

ROTOR EÓLICO DARRIEUS: UM ESTUDO EXPERIMENTAL

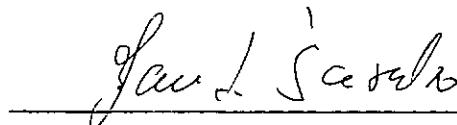
*Júlio César Passos*

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DA COORDENAÇÃO DOS PROGRAMAS DE  
PÓS-GRADUAÇÃO DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M. Sc.) EM ENGENHARIA MECÂNICA

Aprovada por:



Prof. Miguel Hiroo Hirata  
(Presidente)



Prof. Jan Leon Scieszko



Prof. Alcir de Faro Orlando



Prof. Archibald Joseph Macintyre

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

DEZEMBRO DE 1984

PASSOS, JÚLIO CÉSAR

Rotor Eólico Darrieus: Um Estudo Experimental (Rio de Janeiro)

1984

XVIII, 105 p. 29,7 cm (COPPE/UFRJ, M. Sc., Engenharia Mecâni-  
ca, 1984)

Tese - Universidade Federal do Rio de Janeiro. COPPE

1.

I. COPPE/UFRJ

II. Título (Série)

A Julieta e ao  
nosso filho  
Graciliano.

RESUMO DA TESE APRESENTADA À COPPE/UFRJ COMO PARTE DOS REQUISITOS  
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM CIÊNCIAS (M. Sc.)

ROTOR EÓLICO DARRIEUS: UM ESTUDO EXPERIMENTAL

*Júlio César Passos*

Dezembro de 1984

ORIENTADOR: Miguel Hiroo Hirata

PROGRAMA: Engenharia Mecânica

Trata-se de uma análise do desempenho de rotores eólicos Darrieus com pás retilíneas e pás troposkianas e comparação entre os perfis simétricos NACA 0012 e NACA 0015.

O trabalho consistiu na construção de um freio dinamométrico de Prony e de modelos em escala reduzida (altura = diâmetro = 500 mm) que foram testados em um túnel de vento com área da seção de testes igual a  $1 \text{ m}^2$  e velocidade máxima de vento em torno de 8,0 m/s. Os resultados experimentais foram comparados com aqueles dos modelos teóricos.

ABSTRACT OF THESIS PRESENTED TO COPPE/UFRJ AS PARTIAL FULFILLMENT  
OF THE REQUIREMENTS FOR THE DEGREE OF MASTER OF SCIENCE (M. Sc.)

DARRIEUS WINDMILL: A EXPERIMENTAL STUDY

*Júlio César Passos*

Dezembro de 1984

CHAIRMAN: Miguel Hiroo Hirata

DEPARTMENT: Mechanical Engineering

Performance analyse of a Darrieus rotor with straight and troposkien blades using NACA 0012 and NACA 0015 profiles was realized.

A reduzed scale model (height = diameter = 500 mm) with "Prony" brake dynamometer was tested in a wind tunnel with a 1 m<sup>2</sup> test section and maximum wind velocity of 8,0 m/s.

The experimental results were compared with those of the theoretical computer model.

AGRADECIMENTOS

Um trabalho experimental desta natureza, por mais simples que seja, acaba envolvendo muitas pessoas que, direta ou indiretamente, contribuem de uma forma muito decisiva para a sua execução. Cabe, aqui, um agradecimento às seguintes pessoas:

ao Prof. Miguel Hiroo Hirata por suas observações sempre úteis;

aos demais professores do Programa de Engenharia Mecânica da COPPE-UFRJ;

aos técnicos da oficina mecânica da COPPE na pessoa do Sr. Álvaro Fraga;

ao Sr. José Elias Passos, meu pai, que colaborou na construção das pás de madeira;

ao técnico Celestino que deu o acabamento do perfil aerodinâmico às pás de madeira;

ao Prof. José M. de Aguiar Martins, diretor do Centro de Formação Euvaldo Lodi (SENAI), que possibilitou a construção dos gabaritos dos perfis NACA 0012 e NACA 0015;

aos técnicos Carlos Humberto Lionel de Souza e José Carlos Stockler;

ao Sr. Avelino Martins, do laboratório de soldas da COPPE-Metalurgia;

aos colegas "do vento" Miguel Dabdab Calache, Ivo Rischbieter e Sérgio Kafuri;

ao colega Luiz Cláudio Vieira Fernandes, cujo incentivo foi muito importante durante a realização deste trabalho;

ao colega Nísio Brum pelo seu grande incentivo;

ao colega Tiong Hiap Ong com quem discuti muitas das questões aqui tratadas;

ao quinto anista de Eletrônica Paulo George Guimaraes Maier pelo valioso trabalho de montagem e calibração do circuito conversor freqüência/voltagem;

à Daisy pela eficiente datilografia.

NOMENCLATURA ADOTADA

N : número de pás do rotor

c : corda da pá

L : comprimento da pá

$A_v$  : área varrida pelo rotor

$A_T$  : área de seção de testes do túnel de vento II

$\lambda$  : razão de aspecto da pá

R : raio máximo do rotor

r : raio de uma seção qualquer do rotor

I : momento de inércia do conjunto girante

$I_{sem\ pás}$  : momento de inércia do conjunto girante sem as pás do rotor

$C_D$  : coeficiente de arrasto

$C_{D_0}$  : coeficiente de arrasto para ângulo de incidência nulo

$C_L$  : coeficiente de sustentação

$C_T$  : coeficiente de força tangencial

$F_D$  : força de arrasto

$F_L$  : força de sustentação

$F_T$  : força tangencial

- $C_T$  : coeficiente de torque
- $C_p$  : coeficiente de potência
- $V_\infty$  : velocidade do escoamento não perturbado
- $V$  : velocidade do escoamento na região do rotor
- $W$  : velocidade relativa do vento
- $a$  : fator de interferência,  $a \equiv 1 - \frac{V}{V_\infty}$
- $RV$  : razão de velocidade,  $RV \equiv \frac{\omega R}{V_\infty}$
- $\rho$  : massa específica do ar
- $\alpha$  : ângulo de ataque
- $\beta$  : ângulo de inclinação da pâ
- $\theta$  : ângulo de posição da pâ
- $\omega$  : velocidade angular do rotor
- $\nu$  : coeficiente de viscosidade cinemática,  $\nu \equiv \frac{\mu}{\rho}$
- $Re_C$  : Reynolds definido em relação à corda,  $Re_C \equiv \frac{\omega R c}{\nu}$
- $\sigma$  : solidez do rotor,  $\sigma \equiv \frac{NcL}{A_V}$

ÍNDICE

	<u>Pág.</u>
<u>INTRODUÇÃO</u> .....	01
<u>CAPÍTULO I - CARACTERÍSTICAS DO ROTOR EÓLICO DARRIEUS</u> ....	06
I.1 - É uma Máquina Motriz Movida por Forças de Sustentação .....	07
I.2 - Não Possui Auto-Partida .....	09
I.3 - Apresenta Alta Velocidade e Alta Eficiência .....	15
<u>CAPÍTULO II - ANÁLISE DO DESEMPENHO AERODINÂMICO</u> .....	18
II.1 - Modelos Usando o Princípio da Variação da Q. M. em Conjunto com a Teoria do Elemento de Pá .....	19
II.2 - Considerações sobre os Dados de Perfis .....	26
II.2.1 - Sobre o Número de Reynolds .....	27
II.3 - Sobre a Razão de Aspecto das Pás .....	33
II.4 - Análise de um Rotor com Pás Retilíneas .....	35
<u>CAPÍTULO III - O CONJUNTO EXPERIMENTAL</u> .....	41
III.1 - Introdução .....	41
III.2 - Medição da Frequência de Rotação .....	45
III.3 - Medição e Aplicação de Torque .....	45
III.4 - Registro da Frequência de Rotação .....	46
III.5 - Medição da Velocidade e da Temperatura do Escoamento .....	46
III.6 - Túnel de Vento .....	49

<u>III.7 - Construção dos Modelos Reduzidos.....</u>	19
<u>III.7.1 - Construção das Pás.....</u>	49
<u>III.7.2 - Construção dos Suportes das Pás "Troposkianas" ao Eixo.....</u>	58
<u>CAPÍTULO IV - TESTES EXPERIMENTAIS REALIZADOS.....</u>	59
<u>IV.1 - Escolha das Dimensões dos Modelos Testados.....</u>	59
<u>IV.2 - Métodos de Obtenção das Curvas <math>C_P</math> x RV.....</u>	62
<u>IV.2.1 - Testes Utilizando o Freio de Prony.....</u>	62
<u>IV.2.2 - Testes com o Rotor Acelerado.....</u>	69
<u>IV.3 - Coeficiente de Potência Dissipada nos Mancais.....</u>	74
<u>IV.4 - Procedimento Utilizado para dar Partida ao Rotor.....</u>	76
<u>IV.5 - Testes com Perfis NACA 0015 e NACA 0012.....</u>	78
<u>CAPÍTULO V - ANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÕES.....</u>	79
<u>V.1 - Análise dos Valores Máximos de <math>C_P</math>.....</u>	79
<u>V.2 - Influência da Solidez.....</u>	83
<u>V.3 - Testes com os Dois Perfis, NACA 0012 e NACA 0015.....</u>	84
<u>V.4 - Resultados dos Rotores com Pás Retilíneas.....</u>	86
<u>CAPÍTULO VI - SUGESTÕES.....</u>	88

<u>APÊNDICE I - CORREÇÃO CAUSADA POR BLOQUEIO.....</u>	90
A.I.1 - Cálculo dos Fatores de Bloqueio.....	90
A.I.2 - Correção do Valor da Velocidade do Ar.....	92
<u>APÊNDICE II - ANÁLISE DE INCERTEZA DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS.....</u>	96
A.II.1 - Cálculo da Incerteza do Primeiro Método.....	96
A.II.2 - Cálculo da Incerteza do Segundo Método.....	99
<u>REFERÉNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</u>	102

## INTRODUÇÃO

Diversas são as defesas em prol das chamadas Fontes Alternativas de Energia. Indo desde a apologia cega até aquelas considerações mais realistas que, apesar de vislumbrarem um futuro de grande aplicabilidade dessas fontes, não perdem de vista as limitações geralmente encontradas. É certo que as tecnologias que utilizam as fontes alternativas ainda encontram grandes barreiras para a sua difusão. Uma delas, pode-se citar, é a barreira econômica que ainda não confere às fontes alternativas possibilidades de concorrer, à altura, com os processos convencionais de geração de energia. Outra limitação importante é a própria natureza dessas fontes, em particular a eólica, que requer grandes equipamentos, a fim de que se possam obter unidades com razoável potência. Também o caráter intermitente dos ventos constitui uma outra limitação, exigindo acumuladores de energia ou outros elementos acessórios, caso dos sistemas híbridos que utilizam outras fontes, capazes de suprir a demanda dos períodos em que não há disponibilidade suficiente de energia eólica. Como característica de grande importância pode-se citar a possibilidade de se obter unidades com relativa autonomia, permitindo fugir-se da centralização oferecida pelas grandes centrais elétricas.

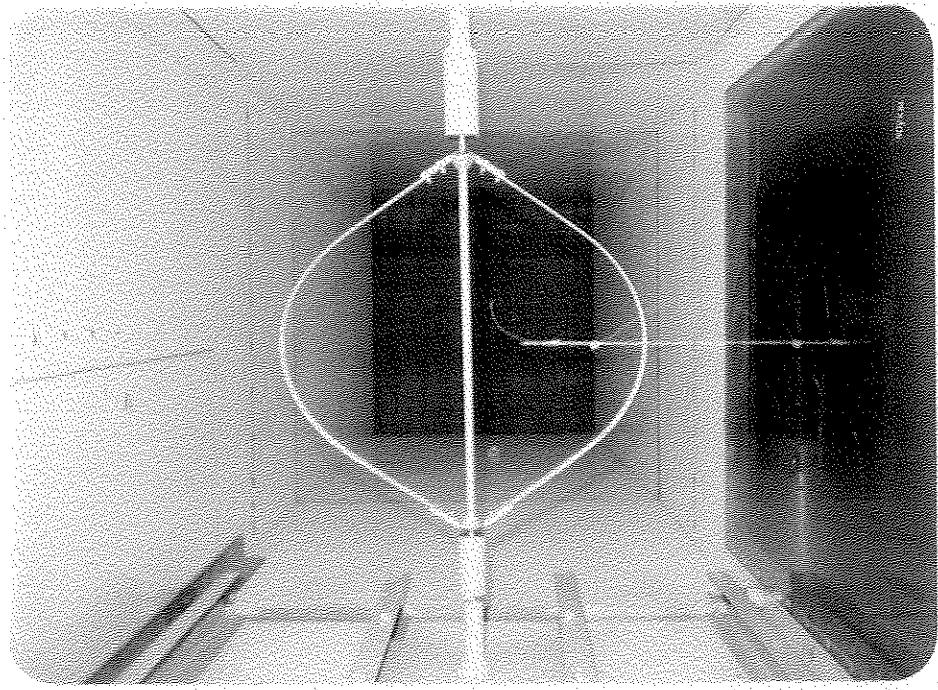
Apesar de todos esses prós e contras, pode-se assegurar que ainda existem muitos estudos a serem realizados nesta área do conhecimento relativa ao aproveitamento das fontes alternativas de energia. Em particular, no caso da energia eólica, conforme os "Anais do Seminário Sobre Energia Eólica para a Geração de Eletric

"cidade" |<sup>1</sup>| várias máquinas estão sendo estudadas em vários países do mundo e, ao que tudo indica, esta tendência não deve se alterar nos próximos anos.

O rotor eólico Darrieus ou turbina eólica Darrieus, Fotografia (I), é uma dessas máquinas que, apesar de ter sido inventada em 1926, permaneceu esquecida até o começo dos anos setenta, quando passou a ser estudada no Canadá.

A partir daí, vários centros importantes como a SANDIA (EUA) e o NRC (Canadá) passaram a realizar pesquisas com protótipos cada vez mais gigantescos e a desenvolver modelos matemáticos que permitissem a simulação do funcionamento desta máquina. Desta que-se, aí, o protótipo com 17 m de altura e 60 kW de potência para velocidade de vento de 42 km/h, construído no Novo México, ver LEIGHT et alia |<sup>2</sup>|. Também no Canadá, ver CHAPPELL |<sup>3</sup>|, na Ilha de Madalena, Golfo de Saint Laurent, foi construído um protótipo com 200 kW de potência.

Um preciso relato de todos os trabalhos realizados com esta máquina torna-se praticamente inviável. Devendo-se destacar, contudo, os dois grandes encontros promovidos pela SANDIA, em 1976 e 1980, onde foram discutidos os diversos aspectos tecno-econômicos relacionados com o rotor Darrieus.



Fotografia I - Rotor eólico Darrieus montado em um túnel de vento com seção de 1 m x 1 m. (Formato das pás: troposkiana aproximada)  $H = D^\phi = 500$  mm

No Brasil, já existem alguns grupos pesquisando o assunto com algumas iniciativas bem sucedidas como a construção de um protótipo híbrido Darrieus-Filipino, Fotografia II, com  $H = D^\phi = 6$  m, em Porto Alegre, RS, sob a coordenação de SADHU [4]. Um protótipo com as mesmas dimensões acaba de ser construído pela PUC-Rio (Pontifícia Universidade Católica). Na Universidade Federal de Pernambuco, FERRAZ et allii [5, 6] construíram dois protótipos de rotores Darrieus nas formas tronco-cônica e cilíndrica sendo as pás em tecido (rotor à vela). Ainda na PUC-Rio, BRAGA [7] realizou um trabalho experimental com modelos reduzidos,  $H = D^\phi = 600$  mm, testados em um túnel de vento com seção de testes de 1m x 1m.

Os relatos, acima, mostram, tanto pela variedade como pela quantidade, que a máquina concebida por Darrieus ainda suscita muitas dúvidas e esperanças e, até mesmo, novas invenções. Mas, apesar de tantos trabalhos experimentais, ainda há diversos aspectos que não foram totalmente respondidos.

No presente trabalho, além do conhecimento, propriamente dito, sobre a máquina pretendeu-se analisar, também, qual seria o melhor perfil simétrico entre os dois escolhidos, NACA 0012 e NACA 0015. Assim, foram construídos dois modelos reduzidos,  $H = D^\phi = 500$  mm, cada um com duas pás de alumínio de formato aproximadamente troposkiano e com aqueles perfis. Estudou-se, ainda, a geometria de pás retilíneas construídas em madeira cedro com perfil NACA 0015 e  $H = D = 500$  mm. Para os dois conjuntos de testes, com pás troposkianas e pás retilíneas, foram construídos rotores com três pás a fim de se analisar a influência do número de pás sobre a curva de desempenho. Além dos modelos reduzidos foi construído um freio dinamométrico de Prony, utilizado para simular cargas no eixo dos rotores. Os resultados experimentais foram comparados com os resultados teóricos obtidos por meio dos modelos de TEMPLIN e de STRICKLAND.

Antecipando algumas das conclusões pode-se dizer que entre os dois perfis testados, o NACA 0015 apresentou os melhores resultados. Outra constatação importante é que o rotor com pás de formato troposkiano apresentou um resultado superior ao rotor com pás retilíneas.

Concluindo, pode-se dizer que o estágio brasileiro dos estudos sobre energia eólica ainda se encontra em fase de desenvolvimento e, aqui, pretendeu-se apenas relatar as pesquisas com a máquina Darrieus. Neste sentido, é salutar que se dê continuidade aos encontros do tipo "Workshop" sobre energia eólica promovido em 1982 por HIRATA [8] como um meio de difusão do conhecimento e de orientação de futuras pesquisas neste vasto campo que é o aproveitamento de energia eólica.

## CAPÍTULO I

### CARACTERÍSTICAS DO ROTOR EÓLICO DARRIEUS

Algumas das principais características do rotor eólico Darrieus são listadas abaixo e, como será visto, há pontos positivos e negativos quando a comparação é feita com as demais máquinas eólicas:

- (a) é capaz de aproveitar o vento em qualquer direção sem a necessidade de sistemas de orientação;
- (b) permite que o gerador elétrico seja colocado mais próximo do chão tornando mais econômica a construção da torre;
- (c) é uma máquina-motriz movida por forças de sustentação;
- (d) não possui auto-partida;
- (e) apresenta, relativamente, alta velocidade e alta eficiência.

Comparando-as com rotores de eixo horizontal as características (a) e (b) podem ser vistas como vantagens enquanto (d) aparece como desvantagem.

As características (c), (d) e (e) são analisadas a seguir.

### I.1 - E UMA MÁQUINA MOTRIZ MOVIDA POR FORÇAS DE SUSTENTAÇÃO.

A Figura I.1 permite mostrar que para o rotor Darrieus girar é necessário que a força aerodinâmica resultante na direção tangencial à trajetória da pás,  $F_T$ , seja positiva.

$$F_T = F_L \sin \alpha - F_D \cos \alpha \quad (I.1)$$

onde

$F_L$  : força de sustentação,  $F_L = C_L \left( \frac{1}{2} \rho W^2 A \right)$

$F_D$  : força de arrasto,  $F_D = C_D \left( \frac{1}{2} \rho W^2 A \right)$

$\rho$  : massa específica do ar

$W$  : velocidade relativa do ar em relação à pás em movimento

$A$  : área da seção plana da pás

Da Equação (I.1) tem-se  $F_T > 0$  quando  $F_L \sin \alpha > F_D \cos \alpha$ , mostrando tratar-se de uma máquina movida por forças de sustentação. Deste fato resulta que para se obter rotores Darrieus com alto desempenho é importante encontrar-se perfis aerodinâmicos que apresentem alta relação  $C_L/C_D$ .

$$F_T = F_L \sin \alpha - F_D \cos \alpha$$

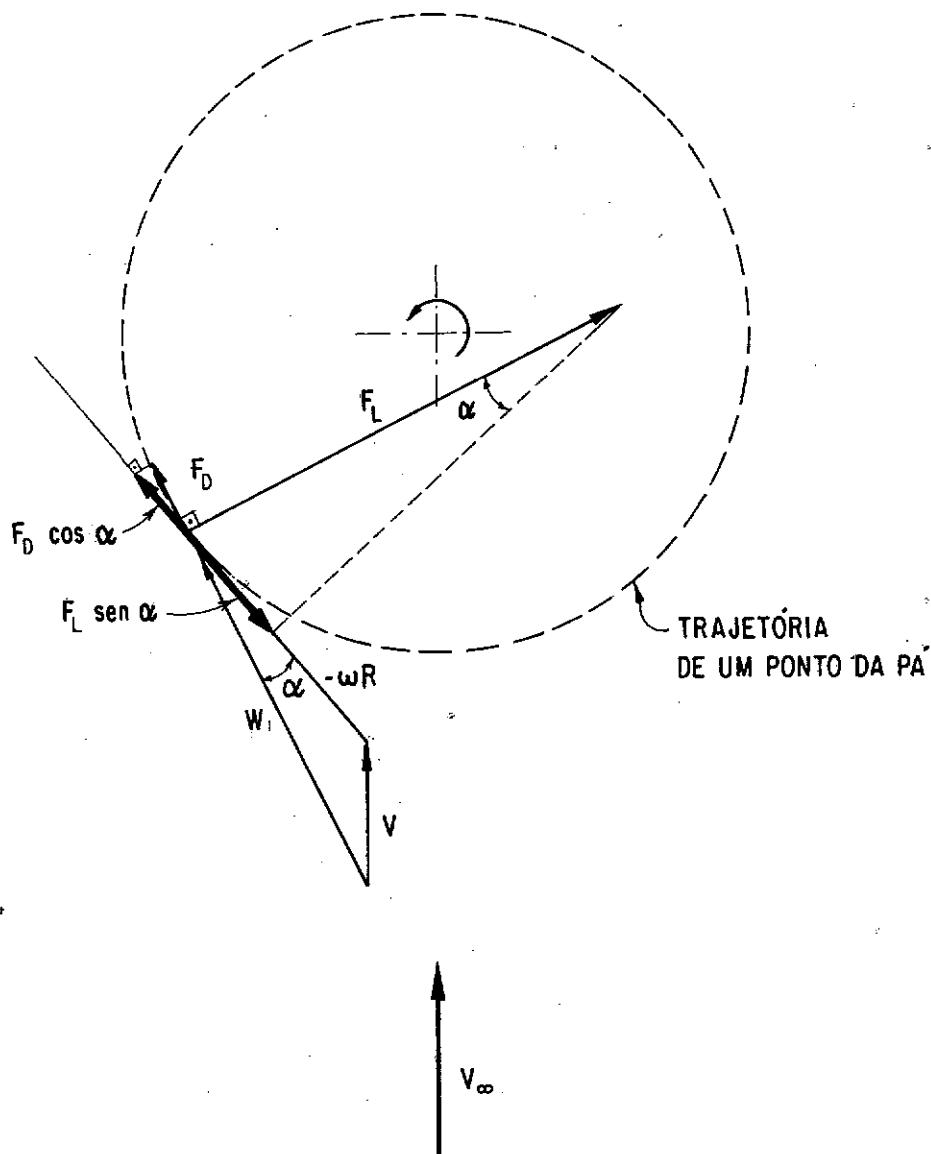


Fig. I.1 - Forças Aerodinâmicas atuando sobre um Elemento de Pa'.

## I.2 - NÃO POSSUI AUTO-PARTIDA

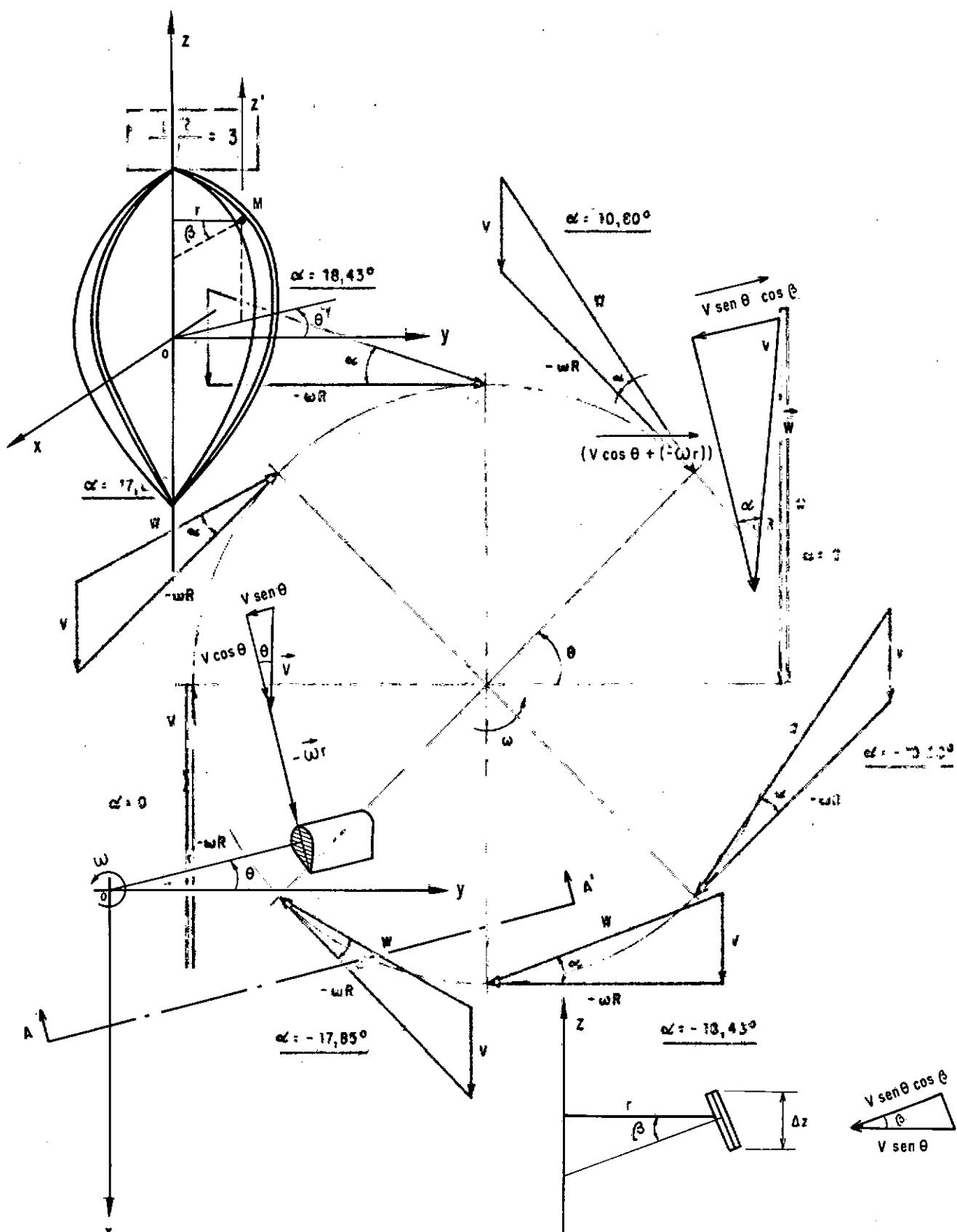
Pelo fato desta máquina só operar nas condições em que  $F_T > 0$  pode-se mostrar, também, que não possui auto-partida.

