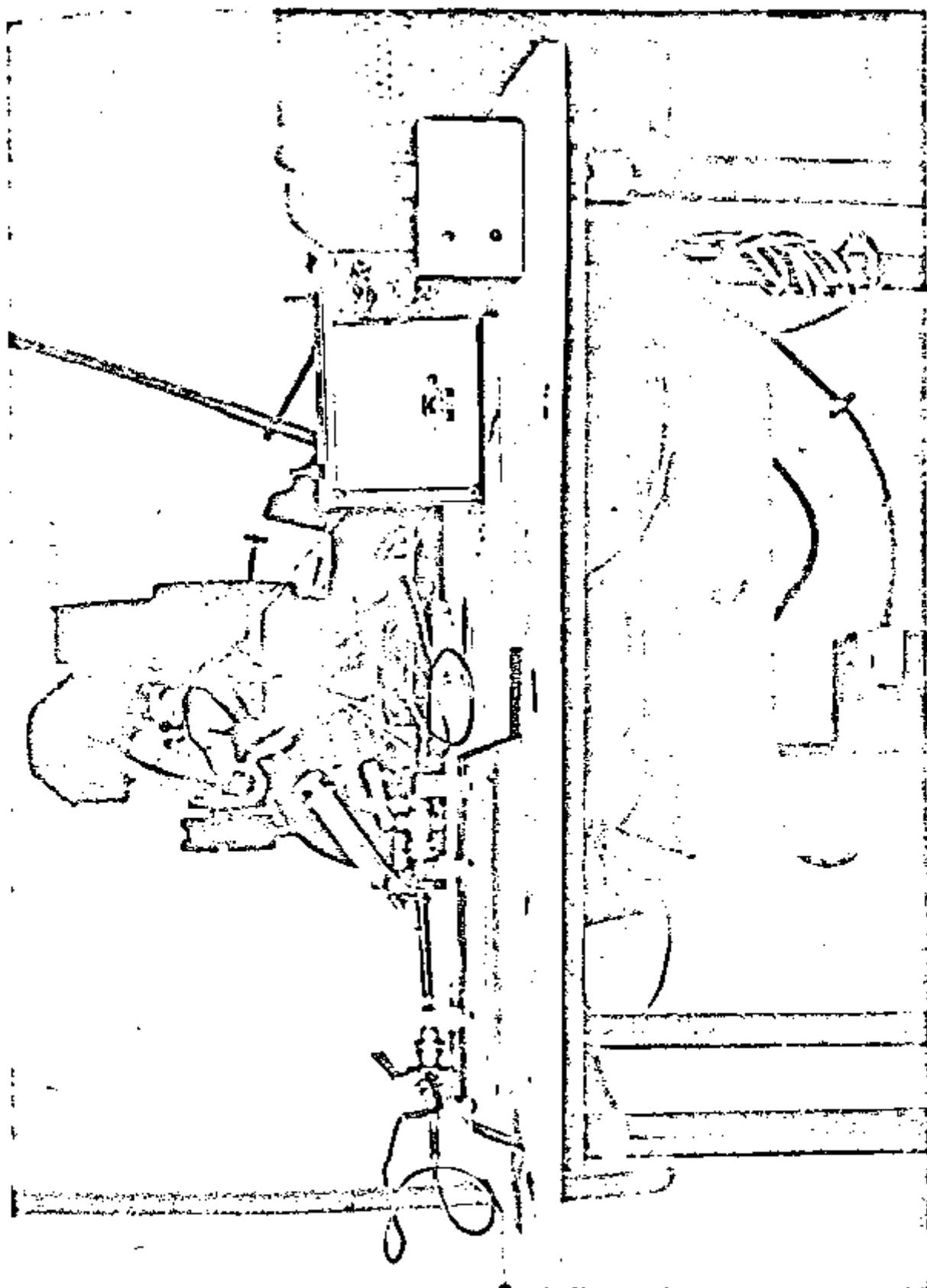


Figura 5 - Sistema de Retirada de Amostras, Contagiros e Botão de Partida Montados sôbre a Mesa.

para circulação do lubrificante. As operações de abertura, fechamento de válvulas e troca de seringas é da ordem de cinco segundos. As seringas introduzem o volume desejado de lubrificante em tubo de ensaio que, após resfriamento natural, é encaminhado ao laboratório para contagem do teor de radioatividade.

As radiações de natureza corpuscular e eletromagnética emitidas pelas limalhas, são captadas por um cintilador composto de cristal de NaI (Tl) e fotomultiplicadora.

Certos materiais, chamados comumente de fósforo (mesmo que não contenham o elemento fósforo em sua estrutura), emitem luz quando absorvem radiações nucleares. Em 1947, Coltman e Marshal, demonstraram que com auxílio de válvulas fotomultiplicadoras era possível contar essas cintilações. Quando determinada radiação produz cintilação, grande parte da luz emitida é encaminhada diretamente ou por reflexão ao fotocátodo da fotomultiplicadora. Essa luz provoca a emissão de elétrons que serão a seguir multiplicados nos diversos dinodos. Entre o fotocátodo e o primeiro dinodo e entre os dinodos sucessivos, existe um campo elétrico conveniente. Cada elétron que chega a determinado dinodo provoca, por emissão secundária, o aparecimento de novos elétrons que se dirigirão ao dinodo seguinte. Daí resulta uma multiplicação do número de elétrons, à medida que passamos de um dinodo para outro, chegando a valores superiores a 10^6 . Esses elétrons finalmente são recolhidos por um anodo, produzindo um pulso de corrente que dá origem a um pulso de voltagem na entrada de um pré-amplificador. Sua finalidade é fortalecer o pulso proveniente da fotomultiplicadora que sendo relativamente débil, poderia ser fortemente atenuado durante sua passagem pelos casos de ligação impedindo sua detecção. Após amplificação, o sinal passa por um discriminador e analisador de pulsos, que é o sistema destinado a selecionar e dar forma ao sinal para que o mesmo acione um contador eletrônico. Esses pulsos podem ser contados e registrados em forma de gráficos, ou através de medidas em intervalos de tempo.

Para melhor visualização, a operação de um conjunto cintilador pode ser dividida nas seguintes fases:

1. Absorção da radiação incidente pelo cristal de NaI (Tl)
2. Conversão da energia dissipada em energia luminosa.
3. Movimentação dos ftons até o fotocátodo da válvula fotomultiplicadora.
4. Absorção dos ftons de luz e emissão de elétrons pelo fotocá-

todo.

5. Multiplicação dos eletrons nos vários dinodos.
6. Análise dos pulsos de corrente produzidos na fotomultiplicadora por sistema eletrônico adequado.

Cada amostra de lubrificante é contada por determinado tempo e com parada com o padrão, que contém massa conhecida de material radioativo. A preparação deste padrão foi realizada da seguinte maneira:

Dissolvem-se separadamente em água régia cada amostra de 200 miligramas produzindo uma concentração conhecida. Em cada tubo de ensaio foi colocado um volume de 5 ml de solução e os tubos levados ao contador. Comparou-se as contagens de cada um para verificar se a irradiação dos anéis havia se processado de maneira uniforme. Verificada a igualdade de contagens (a menos de 5% do erro estatístico cometido) tomamos uma das amostras para servir de comparadora.

Utilizou-se o procedimento abaixo para cálculo da quantidade de material desgastado dos anéis de segmento:

| | |
|--|--|
| Massa do padrão | - A mg |
| Volume da solução após dissolução do padrão | - B ml |
| Concentração da solução | $\frac{A}{B}$ mg.ml ⁻¹ |
| Contagem de 1 ml da solução padrão no mesmo dia em que é contada amostra de óleo retirada do motor ... | - X cpm.ml ⁻¹ |
| Contagem de 1 ml de lubrificante retirado do motor.. | - Y cpm.ml ⁻¹ |
| Quantidade de material desgastado presente na amostra | -P = $\frac{X A}{Y B}$ mg.ml ⁻¹ |
| Volume de óleo no sistema de lubrificação | - V ml |
| Desgaste total | - D=PV mg |

Inicialmente as amostras de lubrificante retiradas do motor possuíam volume de 1 ml e eram contadas durante dois minutos. Como não fosse satisfatória a sensibilidade aumentamos o volume para 5 ml, isto é o máximo permitido pela geometria do sistema de contagens.

Com isto a mínima quantidade de material desgastado que pôde ser detectada, como veremos, foi da ordem de alguns microgramas.

O curto tempo necessário para cada ensaio (cêrca de duas horas) permitiu realizar um estudo pormenorizado de cada anel, sem que seu estado mecânico fosse sensivelmente alterado. Aliás a rapidês e alta sensibilidade

são as principais vantagens do método dos traçadores radioativos em relação aos métodos clássicos físicos (pêso e medida) e químicos (análise de lubrificante). Acreditamos também que a boa reprodutibilidade dos ensaios se deva ao fato de não introduzir-mos elementos estranhos de sucessivas montagens limpeza e desmontagens, tão frequentes nos métodos clássicos.

CAPÍTULO VI

PRECAUCÕES E REGRAS DE SEGURANÇA

As radiações alfa, beta, gama e os raios X ionizam o meio em que são absorvidas. A ionização causada por essas radiações no tecido vivo tem efeito definido. A primeira notícia a respeito desses efeitos surgiu quando Röntgen, anunciando a descoberta dos raios X observou que o operador, se submetido à ação freqüente dos mesmos, sofria queimaduras (eritemas).

Sob a influência da radiação ionizante as proteínas transformam-se em substâncias estranhas ao organismo humano, na maioria das vezes tóxicas. A água que constitui 3/4 do organismo decompõe-se formando ions positivos, negativos e radicais ativos de grande poder de oxidação que destroem as proteínas.

O efeito biológico das radiações depende apenas da dose recebida, ou seja, da densidade de ionização que ocorre no tecido irradiado, independente do tipo de radiação. Devido aos diferentes poderes de penetração, a ionização causada é de densidade e distribuição diferentes provocando em consequência efeitos diversos.

Os efeitos biológicos podem ser divididos em somáticos e genéticos. Somáticos são relacionados com o indivíduo. Genéticos são aqueles que podem alterar as gerações futuras do indivíduo.

Os efeitos biológicos em sua grande maioria podem ser divididos em lineares e limiares, isto é, os que são linearmente proporcionais à dose recebida e os que só aparecem após certa dose de radiação. Os efeitos genéticos são lineares e a maior parte dos somáticos, limiares.

A gravidade dos efeitos da radiação depende da energia da mesma, dose total recebida, tamanho da região irradiada, tipo de radiação, temperatura, concentração de oxigênio, etc.

A radiação incidente possui certa energia expressa por exemplo em "ergs" da qual uma parte se transfere ao tecido. A dose absorvida é essa energia dividida pela massa total irradiada, ou seja: $\frac{\Delta E}{M}$ erg/g.

Por definição temos que:

$$1 \text{ rad} = 100 \text{ erg/g}$$

A razão de dose absorvida é dada pela relação $\frac{D}{t}$, onde t é o tempo em que se absorveu a dose D . Pode ser expressa em rad/s ou rad/h.

$$1 \text{ röntgen (R)} = 0,93 \text{ rad} \approx 1 \text{ rad}$$

A cada tipo de radiação associa-se um fator biológico chamado "FACTOR DE QUALIDADE" (F.Q.)⁽⁵⁹⁾, conforme o maior ou menor efeito que provoca. Assim temos:

| Tipo de Radiação | Fator de Qualidade (F.Q.) |
|---------------------|---------------------------|
| raios - X (250 KeV) | 1 |
| raios gama | 1 |
| partículas beta | 1 |
| H (protons) | 10 |
| partículas alfa | 10 |
| neutrons térmicos | 5 |
| neutrons rápidos | 10 |

Finalmente chegamos à dose chamada rem, que é a que realmente nos interessa na avaliação dos efeitos biológicos. O rem é o resultado da abreviação de "Roentgen Equivalent Man".

$$\text{rem} = \text{dose absorvida (rad)} \times \text{F.Q.}$$

Vimos que a gravidade dos efeitos da radiação depende de uma série de fatores. Assim é que uma única dose de 25 rem pode resultar em sério distúrbio no organismo. Se recebida em curto espaço de tempo, uma dose de 100-300 rem, causa a chamada "doença da radiação". Uma dose de 400-500 rem é letal em 50% dos casos e é chamada "dose letal 50%". Uma dose de 600 rem é mortal para os seres humanos.

É interessante frisar que sob condições similares de radiação, alguns indivíduos podem contrair a doença da radiação, enquanto outros nada sofrem. Para alguns indivíduos uma dose de 100 rem é letal, ao passo que outros podem se recuperar com uma dose da ordem de 400 rem. Verificou-se que os jovens são mais sensíveis do que os de mais idade. Os efeitos da radiação são em grande parte dependentes do estado de saúde dos indivi-

duos. São também importantes as condições diárias de vida e trabalho com umidade, temperatura e contaminação geral do ar, dieta, sono, descanso etc.

Para que o homem pudesse usufruir dos benefícios que lhe pode trazer o uso da radioatividade, procurou-se determinar quais as doses de radiação que não provocam males clinicamente detectáveis.

Atualmente a Comissão Internacional de Proteção Radiológica recomenda, para os profissionais que trabalham com radiações, os seguintes máximos permissíveis:

Dose acumulada até a idade N

$$D = 5 (N - 18) \text{ rem}$$

com N sempre maior que 18, isto é, não se admite que menores de 18 anos trabalhem com radiações. Pela equação acima verifica-se que o operador pode expôr-se a até 5 rem por ano, o que nos daria cerca de 100 mrem/semana.

Verifica-se, portanto, que é indispensável saber qual a dose que o indivíduo que manipula com material radioativo recebeu. Isto pode ser conseguido através dos monitores individuais que podem ser câmaras de ionização, dosímetros de bolso e filmes dosimétricos.

Isto exposto, vejamos quais os procedimentos observados nos ensaios de desgaste de anéis de segmentos pela técnica dos traçadores radioativos.

Após retirada do reator, os anéis de segmento foram deixados "esfriar" cerca de 10 dias, para que decaia principalmente o isótopo de manganês. A atividade específica atingida é cerca de 3,4 $\mu\text{Ci/g}$.

A quantidade de radiação apresentada por qualquer amostra é indicada pela unidade chamada "curie". Quando afirmamos que uma amostra radioativa possui atividade de 1 "curie", queremos dizer com isto que ela está decaindo em ritmo de 37 bilhões de desintegrações por segundo. Isto, entretanto, não indica a quantidade de radiação que o operador está tomando. Levando-se em conta as energias envolvidas em cada desintegração obtém-se a dose expressa em röntgen.

Cerca de 10 dias após a irradiação, os anéis de segmento foram montados nos pistões com auxílio da garra especial. Foram utilizadas também luvas cirúrgicas para evitar qualquer ocorrência de contaminação nas mãos do operador incumbido de montar os anéis de segmento. Após acoplar os

piões nos cilindros, a própria carcaça do motor funciona como blindagem, reduzindo a dose para valores inferiores a 5 mr/h na parede externa do cilindro.

Dosímetros de bolso e filmes dosimétricos foram utilizados pelos operadores, revelando que a dose máxima recebida, durante uma semana de trabalho, foi sempre inferior a 10 miliröntgen.

Antes de funcionar o motor com os anéis radioativos foi feita uma vistoria rigorosa no circuito auxiliar de lubrificação, para constatar se realmente havia ausência de vazamentos, a fim de que resíduos radioativos de óleo não contaminassem o ambiente.

O escapamento dos gases da combustão foi convenientemente canalizado, de maneira a serem expelidos fora da sala de ensaio. Inicialmente utilizou-se um filtro de carvão ativo para verificar se os gases da combustão continham partículas radioativas ⁽⁶⁰⁾. Como os contadores não revelassem presença de radioatividade no filtro, admitimos que parte do material desgastado não tenha sido expelida junto com os gases.

CAPÍTULO VII

SENSIBILIDADE DO MÉTODO

É sabido que uma das vantagens do método dos traçadores radioativos para estudo de desgaste de anéis de segmento é sua alta sensibilidade. Vejamos, portanto, qual a quantidade mínima de material desgastado que foi detectada pelo cintilador utilizado na experiência.

O conjunto de três anéis e quatro padrões foi irradiado durante 600 horas para se obter uma atividade específica de $3,41 \text{ mCi.g}^{-1}$ de Fe^{59} . A atividade do padrão proporcionou, em termos de contagem (obtida em cintilador com cristal de NaI(Tl) de 3,81 cm de diâmetro por 2,54 cm de espessura) o valor:

$$A = 800 \text{ cpm. } \mu\text{g}^{-1} = 13,33 \text{ cps. } \mu\text{g}^{-1}$$

A atividade específica, expressa em termos de desintegração por segundo é:

$$B = 3,41 \times 3,7 \times 10^7 \times 10^{-6} = 1,26 \times 10^2 \text{ des. } \mu\text{g}^{-1} \text{ s}^{-1}$$

$$C = \frac{13,33}{1,26} \times 10^{-2} = 10,56 \times 10^{-2} \text{ cont. des}^{-1}$$

Vamos supor que:

1. a contagem da radiação de fundo (contagem de "background") seja da ordem de 500 cpm.
2. O tempo de contagem seja de um minuto (tanto para a amostra como para a radiação de fundo)
3. O ritmo de contagem líquida detectável seja ligeiramente superior ao desvio padrão (61,62);

$$\text{temos: } R_n \pm \sigma(R_n) = \left[\frac{R_c}{t_c} + \frac{R_{bg}}{t_{bg}} \right]^{1/2} \quad (1)$$

R_n = contagem líquida

R_{bg} = contagem proporcionada pela radiação de fundo

R_c = contagem total

t_c = tempo de contagem da amostra

t_{bg} = tempo de contagem da radiação de fundo

como:

$$R_c = R_n + R_{bg}$$

da equação (1) obtém-se:

$$R_n^2 - R_n - 1000 = 0$$

cuja solução é:

$$R_n = 32,3 \text{ cpm}$$

Vamos supôr ainda que R_n mínimo seja 33 cpm ou 5,55 cps. O ritmo de desintegração que proporcionará esta contagem será:

$$D = \frac{5,55}{10,56} \times 10 = 5,2 \text{ des. s}^{-1}$$

Este valor deverá estar presente em cada amostra de óleo de 5ml retirada do motor. A atividade mínima de material radioativo detetável, presente no volume total de óleo lubrificante que é 2.500 ml, pode então ser calculada, como se segue:

$$E = \frac{2.500}{5} \times 5,2 = 26 \times 10^2 \text{ des. s}^{-1}$$

$$F = \frac{2,6}{3,7} \cdot \frac{10^2}{10^2} = 7 \times 10^{-5} \text{ mCi}$$

A quantidade mínima de material desgastado é obtida dividindo-se a mínima atividade detetável pela atividade específica dos anéis de segmento

$$Q_{\min} = \frac{0,7}{3,41} \cdot \frac{10^{-5}}{\text{mCi/g}} \text{ mCi}$$

$$Q_{\min} = 20,5 \text{ microgramas}$$

Essa quantidade mínima de material desgastado pode ser ainda reduzida ativando-se mais os anéis de segmento. Os cálculos realizados, adotando a atividade saturada de Fe^{59} (8,1 mCi/g), mostram ser possível detectar quantidades inferiores a 1 micrograma de material desgastado.

C A P Í T U L O V I I I

INFLUÊNCIA DO DECAIMENTO RADIOATIVO NOS ENSAIOS DE DESGASTE

O número de partículas radioativas emitidas por unidade de tempo, isto é, a atividade de qualquer material decresce com o tempo em uma razão característica e determinada para cada elemento radioativo.

O tempo requerido por um radioisótopo para que sua atividade seja reduzida à metade é chamado meia vida.

Se em dado instante tivermos N átomos radioativos de um elemento qualquer, a fração dos que se desintegram na unidade de tempo dt é proporcional ao número de átomos presentes. Matematicamente a desintegração radioativa pode ser expressa pela equação:

$$\frac{dN}{dt} = (-\lambda N)$$

λ é a constante de desintegração e é característica de cada elemento: representa a fração de átomos que se desintegram na unidade de tempo. O sinal negativo da equação indica que o número de átomos que se desintegram diminui com o tempo.

A solução da equação é da forma:

$$N = N_0 e^{-\lambda t}$$

A meia vida de um elemento radioativo é inversamente proporcional a sua constante de desintegração, significando que quanto maior a fração do número de átomos que se desintegram na unidade de tempo mais depressa o número de átomos radioativos diminui.

A atividade específica de 3,41 mCi/g de Fe^{59} , como vimos, possibilitou detectar 20 microgramas de material desgastado dos anéis de segmento Os ensaios se prolongaram por sessenta dias, de modo que a atividade específica foi reduzida para 1,40 mCi/g, conforme o cálculo abaixo.

$$A = 3,41 \text{ mCi/g} \cdot e^{-0,693 \frac{60}{46}}$$

$$A = 3,41 \exp \left(-0,693 \frac{60}{46} \right)$$

$$\frac{60}{46} = \frac{t}{T_{1/2}}$$

t = tempo de decaimento

$T_{1/2}$ = meia vida do Fe^{59}

$$A = 1,40 \text{ mCi/g}$$

É conveniente lembrar que sessenta dias para ensaios é prazo longo, mesmo na fase de pesquisas. Em aplicações rotineiras cerca de algumas horas é suficiente para a obtenção das taxas de desgaste.

Uma das vantagens de optarmos pela técnica de amostragem discreta pode agora ser bem visualizada. Devido ao decaimento radioativo as amostras de óleo perderam atividade gradativamente. Para que a sensibilidade do ensaio não fosse totalmente prejudicada, fomos aumentando o tempo de contagens de 1 para 2,4,8 e 10 minutos. Tal procedimento seria impossível no caso da amostragem contínua e a sensibilidade seria totalmente comprometida.

Outros elementos químicos componentes dos anéis de segmento influem na atividade inicial, sendo que os mais importantes do ponto de vista de ativação possuem meia vida curta. (Mn = 2,6 horas; Ni = 2,6 horas e Cu = 12,9 horas). Após dez dias de decaimento a atividade desses elementos é desprezível. Para efeitos práticos, considera-se 10 meias-vidas de um elemento radioativo, como sendo o tempo para que sua atividade seja desprezível (0,1% da atividade inicial).

Ao se montar os pistões no motor a radiação gama existente nos anéis de segmento é devida exclusivamente ao Cr^{51} (meia-vida de 26,5 dias) e Fe^{59} (meia-vida de 46 dias). Graças à discriminação eletrônica dos pulsos de corrente gerados na fotomultiplicadora e produzidos por essas radiações pode se contar a atividade gama individual ou total desses dois elementos para verificação da taxa de desgaste.

C A P Í T U L O I X

EFEITOS DE IRRADIAÇÃO NO ANEL PROVOCADOS PELA ATIVAÇÃO NO REATOR

Todos os materiais, dependendo principalmente da sua natureza, quando submetidos a altas doses de radiação são afetados em maior ou menor grau (63,64,65). Em geral materiais inorgânicos como os cerâmicos e metálicos a apresentam maior resistência à radiação que os materiais orgânicos.

Existem dois tipos de efeitos de irradiação: transitórios e permanentes. Os transitórios são ocasionados por mudanças de propriedades dos materiais e ocorrem durante a irradiação, desaparecendo quando cessa a irradiação. Nossas observações são dirigidas aos efeitos permanentes, nos quais as mudanças de propriedades ocorridas durante a irradiação são irreversíveis.

Além da natureza do material outro fator importante que influi no comportamento do material submetido à radiação é a dose acumulada ou dose integral.

O principal responsável pelas mudanças de propriedades dos materiais é o grande poder de penetração dos raios gama e dos neutrons existentes no reator atômico. Essas radiações atravessam facilmente os materiais submetidos à irradiação e provocam ruptura nas ligações átomos-moléculas ocasionando ionizações.

Os mecanismos básicos de dissipação de energia de uma partícula incidente em meio absorvedor qualquer são:

- 1.- ionização
- 2.- excitação
- 3.- deslocamento de um átomo
- 4.- captura de um neutron provocando mudanças na estrutura nuclear
- 5.- espalhamento da partícula incidente e emissão de radiação secundária.

A radiação gama interage com os elétrons orbitais do material que está sendo irradiado provocando ionização e excitação. Os efeitos permanentes

tes que ocorrem em materiais orgânicos são devidos a esses dois fenômenos. Excetuando algumas mudanças de cores ou aquecimento, os compostos inorgânicos (principalmente os metálicos ou cristais sólidos) são afetados muito pouco pela radiação gama.

O terceiro e o quinto processo de perda de energia ocorrem quando o metal é submetido a irradiações por neutron rápidos. Colisões diretas entre esses neutrons e os átomos do metal provocam vacâncias intersticiais e efeitos de ionização que podem acarretar mudanças de propriedades tais como decréscimo de ductilidade. O deslocamento dos átomos ocasiona ainda alterações na resistência elétrica, na dureza e no módulo de elasticidade.

Os neutrons térmicos não afetam sensivelmente as propriedades dos materiais a eles submetidos, mas são responsáveis pelas mudanças ocorridas na estrutura nuclear provocando reações nucleares.

Os efeitos produzidos por neutrons e raios gama em diferentes materiais tem sido estudados exaustivamente para fluxos integrados de neutrons compreendidos entre 10^{15} a 10^{24} n.cm⁻²(66). Os resultados divulgados até o presente permitem concluir que somente fluxos rápidos superiores a 10^{21} n.cm⁻² é que podem provocar mudanças detetáveis em algumas propriedades físicas dos materiais inorgânicos metálicos. As propriedades magnéticas, entretanto, podem ser alteradas por fluxos rápidos, da ordem de 10^{18} n.cm⁻².

De maneira resumida os efeitos de irradiação sobre as diferentes propriedades físicas dos materiais inorgânicos metálicos submetidos a fluxos de 10^{22} n.cm⁻² são apresentados na tabela abaixo (67):

Efeitos de Irradiação sobre Propriedades Físicas dos Materiais Inorgânicos Metálicos

TABELA IX - 1

| PROPRIEDADES FÍSICAS | EFEITOS DE IRRADIAÇÃO |
|-------------------------------------|--|
| Resistência à fadiga | Geralmente não é afetada |
| Dureza | Aumento moderado |
| Límite convencional de elasticidade | Aumenta cerca de 100% em materiais recozidos e em menor porcentagem para materiais trabalhados a frio ou materiais tratados termicamente |
| Límite de resistência à tração | Aumenta cerca de 75% em materiais recozidos e em menor porcentagem para materiais trabalhados a frio |
| Resistência ao impacto | Decresce |
| Utilidade | Decresce de $\frac{1}{5}$ a $\frac{1}{3}$ para materiais recozidos e em menor extensão para materiais trabalhados a frio |
| Constante de elasticidade | Variações muito pequenas ou desprezíveis |
| Velocidade de escoamento | Geralmente não é afetada |
| Capacidade de amortecimento | Não se verificaram mudanças |
| Densidade | Decréscimo de cerca de 0,2% quando ocorre a formação de gás |
| Coefficiente de difusão | Variações desprezíveis |
| Atrito interno | Nenhum efeito |
| Resistividade elétrica | Aumento moderado |
| Mudanças de fase | Difícilmente ocorre |
| Microestruturas | Raras mudanças observadas em certos sistemas sob certas condições |
| Condutividade térmica | Decréscimo moderado |

| PROPRIEDADES FÍSICAS | EFEITOS DE IRRADIAÇÃO |
|--------------------------|-----------------------|
| Resistência à corrosão | Decréscimo moderado |
| Estabilidade dimensional | Desprezível |

A dureza dos materiais inorgânicos metálicos aumenta quando os mesmos são submetidos a fluxo integrado de neutrons rápidos, da ordem de 10^{22} n.cm⁻². No caso dos anéis de ferro fundido, o ritmo de desgaste diminui quando a dureza da liga aumenta e essa variação é considerada para efeitos práticos linear⁽⁶⁸⁾.

De maneira simplificada relacionamos as propriedades físicas dos materiais inorgânicos metálicos que sofrem alterações devido a efeitos de radiação com o grau de dureza. Conhecendo o comportamento do desgaste em relação à dureza, torna-se simples, por comparação, avaliá-lo em relação às outras propriedades.

O aumento de dureza, envolve aumento do limite de resistência à tração, que por sua vez acarreta aumento do limite convencional de elasticidade. O aumento de qualquer uma dessas propriedades provocado pela radiação proporcionará redução na taxa de desgaste⁽⁶⁹⁾.

Sob efeito da radiação a resistência ao impacto diminuirá, pois é sabido que a resistência ao impacto decresce quando o grau de dureza aumenta.

Experiências realizadas por Rabinowicz⁽⁷⁰⁾ mostraram que a diminuição de ductilidade de uma liga provoca diminuição do ritmo de desgaste. Realmente sabe-se que a ductilidade diminui com o aumento de dureza.

A resistividade elétrica de uma liga metálica irradiada em reator aumenta e sua condutividade térmica diminui. O decréscimo de condutividade térmica provoca aumento da temperatura e esta afeta a eficiência do filme lubrificante⁽⁷¹⁾ produzindo alterações na taxa de desgaste.

Os anéis de segmento irradiados no reator IEAR-1 foram submetidos no máximo a fluxos rápidos integrados de 10^{20} n.cm⁻² sendo, portanto, lícito admitir que nenhuma alteração substancial de suas propriedades físicas tenha ocorrido. Isto significa que a taxa de desgaste obtida com o anel irradiado deve ser idêntica àquela que se obteria se não fosse utilizada radioatividade neste tipo de ensaio.

CAPÍTULO X

DADOS EXPERIMENTAIS

A vida útil de um motor de combustão interna suficientemente utilizado, regulado e lubrificado, depende em grande parte do grau de resistência à ação de desgaste dos seus anéis de segmento. É preciso frisar que os anéis de segmento formam um todo e que um tipo particular nunca pode ser escolhido independentemente das características dos pistões e camisas. Ao se projetar os anéis deve-se considerar a natureza do material constituinte, forma geométrica, ação das tensões que ele deve suportar e facilidade de ajuste à camisa e ao pistão.

As revisões ou recondiçionamentos dos motores se impõem quando diversas manifestações indesejáveis (excetuando-se as causas acidentais) ocorrem no funcionamento. Essas ocorrências são devidas principalmente ao consumo excessivo de óleo queimado na câmara de combustão e pelo decréscimo de potência resultante da perda de estanqueidade dos cilindros, ocasionada pelo desgaste excessivo dos anéis de segmento. Daí haver a necessidade de estudos sobre o desgaste dos anéis de segmento.

Referem-se nossos estudos apenas à avaliação das taxas de desgaste sob as várias condições de funcionamento de um motor V⁶.

Foge aos objetivos deste trabalho uma análise porrenorizada do mecanismo físico dos numerosos fatores e leis que regem o fenômeno do desgaste.

Os anéis de segmento utilizados nos ensaios são de ferro fundido pesando 12 gramas cada e que possuem em porcentagem bem conhecida os seguintes elementos: Ferro, Carbono, Silício, Cobre, Molibdênio, Fósforo, Níquel, Enxofre, Manganês e Cromo.

A maior parte dos dados originais obtidos neste estudo é apresentada na Tabela X-1, cuja interpretação será feita no capítulo referente a "Discussões e Conclusões".

Daremos, a seguir, o significado dos códigos que aparecem nessa tabela.

Na coluna extrema esquerda da Tabela X-1 aparecem as letras F.D., abreviatura de FATOR DE DESGASTE. Cada fator diferente que influi no desgaste foi estudado separadamente em vários ensaios e codificado da seguinte maneira:

- a) ensaios com motor funcionando em regime de 2.400 rpm e carga de 6,0 Kgf
- a*) ensaios onde a rotação era 2.800 rpm e carga de 6,0 Kgf
- a**) regime de 3.200 rpm e carga de 6,0 Kgf
- a***) regime de 3.600 rpm e carga de 6,0 Kgf
- a****) regime de 2.000 rpm e carga de 6,0 Kgf
- b) b*), b**), b***), b****), b*****) indicam ensaios cuja rotação foi fixada em 3.000 rpm e as cargas variáveis de 1,0 Kgf, 2,0 Kgf, 3,0 Kgf, 4,0 Kgf, 5,0 Kgf, e 6,0 Kgf, respectivamente.
- c) indica ensaios cujo desgaste foi estudado em função da posição do anel no pistão.
- d) refere-se a ensaios de desgaste durante as partidas do motor tanto "a frio" como "a quente".

Os números contidos na segunda coluna da esquerda para a direita indicam as datas em que foram realizados os ensaios.

O cabeçalho da terceira coluna "AN:LUB" significa anel e lubrificante. Os códigos relativos aos anéis são:

- A1 - conjunto de 3 anéis novos utilizado em cilindro novo.
- A2 - conjunto de 3 anéis novos utilizado em cilindro usado.
- A3 - anel de compressão superior novo e cilindro usado.
- A4 - anel de compressão inferior novo e cilindro usado.

Em relação ao lubrificante adotamos em todos os ensaios óleo com viscosidade S.A.E. - 30, variando apenas a marca comercial representada aqui pelas letras R,S,T.

Duas letras maiúsculas, separadas por traços oblíquos, seguem designação "AN_LUB". As letras da esquerda A,B,C,D,... diferenciam um particular ensaio realizado da totalidade, a saber:

A = primeiro ensaio, B = segundo ensaio, C = terceiro ensaio, etc. As letras da direita M e T indicam o período do dia em que foi realizado o ensaio (M = manhã e T = tarde).

Os dados relativos a cada ensaio estão dispostos na coluna seguinte, onde se lê "CONTAGENS" - "Rate Meter" etc. Os números 60,50, 92, 24, 20,7 referem-se ao ensaio A1:R A/M; 45, 59, 92,4, 26,8, 21,8 pertencem a A1: R B/M e 60, 60, 93,8, 28,6, 22,6 a A1 : R C/T. Os números de cada coluna estão dispostos na ordem dos cabeçalhos. Assim é que o número 60 refere-se à contagem média por minuto registrada no "Rate Meter" (aparêlho que indica o ritmo de contagens na unidade de tempo) durante a segunda hora de funcionamento do motor. O segundo número, 50, refere-se às contagens registradas no "Scaler" (aparêlho que indica a contagem integral) durante o tempo em que a amostra foi contada. O tempo de contagem de cada amostra foi variável, partindo de dois minutos nos primeiros ensaios, quando a atividade das amostras era alta, até 8 minutos nos últimos ensaios, devido ao decaimento radioativo. Dividiu-se a contagem integral pelo tempo de contagem e obteve-se a média das contagens por minuto. Os 3 números seguintes (92, 24, 20,7) indicam, respectivamente, temperatura do óleo no carter, temperatura no local do ensaio e temperatura do bulbo úmido.

A coluna da extrema direita da Tabela X-1 indica a variação das médias. A linha superior (55 ± 7) representa o valor médio da variação da taxa de contagens (55) e seu desvio padrão (± 7)., levando-se em conta valores fornecidos pelo "Rate Meter" durante a segunda hora de funcionamento do motor. O número 55 é o valor médio relativo a 60, 45, 60, contagens observadas nos ensaios A,B,C, respectivamente. Os desvios em relação a média são +5, -10, +5 e o desvio padrão.

$$\left[5^2 + 10^2 + 5^2/3 \right]^{1/2} = \pm 7$$

A segunda linha da mesma coluna refere-se aos valores médios das contagens fornecidos pelo "Scaler" e desvio padrão. Segue-se as médias das temperaturas do óleo, local, bulbo úmido e seus respectivos desvios padrão.

Vejamos, de maneira geral, como se interpretam os valores da Tabela X-1. Suponhamos a), 23/9/68, A1: R A/M, 60, 50, 92, 24, 20,7 cujo

significado é:

"Ensaio de desgaste com motor funcionando em regime de 2400 rpm, carga aplicada 6,0 Kgf, realizado em 23/9/68, com conjunto novo de 3 anéis de segmento em cilindro novo, lubrificante SAE-30, marca R, primeiro ensaio, período da manhã, sendo 60 cpm a taxa de contagens indicada pelo "Rate Meter", 50 cpm a do "Scaler", 90°C temperatura do óleo no cárter, 24°C temperatura local e 20,7°C a temperatura do bulbo úmido".

T A B E L A X-1

| AN:LUB | CONTAGENS - "Rate Meter" | MÉDIA E DESVIO PADRÃO | |
|------------------------------------|----------------------------|-----------------------|-------|
| Nº da Série | CONTAGENS - "Scaler" | | |
| F.D. Data período do dia | TEMPERATURA do Óleo °C | | |
| | TEMPERATURA local °C | | |
| | TEMPERATURA bulbo úmido °C | | |
| a) 23/9/68 A1:R A/M,B/M,C/T | 60 45 60 | 57 | ± 7 |
| | 50 59 60 | 56 | ± 5 |
| | 92 92,4 93,8 | 92,7 | ± 0,7 |
| | 24,0 26,8 28,6 | 26,4 | ± 2 |
| | 20,7 21,8 22,6 | 21,7 | ± 1 |
| a*) 24/9/68 A1:R A/M,B/M,C/T | 74 69 79 | 74 | ± 8 |
| | 68 70 78 | 72 | ± 4 |
| | 95,0 95,7 96,2 | 95,6 | ± 0,5 |
| | 26,3 28,1 29,6 | 28,0 | ± 1,3 |
| | 17,5 18,2 19,4 | 18,4 | ± 1,0 |
| a**) 25/9/68 A1:R A/M,B/M,C/T,D/T. | 84 88 83 89 | 86 | ± 3 |
| | 97 93 86 92 | 92 | ± 4 |
| | 97,3 98,1 98,8 99,3 | 98,4 | ± 0,8 |
| | 23,0 26,4 28,1 30,3 | 26,7 | ± 2,6 |
| | 20,8 23,8 19,2 19,6 | 20,8 | ± 3 |

TABELA X-1 (Continuação)

***) 26/9/68 Al:R A/M,B/M,C/T,D/T

| | | | | | | |
|-------|-------|-------|-------|-------|---|-----|
| 115 | 99 | 117 | 121 | 113 | ± | 2 |
| 121 | 126 | 115 | 118 | 120 | ± | 6 |
| 102,1 | 101,8 | 103,0 | 102,6 | 102,4 | ± | 0,5 |
| 22,6 | 24,8 | 28,1 | 26,8 | 25,6 | ± | 3,1 |
| 20,6 | 23,8 | 24,1 | 29,2 | 21,9 | ± | 2,4 |

****) 27/9/68 Al:R A/M,B/M,

| | | | | | | |
|------|------|--|--|------|---|-----|
| 48 | 54 | | | 51 | ± | 3 |
| 49 | 50 | | | 45 | ± | 5 |
| 84,2 | 86,3 | | | 85,2 | ± | 1 |
| 24,1 | 27,3 | | | 25,7 | ± | 2 |
| 19,0 | 19,9 | | | 19,4 | ± | 0,8 |

*) 30/9/68 Al:R D/M,E/T

| | | | | | | |
|------|------|--|--|------|---|-----|
| 58 | 64 | | | 61 | ± | 3 |
| 50 | 46 | | | 48 | ± | 2 |
| 93,4 | 94,2 | | | 93,8 | ± | 0,4 |
| 24,5 | 29,3 | | | 26,9 | ± | 2,4 |
| 20,2 | 17,1 | | | 18,6 | ± | 2 |

**) 1/10/68 Al:R D/M,E/T,F/T

| | | | | | | |
|------|------|------|--|------|---|-----|
| 76 | 80 | 87 | | 81 | ± | 4 |
| 70 | 74 | 60 | | 68 | ± | 6 |
| 95,5 | 97,1 | 97,3 | | 96,6 | ± | 0,8 |
| 26,0 | 28,4 | 29,1 | | 27,8 | ± | 1,3 |
| 18,8 | 19,5 | 19,8 | | 19,4 | ± | 1 |

TABELA X-1 (continuação)

| | | | | | | |
|--------|---------|--------------|-------|------|-------|-------|
| a**) | 2/10/68 | Al:R E/T,F/T | 92 | 96 | 94 | ± 2 |
| | | | 94 | 84 | 89 | ± 5 |
| | | | 97,2 | 98,3 | 96,6 | ± 0,8 |
| | | | 33,8 | 31,9 | 27,8 | ± 1,3 |
| | | | 19,3 | 20,1 | 19,7 | ± 0,5 |
| a***) | 3/10/68 | Al:R HM,F/M | 110 | 116 | 113 | ± 3 |
| | | | 116 | 120 | 118 | ± 2 |
| | | | 101,9 | 103 | 102,4 | ± 0,5 |
| | | | 24,6 | 28,3 | 26,4 | ± 2,5 |
| | | | 15,4 | 17,2 | 16,3 | ± 1 |
| a****) | 4/10/68 | Al:R C/T,D/T | 40 | 48 | 44 | ± 4 |
| | | | 38 | 36 | 37 | ± 1 |
| | | | 85,1 | 86,3 | 85,7 | ± 1 |
| | | | 28,0 | 31,2 | 29,6 | ± 2 |
| | | | 16,5 | 23,1 | 19,8 | ± 3,5 |
| b) | 7/10/68 | Al:R A/M,B/M | 40 | 28 | 34 | ± 6 |
| | | | 46 | 34 | 40 | ± 6 |
| | | | 78,3 | 79,2 | 78,8 | ± 0,5 |
| | | | 25,1 | 29,3 | 27,2 | ± 2,1 |

TABELA X-1 (Continuação)

| | | | | | | | | | |
|-------|---|----------|------------------|-------------|-------------|-------------|-------------|---|------------|
| b* |) | 08/10/68 | Al:R A/M,B/T,C/T | 38 | 45 | 40 | 41 | ± | 3 |
| | | | | 46 | 42 | 41 | 43 | ± | 2 |
| | | | | 81,3 | 82,4 | 81,4 | 81,9 | ± | 0,6 |
| | | | | <u>26,0</u> | <u>29,4</u> | <u>29,3</u> | <u>27,7</u> | ± | <u>1,7</u> |
| b** |) | 09/10/68 | Al:R A/M,B/T | 47 | 53 | | 50 | ± | 3 |
| | | | | 42 | 52 | | 47 | ± | 5 |
| | | | | 88,3 | 89,1 | | 88,7 | ± | 1 |
| | | | | <u>24,4</u> | <u>29,3</u> | | <u>26,8</u> | ± | <u>2,4</u> |
| b*** |) | 10/10/68 | Al:R A/T,B/T | 80 | 94 | | 87 | ± | 7 |
| | | | | 59 | 47 | | 53 | ± | 6 |
| | | | | 93,4 | 94,6 | | 94,0 | ± | 0,6 |
| | | | | <u>28,1</u> | <u>32,2</u> | | <u>30,2</u> | ± | <u>2,1</u> |
| b**** |) | 11/10/68 | Al:R A/M,B/T | 68 | 72 | | 70 | ± | 2 |
| | | | | 60 | 66 | | 63 | ± | 3 |
| | | | | 98,0 | 98,9 | | 98,5 | ± | 0,5 |
| | | | | <u>24,7</u> | <u>28,6</u> | | <u>26,7</u> | ± | <u>1,9</u> |

1978-08-08 10:00:00 AM

TABELA X-1 (Continuação)

| | | | | | | | |
|--------|----------|------------------|------|-------|-------|---|-----|
| b****) | 14/10/68 | A1:R A/T,B/T | 98 | 90 | 94 | ± | 4 |
| | | | 82 | 78 | 80 | ± | 2 |
| | | | 100 | 102,4 | 101,2 | ± | 1,2 |
| | | | 29,9 | 27,8 | 28,9 | ± | 1,1 |
| c | 06/01/69 | A3:T A/M,B/M | 90 | 98 | 94 | ± | 4 |
| | | | 81 | 89 | 85 | ± | 4 |
| | | | 98,1 | 97,6 | 97,9 | ± | 0,3 |
| | | | 26,1 | 28,6 | 27,4 | ± | 1,3 |
| | | | 15,4 | 16,2 | 15,8 | ± | 0,4 |
| c | | | 83 | 89 | 86 | ± | 3 |
| | | | 80 | 90 | 75 | ± | 5 |
| | | | 98,4 | 98,2 | 98,3 | ± | 0,1 |
| | | | 25,8 | 28,2 | 27,0 | ± | 1,2 |
| | | | 16,5 | 18,1 | | | |
| c | 08/01/69 | A3:S E/M,F/T,G/T | 72 | 68 | 64 | ± | 3 |
| | | | 64 | 70,0 | 70 | ± | 4 |
| | | | 98,2 | 98,4 | 98,8 | ± | 0,2 |
| | | | 27,2 | 33,8 | 32,1 | ± | 3,9 |
| | | | 17,5 | 19,2 | 17,8 | ± | 0,7 |

TABELA X-1 (Continuação)

| | | | | | | | |
|----|--------|------------------|------|------|------|---|-----|
| C) | 3/3/69 | A4:T A/M,B/M | 26 | 32 | 29 | ± | 3 |
| | | | 18 | 10 | 14 | ± | 4 |
| | | | 97,2 | 95,7 | 96,5 | ± | 0,8 |
| | | | 26,3 | 27,8 | 27,1 | ± | 0,8 |
| | | | 17,2 | 18,4 | 17,2 | ± | 0,6 |
| C) | 4/3/69 | A4:R A/M,B,M,C/T | 21 | 27 | 24 | ± | 3 |
| | | | 18 | 12 | 15 | ± | 3 |
| | | | 96,6 | 97,3 | 96,9 | ± | 0,4 |
| | | | 27,8 | 32,4 | 30,1 | ± | 2,3 |
| | | | 19,1 | 18,4 | 18,8 | ± | 0,4 |
| C) | 5/3/69 | A4:S A/M,B/T | 20 | 28 | 24 | ± | 4 |
| | | | 13 | 11 | 12 | ± | 1 |
| | | | 97,6 | 98,4 | 98,0 | ± | 0,4 |
| | | | 26,8 | 30,6 | 28,7 | ± | 1,9 |
| | | | 18,4 | 17,8 | 18,1 | ± | 0,3 |
| C) | 6/3/69 | A4:T C/M, D/T | 21 | 27 | 24 | ± | 3 |
| | | | 16 | 14 | 15 | ± | 1 |
| | | | 96,9 | 97,3 | 97,1 | ± | 0,2 |
| | | | 26,8 | 31,4 | 29,1 | ± | 2,3 |
| | | | 17,9 | 19,6 | 18,8 | ± | 0,9 |

C A P Í T U L O X I
DISCUSSÕES E CONCLUSÕES

Os dados apresentados na tabela X-1 referem-se, como dito anteriormente, à segunda hora de funcionamento do motor. As amostras de lubrificante retiradas logo após a partida apresentavam ritmo de contagem muito variável. Tal fato deve-se ao lento ajuste das rotações e carga aplicada ao motor. Variações de rotação e carga acarretaram variações de ritmo de contagens. Ajustadas as condições de ensaio, o motor passava a funcionar em regime estável. A partir deste instante, o ritmo de contagens das amostras tornava-se uniforme. Esse tempo era em média, da ordem de 40 minutos. Para eliminar o problema das flutuações iniciais de contagem, separamos o estudo de desgaste ocorrido nas partidas daquele que se processava em regime estável.