Sabe-se da Teoria de Asas [9] e [10] que as forças de arrasto e de sustentação,  $F_D$  e  $F_L$ , dependem não somente da forma aerodinâmica do perfil mas também do ângulo de ataque e do número de Reynolds.

No caso do rotor Darrieus o ângulo de ataque é função da inclinação da pás com relação ao eixo de rotação, da posição da pás e da razão entre a velocidade tangencial da pás e a velocidade do escoamento na região do rotor, Equação (I.2) abaixo:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\operatorname{sen} \theta \cos \beta}{\left(\frac{r\omega}{V}\right) + \cos \theta} \quad (\text{I.2})$$

Na Figura (I.2) é mostrado o vetor velocidade e as demais variáveis envolvidas na Equação (I.2). Das Figuras (I.3) e (I.4) pode-se ter uma idéia de variação do ângulo de ataque com  $\frac{r\omega}{V}$  e com a posição angular da pás. Uma idéia qualitativa da variação de  $\alpha$  com  $\frac{r\omega}{V}$  pode ser mostrada pela Figura (I.5), apresentada em HIRATA [11]. Nesta figura o raio da circunferência representa a razão  $\frac{r\omega}{V}$  e pode-se constatar que para valores altos de  $\frac{r\omega}{V}$  tem-se pequenos valores de  $\alpha$  em todas as posições da circunferência.



<sup>x</sup> Fig. I 3 - Variação de  $\alpha$  durante a rotação (VISTANA A' (PLANO DA PA) EIXO VERTICAL com pás retilíneas.

Fig. I.2 - Vetor velocidade relativa  $\vec{w}$ .

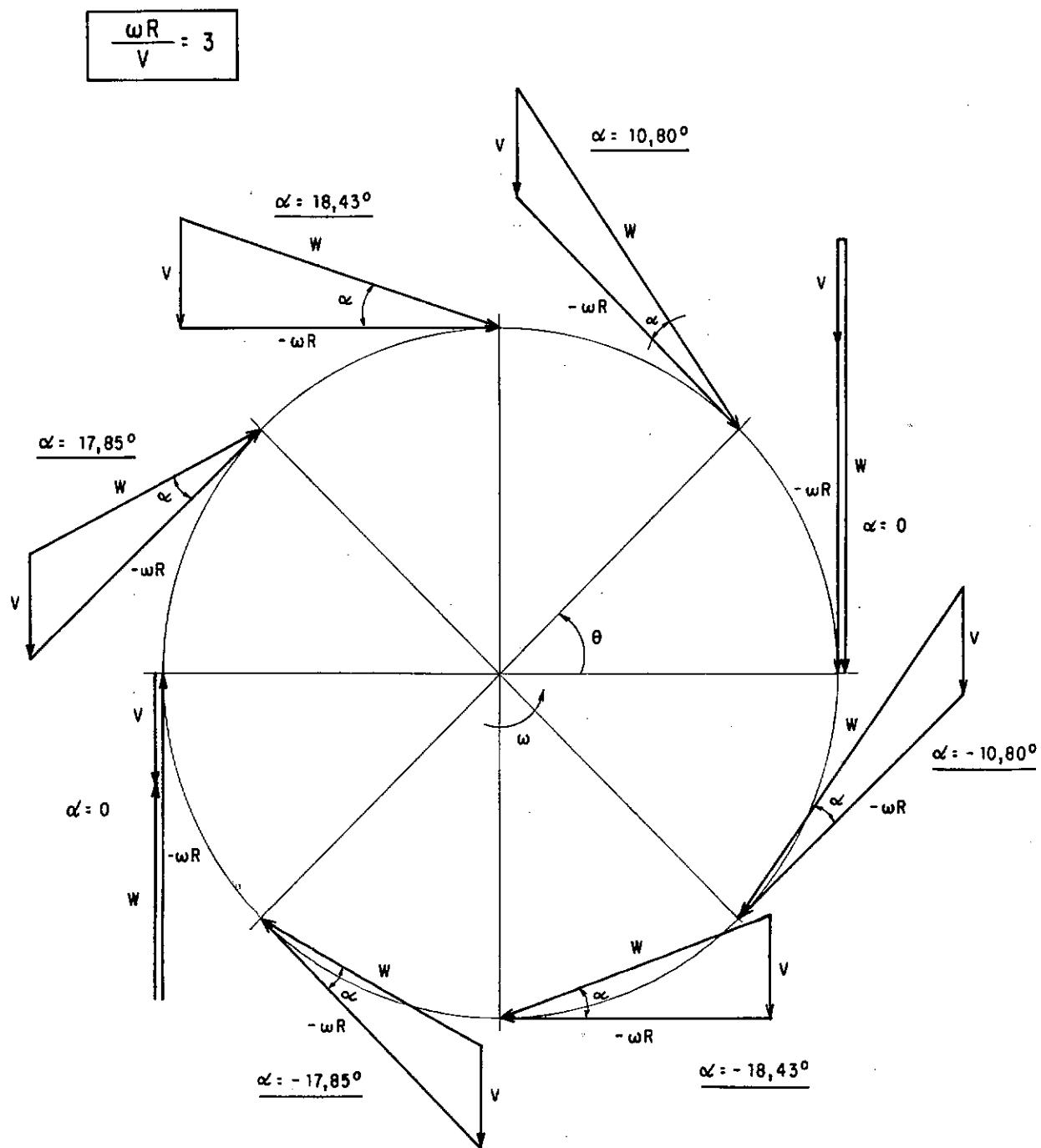


Fig. I.3 - Variação de  $\alpha$  durante uma rotação para um rotor com pás retilíneas.

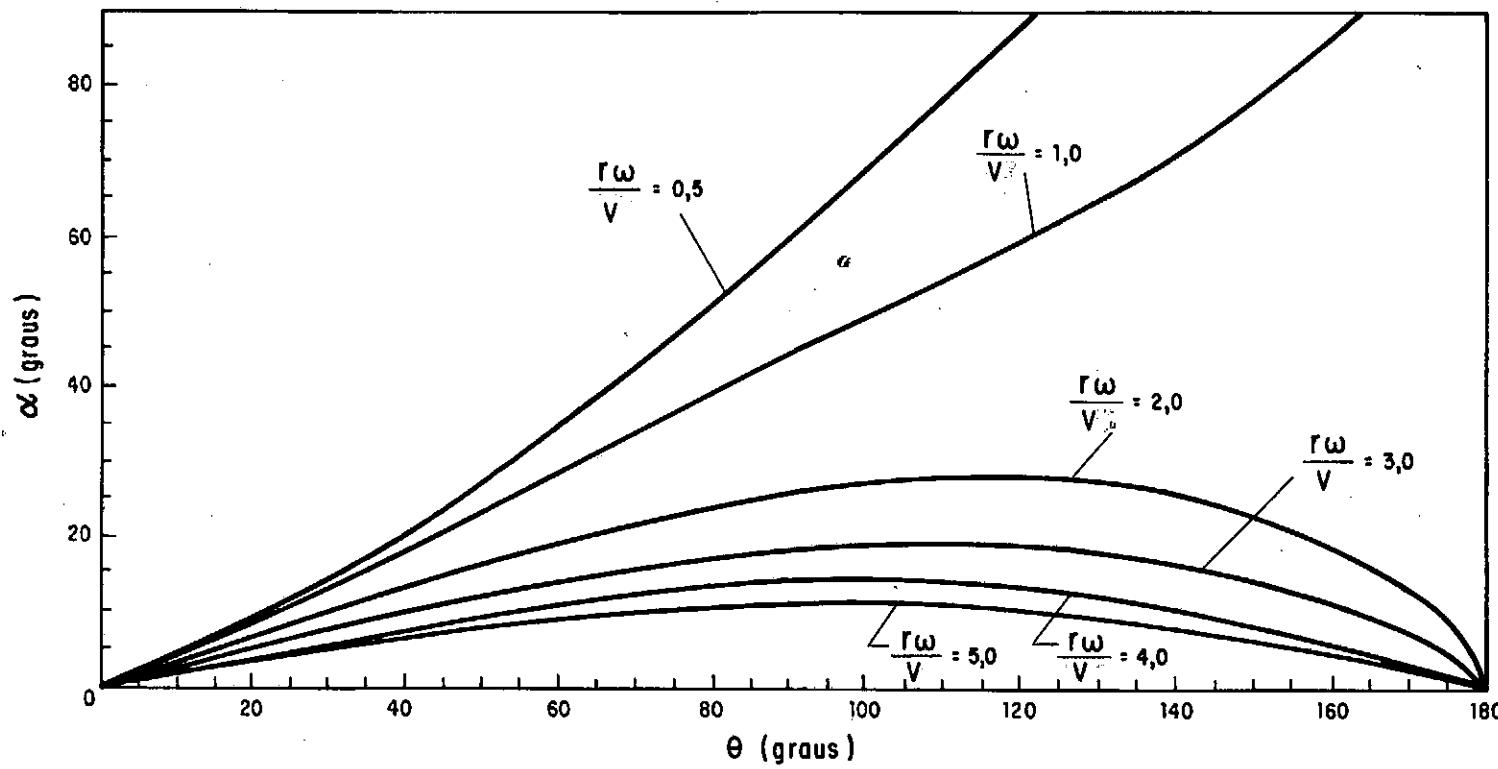


Fig. I.4 - Ângulo de Ataque ( $\alpha$ ) em Função de  $\frac{r\omega}{V}$  e  $\theta$ .

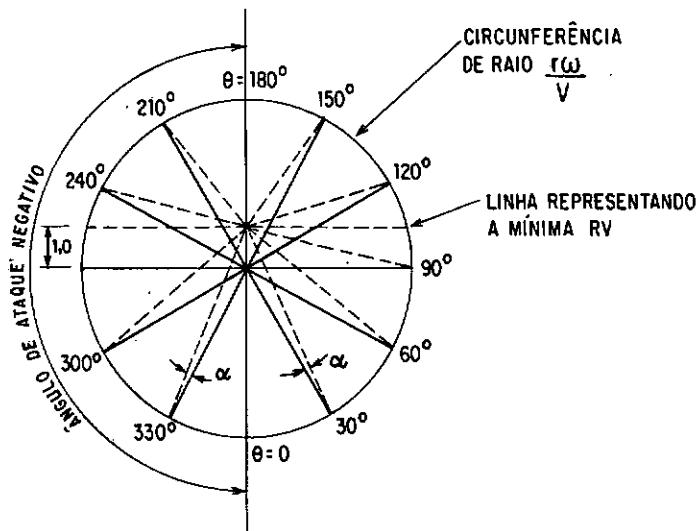
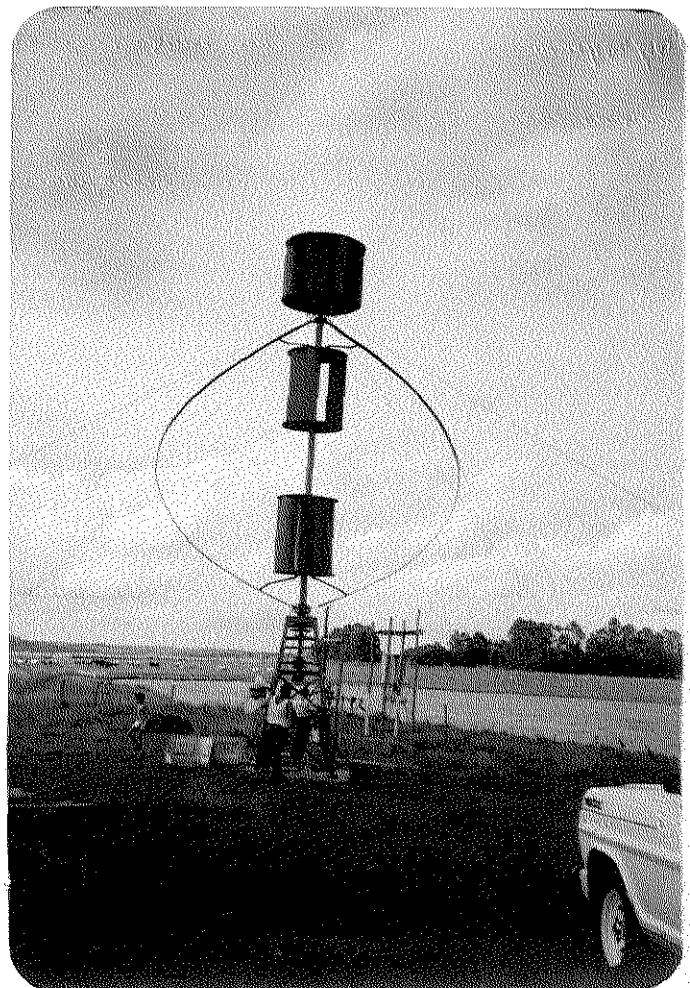


Fig. I.5 - Variação de  $\alpha$  com  $\frac{r\omega}{V}$

De acordo com a Teoria de Asas o valor de  $C_L$  cresce com o aumento de  $\alpha$  até atingir a condição de descolamento da camada limite,  $\alpha = \alpha_{STALL}$ , e, a partir deste valor, enquanto  $C_D$  cresce,  $C_L$  diminui. Na Figura (I.4) é mostrado que para pequenos valores de  $\frac{r\omega}{V}$  tem-se ângulos de ataque muito grandes, acima do ângulo  $\alpha_{STALL}$ , impedindo que a força  $F_T$  possa produzir torque de partida.

Esta é a principal limitação ao emprego do rotor Darrieus que necessita no seu funcionamento de alguma outra máquina para dar partida. Uma solução, adotada por SADHU [4], consiste de um conjunto composto de um rotor Darrieus e de três rotores Filipinos, Fotografia II. De acordo com GOURIÈRES [12] o rotor Filipino foi desenvolvido por Nguyen Vinh, no Senegal, e é composto de três pás, cada uma constituída de um semi-cilindro



Fotografia II: Rotor Darrieus-Filipino construído por SADHU (Porto Alegre-Brasil)  
Darrieus ( $H = D\phi = 6$  m)  
 $P = 2$  kW se  $V_\infty = 8$  m/s

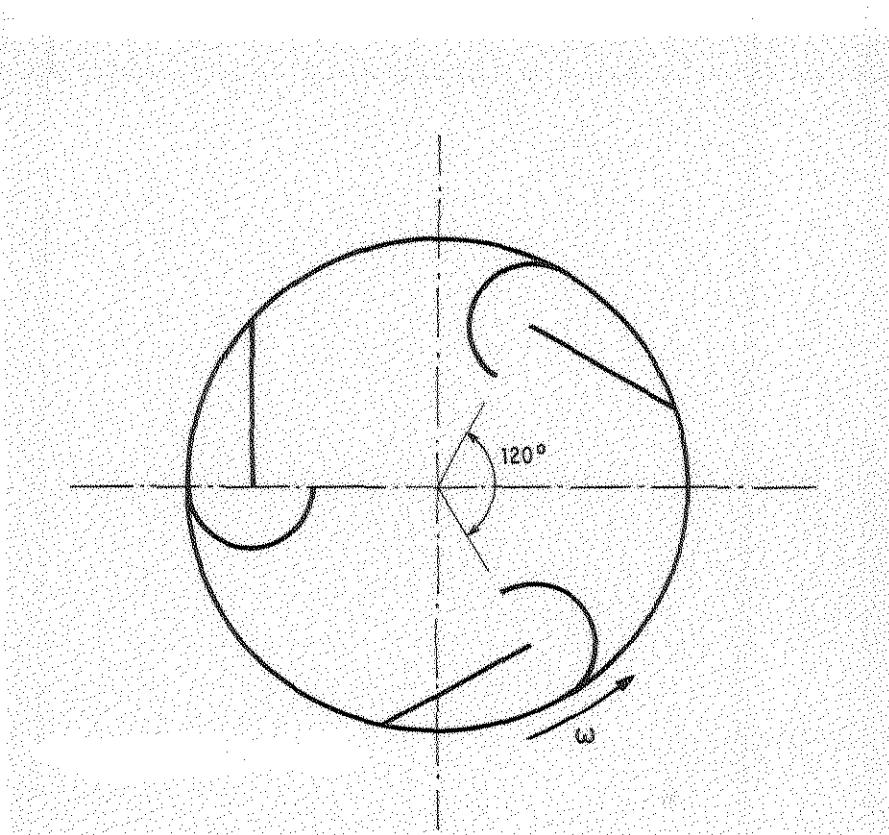


Fig. I.6 - Vista da Seção Transversal  
do Rotor Filipino (ou de Nguyen).

dro e de uma placa plana, Figura (I.6). Como este rotor possui *alto torque de partida*, semelhante ao do rotor Savonius, é possível manter o conjunto girando até que os ângulos de ataque sobre as pás do rotor Darrieus sejam menores do que  $\alpha_{STALL}$ , permitindo que o conjunto comece a operar nas condições de funcionamento do rotor Darrieus.

Outros sistemas, bem mais complexos, utilizam um motor -gerador elétrico juntamente com um eficiente sistema de controle que, quando a velocidade do vento atinge um certo valor, o motor elétrico é ligado colocando o rotor Darrieus em movimento até o instante em que o torque aerodinâmico é capaz de girar o conjunto, quando então o motor elétrico passa a funcionar como gerador.

Comentou-se, acima, apenas duas possibilidades de solucionar o problema da partida do rotor Darrieus. O assunto requer um estudo detalhado e várias outras possibilidades têm sido utilizadas ou estão sendo pesquisadas.

### I.3 - APRESENTA ALTA VELOCIDADE E ALTA EFICIÊNCIA

Comparadas com as máquinas eólicas que funcionam mediante forças de arrasto, por exemplo o rotor Savonius, as que funcionam por forças de sustentação podem girar a velocidades angulares bem superiores.

É interessante analisar-se o caso particular de uma pás submetida, apenas, à translação que representa de maneira simplificada um rotor movido por Forças de Arrasto. Neste caso, para uma pás movendo-se com velocidade  $v$  e impulsionada por um vento com velocidade  $V_\infty$  tem-se a seguinte potência:

$$P = F_D \cdot v = \left| \frac{1}{2} \rho C_D A (V_\infty - v)^2 \right| v$$

onde  $(V_\infty - v)$  é a velocidade do vento relativa à pás em movimento. A eficiência deste aproveitamento de energia eólica é mostrada na equação (I.3)

$$C_p = \frac{P}{\frac{1}{2} \rho V_\infty^3 A} = C_D \frac{(V_\infty - v)^2 v}{V_\infty^3} \quad (I.3)$$

O valor máximo de  $C_p$  ocorre para o caso em que  $v = \frac{1}{3} V_\infty$ . Substituindo este valor na equação acima tem-se:

$$C_{p_{\max}} = \frac{4}{27} C_D \quad (I.4)$$

Estes resultados mostram que as máquinas que operam com forças de arrasto são lentas, girando com velocidades inferiores à velocidade do vento. Quando  $v = V_\infty$ , de acordo com a equação (I.3), o valor de  $C_p$  torna-se nulo.

HUNT [13] mostrou que uma pás movida por forças de sustentação na direção normal à velocidade do vento apresenta uma eficiência máxima dada pela equação (I.5):

$$C_{P_{\max}} = C_L \left( \frac{2E}{9} \right) \sqrt{1 + \frac{4E^2}{9}} \quad (I.5)$$

onde

$$E = \frac{C_L}{C_D}$$

é fácil mostrar que o valor máximo de  $C_P$  ocorre quando

$$\left( \frac{V}{V_\infty} \right) C_{P_{\max}} = \frac{2}{3} E \quad (I.6)$$

Tomando-se um caso bem particular, em que  $C_D = C_L = 1$ , apenas para efeito de comparação das Equações (I.4) e (I.5), verifica-se um  $C_{P_{\max}} = \frac{4}{27}$  para a pás sendo "arrastada" pelo vento e  $C_{P_{\max}} = \frac{2}{3}$  quando esta pás é "sustentada" pelo vento. Mostrando que o aproveitamento eólico por meio de mecanismos movidos por forças de sustentação além de apresentarem eficiências maiores movem-se com velocidades bem superiores, como mostra a Equação (I.6) em que o valor de  $\frac{V}{V_\infty}$  depende do valor de  $E$  e, como já foi dito, para tais máquinas deve-se buscar  $E = \frac{C_L}{C_D} > 1$ .

## CAPÍTULO II

### ANÁLISE DO DESEMPENHO AERODINÂMICO

Diversos pesquisadores têm procurado desenvolver um modelo matemático que traduza o funcionamento do rotor Darrieus. Embora o número desses trabalhos seja grande, até o momento não se conseguiu um modelo plenamente satisfatório.

Esses trabalhos podem ser distribuídos, basicamente, em dois grupos:

- (I) Modelos usando o princípio da variação da quantidade de movimento em conjunto com a teoria do elemento de pâ;
- (II) modelos usando a teoria de vórtice.

Os modelos do grupo (I) são bastante simples, necessitando de pouco tempo de computação; e, por isso, utilizados na maioria das simulações do rotor Darrieus. Distinguem-se dois modelos:

- a) Modelo com um único tubo de corrente
- b) Modelo com múltiplos tubos de corrente

Os modelos do grupo (II), bem mais complexos, estudam as variações que ocorrem na esteira de rotor, e podem exigir até 5000 s de tempo de computação, ver Klimas [14]. Não abordaremos

os modelos deste grupo.

### III.1 - MODELOS USANDO O PRINCÍPIO DA VARIAÇÃO DA Q. M. EM CONJUNTO COM A TEORIA DO ELEMENTO DE PÁ

Estes modelos utilizam a teoria de Betz, desenvolvida para um rotor eólico ideal de eixo horizontal, aplicada em conjunto com a Teoria do Elemento de pás.

As hipóteses consideradas são as seguintes:

- a) Fluido não viscoso
- b) Fluido incompressível
- c) Escoamento permanente
- d) O escoamento sobre uma pás do rotor não é influenciado pelas demais.

De acordo com a teoria de Betz a potência fornecida por um rotor eólico de eixo horizontal, Figura (II.1), é dada pela equação (II.1):

$$P = 2 \pi \rho R^2 V_\infty^3 a (1 - a)^2 \quad (\text{II.1})$$

onde

$V_\infty$  = velocidade do escoamento não perturbado

$a$  = fator de interferência, com a seguinte definição:

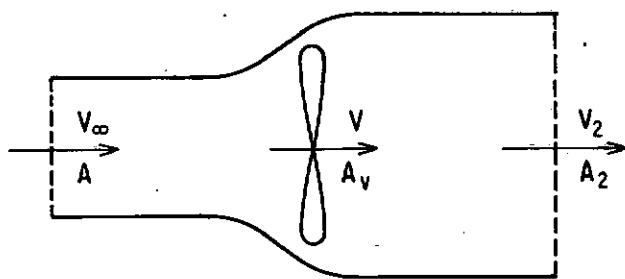


Fig. II.1 - Tubo de Corrente sobre um Rotor de Eixo Horizontal.

$$a = 1 - \frac{V}{V_\infty}$$

$V$  = velocidade do escoamento na seção do rotor

Aplicando-se a equação de Bernoulli, à montante e à jusante, juntamente com a equação da continuidade, tem-se:

$$V_2 = V_\infty (1 - 2a)$$

Betz mostrou que a máxima eficiência (59,3%) de um rotor eólico de eixo horizontal ocorre quando  $a = \frac{1}{3}$ .

Adotando a mesma idéia, Templin analisou o rotor Darrieus considerando um tubo de corrente envolvendo o rotor e perpendicular ao eixo de rotação. Neste caso, rotor de eixo vertical, pelo fato de as pás girarem ao redor do eixo quando o escoamento atingir a pá de trás já terá sido perturbado pela passagem sobre a pá que estava na frente.

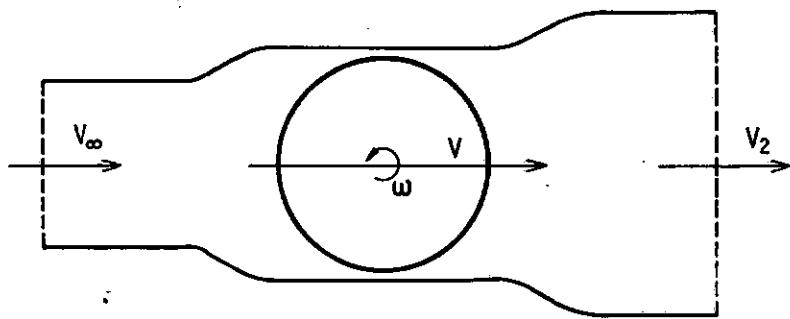


Fig. II.2 - Tubo de Corrente sobre um Rotor de Eixo Vertical.

Na análise de Templin, a principal limitação é considerar uma única interferência no escoamento, independente da posição do elemento de pás. Tanto para as pás que recebem o vento pelo lado externo da trajetória como para as que o recebem pelo lado interno considera-se um escoamento com a mesma velocidade  $V$ , pois está se usando um tubo de corrente com área de seção constante na região do rotor, Figura (II.2). Esta consideração estabelece uma falsa simetria entre os quadrantes I e IV e entre os quadrantes II e III, Figuras (I.3) e (II.3).



Fig. II.3

De acordo com a equação (I.2), para as posições  $\theta$  e  $-\theta$  de uma pá, quando é considerado um valor fixo de  $\frac{r\omega}{V}$ , tem-se o mesmo valor absoluto de  $\alpha$  e, como consequência, as mesmas forças aerodinâmicas quando o perfil é simétrico, como no caso dos perfis das pás do rotor Darrieus.

Buscando melhorar o modelo, Strickland [15] e outros pesquisadores conceberam a idéia de usar múltiplos tubos de corrente atravessando o rotor, o que vem a ser um refinamento da idéia básica apresentada por Templin. Embora mantendo a simetria, a utilização de múltiplos tubos de corrente independentes permite o cálculo de um fator de interferência para cada tubo. Aqui, como no modelo de um único tubo, as forças aerodinâmicas em  $\theta$  e  $-\theta$  continuam iguais.

A Figura (II.4)\* compara os dois modelos aplicados a um mesmo rotor e usando os mesmos dados para as características aerodinâmicas do perfil NACA 0012. Nesta figura, a curva é apresentada em termos de  $C_p \times RV$ , para um determinado valor de solidez,  $\sigma$ . O coeficiente  $C_p$ , Eq. (II.2) abaixo, representa a razão

\* No modelo Strickland, aqui utilizado, considerou-se 100 tubos de corrente atravessando o rotor. Devido a sua simetria bastou a solução para os 50 tubos acima do equador do rotor. O erro admitido no coeficiente de interferência,  $a$ , foi menor ou igual a 0,01.