O primeiro fator estudado foi a influência da rotação no desgaste de um conjunto novo de anéis de segmento (compressão superior, compressão inferior e raspador de óleo) funcionando em cilindro e pistão novos.

Inicialmente, o regime de funcionamento foi de 2.400 rpm e 6,0 Kgf de carga aplicada e controlada por dinamômetro hidráulico, cujo braço de alavanca é 0,5 metro. A taxa média de contagens obtida pelas leituras do "Rate Meter" foi 55 ± 7 cpm. As leituras do "Scaler" proporcionaram 56 ± 5 cpm.

O padrão de comparação apresentou na oportunidade atividade expressa pelo fator $1,25 \times 10^{-6}$ mg cpm⁻¹. Lembramos que cada amostra de lubrificante ao ser levada ao contador possuía volume de 5 ml. Sendo 2.500 ml o volume total de lubrificante, contido no cárter, a taxa de desgaste foi calculada como segue:

$$\frac{2.500}{5} \times 1,25 \times 10^{-6} \times 56 \times 60 = 2,10 \text{ mg.h}^{-1}$$

De modo geral, as contagens lidas no indicador do "Rate Meter" apresentavam flutuações apreciáveis, e isto é compreensível, devido o fenômeno estatístico das desintegrações nucleares. O "Scaler" proporciona leitura da contagem integral e o valor médio obtido dividindo o total pelo tempo em que a amostra foi contada. Julgamos as contagens obtidas pelo "Scaler" mais precisas, daí utilizarmos sempre esses valores no cálculo do desgaste. Análogamente obtivemos os valores:

| carga | rotação | taxa de desgaste |
|---------|-------------|--------------------------|
| 6,0 Kgf | - 2.000 rpm | - 1,7 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 2.800 rpm | - 2,7 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.200 rpm | - 3,5 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.600 rpm | - 4,4 mg.h ⁻¹ |

Após um total de 12 horas de funcionamento, nos regimes acima, repetimos os ensaios e os resultados foram:

| carga | rotação | taxa de desgaste |
|---------|-------------|--------------------------|
| 6,0 Kgf | - 2.000 rpm | - 1,3 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 2.400 rpm | - 1,6 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 2.800 rpm | - 2,2 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.200 rpm | - 3,0 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.600 rpm | - 3,9 mg.h ⁻¹ |

Esses resultados foram colocados em gráfico rpm versus taxas de desgaste (figura 6), para facilitar uma comparação entre as duas séries de ensaios. A forma das curvas é a mesma, mas existe falta de concordância entre elas que a nosso ver pode ser assim explicada:

1 - Os dados da curva (1) foram obtidos quando os anéis e cilindros estavam em fase inicial de amaciamento. As taxas de desgaste detetadas foram consideradas altas.

2 - Os dados da curva (2) foram obtidos quando o motor já havia funcionado por um período de 12 horas. Essas taxas ainda foram consideradas altas.

Observa-se claramente que ao funcionar um conjunto novo de anéis de segmento em cilindro novo, após acentuado nas primeiras horas de funcionamento, a amplitude das flutuações que refletem as condições de atrito entre anéis e camisa diminui em função do tempo de funcionamento, mostrando que se realiza mútua adaptação das superfícies em contacto.

3 - Em rotações inferiores a 2.400 rpm, a relação entre pontos das duas curvas é variável. Abaixo dessa rotação, notamos flutuações na carga aplicada ao motor. As variações de carga acarretavam variações de rotação e foram necessárias várias correções. Estas, não sendo de mesma magnitude em ambos ensaios, produziram efeitos diferentes. Em 2.000 rpm tornou-se muito difícil manter pelo dinamômetro hidráulico a carga de 6,0 Kgf.

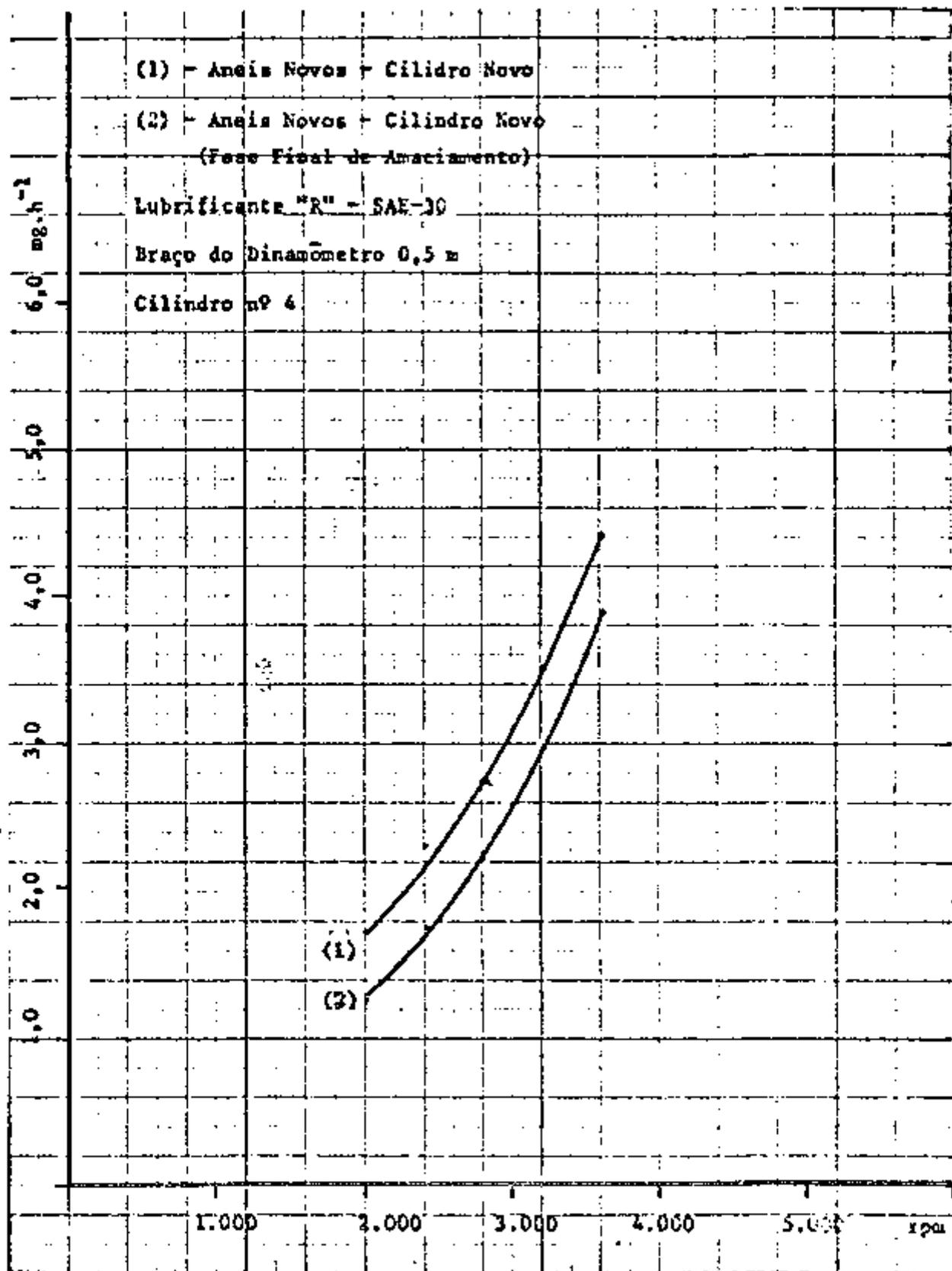


Figura 6 - Variação da taxa de desgaste com a rotação.

Quando se aumente as rotações de um motor, a velocidade linear dos anéis de segmento em relação à camisa também aumenta. Esta ação, em parte, favorece à lubrificação hidrodinâmica mas agrava seriamente o problema do contacto metal-metal. As duas curvas mostram que os efeitos agravantes são maiores que os benefícios trazidos pela melhoria de lubrificação hidrodinâmica, pois as taxas de desgaste crescem com o aumento da rotação.

O aumento de velocidade linear pode provocar vibrações nos anéis se os mesmos não estiverem bem ajustados nos entalhes do pistão. Conforme a dureza relativa dos anéis e pistão e folgas entre entalhes e anéis, essas vibrações contribuem para o desgaste das superfícies dos anéis.

Um dos objetivos do presente estudo é conhecer o comportamento do desgaste em relação às variações bruscas e lentas de rotação. Para este particular ensaio, funcionamos o motor em regime de 2.800 rpm, carga constante de 6,0 Kgf durante 1 hora. A partir daí variou-se a rotação, de maneira alternada, isto é, uma brusca outra lenta. As variações bruscas consistiam em aumentar 200 rpm em 5 segundos e as lentas 200 rpm em 10 minutos. O motor permanecia 20 minutos em cada novo regime de funcionamento. As amostras de lubrificante eram retiradas de minuto em minuto para melhor visualização da evolução do desgaste.

Ao se variar a rotação do motor, 85% da taxa de desgaste dos anéis de segmento foi-lhe atribuída, sendo o restante 15% considerado como provenientes das variações combinadas de outros fatores. Como a rotação foi a principal variável neste ensaio, julgamos admissível que sua influência no desgaste observado fosse quase total.

Os resultados desse ensaio são apresentados na figura 7. Observa-se que as variações bruscas de rotação acarretam "saltos" de desgaste e que 90% dele ocorre nos dois primeiros minutos de funcionamento. Variações lentas de rotação acarretam crescimento praticamente linear de desgaste.

Uma dificuldade encontrada, ao se estudar a influência da variação brusca de rotação no ritmo de desgaste, foi manter constante a carga aplicada ao motor. Como a rotação variava muito rapidamente e a carga sofria alterações, tínhamos duas variáveis, ao invés de uma. Após alguns ensaios essa dificuldade foi vencida, mantendo-se controle rígido do fluxo de água que alimentava o dinamômetro. Quando as rotações eram variadas lentamente, o controle da carga não apresentava dificuldade.

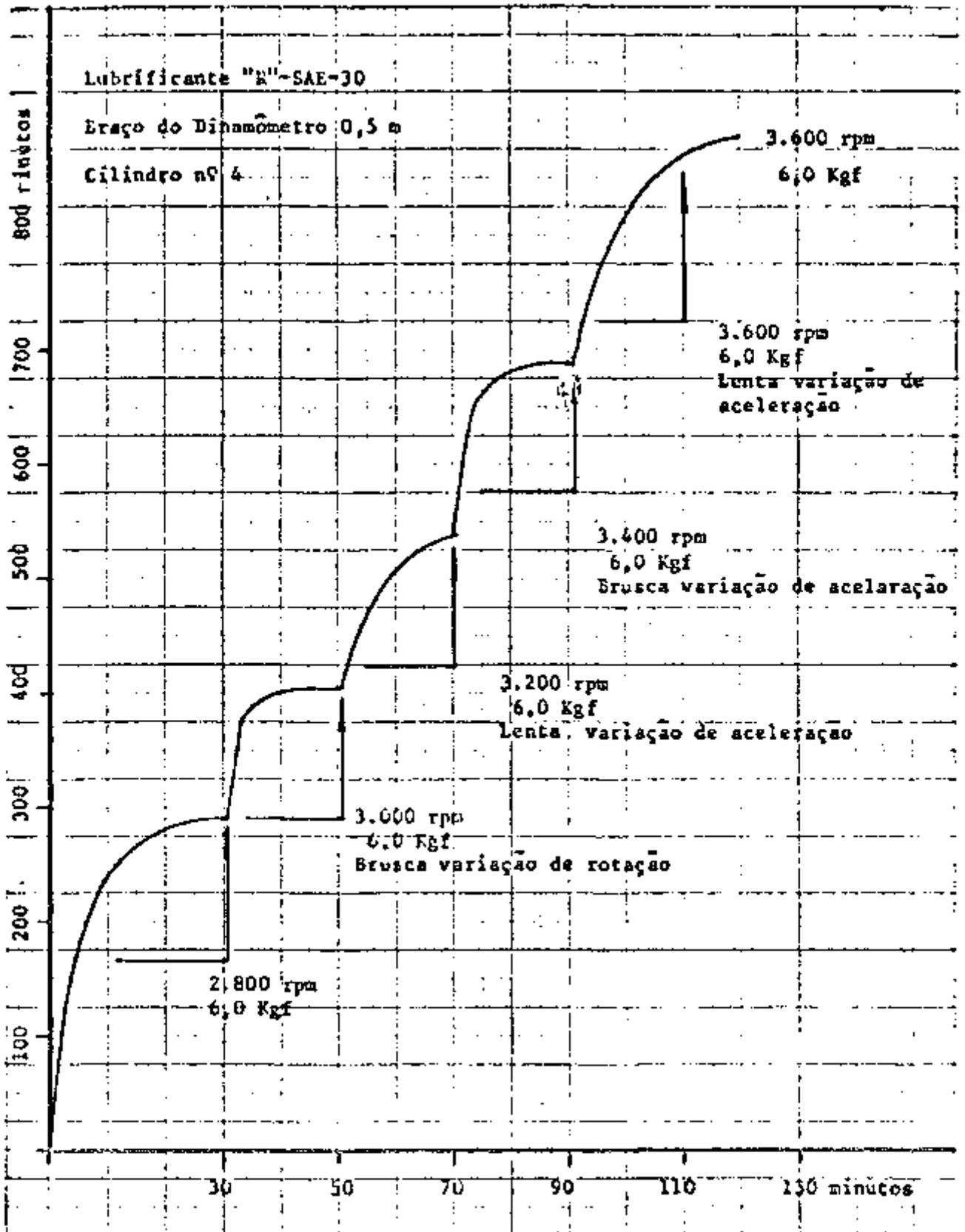


Figura 7 - Comportamento do desgaste em relação a bruscas e lentas variações de rotação.

Decorrido um mês após o início dos ensaios (total de 40 horas de funcionamento), com o motor já completamente amaciado, determinamos as novas taxas de desgaste.

| carga | rotação | taxa de desgaste |
|---------|-------------|---------------------------|
| 6,0 Kgf | - 2.000 rpm | - 1,20 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 2.400 rpm | - 1,30 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 2.800 rpm | - 1,60 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.200 rpm | - 2,40 mg.h ⁻¹ |
| 6,0 Kgf | - 3.600 rpm | - 3,25 mg.h ⁻¹ |

Observa-se que em regime de 2.000 rpm e 6,0 Kgf a taxa de desgaste diminui de 30% após o amaciamento. Em outros regimes, registramos a seguinte redução:

| | | |
|-----------|---|-----|
| 2.400 rpm | - | 38% |
| 2.800 rpm | - | 41% |
| 3.200 rpm | - | 31% |
| 3.600 rpm | - | 25% |

Para verificar a reprodutibilidade das taxas acima, realizamos vários ensaios. Utilizamos alternadamente lubrificante marca R e S, ambos com viscosidade S. A. E. -30. Os resultados são apresentados na figura 8. Embora a forma da curva seja a mesma, notamos pequena diferença entre as taxas de desgaste. Como a diferença oscila entre 10% a 15% julgamos difícil concluir que um dos lubrificantes é o mais eficiente. Esta diferença pode ser proveniente de variações combinadas de outros fatores que influem no desgaste.

Ao se manter constante a rotação do motor (3.000 rpm) e variando a carga aplicada, encontramos resultados interessantes relativos ao desgaste dos anéis de segmento. Um gráfico de carga aplicada ao motor versus taxa de desgaste (figura 9) permite verificar que:

1 - A taxa de desgaste aumenta linearmente com a carga aplicada ao motor até valores da ordem de 4 Kgf.

2 - Para valores superiores a 4 Kgf a variação do desgaste deixa de ser linear.

3 - Encontramos os seguintes fatores de proporcionalidade:

| | | |
|-------------|---|-------|
| até 4,0 Kgf | - | 1/3 |
| 4,0-5,0 Kgf | - | 1/2,5 |
| 5,0-6,0 Kgf | - | 1/2 |

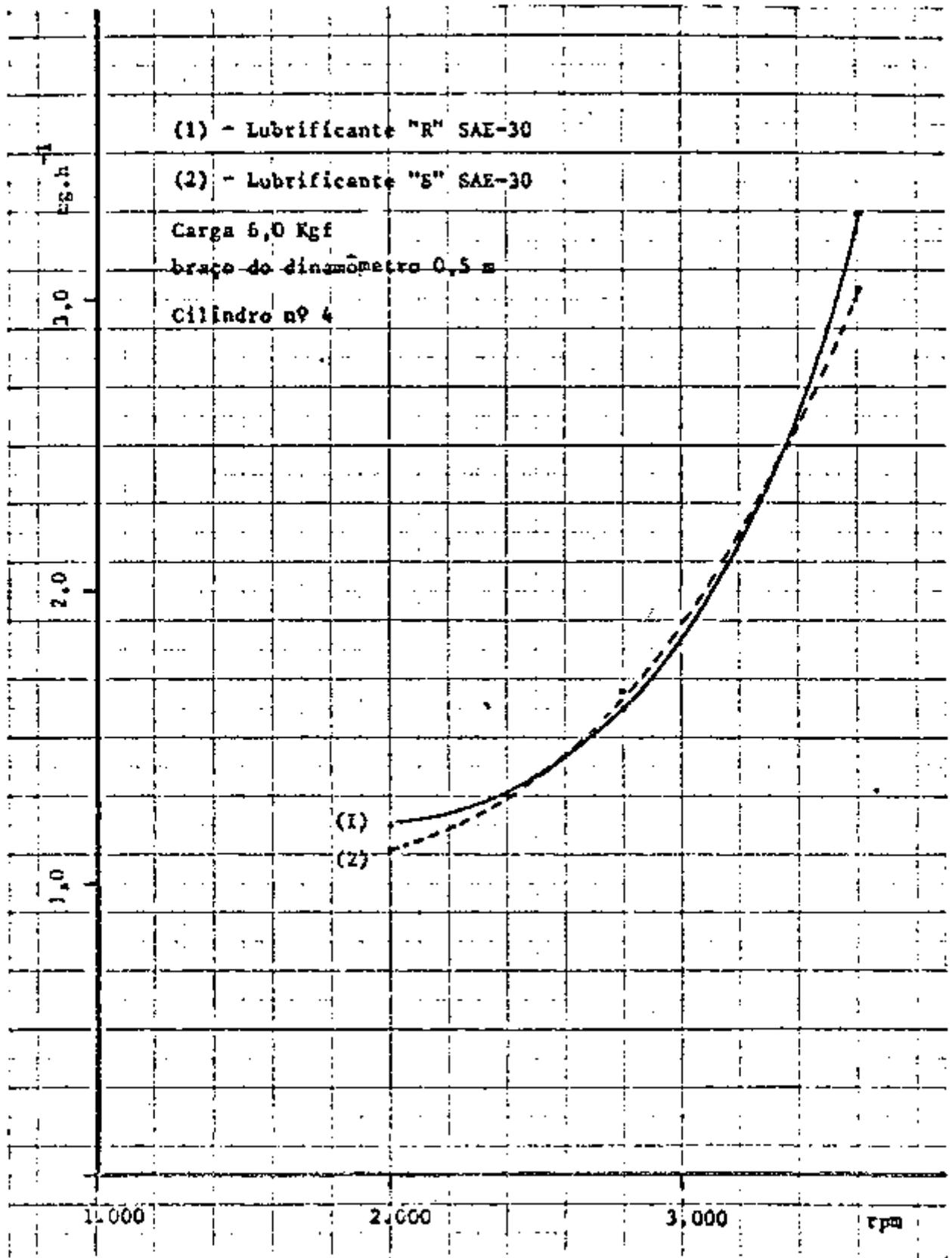


Figura 8 - Variação da taxa de desgaste com a rotação motor anaciado.

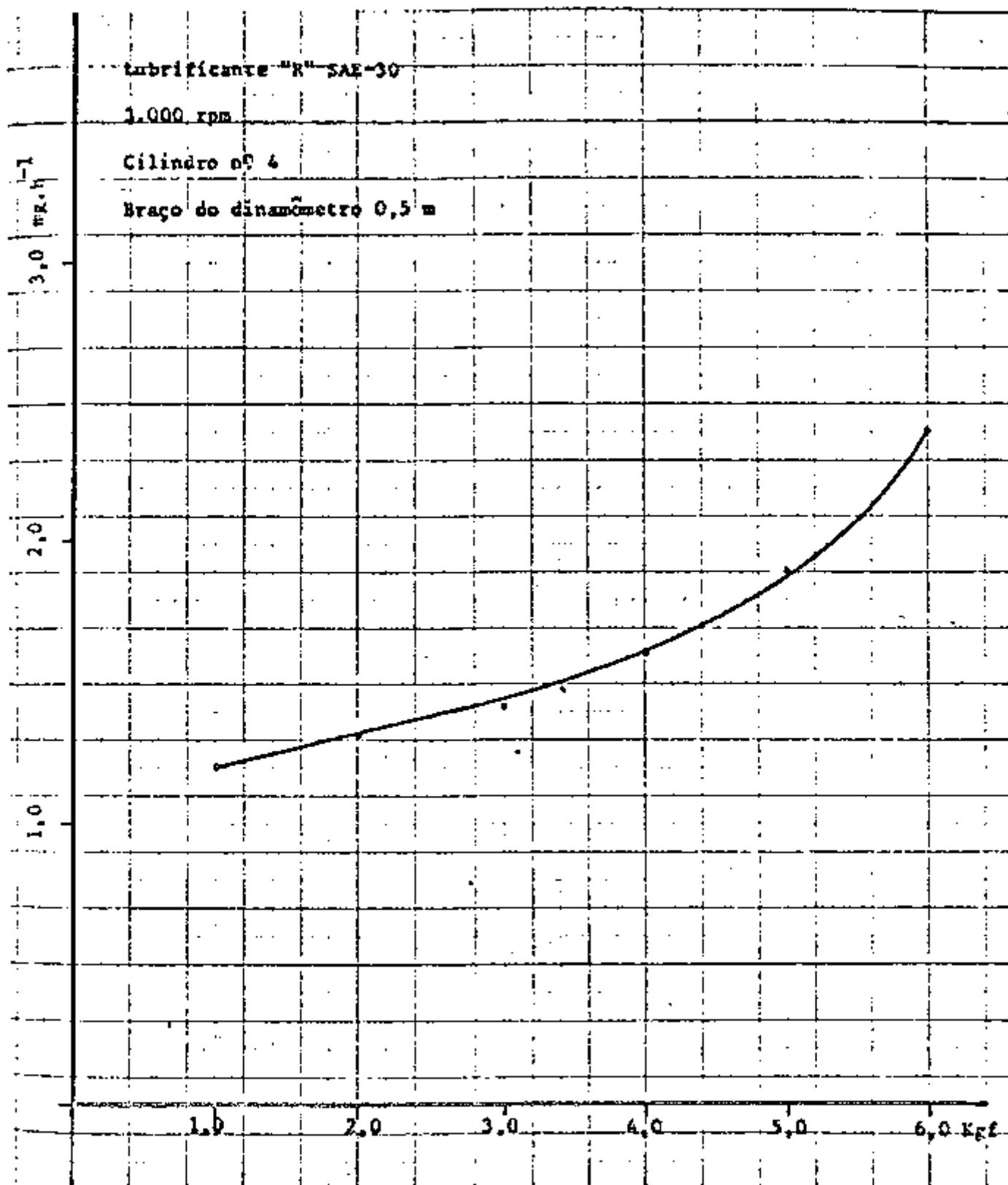


Figura 9 - Variação da taxa de desgaste com a carga aplicada ao motor

4 - A 3.000 rpm, com lubrificante R, pode-se admitir a existência de uma carga "crítica" por volta de 4 Kgf. Chamamos carga "crítica" aquela em que a taxa de desgaste deixa de crescer linearmente com a carga aplicada.

Sabemos que o anel de compressão superior, na posição ponto morto superior (P.M.S.) ou vizinha, suporta a maior pressão de compressão depois da combustão, ao menos no caso geral em que a estanqueidade entre segmentos e entalhes é satisfatória. Interessou-nos portanto saber qual a taxa de desgaste deste anel.

Um anel de compressão superior, ativado em reator, foi montado em cilindro utilizado nos ensaios anteriores. Os outros dois anéis permaneceram em seu estado natural, isto é, não radioativo. As condições de ensaio foram de 3.000 rpm, 6,0 Kgf e lubrificante R, S, T com viscosidade S. A. E. 30. Durante a fase de amaciamento registramos as seguintes taxas de desgaste:

| | | |
|-----------------------------------|------------------------|----------------|
| fase inicial de amaciamento | 2,6 mg.h ⁻¹ | lubrificante T |
| fase intermediária de amaciamento | 2,3 mg.h ⁻¹ | lubrificante R |
| fase final de amaciamento | 2,1 mg.h ⁻¹ | lubrificante S |

Passadas duas semanas foi substituído esse conjunto de anéis por outro novo, sendo que somente o anel de compressão inferior foi ativado. As condições de ensaio foram as mesmas anteriores. As taxas de desgaste detectadas na segunda hora de cada ensaio (fase de amaciamento) foram:

| | | |
|-----------------------------------|-------------------------|----------------|
| fase inicial de amaciamento | 0,54 mg.h ⁻¹ | lubrificante T |
| fase intermediária de amaciamento | 0,53 mg.h ⁻¹ | lubrificante R |
| fase final de amaciamento | 0,52 mg.h ⁻¹ | lubrificante S |

Os resultados dessas duas séries de ensaios são apresentados nas figuras 10, 11, 12, e permitem-nos concluir que:

1 - O anel de compressão superior é o que mais se desgasta. Quando comparado com o desgaste do anel de compressão inferior observa-se uma relação de 5 para 1.

2 - A taxa de desgaste do anel de compressão superior decai de 2,6 mg.h⁻¹ (lubrificante T), para 2,3 mg.h⁻¹ (lubrificante R) e finalmente a 2,1 mg.h⁻¹ (lubrificante S). A primeira vista pensou-se que estas alterações fôssem devido a mudança de marca de lubrificantes. Depois de amaciado os anéis, repetimos os ensaios e notamos não haver entre eles variação superior a 5%. Embora o conjunto novo de anéis fôsse colocado para funcionar em cilindro já

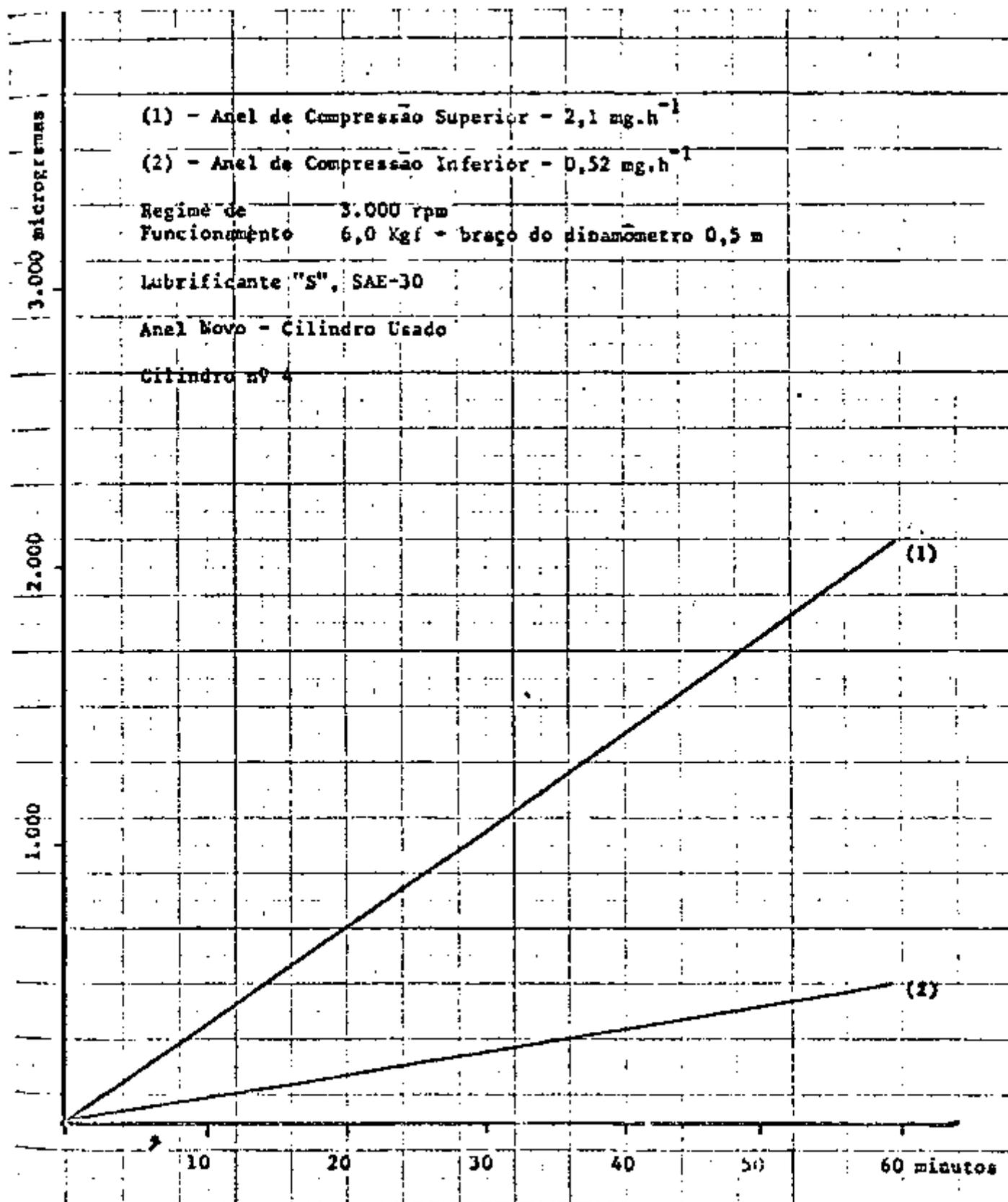


Figura 10 - Desgaste dos anéis de compressão-lubrificante S.

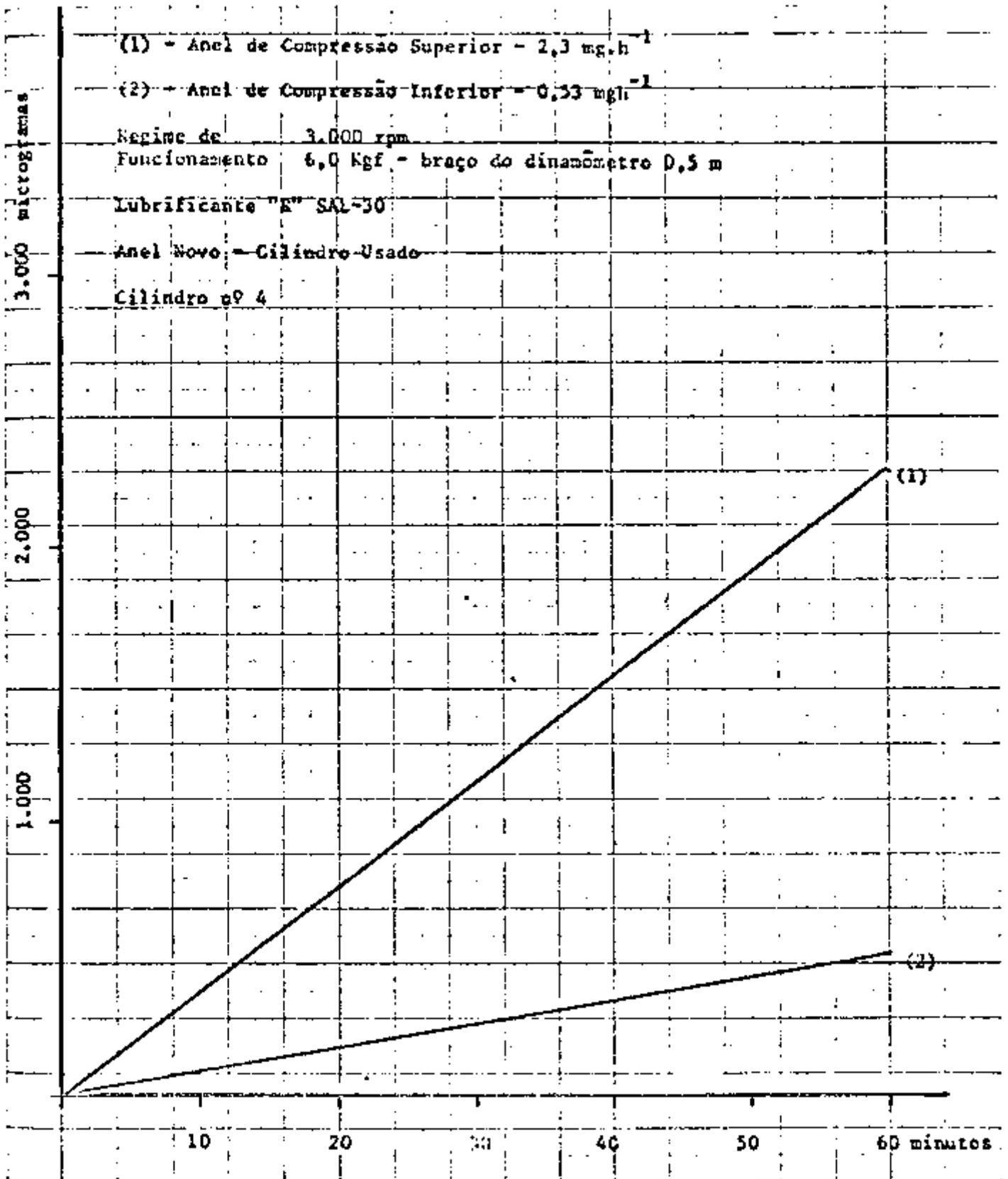


Figura 11 - Degaste dos anéis de compressão-lubrificante R.

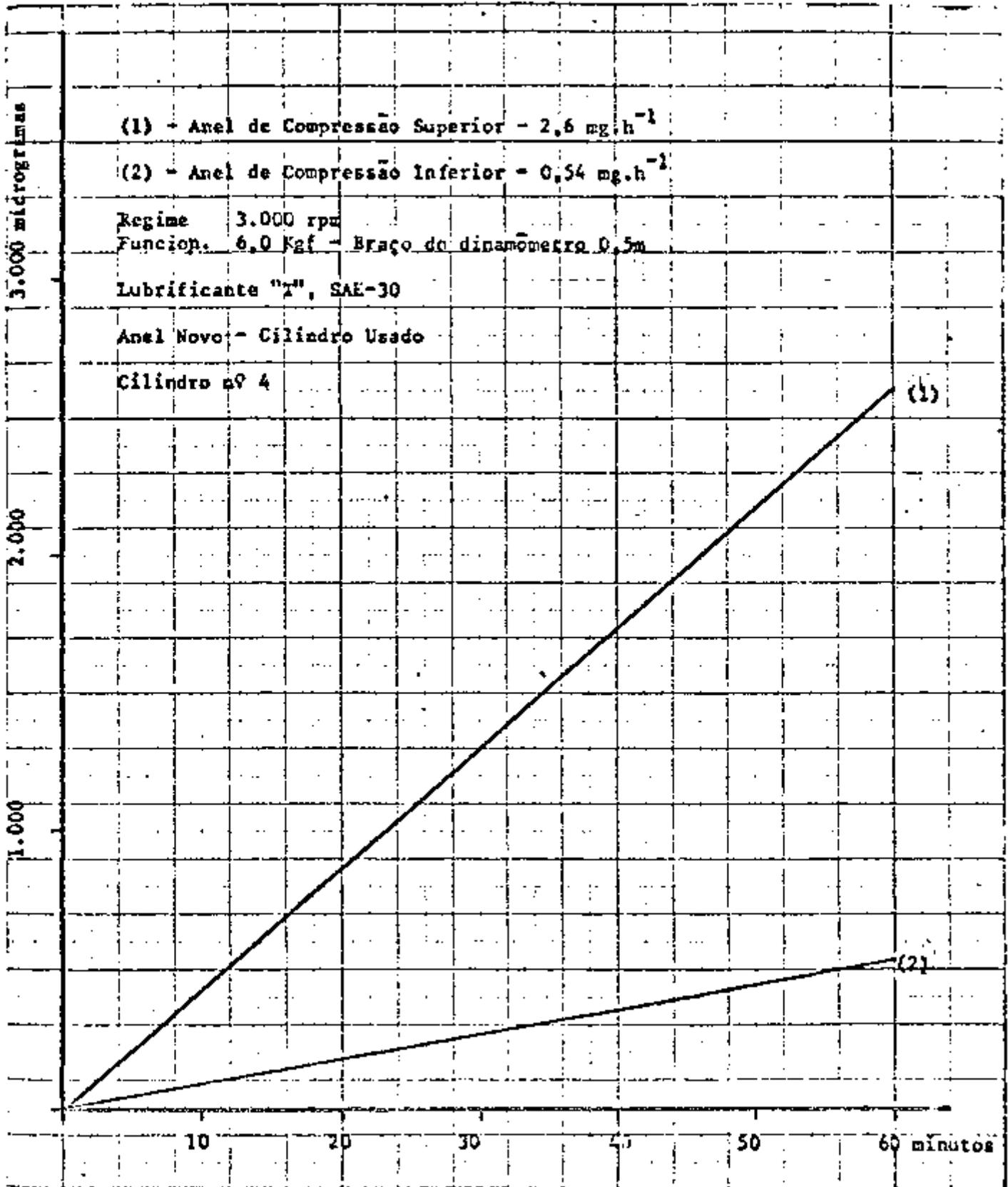


Figura 12 - Desgaste dos anéis de compressão- lubrificante T.

usado anteriormente, não houve inicialmente mútua adaptação das duas superfícies (anéis-cilindro). Pode-se afirmar, seguramente que as diferenças entre as taxas de desgaste são provenientes da adaptação das superfícies novas (anéis) com a velha (cilindro).

3 - Foi de 20% a redução na taxa de desgaste do anel de compressão superior durante o amaciamento.

4 - A taxa de desgaste do anel de compressão inferior decaí lentamente de maneira aproximadamente linear. A diferença observada entre a fase inicial e a final de amaciamento é da ordem de 5%.

A alta taxa de desgaste encontrada para o anel de compressão superior pode ser justificada, lembrando que a zona de contacto pistão-anel superior-camisa dos motores de combustão interna é certamente onde a lubrificação eficaz e permanente é mais difícil. Com excessão dos grandes motores com lubrificação separada, a alimentação do óleo é assegurada pelos respingos das bielas. Esse fluxo deve ser controlado (principalmente pelo anel raspador de óleo) para que a quantidade de lubrificante que atinge o anel superior seja a indispensável, visto que o excesso entra na câmara de combustão onde é queimado, provocando grande consumo. Nessas condições, a lubrificação hidrodinâmica não é realizada durante todo o desenrolar de um ciclo e nem em todas as condições de funcionamento do motor. A temperatura do lubrificante, sua viscosidade e volatilidade, as pressões de combustão entre outros fatores, podem modificar para maior ou menor a importância dos contatos metal-metal entre anel e camisa, no ponto morto superior (P. M. S.). É praticamente inevitável que o filme lubrificante seja rompido nos pontos mortos acarretando maior desgaste.

Durante as desmontagens dos pistões e anéis observamos visualmente que os perfis das camisas se apresentavam marcados nas regiões de ponto morto superior. Notamos a presença de sulco abrupto, na posição do anel de segmento superior, no P. M. S., não se verificando daí para baixo marcas visíveis.

A temperatura elevada a que é submetido o anel de compressão superior é outro fator que influi no seu desgaste. Não verificamos qual o valor da temperatura mas devido à combustão é lícito admitir que seja superior a 200 °C. Isto contribui para dilatações heterogêneas que podem deformar o anel aumentando seu desgaste.

Infelizmente não nos foi possível realizar ensaios com o anel ras-

pador de óleo, porque durante sua montagem no pistão ele se quebrou. Como não houvesse anel substituto irradiado, os ensaios deixaram de ser realizados. O anel raspador de óleo é o que está sujeito a menor número de fatores favoráveis ao desgaste. Sua taxa de desgaste deve portanto ser inferior a do anel de compressão inferior. Para termos uma idéia, comparamos os dados do ensaio em que utilizamos 3 anéis de segmento com aqueles obtidos para cada anel. Os resultados foram:

- a) - Desgaste dos 3 anéis (figura 6) - $3,10 \text{ mg.h}^{-1}$
- b) - Desgaste do anel de compressão superior (figura 11) - $2,3 \text{ mg.h}^{-1}$
- c) - Desgaste do anel de compressão inferior (figura 11) - $0,53 \text{ mg.h}^{-1}$
- d) - Desgaste total $2,3 + 0,53 = 2,83 \text{ mg.h}^{-1}$

A diferença entre a) e d), $3,10 - 2,83 = 0,27 \text{ mg.h}^{-1}$ pode servir como indicação da ordem de grandeza da taxa de desgaste do anel raspador de óleo. Esse valor é inferior ao de compressão inferior aproximadamente por fator 2.

Sabemos que durante a partida inicial do motor há certa demora até que a pressão do óleo se estabeleça e o impulse, para a zona dos anéis. Disso resulta que o deslocamento anel-pistão sobre a camisa seja relativamente seco. Essa ação pode dar origem a desgaste acentuado dos anéis e camisa. Interessava saber se o desgaste ocorrido nas partidas era muito superior ao que detetamos para regime estável de funcionamento. Realizamos então vários ensaios de partidas de motor tanto "a frio" como "a quente".

A primeira partida do motor era feita com lubrificante à temperatura ambiente. Retiramos amostras de óleo, de minuto em minuto, até que a temperatura do lubrificante se estabilizasse. Logo após desligamos o motor para que o mesmo esfriasse. Quando o lubrificante atingia 65°C fazíamos a segunda partida. Novamente o motor funcionava até a estabilização da temperatura do lubrificante, quando era desligado. De maneira análoga realizamos a terceira partida a 70°C , quarta com 80°C e quinta a temperatura de 90°C .

Os resultados expressos na Tabela XI-1 permitem-nos observar que:

1) - O ritmo máximo de desgaste, nas partidas "a frio" ocorre durante os dois primeiros minutos de funcionamento do motor.

2) - O pico de desgaste ocorrido nas partidas com lubrificante a 90°C é 4,5 vezes inferior ao da partida "a frio".

Desgaste ocorrido nas partidas do motor.

TABELA XI-1

| 1. ^a PARTIDA "SCALER" d) Ai: R Nov. 68 | | | 2. ^a PARTIDA "SCALER" d) Ai: R Nov. 68 | | | 3. ^a PARTIDA "SCALER" d) Ai: R Nov. 68 | | | 4. ^a PARTIDA "SCALER" d) Ai: R Nov. 68 | | | 5. ^a PARTIDA "SCALER" d) Ai: R Nov. 68 | | |
|---|--------------|---------------------|---|--------------|---------------------|---|--------------|---------------------|---|--------------|---------------------|---|--------------|---------------------|
| Temp. Func. min. | Desg. cpm | Temp. Lub. °C |
| 0 | 0 | 28 | 0 | 0 | 65 | 0 | 0 | 70 | 0 | 0 | 80 | 0 | 0 | 90 |
| 1 | 400 | - | 1 | 297 | - | 1 | 246 | - | 1 | 180 | - | 1 | 127 | - |
| 2 | 570 | - | 2 | 230 | - | 2 | 184 | - | 2 | 173 | - | 2 | 112 | - |
| 3 | 280 | 60 | 3 | 202 | 75 | 3 | 161 | 86 | 3 | 155 | 94 | 3 | 99 | 99 |
| 4 | 212 | - | 4 | 174 | - | 4 | 150 | - | 4 | 132 | - | 4 | 87 | - |
| 5 | 176 | 70 | 5 | 156 | 85 | 5 | 133 | 92 | 5 | 115 | 97 | 5 | 80 | 101 |
| 6 | 145 | - | 6 | 130 | - | 6 | 120 | - | 6 | 101 | - | 6 | 74 | - |
| 7 | 125 | 78 | 7 | 108 | - | 7 | 107 | - | 7 | 89 | - | 7 | 68 | - |
| 8 | 110 | - | 8 | 89 | 92 | 8 | 88 | 98 | 8 | 77 | 101 | 8 | 63 | 102 |
| 9 | 98 | - | 9 | 76 | - | 9 | 79 | - | 9 | 68 | - | 9 | 60 | - |
| 10 | 82 | 85 | 10 | 66 | 95 | 10 | 63 | 102 | 10 | 60 | 102 | 10 | 56 | 101,5 |
| 20 | 69 | 98 | 20 | 60 | 102 | 20 | 54 | 102,5 | 20 | 56 | 102 | 20 | 54 | 102 |
| 30 | 60 | 103 | 30 | 51 | 102 | 30 | 53 | 102 | 30 | 50 | 102 | 30 | 48 | 102 |

3) - Nas partidas, quanto maior a temperatura do lubrificante, menor é o pico de desgaste que se deteta. Não observamos linearidade nessa variação.

4) - Após meia hora de funcionamento o ritmo de desgaste tende a se manter uniforme em todas as partidas. As pequenas diferenças podem ser atribuídas a ligeiras flutuações de rotação e carga.

5) - Nas partidas a frio, o pico de desgaste foi detetado no segundo minuto de funcionamento. Isto pode ser assim explicado:

a) - Pela demora existente para que a pressão do óleo se estabeleça e o impulse para a zona dos anéis.

b) - Devido a alta viscosidade do óleo a baixa temperatura, que provoca seu lento escoamento pela tubulação auxiliar.

6) - Nas partidas as melhores condições de formação de um filme de óleo protetor contra desgaste parece ocorrer nas vizinhanças de 90°C. Esse valor refere-se a lubrificante R, SAE-30. É interessante lembrar que só a viscosidade do lubrificante a temperaturas elevadas não é suficiente para avaliar seu comportamento em relação ao desgaste. Deve ser observada também a maior ou menor facilidade que ele tem para se volatilizar, isto é, sua resistência à vaporização.

7) - O desgaste ocorrido na partida a 90°C (130 cpm) é 2,5 vezes superior ao produzido quando o motor está em funcionamento contínuo (50 cpm).

Uma parte do desgaste ocorrido nas partidas pode ser atribuída a brusca variação inicial de rotação e carga necessárias para atingir o regime de 3.000 rpm e 6,0 Kgf. Além disso pode haver influência das condições existentes no cilindro após a última parada. Parece difícil a conservação do filme de óleo nas paredes da camisa ao cessar o movimento dos pistões.

A possibilidade de determinarmos o tempo de vida útil do filme lubrificante, levou-nos a realização de várias partidas a curto intervalo, mantendo a temperatura do lubrificante constante. Uma partida, 5 segundos após a parada do motor, acarreta acréscimo de 8% na taxa de desgaste dos anéis de segmento. Quando o intervalo entre parada e partida se estende para 10 segundos, nota-se um crescimento de 18% no desgaste. Para intervalos de 15, 20 e 25 segundos registramos crescimento de 22%, 27%, 35%, respectivamente. Em intervalos parada-partida superiores a 25 segundos, notamos a variação da temperatura do lubrificante. O desgaste ocorrido 20 minutos após a última parada é superior ao verificado em operação contínua por um fator maior que 2.

Esses valores são apresentados na figura 13. Pode-se observar que a efetividade do filme de óleo vai diminuindo de maneira rápida. Após 20 minutos de parada houve variação de temperatura (de 1029C para 949C) e tempo para ação corrosiva dos produtos da combustão que se depositam na camisa. Como 5 segundos foi tempo muito pequeno para se detetar variações de temperatura do lubrificante e proporcionar ação corrosiva dos produtos da combustão, julgamos que a maior parte do desgaste ocorrido é causada pela perda de efetividade do filme lubrificante. A figura 13 permite concluir também que motor em condições variáveis de funcionamento com paradas e partidas frequentes, apresenta taxa de desgaste muito superior a de funcionamento contínuo.

Como considerações finais a respeito dos ensaios realizados, torna-se necessário expor algumas observações de caráter geral.

Estudos preliminares realizados no ITA, em 1961, por Sabra e Azevedo⁽⁷²⁾ mostraram, de modo geral, que a mistura álcool-gasolina influi negativamente no desgaste dos motores de combustão interna. Sabemos que a propriedade mais importante para a gasolina é seu índice de octanos, que indica sua resistência a auto-ignição. Pesquisas realizadas mostraram que a gasolina comum, vendida nos diferentes postos comerciais, possui diferentes índices de octanos. Sabemos também, que somente álcool absoluto é miscível com gasolina em qualquer proporção. Sendo porém altamente higroscópico qualquer pequena quantidade de água sempre presente, devido condensação da umidade dos tanques, faz com que a mistura se separe em duas fases. Uma é de gasolina com pequena porcentagem de álcool e outra de álcool com pequena quantidade de gasolina. Como um motor construído e regulado para funcionar a gasolina não pode funcionar a álcool, a mistura álcool-gasolina é nociva. Diferentes lotes de gasolina comum, adquiridos de mesmo posto revendedor em semanas distintas, possuíam quantidades variáveis de álcool atingindo às vezes valores superiores a 20%. Como era difícil manter em cada ensaio o mesmo índice de octanos e álcool na gasolina, separamos um lote de 300 litros para as experiências. A influência da gasolina no desgaste foi portanto considerada constante em todos os ensaios.

Após a última parada de cada dia, com motor ainda quente, abríamos o cárter para escoar o óleo utilizado. Ele permanecia aberto durante toda a noite. Entretanto, esse longo tempo para escoamento não é suficiente para afirmarmos que um novo óleo não seja contaminado pelo lubrificante residual. Achamos razoável admitir que, em cada troca, o lubrificante novo estava contaminado por uma pequena quantidade desconhecida do lubrificante antigo.

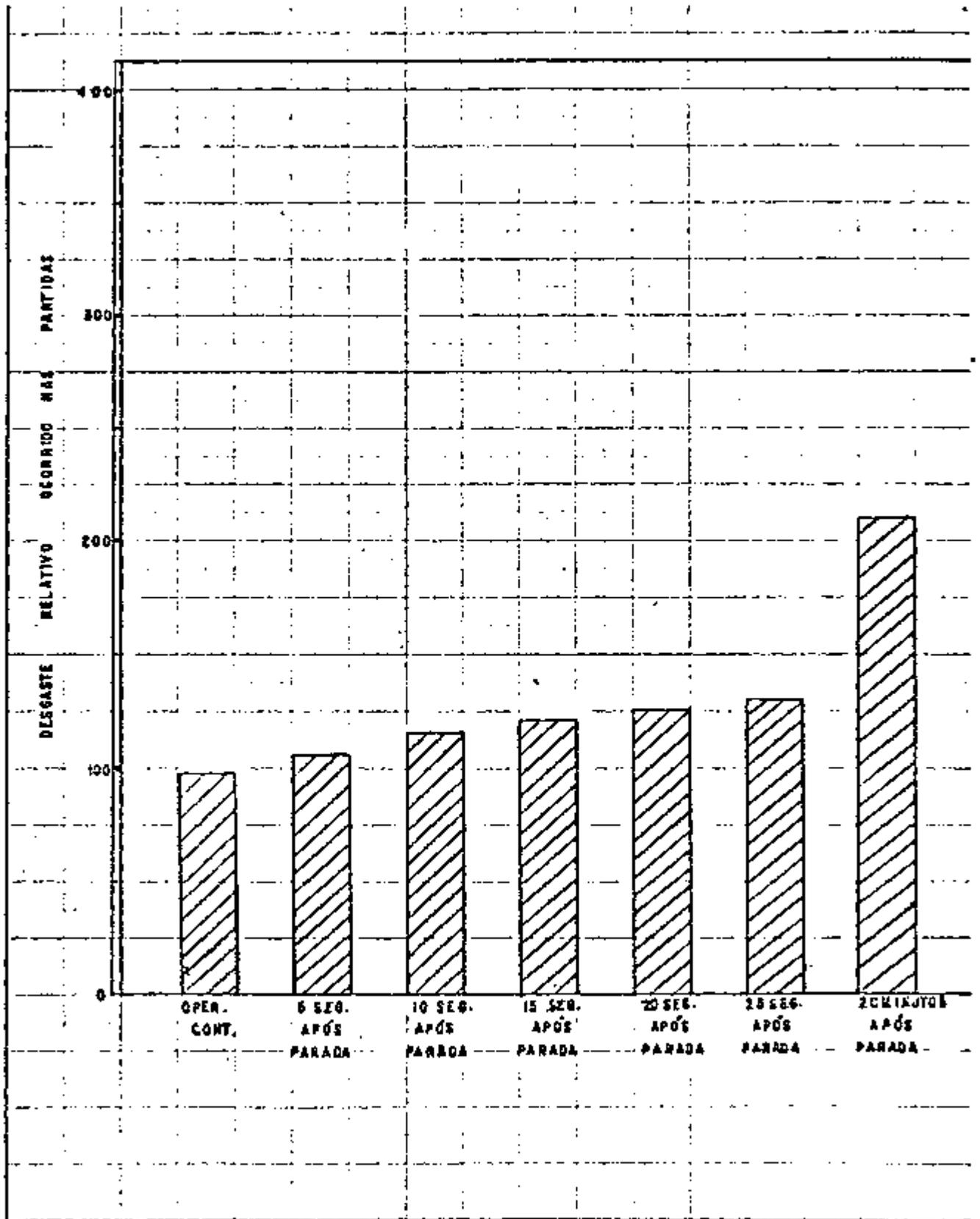


Figura 13 - Variação do desgaste em função do intervalo parada-partida do motor.

O controle rigoroso do enriquecimento da mistura não pôde ser realizado. Seguimos rigorosamente as especificações da fábrica, ajustando o carburador, mas não medimos em nenhum ensaio a razão ar/combustível. É muito provável que ajuste do carburador possa variar durante os ensaios, devido as vibrações do motor. Uma mistura demasiadamente rica pode influir no ritmo de desgaste dos anéis de segmento. O enriquecimento é provocado pelo excesso de oxigênio na câmara de combustão ou pela quantidade de combustível não ativo, que provoca a diluição do lubrificante na parede da camisa. O excesso de oxigênio pode favorecer a formação de óxidos superficiais nos anéis de segmento, camisa e pistão aumentando o ritmo de desgaste.

Durante a noite enquanto escoava o lubrificante usado, envolvíamos o motor com uma capa plástica. Com tal providência evitamos que o ar atmosférico sempre carregado de impurezas pudesse introduzir partículas de poeira no interior do motor. Essas partículas no ensaio seguinte poderiam ser arrastadas pelo lubrificante até a região anel-pistão-camisa. Dependendo da granulometria e do grau de dureza essa poeira pode influir no desgaste facilitando a abrasão. É preciso lembrar também que a granulometria e concentração da poeira atmosférica variam segundo a altura do solo em que o motor está montado. A 50 centímetros de altura (nível das entradas de ar do motor no banco de prova) as partículas em suspensão possuem granulometria entre 1 μ . e 30 μ . Durante o ensaio elas podem entrar facilmente no motor pelas folgas das diferentes junções mecânicas. Nessas condições torna-se difícil avaliar a influência da poeira nas taxas de desgaste encontradas. Sabemos que os filtros atenuam esse fator, mas como a eficiência dos mesmos nunca é total, uma quantidade desconhecida de poeira pode ter influído no desgaste aumentando a abrasão.

Uma das vantagens do método dos traçadores sobre os convencionais é reduzir o tempo de obtenção de dados. Julgamos entretanto que cada ensaio não deve ser muito inferior a duas horas. Durante o período inicial de funcionamento do motor, devido o lento ajuste de rotação e carga, a taxa de desgaste pode ser imprecisa. Os dados da Tabela XI-1 mostram que a estabilização se processa depois de 30 minutos de funcionamento do motor.

Não é possível prever o campo de aplicações práticas futuras dos traçadores radioativos para detecção e estudos de desgaste. O método de avaliação do desgaste é relativamente simples e pode ser executado rotineiramente por técnico de nível médio. Outros atrativos podem ser assim resumidos:

- perfeita seletividade, pois o material desgastado que o contador detecta só pode provir da peça previamente ativada em reator;

- simplicidade de aparelhagem.

Ao lado da simplicidade da técnica, o investimento relativamente baixo que ele exige em equipamento foi uma das razões que proporcionou sua implantação definitiva, não só nas indústrias automobilísticas dos países altamente desenvolvidos, como os Estados Unidos, União Soviética, Inglaterra, Japão, mas também nos países de nível industrial mais modesto que possuem reatores atômicos. Julgamos que ao divulgarmos as atividades técnicas por nós desenvolvidas, levando-as ao conhecimento dos engenheiros brasileiros, técnicos e àqueles que se interessam pelo progresso tecnológico, estaremos contribuindo para a produção de peças mais aperfeiçoadas e de métodos mais eficazes proporcionando rendimento máximo e funcionamento perfeito dos motores de combustão interna.

B I B L I O G R A P H I A

1. FLAHERTY, J.W. and PETACH, S., "Fundamental Aspects of Friction and Wear", in "Friction and Wear Handbook"; pp. 21-30, TID-7006, USAEC, Washington, (1957).
2. FLOM, D.C. and BUECHE, A.M., "Theory of Rolling Friction for Spheres"; J. Appl. Phys., 30, 1725-1730 (1959).
3. LING, F.F., "On Asperity Distributions of Metallic Surfaces"; J. Appl. Phys. 29, pp. 1168-1174 (1958).
4. BISSON, E.E., "Friction, Wear, and Surface Damage of Metals as Affected by Solid Surface Films" in "Handbook of Mechanical Wear"; pp. 35-55, Lipson and Colwell, Editors, (1962).
5. DAVIES, R., "Compatibility of Metal Pairs", in Handbook of Mechanical Wear; pp. 7-15, Lipson and Colwell, Editors, (1962).
6. "Metals Engineering Design - ASME HANDBOOK"; Edited by Oscar J. Horger - 19. Edition, (1953).
7. WILLIAMS, C.G., "Cylinder Wear in Gasoline Engines"; S.A.E. Jour. Trans. 38, (5), pp. 191-196 (1936).
8. MOORE, C.C. and KENT, W.L., "Effect of Nitrogen and Sulfur Content of Fuels on Diesel-Engine Wear"; S.A.E. Quart. Trans. 1 (4) pp. 687-693 (1947).
9. TAWSHECK, M.J., "Corrosion at High Temperatures", pp. 252-276, in "Handbook of Mechanical Wear"; Lipson and Colwell, Editors, (1962).
10. BOERLAGE, G.D. and GRAVESTYEN, B. J. J., "Cylinder Wear in Diesel-Engines"; S.A.E. Jour. 38 (5) pp. 197-199 (1936).
11. JAMES, W.S., BROWN, B.G. and CLARK, B.E., "Air Cleaner Oil Filter Protection Critical Factor in Engine Wear"; S.A.E. Jour. 59 (4) pp. 18-26 (1952).
12. THOMPSON, L.D., BOCKEY, S.J. and CONN, E.L., "Engine Wear Research"; S.A.E. q. Trans, 3 (1) pp. 41-50 (1949).
13. GERMER, L.H., "The Erosion of Relays Contacts"; Wear 3, pp. 188-199 (1960).

14. PAYNE, W.G. and JOACHIM, W.F., "Investigations in Cylinder Linear Wear"; S.A.E. q. Trans 3 (1) pp. 51-68 (1949).
15. GROVER, H.J., "Subsurface Fatigue", pp. 95-107, in "Handbook of Mechanical Wear"; Lipson and Colwell, Editors, (1962).
16. HYDE, G.F., ROBBINS, F.A. and SHEPLER, P.R., "Piston Rings for Transportation Diesels"; S.A.E. Jour. 69, pp. 68-69 (1961).
17. LANE, P.S., "Wear of Automotive Engines - Cylinders and Rings", in "Mechanical Wear"; pp. 17-46, J.T., Editor (1962).
18. ROSEN, C.G.A., "Survey of Engine Combustion-Chamber Envelopes"; S.A.E. Trans. 61, pp. 260-272 (1953).
19. LEES, H.D., "Statistics on Cylinder Wear in Marine Diesel Engines"; - Wear 2, pp. 273-295 (1958).
20. HALLIWELL, H., "Study of Engine Wear by Oil Filtration"; S.A.E. Trans 68, pp. 288-297 (1959).
21. McBRIAN, R. and ATCHISON, L.C., "Rates of Wear in Railroad Diesel Engines"; in S.A.E. S.P. 116, november (1949).
22. YOUNG, A.P. and SCHWARTZ, C.M., "A Replica Method for Examining Wear in Scuffing and Cylinder Liners"; Wear 3, pp. 235-240 (1960).
23. FERRIS, S.W. - U.S. Patent 2, 315, 845, "Wear Test Method and Composition"; April 6, 1943 (assigned to Atlantic Refining Company).
24. PINOTTI, P.L., HULL, D.E. and McLAUGHLIN, E.J., "Applications of Radioactive Tracers to Improvements in Fuels, Lubricants and Engines"; S.A.E. q. Trans. 3 (3), pp. 634-638 (1949).
25. SAKMANN, B.W., BURWELL, J.T., and IRVINE, J.W. - "Measurements of the Adhesion Component in Friction by Means of Radioactive Tracers"; J. Appl. Phys., 15 pp. 459-73 (1944).
26. BURWELL, J.T. - "Radioactive Tracers in Friction Studies"; Nucleonics, 1, no.4, pp. 38-50 (1947).
27. PINOTTI, P.L., HULL, D.E., and McLAUGHLIN, E.J. - "Application of Radioactive Tracers to Improvements in Fuels, Lubricants, and Engines"; S.A.E. q. Trans., 3, no.3, pp. 634-38 (1949).
28. JACKSON, H.R., et al. - "Some Phenomena of Engine Wear as Revealed by Radioactive Tracer Techniques"; S.A.E. q. Trans. 6, no.3, 513-530 (1952).

29. DYSON, A. and WILLIAMS, K.R. - "The use of Radioactive Tracer Technique in Wear- Testing Lubricating Oils"; Proc. R. Soc. A, 202 (1956).
30. "All-Union Conference on the Application of Radioactive and Stable Isotopes in the National Economy and Science, 1957" - Abstracts of Papers and Plenary Session Papers, in translation by Consultants Bureau, published as A.E.C. - tr-2925, Available from O.T.S., Dept. of Commerce, Washington, U.S.A.E.C. (1958).
31. "Transactions of the All-Union Scientific Technical Conference on the Use of Radioactive and Stable Isotopes and Radioations in the National Economy and in Science, April 4-12, 1957 - Machine Building and Instruments Making" in English translation as A.E.C. - tr-4492. Available from O.T.S., Dept. of Commerce, Washinton, D.T.I., U.S.A.E.C. (1961).
32. KUSAKOV, M.N., et al. - "A Study of the Mecanism of the Reaction of Oil Additives with Metals"; pp. 69-75 in A.E.C. - tr - 4492 (1961).
33. STETSENKO, V.I. and MORKOVSKII, E.A. - "A Study of the Wear of High Strength Cast Iron"; pp. 16-17, in AEC-tr-4492 (1961).
34. DANFORTH, J.P. and WILLIAMS, A.J., Jr. - "Radioactive W-187 for Carbide Machining Tool Evaluation on Production Equipment" in "Abstracts of 3rd Annual Meeting of the American Nuclear Society, Pittsburg, pp. 9-5, June (1957).
35. Gumbleton, J.J. and Green, P.L. "Transient Piston Ring Wear in Automative Engines Using Fe-59" Abstracts of 3rd. Annual Meeting of American Nuclear Society, Pittsburg, June 1957 - Nuclear and Eng. 7 , 313-319 (1959).
36. GREEN, F.L. and SOMERVILLE, A. "Continuous Counting of Gamma Rays from Hot Radioactive Liquids", abstract 9-7 in "Abstracts of 3rd. Annual Meeting of American Nuclear Society, Pittsburg, June (1957).
37. MAYER, W.J. "Preparation of Counting Standards of Wear Studies Using Radioactive Iron and Sintered Tungsten Carbide" abstract 9-8 in "Abstracts of 3rd. Annual Meeting of the American Nuclear Society, Pittsburg, June (1957)".
38. Savage M.W. and Bowman, L.O. "Radioactive Tracer Measurements of Engine Bearing Wear"; S.A.E. Trans. 65, 635-640 (1957).

39. ABOWD, R.G.Jr. "Chrome Face vs Iron Side Wear An Analysis of Some Piston Ring Wear Studies"; Am.Soc.Test.Mat. 1, 91-95 (1958).
40. ABOWD, R.G., Jr. "Probing the Causes of Piston Ring Wear bu the Radiotracer Technique"; S.A.E. Jour 67, 67-68, (1959).
41. Deterding, J.H., and CALLOW, J.R.B. "The Application of Radioisotopes to Measurement of Engine Wear in Moving Vehicles" paper 94, p.p.141-146, vol.19, "Proceedings of the Second U.N. International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva, September 1-13, (1958).
42. CONTE V., SAPORITI, G.A. "Metodo per la Determinazione della velocità di Usura della Fasce Elastiche"; Fiat Laboratori Ricerche, Maggio (1967).
43. GIBBONS, D; LAWSON D.; METCALFE B.; AND SIMPSON H., "Investigation of Material Transfer by Neutron Activation "Analysis"; Preprints of Contributed Condensations - The 1968 International Conference Modern Trends in Activation Analysis - October 7-11, 1968, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland.
44. POPOV, S. "Comparing Two Methods for Measuring Tool Wear"; Nucleonics 19, n° 12, 76-80, (1961).
45. "A.S.M. METALS Handbook"; 8th Edition (1961), Part I, LYMAN, T.; Editor, American Society for Metals, Novel by Park, Ohio (1961).
46. ZASLAVSKII, YU.S. "Investigation of the Anti-Wear Properties of Oils and Fuels with the Aid of Radioactive Isotopes"; pp. 71-83 in A.E.C. tr-2435- (1960).
47. ZASLAVSKII, Yu, S., and MOROZOVA, I.A., "The Reduction of the Low-Temperature Wear of the Piston-Cylinder Group of Engines by the Use of Oil Additives"; p.p. 59-68, A.E.C.- tr - 4492 (1961).
48. ZAMOUREV, G.M. and LEVIN, N. "Study of the Transfer of Metal During Friction and Wear"; p.p. 28-34, A.E.C. - tr - 4492 (1961).
49. PROPSTL, G.H., "The Wear of Piston Rings in Motors"; R.W.I. - 61 (1963).
50. TOCHNIKOV, D.G. "Calculation of Wear Resistance in Investigations with Labelled Atoms"; Nucleonika, 8, (1962).

51. KATO, M., et al "Research on Engine Wear by Use of Radioactive Tracers". Piston Rings Activated by Deuteron Bombardment", paper T-16, p.p. 236-251, in A.E.C. - tr - 4482, "Proceedings of the 2nd Japan Conference on Radioisotopes", February (1958).
52. GUMBLETON, J.J. "Four Considerations of the Radioactive Technique"; S.A.E. Trans. 68, 699-704 (1962).
53. GUMBLETON, J.J. "Piston Ring and Cylinder Wear Measurements Illustrate the Potential and Limitations of Radioactive Technique"; S.A.E. Trans 70 - 333-347, (1961).
54. ROBBINS, B.A., PINOTTI, P.L. and JONES, D.R. "The Use of Radioactive Tracers Techniques to Determine the Effect of Operating Variables on Engine Wear"; S.A.E. Trans 68, 653-657 (1960).
55. COON, J.S. and LOEFFLER, D.E. "Routes of Crankcase Oil Loss"; S.A.E. Trans 67, 59-70 (1959).
56. BRYAN, F.R., NEERMAN, J.C. and HINSCH, J.E. "Metallic Tracer Method for Determining Lubricant in Engine Exhaust"; S.A.E. Trans. 69, 204-209, (1961).
57. ARNOLD, W.C., STONEHOCHER, V.T., BRAUN, W.J. "Radioactive Cylinders - A Tool for Wear Research"; S.A.E. Trans 68, 699-704, (1960).
58. CAMOBELL, R.B. et al "The Use of Radioactive Tracers in Lubrication and Wear Research"; p.p. 355-368, Vol. 1, "Radioisotopes in the Physical Sciences and Industry, (1958).
59. FRANK H. ATTIX "Radiation Dosimetry"; 2nd. Ed. Volume I, (1968).
60. MAYER, W.J., MOORE, C.P. et al "Rapid, Precise Measurement of Engine Oil Economy by a Radiometric Method", Automotive Engineering Congress, Detroit, Michigan, January 10-14, (1966).
61. Lloyd, A.C., "Limits for Qualitative Determination - Application to Radiochemistry" Anal. Chem., 40, (1968)
62. BILLINGTON, D.S., "Relaxing Reliance on Empirical Data", Nucleonics 18, p. 64-67, Sept. (1960).
63. LEESER, O.O. "Radiation Effects on Reactor Metals"; Nucleonics 18, p. 68-73, Sept. (1960).
64. KITTEL, J.H. "Damage Effects of Radiation on Solid Reactor Materials"; Nucleonics 14, p.63-65 - Marc. (1956).

65. Peckner, D. "Radiation Damage in Metals"; Mater.Des.Engng., p.89, Jan. (1960).
66. EL-SISI, S.I. "Effects of Radiation on Structural Materials"; Nucl. Energy, p. 365-368 - Aug.
67. OESTMANN, M.J., KIRCHER, J.F. "Radiation Effects on Materials and Equipment" S.A.E. National Aeronautic Meeting - (1961) - New York.
68. Metals Handbook - Vol. 1, p. 245 - (1962).
69. Metals Engineering Design - ASME Handbook, Edited by Oscar J. Horger - 1st. Ed. (1953).
70. RABINOWICZ, E. "Influence of Surface Energy in Friction and Wear Phenomena", J. Appl. Phys. 32, 1440-1444, (1961).
71. VINOGRADOV, G.V. "The Problem of the Transfer of Metals and of Materials Present on their Surfaces"; p.p. 35-36 in A.E.C. tr- 4492 and OI-409, (1957).
72. SABRA, N., AZEVEDO, H., "Influência da mistura álcool-gasolina no desgaste de motores pelo método dos traçadores radioativos" ITA, (1961).

Massao Sakai

**OTIMIZAÇÃO DO PROJETO DO GERADOR DE VAPOR
DE UM REATOR NUCLEAR REFRIGERADO À GÁS**

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de São Paulo,
para obtenção do Título de "Mestre em
Engenharia".

2.034.3

**São Paulo
1978**

MASSAO SAKAI

Eng. Mecânico, Instituto Tecnológico da Aeronáutica, 1974

OTIMIZAÇÃO DO PROJETO DO GERADOR
DE VAPOR DE UM REATOR REFRIGERADO À GÁS

Dissertação apresentada à
Escola Politécnica da USP
para obtenção do Título
de "Mestre em Engenharia"

Orientador: Prof.Dr. Otavio de Mattos Silveiras
Professor Assistente Doutor do
Departamento de Engenharia
Mecânica da EPUSP.



São Paulo, 1978

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
I.P.E.N.

À Massami e Patrícia.

AGRADECIMENTOS

Desejo expressar aqui os meus agradecimentos a todos que colaboraram, direta ou indiretamente, na execução deste trabalho. Em particular, agradeço às seguintes pessoas e instituições:

. Prof. Dr. Otávio de Mattos Silveiras, pela valiosa e segura orientação na realização deste trabalho.

. Prof. Dr. Altair Rios Neto, pelas discussões e sugestões feitas na parte numérica.

. Profa. Dra. Wilma Sonia Hehl de Sylos, pelo - constante incentivo e colaboração prestados no decorrer do desenvolvimento deste trabalho.

. Prof. Dr. Yoshiuti Hukai, pelo importante papel que tem desempenhado na nossa formação.

. Instituto de Energia Atômica, pelo apoio financeiro e material.

. Aos colegas do Centro de Engenharia Nuclear, - pelo apoio e discussões no decorrer do trabalho.

. Srta Neide Jesus de Lima, pelo trabalho de datilografia.

. Pessoal do Centro de Processamento de Dados, - pelas facilidades e atendimento prestados.

A.2

. Sr. Yacoff Sarkovas Filho, pelas facilidades
prestadas na impressão deste trabalho.

RESUMO

Neste trabalho apresenta-se a modelagem dos circuitos primário e secundário de um reator nuclear, refrigerado a gás, de maneira a possibilitar o relacionamento dos parâmetros destes ciclos com o desempenho do gerador de vapor.

Este procedimento permite a otimização do projeto térmico e fluido dinâmico do gerador de vapor, através da maximização da potência líquida da central, aplicando-se a teoria de controle ótimo de sistemas dinâmicos.

Os balanços térmicos dos ciclos primário e secundário são efetuados simultaneamente com os parâmetros de projeto otimizados do gerador de vapor, obtidos através de um processo iterativo.

SUMMARY

The present work is concerned with the modeling of the primary and secondary circuits of a gas cooled nuclear reactor in order to obtain the relation between the parameters of the two cycles and the steam generator performance.

The procedure allows the optimization of the steam generator, through the maximization of the plant net power, and the application of the optimal control theory of dynamic systems.

The heat balances for the primary and secondary circuits are carried out simultaneously with the optimized design parameters of the steam generator, obtained using an iterative technique.

ÍNDICE

| | Pág. |
|--|------|
| 1 - Introdução | |
| 1.1 - Razões do estudo ----- | 1.1 |
| 1.2 - Revisão bibliográfica ----- | 1.3 |
| 1.3 - Objetivo ----- | 1.5 |
| 2 - Descrição do reator | |
| 2.1 - Critérios para definição das condições de contorno do projeto ----- | 2.1 |
| 2.2 - O cerne do reator ----- | 2.2 |
| 2.3 - Características principais do reator ----- | 2.6 |
| 3 - Ciclo primário | |
| 3.1 - Condições de contorno do projeto térmico e fluidodinâmico do cerne do reator ----- | 3.3 |
| 3.1.1 Temperatura máxima no elemento combus- tível ----- | 3.3 |
| 3.1.2 Densidade de potência ----- | 3.3 |
| 3.1.3 Sentido do fluxo do refrigerante e po- sição do circulador ----- | 3.5 |
| 3.2 - Correlações empíricas utilizadas na modela- gem dos ciclos primários ----- | 3.10 |
| 3.2.1 Encamisamento sem aletas ----- | 3.11 |
| 3.2.2 Encamisamento com aletas longitudinais- ----- | 3.12 |
| 3.2.3 Encamisamento com aletas polizonais --- ----- | 3.14 |
| 3.3 - Relação entre perda de carga e coeficiente de transferência de calor no cerne do reator | 3.16 |

| | | |
|-------|--|------|
| 3.3.1 | Variação dos coeficientes de transferência de calor e resistência por atrito com a temperatura ----- | 3.16 |
| 3.3.2 | Curvas de h e Δp em função da velocidade ----- | 3.19 |
| 3.3.3 | Relação entre Δp e h ----- | 3.23 |
| 3.4 | - Perfis de temperatura no cerne do reator -- | 3.23 |
| 3.4.1 | Temperatura do hélio ao longo do canal ----- | 3.25 |
| 3.4.2 | Temperatura do centro do elemento combustível ----- | 3.25 |
| 3.4.3 | Relação entre o coeficiente de transferência de calor e as temperaturas de entrada e saída do hélio do cerne do reator ----- | 3.28 |
| 3.5 | - Potência mecânica no eixo do circulador --- | 3.33 |
| 3.5.1 | Desenvolvimento teórico ----- | 3.33 |
| 3.5.2 | Determinação da potência mecânica do eixo do circulador ----- | 3.36 |
| 3.5.3 | Potência de bombeamento versus temperatura de saída do hélio ----- | 3.38 |
| 4 | - Ciclo secundário | |
| 4.1 | - Cálculo das propriedades do líquido saturado, vapor saturado e superaquecido ----- | 4.1 |
| 4.2 | - Ciclo de vapor dual ----- | 4.3 |
| 4.3 | - Programa do balanço térmico do ciclo de vapor ----- | 4.5 |

| | Pág. |
|--|------|
| 4.3.1 Dados de entrada do programa ----- | 4.5 |
| 4.3.2 Procedimento de cálculo do programa --- | 4.7 |
| 4.3.3 Resultados fornecidos pelo programa --- | 4.12 |
| 4.4 - Análise de alguns resultados obtidos a- través do programa ----- | 4.13 |
| 4.4.1 Rendimento do ciclo de vapor em fun- ção do número de aquecedores ----- | 4.13 |
| 4.4.2 Rendimento do ciclo em função das - condições de entrada do vapor e título de saída da turbina ----- | 4.15 |
| 4.5 - Adaptações efetuadas para aplicação no pro- blema de controle ----- | 4.18 |
| 5 - O problema de controle ótimo de sistemas dinâmicos | |
| 5.1 - Colocação do problema ----- | 5.2 |
| 5.1.1 Características do gerador de vapor --- | 5.2 |
| 5.1.2 Correlações empregadas do gerador de vapor ----- | 5.4 |
| 5.1.3 Otimização ----- | 5.7 |
| 5.2 - Formulação do programa ----- | 5.8 |
| 5.2.1 Definição das variáveis ----- | 5.8 |
| 5.2.2 Fundamentos teóricos ----- | 5.12 |
| 5.2.3 Equacionamento do problema ----- | 5.15 |
| 5.3 - Solução ----- | 5.21 |

| | |
|--|------|
| 6 - Resultados, Comentários e Sugestões | |
| 6.1 - Resultados preliminares ----- | 6.1 |
| 6.2 - Comentários ----- | 6.4 |
| 6.2.1 Passo da integração ----- | 6.4 |
| 6.2.2 Normalização das variáveis ----- | 6.5 |
| 6.2.3 Erro por passo ----- | 6.5 |
| 6.2.4 Critérios para estabelecimento das con- dições iniciais da integração ----- | 6.6 |
| 6.2.5 Variável de controle ----- | 6.7 |
| 6.2.6 Comentários finais ----- | 6.8 |
| 6.3 - Sugestões ----- | 6.9 |
| 6.3.1 Simplificações ----- | 6.9 |
| 6.3.2 Métodos numéricos ----- | 6.10 |
| 6.3.3 Utilização do procedimento ----- | 6.12 |

Referências Bibliográficas

LISTA DAS FIGURAS

| | pag. |
|--|------|
| 1. Introdução | |
| 2. Descrição do reator | |
| 2.1 - Conjunto moderador e combustível ----- | 2.7 |
| 3. Ciclo primário | |
| 3.1 - Tipos de encamisamentos ----- | 3.2 |
| 3.2 - Distribuição da densidade de potência axial gerada no canal central do reator ----- | 3.5 |
| 3.3 - Número de Nusselt versus número de Grashof para alguns valores de Prandtl em convecção natural ----- | 3.8 |
| 3.4 - Encamisamento sem aletas ----- | 3.12 |
| 3.5 - Encamisamento com aletas longitudinais ----- | 3.12 |
| 3.6 - Encamisamento com aletas polizonaais ----- | 3.14 |
| 3.7 - Coeficiente de transferência de calor e perda de carga em função da temperatura.----- | 3.18 |
| 3.8 - Diâmetro equivalente e velocidade do gás em função do diâmetro do canal ----- | 3.20 |
| 3.9 - Coeficiente de transferência de calor e per da de carga em função da velocidade do gás.-- | 3.22 |
| 3.10- Perda de carga em cerne em função do coefi- ciente da transferência de calor ----- | 3.24 |
| 3.11- Perfis de temperatura do gás hélio e do cen tro do elemento combustível ----- | 3.27 |

| | | |
|-------|---|------|
| 3.12- | Densidade de geração de potência no cerne e temperatura do hélio na posição que ocorre a temperatura máxima no combustível em função do coeficiente de transferência de calor ----- | 3.30 |
| 3.13- | Temperatura de saída do hélio do cerne do reator em função do coeficiente de transferência de calor. ----- | 3.32 |
| 3.14- | Fração de potência utilizada para o bombeamento do gás em função da temperatura de saída do gás do cerne do reator. ----- | 3.39 |
| 4. | Ciclo Secundário | |
| 4.1 - | Diagrama de uma central nuclear utilizando o ciclo dual. ----- | 4.4 |
| 4.2 - | Fluxograma dos cálculos do programa de balanço térmico do ciclo de vapor ----- | 4.8 |
| 4.3 - | Rendimento do ciclo de vapor em função do número de aquecedores regenerativos. ----- | 4.14 |
| 4.4 - | Rendimento do ciclo de vapor e título na saída da turbina em função das condições do vapor. ----- | 4.17 |
| 5. | O problema de controle ótimo de sistemas dinâmicos | |
| 5.1 - | Fração de tubos de alta pressão do gerador de vapor em função das vazões em massa por tubo de alta e baixa pressão. ----- | 5.11 |

LF.3

pag.