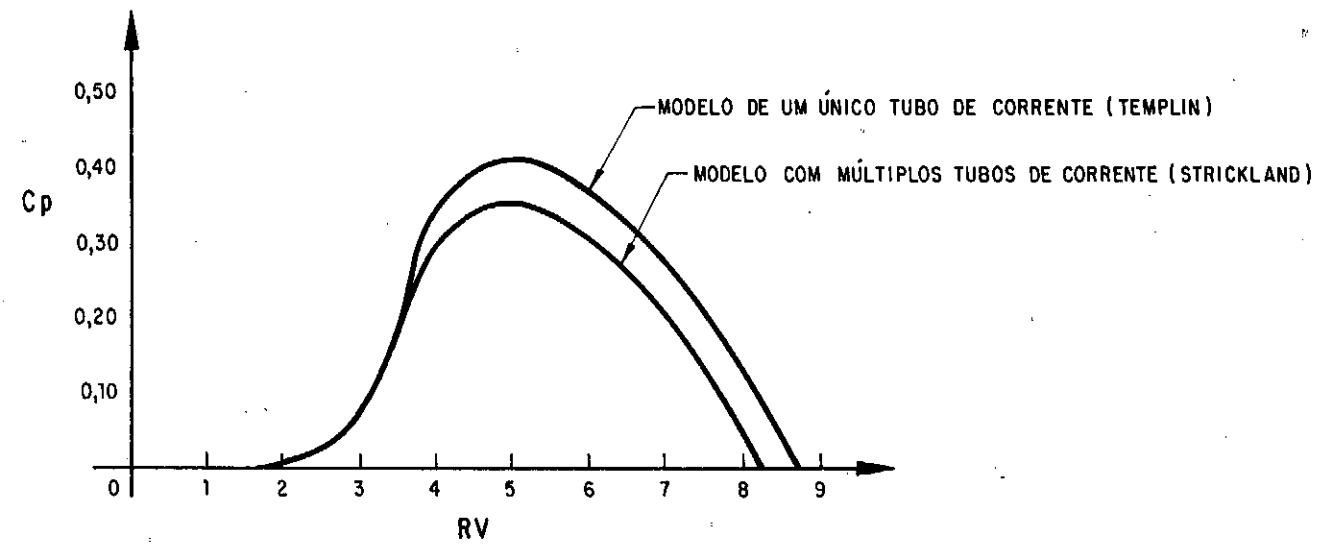


Fig. II.4 - Comparação entre os dois Modelos.

entre a potência fornecida pelo vento ao rotor e a potência eólica disponível em uma área equivalente à área varrida pelo rotor. Esta área é igual à área perpendicular ao vento que é interceptada pelo rotor

$$C_p \equiv \frac{P_f}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3} \quad (\text{II.2})$$

A razão de velocidade,  $RV$ , é definida como a razão entre a velocidade tangencial do rotor na posição de raio máximo, e a velocidade do escoamento não perturbado, Eq. (II.3)

$$RV \equiv \frac{\omega R}{V_\infty} \quad (\text{II.3})$$

A solidez de um rotor dá uma idéia de quanto da área varrida é ocupada pelas pás, Eq. (II.4)

$$\sigma \equiv \frac{N c L}{A_v} \quad (\text{II.4})$$

Os resultados de Strickland [16] mostram que o seu modelo se ajusta melhor com os dados experimentais do que os dados de Templin. Outra vantagem oferecida pelo modelo de múltiplos tubos é a possibilidade de se considerar o efeito de cisalhamento do vento (wind shear effect), o que não acontece no modelo de um único tubo, onde se calcula apenas uma interferência.

Uma possível solução para melhorar o modelo de Strickland seria considerar, separadamente, o escoamento sobre as

pás da frente e de trás do mesmo tubo de corrente, o que exigiria um tubo com área de seção variável, Figura (II.5) onde

$$V_1 = V_\infty (1 - a_1)$$

$$V_2 = V_\infty (1 - a_2)$$

$$\text{e} \quad a_2 > a_1$$

$V_1$  e  $V_2$  : velocidades nas posições de frente e de trás, respectivamente.

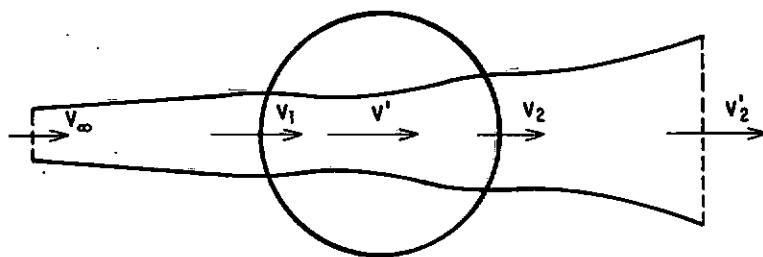


Fig. II.5 - Tubo de Corrente com Área de Seção Variável.

Neste caso, para cada tubo de corrente ter-se-ia que encontrar dois fatores de interferência, removendo-se, assim, a falsa simetria do escoamento sobre as pás. De acordo com a Figura

ra (II.5), o escoamento sofre a primeira interferência provocada pelo elemento de pá na posição frontal, diminuindo a sua velocidade para  $V_1$  e, após, para  $V'$ , na esteira do elemento frontal e, finalmente, sofre a segunda interferência causada pelo elemento de pá que se encontra na posição de trás. Segundo Klimas [14] já foram apresentados modelos considerando em cada tubo de corrente esta dupla interferência. Semelhante análise foi realizada para propulsores em fila, conforme mostrada por Durand [17].

## III.2 - CONSIDERAÇÕES SOBRE OS DADOS DE PERFIS

Os valores de  $C_D$  e  $C_L$ , necessários para o cálculo da força aerodinâmica nas análises matemáticas descritas em II.1, não são disponíveis em toda a faixa de ângulos de ataque e de números de Reynolds em que o rotor Darrieus opera. A Eq. (I.2) mostra que a tangente do ângulo de ataque é inversamente proporcional à relação  $\frac{\omega r}{V}$ . Portanto, para valores de  $\frac{\omega r}{V}$  muito pequenos teremos ângulos de ataque grandes, Figura (I.4), variando de  $0^\circ$  e  $180^\circ$ . Os dados disponíveis nos vários manuais [18], [19] apresentam valores de  $C_D$  e  $C_L$  para ângulos de ataque menores, do que  $28^\circ$  e números de Reynolds relativamente grandes.

Em um estudo de laboratório torna-se bastante importante comparar os resultados experimentais com simulações matemáticas que respeitem as exigências de semelhança. Esta condição se dá quando, para rotores com pás de mesma geometria e mesmo perfil, tem-se também o mesmo número de Reynolds.

### II.2.1 - Sobre o Número de Reynolds

O número de Reynolds definido em relação à corda da pás permite alguma discussão sobre qual velocidade adotar. Embora o Reynolds efetivo deva considerar a velocidade relativa  $W$  que, pela Figura (I.2), pode ser escrita como na Eq. (II.5)

$$W = V \left[ (\sin\theta \cos\beta)^2 + (\cos\theta + \frac{\omega r}{V})^2 \right]^{1/2} \quad (\text{II.5})$$

a adoção de tal parâmetro exigiria uma variedade de dados, como já observada, não encontrada nos manuais. Em cada rotação ter-se-ia que considerar diversos valores de  $Re$  pois  $W$  depende da posição da pás e da inclinação desta. Assim, ao invés do valor efetivo definido por:

$$Re_c \equiv \frac{W_c}{v} \quad (\text{II.6})$$

autores como Strickland [15], Blackwell [20] e outros optaram por usar a velocidade tangencial máxima da pás,  $\omega R$ , e definir o número de Reynolds como na equação, abaixo:

$$Re_c \equiv \frac{\omega R c}{v} \quad (\text{II.7})$$

Para um rotor operando com uma velocidade angular constante é possível definir-se apenas um número de Reynolds. Este valor não é fiel ao escoamento real sobre as pás e somente não o torna tão variável como o obtido através da Eq. (II.6). Na Tabela (II.1) são apresentados os valores de  $Re$  calculados por

meio das Eqs. (II.6) e (II.7) para diversos valores de RV e utilizando o modelo de Strickland.

RV	RPM	$Re_c \equiv \frac{(\omega R)c}{\nu}$	$Re_{efetivo} \equiv \frac{W.c}{\nu}$
1	331	16.931	2494 - 33.123
2	662	33.862	1521 - 49.388
3	993	50.793	7035 - 65.503
4	1325	67.725	5382 - 81.794
5	1656	84.656	3507 - 97.921
6	1988	101.590	1521 - 114.217

$H = 0,50 \text{ m}$ ,  $R = 0,49 \text{ m}$ , formato: Troposkiana aproximada

$V_\infty = 8,5 \text{ m/s}$ ,  $c = 0,030 \text{ m}$

Tabela II.1

Como se observa, os valores de Reynolds efetivos variam em uma faixa bastante ampla para cada RV. É importante ressaltar que os valores de  $Re = \frac{W.c}{R}$ , em cada RV, para as posições próximas do equador do rotor, aproximam-se dos valores superiores dos intervalos apresentados na tabela o que, diante das dificuldades de obtenção de dados, torna plausível a utilização de Reynolds definido em função da velocidade tangencial máxima,  $\omega R$ , pois estes valores estão próximos dos valores superiores efetivos.

Para realizar as comparações entre testes e simulação matemática empregar-se-á como dados de perfil aqueles medidos por Sheldhal et alia [21], onde são apresentados os valores de  $C_D$  e  $C_L$  medidos para os números de Reynolds seguintes:  $0,36 \times 10^6$ ,  $0,50 \times 10^6$  e  $0,69 \times 10^6$  e para ângulos de ataque entre

$\alpha$	$C_T + C_{D_O}$	$C_N$
0,0	0,0000	0,0000
2,0	0,0060	0,2000
6,0	0,0503	0,5980
8,0	0,0896	0,8142
10,0	0,1467	0,8711
12,5	0,0213	0,7891
15,0	- 0,0250	0,6796
20,0	- 0,0748	0,7212
25,0	- 0,0770	0,8825
30,0	- 0,0230	1,1102
35,0	- 0,0567	1,2882
40	- 0,0314	1,4405
45	- 0,0177	1,5733
50	- 0,0227	1,6345
55	- 0,0091	1,7128
60	- 0,0491	1,7518
65	- 0,0121	1,8078
70	0,0315	1,8383
75	0,0375	1,8563
80	0,0471	1,8445
85	0,0561	1,8452
90	0,0667	1,8500
95	0,0933	1,8321
100	0,0828	1,8132
105	0,0987	1,7853
110	0,0788	1,7272
115	0,0957	1,6840
120	0,0910	1,6410
125	0,1061	1,6043
130	0,1013	1,5468
135	0,1120	1,4672
140	0,1118	1,3447
145	0,0838	1,1879

Continua...

Continuação...

$Re \approx 0.5 \times 10^6$		$C_{D_0} = 0,0085$
$\alpha$	$C_T + C_{D_0}$	$C_N$
150	0,0718	1,0422
155	0,0678	0,8407
160	0,0539	0,7291
165	0,0325	0,7161
170	- 0,0245	0,8588
175	- 0,0278	0,7002
180	0,0083	0,0000

TABELA II.3 - Coeficientes de força tangencial e normal para o perfil NACA 0012

Fonte: SHELDHAL et alia |<sup>21</sup>|

$Re \approx 0,5 \times 10^6$ . . . . $C_{D_0} = 0,0087$		
$\alpha$	$C_T + C_{D_0}$	$C_N$
0,0	0,00	0,0000
2,0	- 0,0051	0,2000
3,0	0,0027	0,3000
4,0	0,0154	0,4000
6,0	0,0478	0,5980
7,0	0,0684	0,6970
8,0	0,0865	0,7450
10,0	0,1336	0,8900
12,0	0,1699	0,9860
14,0	0,2007	0,9080
16,0	0,2122	0,8230
18,0	0,2273	0,7670
20,0	0,2396	0,7110
25,0	- 0,0521	0,8151
30,0	- 0,0222	1,0616
35,0	- 0,0012	1,2623
40,0	- 0,0166	1,4064
45,0	- 0,0176	1,5380
50,0	- 0,0107	1,6453
55	- 0,0166	1,7381
60	- 0,0017	1,7713
65	0,0046	1,8043
70	0,0265	1,8276
75	0,0250	1,8359
80	0,0471	1,8445
85	0,0644	1,8459
90	0,0833	1,8333
95	0,1915	1,8069
100	0,0331	1,7562
105	0,7794	1,7496
110	0,9851	1,4151
115	1,2048	1,2036
120	1,3562	0,9490

Continua...

Continuação...

$\alpha$	$C_T + C_{D_0}$	$C_N$
125	1,4487	0,6743
130	1,4973	0,3971
135	1,4732	0,1061
140	1,3941	- 0,1575
145	1,1934	- 0,3241
150	0,9352	- 0,4031
155	0,6885	- 0,4513
160	0,5256	- 0,5182
165	0,4065	- 0,6158
170	0,2794	- 0,8646
175	0,1040	- 0,7103
180	0,0000	- 0,0000

TABELA II.2 - Coeficientes de força tangencial e normal para o perfil NACA 0015

Fonte: SHELDHAL et alia |<sup>21</sup>|

$0^\circ$  e  $180^\circ$  para os perfis simétricos NACA 0009, NACA 0012, NACA 0012H e NACA 0015. Os perfis, aqui utilizados, são o NACA 0012 e o NACA 0015 e foram escolhidos os valores médios de  $C_D$  e  $C_L$  dentre os números de Reynolds testados por Sheldahl pois, naque la faixa, os valores não apresentam grandes diferenças. Nas Ta belas (II.2) e (II.3) são listados os valores de  $C_D$  e  $C_L$  que devem ser corrigidos pela subtração de  $C_{D_0}$  (coeficiente de arrasto para  $\alpha$  nulo) do valor de  $C_T = C_L \sin \alpha - C_D \cos \alpha$  já que os dados acima foram medidos com o perfil estático.

### II.3 - SOBRE A RAZÃO DE ASPECTO DAS PÁS

A razão de aspecto de uma pá é definida por:

$$AR = \frac{L}{c}$$

onde: L - comprimento da pá

c - corda da pá

Segundo Abbott et alia |<sup>19</sup>| os dados de  $C_D$  e  $C_L$  em função do ângulo de ataque dependem da relação  $\frac{L}{c}$ . Para pás com alta razão de aspecto os valores de  $C_D$  e  $C_L$  são maiores do que para as pás com baixo valor de  $\frac{L}{c}$ . Pode-se generalizar dizendo que a razão  $\frac{C_L}{C_D} (\alpha)$  aumenta à medida que é aumentada a razão de aspecto de uma pá.

Musgrove et alia |<sup>22</sup>| utilizam as equações de F. W.

Riegels\*, Eqs. (II.8) e (II.9), para corrigir os dados de  $\alpha'$  e  $C_A'$  em função dos valores de  $C_D$ ,  $C_L$  e  $\alpha$  obtidos para uma pás com razão de aspecto infinita:

$$\alpha' = \alpha + \frac{C_L}{\pi AR} (1 + \tau_1) \quad (\text{II.8})$$

$$C_D' = C_D + \frac{C_L^2}{\pi AR} (1 + \tau_2) \quad (\text{II.9})$$

onde  $\tau_1$  e  $\tau_2$  são fatores de correção que dependem de  $AR$ .

Embora o valor de  $\frac{C_L}{C_D}$  ( $\alpha$ ) diminua para baixos valores de  $AR$  o que importa no cálculo do coeficiente de potência, Eq. (II.10), é o valor do coeficiente de força tangencial,  $C_T$ . Deve-se, portanto, analisar o comportamento de  $C_T$  em função  $AR$ .

$$C_P = \frac{N_C}{2\pi S} \int_{\theta=0}^{\theta=2\pi} \int_{z=-H/2}^{z=H/2} C_T \left( \frac{rw}{V_\infty} \right) \left( \frac{w}{V_\infty} \right)^2 \frac{1}{\cos \beta} dz d\theta \quad (\text{II.10})$$

A equação acima, encontra-se demonstrada nos trabalhos de Strickland |<sup>15</sup>| e de Gourières |<sup>12</sup>|.

\* Estas equações encontram-se em Abbott |<sup>19</sup> |, os parâmetros com  $\alpha'$ ,  $C_D'$  e  $C_T'$  referem-se à razão de aspecto baixa.

Musgrove analisou o efeito no valor de  $C_T$  para o caso de  $\text{AR} = 5$  usando como referência o valor máximo de  $C_L$  e, portanto,  $\alpha = \alpha_{\text{STALL}}$ . Verificou que apesar de o ângulo de ataque sofrer uma correção de  $5^\circ$ ,  $\alpha' = \alpha_{\text{STALL}} + 5^\circ$ , o valor de  $C'_T \approx C_T$ . Não encontrando, praticamente, nenhuma variação no valor  $C_T$ .

Para os modelos testados nesta pesquisa tem-se uma razão de aspecto  $\text{AR} = 24,3$  para a geometria troposkiana e de  $\text{AR} = 7,14$  para a geometria retilínea, onde  $L = 500$  mm e  $c = 69$  mm. Como estes valores são superiores a  $\text{AR} = 5$ , valor verificado por Musgrove, conclui-se que os modelos testados neste trabalho não necessitam de correção quanto à razão de aspecto.

#### II.4 - ANÁLISE DE UM ROTOR COM PÁS RETILÍNEAS

Apesar de a forma clássica do rotor Darrieus ter ganhado a aceitação da maioria dos pesquisadores, várias outras formas geométricas têm sido objeto de investigação, como, por exemplo o rotor com pás retilíneas fixas, pás retilíneas com ângulo de ataque controlado (ciclo giro), rotor com geometria variável (Musgrove |<sup>22</sup>|), dentre outras.

Algumas desvantagens podem ser apontadas ao se utilizar rotores com essas inovações. A principal desvantagem é a necessidade de hastas de fixação das pás ao eixo de rotação, que produz um torque adverso ao torque aerodinâmico sobre as pás do rotor. Também os esforços centrífugos podem tornar-se críticos, de-

pendendo da geometria.

Como vantagem observa-se o maior aproveitamento do vento ao longo de toda a pás, já que está igualmente afastada do eixo (é o caso das pás retilíneas) produzindo maior torque aerodinâmico. Em seu trabalho Musgrove mostra-se bastante otimista com as diversas vantagens que apresenta a sua geometria variável, tais como a facilidade de construção das pás e a auto regulação do ângulo de inclinação das pás que diminui os esforços centrífugos.

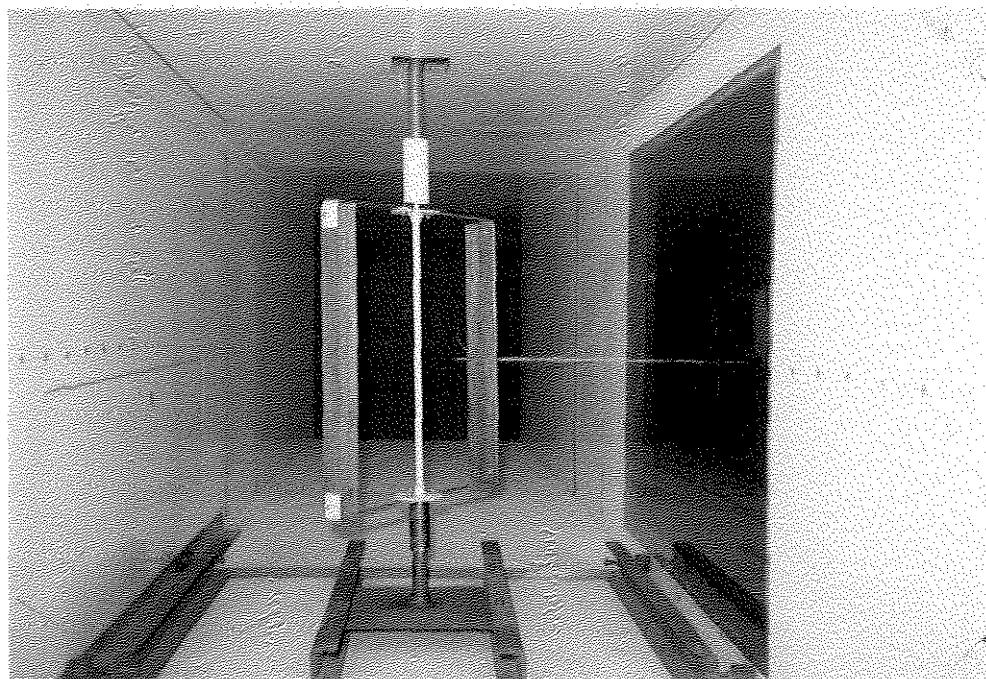
No caso de modelos reduzidos são grandes as dificuldades de se conseguir modelos girando satisfatoriamente, uma vez que o torque adverso provocado pelos elementos de fixação das pás é relativamente grande.

Para o rotor de pás retilíneas testado, Fotografia (III), deve-se subtrair do torque fornecido pelas pás aquele produzido pelas hastes de fixação. Figura (II.6).

O torque adverso será produzido pela força de arrasto que se opõe ao movimento do rotor. Considerando-se esta força proporcional ao quadrado da velocidade tangencial, tem-se:

$$dT = r dF_D \quad (\text{II.11})$$

onde a força de arrasto para um elemento da haste será:



Fotografia III - Rotor de pás retilíneas com hastas construídas  
com perfil NACA 0015

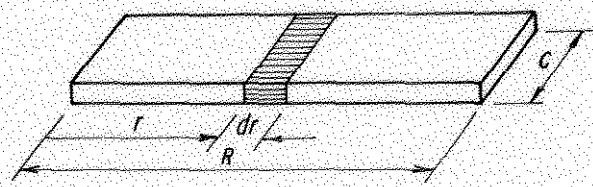


Fig. II.6

$$dF_D = \left| \frac{1}{2} \rho dA (\omega r)^2 \right| C_{D_0}$$

$C_{D_0}$  é o coeficiente de arrasto para ângulo de ataque nulo.

$$= \left| \frac{1}{2} \rho \cdot (c dr) (\omega r)^2 \right| C_{D_0}$$

substituindo na Eq. (II.11) e integrando:

$$T = \frac{1}{8} \rho C_{D_0} c \omega^2 R^4 \quad (II.12)$$

Para calcular o coeficiente de potência perdida nas hastes,  $\Delta C_p$ , basta multiplicar o valor do torque adverso da equação acima pela velocidade angular e dividir pela potência disponível do vento,  $\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3$ . Assim,

$$\Delta C_p = \frac{1}{4} C_{D_0} \frac{c}{A_v} R (RV)^3 \quad (II.13)$$

Como se observa da Eq. (II.13) a potência perdida aumenta com o valor de  $RV$  ao cubo e, para diminuir tais perdas, é importante construir as hastes com perfis aerodinâmicos que apresentem baixo valor de  $C_{D_0}$  sem, contudo, sacrificar as exigências estruturais do rotor.

Para o caso do rotor construído em escala reduzida foram utilizadas hastes com perfil NACA 0015. Segundo Jacobs [18], para baixos valores de  $Re$ , da ordem de 42900, o valor do coeficiente de arrasto para ângulo de ataque nulo é  $C_{D_0} = 0,03$ . Substituindo este valor na Eq. (II.13) e multiplicando por quatro

(2 hastas para cada pás) tem-se o coeficiente de potência perdida, dado pela Equação (II.14), em um rotor com duas pás,  $H=D^{\phi}=500\text{ mm}$ ,  $A_V=0,250\text{ m}^2$  e  $c=0,030\text{ m}$  como dimensão da corda das hastas. Estas são as dimensões do rotor mostrado na Fotografia III.

$$\Delta C_p = 0,0009(RV)^3 \quad (\text{II.14})$$

Na Figura (II.7) apresenta-se a curva teórica de  $C_p \times RV$  usando o modelo de múltiplos tubos de corrente e mostra-se que a influência das hastas se torna apreciável nas RV grandes. Em particular, a curva teórica, aqui mostrada, pretende apenas ilustrar, qualitativamente, o resultado previsto para este rotor, isto porque os dados do perfil NACA 0015 utilizados na simulação matemática são para valores de  $Re$  bem mais altos, conforme descrito no item II.3.

As curvas apresentadas por Jacobs |<sup>18</sup>| para o perfil NACA 0015, mostram que os dados de  $C_D$  é de  $C_L$  variam bastante com o número de Reynolds, principalmente para  $Re < 1,27 \times 10^6$ , como se constata da Figura (II.8). Pode-se, baseado nesta figura, garantir que a Figura (II.7) mostra um resultado bem superior ao que deverá ser encontrado na realidade dos testes experimentais.

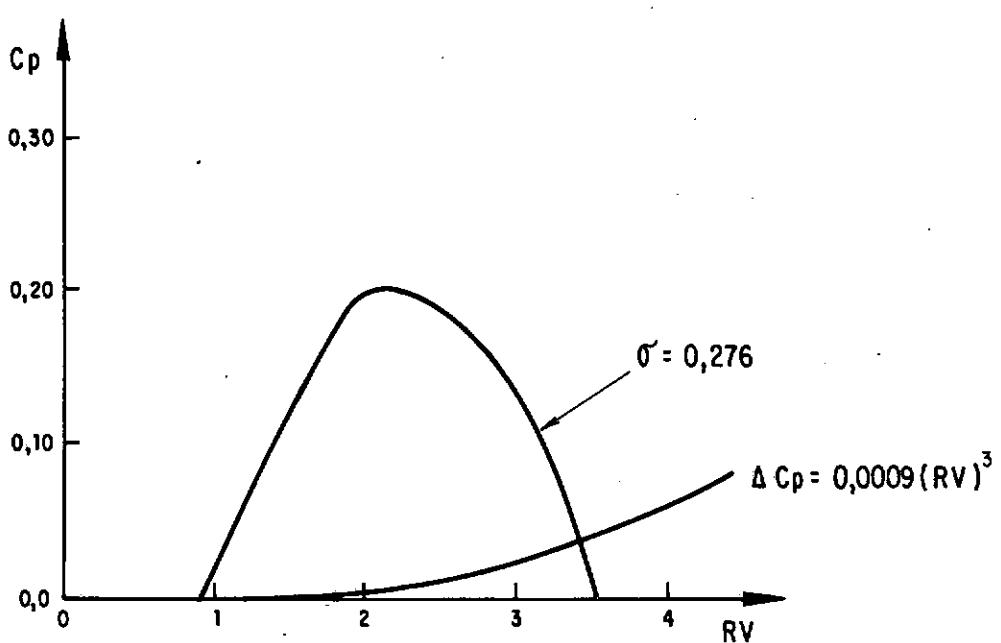


Fig. II.7 - Curva de  $C_p$  para um Rotor com duas Pás Retilíneas.