5.2 - Fluxograma dos cálculos de programa de re-
iteraões utilizado na resolução do sistema -
de equações diferenciais. ----- 5.24

6. Resultados, Comentários e Sugestões.

6.1 - Resultados preliminares. ----- 6.3

LISTA DAS TABELAS

| | pag. |
|--|------|
| 1. Introdução | |
| 1.1. Dados do reator de Hincley Point.----- | 1.3 |
| 2. Descrição do reator | |
| 2.1 - Propriedades do urânio metálico ----- | 2.4 |
| 2.2 - Propriedades dos refrigerantes gasosos.----- | 2.5 |
| 2.3 - Dados gerais do reator.----- | 2.7 |
| 2.4 - Elemento combustível ----- | 2.8 |
| 2.5 - Moderador e refletor.----- | 2.9 |
| 2.6 - Ciclo primário ----- | 2.9 |
| 2.7 - Ciclo secundário ----- | 2.10 |
| 3. Ciclo primário | |
| 3.1 - Densidade de potência axial ----- | 3.4 |
| 3.2 - Parâmetros da convecção natural ----- | 3.7 |
| 3.3 - Coeficiente de transferência de calor e perda de carga em função das propriedades físicas do gás ----- | 3.17 |
| 3.4 - Coeficiente de transferência de calor e perda de carga independentes das proprie- dades físicas do gás.----- | 3.21 |

| | |
|---|------|
| 4. Ciclo secundário | |
| 5. O problema de centro ótimo de sistemas dinâmicos | |
| 5.1 - Principais características do gerador de vapor. ----- | 5.3 |
| 5.2 - Correlações empregadas no gerador de vapor. ----- | 5.5 |
| 5.3 - Resumo do problema ----- | 5.23 |
| 6. Resultados, comentários e sugestões | |
| 6.1 - Resultados preliminares ----- | 6.2 |

ÓTIMIZAÇÃO DO PROJETO DO GERADOR DE VAPOR DE UM REATOR NUCLEAR REFRIGERADO A GÁS

1 - INTRODUÇÃO

1.1 - Razões de estudo

Os reatores refrigerados a água pressurizada - P.W.R. (Pressurized Water Reactor), adotados pelo país no acordo recentemente assinado entre Brasil e Alemanha, primam pela sua segurança, por não serem fontes de poluição radioativa e por ter sua tecnologia completamente dominada, mas pecam principalmente nos itens de rendimento térmico e utilização de urânio enriquecido. Estas limitações dificilmente poderão ser superadas pelo avanço tecnológico, condenando tais reatores a um futuro pouco promissor.

Nesses reatores, refrigerados a água pressuriza-

da, a temperatura no cerne deve ser limitada para se evitar a ebulição do refrigerante e a formação de películas de vapor em torno do combustível que o isolariam termicamente. Este fato impossibilita a obtenção de altas temperaturas. Além disso, sendo a água absorvedora de neutrons, há a necessidade de se utilizar urânio enriquecido como combustível nuclear.

Por sua vez, os reatores refrigerados à gás não sofrem tais tipos de restrições, possibilitando a obtenção de altas temperaturas do fluido refrigerante (alto rendimento térmico) e utilização de urânio natural como combustível devido ao fato do gás ser transparente a neutrons.

Uma vez que as reservas mundiais de urânio combustível são limitadas, há um grande interesse em se projetar reatores regeneradores. Esses, além de produzirem energia térmica, converteriam elementos férteis em elementos físséis a uma taxa maior que o seu próprio consumo. Entretanto, o projeto neutrônico desse tipo de reatores requer baixa absorção parasita de neutrons, o que pode ser conseguido através da utilização de um gás como refrigerante.

O plano brasileiro de desenvolvimento nuclear está basicamente suportado pelo Acordo, que tem por finalidade transferência de tecnologia pela implantação de centrais nucleares importadas. Mas nota-se que é perfeitamente viável um plano paralelo, cujo principal objetivo seria desenvolver um tipo de reator, por exemplo, os reatores refrigerado à gás, adaptável às condições brasileiras e que supriria algu-

mas das desvantagens do refrigerado a água pressurizada.

Postulando-se um programa nacional de desenvolvimento nuclear nesta linha, propos-se este trabalho como uma continuação dos estudos feitos por Baltazar [2] sobre um reator protótipo experimental de potência refrigerado a gás hélio, onde foi dada ênfase ao projeto neutrônico. O que se pretende neste trabalho é fazer uma análise do projeto térmico e fluido dinâmico da central estudando um gerador de vapor que sirva de ligação entre o ciclo primário e o secundário.

1.2 - Revisão Bibliográfica

O modelo do reator estudado apresenta características semelhantes aos do reator tipo Magnox inglês de Hincley Point, cujos dados principais estão expostos na Tab. 1.1. Estes dados são úteis porque permitirão comparações de valores ao longo da pesquisa.

| | |
|-----------------------------|------------------|
| Potência ----- | 950 Mw |
| Refrigerante ----- | CO ₂ |
| Pressão - Temperatura ----- | 12,6 atm - 375°C |
| Ciclo de Vapor ----- | Dual |
| Pressão ----- | 44.2/11.2 atm |
| Temperatura do vapor ----- | 364/350°C |
| Nº de Aquecedores ----- | 2 |
| Rendimento líquido ----- | 28,0 % |

Projeto de trocadores de calor já foi estudado exaustivamente por vários pesquisadores desde a década de 30, culminando com a publicação de "Compact Heat Exchangers" [12] de Kays e London em 1954. Os trabalhos mais recentes estudam casos particulares de trocadores de calor, em aplicações especiais ou em situações especiais.

Em 1972, Szpiczkowski [28] fez estudos comparativos, determinando-se as áreas de trocas de calor, de geradores de vapor diversas concepções para os reatores HTR (High Temperature Reactor) refrigerados a gás hélio.

Konuk em seu trabalho [14] em 1975 fez estudos de um gerador de vapor de um GCFBR (Gas Cooled Fast Breeder Reactor) onde os defletores que guiam o gás hélio refrigerante são vazados. Este procedimento elimina pontos quentes do trocador de calor ocasionado pela má circulação do refrigerante.

Em 1976, Ray e Bowman [21] estudaram o gerador de vapor de reatores refrigerados por gás em transiente, separando este trocador de calor em três subconjuntos: o economizador, evaporador e o superaquecedor.

No presente trabalho propõe-se apresentar um procedimento para determinação dos valores ótimos dos parâmetros do gerador de vapor do reator protótipo experimental, através de análises quantitativas, formulando o problema de otimização do trocador de calor com a mesma metodologia usada em controle ótimo de sistemas dinâmicos.

O avanço tecnológico no campo computacional possibilitou que a teoria de controle ótimo de sistemas dinâmicos fosse aplicada à resolução de problemas de otimização em todos os campos da engenharia.

Na área nuclear, tem-se feito alguns trabalhos - envolvendo otimização do projeto do cerne do reator tais como, minimização da massa crítica - Goldshimidt [9] e maximização da Potência - Santos e Cintra [23], e envolvendo controle de reatores como minimização do tempo morto - Roberts e Smith [22].

Em transferência de calor não foi encontrada referência bibliográfica que apresentasse aplicações da teoria de controle em problemas de projeto de geradores de vapor.

1.3 - Objetivo

O objetivo deste trabalho é apresentar uma metodologia para obtenção dos valores dos parâmetros do gerador de vapor que maximizem o rendimento térmico líquido de uma central nuclear de geração de potência mecânica. A formulação do problema através da teoria de controle ótimo, possibilita a introdução da influência do ciclo primário e secundário na determinação dos valores otimizados daqueles parâmetros. O rendimento térmico líquido é definido como o quociente da diferença entre a potência de eixo da turbina e da potência consumida pelo circulador de gás pela potência térmica do reator. Procura-se então parâmetros que possibilitem maior

rendimento térmico do ciclo de vapor sujeito a um menor consumo de energia no bombeamento do gás refrigerante.

A central nuclear a ser analisada destina-se à geração de potência elétrica, mas o procedimento com algumas modificações, poderá ser adaptado para a solução de problemas similares tais como, geradores de vapor de centrais term-elétricas, reatores de alta temperatura com extrações de vapor para processos industriais, reatores para propulsão.

2. DESCRIÇÃO DO REATOR

Neste capítulo são expostos de maneira resumida, as principais características e uma breve justificação do reator protótipo experimental de potência.

2.1 - Critérios para definição das condições de contorno do projeto.

Como já foi exposto no capítulo anterior, o projeto deste reator visa principalmente o desenvolvimento da tecnologia nuclear nacional e dentro deste propósito pode-se estabelecer alguns critérios que facilitem a decisão da escolha entre as diversas concepções possíveis. Os principais - critérios são:

- a) participação nacional no projeto e na construção deverá ser a maior possível
- b) o desenvolvimento do projeto, utilizando recursos técnicos e humanos já disponíveis no país, deverá promover a atualização e ampliação destes recursos, permitindo o do

- mínio de uma tecnologia avançada e estratégica para o desenvolvimento e para a soberania nacional
- c) no desenvolvimento do projeto serão utilizados consultores estrangeiros que promoverão a real transferência de tecnologia no setor
 - d) o projeto deve estar dentro da capacidade industrial brasileira no futuro próximo, através de um programa de desenvolvimento de fornecedores de componentes e subconjuntos.
 - e) o protótipo do reator deve apresentar características de operação que satisfaçam os requisitos necessários aos futuros reatores a serem construídos no Brasil.
 - f) o reator deve servir para treinamento de pessoal no desenvolvimento do projeto e durante sua execução.

2.2 - O cerne do reator

No projeto neutrônico do cerne do reator, o principal vínculo imposto pelos critérios apresentados no item anterior é a utilização de urânio natural como combustível. Este procedimento elimina o processo de enriquecimento do ciclo de combustível que envolve tecnologia muito sofisticada, fora do alcance da capacidade de recursos técnicos e humanos brasileiros.

O combustível para este reator experimental poderá ser produzido no próprio Instituto de Energia Atômica com a interação entre o Centro de Engenharia Química CEQ e o Centro de Metalurgia Nuclear CMN. O CEQ possui uma usina piloto de purificação de urânio capaz de produzir até 40 toneladas anuais de urânio com grau de pureza nuclear na forma -

de diuranato de amônio $(\text{NH}_4)_2\text{U}_2\text{O}_7$. A CMN pode transformar este sal em elementos de combustível na forma metálica ou óxido (UO_2).

A densidade atômica do urânio metálico é maior que a do UO_2 permitindo que se atinja com maior facilidade o nível de reatividade suficiente, sem necessidade de enriquecimento.

Este é o fator decisivo na escolha da forma metálica embora apresente uma grande desvantagem do ponto de vista térmico em relação ao UO_2 cerâmico que suporta temperaturas de até $2\,700^\circ\text{C}$; a forma metálica apresenta uma mudança de fase a 662°C com grande expansão de volume, Tab. 2.1, o que limita a temperatura máxima admissível no combustível em torno dos 580°C .

Com o objetivo de projetar um reator protótipo - de reatores futuros com possibilidade de se obter altas temperaturas que proporcionarão ótimo rendimento térmico e possibilidade de aplicação em processos termo-químicos diretos como gaseificação do carvão e obtenção de hidrogênio, o refrigerante escolhido foi o gás hélio.

A utilização de água foi abandonada por causa da impossibilidade de obtenção de altas temperaturas como já foi dito anteriormente. Entre os fluidos gasosos há a opção entre o hélio e o dióxido de carbono CO_2 , Tab. 2.2, que são gases baratos, não inflamáveis, não tóxicos, transparentes a neutrons, possuem grande estabilidade à radiação e são viáveis em grandes quantidades. O CO_2 apresenta a desvantagem -

de reagir com a grafita moderadora sob condições de irradiação e de possuir propriedades de transferência de calor piores que as do hélio.

| Tab. 2.1 Propriedades do urânio metálico | | |
|--|----------------|--------------------------------|
| Densidade | | 19,04g/cm ³ |
| Ponto de fusão | | 1129°C |
| Calor específico | 200°C | 0,031 cal/g°C |
| | 400°C | 0,037 cal/g°C |
| | 600°C | 0,045 cal/g°C |
| Condutibilidade térmica | 400°C | 0,073 cal/cm s°C |
| | 600°C | 0,080 cal/cm s°C |
| Transformações de fase do urânio | | |
| Mudança de fase | Temperatura °C | Calor latente de transformação |
| $\alpha \rightarrow \beta$ | 662°C | 2,85 cal/g |
| $\beta \rightarrow \gamma$ | 769°C | 4,8 cal/g |
| $\gamma + \text{líquido}$ | 1129°C | 19,7 cal/g |

| Tab. 2.2 Propriedades dos refrigerantes gasosos | | |
|---|-------------------------|-------------------------|
| | He | CO ₂ |
| | P = 20 atm | P = 13,6 atm |
| | t = 300°C | t = 316°C |
| β - coeficiente de expansão térmica (°C ⁻¹) | 2,1 x 10 ³ | 2,2 x 10 ⁻³ |
| γ - peso específico (kg/m ³) | 1,67 | 12,45 |
| μ - viscosidade dinâmica (kg s/m ²) | 3,11 x 10 ⁻⁶ | 2,67 x 10 ⁻⁶ |
| K - condutibilidade térmica (kcal/m m°C) | 0,21 | 0,031 |

A utilização de urânio natural reduz as possibilidades de escolha do moderador. Em termos práticos, somente a água pesada e a grafita podem ser escolhidos porque possuem secções de choque de absorção de neutrons suficientemente baixas para permitir o projeto neutrônico do reator. A utilização da água pesada foi abandonada pois este moderador apresenta as mesmas desvantagens da água como refrigerante.

Então, a grafita foi escolhida como moderador, e poderá ser fabricada tomando as necessárias precauções quanto a sua pureza, pela companhia "White Martins S.A." que fornece eletrodos deste material para a indústria metalúrgica. Pode-se também desenvolver, em curto prazo, tecnologia de produção de grafita nuclear a partir da grafita natural de Itapeçerica, Minas Gerais que possui baixo teor de boro, principal veneno neutrônico.

O vaso de pressão deverá ser de concreto proten-

dido, devido ao volume muito grande do cerne. A opção de se fazer vaso de aço foi rejeitada devido a necessidade de utilizar grossas chapas por causa da pressão e volume, envolvendo tecnologia demasiadamente sofisticada para a execução do processo de soldagem. Os vasos de concreto protendido possuem grande potencial futuro devido à facilidade de fabricação, utilização de tecnologia de engenharia civil de grandes edifícios, possibilidade de construir elementos de grande porte e principalmente devido aos aspectos de segurança.

2.3 - Características principais do reator

Fixou-se em 30 MW a potência elétrica da central como primeira estimativa para este projeto preliminar, dado a possibilidade de fabricação de turbinas deste porte em futuro próximo no Brasil. A potência térmica então deverá ser da ordem de 110 MW.

Escolheu-se a geometria cilíndrica quadrada para o cerne devido a facilidade dos cálculos neutrônicos conseguidos pela simetria. Esta geometria não é a melhor do ponto de vista neutrônico nem termohidráulico, mas os desvios - devido a esta diferença da forma ótima são desprezíveis. [17] A densidade de potência homogênea desse tipo de reator é da ordem de $0,5 \text{ W/cm}^3$; então o cerne do reator medirá cerca de 6,5 m de altura e diâmetro.

O cerne é constituído de blocos em forma de prismas hexagonais de grafita moderadora, com um furo central a-

xial, onde são colocados os elementos de combustível e hélio por onde flui o refrigerante, conforme figura abaixo.

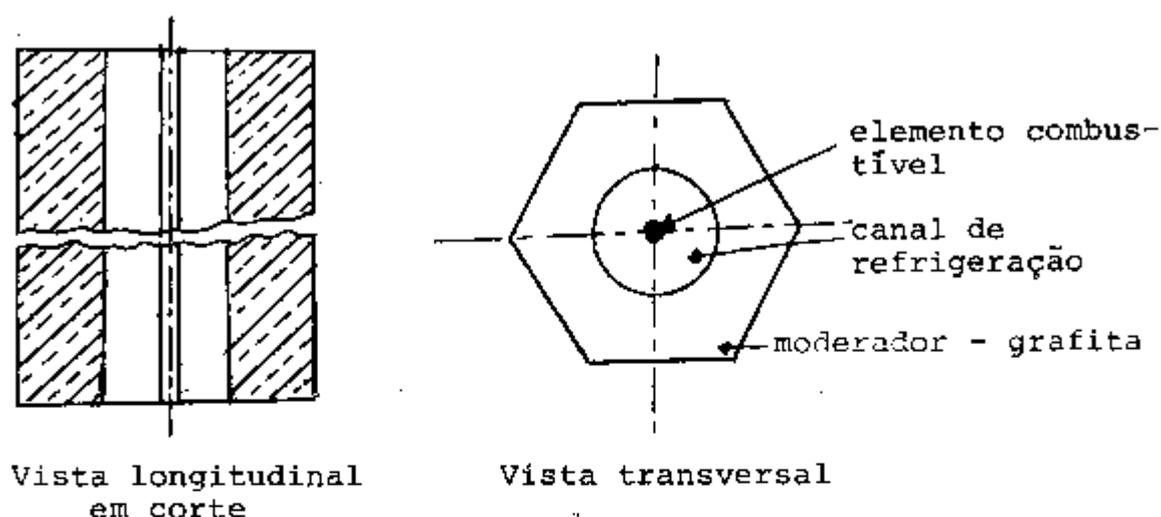


Fig. 2.1 : Conjunto moderador e combustível

A Tab. 2.3 mostra os dados gerais do reator protótipo experimental de potência na concepção adotada

| Tab. 2.3 Dados Gerais do reator | |
|-----------------------------------|------------------------------|
| Tipo ----- | Gás, Grafita, Urânio Natural |
| Propósito ----- | Protótipo experimental |
| Potência térmica ----- | 110 MW |
| Configuração do cerne ----- | cilíndrica |
| Diâmetro do cerne ----- | 6,5 m |
| Altura do cerne ----- | 6,5 m |
| Massa total de combustível ----- | 53,3 ton. |
| Densidade de média de potência -- | 0,5 W/cm ³ |
| Número de canais de refrigeração- | 1023 |
| Vaso de pressão ----- | concreto protendido |

O combustível é encamisado em Magnox A-12, liga metálica de magnésio com alumínio e berílio. Esta liga, além de ser fraca absorvedora de neutrons, possui boa condutibilidade térmica, é de baixo custo e permite a fácil fabricação de encamisamentos com aletas. Os principais dados dos elementos combustíveis estão mostrados na Tab. 2.4.

| Tab. 2.4 Elemento combustível | |
|---|-------------------------|
| Tipo ----- | Urânio natural metálico |
| Forma ----- | Barras cilíndricas |
| Diâmetro ----- | 2,54 cm |
| Comprimento ----- | 40,63 cm |
| Número de elementos sobrepostos por canal - 16 | |
| Nº total de elementos - 16 368 | |
| Temperatura máxima Admissível ----- 580°C | |
| Encamisamento ----- Magnox | |
| Espessura do encamizamento ----- 0,17 cm | |

A Tab. 2.5 mostra os dados principais do moderador e do refletor escolhidos.

Tab. 2.5 Moderador e refletor

| | |
|--|---------------------------------|
| Material ----- | Grafita |
| Formato dos blocos ----- | Prisma hexagonal |
| Canal de refrigeração --- | Um furo axial central por bloco |
| Altura do bloco ----- | 81,26 cm |
| Distância entre faces paralelas ----- | 21,34 cm |
| Espessura do refletor --- | 100 cm |

As Tabs. 2.6 e 2.7 apresenta os dados principais do ciclo primário e secundário respectivamente adotados no reator protótipo.

Tab. 2.6 Ciclo primário

| | |
|--|-----------------------------------|
| Refrigerante ----- | Hélio |
| Direção do fluxo do hélio no caroço ----- | de baixo para cima |
| Pressão de trabalho --- | 20 atm |
| Tipo de circulador ----- | Turbina acionada por eletricidade |
| Eficiência do circulador- | 80 % |

Tab. 2.7 Ciclo Secundário

| | |
|---|---------------------------------|
| Ciclo de vapor tipo ----- | Dual |
| Rendimento da turbina ----- | 80 % |
| Título mínimo admissível na saída da turbina ----- | 87 % |
| Pressão no condensador ----- | 0,5 psia |
| Nº de aquecedores regenerativos ----- | 2 |
| Tipo de aquecedores ----- | Trocador de calor de superfície |
| Diferença terminal de temp. nos aquecedores ----- | 6°C |
| Perdas nas tubulações: | |
| Temperatura ----- | 6 a 9°C |
| Pressão ----- | 15 a 20 psia. |

OBS.: Os parâmetros do ciclo de vapor considerados são similares aos do reator Magnox inglês de Hincley Point. Isto permitirá uma futura comparação do desempenho entre as duas centrais.

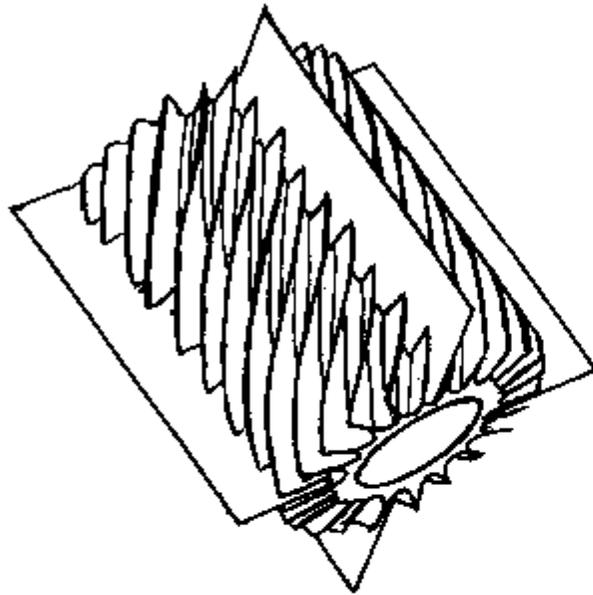
3. CICLO PRIMÁRIO

Este capítulo é focalizado no estabelecimento das relações entre os parâmetros do ciclo primário e do gerador de vapor. O projeto térmico e fluido dinâmico está diretamente ligado ao desempenho do gerador que estabelece vínculos nas condições de contorno do fluido refrigerante.

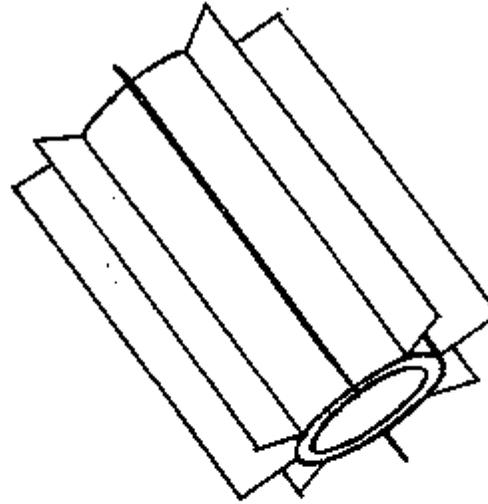
Sendo o refrigerante gasoso, o projeto térmico torna-se bastante crítico devido ao baixo coeficiente de transferência de calor inerente a fluidos nesta fase. A potência de bombeamento também deverá ser bastante significativa decorrente da baixa densidade dos gases.

Torna-se então muito importante o tipo de encamisamento do elemento de combustível. A tendência é de utilizar encamisamentos com aletas de geometria bastante sofisticada com a finalidade de aumentar a taxa de transferência de calor sem um aumento significativo na perda de carga do escoamento do gás refrigerante.

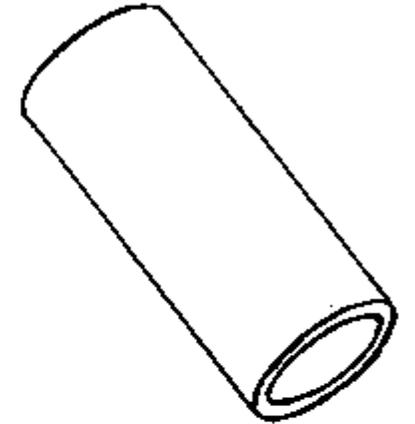
Para uma análise geral do problema, foram então estudados três tipos de encamisamentos: sem aletas, com aletas longitudinais e com aletas poligonais, que são apresentadas na Fig. 3.1.



aletas poligonais



aletas longitudinais



sem aletas

Fig. 3.1 Tipos de encamisamentos

3.1 - Condições de contorno do projeto térmico fluido dinâmico do cerne do reator.

Para montagens das equações do balanço térmico no ciclo primário e perdas de carga no escoamento, do gás refrigerante, foram consideradas as seguintes condições de contorno:

3.1.1 - Temperatura máxima no elemento combustível

O combustível nuclear é urânio natural na forma metálica que sofre mudança de fase a 662°C com grande expansão de volume. Por motivos de segurança, estabeleceu-se a temperatura máxima admissível em 580°C . Esta faixa de segurança leva em conta principalmente as flutuações no nível de geração de calor devido ao processo aleatório no espaço e no tempo em que ocorrem as fissões nucleares.

Nota-se que esta temperatura limite influi diretamente no desempenho da central pois é através deste dado e da geração de calor que se determina a temperatura de saída do refrigerante do cerne e conseqüentemente a temperatura do vapor. Se estudos futuros permitirem elevar esta temperatura, o rendimento líquido da central será melhorado.

3.1.2 - Densidade de Potência

A distribuição da densidade de potência axial foi obtida utilizando-se as secções de choque geradas pelo programa CITHAM no CITATION, /2/.

A diferença de temperatura entre o elemento combustível e o fluido refrigerante é diretamente proporcional ao fluxo de calor gerado, que atinge o valor máximo na região central do reator. Assim sendo, a temperatura máxima no combustível, que é um vínculo de projeto, ocorre nesta região, justificando os seguintes procedimentos:-

- A escolha do canal central de refrigeração para o estudo do projeto térmico e fluido dinâmico, do cerne do reator.
- O achatamento do fluxo de neutrons, diminuindo se o calor gerado nesta região, consequentemente aumentando a temperatura de saída do refrigerante.

Pelos cálculos efetuados pelo programa CITATION para este reator, considerando-se o achatamento do fluxo de neutrons, a distribuição mais crítica ocorre no primeiro ciclo de queima, apresentado na Tab. 3.1 e Fig. 3.2.

| Tabela 3.1 Densidade de potência axial | | | | | | | | | |
|--|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| Z (cm) | 0 | 41 | 81 | 122 | 163 | 203 | 244 | 284 | 325 |
| q''' (W/cm ³) | 0,32 | 0,40 | 0,55 | 0,70 | 0,83 | 0,95 | 1,04 | 1,11 | 1,14 |

Z - posição ao longo do canal (Tabela até o centro devido a simetria).

Nos períodos subsequentes, a geração de calor torna-se bem mais achatada, justificando novo projeto térmico e

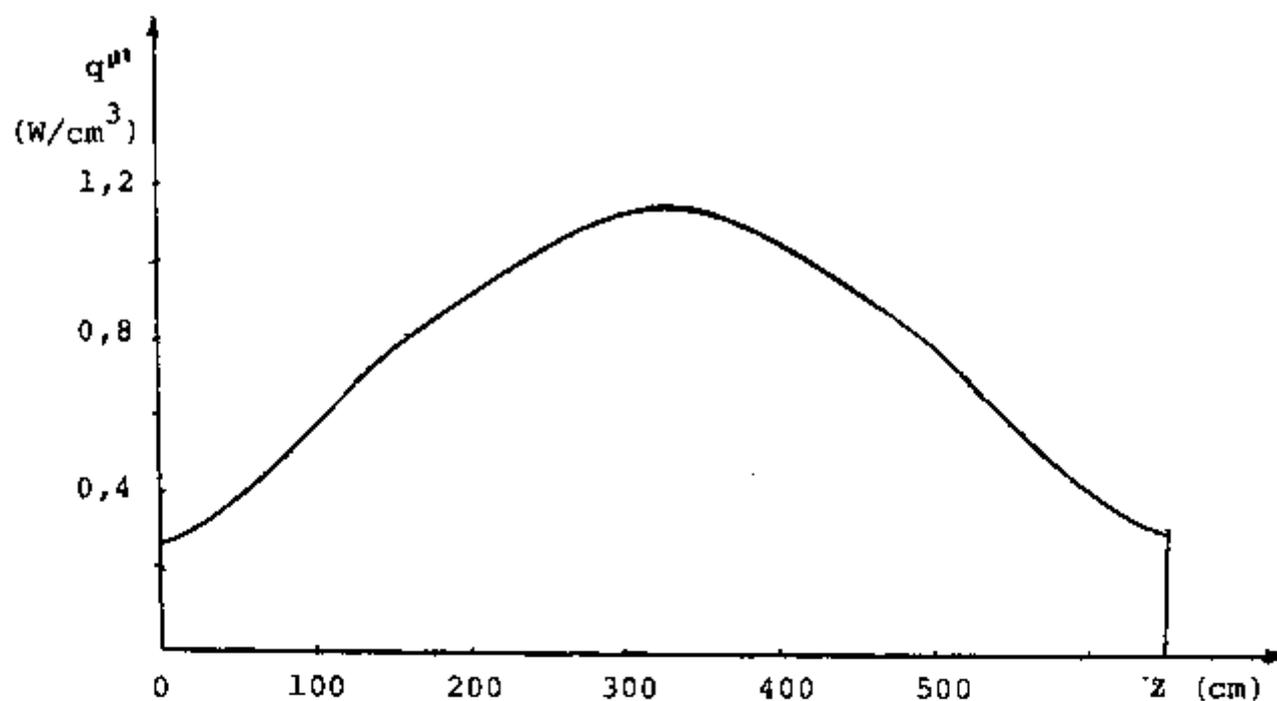


Fig. 3.2 Distribuição de densidade de potência axial gerada no canal central do reator.

fluidodinâmico pelo possível aumento da eficiência da central.

3.1.3. Sentido do fluxo do refrigerante e posição do circulador.

Torna-se importante estabelecer o sentido do fluxo do refrigerante no cerne do reator e a posição do circulador num projeto preliminar pois são decisões que influem no projeto do vaso de pressão.

O critério decisivo na escolha do sentido fluxo é a capacidade do refrigerante retirar o calor gerado pelo -

decaimento dos produtos de fissão após o desligamento do reator por convecção natural, que requer o escoamento do refrigerante de baixo para cima no cerne do reator.

A necessidade da convecção forçada sofisticou o circuito primário da central nuclear com a necessidade do fornecimento de energia ao circulador por uma fonte externa.

O cerne do reator de Hincley Point é refrigerado por CO_2 a 12,5 atm e o escoamento se dá de baixo para cima, retirando o calor gerado após o desligamento por convecção natural.

Para certificar, se o mesmo fenômeno de transferência de calor pode ser utilizado no reator protótipo experimental, refrigerado a hélio a 20 atm, foi feito um estudo comparativo entre os dois refrigerantes nas respectivas condições, em termos de retirada de calor por convecção natural. O procedimento baseou-se nos cálculos dos números de Grashof e Rayleigh, e na utilização das curvas da Fig. 3.3, retirada da ref. /26/.

Os valores dos nºs adimensionais calculados e os coeficientes de transferência de calor obtidos estão na Tab. 3.2.

| Tab. 3.2 Parâmetros da convecção natural | | |
|--|-----------------------|-----------------------|
| | He | CO ₂ |
| Gr | $1,33 \times 10^{11}$ | $1,05 \times 10^{13}$ |
| Ra | $9,34 \times 10^{10}$ | $8,28 \times 10^{12}$ |
| Pr | 0,70 | 0,79 |
| Nu | 57,0 | 2,400 |
| h | 19,9 | 12,4 |

- Gr - número de Grashof
 Ra - número de Rayleigh
 Pr - número de Prandtl
 Nu - número de Nusselt
 h - coeficiente de transferência de calor em $\text{kcal/hrm}^2 \text{ } ^\circ\text{C}$.

O número de Grashof é o parâmetro que relaciona as forças de empuxo com as de origem viscosa no escoamento natural, sendo maior no caso da CO₂, que apresenta viscosidade menor e o coeficiente de expansão térmica praticamente igual às do hélio.

O número de Rayleigh, produto do Grashof com Prandtl, é uma medida da turbulência do escoamento natural, que sendo maior que 10^8 é considerado regime turbulento, caso contrário, regime laminar. Nos casos considerados, os escoamentos se dão em regime turbulento, sendo que com o CO₂

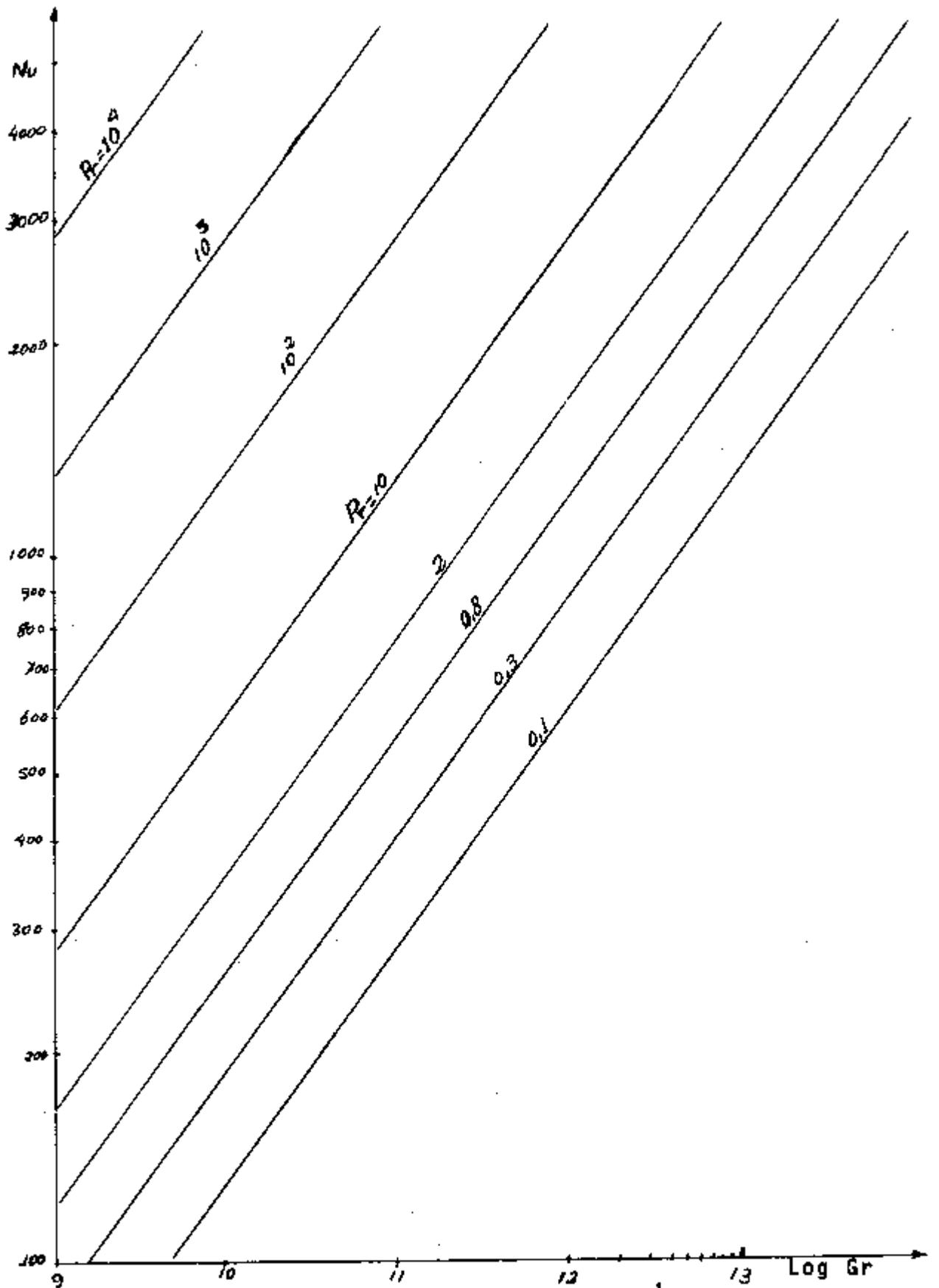


Fig. 3.3 Nu em função de Gr para alguns valores de Pr em convecção natural

essa turbulência é maior, ocasionando um número de Nusselt maior, mas devido a pior condutibilidade térmica deste gás, o coeficiente de transferência de calor neste caso é menor.

Sendo as características de geração e troca de calor do reator proposto com refrigeração à gás hélio muito semelhantes às aquelas do reator de Hincley Point, o fenômeno de convecção natural pode ser utilizado no presente caso, eliminando-se a necessidade da utilização de convecção forçada.

O circulador pode ser colocado em uma das duas posições possíveis: na saída do refrigerante do cerne, bombeando gás quente ou na entrada, bombeando gás frio. A potência de bombeamento é proporcional à temperatura do gás, portanto em termos de consumo de energia pelo circulador é preferível a segunda opção.

Entretanto, no processo de bombeamento, há um aumento na temperatura do gás ocasionado pelo trabalho executado pelo circulador. Este aumento de temperatura, colocando-se o circulador bombeando o gás quente, poderia ocasionar um aumento na eficiência do ciclo de vapor compensando com vantagem o maior consumo de energia pelo circulador nesta posição.

Mas o motivo decisivo na escolha da posição do circulador é ditada pelos problemas de corrosão, tensões térmicas e manutenção que as altas temperaturas ocasionariam. Decidiu-se então que o circulador bombeará o gás -

frio ficando então na parte inferior do vaso de pressão.

3.2 - Correlações empíricas utilizadas na modelagem do ciclo primário.

Para fazer uma análise da eficiência da remoção de calor de alguns tipos de aletas do encamisamento foram considerados três diferentes casos: o encamisamento liso, encamisamento com aletas longitudinais e com aletas polizo-nais.

As correlações de transferência de calor são em geral expressas em termos de números adimensionais tais como Nusselts, Reynolds, Prandtl e Stanton representados por Nu, Re, Pr e St respectivamente.

Na mecânica dos fluidos, a perda de carga é usualmente expressa em termos do coeficiente de resistência por atrito f definido por:

$$\Delta P = f \frac{L}{D} \frac{\rho V^2}{2gc} \quad (3.1)$$

onde:

ΔP - queda de pressão (atm)

L - comprimento do canal (m)

D - diâmetro do canal (m)

ρ - massa específica do fluido (kg/m^3)

V - velocidade (m/seg)

gc - fator de conversão ($1,313 \times 10^{12} \text{ kg/atm m} \cdot \text{hr}^2$)

Em canais cujas secções transversais não são circulares, utilizam-se as mesmas correlações empregando-se o conceito de diâmetro equivalente De definido por:

$$De = 4 \frac{Ac}{P} \quad \text{onde} \quad (3.2)$$

Ac - área da secção transversal do canal

P - perímetro molhado da secção

3.2.1 - Encamisamento sem aletas

Com a finalidade de fazer um estudo comparativo das vantagens dos encamisamentos aletados, foi considerado também o encamisamento sem aletas. Neste caso foram utilizadas as seguintes correlações: Ref. [6].

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,4} \quad (\text{Eq. de Dittus Boelter})(3.3)$$

$$f = 0,046 Re^{-0,2} \quad (3.4)$$

O diâmetro equivalente pode ser obtido aplicando-se a definição (Fig. 3.4):

$$De = 4 \frac{\frac{\pi}{4} (D^2 - d^2)}{\pi (D + d)} = D - d \quad (3.5)$$

onde:

D - diâmetro do canal

d - diâmetro do elemento combustível

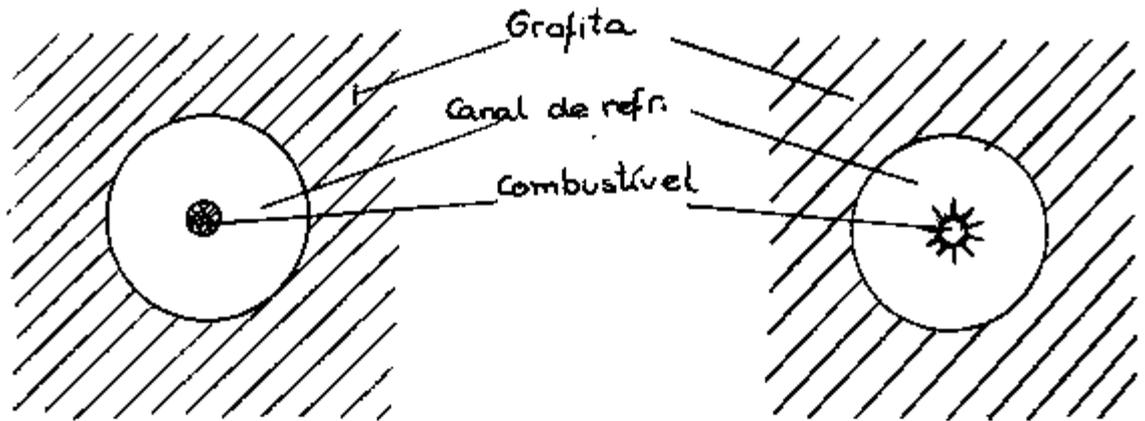


Fig. 3.4 Encamisamento sem aletas

Fig. 3.5 Encamisamento com aletas longitudinais

Das equações 3.1, 3.3 e 3.4 obtêm-se as expressões do coeficiente de transferência de calor h e da perda de carga ΔP em função das propriedades do gás refrigerante:

$$h = 0,023 \cdot De^{-0,2} (v \cdot \rho)^{0,8} \left(\frac{C_p}{\mu}\right)^{0,4} k^{0,6} \quad (3.6)$$

$$P = 0,092 De^{-1,2} v^{1,8} \rho^{0,8} \mu^{0,2} L \quad (3.7)$$

onde:

C_p - calor específico a pressão constante (J/kg⁰C)

μ - viscosidade dinâmica (kg/s m²)

k - condutibilidade térmica do gás (W/m⁰C).

3.2.2 - Encamisamento com aletas longitudinais

Para representar a classe intermediária de encamisamentos em termos de eficiência de troca de calor e sofisticação da geometria, foi considerado o encamisamento com aletas longitudinais, cujas correlações empíricas de transfe

rência de calor e perdas de carga são facilmente encontradas na literatura. Para este estudo, foram consideradas as correlações dadas por HALL, /10/, que são as seguintes:

$$Nu = 0,04 Re^{0,8} Pr \exp(-0,055 n) \quad (3.8)$$

$$f = 0,083 Re^{-0,2} \exp(-0,026 n) \quad (3.9)$$

onde n é o número de aletas.

As expressões acima referem-se a aletas com temperatura constante e igual à temperatura do encamisamento, e portanto independente da altura da mesma. Assim sendo, valores mais reais serão obtidos para aletas pequenas, onde a queda de temperatura é desprezível. Baseando-se nesta linha de considerações, foram fixados:

$$n = 10$$

$$h_a = 1,0 \text{ cm} \quad \text{onde} \quad h_a - \text{altura da aleta}$$

Desta forma, o diâmetro equivalente é calculado por:

$$De = 4 \frac{\pi/4 (D^2 - d^2)}{\pi(D + d) + 0,2}$$

desprezando-se a área transversal das aletas, simplificando-se resulta:

$$De = \frac{D^2 - d^2}{D + d + 6,37 \cdot 10^{-2}} \text{ m} \quad (3.10)$$

Das equações 3.1, 3.8 e 3.9 obtêm-se as seguintes expressões para h e ΔP :

$$h = 0,0231 De^{-0,2} (v \cdot \rho)^{0,8} \mu^{0,2} c_p \quad (3.11)$$

$$\Delta P = 0,512 \times De^{-1,8} \rho^{0,8} \mu^{0,2} \quad (3.12)$$

3.2.3 - Encamisamento com aletas polizonais.

Este tipo de encamisamento é o de concepção mais sofisticada, idealizado no sentido de se obter melhor eficiência na retirada de calor. É constituído por aletas helicoidais, cujos canais são interceptados por quatro aletas - longitudinais igualmente espaçadas /29/.

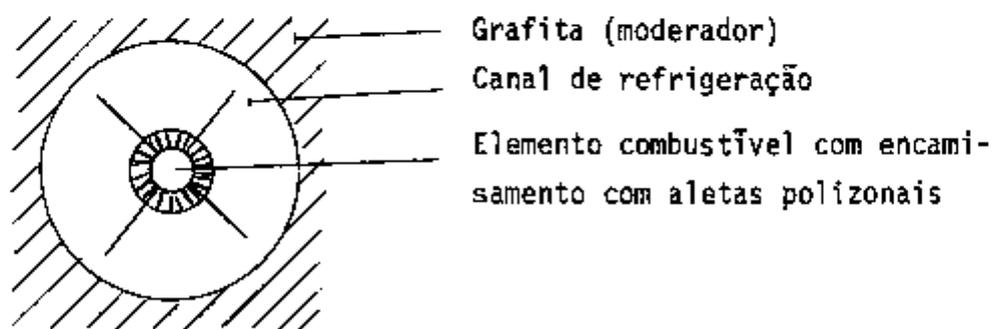


Fig. 3.6 Encamisamento com aletas polizonais

As aletas longitudinais servem para forçar a troca do gás quente por gás mais frio nos canais formados pelas aletas helicoidais. O número de entradas destes canais, entre 30 e 48, e o comprimento do passo da hélice, de 30 a

100 cm, são parâmetros que determinam as correlações a serem utilizadas. Para este trabalho, adotou-se os valores típicos utilizados em reatores nucleares que são:

Número de entradas: $N = 30$

Passo da hélice: $L_p = 45,7$ cm

As correlações, na forma geral, são as seguintes:

$$St = 10^{-5} \left[\frac{8800}{N} + \frac{6350}{L_p} - 44 \right] \left(\frac{Re \cdot k}{k_m} \right)^{-0,34 - 0,0025(L_p - 55,9)} \quad (3.13)$$

$$f = Re^{-0,137} \left(\frac{43,9}{L_p \cdot N} + 0,0126 \right) \quad (3.14)$$

onde:

k - condutibilidade do gás

k_m - condutibilidade do encamisamento

Para $h_a = 1$ cm, o diâmetro equivalente é dado por:

$$De = \frac{(D^2 - d^2)}{D + d + 0,191} \text{ m} \quad (3.15)$$

Das equações 3.13 e 3.14 obtém-se as expressões para h e Δp :

$$h = 0,0108 \times De^{-0,37} \cdot c_p (v_p)^{0,63} \cdot \mu^{0,37} \left(\frac{k}{k_m} \right)^{-0,37} \quad (3.16)$$

$$\Delta P = 0,089 \times D_e^{-1,137} \rho^{0,863} \nu^{1,863} \mu^{0,137} \times L \quad (3.17)$$

3.3 - Relação entre perda de carga e coeficiente de transferência de calor no cerne do reator.

As expressões de h e Δp obtidas a partir das correlações empíricas são funções crescentes da velocidade. Neste capítulo é desenvolvida uma relação entre ΔP e h , eliminando-se a velocidade que é uma variável comum nas duas equações.

3.3.1 - Variação dos coeficientes de transferência de calor e resistência por atrito com a temperatura.

As expressões de Δp e h são dependentes das propriedades físicas do gás, que variam com a temperatura. Desejando-se simplificar tais expressões para obter relações independentes da temperatura, considerou-se propriedades físicas do gás a uma dada temperatura de referência. Para avaliar o erro introduzido por este procedimento, estudou-se então a variação de h e Δp com a temperatura para um caso típico em que o diâmetro do canal é de 10 cm e o ganho de temperatura ao longo do canal de 200°C. Tendo a geração de calor no canal, obtêm-se a vazão em massa que é dada por:

$$\dot{m} = q/C_p \Delta t \quad \text{substituindo os valores}$$

$$\dot{m} = 0,174 \text{ kg/seg.}$$

onde q é o calor total gerado no canal.

Dessa vazão em massa, obtém-se a velocidade do gás:

$$v = \frac{\dot{m}}{A\rho} = \frac{18}{\rho} \text{ m/seg, onde } A \text{ é uma transversal do canal.}$$

Substituindo-se este valor nas correlações empregadas, obteve-se as expressões da tabela 3.3.

| Tab. 3.3 h e Δp em função das propriedades físicas do gás. | | |
|--|--------------------------------|-------------------------------------|
| encamisamento | h | ΔP |
| liso | $12 \times \mu^{-0,4} k^{0,6}$ | $2,385 \times \mu^{0,2}/\rho$ |
| longitudinal | $2210 \mu^{0,2}$ | $1,08 \times 10^4 \mu^{0,2}/\rho$ |
| polizonal | $8400 \mu^{0,37} k^{0,37}$ | $7,95 \times 10^3 \mu^{0,135}/\rho$ |

Substituindo os valores das propriedades físicas, da Ref. /30/, nas expressões acima obteve-se os pontos para as curvas h e Δp em função da temperatura Fig. 3.7.

A fraca dependência de h e Δp com a temperatura, indica que o erro introduzido ao problema, ao adotar uma temperatura fixa para avaliar as propriedades físicas - que intervem no valor dos coeficientes de transferência de calor e de resistência ao atrito, é desprezível. Além disto deve-se observar a incerteza inerente às correlações empíricas utilizadas.

A equação de transferência de calor que determi

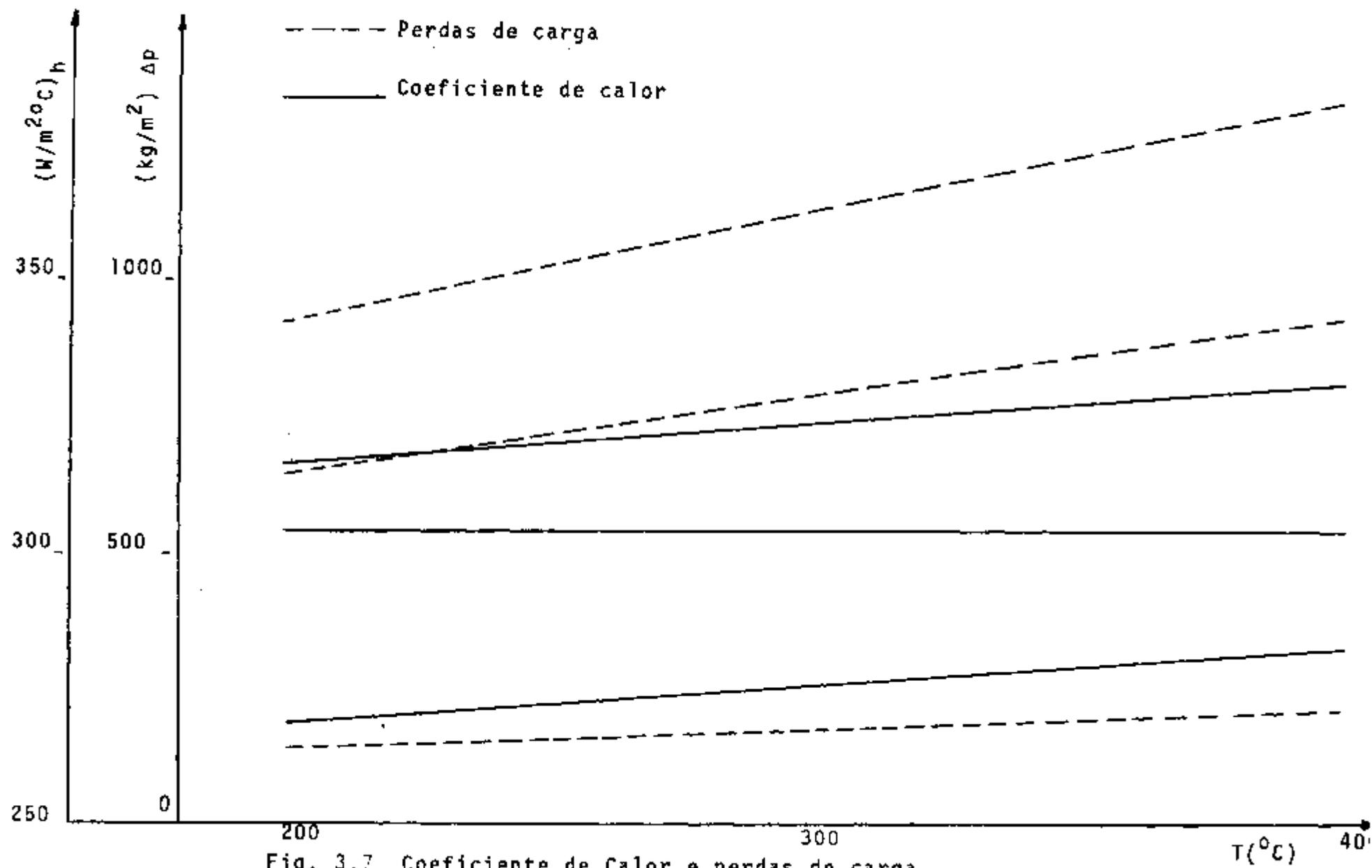


Fig. 3.7 Coeficiente de Calor e perdas de carga em função de temperatura.

na as condições do projeto térmico do cerne é aquela aplicada na região onde ocorre a temperatura máxima no centro do elemento de combustível, que segundo El Wakil [6], ocorre próximo do centro do reator, um pouco deslocado para cima. Baseando-se nas temperaturas de trabalho dos reatores Magnox existentes, e nas considerações acima, fixou-se a temperatura de referência em 300°C para determinar as expressões de h e Δp em função do diâmetro equivalente e da velocidade do gás.

3.3.2 - Curvas de h e Δp em função da velocidade

Para a determinação da temperatura de referência, fixou-se o diâmetro do canal em 10 cm.

Conhecendo-se a geração do calor no canal, existe uma relação entre o diâmetro do canal e a velocidade para um dado ganho de temperatura do refrigerante. Como o ganho de temperatura é um parâmetro que depende do desempenho do gerador de vapor, fez-se um estudo para tres valores possíveis: 150, 200 e 250°C .

Para cada ganho de temperatura traça-se curvas do diâmetro equivalente e da velocidade em função do diâmetro externo do canal. (Fig. 3.8)

Substituindo-se os valores das propriedades do hélio a 300°C nas Equações da Tabela 3.3 obteve-se as seguintes equações:

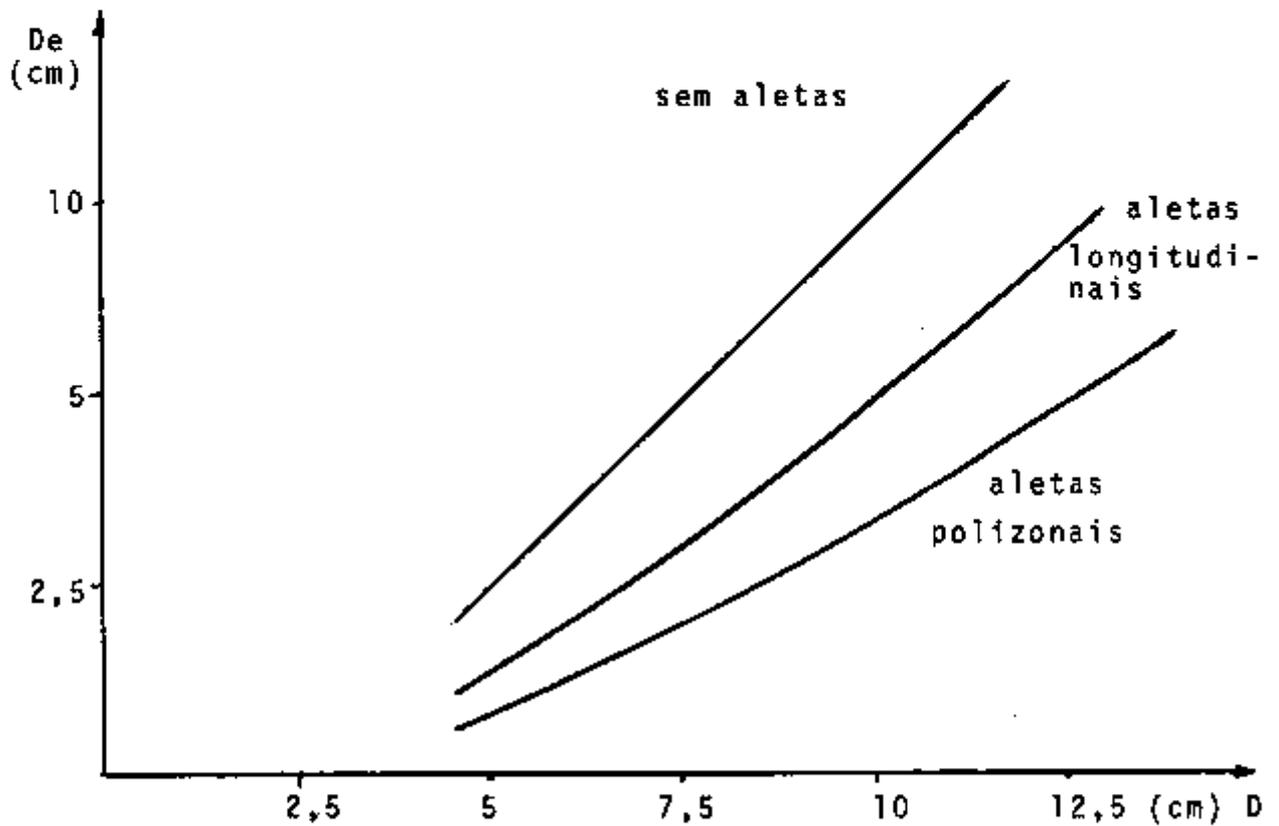
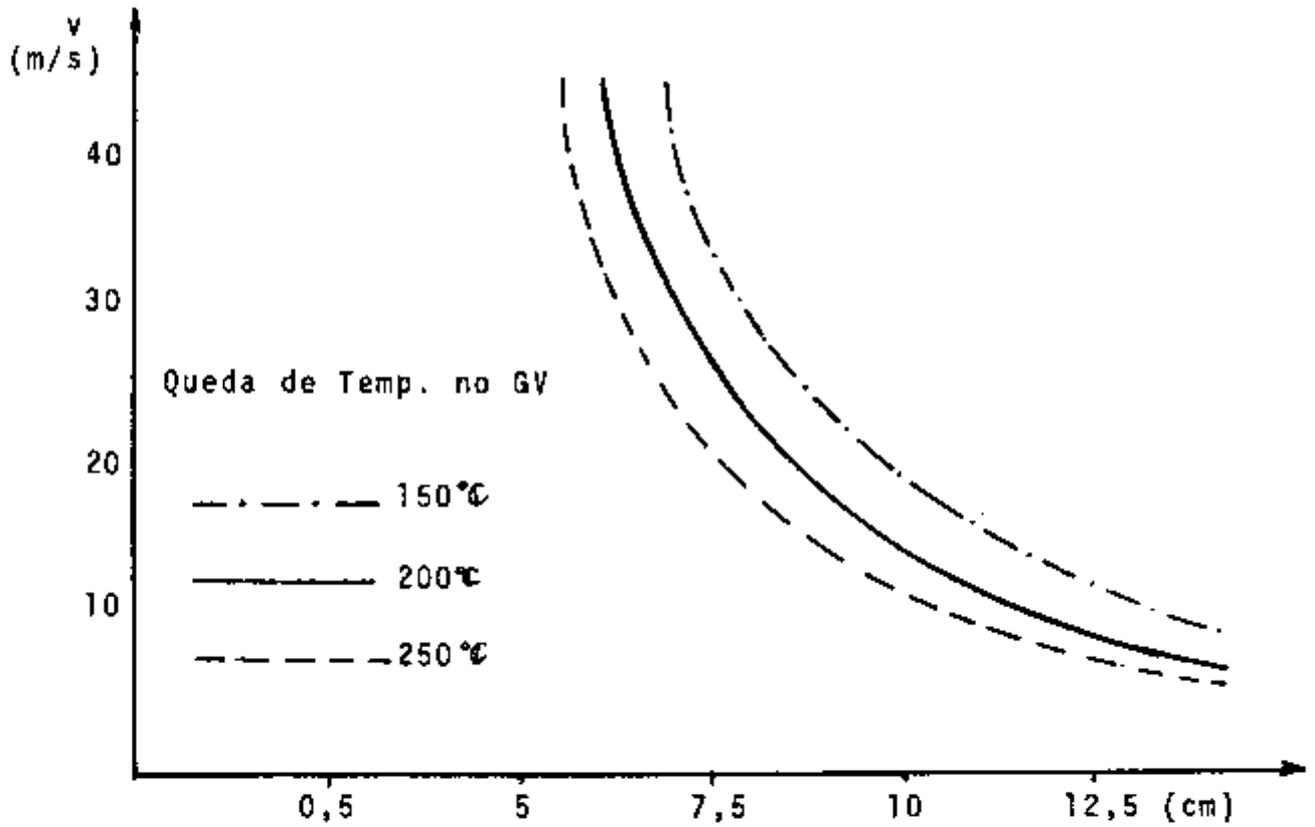


Fig.3.8 Diâmetro equivalente e velocidade do gás em função do diâmetro do canal.

| Tab. 3.4 h e Δp independentes das propriedades físicas do gás | | |
|---|-----------------------------|------------------------------|
| encamisamento | h | Δp |
| liso | $28,8 De^{-0,2} v^{0,8}$ | $0,11 De^{-1,2} v^{1,8}$ |
| longitudinal | $111,6 v^{0,8} De^{-0,2}$ | $0,16 De^{-1,2} v^{1,8}$ |
| polizonal | $193,7 De^{-0,37} v^{0,63}$ | $0,22 De^{-1,137} v^{1,863}$ |

A obtenção da expressão analítica relacionando h e Δp com a velocidade é bastante difícil devido a complexidade das relações entre diâmetro equivalente e velocidade. Foi possível obter tais expressões analíticas apenas para o caso do encamisamento liso, onde a relação De e v é simples.

$$De = \sqrt{6,45 \times 10^{-4} + \frac{0,132}{v}} - 0,0254 \quad |m|$$

que substituída nas equações da tabela 3.3 fornece:

$$h = 28,8 \left[\left(6,45 \times 10^{-4} + \frac{0,132}{v} \right)^{1/2} - 0,0254 \right]^{-0,2} \times v^{0,8}$$

$$\Delta p = 0,11 \left[\left(6,45 \times 10^{-4} + \frac{0,132}{v} \right)^{1/2} - 0,0254 \right]^{-1,2} \times v^{1,8}$$

Das curvas da Fig. 3.8 obtêm-se relações entre o diâmetro equivalente e a velocidade para um mesmo diâmetro externo que substituídas nas equações da tabela 3.4 geram as curvas da Fig. 3.9.

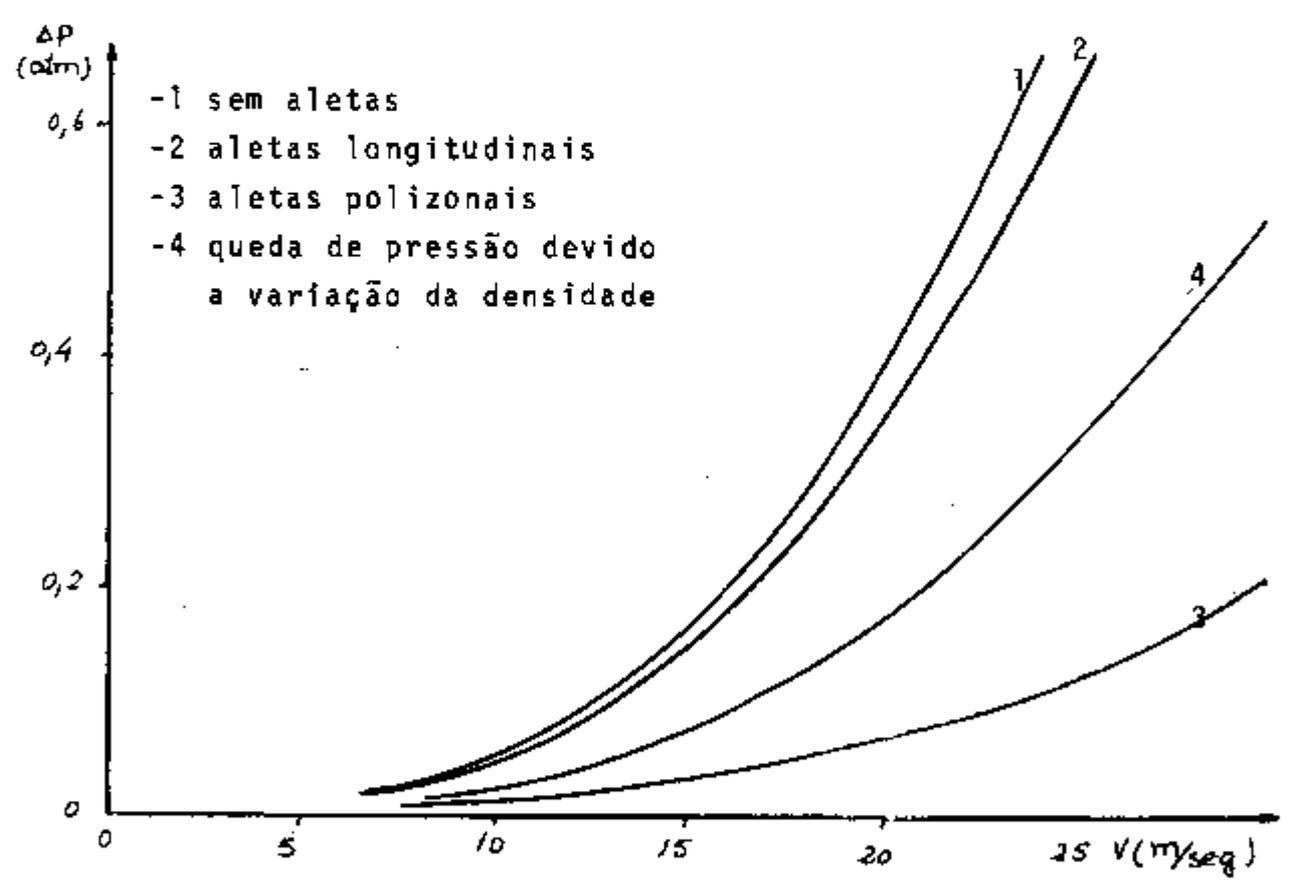
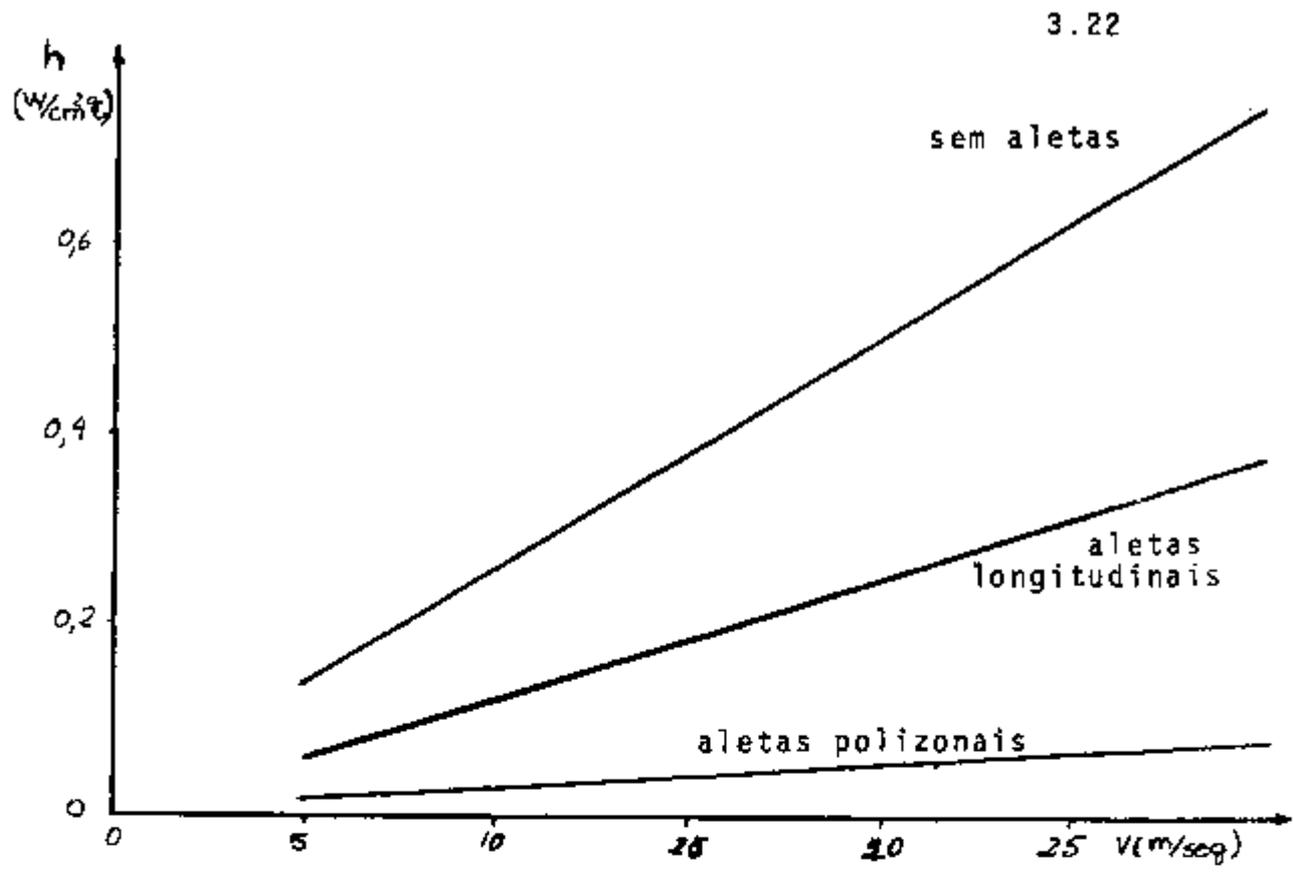


Fig. 3.9 Coeficiente de transferência de calor e perda de carga em função da velocidade do gás.

3.3.3 - Relação entre Δp e h .

A partir dos dados da Fig. 3.9 pode-se obter graficamente relações entre Δp e h . Quanto ao problema da dependência do ganho de temperatura do hélio, esta é muito fraca pelo fato de influir da mesma forma nas relações de h e Δp com a velocidade, ou seja, o desvio ocasionado pelo erro na estimativa do ganho de temperatura do hélio é desprezível frente as flutuações ocasionadas pela obtenção de valores de h e Δp empregando-se correlações empíricas.

As curvas ajustadas são representadas pelas seguintes equações: (Fig. 3.10)

$$\Delta p = 1,52 \times 10^{-9} h^{2,8} \text{ para encamisamento liso} \quad (3.18)$$

$$\Delta p = 4,05 \times 10^{-11} h^{2,86} \text{ para encamisamento com aletas longitudinais} \quad (3.19)$$

$$\Delta p = 3,19 \times 10^{-12} h^{2,99} \text{ para encamisamento com aletas poligonais} \quad (3.20)$$

Δp em atm e h em $W/m^2 \text{ } ^\circ C$.

3.4 - Perfis de Temperatura no cerne do Reator.

Foi feito um estudo sobre perfis de temperatura do hélio ao longo do canal e temperatura no centro do elemento combustível. Este estudo tem como objetivo estabelecer as condições que devem ser satisfeitas pelo coeficiente de transferência de calor e temperaturas de entrada e saída

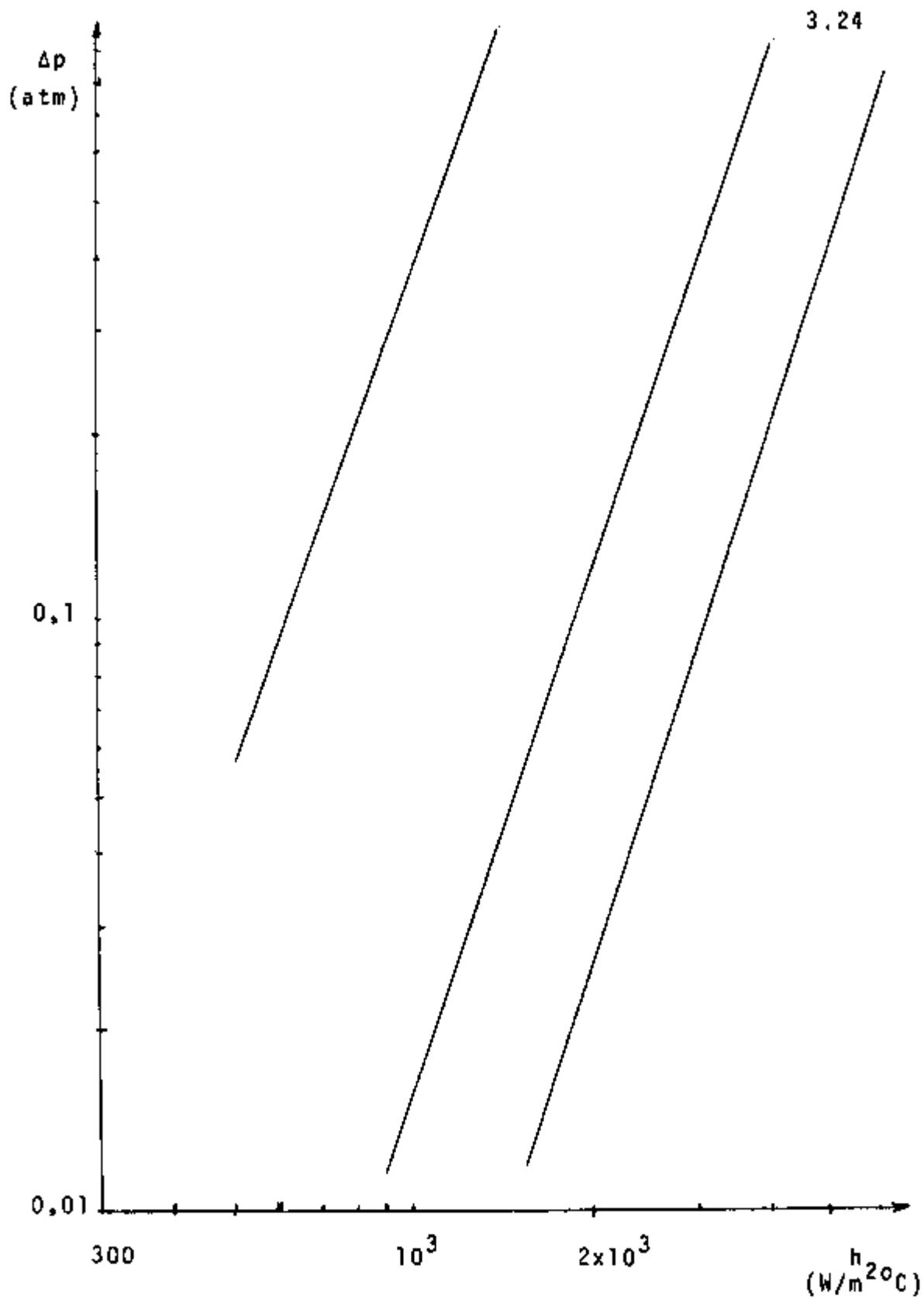


Fig. 3.10 Perda de carga no cerne em função do coeficiente de transferência de calor

do refrigerante no cerne do reator para que a temperatura do combustível não ultrapasse o valor estabelecido pelo projeto.

3.4.1 - Temperatura do hélio ao longo do canal

O perfil de temperatura do hélio pode ser determinado conhecendo-se suas condi es de entrada e saída e a distribui o de gera o de calor ao longo do canal.

A temperatura $t(z)$ do hélio; a zcm da base do cerne   dada por:

$$t(z) = t_e + \frac{q(z)}{qt} (t_s - t_e) \quad (3.21)$$

onde:

$q(z)$ - calor gerado acumulado de 0 a z

qt - calor total gerado no canal

t_e e t_s - temperaturas do hélio na entrada e saída do canal respectivamente.

3.4.2 - Temperatura no centro do elemento combustível

A temperatura no centro do elemento combustível   determinada por:

$$t_m = t + \frac{q'' R^2}{2} \left| \frac{1}{2k_f} + \frac{1}{k_{He}} \ln \frac{R + \delta}{R} + \ln \frac{R + \delta + C}{R + \delta} + \frac{1}{h(R + \delta + C)} \right| \quad (3.22)$$

onde:

t_m - temperatura no centro do elemento combustível

t - temperatura do hélio

R - raio do elemento combustível

δ - espaço entre o elemento combustível e o encamisamento ocupada por hélio

c - espessura do encamisamento

q''' - densidade de potência

k_f , k_{He} , k_c são as condutibilidades do urânio metálico, hélio e do encamisamento (Mgnox).

A densidade de potência é calculada a partir da densidade de potência homogênea fornecida pelo CITATION. Considera-se que 95% do calor é gerado no combustível, e que existe um canal com combustível para cada coluna de blocos de grafita moderadora de área A_h . Tem-se:

$$q''' = 0,95 \cdot p \cdot \frac{A_h}{A_c} \quad \text{onde } A_c \text{ é a área transversal do elemento combustível e } p \text{ é a densidade de potência homogênea.}$$

A partir das equações 3.21 e 3.22 foram traçados os perfis de temperatura do hélio e do centro do elemento combustível para alguns valores do coeficiente de transferência de calor (Fig. 3.11).

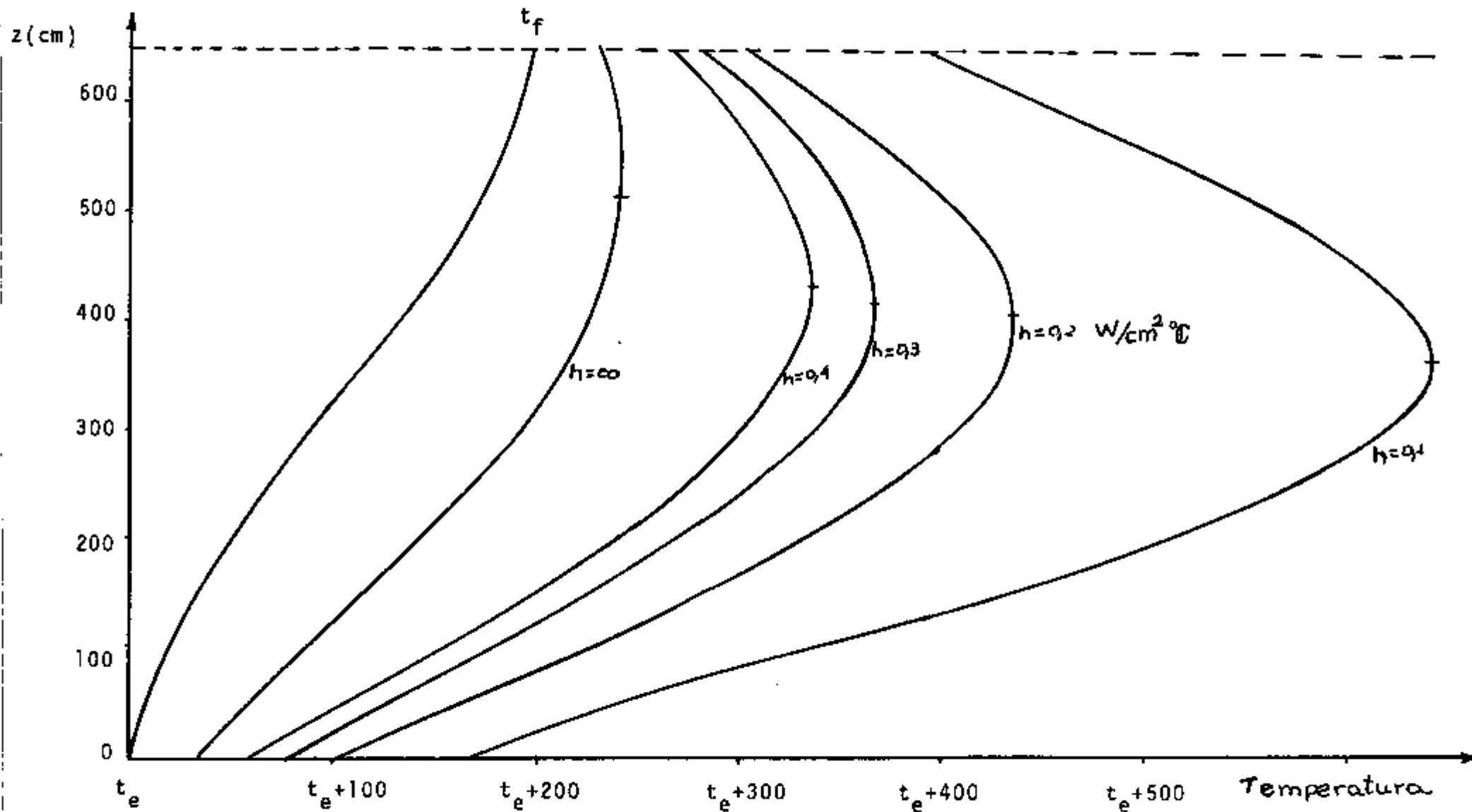


Fig. 3.11 Perfis de temperatura do gás e do centro do elemento combustível

3.4.3 - Relação entre o coeficiente de transferência de calor e as temperaturas de entrada e saída do hélio do cerne do reator.