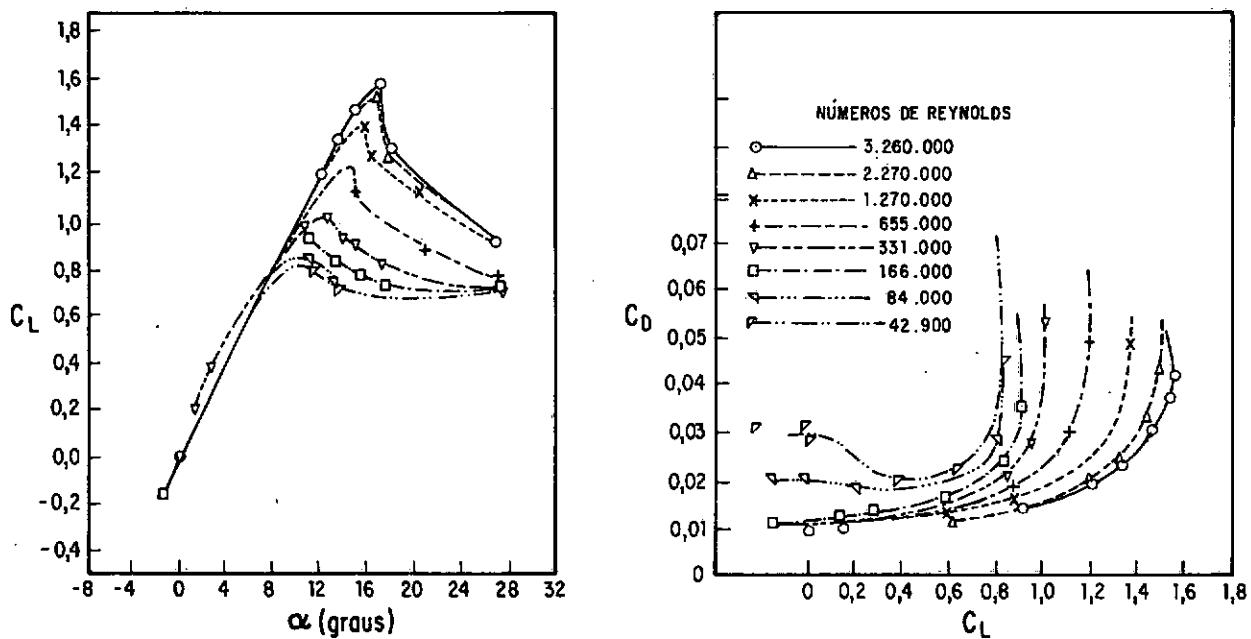


Fig. II.8 - Dados para o Perfil NACA 0015.  
Fonte: JACOBS et alia (18)

CAPÍTULO IIIO CONJUNTO EXPERIMENTALIII.1 - INTRODUÇÃO

A fim de estudar o rotor DARRIEUS foi construído o conjunto apresentado na Figura (III.1), onde se destaca o modelo reduzido ( $H = D^\phi = 500$  mm) montado, verticalmente, no Túnel de Vento II do Laboratório de Mecânica dos Fluídos do Programa de Engenharia Mecânica da COPPE/UFRJ que possui seção de testes igual a  $1\text{ m}^2$ . O eixo do rotor, construído em aço prata com  $1/2''$  de diâmetro, acopla-se, na extremidade superior, por meio de uma Junta de Oldham modificada, Figura (III.2), ao eixo onde estão fixados o disco perfurado para a leitura de freqüência e o tambor do freio de Prony, situados no exterior do túnel de vento.

Cada um dos dois eixos, acima citados, está apoiado em dois rolamentos auto-compensadores SKF-1200. O sistema ja apresenta relativa facilidade de montagem e desmontagem, bastando, na desmontagem, levantar o conjunto de cima que está fixo na parte externa do teto do túnel de vento. Quando o conjunto de cima é levantado ocorre o desacoplamento dos dois eixos e se desfaz o encaixe entre a peça que aloja o rolamento superior no eixo do rotor, ficando este preso apenas no mancal inferior, fer Figuras (III.1) e (III.2).

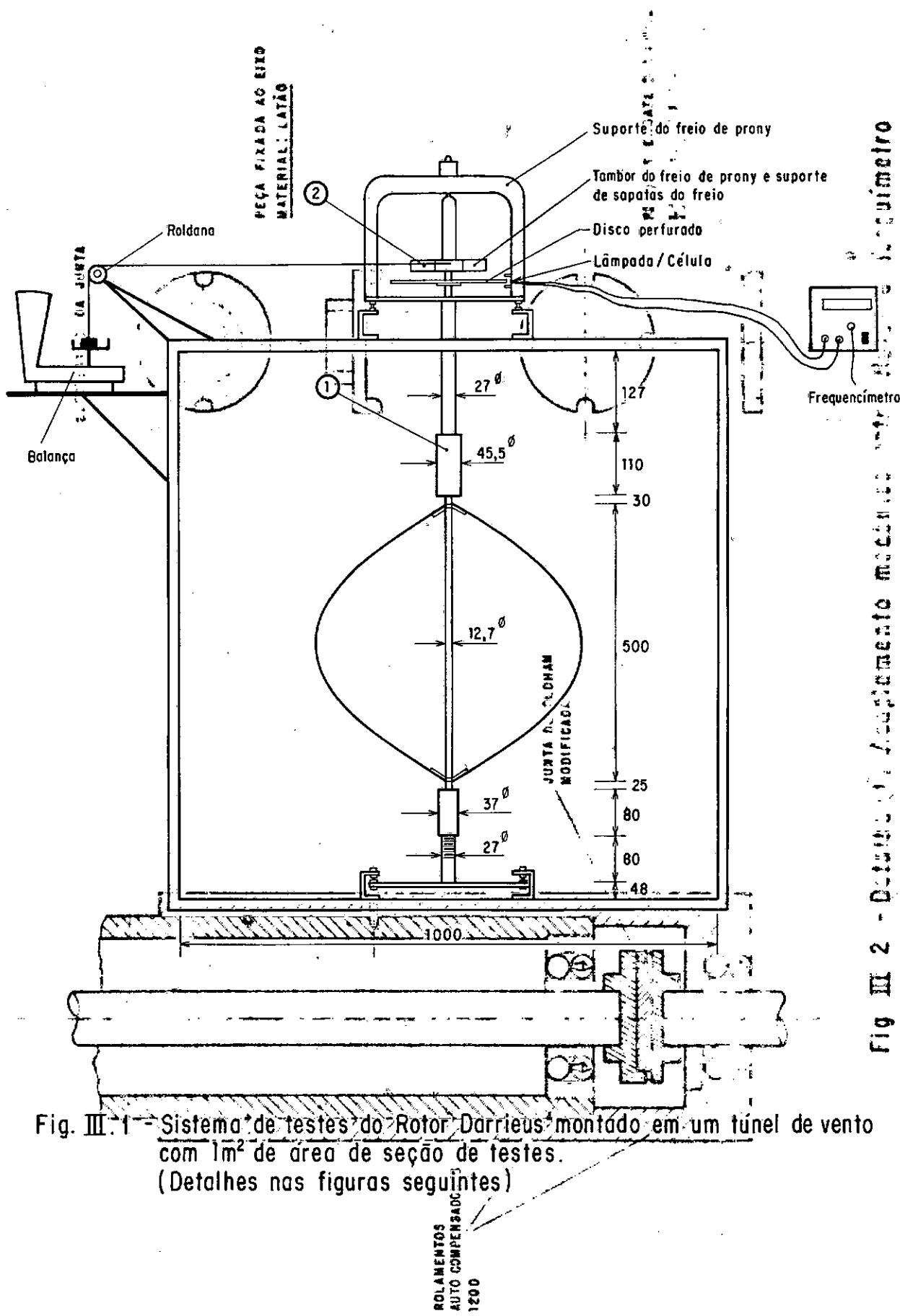
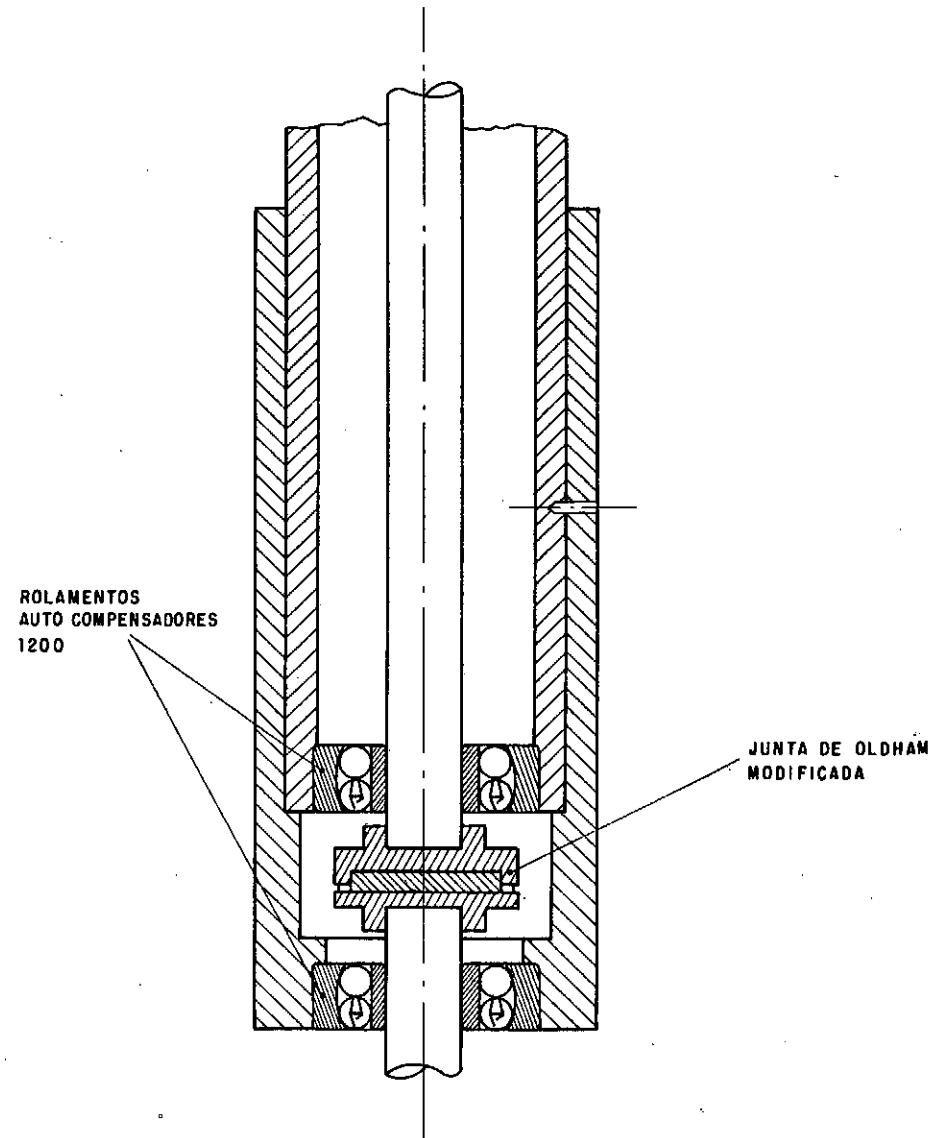
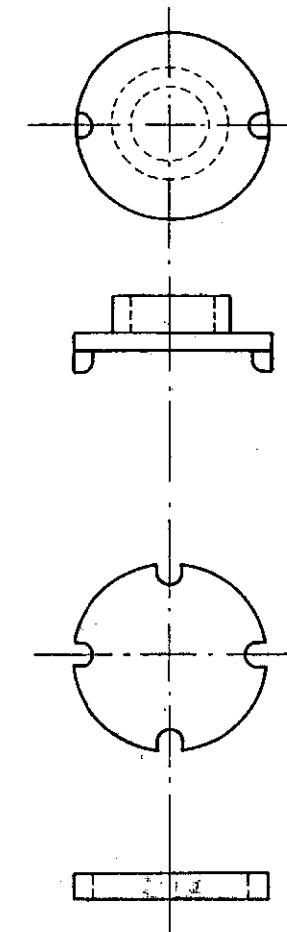


Fig. III.2 - Detalhe da montagem mecanica entre o eixo e o suporte do frequímetro



ELEMENTOS DA JUNTA



PEÇA FIXADA AO EIXO  
MATERIAL: LATÃO

PEÇA DE ENGATE DOS PINOS  
MATERIAL: TEFLON

Fig. III.2 - Detalhe ① Acoplamento mecânico entre Rotor e Torquímetro.

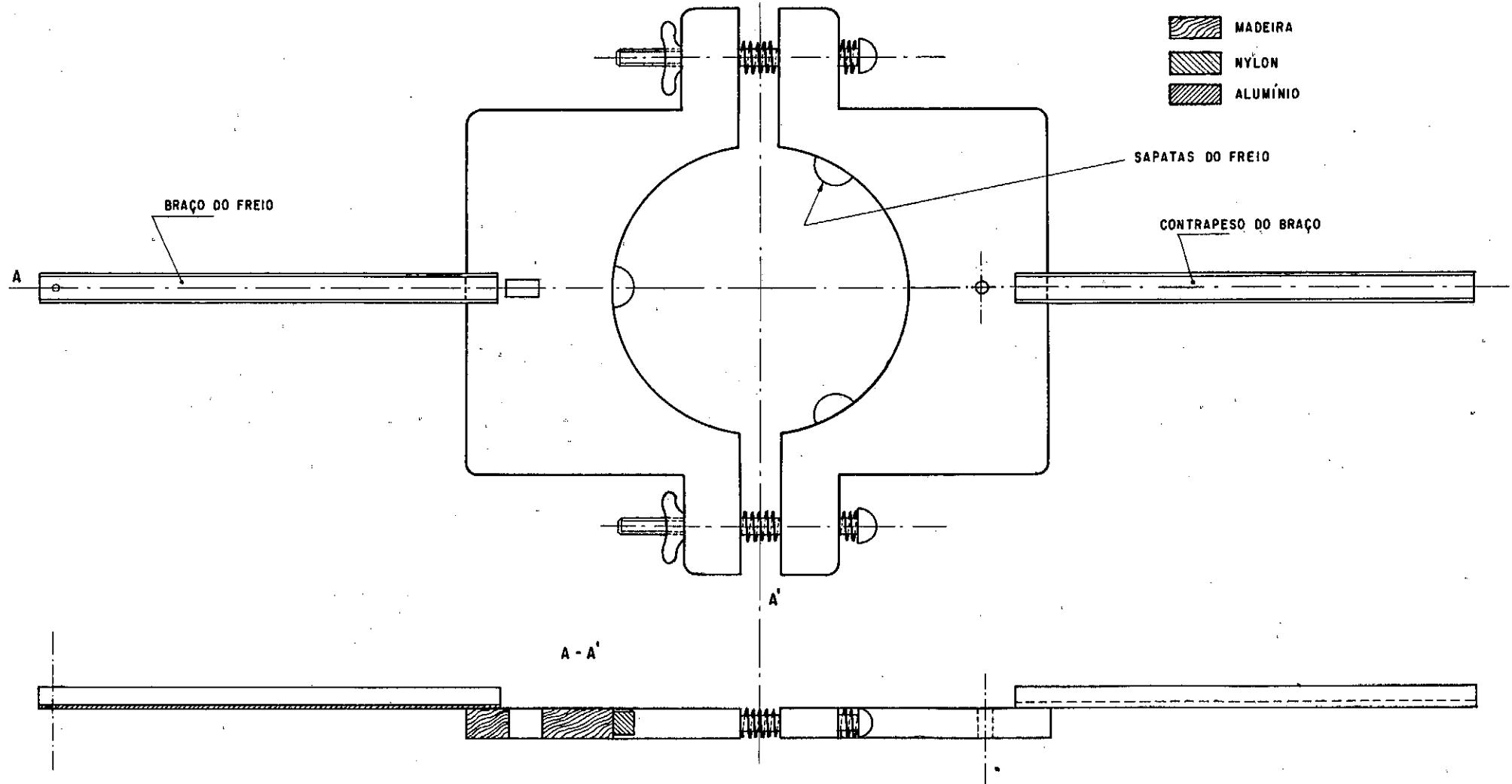


Fig. III.3 - Detalhe ② Freio de Prony.

Outra vantagem desta montagem é o eixo do rotor ficar menos sujeito a empenos do que no caso em que se utilizasse um eixo único para o rotor e o torquímetro.

A seguir, são descritos os principais elementos de medidas:

### III.2 - MEDAÇÃO DA FREQUÊNCIA DE ROTAÇÃO

É utilizado um disco de alumínio  $d^\phi = 223$  mm, contendo 60 furos na sua periferia. Um sensor constituído de uma lâmina e de um elemento foto sensível emite impulsos proporcionais à freqüência que é lida através de um freqüencímetro digital.

### III.3 - MEDAÇÃO E APLICAÇÃO DE TORQUE

A fim de simular-se a aplicação de cargas sobre o eixo do rotor foi construído um freio dinamométrico de Prony, Figura (III.1) e Fotografia IV. Como o eixo do rotor é vertical foi necessário construir um suporte para que o freio pudesse trabalhar suspenso por um pino e com liberdade de movimento na direção transversal ao eixo, de forma a só exercer esforço radial sobre o cilindro (tambor) de alumínio que gira solidário ao eixo.

O freio e o suporte são de madeira e o esforço aplicado pode ser variado apertando ou soltando as porcas borboletas, Figura (III.3), que comprimem as duas metades que tendem a

se afastar pelo esforço das molas existentes entre elas. As sapatas do freio são de nylon.

A vantagem do dispositivo é que se pode fazer a leitura direta da carga aplicada usando-se apenas uma balança sensível (Fotografia IV), sem necessidade de calibração prévia do torquímetro.

#### III.4 - REGISTRO DA FREQUÊNCIA DE ROTAÇÃO

A fim de se registrar a variação no tempo da frequência de rotação foi utilizado um conversor de frequência/voltagem que transforma o sinal emitido pelo elemento foto sensível em sinal de voltagem correspondente à frequência, permitindo ser registrada por um registrador gráfico da marca ECB.

#### III.5 - MEDIDA DA VELOCIDADE E DA TEMPERATURA DO ESCOAMENTO

A velocidade do escoamento de ar no interior do túnel de vento foi feita por meio de um manômetro de Betz acoplado a um tubo de Prandtl, posicionado no centro da seção do túnel e situado a 1 m de distância, à montante do rotor Darrieus.

Para a medida da temperatura do escoamento foi instalado um termopar de cromel-alumel, próximo do tubo de Prandtl.

Na Fotografia V tem-se uma visão de alguns instrumentos utilizados.

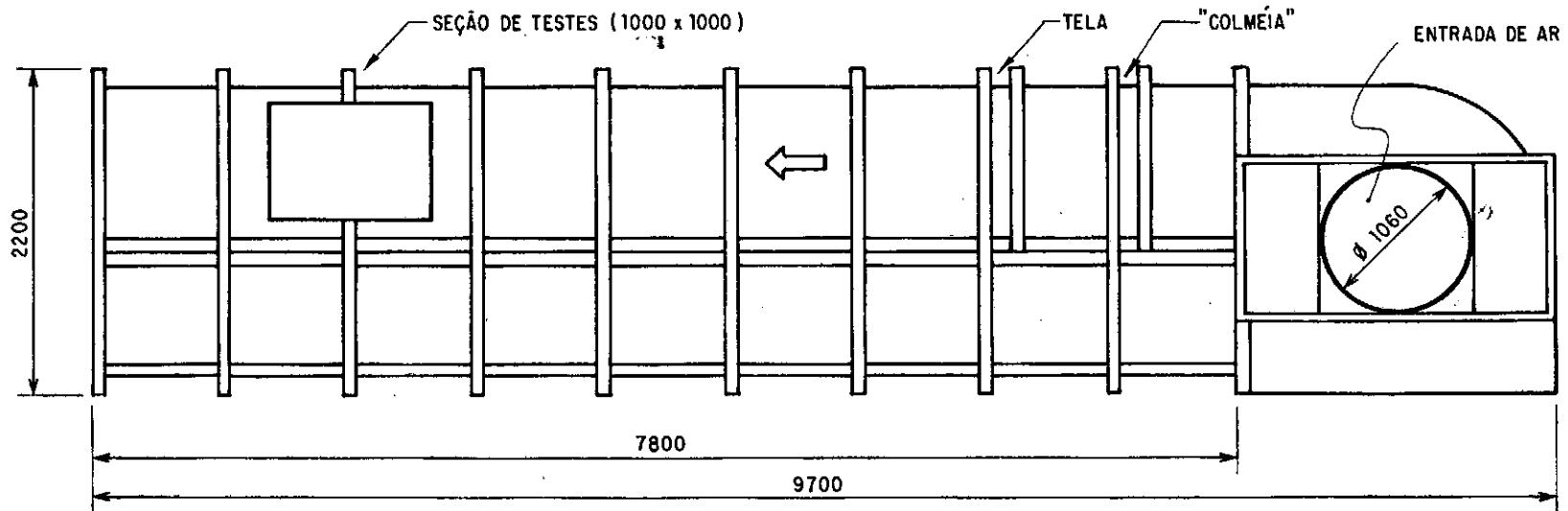
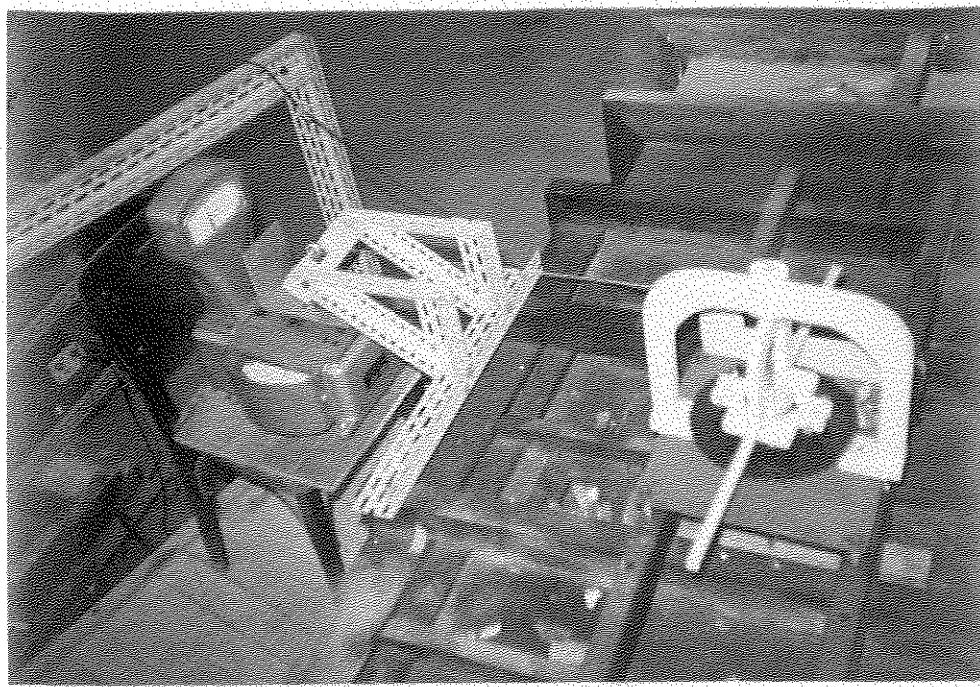
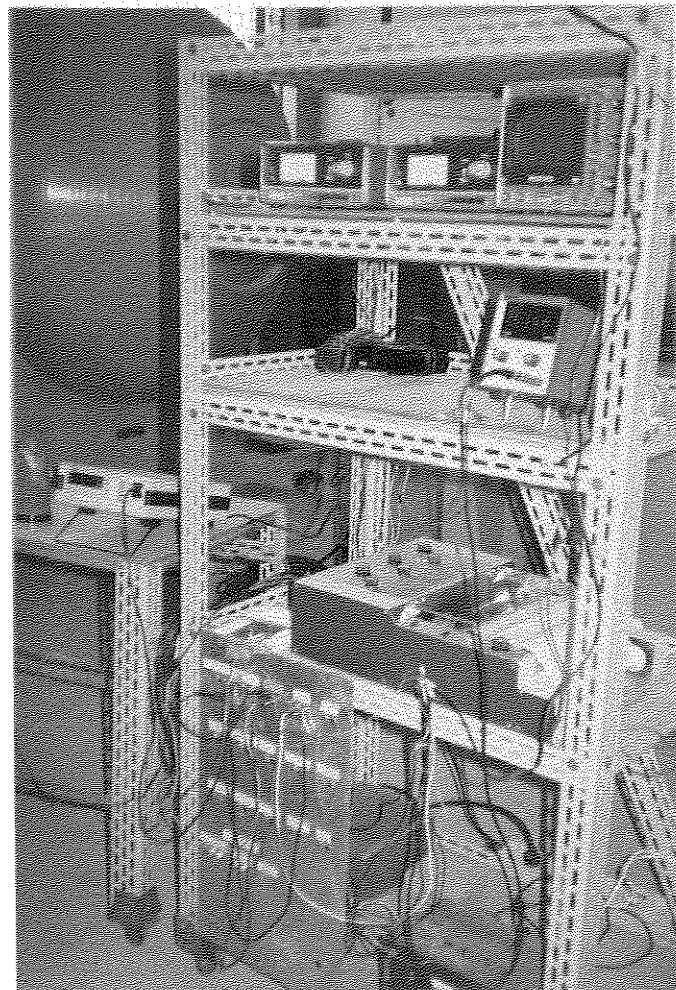


Fig. III.4 - Túnel de Vento.



Fotografia IV - Disco perfurado para a leitura de frequência,  
freio de Prony e balança



Fotografia V - Alguns instru-  
mentos utili-  
zados

### III.6 - TÚNEL DE VENTO

Os testes foram realizados no Túnel de Vento II (Figura III.4) do Laboratório de Mecância dos Fluidos do Programa de Engenharia Mecânica da COPPE-UFRJ. Este túnel é do tipo circuito aberto com ventilador situado à montante da seção de testes e possibilita a obtenção de velocidade do ar em torno de 8 m/s.

A área da seção de testes mede 1 m<sup>2</sup>.

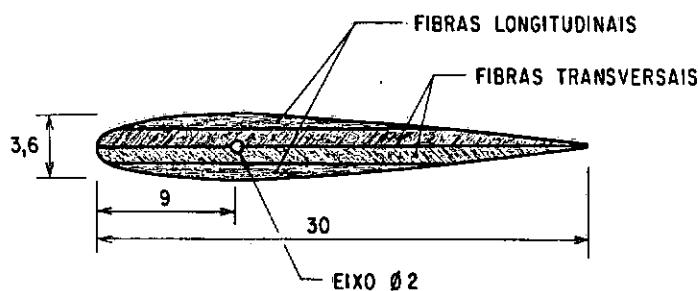
### III.7 - CONSTRUÇÃO DOS MODELOS REDUZIDOS

#### III.7.1 - Construção das Pás

A construção das pás foi a parte mais delicada do trabalho. É interessante descrever, aqui, alguns métodos que foram tentados.

O primeiro rotor construído tinha pás retilíneas ( $H = D^\phi = 500$  mm) e perfil NACA 0012 com  $c = 30$  mm. As pás deste rotor foram construídas com madeira balsa de 1 mm de espessura coladas em camadas superpostas, tendo no seu interior um eixo de 2 mm de diâmetro passando pelo baricentro do perfil, Figura (III.5).

Este rotor não girou, em vazio, além de 100 RPM e uma das causas deste fraco desempenho devia-se às placas planas que foram utilizadas como hastas de fixação das pás ao eixo e que introduziam perdas por arrasto, conforme descrito no item II.4.