O objetivo é estabelecer a relação entre o coeficiente de transferência de calor, h e as temperaturas de entrada e saída do hélio do cerne do reator, t_e e t_s , para que a temperatura máxima no elemento combustível não ultrapasse a 580°C estabelecido pelo projeto, para este caso particular de distribuição de potência que está sendo estudado.

Baseado na Fig. 3.11 fez-se as seguintes observações:-

- a posição z_{\max} onde ocorre a temperatura máxima no elemento combustível depende do coeficiente de transferência de calor h , variando dentro de uma estreita faixa na parte superior do reator.
- a variação da temperatura no centro do elemento combustível nas proximidades de z_{\max} é suave, permitindo uma flexibilidade na adoção do valor do z_{\max} sem introduzir erros significativos.

Para obter a relação entre h , t_e e t_s , deve-se colocar todos os parâmetros envolvidos na Eq. 3.22 em função destas variáveis. Na posição z_{\max} tem-se:

$$\begin{aligned}
 t_m &= 580^{\circ}\text{C} \\
 t &= t(t_e, t_s, h) \\
 q''' &= q'''(h) \\
 R &= 1,27 \text{ cm} \\
 \delta &= 4 \times 10^{-4} \text{ cm} \\
 c &= 0,17 \text{ cm} \\
 k_f &= 35 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} (500^{\circ}\text{C}) \\
 k_c &= 138 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} (450^{\circ}\text{C}) \\
 k_{\text{He}} &= 0,28 \text{ W/m}^{\circ}\text{C} (450^{\circ}\text{C})
 \end{aligned}$$

Obteve-se graficamente as relações para a temperatura do fluido em função da sua temperatura de entrada e saída do cerne do reator e do coeficiente de transferência de calor, $t(t_e, t_s, h)$ e também o calor gerado em função do coeficiente de troca de calor $q(h)$ a partir da Fig. 3.11 que plotadas resultaram as curvas da Fig. 3.12.

As curvas ajustadas da Fig. 3.10 são:

$$q''' = 1,17 - 0,33 h \quad (3.23)$$

$$t = t_e + (0,55 + 0,36 h)(t_s - t_e) \quad (3.24)$$

Substituindo-se as Eqs. 3.23, 3.24 e os valores das grandezas físicas envolvidas, obtêm-se a equação:

$$[0,36(t_s - t_e) - 26] h^2 + [0,55t_s + 0,45t_e - 491] h + 43 = 0 \quad (3.25)$$

Resolvendo-a para h :

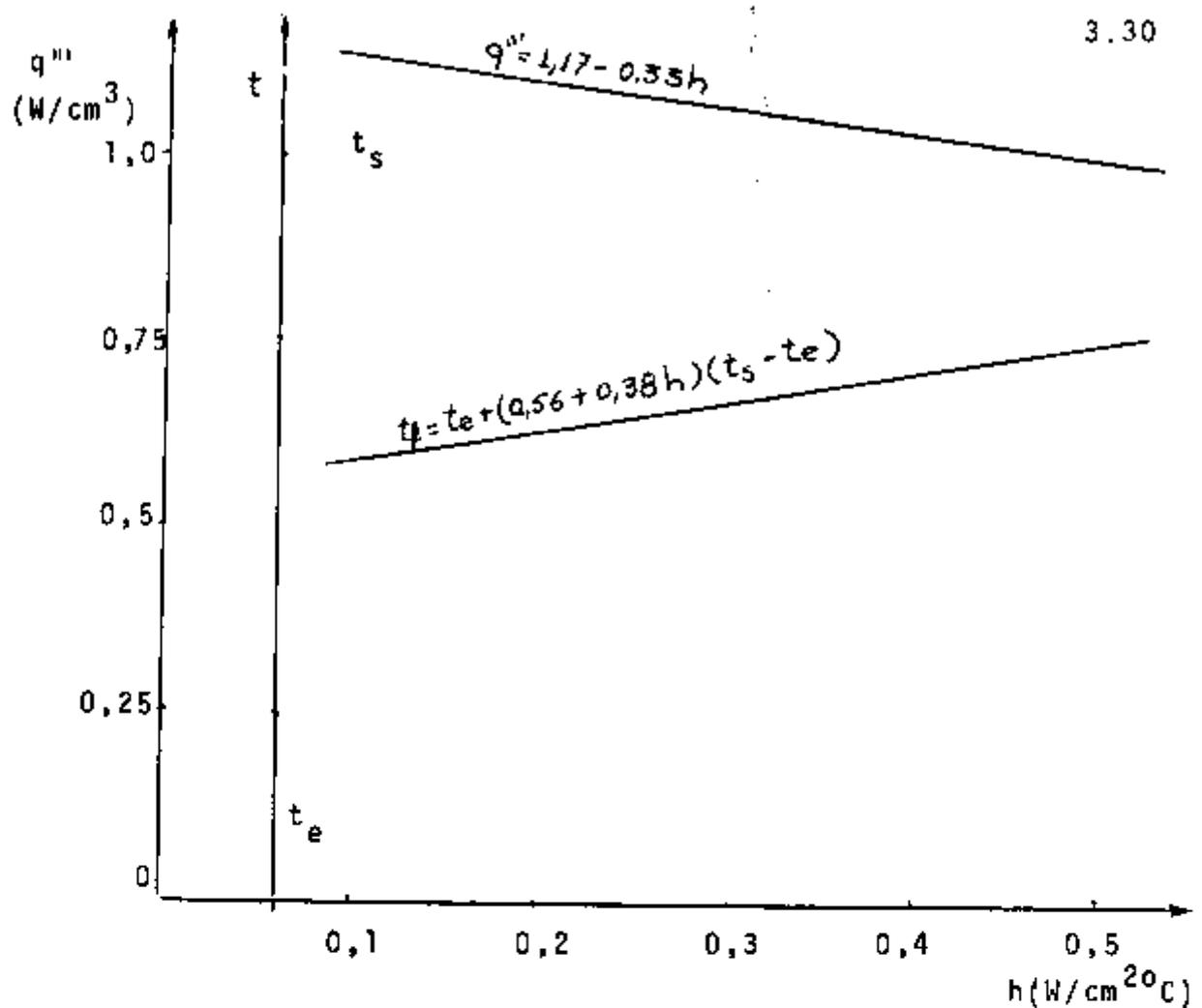


Fig. 3.12 q''' e t em função de h .

$$h = \frac{-B \pm \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad \text{onde:}$$

$$A = 0,36(t_s - t_e) - 26 \quad (3.26)$$

$$B = 0,55t_s + 0,45t_e - 491 \quad (3.27)$$

$$C = 43$$

Para decidir sobre o sinal a ser adotado, calcu-
lou-se o valor de h para $t_s = 400^\circ\text{C}$ e $t_e = 200^\circ\text{C}$ que as
curvas da Fig. 3.10 indicam estar entre 0,2 e 0,3 W/cm²°C.

$$h_1 = \frac{-B + \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} = 3,27 \text{ W/cm}^2\text{C}$$

$$h_2 = \frac{-B - \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} = 0,25 \text{ W/cm}^2\text{C}$$

A equação coerente fisicamente é então:

$$h = \frac{-B - \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad (3.28)$$

O discriminante negativo da equação significa que não existe h para satisfazer as condições de entrada e saída do refrigerante. O vínculo de temperatura máxima não pode ser respeitado. Por exemplo:

$$t_s = 700^\circ\text{C} \quad t_e = 600^\circ\text{C}$$

$$\text{De 3.26 e 3.27: } A = 10$$

$$B = 164$$

$$\Delta = B^2 - 4AC = 10 - 4 \times 164 \times 43 = - 2,82 \times 10^4$$

Não existe h que possibilite $t_s = 700$ e $t_e = 600^\circ\text{C}$, o que é coerente, desde que a temperatura máxima do combustível é 580°C .

A Eq. 3.25 gera ainda outras relações úteis na análise das condições do fluido no cerne do reator, tais como: t_s versus h conhecido t_e , t_e versus h com t_s conhecido ou ainda t_s versus h , estabelecida a diferença $t_s - t_e$. Este último caso foi analisado, traçando-se curvas

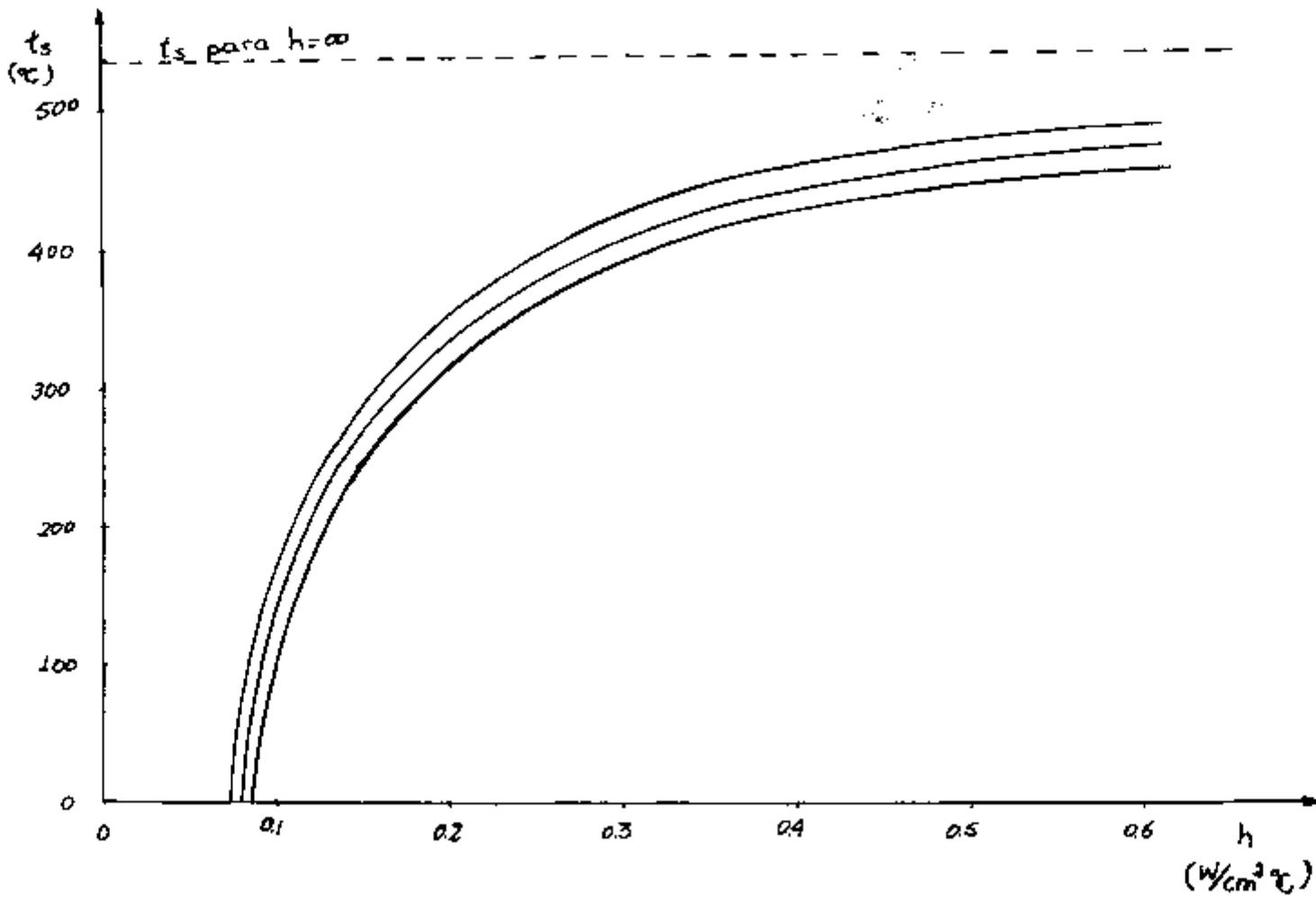


Fig. 3.13 Temperatura do hêlio na saída do cerne em função do coeficiente de transferência de calor.

de t_s versus h para tres casos, $t_s - t_e$ igual a 150, 200 e 250°C. Fig. 3.13.

3.5 Potência mecânica no eixo do circulador

O objetivo deste item é estabelecer uma maneira de avaliar a potência de bombeamento necessária ao circulador para compensar a perda de carga total do hélio no circuito primário determinada pelo projeto térmico e fluido dinâmico. Posteriormente será feita uma análise da eficiência dos tipos de encamisamento estudados para justificar a escolha de um deles para ser adotado no projeto.

3.5.1 - Desenvolvimento teórico

W.B. Hall em "Reactor Heat Transfer" [10] deduz uma expressão para a potência de bombeamento válida na hipótese da variação de pressão ser pequena.

$$p_b = \frac{1}{\eta_c} \cdot Q \Delta p \quad \text{onde}$$

p_b - a potência mecânica no eixo do circulador

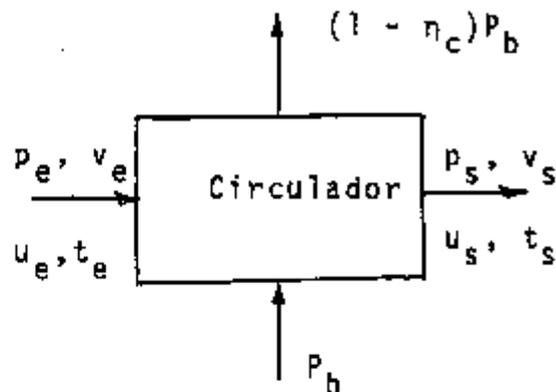
η_c - rendimento do circulador

Q - vazão em volume do hélio

Δp - incremento de pressão.

Para obter uma expressão com aplicação mais geral, e tendo outros dados conhecidos do problema como pressão e temperatura antes do processo de bombeamento, fez-se

o seguinte desenvolvimento:



P_b - potência mecânica no eixo do circulator

P - potência fornecido ao hélio/unidade de vazão em massa

p - pressão do hélio

v - volume específico

t - temperatura

u - energia interna

η_c - rendimento do circulator

São conhecidos: p_e, p_s, t_e e u_e .

Aplicando-se a primeira lei da termodinâmica tem-se:

$$p_e v_e + u_e + W = p_s v_s + u_s$$

O hélio a 20 atm e na faixa de temperatura de operação do reator, comporta-se como um gás perfeito

Portanto:

$$P = (u_s - u_e) + (p_s v_s - p_e v_e) = c_v(t_s - t_e) + R(t_s - t_e)$$

$$\text{Como } R = c_p - c_v$$

$$P = c_p (t_s - t_e) = c_p \left(\frac{p_s v_s}{R} - \frac{p_e v_e}{R} \right)$$

Definindo $\gamma = \frac{c_p}{c_v}$ tem-se:

$$P = \frac{\gamma}{\gamma - 1} (p_s v_s - p_e v_e)$$

Como o h\u00e9lio \u00e9 considerado g\u00e1s perfeito e o processo de bombeamento \u00e9 admitido adiab\u00e1tico revers\u00edvel: $p v^\gamma = cte$

$$\text{Assim sendo: } p_s v_s^\gamma = p_e v_e^\gamma$$

$$\text{Logo } p_s v_s = v_e p_e^{1/\gamma} p_s^{(\gamma-1/\gamma)} \quad (3.30)$$

Substituindo a Eq. 3.30 em 3.29, tem-se:

$$P = c_p t_e \left[\left(\frac{p_s}{p_e} \right)^{1-1/\gamma} - 1 \right] \quad (3.31)$$

Portanto a pot\u00eancia mec\u00e2nica no eixo do circula-
dor \u00e9 dada por:

$$P_b = \dot{m}_{he} c_p t_e \left[\left(\frac{p_s}{p_e} \right)^{1-1/\gamma} - 1 \right] / \eta_c \quad (3.32)$$

onde \dot{m}_{he} \u00e9 a vaz\u00e3o em massa do h\u00e9lio.

Esta equa\u00e7\u00e3o \u00e9 v\u00e1lida para qualquer Δp , desde que o g\u00e1s satisfa\u00e7a as condi\u00e7\u00f5es de comportar-se como g\u00e1s - perfeito e a compress\u00e3o ser adiab\u00e1tica e em regime permanente.

3.5.2 - Determinação da potência mecânica no eixo do circulador.

A potência de bombeamento consumida pelo circulador do reator pode ser determinada pelas equações desenvolvidas, conhecendo-se o desempenho do gerador de vapor, ou seja t_s e t_e e a perda de carga do hélio do gerador. O coeficiente de transferência de calor, h , é determinado pelas Eqs. 3.26, 3.27 e 3.28. Conhecido h , das Eqs. 3.18, 3.19 e 3.20 obtêm-se a perda de carga no cerne do reator, na hipótese do encamisamento ser liso, com aletas longitudinais ou polizonais respectivamente. A perda de carga do fluido no circuito primário é constituída principalmente pelas parcelas de perda no cerne e no gerador de vapor.

Tendo-se a perda de carga total do circuito, determina-se a potência de bombeamento consumida pelo circulador aplicando-se a Eq. 3.32.

No caso um estudo tem-se o seguinte procedimento para a determinação da potência de bombeamento:

Se as seguintes características referentes ao gerador de vapor forem conhecidas:

$$t_s = 400^{\circ}\text{C}$$

$$t_e = 200^{\circ}\text{C}$$

$$\Delta p_{GV} = 0,2 \text{ atmosferas}$$

$$P_{OT} = 110 \text{ MWt}$$

$$\eta_c = 0,8 \qquad \gamma = 1,67$$

onde

ΔP_{GV} - perda de carga no gerador de vapor

P_{OT} - potência térmica do reator

Pode-se fazer as seguintes determinações

- cálculo de h :

$$\text{Da eq. 3.26: } A = 0,36(t_s - t_e) - 26$$

$$A = 46.$$

$$\text{Da eq. 3.27 } B = 0,55 t_s + 0,45 t_e - 491$$

$$B = -181$$

$$\text{Da eq. 3.28 } h = \frac{-B - \sqrt{B^2 - 4AC}}{2A} \quad \text{onde } c=43.$$

$$h = 0,25 \text{ W/cm}^2\text{°C}$$

- cálculo de Δp

$$\text{liso: da Eq. 3.18 } \Delta P = 1,52 \times 10^{-9} h^{2,8}$$

$$\Delta p = 1,52 \times 10^{-9} \times (2500)^{2,8} \quad h \text{ em W/m}^2\text{°C}$$

$$\Delta p = 4,97 \text{ atm}$$

$$\text{longitudinal: da Eq. 3.19 } \Delta P = 4,05 \times 10^{11} h^{2,86}$$

$$\Delta p = 0,21 \text{ atm.}$$

$$\text{polizonal: da Eq. 3.20 } \Delta P = 3,19 \times 10^{-12} h^{2,99}$$

$$\Delta p = 0,05 \text{ atm.}$$

- cálculo da potência de bombeamento

$$\text{da Eq. 3.32 } P_b = \dot{m}_{he} c_p t_1 \left[\left(\frac{P_2}{P_1} \right)^{1-1/\gamma} - 1 \right] / \eta_c$$

$$\dot{m}_{he} c_p (T_s - T_e) = P_{OT}$$

$$p_b = \frac{P_{OT}}{t_s - t_e} t_e \left| \left(\frac{20 + \Delta p}{20} \right)^{1-1/\gamma} - 1 \right| / \eta_c$$

A perda de carga total é dada pela soma Δp calculada com Δp_{GV} conhecida. Portanto:

| | |
|--------------|-------------------------|
| lisa | $p_b = 11,2 \text{ MW}$ |
| longitudinal | $p_b = 1,55 \text{ MW}$ |
| polizonal | $p_b = 1,20 \text{ MW}$ |

3.5.3 - Potência de bombeamento versus temperatura de saída do hélio.

Aplicando-se o procedimento descrito no item anterior, analisa-se o desempenho dos três tipos de encamisamento em estudo.

Considerando-se apenas a perda de carga no cerne, num caso hipotético onde $t_s - t_e = 200^\circ\text{C}$ e a potência térmica de 110 MW, obtém-se uma relação entre a potência consumida pelo circulador e a temperatura de saída do refrigerante representado graficamente na Fig. 3.14.

O ensamramento sem aletas apresenta eficiência - baixíssima, com a temperatura de saída muito pequena mesmo para grandes potências de bombeamento.

Entre os encamisamentos com aletas longitudinais e polizonais, existe uma diferença significativa (de 50 a 100°C) na temperatura de saída do reator para a mesma potência de bombeamento.

A melhor eficiência, justifica a tendência de se u-

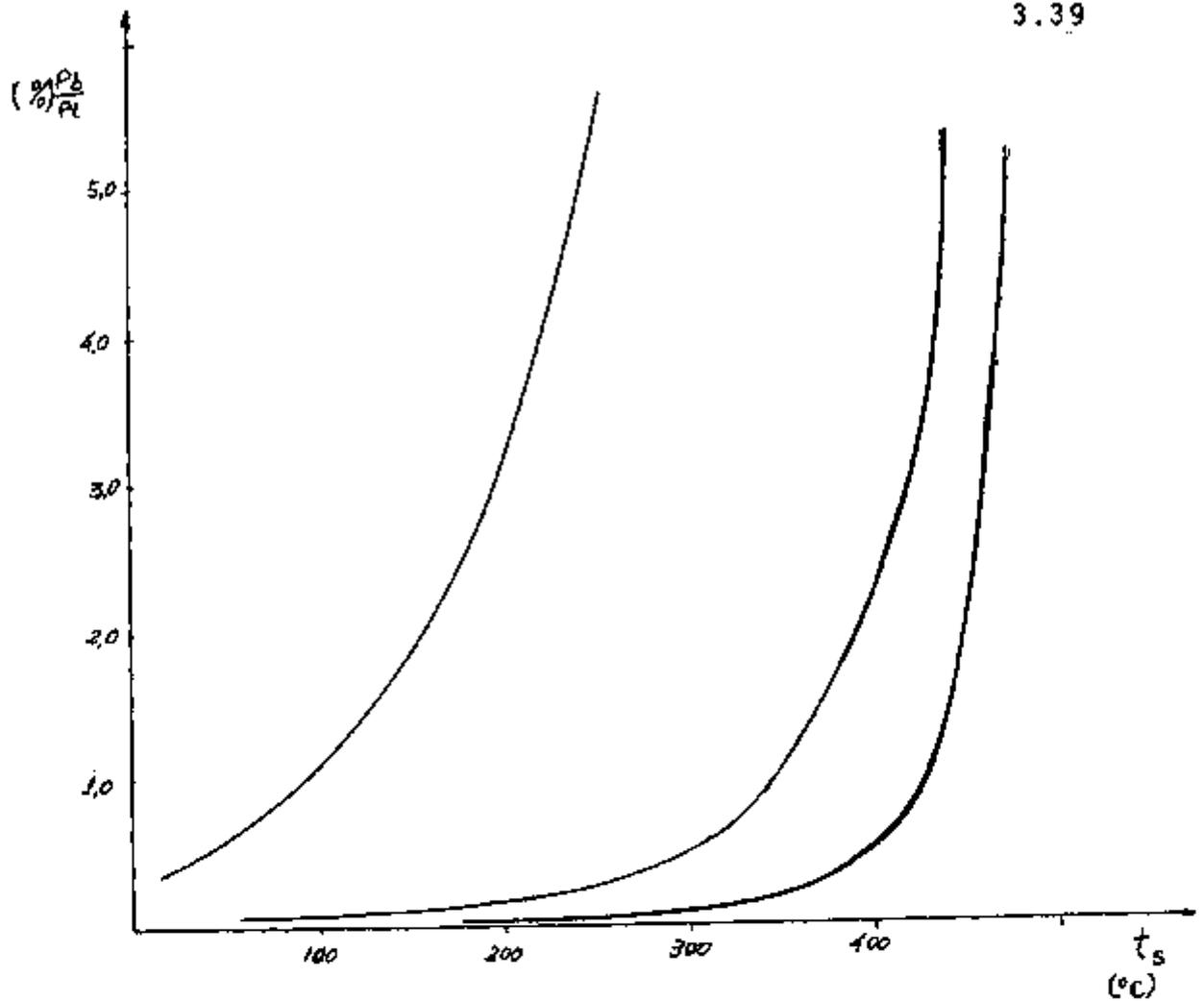


Fig. 3.14 Fração de potência utilizada para o bombeamento do gás em função da temperatura de saída do gás do - cerne do reator.

utilizar os encamisamentos com aletas poligonais, com o ganho devido ao melhor rendimento da central cobrindo com vantagens o custo adicional na fabricação de elementos combustíveis com encamisamentos deste tipo.

4 - CICLO SECUNDÁRIO

Neste capítulo, o ciclo do vapor é estudado através de análises quantitativas da influência das condições do vapor no rendimento, para poder associar o desempenho do gerador de vapor com a eficiência do ciclo de vapor. Esta análise serve também para desenvolver critérios de escolha das diversas opções de projeto que deverão surgir no decorrer da otimização da eficiência da central nuclear. Para realizar este estudo utilizou-se de um programa de computador em linguagem FORTRAN para executar o balanço térmico do ciclo secundário.

4.1 - Cálculo das propriedades do líquido saturado, vapor saturado e superaquecido.

As propriedades termodinâmicas do líquido saturado, vapor saturado e superaquecido são apresentadas tradicionalmente em tabelas que normalmente contêm os valores obti-

dos por Keenan e Keys [13] em 1936.

Com o objetivo de poder substituir tais tabelas em um computador, o engenheiro Helio Mitio Morishita, do departamento de engenharia naval da EPUSP, desenvolveu uma série de subrotinas, adaptando as equações ajustadas por Schnackel /24/ aos dados das tabelas de vapor. Estas subrotinas são as seguintes:-

- a) CALTS - dada a pressão calcula a respectiva temperatura de saturação
- b) CAHLS - dada a temperatura, calcula a entalpia do líquido saturado
- c) CASLS - dada a temperatura, calcula a entropia do líquido saturado
- d) PRE - dada a temperatura, calcula a pressão de saturação
- e) PIAS - dada a pressão e temperatura calcula a entalpia e a entropia do vapor saturado ou superaquecido
- f) ENTA - dada a pressão e entropia do vapor superaquecido calcula sua temperatura e entalpia
- g) MOLI7 - dada a pressão e entalpia do vapor superaquecido, calcula sua temperatura e entropia
- h) MOLI9 - dada a pressão e temperatura do vapor superaquecido, calcula o seu volume -

específico.

Este conjunto de subrotinas representa as principais combinações de dados normalmente usados para a determinação de outras propriedades numa tabela de vapor.

As subrotinas não preveem combinações de dados do tipo: dada a entalpia do líquido saturado, qual é a temperatura de saturação ou dada a entalpia e entropia qual é a pressão e temperatura do vapor superaquecido por se julgar serem pouco frequentes em balanços térmicos.

Uma outra subrotina é adicionada ao conjunto, muito útil na execução do balanço térmico de ciclos de vapor: MOLI-8 - dada a entropia do vapor em expansão isoentrópica - até uma dada pressão, determina a entalpia final do processo. O ponto final da expansão pode ser vapor superaquecido, saturado ou uma mistura de líquido e vapor saturados.

4.2 - Ciclo de vapor dual.

Devido ao baixo coeficiente de transferência de calor inerente a gases, os geradores de vapor aquecidos por fluidos nesta fase requerem grande área de transferência de calor, o que os torna indesejavelmente volumosos.

A solução mais importante no sentido de amenizar este problema, é o ciclo dual, Fig. 4.1, que consiste na produção de vapor a duas pressões distintas. Nestas condições, a ebulição da água ocorre em regiões diferentes do trocador de calor, tornando a taxa de transferência de calor mais ho-

mogênea. O fluxo da água e do gás em contra-corrente e a ebulição a baixa temperatura do ciclo de menor pressão, possibilitam temperaturas baixas do fluido quente na saída do gerador de vapor.

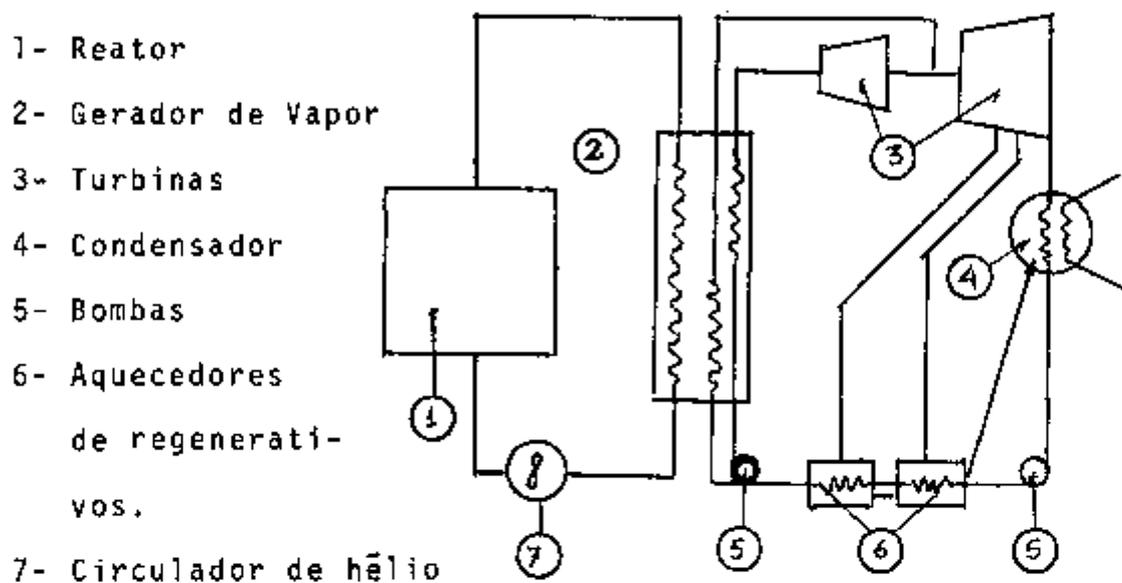


Fig. 4.1 - Diagrama de uma central nuclear utilizando o ciclo dual.

Além desta vantagem, o ciclo dual apresenta características do ciclo com reaquecimento, ou seja, é possível trabalhar com vapor a uma pressão média superior ao do ciclo simples, ocasionando melhor rendimento, sem que o título na saída da turbina ultrapasse o limite de umidade imposto pelas condições de prevenção da corrosão nas pás.

Uma das aplicações mais importantes deste ciclo, tem sido no campo nuclear, em reatores refrigerados a gás

(CO₂ e mais recentemente hélio) onde para o mesmo volume do trocador de calor ocasiona uma queda maior na temperatura - do gás refrigerante do reator do que os ciclos de vapor convencionais. Este fato implica na diminui o da vazão em massa do gás e conseqentemente na potência de bombeamento deste fluido no circuito primário do reator. Além disso, o circulador que bombeia o refrigerante trabalha com gás mais frio reduzindo as tensões térmicas na sua estrutura.

4.3 - Programa de balanço térmico do ciclo de vapor

O programa foi desenvolvido em linguagem FORTRAN, de maneira bastante geral, sendo possível executar o balanço térmico do ciclo simples ou dual, com até 35 extra es para o reaquecimento regenerativo.

4.3.1 - Dados de entrada do programa.

Com a finalidade de atender ao critério de tornar o programa mais geral possível, todos os parâmetros dependentes de condi es de contorno ou de decisões do projetista foram considerados como dados de entrada do programa. Assim sendo são os seguintes os dados de entrada:

- a) condi es do vapor na saída do gerador vapor; expressas em termos de pressão e temperatura.
- b) perdas ocorridas entre o gerador de vapor e a turbina expressas em termos de queda de temperatura e pressão.

- c) rendimento da turbina: segundo a Babcock e Wilcox [10], a irreversibilidade em grandes turbinas é menor, ou seja o rendimento é uma função levemente crescente da potência da turbina. Para uma potência de 30 MW elétricos, o rendimento atinge um valor em torno de 0,8.
- d) pressão no condensador: Depende da temperatura da água de refrigeração e das características de troca de calor do condensador, normalmente é da ordem de 0,034 atm.
- e) número de aquecedores:- O rendimento do ciclo de vapor aumenta com o número de aquecedores regenerativos. O número de aquecedores deverá ser determinado através de uma análise econômica do sistema.
- f) diferença terminal de temperatura nos aquecedores regenerativos. Estes dados servem para distinguir dois tipos de aquecedores. Concionou-se no programa, que diferença igual a zero indica trocador de calor de mistura que tem também a função de desaerador no sistema. Caso contrário o trocador de calor é de superfície.
- g) fração de potência gerada pelo ciclo de alta pressão. Serve para determinar a vazão em mas

sa de vapor dos dois ciclos. Se a fração - for igual a 1 ou 0, significa que o ciclo é um ciclo de vapor simples; caso contrário é o ciclo dual.

4.3.2 - Procedimento de cálculo do programa.

Para ciclos simples ou com reaquecimento, existem correlações empíricas para se determinar a pressão ótima de extração, conhecida a condição do vapor e o número de aquecedores do ciclo de vapor. Demonstra-se que a pressão ótima de extração decorre da condição de igualdade do ganho de entalpia nos vários trocadores de calor.

No caso de ciclo dual não se encontrou bibliografia contendo correlações para a determinação da pressão ótima. Decidiu-se então que o programa procuraria otimizar o rendimento em relação a pressão de extração sob a hipótese - de troca de calor iguais em todos os aquecedores regenerativos.

O seguinte procedimento de cálculo foi adotado pelo programa:

- a) cálculo das propriedades termodinâmicas na saída do gerador de vapor e na entrada da turbina.
- b) determinação das condições de entrada da água de alimentação. Para uma pressão de extração estimada no último aquecedor regenerativo, de

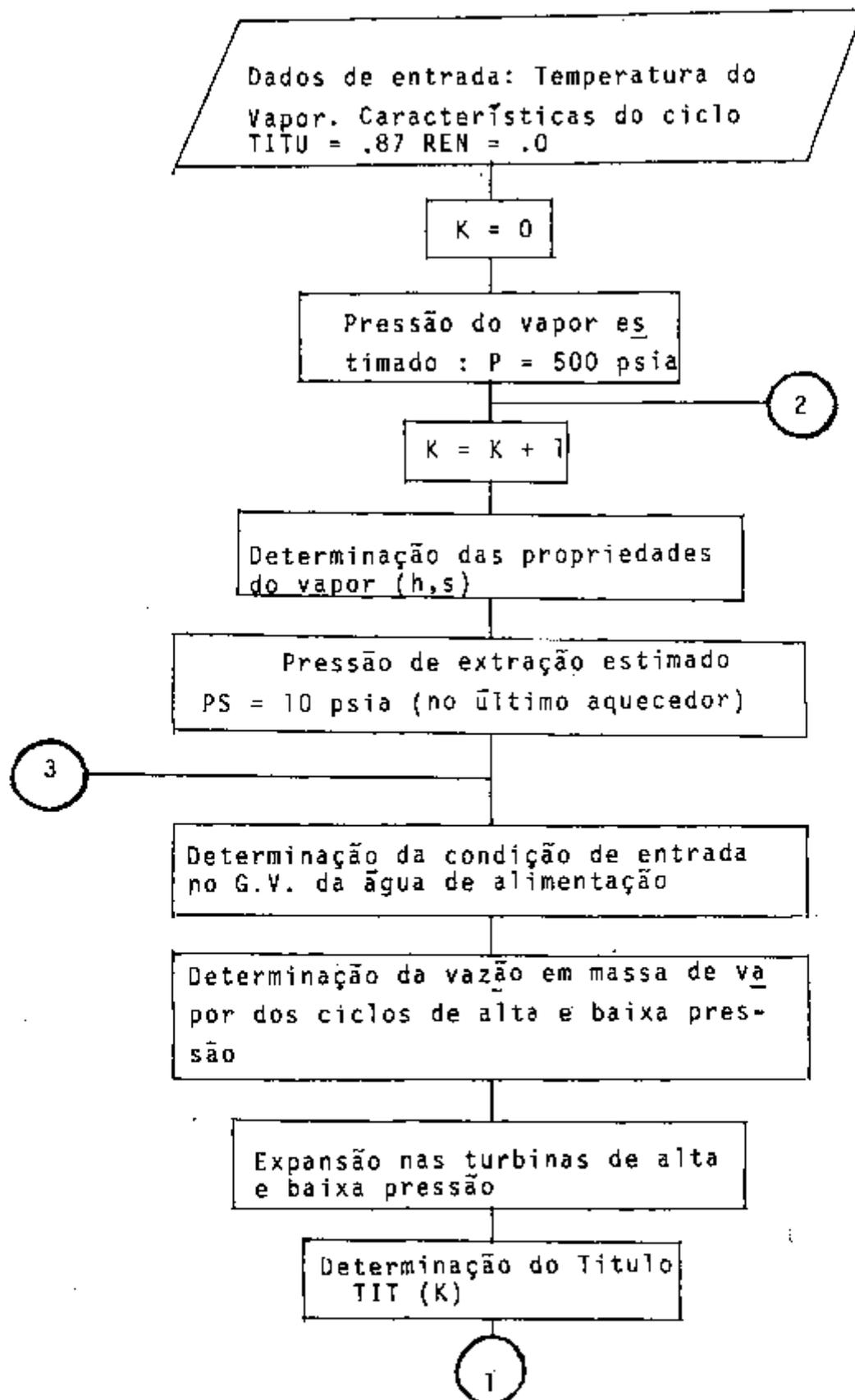


Fig. 4.2 - Fluxograma dos cálculos do programa de balanço térmico do ciclo de vapor.

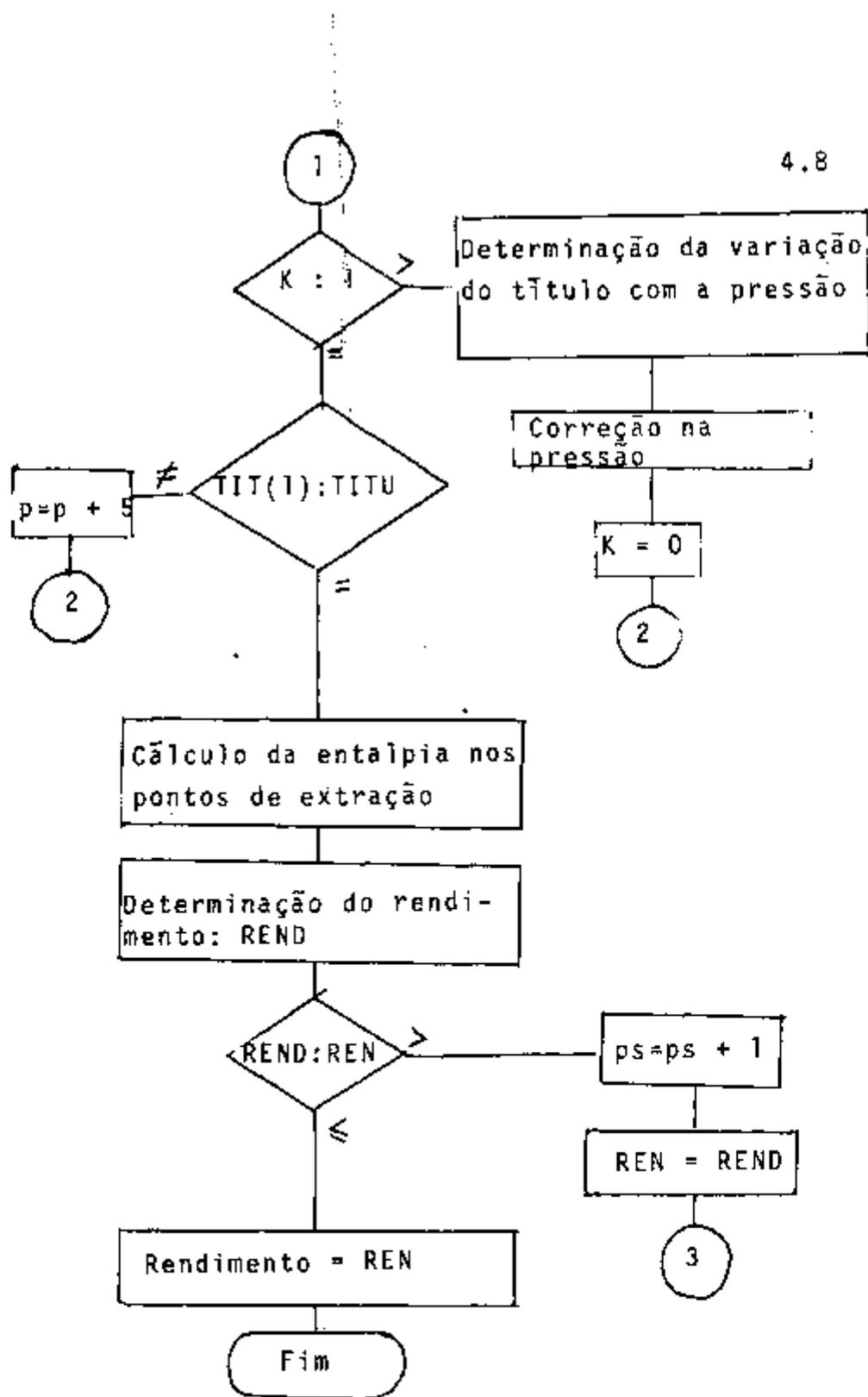


Fig. 4.2 - Continuação

termina-se a temperatura de saturação do vapor extraído. A temperatura da água de alimentação será determinada subtraindo-se a diferença terminal de temperatura da temperatura de saturação do vapor extraído.