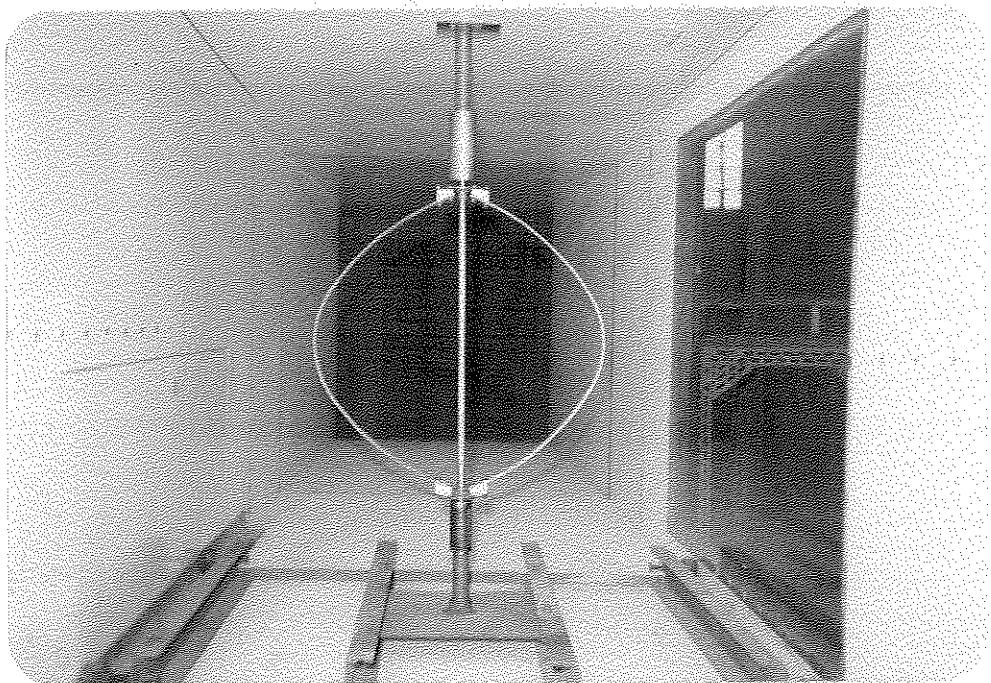


**Fig. III.5 - Pá Construída em Madeira Balsa.  
NACA 0012**

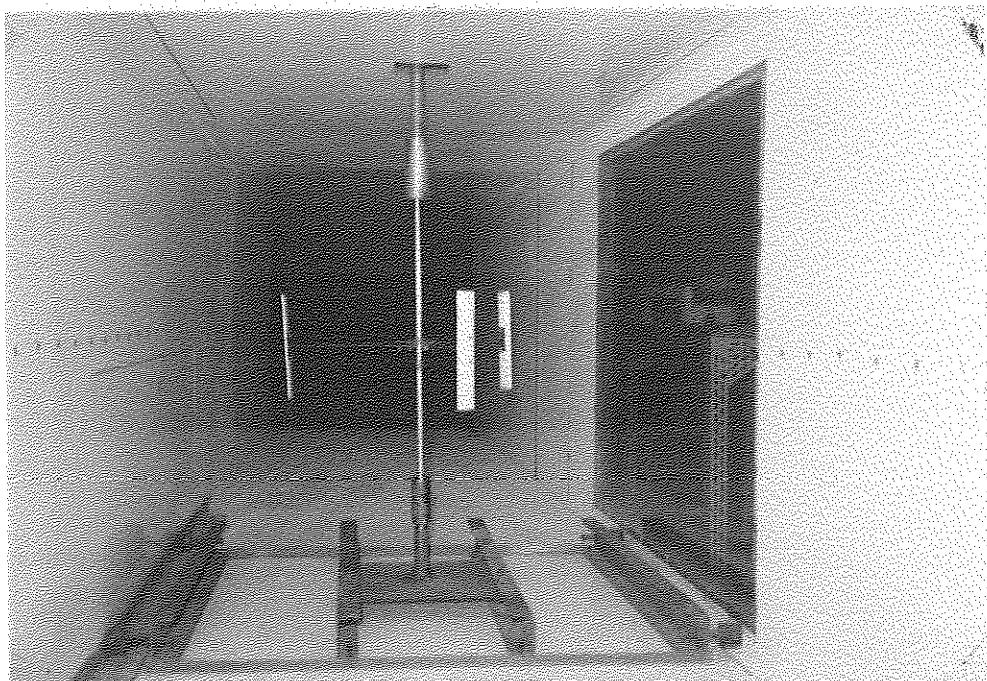
Constatada a dificuldade para por em movimento, de forma satisfatória, um rotor com pás retilíneas partiu-se para a forma clássica do rotor Darrieus com pás inclinadas em relação ao eixo de rotação.

Assim foi construído um rotor Darrieus com pás em forma de parábola (Fotografia VI). As pás foram construídas a partir de um anel de alumínio-silício com diâmetro médio de 260 mm e 20 mm de espessura, obtido por fundição. Este anel foi usinado interna e externamente em um torno mecânico com copiador hidráulico, Figura (III.6). Os gabaritos para o copiador foram construídos em aço 1045 por meio de uma retífica ótica que executou a forma do perfil desejado (no caso, NACA 0012\* e NACA 0015\* com 30mm de corda) copiando da tela um desenho do perfil ampliado

\* Dados geométricos destes perfis encontram-se nas Tabelas (III.1) e (III.2).



Fotografia VI - Rotor com pás-parabólicas (material: alumínio-silício), fixação do tipo I



Fotografia VII - Rotor com três pás retilíneas perfil naca 0015,  
 $c=30\text{mm}$ , hastas com placa plana

de 50 vezes. Os perfis assim obtidos foram analisados quanto as principais dimensões geométricas (Tabelas III.1 e III.2), ou seja: valor da corda, valor da espessura máxima e posição desta.

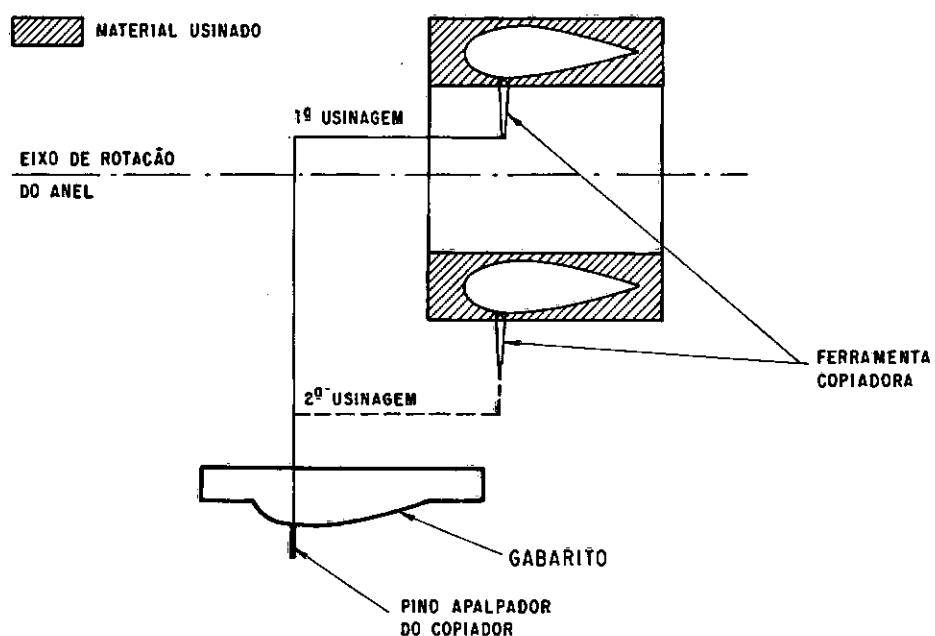
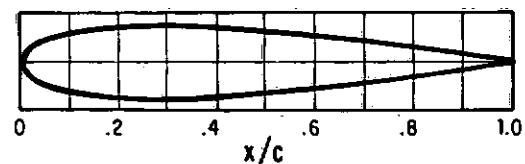
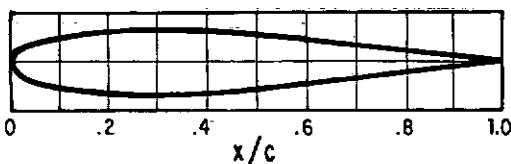


Fig. III.6 - Usinagem do Perfil Aerodinâmico.

Após a construção do perfil o anel devia ser aberto e conformado, a frio, na geometria desejada. Aqui, percebeu-se um erro grave que foi a adição de silício no alumínio com o objetivo de diminuir a quantidade de ar retido durante o processo de fundição. Este erro quase invalida o trabalho de usinagem pois a conformação da pá teve de ser feita a quente, a  $300^{\circ}\text{C}$ , com o auxílio de um maçarico, pois o alumínio-silício apresenta, a frio, uma baixíssima tensão de escoamento.

Finalmente, mudou-se o material e o processo de preparo do anel a ser usinado. A partir de uma barra de alumínio com seção transversal (100 mm x 10 mm) obteve-se, com o auxílio de uma calandra, um anel que, posteriormente, teve as suas extremidades unidas pelo processo de soldagem TIG. De cada anel foram construídas duas pás.

Para dar a conformação final utilizou-se uma morsa de bancada, onde foram substituídas as placas planas de aperto por gabinetes de madeira com pequena curvatura, permitindo, a frio, obter-se a conformação desejada.



$\frac{x}{c}$	$\frac{y}{c}$
0	0
0,5	
1,25	1,894
2,5	2,615
5,0	3,555
7,5	4,200
10	4,683
15	5,345
20	5,737
25	5,941
30	6,002
40	5,803
50	5,294
60	4,563
70	3,664
80	2,623
90	1,448
95	0,807
100	0,126

RAIO DO BORDO DE ATAQUE:  
1,58% de c

$\frac{x}{c}$	$\frac{y}{c}$
0	0
0,5	
1,25	2,367
2,5	3,268
5,0	4,443
7,5	5,250
10	5,853
15	6,682
20	7,172
25	7,427
30	7,502
40	7,254
50	6,617
60	5,704
70	4,580
80	3,279
90	1,810
95	1,008
100	0,158

RAIO DO BORDO DE ATAQUE:  
2,48% de c

Tabela III.1 - Geometria do perfil NACA 0012

Fonte: Abbot et alia [1]

Tabela III.2 - Geometria do perfil NACA 0015

As pás\*, assim construídas em alumínio, foram conformadas no formato aproximado de uma troposkiana (do Grego, corda girante). Esta forma tem a vantagem de apresentar apenas esforços normais como resultante das forças centrífugas somadas às forças nos extremos da pá.

Na Figura (III.7) encontram-se os dados da geometria segmento de reta - arco de circunferência - segmento de reta - em que foram conformadas as pás dos modelos reduzidos, aqui testados. Este formato aproximado da forma ideal troposkiana apresenta maior facilidade de construção e, consequentemente, menores custos. Os dados foram extraídos de Blackwell et alii [2].

$$\begin{aligned} Z_m &= 0,250 \text{ m} & R_j &= 0,6721 Z_m = 0,1680 \text{ m} \\ A_v &= 2,5944 (Z_m)^2 = 0,1621 \text{ m}^2 & L &= 2,9431 Z_m = 0,7358 \text{ m} \\ R_m &= 0,9798 Z_m = 0,2449 \text{ m} \\ R' &= 0,6733 Z_m = 0,1683 \text{ m} \\ Z_j &= 0,5654 Z_m = 0,1413 \text{ m} \end{aligned}$$

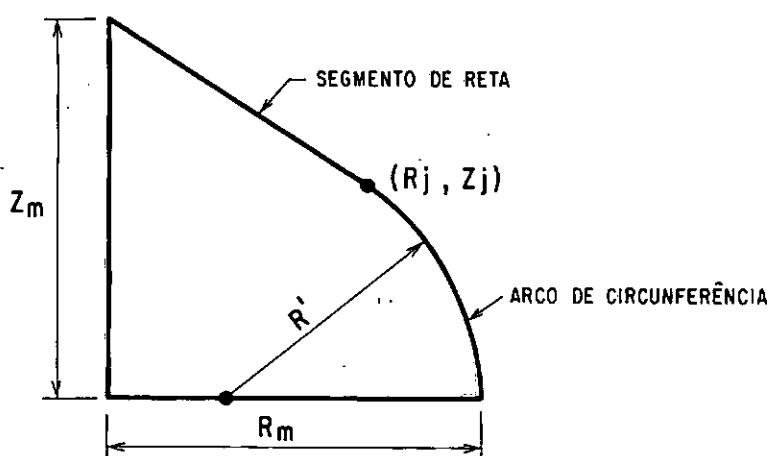
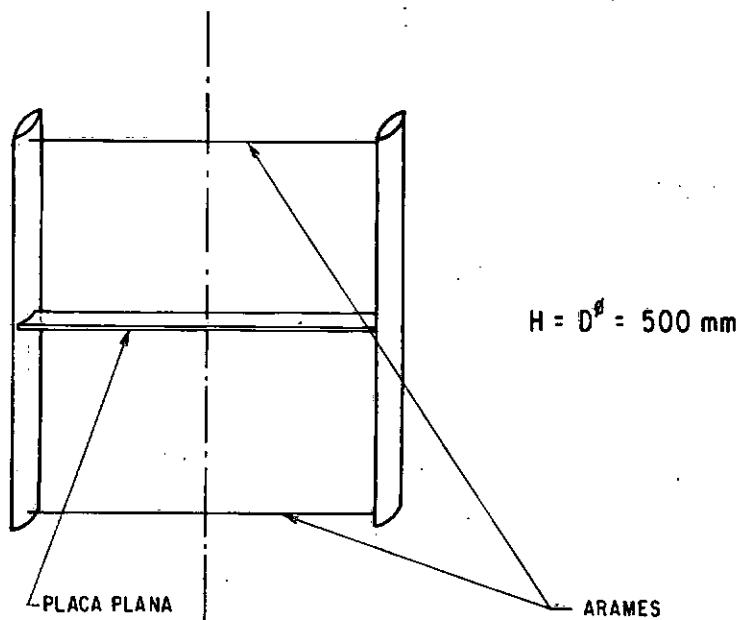


Fig. III.7 - Forma da Pá

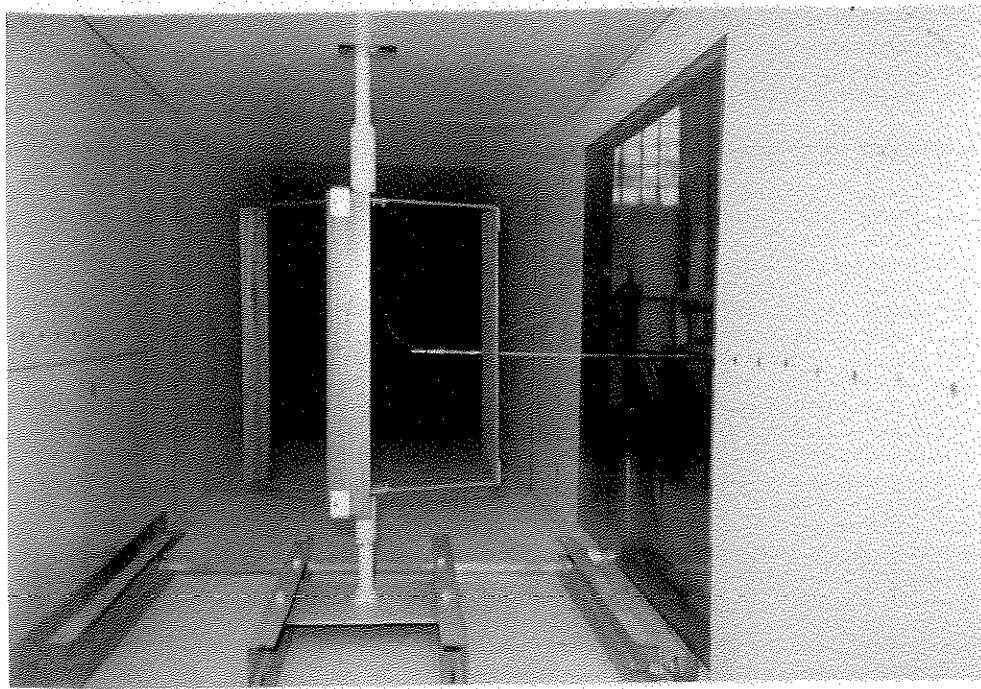
(TROPOSKIANA APROXIMADA).

\* A rugosidade superficial  $R_z$  das pás de alumínio, segundo comparação com padrões DREHEM, estava entre  $6,3 \mu\text{m}$  e  $10 \mu\text{m}$ .

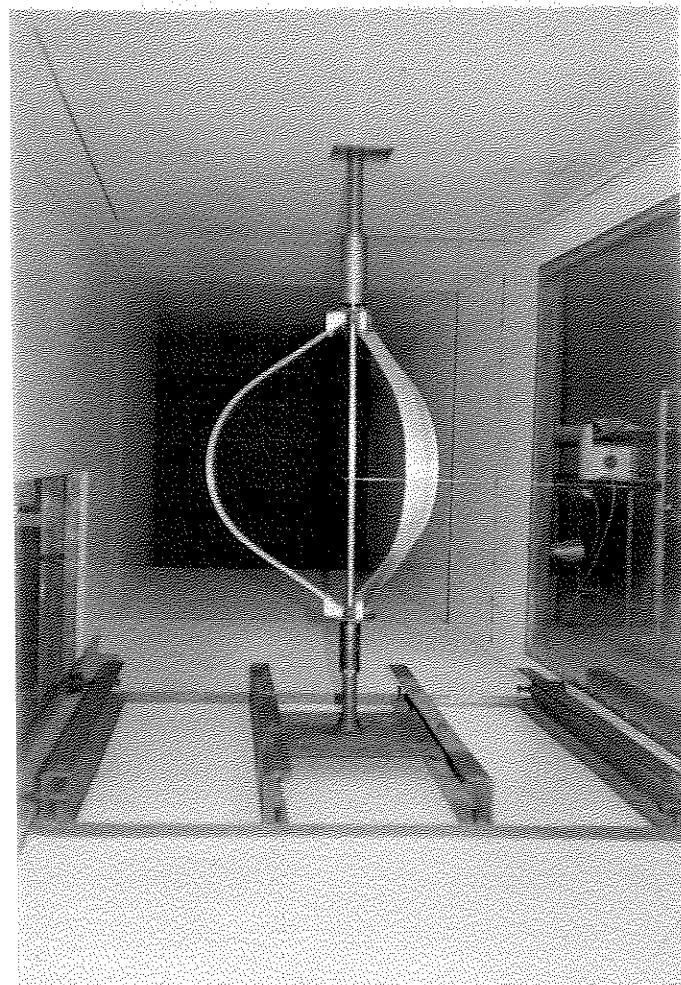
Após a construção das pás em alumínio e depois de se obter êxito na construção de modelos com pás em forma de troposkiana aproximada e de parábola (em alumínio silício) tentou-se, novamente, a geometria de pás retilíneas. Várias tentativas foram feitas para reduzir o torque adverso como, por exemplo, perfis arredondados ou placas planas bem finas com adoçamento de cantos vivos, firmando as pás na parte central do rotor e, nas extremidades, utilizando-se fios de arame, para evitar que as pás se abrissem, Figura (III.8), ou, sem os arames,, como na Fotografia VII, apenas para mostrar alguns insucessos.



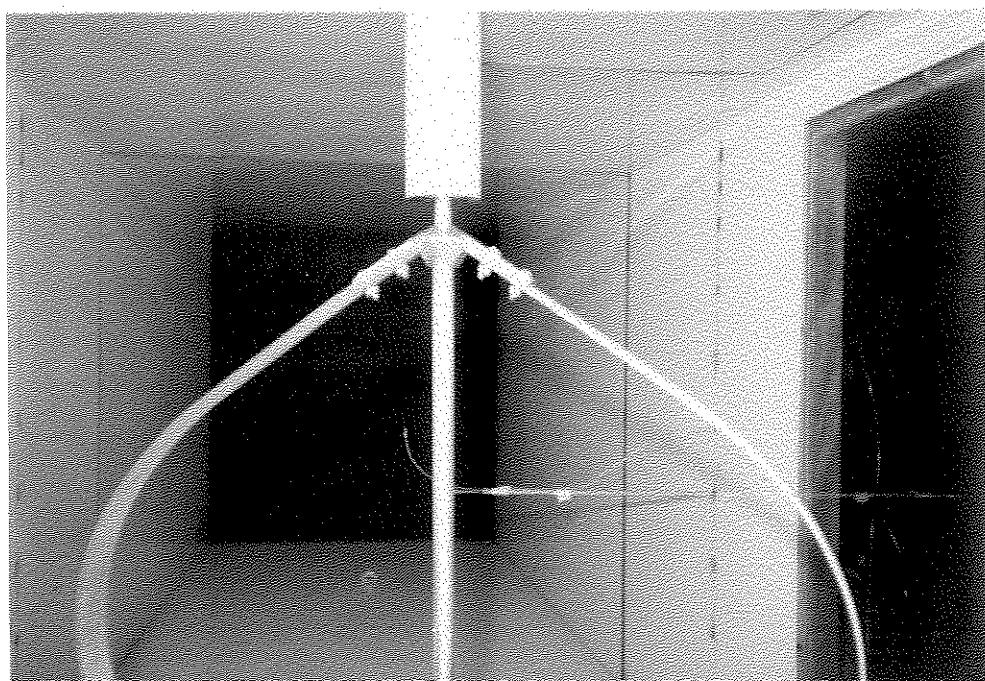
**Fig. III.8 - Rotor de Pás Retilíneas.**  
( $c = 30 \text{ mm}$  - PERFIL NACA 0015)



Fotografia VIII - Rotor com três pás retilíneas (perfil NACA 0015) hastas com perfil Naca 0015



Fotografia IX - Rotor com três pás "Troposkianas" Fixação do Tipo I



Fotografia X: Detalhe do suporte de fixação II

Finalmente, foram construídas pás retilíneas em madeira de cedro com 69 mm de corda e 500 m de comprimento e construídos os modelos com duas e três pás, mostrados nas Fotografias (III) e (VIII).

Nestes modelos, as hastas de fixação das pás ao eixo têm o perfil NACA 0015. Estes modelos permitiram ser testados.

### III.7.2 - Construção dos Suportes das Pás "Troposkianas" ao Eixo

Buscando um tipo de suporte para fixar as pás ao eixo do rotor que atendesse aos diversos modelos, inclusive o de pás retilíneas, foram construídos, inicialmente, dois discos encaixados no eixo, com 12 furos dispostos aos pares nas direções múltiplas de  $60^\circ$ , para permitir que se fixassem duas ou três pás sem causar desbalanceamento no rotor. Com o auxílio de pequenos blocos construídos no ângulo desejado foi possível fixar as pás curvas, Fotografias (VI) e (IX), mediante os suportes do tipo I.

Posteriormente, a fim de se ter testes mais confiáveis foram construídos novos suportes que não apresentassem a desvantagem oferecida pelo caso anterior, Fotografia (IX), em que os bloquinhos causavam perdas por arrasto, influenciando no desempenho do rotor. Estes novos suportes eram cônicos, ver Fotografias (I) e (X), serão chamados de suportes do tipo II.

CAPÍTULO IVTESTES EXPERIMENTAIS REALIZADOSIV.1 - ESCOLHA DAS DIMENSÕES DOS MODELOS TESTADOS

O objetivo principal dos testes realizados foi o de obter as curvas de desempenho aerodinâmico para os vários modelos testados. Estas curvas são apresentadas, classicamente, na forma adimensional  $C_p \times RV$ , definidos pelas equações (II.2) e (II.3), para diferentes valores de solidez e de Números de Reynolds. A apresentação em forma adimensional permite que a curva seja a mesma não apenas para o rotor testado como para todos os demais que respeitem as exigências da Teoria de Semelhança.

Definido este objetivo principal, fazia-se necessário limitar o conjunto de testes àqueles considerados os mais importantes dentro da pesquisa empreendida. Algumas limitações já se colocavam como definitivas em face das possibilidades apresentadas pelas instalações do laboratório. A principal delas, o Túnel de Vento II com área de seção de testes igual a  $1 m^2$ , limitava as dimensões dos modelos reduzidos a serem construídos. Optou-se por modelos que apresentassem máxima área varrida igual a 25% da área da seção de testes do túnel. Como se pretendia testar rotores com formato de pás retilíneas e de pás curvas em relação ao eixo de rotação ficou estabelecido que os rotores teriam  $H = D^\phi = 500$  mm. Assim, os rotores de pás retilíneas apresentaram área varrida igual a 25% da área de testes enquanto que os rotores de pás apro

ximadamente troposkianas, conforme a Figura (III.7), apresentaram área varrida igual a 16,2% da área de testes.

Apesar de este valor limite assumido para a área varrida não se apoiar em nenhuma experiência anterior, pois não se encontrou na bibliografia estudada qualquer referência a respeito, estima-se que a ocupação do túnel de vento tenha sido adequada e, como se vê no Apêndice I, o bloqueio total causado pelas partes sólidas do rotor e pela esteira do escoamento apresentam valores máximos de 7,34% para o pás retilíneas e de 5,13% para as pás troposkianas. Um bloqueio total de apenas 2,6% foi encontrado por BLACKWELL et alli |<sup>23</sup>| nos testes com rotores Darrieus, em formato de troposkiana,  $H = D^\phi = 2$  m, realizados em um túnel de vento com seção de testes de 4,6 x 6,1 m. No entanto, este pequeno bloqueio, se aplicado aqui, reduziria demais os modelos e dificultaria bastante algumas das medidas realizadas.

Como foi dito, acima, as curvas  $C_p \times RV$  são traçadas para um determinado valor de solidez;  $\sigma \equiv \frac{N c L}{A_v}$ , e, como se observa, pode-se, para cada valor de  $\sigma$ , variar N e c. A dificuldade do processo de construção das pás de alumínio mediante um gabarito construído por retífica ótica, já relatado no item (III.7.1), exigia a limitação de algumas variáveis. Optou-se, assim, por um único valor para o segmento da corda das pás, este valor escolhido foi  $c = 30$  mm.

Para os rotores de pás "troposkianas" foram realizados quatro testes, apresentados na Tabela (IV.1), que visaram estudar

a influência do aumento de solidez quando se colocava uma terceira pás e testes visando estudar o comportamento de dois perfis diferentes, NACA 0012 e NACA 0015, com rotores de duas pás. A Tabela (IV.1) informa, também, o tipo de fixação das pás ao eixo. Os suportes de fixação I e II foram mostrados através das fotografias (IX) e (X), no item (III.7.2).

N	c (mm)	$\sigma$	FIXAÇÃO DAS PÁS	PERFIL NACA
2	30	0,26	I	0015
3	30	0,39	I	0015
2	30	0,26	II	0015
2	30	0,26	II	0012

TABELA IV.1 - Rotores testados com pás troposkianas

Para os rotores de pás retilíneas, também foram construídos modelos com segmento de corda da pás medindo 30 mm e perfil NACA 0015. Como foi dito no Capítulo III estes modelos não giraram fazendo com que os rumos da pesquisa fossem um pouco mudados. Novas tentativas e estudos conduziram aos modelos com segmento de corda medindo 69 mm e pás construídas de madeira, com perfil NACA 0015, fixadas ao eixo de rotação por meio de hastas de alumínio com segmento de corda de 30 mm e perfil NACA 0015. A Tabela (IV.2) lista os rotores de pás retilíneas que foram testados.