- c) determinação da vazão em massa de vapor dos dois ciclos. Determina-se a entalpia ganha pela água de alimentação para sair nas condições do vapor do passo (a). Tendo-se a potência retirada pelos ciclos, determina-se as respectivas vazões em massa.
- d) expansão do vapor de alta pressão. Determina-se as condições do vapor numa expansão ideal, ou seja isentrópica até atingir a pressão do ciclo de baixa pressão. Posteriormente considera-se a irreversibilidade do processo levando-se em conta o rendimento da turbina para determinar as condições reais do vapor após a expansão.
- e) mistura de vapor. Tendo a vazão dos ciclos de alta e baixa pressão, determina-se as condições do vapor misturado proveniente da turbina de alta e de baixa pressão.
- f) determinação da temperatura da água de alimentação na saída do condensador. Tendo como dado a pressão no condensador, determina-se a

temperatura de saturação que é a temperatura da água de alimentação na entrada do primeiro aquecedor.

- g) ganho de temperatura da água de alimentação - nos aquecedores. É determinada pelo quociente da diferença entre a temperatura da água de alimentação na saída do último aquecedor e a temperatura na saída do condensador, pelo número de aquecedores generativos.
- h) determinação da pressão de extração do vapor da turbina para o aquecimento da água de alimentação:- Tendo a temperatura da água de alimentação na saída de cada aquecedor, determina-se a temperatura de saturação do vapor extraído da turbina conhecendo-se a diferença terminal de temperatura de cada aquecedor. Com a temperatura de saturação do vapor, determina-se a pressão de extração do vapor.
- i) expansão do vapor na turbina de baixa pressão. Como no passo (d), determina-se as condições do vapor em cada uma das extrações e também no condensador.
- j) determinação da vazão em massa das extrações: determina-se a entalpia do líquido saturado na pressão de extração. Conhecendo-se a entalpia neste ponto e no ponto de extração, e

a vazão e o ganho de temperatura da água de alimentação, através de um balanço térmico de termina-se a vazão em massa de extração.

k) cálculo do rendimento do ciclo de vapor. Determina-se as parcelas de potência de eixo em cada uma das turbinas:

- Na turbina de alta pressão onde a vazão em massa de vapor é a vazão em massa do ciclo de alta pressão.

- Na turbina de baixa, considerando-se a massa total menos a utilizada na extração para o aquecimento da água de alimentação.

l) cálculo do título na saída da turbina, conhecendo-se a entalpia do vapor na saída da turbina e sua pressão, determina-se o título do vapor.

m) correção na pressão de extração. Dã-se uma perturbação na pressão de extração do passo (b) e verifica-se o comportamento do rendimento. Altera-se a pressão no sentido da maximização do rendimento em relação a este parâmetro.

OBS.: As correções na pressão de extração foram efetuados de 0,07 em 0,07 atm. Um desvio de 0,07 atm na pressão ótima de extração ocasiona uma perda no rendimento menor que 0,01%.

4.3.3 - Resultados fornecidos pelo programa.

O programa foi desenvolvido para fornecer todos os resultados do balanço térmico para posteriormente poder efetuar o dimensionamento dos vários elementos térmicos envolvido. São fornecidos pelo programa os seguintes resultados:

- a) rendimento do ciclo de vapor
- b) título do vapor na saída da turbina. Serve para julgar o título do vapor na saída da turbina. Se o teor de umidade for muito alto há a formação de gotículas que em alta velocidade podem corroer mecanicamente as pás das turbinas.
- c) Pressões de extração: É um dos critérios para a escolha da turbina. Provavelmente, não será possível encontrar uma turbina que opere exatamente com essas pressões de extração. Será adotada a que apresentar características - mais próximas sem prejudicar significativamente o rendimento da central que depende fracamente destes parâmetros.
- d) ganhos de entalpia em cada aquecedor regenerativo. Estes dados são necessários para o cálculo da área de troca de calor em cada trocador de calor.
- e) vazão em massa das extrações. Estes valores

são necessários para o dimensionamento de válvulas e tubulações.

- f) vazão em massa dos ciclos de alta e baixa pressão. São dados para o dimensionamento das tubulações entre o gerador de vapor e turbina. São dados também utilizados no estudo do gerador de vapor.
- g) temperatura ótima da água de alimentação. É um dado importante no estudo do gerador de vapor.

4.4 - Análise de alguns resultados obtidos através do programa.

Foram feitos os balanços térmicos do ciclo de vapor para alguns casos típicos. Na medida do possível, os dados foram tomados similares aos da central de Hincley Point.

4.4.1 - Rendimento do ciclo de vapor em função do número de aquecedores.

Fornecido as condições do vapor da central de Hincley Point, fez-se o balanço térmico dos ciclos de vapor variando o número de aquecedores regenerativos de 1 a 15. O rendimento da turbina foi considerado 80% e a pressão no condensador 0,034 atm. Obteve-se então, dados que geraram a curva da Fig. 4.3.

Nota-se o crescimento do rendimento com o número

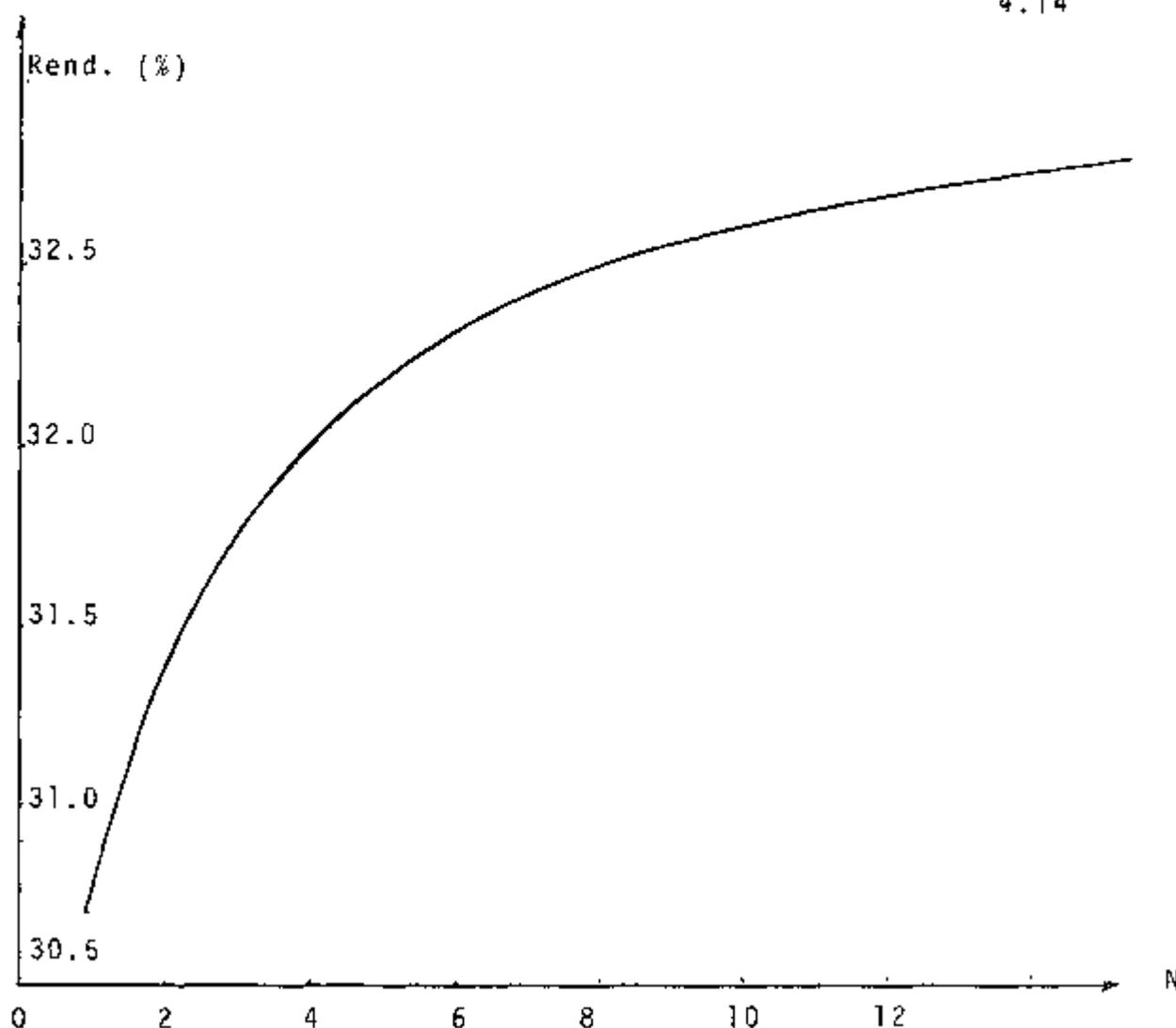


Fig. 4.3 - Rendimento do ciclo de vapor em função do número de aquecedores regenerativos.

de aquecedores, mas o ganho de rendimento por aquecedor dimi
nue. Para determinar a melhor opção quanto ao número de
aquecedores é necessário um estudo econômico, fazendo um ba-
lanço entre o ganho com o aumento da produção de energia elé-
trica e o custo adicional devido à incorporação de um destes
trocadores de calor.

Nas centrais deste tipo de reatores ingleses , construídas no fim da década de 50 e começo da década de 60, o número de aquecedores variam de 1 a 3, na central de Hincley Point existem dois aquecedores.

Nas centrais modernas, seja a energia de origem nuclear ou de combustão, o número de aquecedores é geralmente superior a seis. Este número grande de aquecedores é ocasionado pela influência da potência maior das centrais modernas e do menor custo dos trocadores de calor atuais no balanço econômico do sistema.

4.4.2 - Rendimento do ciclo em função das condições de entrada do vapor e título de saída da turbina.

Para fazer uma análise quantitativa da influência das condições do vapor no rendimento e título na saída da turbina, foi feito o balanço térmico para várias situações, com diferentes temperaturas e pressões do vapor. Destes cálculos resultou uma tabela contendo o rendimento, o título e a pressão de extração ótima para cada par de valores de pressão e temperatura. Foram fixados os seguintes dados:

- a) relação de pressão do ciclo de alta e baixa pressão: 4
- b) pressão no condensador: 0,034 atm
- c) número de aquecedor: 1 de superfície
- d) diferença terminal de temperatura $5,6^{\circ}\text{C}$

Dos dados contidos na tabela traçou-se o diagrama da Fig. 4.4 sobre a qual foram localizados os pontos indicação de vapor e conseqüentemente o título e rendimento de alguns reatores magnox existentes..

Mantendo-se a temperatura do vapor na entrada da turbina e aumentando a sua pressão, o rendimento do ciclo aumenta mas diminui o título do vapor na saída da turbina. Como a propriedade limitante do vapor numa central é a temperatura do vapor na entrada da turbina, o rendimento fica dependendo do título de saída do vapor da turbina que determina a pressão naquele ponto. Quanto menor for este título admissível, maior será a pressão e conseqüentemente maior também o rendimento.

As centrais geradoras de potência elétrica de construção recente apresentam uma operação com títulos baixos (cerca de 85%), e conseqüentemente operam com rendimentos maiores que as construídas nos anos 50/60.

Este compromisso entre a pressão e título influenciando no rendimento do ciclo, justifica as pesquisas que estão sendo efetuadas por Smith, /27/, no sentido de extrair a umidade do vapor através de canaletas feitas nas paredes das turbinas. Este procedimento permitirá a utilização de maiores pressões e temperaturas limitadas, diminuindo-se o efeito das gotículas de líquidos formados durante a expansão do vapor cuja alta velocidade causa a erosão das pás das turbinas.

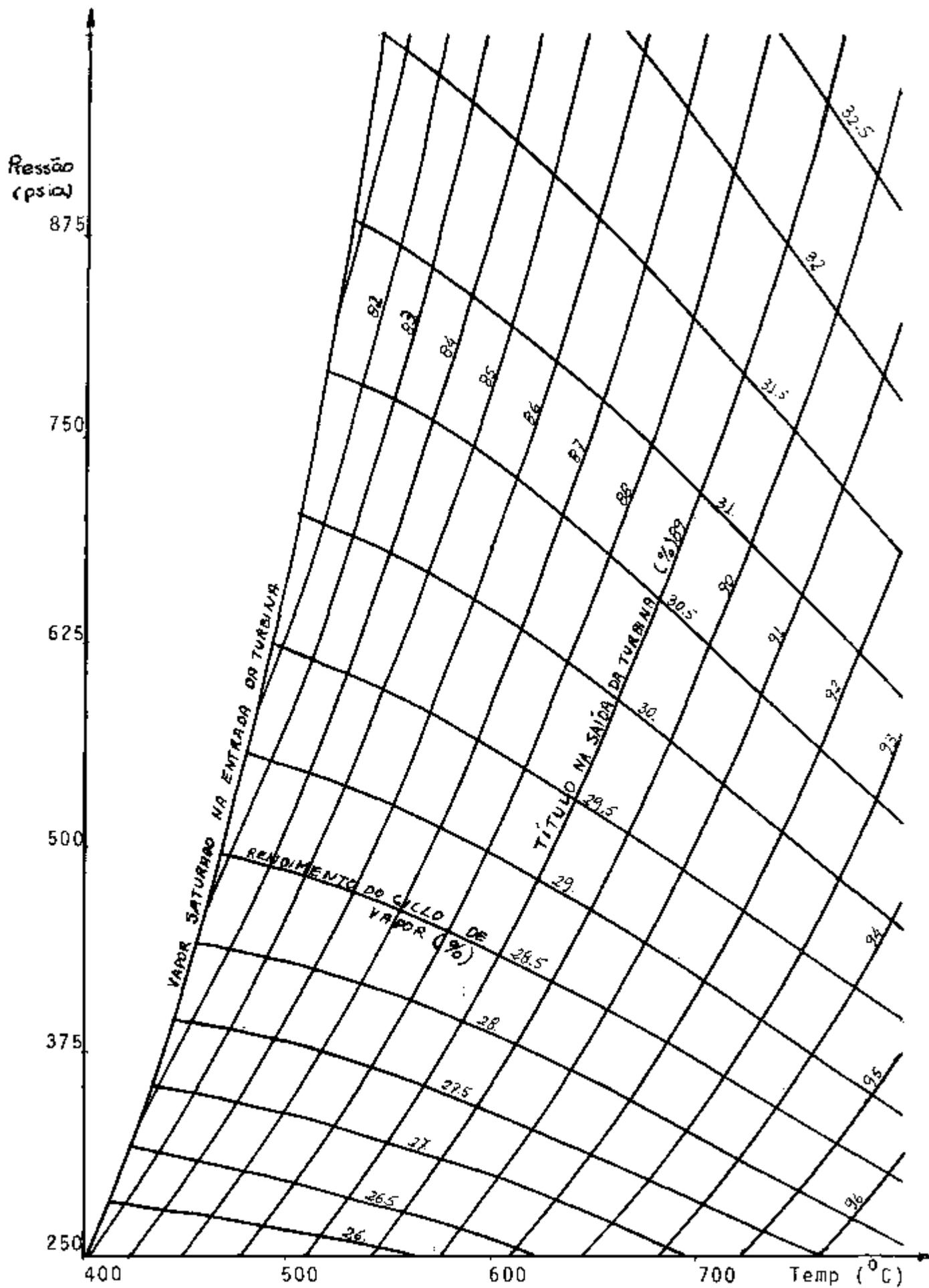


Fig. 4.4 - Rendimento do ciclo de vapor e título na saída da turbina em função das condições do vapor.

4.5 - Adaptações efetuadas para aplicação no problema de controle.

Na análise feita no capítulo anterior, concluiu-se que o fator determinante do rendimento para uma dada temperatura é o título admissível na saída da turbina e não a pressão ao vapor. Com base nestas conclusões, decidiu-se trocar os dados de entrada de pressão dos ciclos de alta e baixa pressão pelo título e a relação de pressões. Conhecidos o título admissível na saída da turbina, o programa ajustará a pressão para a máxima permitida, obtendo-se o maior rendimento possível com a temperatura de vapor dada.

No procedimento de cálculo, no passo (a), estima-se um valor para a pressão do ciclo de alta e calcula-se a pressão do de baixa, dividindo pela relação de pressão. No passo (M), determina-se a correção necessária na pressão em (a), de tal modo que o título a ser obtido aproxime do valor estabelecido no projeto, caso haja uma discrepância maior que a fixada entre estes valores na interação anterior.

Em problemas de transferência de calor com mudança de fase, a propriedade que representa melhor a taxa de calor transferido é a entalpia. Esta propriedade termodinâmica foi escolhida como variável de estado na formulação do problema de otimização do gerador de vapor.

No passo (b), conhecida a entalpia e a pressão do vapor, determina-se a temperatura e a entropia e prossegue-se com o mesmo procedimento de cálculo.

Resumidamente, são as seguintes as características do programa adaptado à aplicação no problema de controle:

Dados de entrada:

- a) Entalpia do vapor de alta e baixa pressão
- b) Relação de pressão
- c) Título na saída da turbina
- d) Pressão no condensador
- e) Rendimento da Turbina
- f) Número de aquecedores regenerativos
- g) Diferença terminal de temperatura nos aquecedores regenerativos
- h) Perdas
- i) Fração de calor transportado pelo ciclo de alta pressão.

Resultados:

- a) Rendimento
- b) Pressão do ciclo de alta e baixa pressão
- c) Vazão em massa dos dois ciclos
- d) Temperatura da água de alimentação
- e) Pressão de extração
- f) Vazão em massa das extrações.

5. O PROBLEMA DE CONTROLE ÓTIMO DE SISTEMAS DINÂMICOS

Todas as pesquisas sobre o ciclo primário e secundário, foram efetuadas para fornecerem o suporte necessário para executar a otimização da central nuclear. A modelagem do ciclo primário estabelece a relação existente entre a temperatura de entrada e saída do refrigerante do gerador de vapor, com a perda de carga no cerne do reator, que adicionada à perda no trocador de calor, possibilita a determinação da potência de bombeamento consumida pelo circulador. O balanço térmico do ciclo secundário permite determinar a potência mecânica gerada nas turbinas em função das condições do vapor. Desta forma é possível de se determinar a eficiência líquida da central através dos dados de contorno do problema do gerador de vapor.

Assim sendo, a otimização da central é efetuado no gerador de vapor, elemento de ligação entre o ciclo primário e secundário, formulado como um problema de controle

ótimo de sistemas dinâmicos.

5.1 - Colocação do problema

O objetivo do trabalho é apresentar uma metodologia que possa ser utilizada como ferramenta para a escolha da melhor concepção do gerador para o sistema, através da determinação dos valores ótimos dos parâmetros envolvidos:

5.1.1 - Características do gerador de vapor.

Para a formulação do problema, é necessário conhecer a geometria do gerador de vapor. A necessidade de utilizar tubos sem costura e a facilidade de fabricá-los com até 6 metros de comprimento, motivou a escolha da geometria cujas características principais são mostradas na Tab. 5.1. É importante notar que essa escolha atende aos seguintes critérios:

- maior participação nacional na sua fabricação
- geometria simples para facilidade de cálculos
- dimensões compatíveis com as do vaso de pressão.

Sendo o coeficiente de Transferência de Calor médio no escoamento água-vapor maior que a do hélio, o gás deve fluir externamente aos tubos, situação na qual terá maior área de transferência de calor.

Tab. 5.1 Principais características do gerador de vapor

| Características dos tubos | Retos sem costura |
|--|-------------------|
| Material | Aço Inox |
| Diâmetro externo | 3,0 cm |
| Diâmetro interno | 2,0 cm |
| Comprimento | 6,0 m |
| Arranjo dos Tubos: Em quicôncio com os tubos equidistantes 5 cm de centro a centro | |
| Número de tubos por gerador 3 500. | |

Foram analisadas duas concepções possíveis determinando-se em cada uma delas o número de tubos necessários para obter do gerador de vapor o mesmo desempenho do trocador de calor da Central de Hincley-Point. Para os cálculos foram considerados como condições de contorno os dados de temperaturas e pressões do ciclo primário e secundário daquela central inglesa. A primeira concepção foi com o hélio fluindo paralelamente aos tubos, onde a perda de carga do hélio é muito pequena. Em compensação o coeficiente de transferência de calor é pequeno sendo necessária grande área de troca de calor. Isto tornou a concepção inviável devido ao demasiado número de tubos necessários.

A segunda concepção é com o hélio fluindo perpendicularmente aos tubos, guiados por defletores, obtendo-se para este caso 10 500 tubos que divididos em três unidades resultam trocadores de calor de cerca de 6,5 cm de altura por 3 metros de diâmetro.

Sendo viável esta concepção, o problema foi formulado no sentido de determinar os parâmetros térmicos^e e fluidodinâmicos ótimos para esta geometria. Com a determinação da velocidade ótima do hélio no gerador de vapor, será calculado o espaçamento dos defletores.

5.1.2 - Correlações empregadas no gerador de vapor

Para análise de perdas de carga e montagem das equações de transferência de calor foram empregadas as correlações da Tabela 5.2.

O escoamento da água na fase líquida é laminar devido a baixa velocidade, sendo então considerado o número de Nusselt constante.

Na ebulição, o coeficiente de transferência de calor foi calculado considerando-se apenas uma correlação - embora comumente a ebulição seja subdividido em várias etapas representados por expressões empíricas diferentes conforme o desenvolvimento deste fenômeno. Este procedimento foi adotado porque simplifica consideravelmente o sistema de equações sem introduzir erros significativos, já que o coeficiente de transferência de calor, sendo grande na ebulição, sua parcela no cálculo da resistência térmica total é muito pequena.

A perda de carga do sistema água-vapor no gerador de vapor foi desprezada principalmente devido a sua pequena magnitude e visando simplificar a determinação dos

| Fórmulas | Fluido(fase) | Referência |
|---|--------------------------------|------------|
| $N_u = 3,66$ | água(líquido) | (5.1) |
| $h = 3q^{0,7} p^{0,17} \log p$ | água (ebulição) $p < 30$ | (5.2) |
| $h = 4,5q^{0,7} e^{0,01p}$ | água (ebulição) $p \geq 30$ | (5.3) |
| $N_u = 0,023Pr^{0,4} Re^{0,8}$ | hêlio (gás) água (vapor) | (5.4) |
| $\Delta P = \frac{f' G_{max}^2 N}{\rho (6,579 \times 10^{11})} \left(\frac{u_s}{u_b}\right)^{0,14}$ | hêlio | (5.5) |
| $f' = 0,25 + \frac{0,118}{\left(\frac{S_T - D_e}{D_e}\right)^{1,08}} \left(\frac{G_{max} \times D_e}{u_b}\right)^{-0,16}$ | hêlio | (5.6) |

onde

N_u - número de Nusselt

h - coeficiente de transferência de calor ($\text{kcal/h.m}^2 \cdot ^\circ\text{C}$)

p - pressão em atm

q - fluxo de calor ($\text{kcal/h} \cdot \text{m}^2$)

p_r - número de Prandtl

R_e - número de Reynolds

Δp - perda de carga (kgf/cm^2)

G_{max} - fluxo de massa máxima (kg/h.m^2)

N - número de fileiras transversais

- de

5.6

- densidade do fluido (kg/m^3)

f' - fator de atrito

D_e - diâmetro equivalente (m)

S_T - número Stanton

u_b - viscosidade a temperatura de mistura (kg/m.h)

u_s - viscosidade a temperatura do tubo (kg/m.h).

pontos de ebulição e condições de saída do vapor.

5.1.3 - Otimização

Existe um compromisso entre o coeficiente de transferência de calor e a perda de carga do hélio no gerador de vapor. Para melhorar este coeficiente aumenta-se a velocidade do hélio mas como consequência a perda de carga torna-se maior e conseqüentemente aumenta a potência necessária no circulador.

Num gerador de vapor, deseja-se alto coeficiente de transferência de calor, mas também é necessário minimizar a queda de pressão do gás refrigerante. Estas características antagônicas requeridas indicam a possibilidade de encontrar o valor ótimo da velocidade do hélio entre os tubos que maximize o desempenho do gerador.

Foi tomado como uma medida do desempenho do gerador, o rendimento líquido da central ou seja o quociente entre a diferença das potências de eixo do ciclo de vapor e do circulador de hélio e a potência térmica do reator.

$$ID = \frac{PE - PB}{P_t} \quad \text{onde}$$

ID - índice de desempenho

PE - potência de eixo da turbina do ciclo de vapor

PB - potência de bombeamento

P_t - potência térmica do reator.

Nesta medida, consta a influência da velocidade

do hélio na troca de calor representada pela variação ocasionada no rendimento do ciclo de vapor e a influência negativa da perda de carga expressa através da potência de bombeamento.

O problema é formulado no sentido de maximizar a eficiência líquida da Central, encontrando o vetor de valores ótimos dos parâmetros envolvidos na transferência de calor e perda de carga do hélio.

5.2 - Formulação do problema.

Neste item, o problema físico proposto anteriormente é formulado em termos matemáticos na forma usualmente empregada nas aplicações da teoria de controle ótimo de sistemas dinâmicos.

5.2.1 - Definição das variáveis.

Todas variáveis são definidas dentro do gerador de vapor. O ciclo primário e o secundário são associados ao problema através dos valores de entrada e saídas destas variáveis do gerador de vapor.

a) a variável independente

A variável independente do problema representado por t é o parâmetro indicador da posição no gerador de vapor. Sua origem é na entrada da água de alimentação, que na posição de funcionamento do gerador fica na parte infe-

rior. Os símbolos t_i e t_f indicam o início e o fim da área de troca de calor representando a entrada e saída do sistema água-vapor do trocador de calor.

b) variável de controle

A variável de controle é o parâmetro sobre a qual tem-se liberdade de agir, sem a necessidade de respeitar vínculos do tipo dinâmicos impostos pelo problema. Neste caso, a única variável nas condições descritas é a velocidade do hélio no gerador de vapor, que pode ser controlado pelo espaçamento dos defletores. É representado por $u(t)$, conforme a simbologia usual em teoria de controle ótimo de sistemas dinâmicos.

c) variáveis de estado

As variáveis de estado são os parâmetros que sofrem restrições dos vínculos dinâmicos impostos pelo problema. No caso estudado, as variáveis de estado são:

- $X_1(t)$ - entalpia do sistema água-vapor do ciclo de alta pressão
- $X_2(t)$ - entalpia do sistema água-vapor do ciclo de baixa pressão
- $X_3(t)$ - temperatura do hélio
- $X_4(t)$ - perda de pressão do hélio no gerador de vapor
- $X_5(t)$ - fração de tubos do gerador de vapor de alta pressão
- $X_6(t)$ - vazão em massa por tubo do ciclo de baixa pressão.

$X_1(t_f)$ e $X_2(t_f)$ são as entalpias do vapor dos ciclos de alta e baixa pressão respectivamente na saída do gerador e são fornecidas como dados de entrada do programa de balanço térmico do ciclo de vapor. As pressões dos ciclos são determinados pelo programa em função destes dados.

A variável de estado $X_6(t)$ que é a vazão em massa por tubo de baixa pressão relaciona-se com a fração de tubos de alta pressão da seguinte maneira:

$$N(X_5(t) \cdot AM \cdot \Delta HA + (1 - X_5(t))X_6(t) \cdot \Delta HB) = P_t \quad (5.7)$$

onde:

N - é o número total de tubos nos três geradores de vapor

AM - é a vazão em massa por tubo de alta pressão

ΔHA e ΔHB - são respectivamente o ganho de entalpia por unidade de massa de água ao passar pelo gerador de vapor

P_t - potência térmica da Central.

Analisando cuidadosamente a relação 5.7, nota-se que se a variável $X_5(t)$ é um valor entre 0 e 1, deve existir uma relação entre AM e $X_6(t)$ para satisfazer. Traçando-se as curvas de AM versus $X_6(t)$ para vários valores de $X_5(t)$, Fig. 5.1, visualiza-se a região de valores permissíveis para a combinação deste par de parâmetros do problema.

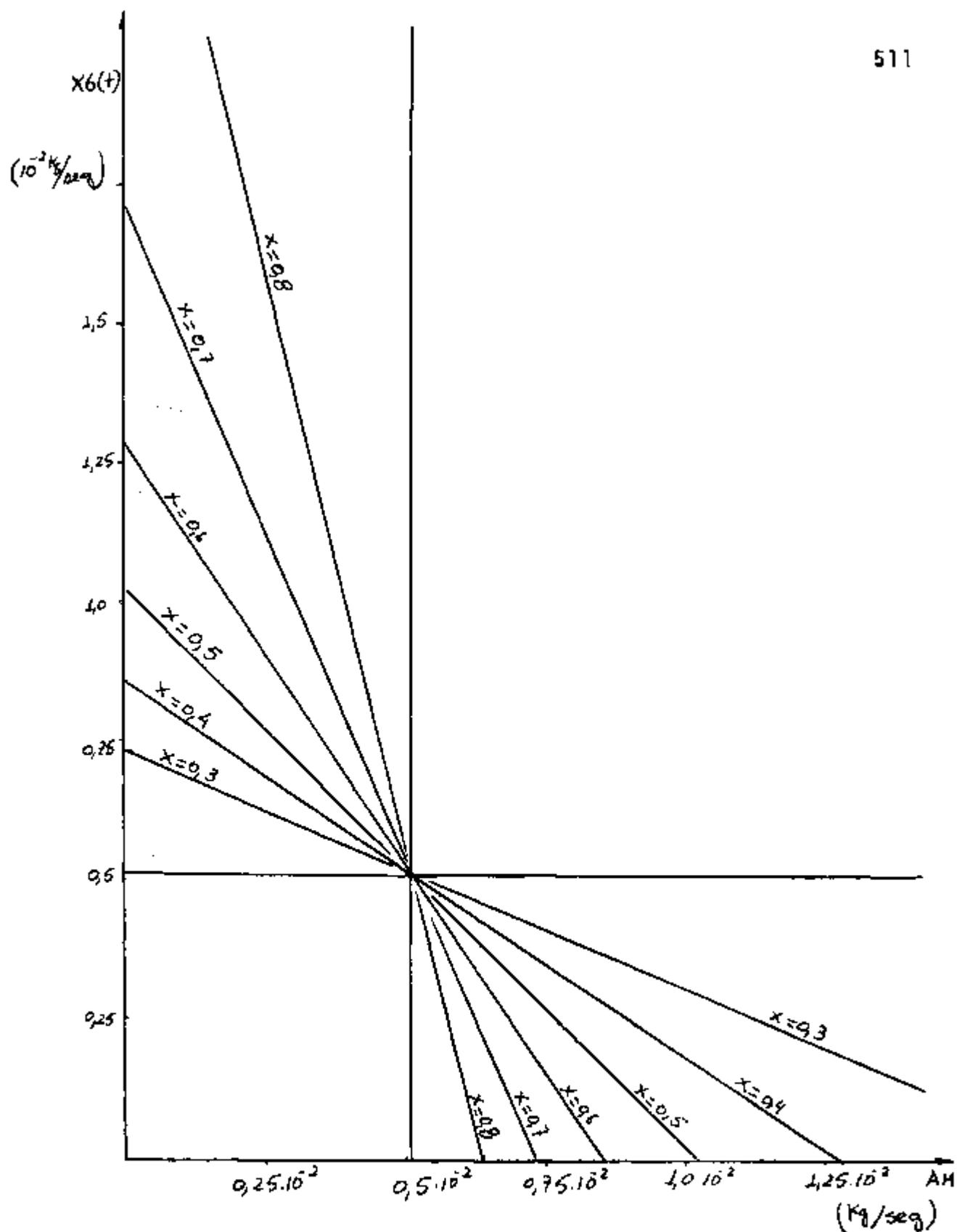


Fig. 5.1 - Fração de tubos de alta pressão do gerador de vapor em função das vazões em massa por tubo de alta e baixa pressão.

5.2.2 - Fundamentos teóricos

A otimização de um sistema pode ser formulada - como um problema de maximização de uma função desempenho. No caso em que a função deve ser minimizada para se atingir a configuração ótima, redefine-se a função desempenho trocando-se o seu sinal. Assim sendo seleciona-se uma função desempenho do sistema, que usualmente é denominada índice de performance IP, e formula-se o problema geral de controle ótimo da seguinte maneira:

$$\text{maximizar } IP = g(t_i, t_f, X(t_i), X(t_f)) \quad (5.8)$$

onde g é uma função expressa em termos dos estados inicial e final do sistema, sendo t a variável independente e t_i e t_f são os seus extremos, conhecidos ou não. X e u são respectivamente os vetores de variáveis de estado e de controle.

A maximização está sujeita a vínculos dinâmicos, que são as equações de estado que definem em cada instante o estado considerado, e vínculos de contorno, que são as condições de contorno do problema, e podem ser expressos respectivamente por:

$$\begin{aligned} \dot{X} &= f(X, u, t) & e \\ \Psi_j &= \Psi(t_i, t_f, X(t_f)) & j = 1, 2, \dots, p \end{aligned}$$

É possível também, aparecer vínculos de desigual

dade nas variáveis de controle, os quais restringem as regiões permissíveis do controle e que são expressos por equações do tipo:

$$C_k(X, u, t) \leq 0 \quad k = 1, 2, \dots, L$$

Do desenvolvimento da teoria de controle ótimo de sistemas dinâmicos obtém-se as condições necessárias para a solução do problema que são as equações adjuntas,

$$\lambda_j = - \frac{\partial H}{\partial X_j} \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (5.9)$$

e as equações de controle,

$$\frac{\partial H}{\partial u_j} = 0 \quad j = 1, 2, \dots, m \quad (5.10)$$

onde H é a hamiltoniana do problema, definida por:

$$H = \sum_{i=1}^n \lambda_i f_i + \sum_{k=1}^L u_k C_k \quad (5.11)$$

λ_i e u_k são multiplicadores de Lagrange e

$$u_k = 0 \quad \text{se} \quad C_k < 0$$

$$u_k \neq 0 \quad \text{se} \quad C_k = 0$$

Para se determinar o vetor de variáveis de controle para cada t , a condição de Weierstrass para a hamíltõ

niana definida da forma apresentada, requer que o sistema de equações resultantes da Eq. 5.10 seja formado apenas pelas equações no ponto mínimo da hamiltoniana. Isto significa determinar o conjunto de valores para o vetor u que minimizam a hamiltoniana.

As condições de contorno dos multiplicadores de Lagrange são estabelecidas pelas condições de transversalidade dados por:

$$\left[\lambda_j(t_i) - \frac{\partial G}{\partial X(t_i)} \right] dX(t_i) = 0 \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (5.12)$$

$$\left[\lambda_j(t_f) + \frac{\partial G}{\partial X(t_f)} \right] dX(t_f) = 0 \quad j = 1, 2, \dots, n \quad (5.13)$$

e quando t_i e t_f não são conhecidos:

$$\left[H(t_i) + \frac{\partial G}{\partial t_i} \right] dt_i = 0 \quad (5.14)$$

$$\left[H(t_f) - \frac{\partial G}{\partial t_f} \right] dt_f = 0 \quad (5.15)$$

onde G é definido por

$$G = g + \sum_{j=1}^p u_j \psi_j$$

u_j são parâmetros desconhecidos introduzidos ao problema

5.2.3 - Equacionamento do problema.

A distribuição da entalpia da água e vapor ao longo dos tubos do gerador é determinada pela equação de troca de calor:

$$\frac{dq}{dt} = \frac{T_h - T_{av}}{\frac{1}{2\pi} \left(\frac{1}{h_e R_e} + \frac{1}{k \ln \frac{R_e}{R_i}} + \frac{1}{h_i R_i} \right)} \quad (5.16)$$

onde: $\frac{dq}{dt}$ - taxa de calor transferido por unidade de comprimento do tubo

T_h - temperatura do hélio

T_{av} - temperatura do sistema água-vapor

R_e e R_i - diâmetro externo e interno dos tubos respectivamente

h_i e h_e - coeficiente de transferência de calor do lado interno e externo respectivamente

k - condutibilidade térmica do tubo.

Para determinar as equações dinâmicas \dot{X}_1 e \dot{X}_2 são feitos as seguintes considerações.

a) em regime estacionário:

$$\frac{dq}{dt} = \dot{m} \frac{dh}{dt}$$

onde \dot{m} - vazão em massa de água por tubo

$\frac{dh}{dt}$ - taxa de entalpia ganha por unidade de comprimento do tubo, ou seja:

$$\frac{dh}{dt} = \dot{X}_1 \quad \text{ou} \quad \dot{X}_2$$

b) T_h - temperatura do h\u00e9lio ou seja:

$$X_3(t) = T_h$$

c) T_{av} - temperatura do sistema \u00e1gua-vapor, fun\u00e7\u00e3o da entalpia, conhecida sua press\u00e3o

$$T_{av} = T_{av}(X_1(t)) \quad \text{ou} \quad T_{av}(X_2(t))$$

d) \dot{m} - vaz\u00e3o em massa de \u00e1gua por tubo \u00e9 no caso de alta press\u00e3o, calculada em fun\u00e7\u00e3o da fra\u00e7\u00e3o de tubos de alta press\u00e3o e da vaz\u00e3o em massa por tubo de baixa press\u00e3o. Para a vaz\u00e3o nos tubos de baixa press\u00e3o $\dot{m} = X_6(t)$ e para os tubos de alta press\u00e3o:

$$\dot{m} = \dot{m}(X_5(t), X(t))$$

e) h_e - coeficiente de transfer\u00eancia de calor - do lado do escoamento de g\u00e1s \u00e9 calculado pela correla\u00e7\u00e3o 5.4 da tabela 5.1, que substituindo-se as propriedades f\u00edsicas do h\u00e9lio em fun\u00e7\u00e3o da temperatura resulta:

$$h_e = \frac{721 + 1,34 \cdot X3}{(2,45 + 0,054 \cdot X3)^{0,6}} u^{0,6} \text{ W/m}^2\text{C} \quad (5.17)$$

f) a condutibilidade t ermica do material do tubo, no caso aço inox  :

$$k = 0,69 \text{ W/m}^0\text{C}$$

g) o coeficiente de transferência de calor do lado da água, calculado através das correla es da tabela 5.1, eqs. 5.1, 5.2, 5.3 e 5.4 resulta: na fase líquida

$$h_i = 126 \text{ W/m}^2\text{C}$$

na ebuli o

$$h_i = 5,8 \dot{q}^7 e^{0,01p} \quad p \geq 3,0$$

ou (5.18)

$$h_i = 3,9 \dot{q}^7 p^{0,17 \log p}$$

$p < 30$ (5.19)

onde q   dado em W/m^2 e p em atmosferas
na região de superaquecimento

para tubos de alta pressão

$$h_i = 1,25 \times 10^5 \dot{m} \text{ W/m}^2\text{C} \quad (5.20)$$

e para tubos de baixa pressão

$$h_i = 1,08 \times 10^5 \dot{m} \text{ W/m}^2\text{C} \quad (5.21)$$

sendo \dot{m} dado em kg/seg.

As equações dinâmicas de $X_1(t)$ e $X_2(t)$ são então da seguinte forma:

$$\dot{X}_1(t) = f_1(X_1(t), X_3(t), X_5(t), X_6(t), u, t)$$

$$\dot{X}_2(t) = f_2(X_2(t), X_3(t), X_6(t), u, t)$$

O perfil, de temperatura do hélio pode ser expresso em função de \dot{X}_1 e \dot{X}_2 :

$$\dot{X}_3(t) = (M_a \dot{X}_1 + M_b \dot{X}_2) / M_h - c_{p_h} \quad (5.22)$$

onde

M_a e M_b são as vazões dos ciclos de alta e baixa pressão respectivamente, determinados em função de $X_5(t)$ e $X_6(t)$

M_h - vazão em massa do hélio

c_{p_h} - calor específico do hélio.

Portanto $\dot{X}_3(t) = f_3(\dot{X}_1(t), \dot{X}_2(t), X_5(t), X_6(t))$

A perda de carga, utilizando as eqs. 5.5 e 5.6 da tabela 5.1 é calculada por passe no gerador de vapor em função da geometria e da velocidade do hélio. A perda de carga então é uma função discreta ao longo do gerador de vapor e para a formulação do problema foi necessário fazer uma aproximação linealizando-a da seguinte forma.

$p = \frac{\Delta p}{\Delta L}$ onde Δp é a perda de carga por passe, ΔL é o espaçamento dos defletores e \dot{p} é a taxa de perda de carga por comprimento do gerador de

vapor.

Este artifício foi utilizado para tornar possível a formulação do problema, não afetando a perda de carga total no gerador de vapor.

Das correlações 5.5 e 5.6 da tabela 5.1 tem-se

$$\Delta p = \frac{0,011 u^{1,84}}{(273 + X3)(2,45 + 0,054)^{-0,16}} \quad \text{atm/passe} \quad (5.23)$$

O espaçamento dos defletores pode ser expresso da seguinte forma:

$$\Delta L = \frac{\frac{M_h}{3}}{A \cdot \rho u} \quad \text{onde:}$$

A - área da seção livre entre os tubos do gerador em m^2

ρ - densidade do hélio em kg/m^3

$$\dot{X}_4(t) = \frac{3,07 \cdot 10^3 \cdot u^{2,85}}{(273 + X3)^2 (2,45 + 0,054 \cdot X3) M_h} \quad \text{Atm/m} \quad (5.25)$$

ou seja $\dot{X}_4(t) = f_4(X3(t), u, t)$

As variáveis $X5(t)$ e $X6(t)$, a fração de tubos de alta pressão e a vazão em massa por tubo de baixa pressão respectivamente são constantes ao longo do gerador de vapor. Portanto

$$\begin{aligned} \dot{X}_5(t) &= 0 \\ \dot{X}_6(t) &= 0 \end{aligned}$$

A potência de eixo PE é calculada pelo programa de balanço térmico, dadas as condições do vapor ou seja $X1(t_f)$, $X2(t_f)$, $X5(t_f)$ e $X6(t_f)$. Determina-se também através deste procedimento as condições iniciais de $X1$ e $X2$ - que são as temperaturas ótimas da água de alimentação.