N	c (mm)	$\sigma$	PERFIL DAS PÁS	PERFIL DAS HASTES	CORDA DAS HASTES (mm)
2	69	0,276	NACA 0015	NACA 0015	30
3	69	0,414	NACA 0015	NACA 0015	30

TABELA IV.2 - Rotores testados com pás retilíneas

IV.2 - MÉTODOS DE OBTENÇÃO DAS CURVAS  $C_p \times RV$ 

Foram utilizados dois métodos independentes para se traçar as curvas características dos rotores testados. No primeiro método o rotor foi submetido a cargas diferentes e as medidas foram realizadas quando a velocidade angular se tornava constante. As cargas eram fornecidas através do freio dinamométrico de Prony. No segundo método o rotor foi testado em vazio (com ausência de carga aplicada) sendo registrada a curva de velocidade angular ao longo do tempo enquanto o rotor disparava para o ponto de velocidade angular máxima, também denominada velocidade de fuga.

IV.2.1 - Testes Utilizando o Freio de Prony

A equação geral de funcionamento instantâneo do rotor é mostrada abaixo:

$$I \frac{d\omega}{dt} = T_{\text{aerod.}} - T_{\text{atritos}} - T_{\text{carga}}$$

onde

$I$  = momento de inércia do conjunto girante

$\frac{d\omega}{dt} = \dot{\omega}$  = aceleração angular do rotor

$T_{\text{aerod.}}$  = torque aerodinâmico instantâneo que é fornecido ao rotor pelo escoamento

$T_{\text{attrito}}$  = torque devido aos atritos nos mancais

$T_{\text{carga}}$  = torque produzido por alguma carga aplicada: bomba, gerador, freio, etc.

Chamando de torque líquido à diferença entre o torque aerodinâmico e o torque devido aos atritos nos mancais, tem-se:

$$T_{\text{líquido}} = T_{\text{aerod.}} - T_{\text{attrito}}$$

(IV.1)

$$I \frac{d\omega}{dt} = T_{\text{líquido}} - T_{\text{carga}}$$

No caso dos testes realizados com aplicação de carga no eixo do rotor, mediante a utilização do freio de Prony, obtinha-se uma condição estável quando esta carga equilibrava-se com o torque líquido disponível. Nesta situação:

$$\frac{d\omega}{dt} = 0$$

(IV.2)

$\omega$  = constante

$$T_{\text{líquido}} = T_{\text{carga}}$$

Nestes testes, primeiramente, o rotor era posto em movimento sem nenhuma carga aplicada até que atingisse a velocidade de fuga. Neste ponto, de acordo com as equações (IV.2),  $T_{líquido} = 0$ , a única carga aplicada ao eixo do rotor se devia ao atrito nos mancais e  $T_{aerod.} = T_{atrito}$ . A partir daí começava-se a aplicar cargas crescentes e, para cada uma, media-se o valor da força acusado pela balança; multiplicando-se este valor pelo braço do freio, 196 mm, obtinha-se o valor do torque líquido aplicado. O valor médio da frequência de rotação correspondente foi obtido a partir de onze valores anotados em sequência. Este procedimento na medida da frequência se justifica pelas pequenas oscilações da leitura decorrentes de falhas inevitáveis na distribuição dos furos ao longo da circunferência do disco utilizado ou de empeno do eixo onde está fixado o disco.

Apesar da importância, já apontada no item (IV.1), de se apresentar as curvas em forma adimensional considera-se útil, para efeito de esclarecimento das qualidades e limitações do trabalho experimental, mostrar também os resultados de forma mais direta, com as suas verdadeiras dimensões. Nas Figuras (IV.1) a (IV.6), são apresentadas as curvas de torque líquido x RPM para os seis testes listados nas Tabelas (IV.1) e (IV.2).

Como se observa, estas figuras apresentam curvas de torque x RPM incompletas, caracterizando a impossibilidade de, por este processo, obter-se os pontos situados mais à esquerda. Este assunto merece um pouco mais de discussão pois é um dos principais complicadores dos trabalhos experimentais que visam traçar

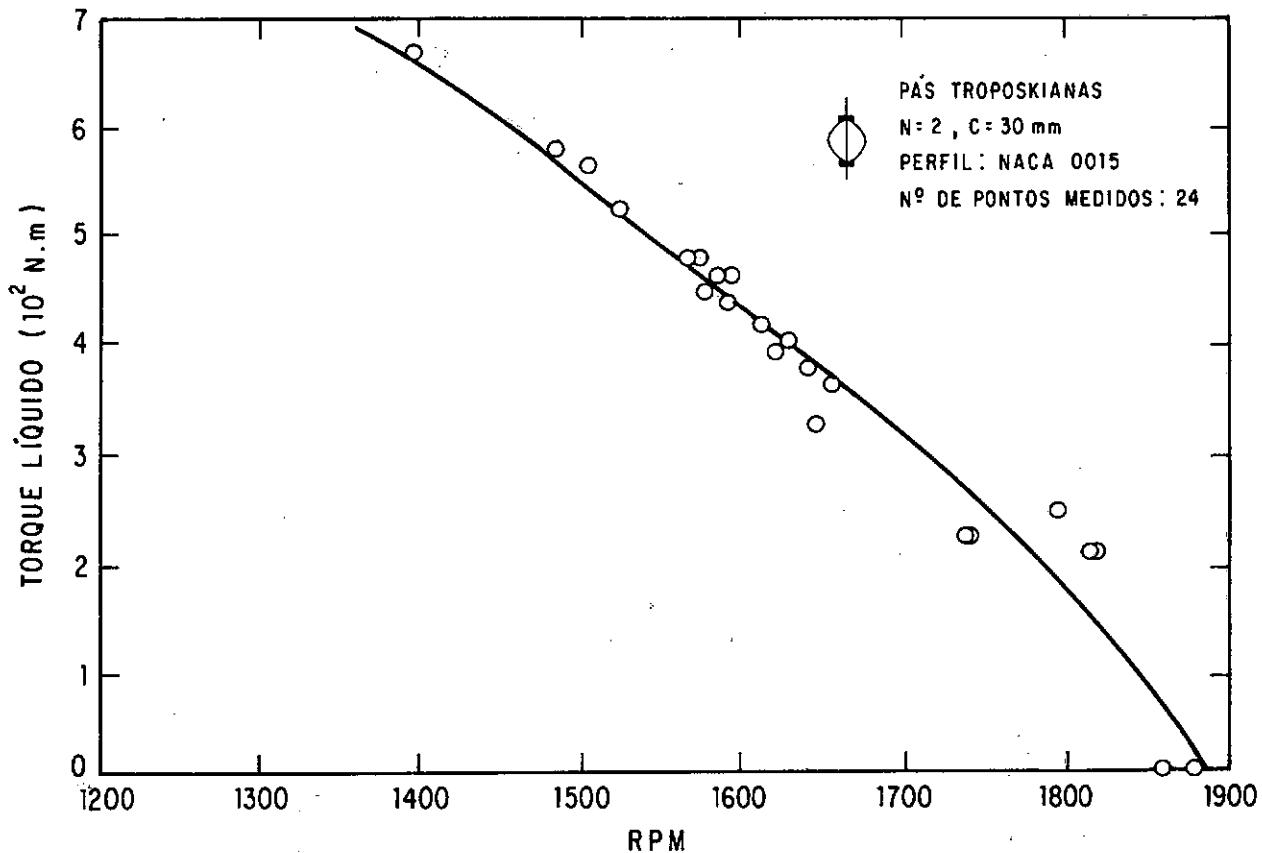


Fig. IV.1 - Torque líquido versus RPM.

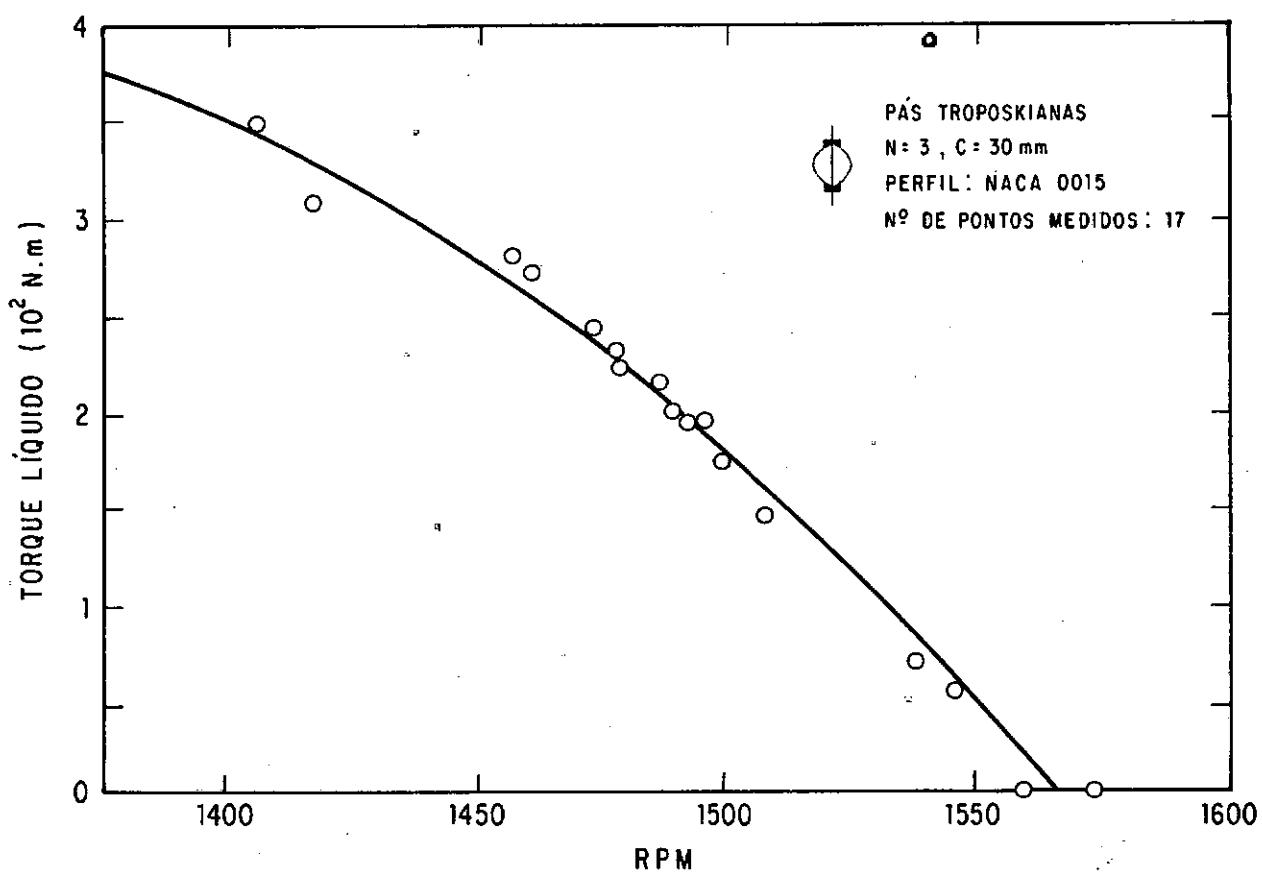


Fig. IV.2 - Torque líquido versus RPM.

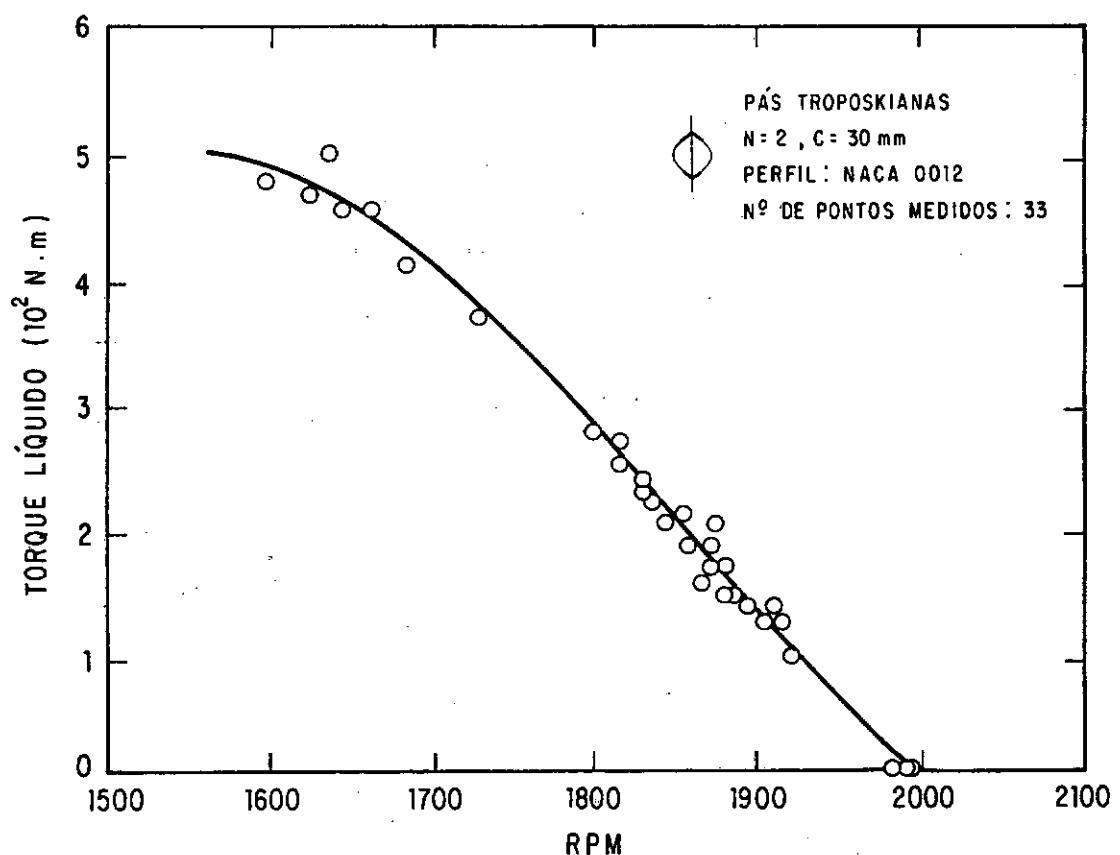


Fig. IV.3 - Torque líquido versus RPM.

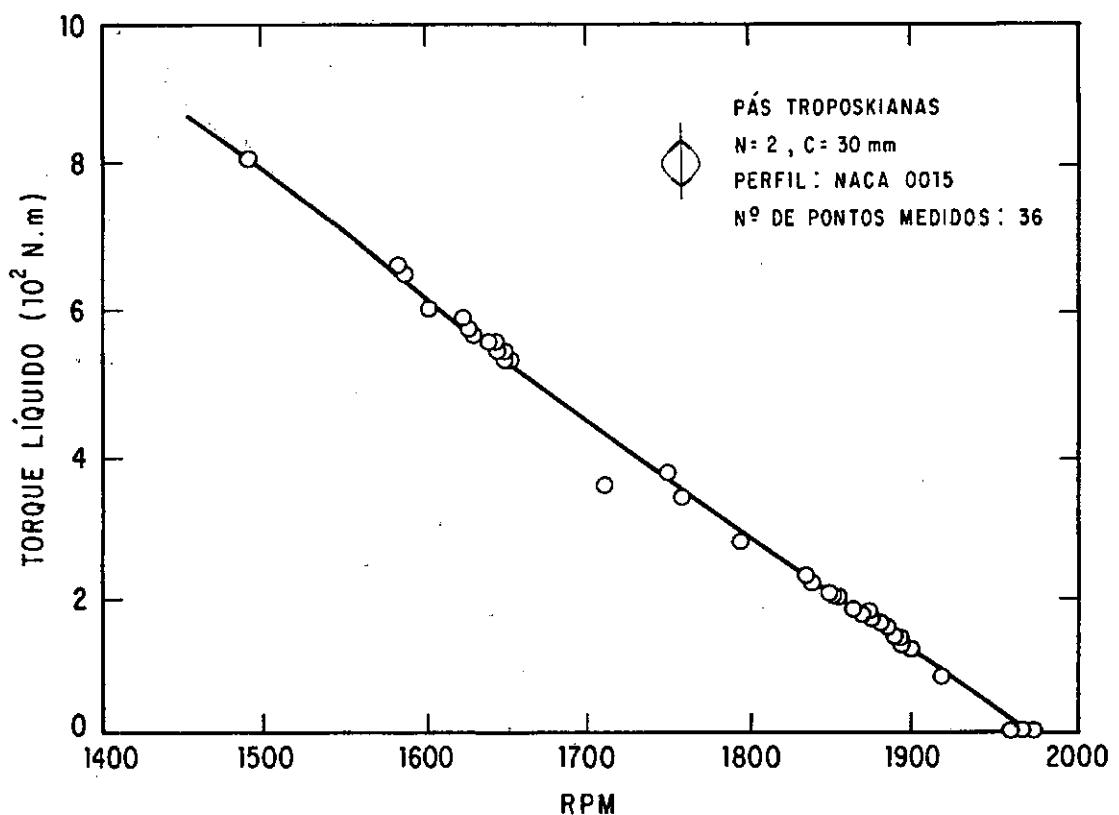


Fig. IV.4 - Torque líquido versus RPM.

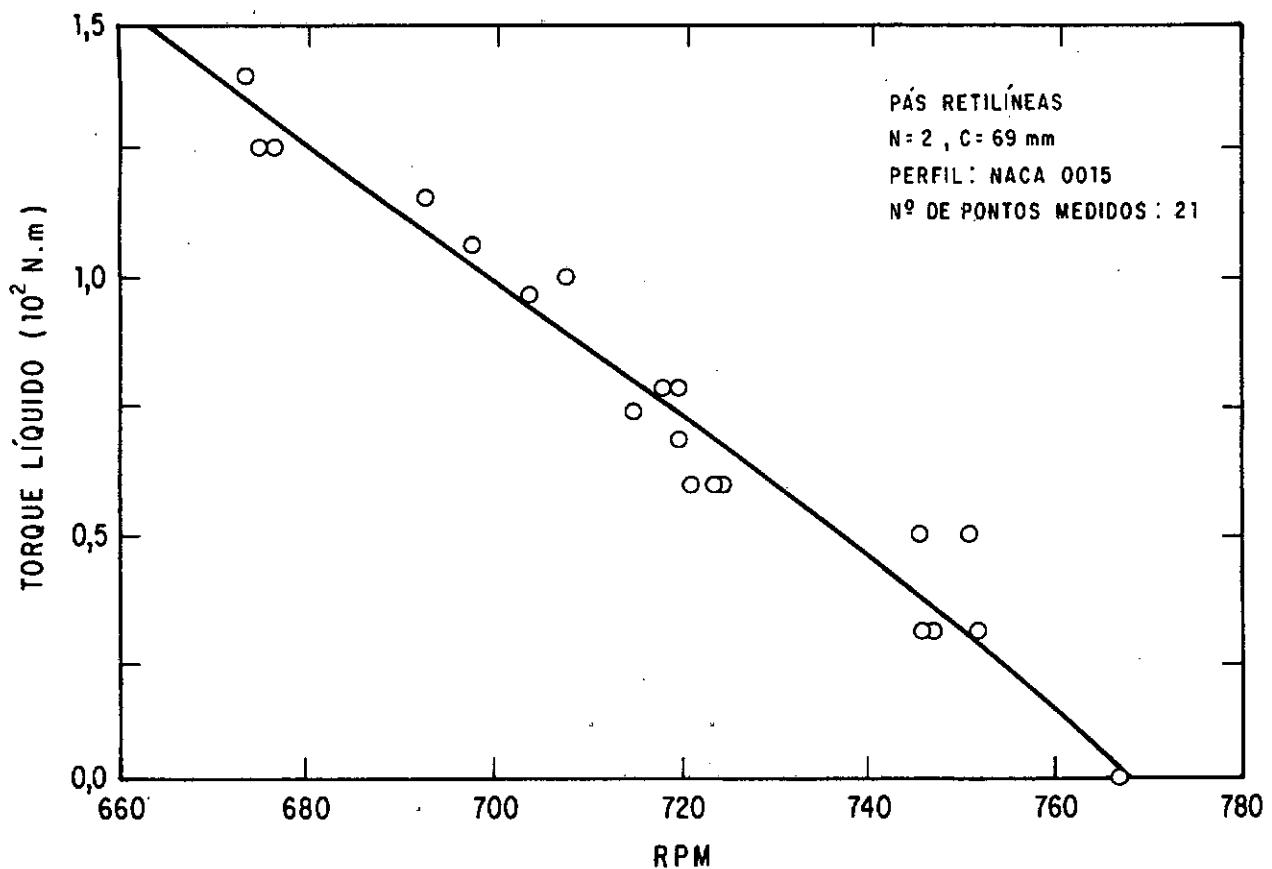


Fig. IV.5 - Torque líquido versus RPM.

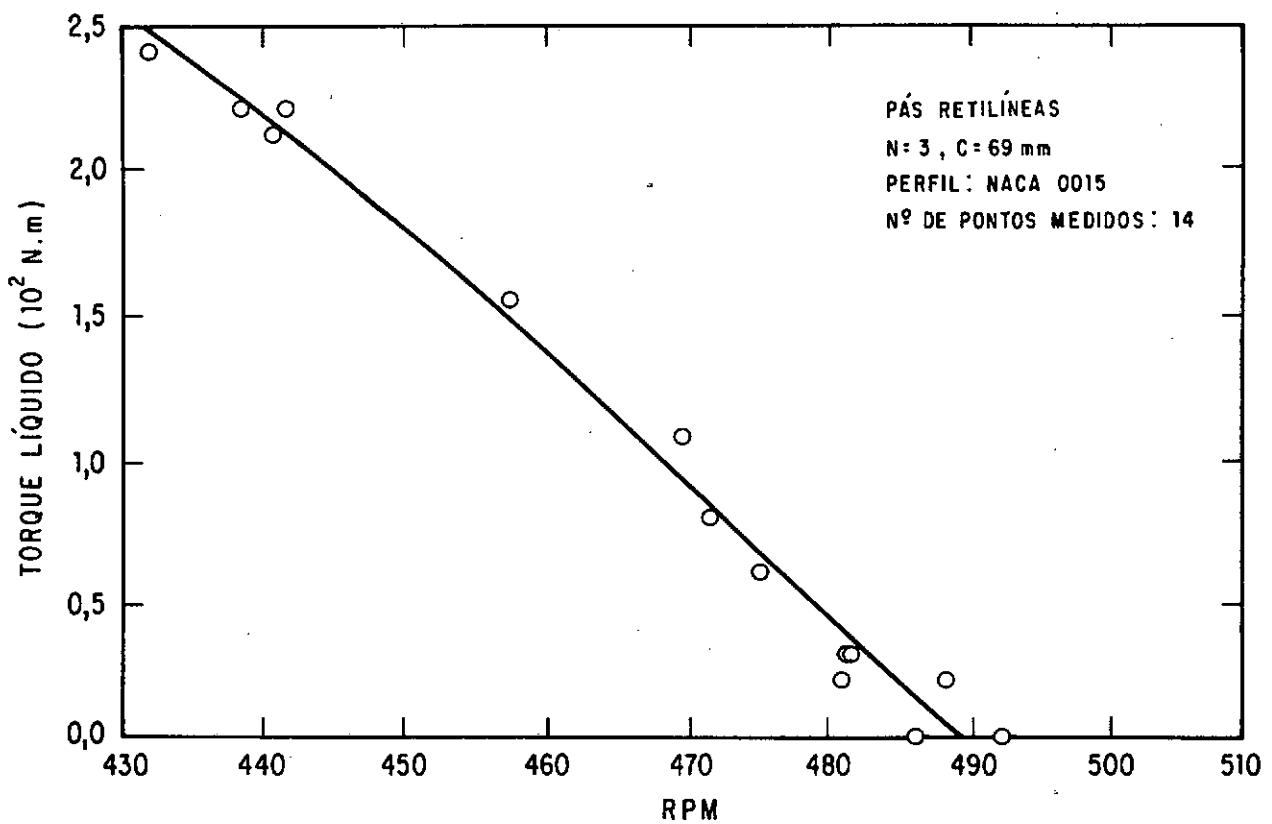


Fig. IV.6 - Torque líquido versus RPM.

a curva  $C_P \times RV$  para os rotores Darrieus.

Experimentalmente, verifica-se uma grande dificuldade em se estabilizar o rotor nas posições de curva em que  $dT/d\omega > 0$ . Considerada uma determinada carga aplicada, é necessário, em primeiro lugar, produzir torque capaz de se igualar ao torque produzido pela carga. De tal forma que, a partir daí, o torque aerodinâmico exercido sobre as pás do rotor é tal que não é possível estabilizá-lo, seguindo acelerado até passar pelo torque aerodinâmico máximo e se estabilizando no ponto em que o torque líquido se iguala ao torque produzido pela carga, já na descida da curva, onde  $dT/d\omega < 0$ . Isto já se verificava quando não havia carga aplicada e bastava vencer o torque devido aos atritos para que o rotor disparasse até o ponto de máxima velocidade angular, no lado direito da curva.

Nos pontos em que se consegue medir  $T_{líquido}$  é imediato o cálculo de  $C_{P_{líquido}}$ :

$$C_{P_{líquido}} = \frac{\omega \cdot T_{líquido}}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3} \quad (\text{IV.3})$$

Os testes experimentais realizados por BLACKWELL et alia<sup>120</sup> foram feitos mediante o controle da velocidade do rotor, mantida constante por meio de um motor-gerador de indução, e variando a velocidade do escoamento no túnel de vento de forma a se obter os vários valores de RV. Sendo o torque líquido, em cada RV, medido pela reação do rotor sobre um torquímetro.

#### IV.2.2 - Testes com o Rotor Acelerado

A possibilidade encontrada para traçar toda a curva de desempenho do rotor foi registrar a frequência de rotação ao longo do tempo, a partir do instante em que o rotor, em vazio, começava a disparar. Pela equação (IV.1), quando o rotor está em vazio, tem-se:

$$T_{carga} = 0$$

$$I \frac{d\omega}{dt} = T_{líquido} \quad (\text{IV.4})$$

Aqui, o  $C_{P_{líquido}}$  é calculado através da equação (IV.5), mostrada a seguir:

$$C_{P_{líquido}} = \frac{(I \dot{\omega}) \omega}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3} \quad (\text{IV.5})$$

Em confronto com a equação (IV.3) vemos que o método, agora empregado, não é tão direto, exigindo o conhecimento de  $\dot{\omega}$ .

Com os valores de  $\omega$ , registrados durante a aceleração do rotor, em um registrador gráfico, obteve-se um conjunto de pares ordenados (tempo,  $\omega$ ). Com estes valores, dividiu-se o conjunto em um número de intervalos que variaram de 7 a 11. A escolha dos limites dos intervalos foi decorrência da experiência após as primeiras tentativas com número de intervalos menores. Com o auxílio de uma sub-rotina do Núcleo de Computação Eletrônica (NCE-

UFRJ), sub-rotina ICSVKU, que utiliza o método CUBIC-SPLINES com nós variáveis para aproximação de polinômios de 3º grau a um conjunto de pontos dados, foi possível encontrar a função  $\omega(t)$  e sua derivada  $\dot{\omega}(t)$ . A vantagem desta sub-rotina é que ela aproxima os polinômios dos pontos dados tendo a liberdade de alterar os nós, inicialmente estipulados como limites dos intervalos, para outros valores que minimizem os erros de aproximação. A sub-rotina ICSVKU garante para cada nó considerado que os polinômios de aproximação dos intervalos, à direita e à esquerda do nó considerado, apresentem:

- a) igualdade dos polinômios
- b) igualdade no valor das derivadas de 1ª ordem
- c) igualdade no valor das derivadas de 2ª ordem

As condições acima além de fornecerem funções contínuas garantem que nos pontos de união dos intervalos tenham-se ajustes suaves sem apresentar pontos de inflexão, o que seria danoso no caso do cálculo de  $\dot{\omega}$ .

Os erros percentuais encontrados entre os polinômios de aproximação e os valores de  $\omega$  medidos que foram fornecidos para a sub-rotina não exederam a 1%.

O cálculo do momento de inércia para cada conjunto girante não apresenta grandes dificuldades por causa da simetria do rotor estudado. Na Tabela (IV.3) estão listados os valores de  $I$  para cada modelo testado:

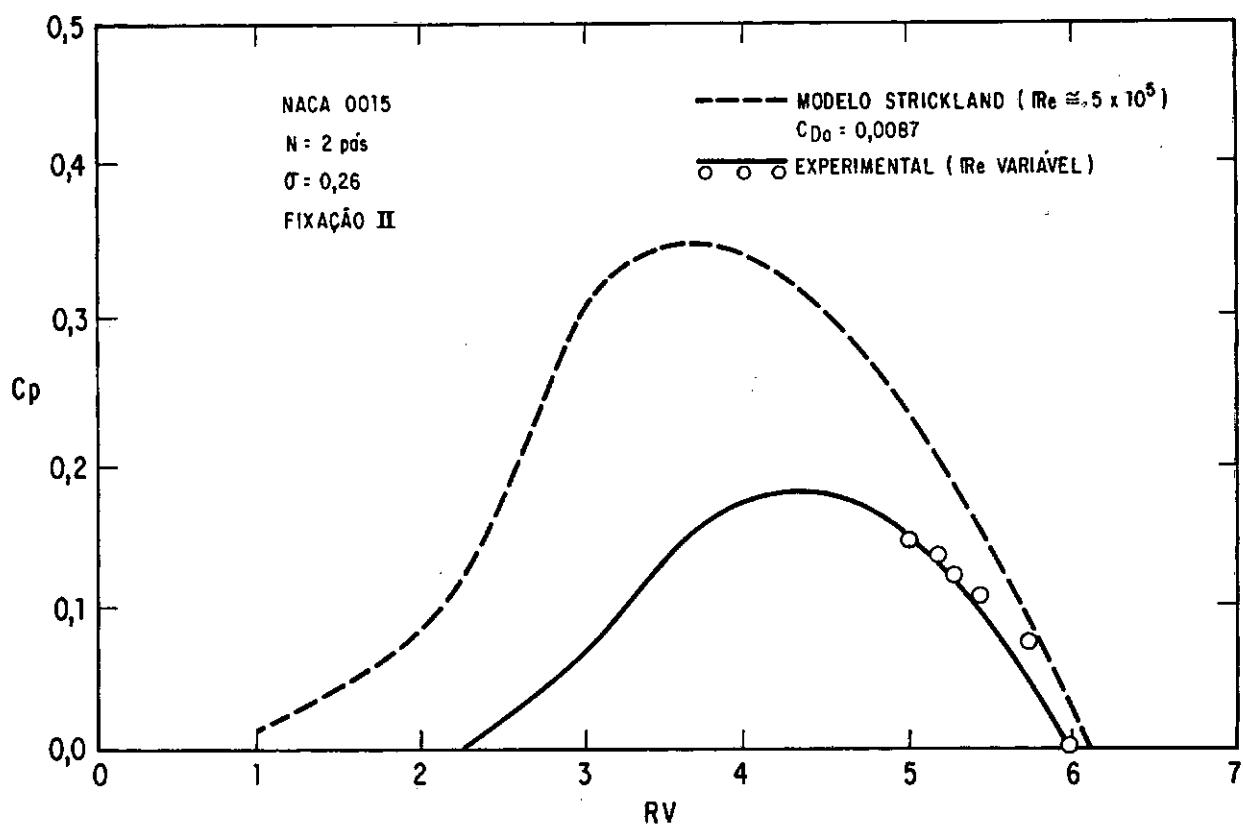


Fig. IV.7 - Coeficiente de Potência.

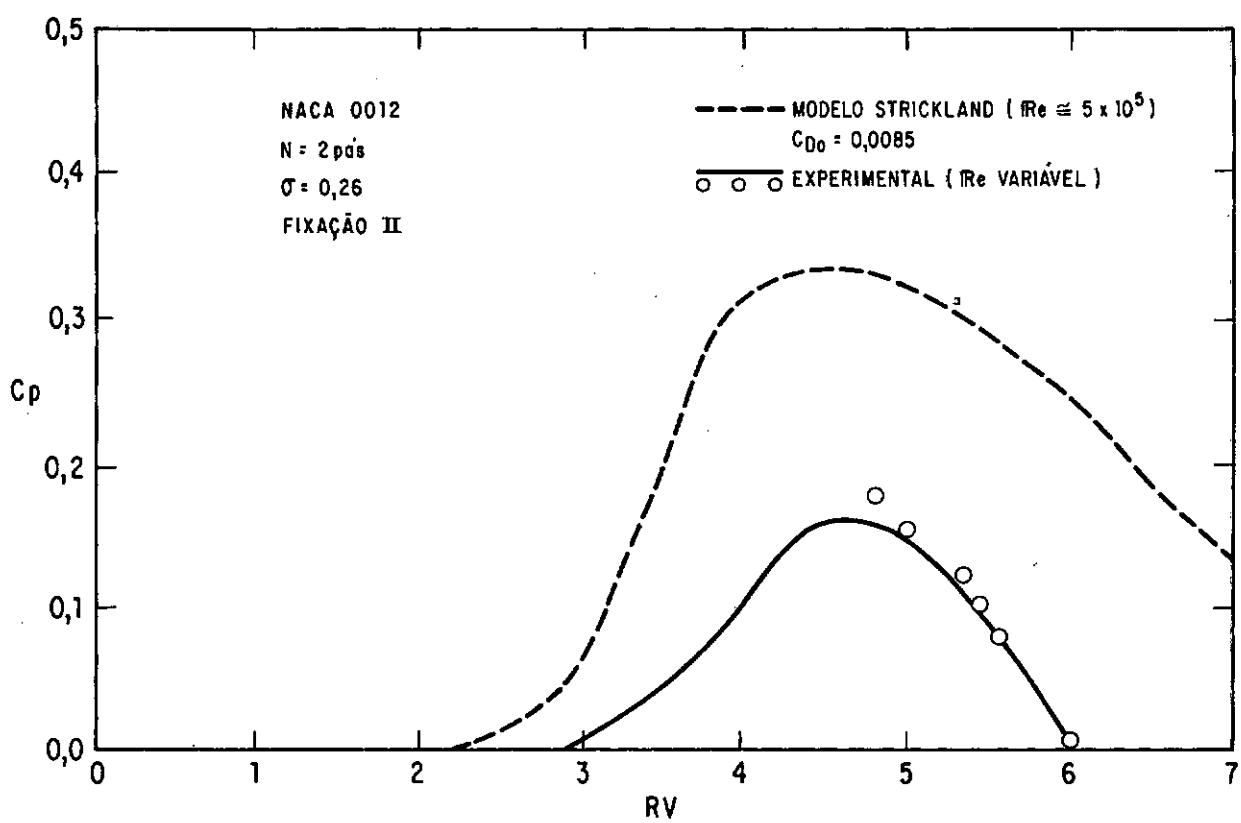


Fig. IV.8 - Coeficiente de Potência.

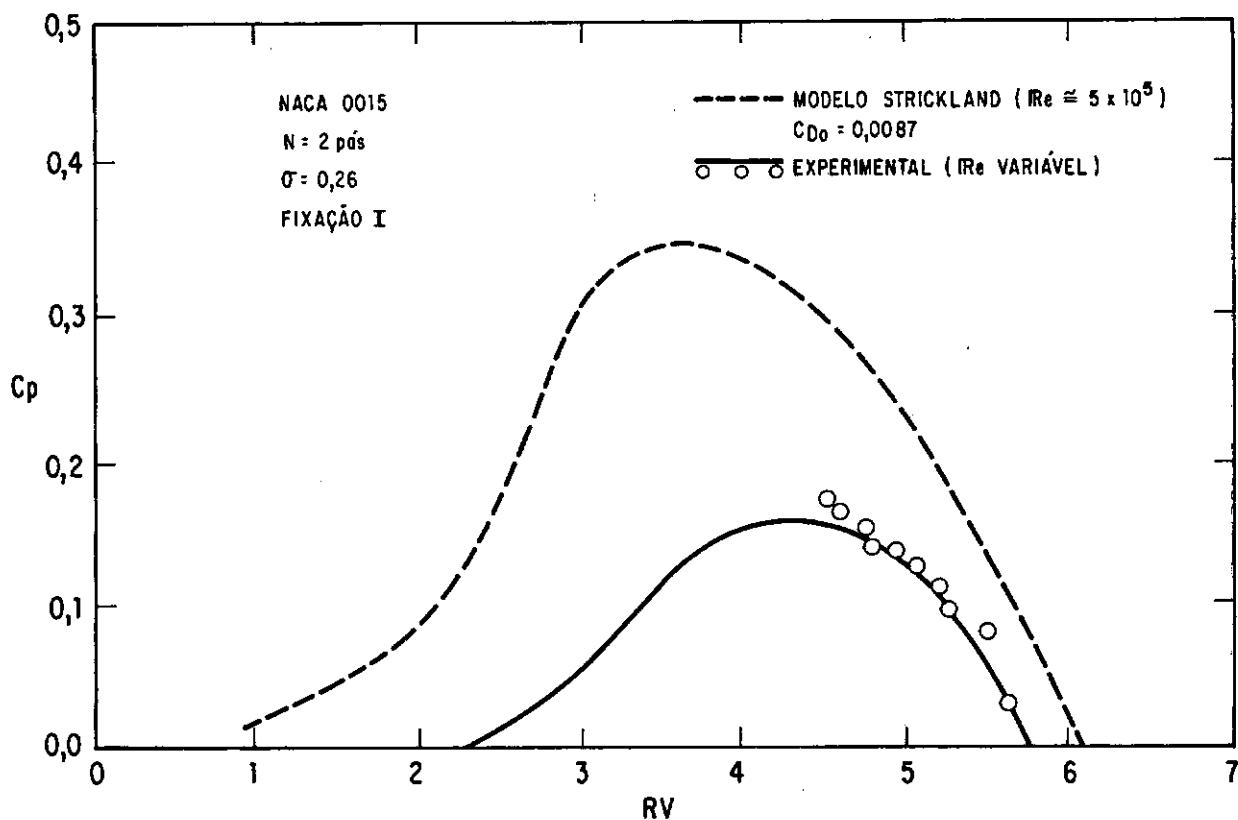


Fig. IV.9 - Coeficiente de Potência.

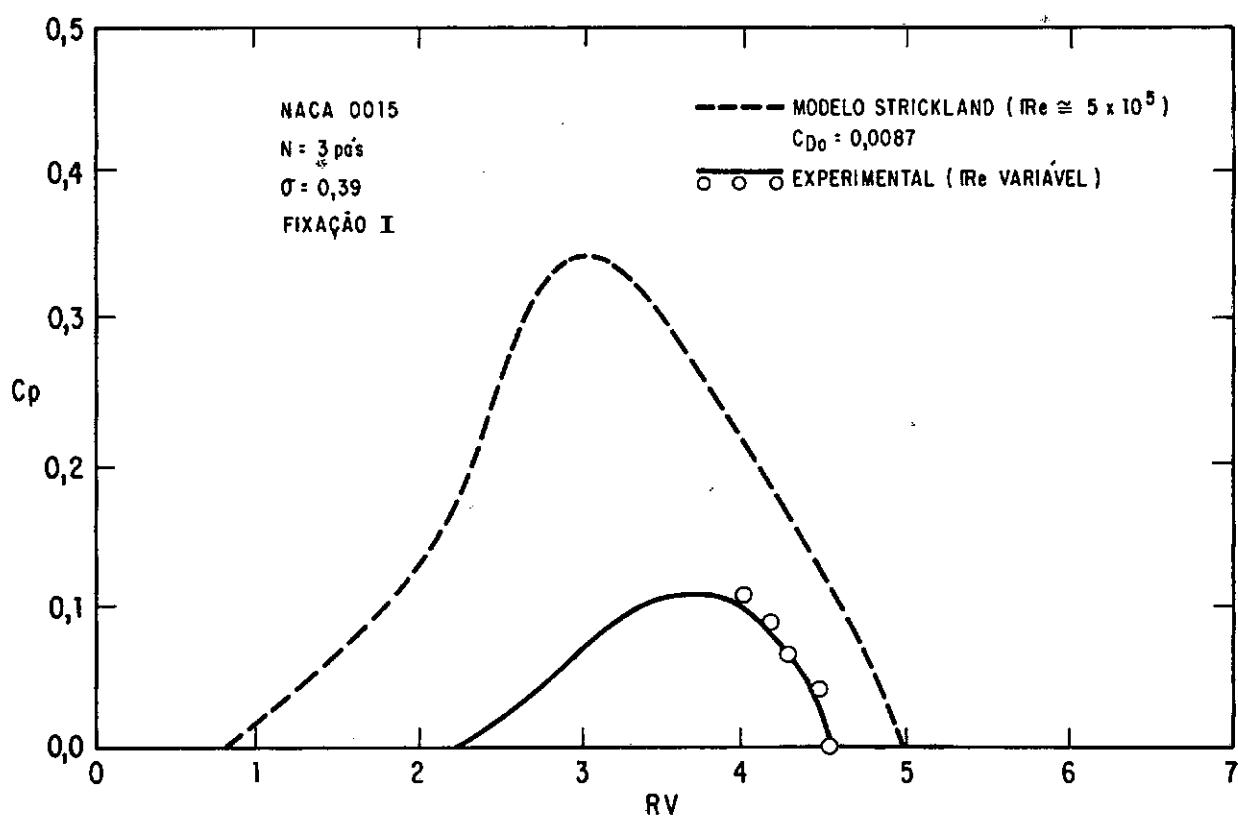


Fig. IV.10 - Coeficiente de Potência.

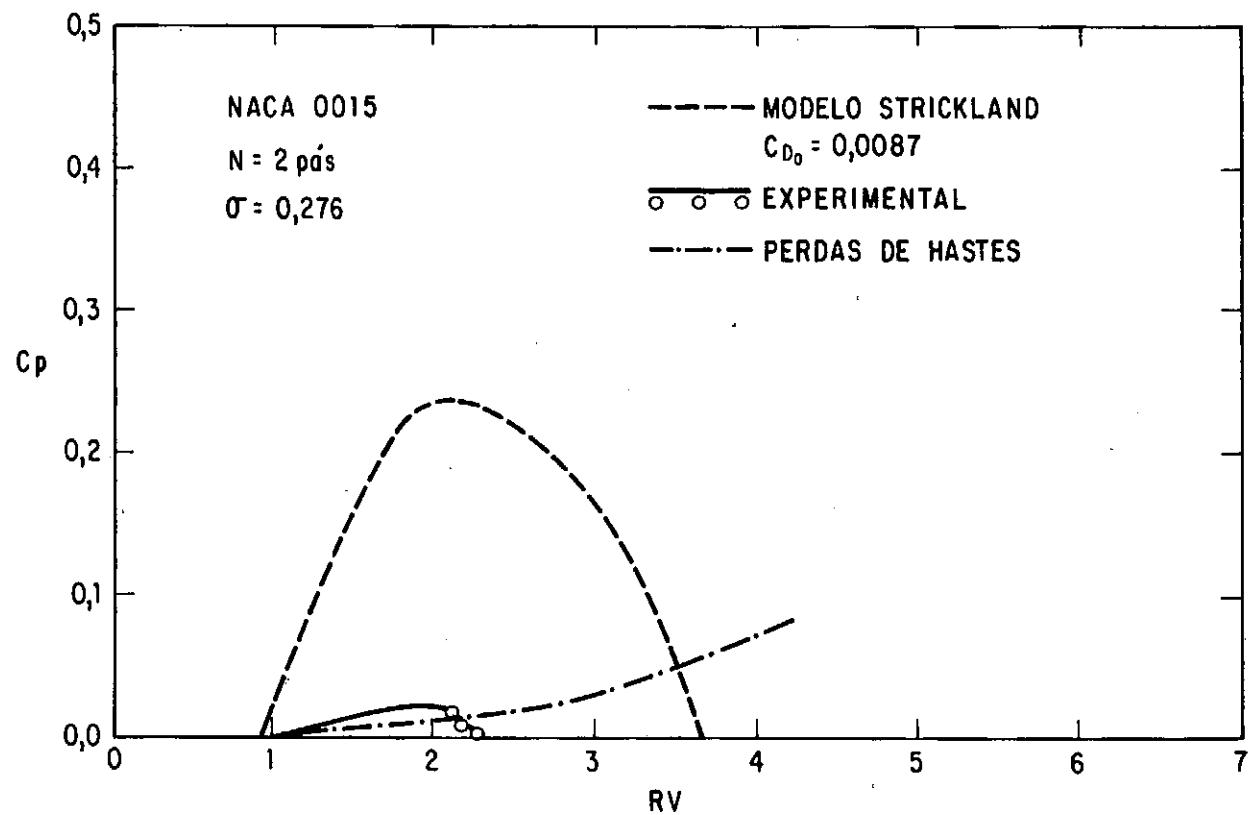


Fig. IV.11 - Coeficiente de Potência Versus RV  
(Pás Retilíneas).

Nº PÁS	FORMATO DAS PÁS	FIXAÇÃO	PERFIL	$I$ ( $\text{kg m}^2$ )	$I_{\text{sem pás}}$ ( $\text{kg m}^2$ )
2	Tróposkiana	I	NACA 0015	$1,1123 \times 10^{-2}$	$1,4495 \times 10^{-3}$
3	Troposkiana	I	NACA 0015	$1,5960 \times 10^{-2}$	$1,4495 \times 10^{-3}$
2	Troposkiana	II	NACA 0015	$1,0988 \times 10^{-2}$	$1,3148 \times 10^{-3}$
2	Troposkiana	II	NACA 0012	$9,5844 \times 10^{-3}$	$1,3148 \times 10^{-3}$
2	Retilínea	-	NACA 0015	$2,7153 \times 10^{-2}$	$1,4495 \times 10^{-3}$
3	Retilínea	-	NACA 0015	$4,0004 \times 10^{-2}$	$1,4495 \times 10^{-3}$

TABELA IV.3 - Momento de inércia dos modelos testados

Nas Figuras (IV.7) a (IV.11) são apresentadas as curvas  $C_p \times RV$  para os rotores testados em vazio, obtidas com o auxílio da sub-rotina ICSVKU. Nas mesmas figuras também são apresentados os resultados obtidos com o auxílio do freio de Prony, já mostrados no item IV.2.1 pelas Figuras (IV.1) a (IV.6) mas, aqui, apresentados em forma adimensional a fim de permitir a comparação dos resultados obtidos pelos dois métodos.

Os valores de  $C_p$  apresentados nas Figuras (IV.7) a (IV.11) representam o coeficiente de potência total, conforme descrito no item (II.1), e foram obtidos da soma entre o coeficiente de potência líquida, definido pelas equações (IV.3) e (IV.5), e o coeficiente de potência dissipada,  $C_{p_d}$ , que será descrito no item seguinte.

#### IV.3 - COEFICIENTE DE POTÊNCIA DISSIPADA NOS MANCAIS

Como foi dito ao final do ítem IV.2.2, para se obter a curva de  $C_p \times RV$  era preciso somar ao  $C_{p_{\text{líquido}}}$  o valor de  $C_{p_d}$ ,

representando a parcela da potência disponível,  $\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3$ , dissipada nos mancais. Na equação (IV.6) tem-se a definição de  $C_{P_d}$ :

$$C_{P_d} = \frac{\text{potência dissipada}}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3} = \frac{(I_{\text{sem }} \cdot \dot{\omega}) \cdot \omega}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3} \quad (\text{IV.6})$$

O momento de inércia que aparece na equação acima representa todo o conjunto girante, com exceção das pás do rotor, ou seja: tambor do freio, disco para leitura de frequência, os dois semi-eixos descritos no capítulo anterior, junta de OLDHAM e supores de fixação das pás. Os valores calculados são apresentados na Tabela (IV.3).

Para se obter  $\omega(t)$  o rotor, sem as pás e sem carga aplicada, foi levado a girar com o auxílio de jato de ar comprimido, aplicado na periferia do disco perfurado, usado na medida de frequência, até o valor máximo da velocidade angular quando o rotor girava em vazio e, neste ponto, o ar era desligado permitindo que fosse registrada a desaceleração do rotor.

A partir dos valores de  $\omega(t)$  registrados o procedimento para se obter  $\dot{\omega}(t)$  é análogo ao descrito no item (IV.2.2).

No caso dos rotores de pás troposkianas em que a fixação era do tipo I e, portanto, apresentavam perdas por arrasto, já comentado no Capítulo III, foram retirados os bloquinhos para registrar-se apenas a perda devida ao atrito. Igualmente, no caso dos rotores de pás retilíneas, foram retiradas as hastas de sus-

tentação das pás.

A Figura (IV.12) apresenta uma curva típica  $C_{P_d}$  x RV, obtida quando do teste do rotor de duas pás troposkianas e perfil NACA 0015, com a fixação II. Em todos os demais testes foram obtidas curvas análogas e os resultados encontrados, praticamente, são os mesmos. As perdas máximas para os rotores que chegaram, em vazio, até  $RV = 6$  não ultrapassaram os 3%.

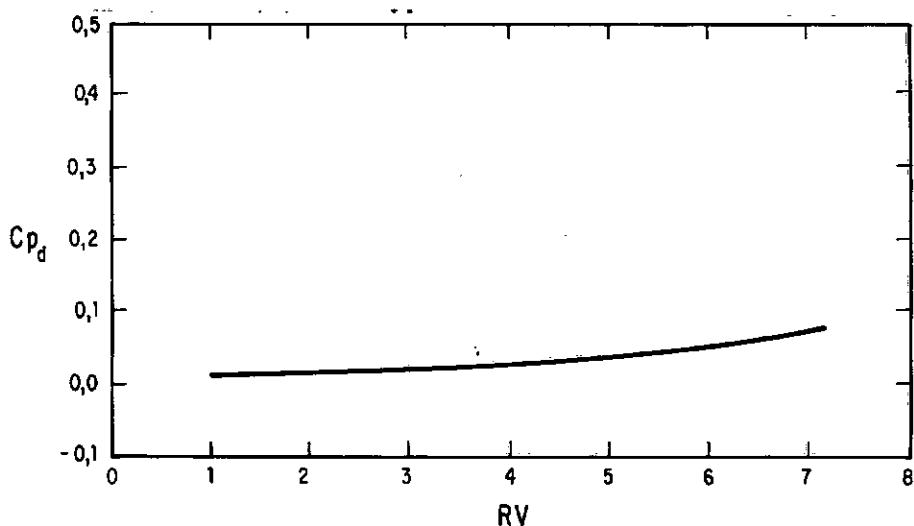
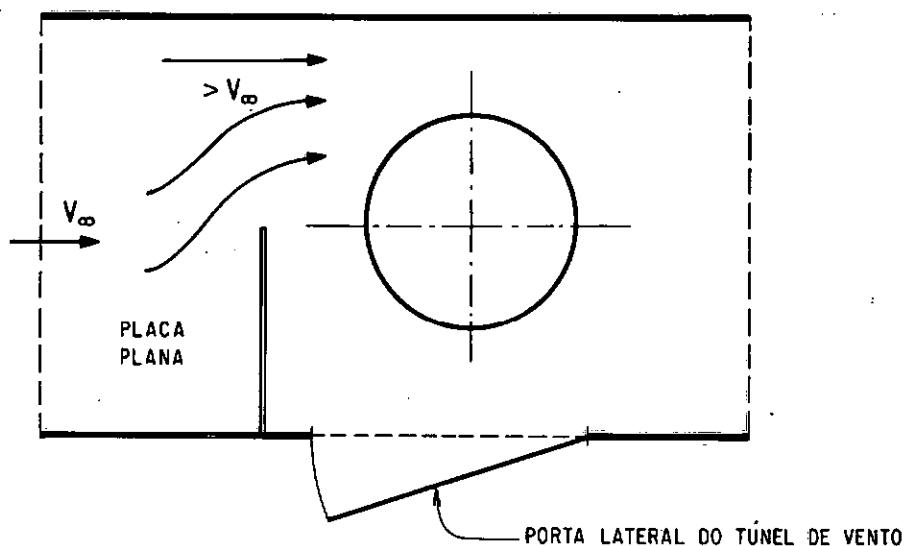


Fig. IV.12 - Coeficiente de Potência Dissipada nos Mâncais Versus RV (curva típica).

#### IV.4 - PROCEDIMENTO UTILIZADO PARA DAR PARTIDA AO ROTOR

Como foi observado no Capítulo I o rotor Darrieus não possui auto-partida. Para resolver este problema utilizou-se um método simples que consistiu em bloquear o ar, por meio de uma placa plana, em uma das metades do rotor, Figura (IV.13). Assim, além de aumentar a velocidade do escoamento sobre a outra metade do rotor foi possível fazê-lo girar, mesmo em baixos valores de RV, com forças de arrasto até o instante em que se observou que

as forças de sustentação eram suficientes para que o rotor disparasse, quando, então, retirava-se a placa. Este procedimento foi possível porque o túnel de vento II possui uma pequena porta lateral, mostrada na Fotografia VII, situada à altura da seção de testes.



**Fig. IV.13 - Procedimento para dar Partida no Rotor.**

Na Tabela IV.4 são apresentados os valores da frequência de partida de alguns rotores testados.

FORMATO DAS PÁS	PERFIL	Nº PÁS	RPM DE PARTIDA	RV
Troposkiana	NACA 0015	2	760	2,30
Troposkiana	NACA 0012	2	950	2,86
Retilínea	NACA 0015	2	370	1,11
Retilínea	NACA 0015	3	370	1,11

**TABELA IV.4 - Frequências de partida de alguns rotores testados**

#### IV.5 - TESTES COM PERFIS NACA 0015 E NACA 0012

O estudo da literatura especializada mostra que a maioria dos trabalhos experimentais com este rotor foram feitos usando perfis simétricos NACA 0012. Apenas no trabalho de MUSGROVE et alia [22] para o rotor com pás retilíneas de geometria variável é que se encontrou testes com o perfil NACA 0015. Esta escolha pelo perfil NACA 0012 não significa, no entanto, ser este o melhor perfil para o rotor Darrieus. Pode-se adiantar, inclusive, que esta questão ainda se encontra em aberto. É, segundo o trabalho de SHELDahl et alia [21] dentre os quatro perfis estudados: NACA 0009, 0012, 0015 e 0012H, é o perfil NACA 0015 que se apresenta com as melhores características aerodinâmicas, tais como: apresentar um coeficiente de sustentação na faixa de "Reynolds baixos",  $1,7 \times 10^5$  a  $3,0 \times 10^5$ , maiores que o  $C_L$  para o NACA 0012, além de a variação do coeficiente de sustentação, para ângulos próximos do  $\alpha_{STALL}$ , ser menos abrupta no caso do NACA 0015 do que no do NACA 0012. Observa-se, também, na faixa de Reynolds citada, que o ângulo de STALL para o 0015, é um pouco maior do que para o NACA 0012. Estas qualidades é que motivaram fazer testes comparativos entre os dois perfis. Os resultados destes testes confirmaram as vantagens do NACA 0015. As curvas de  $C_p$  x RV já foram mostradas no item IV.2 e, na Tabela IV.4 foram fornecidas as frequências de rotação em que o rotor disparava, quando *em vazio*.