A potência de bombeamento PB é calculada através das equações 3.28, 3.20 e 3.32 fornecidas as condições de temperatura do hélio, $X3(t_i)$, $X4(t_i)$ e a perda de pressão no gerador de vapor dada por $X4(t_i)$:

A formulação do problema pode ser posto da seguinte forma:

a) Maximizar

$$ID = PE(X1(t_f), X2(t_f), X5(t_f), X6(t_f)) - PB(X3(t_i), X3(t_f), X4(t_i)) \quad (5.26)$$

b) Sujeito aos vínculos

b1) dinâmicos

$$\dot{X}_1(t) = f_1(X1(t), X3(t), X5(t), X6(t), u, t)$$

$$\dot{X}_2(t) = f_2(X2(t), X3(t), X6(t), u, t)$$

$$\dot{X}_3(t) = f_3(\dot{X}_1(t), \dot{X}_2(t), X5(t), X6(t))$$

$$\dot{X}_4(t) = f_4(X3(t), u, t)$$

$$\dot{X}_5(t) = 0$$

$$\dot{X}_6(t) = 0$$

b2) de contorno

$$X1(t_i) = F(X1(t_f), X2(t_f), X5(t_f), X6(t_f))$$

$$X2(t_i) = X1(t_i)$$

$$X4(t_f) = 0$$

onde F é a função que relaciona a condição ótima da água de alimentação com as condições do vapor. Esta relação é estabelecida ponto a ponto através do programa de balanço térmico do ciclo de vapor.

5.3 - Solução

A hamiltoniana definida pela Eq. 5.41 pode ser escrita da seguinte forma:

$$H = \lambda_1 f_1(X1, X3, X5, X6, u, t) + \lambda_2 f_2(X2, X3, X6, u, t) + \lambda_3 f_3(\dot{X}1, \dot{X}2, \dot{X}5, X6) + \lambda_4 f_4(X3, u, t)$$

Desenvolvendo-se as condições necessárias para obter a solução do problema tem-se:

a) equações adjuntas

$$\dot{\lambda}_1 = - \lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X1} \quad (5.27)$$

$$\dot{\lambda}_2 = - \lambda_2 \frac{\partial f_2}{\partial X2} \quad (5.28)$$

$$\dot{\lambda}_3 = - \left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X3} + \lambda_2 \frac{\partial f_2}{\partial X3} + \lambda_4 \frac{\partial f_4}{\partial X3} \right] \quad (5.29)$$

$$\dot{\lambda}_4 = 0 \quad (5.30)$$

$$\dot{\lambda}_5 = - \left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_5} + \lambda_3 \frac{\partial f_3}{\partial X_5} \right] \quad (5.31)$$

$$\dot{\lambda}_6 = - \left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_6} + \lambda_2 \frac{\partial f_2}{\partial X_6} + \lambda_3 \frac{\partial f_3}{\partial X_6} \right] \quad (5.32)$$

b) equação de controle

$$\frac{\partial H}{\partial u} = 0 \quad (5.33)$$

A condição de Weierstrass requer que a equação de controle indique o mínimo da hamiltoniana em relação a $u(t)$ para maximizar o índice de desempenho do problema.

As condições de contorno dos multiplicadores de Lagrange são determinadas pelas condições de transversabilidade que aplicadas ao problema fornecem as equações.

$$\lambda_1(t_1) = v_1 - v_2 \quad (5.34)$$

$$\lambda_2(t_1) = v_2$$

$$\lambda_3(t_1) = - \frac{\partial PB}{\partial X_3(t_1)} \quad (5.36)$$

$$\lambda_4(t_1) = - \frac{\partial PB}{\partial X_4(t_1)} \quad (5.37)$$

$$\lambda_5(t_1) = 0 \quad (5.38)$$

$$\lambda_6(t_1) = 0 \quad (5.39)$$

$$\dot{\lambda}_4 = 0 \quad (5.30)$$

$$\dot{\lambda}_5 = - \left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_5} + \lambda_3 \frac{\partial f_3}{\partial X_5} \right] \quad (5.31)$$

$$\dot{\lambda}_6 = - \left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_6} + \lambda_2 \frac{\partial f_2}{\partial X_6} + \lambda_3 \frac{\partial f_3}{\partial X_6} \right] \quad (5.32)$$

b) equação de controle

$$\frac{\partial H}{\partial u} = 0 \quad (5.33)$$

A condição de Weierstrass requer que a equação de controle indique o mínimo da hamiltoniana em relação a $u(t)$ para maximizar o índice de desempenho do problema.

As condições de contorno dos multiplicadores de Lagrange são determinadas pelas condições de transversabilidade que aplicadas ao problema fornecem as equações.

$$\lambda_1(t_i) = v_1 - v_2 \quad (5.34)$$

$$\lambda_2(t_i) = v_2$$

$$\lambda_3(t_i) = - \frac{\partial PB}{\partial X_3(t_i)} \quad (5.36)$$

$$\lambda_4(t_i) = - \frac{\partial PB}{\partial X_4(t_i)} \quad (5.37)$$

$$\lambda_5(t_i) = 0 \quad (5.38)$$

$$\lambda_6(t_i) = 0 \quad (5.39)$$

Na tabela 5.3 resume-se o problema

| Tab. 5.3 Resumo do problema | | |
|--|--|---|
| Condições Iniciais (t_i) | Equações diferenciais | Condições Finais (t_f) |
| F | $\dot{X}_1(t) = f_1(X_1, X_3, X_5, X_6, u, t)$ | - |
| $X_1(t_i)$ | $\dot{X}_2(t) = f_2(X_2, X_3, X_6, u, t)$ | - |
| - | $\dot{X}_3(t) = f_3(\dot{X}_1, \dot{X}_2, X_5, X_6, t)$ | - |
| - | $\dot{X}_4(t) = f_4(X_3, u, t)$ | 0 |
| - | $\dot{X}_5(t) = 0$ | - |
| - | $\dot{X}_6(t) = 0$ | - |
| V1-V2 | $\dot{\lambda}_1(t) = -\frac{\lambda_1 f_1}{\partial X_1}$ | $-\frac{\partial PE}{\partial X_1(t_f)} - V_1 \frac{\partial F}{\partial X_1(t_f)}$ |
| V2 | $\dot{\lambda}_2(t) = -2 \frac{\partial f_2}{\partial X_2}$ | $-\frac{\partial PE}{\partial X_2(t_f)} + V_1 \frac{\partial F}{\partial X_2(t_f)}$ |
| $-\frac{\partial PB}{\partial X_3(t_i)}$ | $\dot{\lambda}_3(t) = -\left(\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_3} + \lambda_2 \frac{\partial f_2}{\partial X_3} + \lambda_4 \frac{\partial f_4}{\partial X_4}\right)$ | $\frac{\partial PB}{\partial X_3(t_f)}$ |
| $-\frac{\partial PB}{\partial X_4(t_i)}$ | $\lambda_4(t) = 0$ | V3 |
| 0 | $\lambda_5(t) = -\left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_5} + 3 \frac{\partial f_3}{\partial X_5}\right]$ | $-\frac{\partial PE}{\partial X_5(t_f)} + V_1 \frac{\partial F}{\partial X_5(t_f)}$ |
| 0 | $\lambda_6(t) = -\left[\lambda_1 \frac{\partial f_1}{\partial X_6} + 2 \frac{\partial f_2}{\partial X_6} + 3 \frac{\partial f_3}{\partial X_6}\right]$ | $-\frac{\partial PE}{\partial X_6(t_f)} + V_1 \frac{\partial F}{\partial X_6(t_f)}$ |

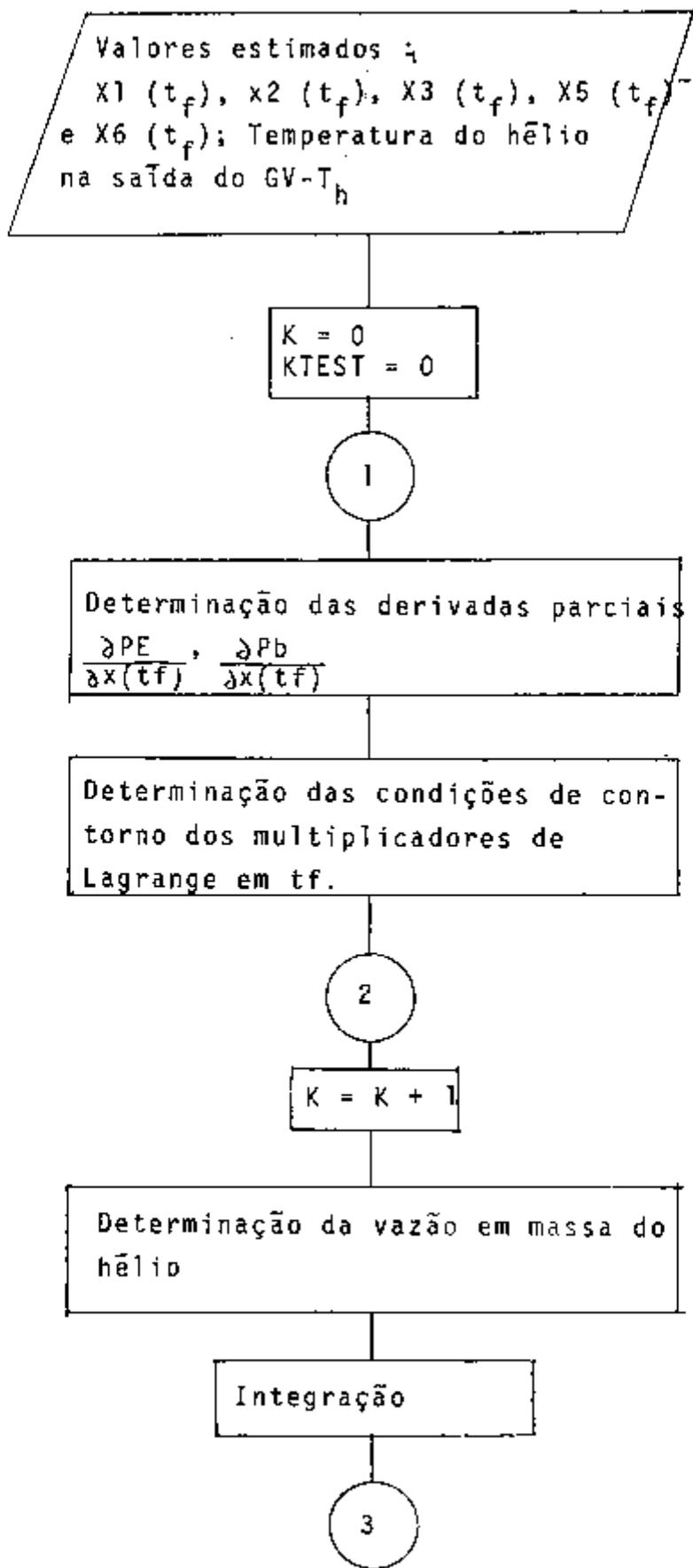


Fig. 5.2 - Fluxograma das operações do programa de reiterações utilizado na resolução do sistema de equações diferenciais.

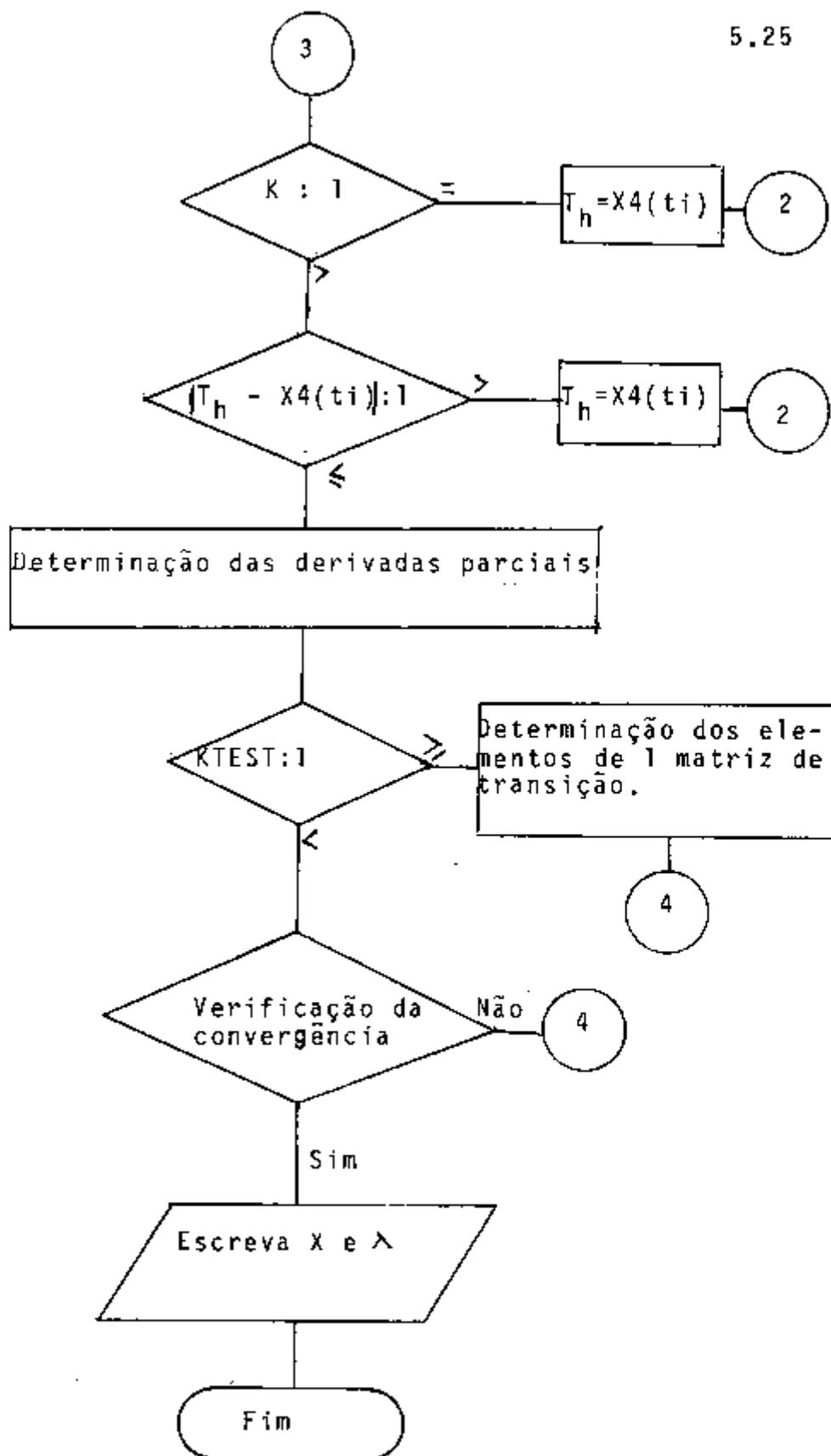


Fig. 5.2 - Continuação

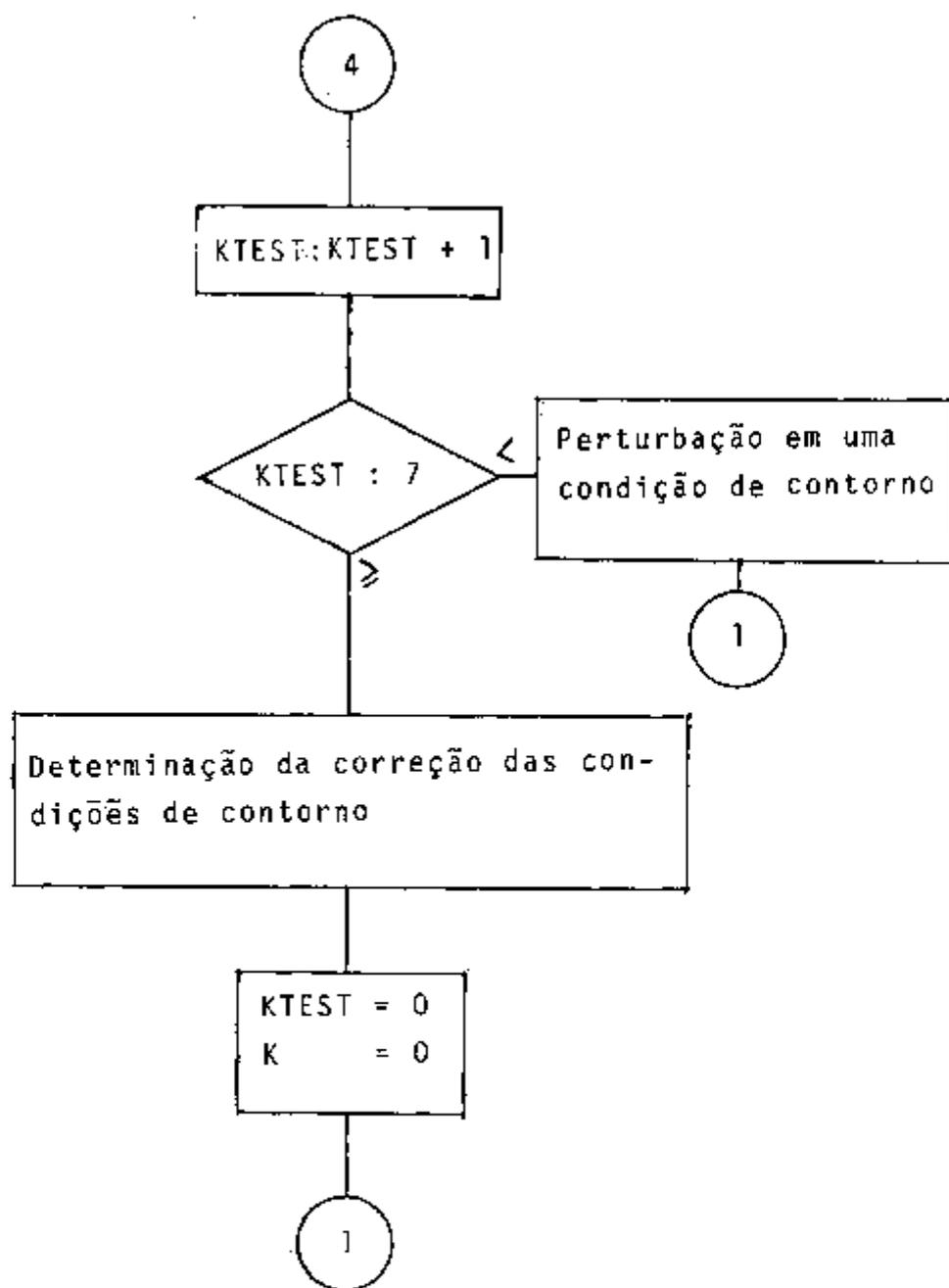


Fig. 5.2 - Continuação.

6 - RESULTADOS, COMENTÁRIOS E SUGESTÕES.

Uma dificuldade para a integração do sistema de equações é a estimação do primeiro conjunto de condições de contorno para iniciar o processo de iteração.

Os dados, até certo ponto convergentes, dos reatores Magnox indicam uma boa opção para esta estimativa e o método numérico de perturbação empregado foi escolhido baseando-se na hipótese de tais dados estarem próximos das condições de contorno ótimas. Verificou-se posteriormente que a geometria do gerador de vapor considerado, diferente das usinas nucleares da mesma linha existentes, não permite a utilização destes valores, sendo então necessário determinar um conjunto de condições coerentes com o sistema estudado.

6.1 - Resultados preliminares.

O método numérico de perturbação empregada, exi

ge que o conjunto de valores estimados para as condições de contorno desconhecidas, do sistema de equações diferenciais da Tab. 5.3, esteja próxima da solução do sistema. Conhecendo-se o comportamento das variáveis de estado, procurou-se corrigir as suas condições de contorno no sentido de minimizar os seus erros ao final da reintegração. Este procedimento entretanto, não modificou os erros nos multiplicadores de Lagrange, impedindo a convergência do sistema.

Apresenta-se na Tab. 6.1 e Fig. 6.1, os resultados preliminares obtidos, já que apesar de verificarem razoavelmente os vínculos físicos do problema, não representam a sua solução, pois não satisfazem as condições de transversalidade dos multiplicadores de Lagrange. No ítem 6.3 são apresentadas algumas sugestões para a obtenção da solução numérica do sistema de equações.

Tabela 6.1 - Resultados preliminares

| | |
|--|---|
| Temperatura do hélio - entrada e saída do GU | 427 - 276°C |
| Temperatura do vapor água - saída e entrada AP | 310 - 117°C |
| Temperatura do vapor água B.P. | 345 - 124°C |
| Vazão em massa - ciclo de A.P. e B.P. | 27,3 - 15,1 Kg/seg |
| Vazão em massa por tubo de A.P. e B.P. | $4,1 \times 10^3$ - $4,5 \times 10^3$ kg/seg |
| Números de tubos do GV - A.P. e B.P. | 6600 - 3400 |
| Perda de pressão de hélio no cerne do reator | 0,157 atm |

| | |
|-----------------------------------|-----------|
| Perda de pressão do hélio no G.V. | 0,393 atm |
| Rendimento do ciclo de vapor | 29,34 % |
| Rendimento líquido da Central | 25,28 % |

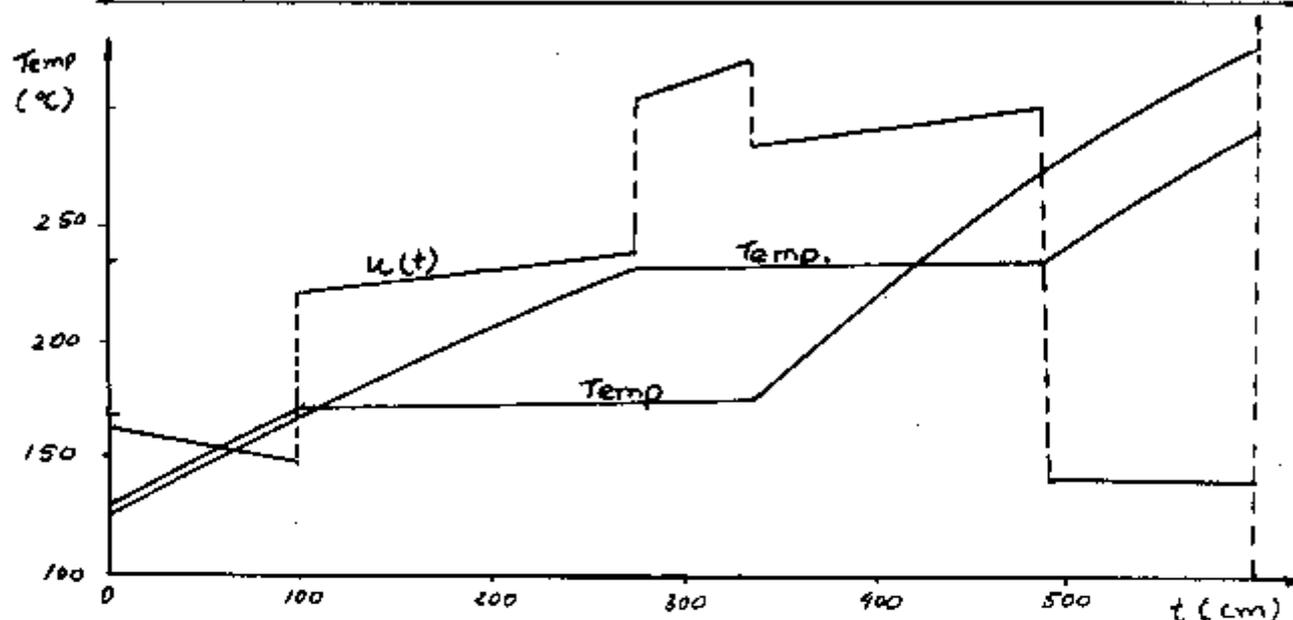


Fig. 6.1 - Resultados preliminares.

Para o processamento do programa   necessário conhecer a vazão em massa do hélio que são   determinável conhecendo-se a diferença de temperatura de entrada e saída do hélio do cerne do reator. A temperatura de saída do cerne, considerada a mesma na entrada do gerador de vapor   conhecida ao iniciar o processo de integra o do sistema.

Estima-se então um valor para a temperatura de saída do hélio do gerador de vapor, calculando-se posteriormente a vazão em massa do hélio para poder efetuar a integra o. O valor estimado   corrigido pelo resultado obtido da integra o, sendo repetido o processo até que o erro seja desprezível. Normalmente em tres intera oes, o erro torna-se

menor que 1°C na temperatura do hélio.

Outra dificuldade   relativa a determina o das derivadas parciais utilizadas para estabelecer as condi es de contorno dos multiplicadores de Lagrange. A potência de eixo, por ser uma fun o bem comportada, em rela o às condi es do vapor, não cria restri es na determina o das derivadas, mas por sua vez, a temperatura da água de alimenta o sendo discreta, devido a forma de determina o da pressão ótima de extra o no programa de balanço térmico do ciclo de vapor, introduz uma série de dificuldades. Para contornar estes problemas, a temperatura da água de alimenta o foi tomada como constante igual a 110°C , já que a dependência do rendimento do ciclo de vapor   fraca com este parâmetro e o valor ótimo não deve ser muito diferente do fixado.

Desta forma, as condi es de contorno de $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_5$, e λ_6 . são determináveis pelas derivadas parciais da potência de eixo da turbina.

6.2 - Comentários

Os comentários são feitos a fim de fornecer todas as coordenadas da situa o atual da pesquisa e também no sentido de auxiliar na possível continuidade do trabalho.

6.2.1 - Passo da integra o

O comportamento das variáveis envolvidas na integra o permite que a determina o do passo não seja rigorosa

jã que esta escolha não introduz erros significativos nos resultados. Neste trabalho para a obtenção dos resultados preliminares foi utilizado passo de 20 cm, ou seja, 1/30 do comprimento do gerador de vapor. Para cálculos posteriores mais refinados, sugere-se um passo menor na integração numérica do sistema.

6.2.2 - Normalização das variáveis.

Na subrotina utilizada para efetuar a integração numérica é preciso estabelecer um erro absoluto máximo permitido por passo, em todas as variáveis do sistema. Devido o fato de se trabalhar com variáveis de ordem de grandeza diferentes foi necessário fazer uma normalização destes valores. Foram redefinidas as variáveis, dividindo-as pelas suas respectivas condições iniciais, desde que estas sejam diferentes de zero. Desta forma, foi possível através de um erro limite absoluto fornecido pelo programa, estabelecer os erros máximos relativos às condições iniciais de cada variável envolvida. A única variável que possui condição inicial nula é a perda de carga no gerador de vapor que apresenta valores entre 0 e 1, sendo então da mesma ordem de grandeza das variáveis normalizadas.

6.2.3 - Erro por passo

A dependência quase linear das variáveis, principalmente a temperatura e entalpia em relação à variável -

independente, permite fixar um erro bastante pequeno em quase todo domínio da integração. No início e no fim da ebulição, devido a descontinuidade ^{observada} da temperatura, ocorrem erros grandes, proporcionais ao tamanho do passo. Num cálculo preciso é necessário a subdivisão dos passos, onde ocorrem estes fenômenos. Assim sendo, para economia no tempo de computação, estabeleceu-se um limite que não exigisse a subdivisão dos passos, admitindo-se erros por passo de até 0,01 ou seja, até 1% da condição inicial.

6.2.4 - Critérios para estabelecimento das condições iniciais da integração.

Com a simplificação efetuada, fixando-se a temperatura de entrada da água de alimentação no gerador de vapor, são as seguintes as condições de contorno desconhecidas em t_f : X_1 e X_2 , entalpia do vapor de alta e baixa pressão, X_3 : temperatura do hélio, X_5 : vazão em massa por tubo de A.P., X_6 : fração de tubos de A.P. e λ_4 .

Sendo $\lambda_4(+) = 0$, e havendo a necessidade de efetuar a integração com as mesmas condições iniciais, várias vezes para determinar a vazão em massa do hélio, o valor estimado inicialmente para $\lambda_4(t_f)$ é corrigida na segunda integração, determinando-se a condição $\lambda_4(t_f)$ através da Eq. 5.42, calculado com as condições em t_i da primeira integração. Desta forma, o desvio nas outras integrações, de $\lambda_4(t_i)$ em relação ao valor calculado pela Eq. 5.42 nas novas condições

será menor, ajudando na convergência do sistema de equações.

Outro fato observado nas tentativas de obter a convergência é a relação que deve existir entre as condições em t_f das variáveis de estado para satisfazer os vínculos de contorno de x_1 e x_2 em t_i . Pode-se minimizar o erro nestas condições de contorno, manipulando-se os dados iniciais estimados, aumentando ou diminuindo a diferença de temperatura entre o hélio e a água, ou também variando-se a vazão em massa de água por tubo de alta ou baixa pressão no gerador de vapor.

6.2.5 Variável de Controle

A variável de controle determina pela minimização da Hamiltoniana, é a velocidade do hélio entre os tubos do gerador de vapor. Os resultados preliminares indicam que a velocidade do hélio deve ser maior nas regiões onde ocorrem a ebulição (Fig. 6.1)

Isto é explicado pelo fato de nestas regiões, a principal parcela de resistência térmica ser devido à convecção na parede externa dos tubos, fazendo com que a velocidade do fluido influa fortemente na taxa de transferência de calor. Já nas regiões de aquecimento do líquido ou superaquecimento do vapor, a convecção na parede interna contribui significativamente na resistência térmica global, diminuindo a influência da velocidade do hélio na taxa de troca de calor.

6.2.6 - Comentários finais

Apesar das variáveis de estado nos resultados preliminares verificarem razoavelmente as condições de contorno impostas pelo problema, não foi possível fazer convergir o vetor dos multiplicadores de Lagrange com o método numérico utilizado.

A grande sensibilidade dos multiplicadores de Lagrange é a principal responsável pelos grandes erros obtidos em t_i , fazendo com que se perca a linearidade entre a perturbação dada em t_f e o desvio obtido em t_i , condição esta necessária para se utilizar o conceito de matriz de transição empregado no método de perturbação utilizado.

Verificou-se nas tentativas de melhorar as estimativas das condições iniciais de integração que a variação no rendimento líquido da central é muito pequena, sugerindo que as condições ótimas, a eficiência da central não seja muito diferente da obtida nos resultados preliminares.

A baixa eficiência térmica da central é devida à geometria pouco favorável do gerador de vapor. Do processo de otimização decorreu um valor baixo para a velocidade da mistura água-vapor, ocasionando uma elevada resistência à troca de calor do lado interno dos tubos. Apesar da baixa velocidade da mistura água-vapor, devido ao pequeno comprimento dos tubos do gerador de vapor, o tempo que uma certa quantidade de água, permanece recebendo calor no interior de gerador de vapor é pequeno. Estes fatores exigiram uma grande

diferença de temperatura entre o vapor produzido e o hēlio - quente, ocasionando baixo rendimento tērmico no ciclo de va - por.

6.3 - Sugestões.

Neste trabalho, deu-se ênfase à modelagem do ci - clo primário e secundário da central nuclear, necessárias para a formulação do problema, deixando o método numérico num plano secundário apenas para mostrar a viabilidade de se en - contrar a solução ótima do sistema.

Nota-se que apesar da modelagem ser feita para - um reator refrigerado à gás, com a finalidade de produzir - energia elētrica, o procedimento pode ser usado com as neces - sárias modificações em problemas similares, tais como: ciclo de vapor de centrais termoeletricas, ciclos para propulsão, ciclos de vapor com extrações para processos industriais.

As sugestões a seguir são expostos no sentido de auxiliar no desenvolvimento de um método numérico mais preci - so e de apresentar algumas alternativas de modificação do - problema formulado.

6.3.1 - Simplificações.

O enfoque proposto inicialmente no trabalho foi ambicioso em demasia, principalmente devido a inexistência de publicações de pesquisas similares sobre aplicação de teo - ria de controle ótimo em projetos de elementos tērmicos. Ape

sar das simplificações efetuadas nos vínculos de contorno - dando maior estabilidade às condições de contorno, o problema tornou-se sofisticado em demasia, do ponto de vista numérico, devido ao número muito grande de equações diferenciais envolvidas.

Sugere-se então simplificar mais o problema, substituindo o ciclo dual pelo ciclo de vapor simples sem reaquecimento, diminuindo assim de 6 para 4 o número de variáveis de estado. Esta abordagem do problema não representa a situação real do projeto, mas alivia em muito as dificuldades surgidas, além de servir como um trabalho de base sobre o qual futuras modificações são possíveis de serem efetuadas, no sentido de poder considerar as mais diversas concepções viáveis para o ciclo de vapor de uma central nuclear.

6.3.2 - Métodos numéricos

Existem duas alternativas de linha de trabalho para encontrar a solução numérica do problema proposto inicialmente. A primeira, hierarquicamente do ponto de vista prático, é continuar com o método de perturbação com o qual foi iniciado o estudo. A outra opção é estudar a aplicação de um outro método numérico.

Tomando-se as precauções expostas no item 6.2, sugere-se estudar o comportamento dos multiplicadores de Lagrange em t_i , para diferentes conjuntos de condições de contorno estimados em t_f . Estes valores estimados devem ser es-

colhidos de tal maneira a varrer toda região possível da solução do problema. Com este procedimento, pode-se estabelecer critérios para a escolha de bons valores para as condições iniciais, com as quais será possível fazer convergir o sistema de equações, aplicando-se o método da perturbação. Deve-se no entanto, observar que esta tarefa será árdua já que o número de combinações possíveis é muito grande, mesmo tomando-se apenas algumas alternativas de cada variável de estado.

Na escolha de um outro método numérico para o problema, sugere-se o método do gradiente de primeira ordem / 3 / que não necessita de boa estimativa para iniciar o processo de interação, caracterizando-se por ter bom desempenho de convergência somente quando se está longe da solução ótima. Pode-se então fazer uma combinação, utilizando-se os resultados deste método como dados iniciais para o método da perturbação, para obter resultados bastante refinados.

Pode-se também obter a solução aproximada do problema, resolvendo o sistema de equações por diferenças finitas. O método consiste em substituir as equações diferenciais por equações algébricas em posições devidamente escolhidas na variável independente. Obtem-se assim, um sistema de equações algébricas nas variáveis de estado e nos multiplicadores de Lagrange nestas posições. Uma desvantagem do método é o grande número de equações que se obtem, que é igual ao produto do número de equações diferenciais pelo número de pontos em que se divide o sistema. No problema estudado, tomando-se

20 posições no gerador de vapor, tem-se 200 valores a serem determinados (10 equações diferenciais), ou seja, um sistema algébrico de 200 equações. A matriz dos coeficientes das equações algébricas apresenta uma série de zeros, devido ao fato das equações dependerem dos valores das variáveis que não sejam de pontos vizinhos. Esta propriedade da matriz permite o desenvolvimento de métodos de resolução do sistema, tornando viável a aplicação deste procedimento em problemas similares ao estudado.

6.3.3 - Utilização do procedimento.

São expostos neste item algumas sugestões para aplicação do procedimento que podem ser utilizadas no sentido de estabelecer a melhor concepção ou alternativa em algumas partes da central nuclear.

Na modelagem do ciclo primário foi considerado o canal de refrigeração e secção constante ao longo do cerne do reator. Existem alguns trabalhos / 5/ feitos no sentido de estrangular o canal de refrigeração nas regiões onde a geração de calor é mais intensa, aumentando a velocidade do hélio nesta parte, e conseqüentemente melhorando a eficiência de remoção de calor. Otimizando o sistema para o ciclo primário modelado com a secção transversal do canal constante e estrangulado, pode-se avaliar quantitativamente as vantagens deste procedimento em termos de ganho de eficiência líquida da central.

É possível também fazer um estudo sobre a influência da pressão do refrigerante na eficiência líquida da central, que pode ser utilizado na determinação dessa pressão em função do projeto do vaso de pressão do reator.

A geometria do gerador de vapor considerado não é favorável ao sistema, sendo mantido neste trabalho apenas devido a facilidade de encontrar correlações empíricas de troca de calor e perdas de carga para esta concepção. Para trabalhos futuros sugere-se melhorar esta geometria, trocando-se os tubos retos por tubos em U, ou helicoidais. Desta forma, pode-se aumentar a velocidade da água, aumentando o coeficiente de transferência de calor, ou pode-se aumentar o tempo de permanência da água no gerador para obter vapor nas condições mais próximas da temperatura do hélio na saída do reator.

Outra pesquisa possível é sobre o número ótimo de aquecedores regenerativos. Considerando apenas o ciclo de vapor, é possível de determinar este valor com uma análise econômica do sistema, mas sendo a temperatura da água de alimentação, determinada em função deste parâmetro, uma condição de contorno do projeto térmico do gerador de vapor, torna-se necessário fazer uma análise global do sistema. Isto porque conforme a geometria do gerador é vantajoso que a temperatura da água de alimentação seja maior ou menor, dependendo do seu desempenho na troca de calor, influenciando na determinação do número ótimo de aquecedores do ciclo de vapor. Deve-se en

tão fazer um estudo da eficiência líquida da central em função do número de aquecedores para cada tipo de gerador de vapor considerado, e através da análise econômica, determinar o valor ótimo para cada caso.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. BABCOCK & WILCOX COMPANY (THE) editores, Steam, its generation and use. New York, B & W, 1960.
2. BALTAZAR, O. Definições preliminares dos parâmetros do projeto de um reator nuclear experimental de potência, utilizando urânio natural e grafita e refrigerado por gás hélio. São Paulo, 1976, (Dissertação de mestrado).
3. BRYSON JR., A.E. & HO, Y.C. Applied optimal Control. New York, Wiley, 1975.
4. CITRON, S.J. Elements of optimal control. New York, Holt, Rinehart and Winston, 1969.
5. COELHO, J.C.M. & PIMENTA, M.M. Análise de uma passagem com características especiais de transferência de calor para refrigeração de elementos combustíveis de reatores nucleares. |Trabalho apresentado ao IV COBEM, Florianópolis, Dezembro 1977|.

6. EL-WAKIL, M.M. Nuclear heat transport. London, International Textbook, 1971.
7. EL-WAKIL, M.M. Nuclear energy conversion. London, Intext Educational Publ., 1971.
8. FROST, B.R.T. do WALDRON, M.B. Nuclear reactor materials. London, Temple Press, 1959. (nuclear engineering monographs, 7).
9. GOLDSCHMIDT, P. Minimum critical mass in intermediate reactors subject to constraints on power density and fuel enrichment. Nucl. Sci. Engng, New York, 49:263-73, 1972.
10. HALL, W.B. Reactor heat transfer. London, Temple Press, 1959, (Nuclear engineering monographs, 3).
11. HILDEBRAND, F.B. Introduction to numerical analysis. New York, McGraw-Hill, 1956.
12. KAYS, W.M. & LONDON, A.L. Compact heat exchangers. New York, McGraw-Hill Book. Company, 1954.
13. KEENAN, J.H. & KEYES, F.G. Thermodynamic properties of steam, New York, 1936.
14. KONUK, A.A. Pressure and flow distribution in the subchannels of rod bundles with segmental baffles. University of California - Santa Barbara, june 1975 (Dissertação de doutorado).

15. KREITH, F. Princípios da transmissão de calor (Principles of heat transfer). São Paulo, E. Blücher, 1969.
16. KUTATELADZE, S.A. & Borishansku, V.M. A concise encyclopedia of heat transfer. Oxford, Pergamon Press, 1966.
17. LAMARSCH, J.R. Introduction to nuclear reactor theory. Reading, Mass, Addison, Wesley, 1966.
18. MARGEM, P.H. Nuclear reactor optimization. London, Temple Press, 1960. (Nuclear Engineering monographs, 9)
19. PONTRYAGIN, L.S. et alii. The mathematical theory of optimal processes. Oxford, Pergamon, 1964.
20. POULTER, D.R., ed. The design of gas-cooled graphite-moderated reactors. London Oxford Univ. Press, 1963.
21. RAY, A. & Bowman, H.F. A nonlinear dynamic model of a one through subcritical steam generator. Transactions of the asme: 332-39, sept, 1976.
22. ROBERTS, J.J. & Smith Jr, H.P. Time optimal solution to the reactivity-xenon shutdown problem. Nucl. Sci. Engng New York, 22: 470-E, 1965.
23. SANTOS, W.N. dos. Cálculo da distribuição ótima de combustível que maximiza a retirada de potência de um reator São Paulo, 1977. (Dissertação de mestrado)
24. SCHNACKEL, H.C. Formulations for the thermodynamic properties of steam and water. Trans. Am. Soc. Mech. Engrs. New York, : 956-71, May, 1958.

25. SEWARD, H.L., ed. Marine engineering. New York, The society of naval architects and marine engineers, 1962, V2, p. 43 e 48.
26. SILVA, R.B. Manual de termodinâmica - Transmissão de calor. São Paulo, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1970.
27. SMITH, A. Desenvolvimento das grandes turbinas a vapor para a produção de energia elétrica. Palestra no DEM-EPUSP, nov, 1976.
28. SZPICZKOWSKI, L. Aspectos técnico-econômicos de geradores de vapor em sistemas nucleares HTR. São Paulo, 1972 (Dissertação de Mestrado).
29. UNITED NATIONS, Geneva. Proceedings of the second United Nations international conference on the peaceful uses of atomic energy, held in Geneva, September, 1, September 13, 1958, V.7: Reactor technology, Geneva, 1958.
30. VARADI, G. Thermodynamische stoffwerte von helium. Schweiz, Eidgenössisches Institut für Reaktorforschung, 1969 (TM-IN-410)
31. WOOTON, W.R. Steam cycles for nuclear power plant. London, Temple Press, 1958. (Nuclear engineering - monographs, 6)