CAPÍTULO VANÁLISE DOS RESULTADOS E CONCLUSÕESV.1 - ANÁLISE DOS VALORES MÁXIMOS DE  $C_p$ 

Como se observa das Figuras IV.7 e IV.11 os resultados experimentais obtidos pelos dois métodos independentes descritos no capítulo anterior apresentam uma boa concordância do lado direito da curva. O número de pontos mostrando as medidas com o torquímetro foram diminuídos mas sem deixar de representar a tendência da média que foi mostrada através dos vários pontos nas curvas IV.1 a IV.6.

Cabe, entretanto, analisar se os valores de  $C_p$  máximo em torno de 17,6% para o rotor com duas pás Troposkianas e perfil NACA 0015 e  $C_{p\max}$  em torno de 16,3% para o caso do perfil NACA 0012 enquadram-se dentro das expectativas.

Segundo os resultados experimentais de BLACKWELL et alia |<sup>20</sup>| para um rotor com solidez\* igual a 0,30 e perfil NACA 0012 o máximo  $C_p$  obtido encontra-se em torno de 27%. Este valor

---

\* A definição de solidez apresentada em BLACKWELL et alia |<sup>20</sup>| é  $\frac{Nc}{R}$ , que é diferente da apresentada na equação II.4, aqui

$$\frac{Nc}{R} = 0,245.$$

foi obtido com um rotor de 2 m de diâmetro testado em túnel de vento tendo a sua rotação mantida constante e variando a velocidade do vento. O número de Reynolds definido conforme a equação II.7 era de 104000. No presente trabalho, o número de Reynolds,  $Re_c$ , varia para cada RV e, conforme a Tabela II.1, o valor de Reynolds para  $RV = 4.5$ , onde ocorrem os valores máximos de  $C_p$ , nas Figuras IV.7 e IV.8, é da ordem de 71000.

Ainda na referência |<sup>20</sup>|, é analisada a influência do número de Reynolds sobre as curvas de desempenho. Para um rotor apresentando solidex igual a 0.3 foram realizados testes com três valores de Reynolds constantes (104000, 150000 e 290000) e os resultados mostraram para  $Re_c = 104000$  o  $C_{p_{máx}} = 0,275$  enquanto que para  $Re_c = 290000$  este valor crescia para 0,358, accusando um aumento de cerca de 30%. Ainda testando um rotor com as mesmas dimensões mas apresentando uma solidex  $\sigma = 0,2$  o resultado encontrado para  $Re_c = 101000$  foi  $C_{p_{máx}} = 0,283$  e para  $Re_c = 200000$  foi obtido  $C_{p_{máx}} = 0,341$ , mostrando um aumento de cerca de 20%.

Do relato, acima, pode-se dizer que o valor de  $C_{p_{máx}}$  de um rotor com perfil NACA 0012, solidex  $\frac{Nc}{R} = 0,245$  e  $Re_c$  em torno de 100000, encontra-se entre 0,275 e 0,283, segundo as condições dos testes de Blackwell.

Comparando-se este resultado com o  $C_{p_{máx}} = 0,163$  que foi obtido neste trabalho, para um rotor com duas pás em perfil NACA 0012 e  $\frac{Nc}{R} = 0,245$  (solidex definida na referência |<sup>20</sup>|), Figura IV.8, observa-se uma diferença de cerca de 41%.

Esta diferença pode ser explicada, em parte, pelo baixo número de Reynolds em que se trabalhou pois, como já mostravam os resultados de BLACKWELL |<sup>20</sup>|, na faixa de números de Reynolds de 100000 a 290000 (Reynolds baixos mas ainda superiores aos obtidos neste trabalho) o coeficiente máximo de potência era "fortemente influenciado pelo valor de Reynolds.

A comparação com os resultados obtidos das simulações matemáticas ficou prejudicada devido à ausência de dados para os coeficientes de arrasto e de sustentação em uma ampla faixa de ângulos de ataque,  $0^\circ$  a  $180^\circ$ , e para números de Reynolds nas faixas encontradas neste trabalho. Aqui, está-se trabalhando com números de Reynolds bem abaixo de Reynolds crítico, o que dificulta ainda mais as comparações entre os resultados teóricos e experimentais. Acima de  $Re_{crítico}$  as características aerodinâmicas quase não variam.

Outra observação importante a ser feita é sobre as condições de utilização do túnel de vento e sobre as suas limitações. O túnel de vento comparado com aquele em que foram realizados os testes da referência |<sup>20</sup>| é bastante limitado. Em primeiro lugar a sua seção de testes que é muito pequena conduziu a um coeficiente de bloqueio bastante superior àquele, como já se comentou no Capítulo IV. Outro aspecto é o desconhecimento do Fator de Turbulência do túnel de vento que, certamente, deve ser superior ao do trabalho que se está tomando como referência pois, segundo POPE et alia |<sup>24</sup>| não é recomendada a construção de túnel de vento com o ventilador colocado à montante do escoamento, caso

do túnel de vento II, pois isto acarreta em alto fator de turbulência. Ainda segundo a referência |<sup>24</sup>| é muito importante conhecer-se o fator da turbulência de um túnel quando se deseja fazer comparação entre testes realizados em diferentes túneis. Também as características aerodinâmicas dos perfis sofrem a influência deste fator, conforme foi mostrado por MILEY |<sup>25</sup>|.

A discussão acima apresentou diversas razões que, de fato, justificam a obtenção de um valor de  $C_{P_{\max}}$  abaixo do encontrado por Blackwell. Outra conclusão importante é que há um excesso de otimismo trazido pelas análises teóricas que muitas vezes não levam em consideração o importante parâmetro da teoria de semelhança que é o número de Reynolds. Para um rotor com as mesmas dimensões daqueles testados os resultados pela análise de Strickland usando dados para  $Re = 5 \times 10^5$  indicam um  $C_{P_{\max}}$  de cerca de 35% quando o perfil é o NACA 0015 e de cerca de .33,7% quando o perfil é o NACA 0012.

Esta tendência de que o  $C_{P_{\max}}$  para o perfil NACA 0015 é ligeiramente superior ao  $C_{P_{\max}}$  do perfil NACA 0012 foi comprovada pelos resultados experimentais, conforme se verifica da análise das Figuras IV.7 e IV.8.

Uma análise que não pode ser deixada de lado é sobre a incerteza dos resultados experimentais calculada no Apêndice II para os dois métodos utilizados. No caso em que se usou o torquímetro o valor encontrado foi da ordem de 7,55% quando a incerte-

za do coeficiente de bloqueio era considerada de 50% e de apenas 1,47% quando a mesma era de 10%. Estes resultados mostram que a incerteza no coeficiente de bloqueio tem um peso considerável sobre a de  $C_p$ . Já no segundo método, embora a do coeficiente de bloqueio continue sendo importante, aparece, também, a de  $\dot{\omega}$  apresentando um peso considerável sobre a incerteza de  $C_p$ . Mantendo o valor da incerteza do coeficiente de bloqueio em 10% e considerando a de  $\dot{\omega}$  igual a 5% chega-se a 5,33% de incerteza no valor de  $C_p$  e para 10% de  $\dot{\omega}$  chega-se a 10,21% de incerteza do valor de  $C_p$ .

Na hipótese de ser este último valor a verdadeira incerteza das medidas chega-se a conclusão de que no caso do rotor com duas pás Tropokianas e NACA 0015 o máximo  $C_p$  encontra-se entre 15,62% e 19,58%.

## V.2 - INFLUÊNCIA DA SOLIDEZ

Nas Figuras IV.9 e IV.10 tem-se os resultados de  $C_p$  x RV para rotores com duas e três pás. No caso da Figura IV.9 o  $C_{p_{máx}} = 0,16$ , este rotor é análogo ao da Figura IV.7 com exceção do sistema de fixação, conforme foi discutido no Capítulo III. Portanto, como os elementos de fixação causam uma diminuição de  $C_{p_{máx}}$  os testes são válidos apenas como investigação da influência do aumento de solidez sobre a curva de desempenho. Como se constata da Figura IV.10 o coeficiente de potência máxima diminuiu de 16% para 10,5% quando a solidez do rotor aumentou de 0,26 (com duas pás) para 0,36 (com três pás). Este resultado não era previsto pela simulação matemática que indicada pouquíssima

diferença nos valores máximos de  $C_p$  e um deslocamento do valor máximo para a esquerda com significativa diminuição da faixa de RV em que o  $C_p$  se encontrava próximo do valor máximo. Apenas esta última tendência foi confirmada.

Voltando ao trabalho experimental de BLACKWELL |<sup>20</sup>| verifica-se que seus resultados seguiram à tendência apresentada pela simulação matemática, já comentada, mostrando que o  $C_{p_{máx}}$  cresce um pouco quando é aumentada a solidez mas apresenta diminuição da faixa de RV em que se conseguem altos valores de  $C_p$  e o valor máximo ocorre para valores menores de RV. Este resultado indica que, para uma eficiente conversão de energia eólica em energia elétrica, é interessante trabalhar com uma máquina com uma curva mais aberta mesmo que o  $C_{p_{máx}}$  seja um pouco menor.

Quanto ao resultado do teste com o rotor de três pás pode-se admitir que este valor tão baixo seja uma consequência do bloqueio que a esteira do escoamento exerce sobre a terceira pás que, neste caso, deve ser acrescido pela alta ocupação da área varrida pelo rotor com relação a área da seção do túnel e pelas velocidades relativamente altas, quando a comparação é feita com rotores de dimensões maiores.

#### V.3 - TESTES COM OS DOIS PERFIS, NACA 0012 E NACA 0015

Algumas das razões que levaram a testar rotores com o perfil NACA 0015 já foram apontadas no item IV.5. Com o objetivo de se estudar qual dos dois perfis apresentava as melhores curvas de desempenho foram testados dois rotores com duas pás cada,

em formato de troposkiana e com os perfis NACA 0012 e NACA 0015.

Os resultados que são apresentados nas Figuras IV.7 e IV.8 mostram, em primeiro lugar, um pequeno aumento de  $C_{P_{\max}}$  para o caso em que o perfil é o NACA 0015. Este aumento é de 8% acima do valor encontrado para o  $C_{P_{\max}}$  do rotor com o perfil NACA 0012.

Pode-se argumentar, baseado no cálculo de incertezas, que este valor de 8% é fruto da incerteza total sobre o valor encontrado para o  $C_p$ , o que não garantiria a melhor curva de desempenho para o rotor com pás em perfil NACA 0015. De fato, o cálculo de incerteza deixou como possibilidades incertezas que podem chegar até 10,21%.

Do comentário acima infere-se que é prematuro afirmar, baseado nos resultados aqui obtidos, ser o perfil NACA 0015 o que oferece maior  $C_{P_{\max}}$ .

Pode-se, entretanto, baseado nas Figuras IV.7 e IV.8 concluir que o rotor com perfil NACA 0015 parte a uma razão de velocidade,  $RV = 2,30$ , inferior à razão de velocidade de partida do rotor com perfil NACA 0012, que foi de 2,86, ver Tabela IV.4.

Este resultado sofre a incerteza de apenas uma leitura que é a medida da frequência e esta, apresentou uma incerteza de cerca de 1%.

Além dessas vantagens referentes às características ae-

rodinâmicas o fato de o perfil NACA 0015 ser mais expesso do que o perfil NACA 0012 contribui para que se tenha uma pás com maior resistência mecânica.

#### V.4 - RESULTADOS DOS ROTORES COM PÁS RETILÍNEAS

A Figura (IV.11) apresenta a curva  $C_p \times RV$  para um rotor com duas pás retilíneas em madeira com perfil NACA 0015. A fixação de cada pás ao eixo é obtida por duas hastes de alumínio também em perfil NACA 0015.

O resultado mostra um rotor girando em uma pequena faixa de  $RV$ , de 1,11 a 2,30 e apresentando um baixo valor de  $C_{p_{máx}}$ , em torno de 2%. Primeiramente, o resultado difere demais daqueles obtidos com os rotores de pás troposkianas e a simples existência das hastes de fixação não justifica um resultado tão baixo. Como mostrado teoricamente na Figura (IV.11) tais perdas, são relativamente pequenas. Estas também foram medidas e o resultado confirmou o pequeno valor já apresentado pela equação II.14.

MUSGROVE et alia |<sup>22</sup>| construíram um protótipo com quatro pás retilíneas com as seguintes dimensões:  $H = 1,2\text{ m}$ ;  $D = 2,7\text{ m}$  e corda de pás igual a 40 cm. Além de o rotor ter apresentado *auto-partida* o máximo  $C_p$  encontrado foi de 25% para uma razão de velocidade em torno de 2.

MURAI et allii |<sup>28</sup>| testaram um modelo reduzido com pás retilíneas rígidas com  $D = 624\text{ mm}$  e  $H = 300\text{ mm}$  em um túnel de vento

to com 1 m x 1 m de seção e o resultado máximo de  $C_p$  foi de 2,5%. Vale à pena acrescentar que os mesmos autores testaram outros modelos reduzidos com pás retilíneas em tecido (rotor à vela) e ângulos de ataque controlados que apresentaram eficiência em torno de 20%.

Como foi relatado no Capítulo III foram feitas várias tentativas até se conseguir êxito com os modelos de pás retilíneas e apenas quando se aumentou a corda da pá e, consequentemente, a solidez do rotor é que os modelos giraram, obtendo, assim, um rotor com maior torque nas RV mais baixas.

Apesar de não se ter encontrado uma explicação satisfatória para os resultados com os modelos de pás retilíneas pode-se, baseado nas conclusões das referências [22] e [28] que, em parte, tais resultados (deste trabalho e da referência [28]) são ocasionados pela alta ocupação da seção de testes do túnel de vento.

Nos testes com três pás retilíneas os resultados foram igualmente pobres, como já se observava na Figura (IV.5), e, como no modelo com três pás troposkianas, o  $C_{p_{máx}}$  obtido foi inferior ao de duas pás.

## CAPÍTULO VI

### SUGESTÕES

- 1º) Os resultados dos testes com os perfis NACA 0012 e NACA 0015 mostraram que é possível encontrar-se perfis simétricos que apresentem melhores características aerodinâmicas, indicando ser este um campo onde as pesquisas ainda podem avançar bastante. Esta necessidade se apresenta, ainda mais forte, quando se sabe que os perfis NACA utilizados foram desenvolvidos para uso aeronáutico, onde os ângulos de ataque são pequenos. No caso de perfis para pás do rotor Darrieus é muito importante que apresentem ângulos  $\alpha_{STALL}$  maiores do que os perfis simétricos NACA.
- 2º) Como o rotor Darrieus apresenta o problema de *auto-partida* é importante que se aprofundem as pesquisas de mapeamento eólico que considerem além da intensidade dos ventos também a sua frequência.
- 3º) Continuação de pesquisas que busquem solucionar o problema da *auto-partida*.
- 4º) Com relação ao método de *auto-partida* empregado por SADHU |<sup>4</sup>| é interessante que sejam realizados estudos sobre a influência dos rotores Filipinos ou Savonius sobre o funcionamento do rotor Darrieus.

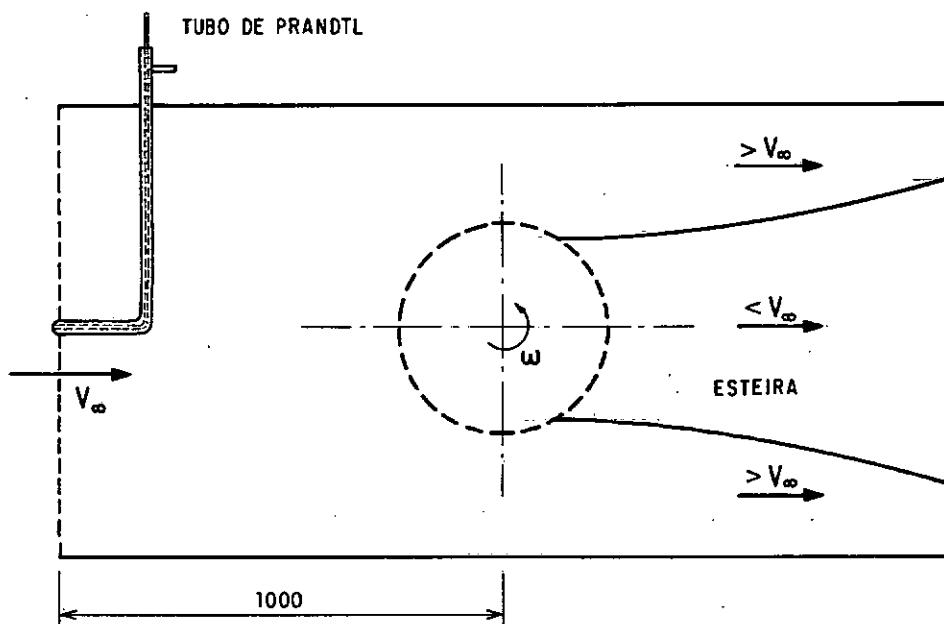
- 4º) Construção de protótipos em locais apropriados para o aproveitamento de energia eólica a fim de se estudar este rotor sob condições reais de funcionamento e, em particular, analisar a influência do número de Reynolds sobre a curva de desempenho.
- 6º) Desenvolver modelos matemáticos que considerem a dupla interferência sofrida pelo escoamento em cada tubo de corrente.
- 7º) Pesquisar novos materiais e processos para construção de pás que possibilitem reduzir os custos.
- 8º) Buscar o desenvolvimento de rotores que atendam às necessidades e peculiaridades das diversas regiões rurais brasileiras.

## APÊNDICE I

### CORREÇÃO CAUSADA POR BLOQUEIO

#### A.I.1 - CÁLCULO DOS FATORES DE BLOQUEIO

Uma máquina eólica funcionando ao ar livre estará submetida a condições bem distintas daquelas em que foram realizados os testes em laboratório. No caso do funcionamento ao ar livre o escoamento à jusante do rotor não sofrerá nenhuma limitação a se expandir enquanto que no laboratório as paredes do túnel de vento limitarão esta expansão fazendo com que a região exterior à esteira apresente uma velocidade superior àquela medida à montante do rotor, Figura A.I.1, pois a velocidade do ar na esteira é menor do que  $V_\infty$ , ver PRANDTL et alia [1].



**Fig. A.I.1 - Escoamento no Interior do Túnel de Vento.**

Também a diminuição da área da seção de escoamento causada pelos elementos sólidos do rotor e suportes provoca um aumento na velocidade.

Da discussão acima constata-se a necessidade de alguma correção para os dois tipos de bloqueios, bloqueio sólido e bloqueio de esteira que, se não calculados, podem afetar bastante o valor do coeficiente de potência do rotor testado pois, conforme a equação (II.2), para se calcular o  $C_p$  de um rotor deve-se dividir a potência fornecida pela potência eólica disponível  $\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3$ . No caso de correção o valor de  $V_\infty$  crescerá, mostrando que a não consideração do bloqueio leva a cálculos de  $C_p$  superiores aos valores reais.

De acordo com POPE et alia |<sup>24</sup>| para modelos não aeronáuticos, como é o caso aqui, as correções acima referidas não são bem definidas e devem ser usadas soluções aproximadas. Segundo BLACKWEL et allii |<sup>23</sup>|, que utilizaram as equações apresentadas por Pope com alguma simplificação para o caso do Darrieus, tem-se:

$$\epsilon_t = \epsilon_{bs} + \epsilon_{be}$$

onde

$\epsilon_t$  = bloqueio total

$\epsilon_{bs}$  = bloqueio sólido das partes fixas mais as pás

$\epsilon_{be}$  = bloqueio da esteira

sendo  $\epsilon_{bs}$  (pás)  $\approx 0$  pois os rotores Darrieus tem pequeno número de pás com corda de pequena dimensão

$$\epsilon_{bs} \text{ (partes fixas)} = \frac{\text{área frontal das partes fixas}}{4 A_T}$$

$$\epsilon_{be} = \frac{A_v}{4 A_T}$$

onde  $A_v$  = área varrida pelo rotor

$A_T$  = área de seção de testes do túnel de vento

A Tabela A.I.1 apresenta os valores de  $\epsilon_{be}$  e de  $\epsilon_{bs}$  para os rotores testados. No caso do bloqueio sólido o cálculo da área frontal é feito a partir das dimensões apresentadas na Figura III.1.

FORMATO DAS PÁS DO ROTOR	BLOQUEIO SOLIDO ( $\epsilon_{bs}$ )	BLOQUEIO DA ESTEIRA ( $\epsilon_{be}$ )	BLOQUEIO TOTAL ( $\epsilon_{bt}$ )
Retilínea	0,0109	0,0625	0,0734
Troposkiana	0,0108	0,0405	0,0513

TABELA A.I.1 - Fatores de bloqueio

#### A.I.2 - CORREÇÃO DO VALOR DA VELOCIDADE DO AR

A medida da velocidade do ar é feita com o auxílio do tubo de PRANDTL posicionado 1 m à montante do eixo do rotor. Segundo a análise feita acima esta velocidade deverá ser corrigida para um valor maior que leve em conta a redução da área da seção de escoamento causada pelo bloqueio. Este novo valor é dado pela

equação A.I.1:

$$V_{\infty \text{ real}} = V_{\infty} (1 + \epsilon_t) \quad (\text{A.I.1})$$

Onde a leitura de  $V_{\infty}$  foi realizada apenas no ponto médio da referida seção pois testes realizados por CALACHE mostraram que esta medida é muito próxima da média resultante do levantamento de medidas realizadas em 42 pontos igualmente distribuídos na seção.

O valor de  $V_{\infty}$  é obtido com o auxílio da equação de Bernoulli que permite escrever:

$$V_{\infty} = \sqrt{\frac{2}{\rho_{\text{ar}}} \Delta p} \quad (\text{A.I.2})$$

A diferença de pressão,  $\Delta p$ , entre a pressão de estagnação e a pressão estática do ar é lida em um manômetro de BETZ que acusa esta diferença por meio do deslocamento de uma coluna de água:

$$\begin{aligned} \Delta p &= p_{\text{estagnação}} - p_{\text{estática}} \\ &\approx \rho_{\text{água}} g \Delta h \\ &\approx 9,81 \Delta h \end{aligned}$$

onde  $\Delta h$  é lido no manômetro em milímetros de coluna de água (mm.c.a.)

O valor da massa específica do ar é calculado por meio da equação dos gases perfeitos:

$$\rho_{ar} = \frac{p_{BAR} + p_{est.}}{R(273 + t_{\infty})} \quad (A.I.3)$$

onde

R : 287,1 Nm/kg K

$t_{\infty}$  : a temperatura do escoamento em  $^{\circ}\text{C}$

$p_{BAR}$ : pressão barométrica em  $\text{N/m}^2$

$p_{est.}$ : pressão estática do escoamento em  $\text{N/m}^2$

Como o valor de  $p_{est.}$  é muito menor do que  $p_{bar.}$  pode-se considerar a pressão do escoamento igual à  $p_{bar.}$

Na Tabela A.I.2 são apresentados os valores que conduziram ao resultado da velocidade do ar corrigida; segundo as equações deste Apêndice:

Os valores encontrados da tabela A.I.2 são apenas uma ilustração de como foi calculado  $V_{\infty}$ . Pois em cada teste foram feitos os mesmos cálculos e o que se observa é que, para cada geometria, o fator que influência no resultado final de  $V_{\infty}$  é a massa específica do ar que é bastante sensível à temperatura. Ainda sobre o valor da pressão do escoamento que, segundo a equação (A.I.3), é obtida da soma da pressão barométrica com a pressão estática no interior do túnel deve-se dizer que este último valor variava em torno de  $-16,7 \text{ N/m}^2$  para uma leitura correspondente no manômetro de  $-1,70 \text{ mm.c.a.}$  O que justifica o seu abandono em face do valor de  $p_{barométrica}$  que é da ordem de  $10^6 \text{ N/m}^2$ .

FORMA DAS PÁS	$P_{\text{barométria}}$ (N/m <sup>2</sup> )	$\Delta p$ (mm.c.a.)	$t_\infty$ (°C)	$\rho_{\text{ar}}$ (kg/m <sup>3</sup> )	$V_\infty$ (m/s)	$\epsilon_t$	$V_{\infty \text{ real}}$ (m/s)
Retilínea	102.523	4,10	19,5	1,22	8,109	0,0734	8,70
Troposkiana	102.644	4,00	24,3	1,20	8,072	0,0513	8,49

TABELA A.I.2 - Valores da velocidade do ar corrigida

APÊNDICE IIANÁLISE DE INCERTEZA DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

A análise de incerteza dos resultados encontrados para o coeficiente de potência  $C_p$  será feita usando-se a equação de Kline e McClintock que é apresentada por HOLMAN |<sup>27</sup>|.

Conforme foi mostrado no Capítulo IV as curvas  $C_p$  x RV foram obtidas por meio de dois métodos distintos. No primeiro, o rotor era estabilizado em uma dada rotação mediante o uso do freio de Prony e, no segundo método, com o rotor em vazio, registrava-se a curva de aceleração. Para cada um dos métodos citados será feita a análise de incerteza tomando-se as curvas apresentadas nas Figuras IV.4 e IV.7 que se referem a um mesmo teste.

A.II.1 - CÁLCULO DA INCERTEZA DO PRIMEIRO MÉTODO

Como este método só permitiu que fossem medidos os pontos do lado da curva em que  $dT/d\omega < 0$  a análise será feita para um ponto qualquer da Figura IV.4, por exemplo o ponto da curva em que para 1600 RPM tem-se o torque correspondente de  $6,10 \times 10^{-2}$  Nm.

Neste método, os pontos de  $C_p$  encontrados na Figura IV.7 foram obtidos usando-se a equação abaixo:

$$C_p = \frac{T \cdot \omega}{\frac{1}{2} \rho A_v V_{\infty}^3}$$

nesta equação, os valores de  $\rho$  e  $V_{\infty}$  foram calculados mediante as equações A.I.1, A.I.2 e A.I.3. Substituindo os valores de  $\rho$  e  $V_{\infty}$  na equação de  $C_p$ , tem-se:

$$C_p = \frac{T \cdot \omega \cdot P_{BAR}^{1/2}}{7,043(1+\epsilon_t)^3 \Delta h^{3/2} |287,1(273 + t_{\infty})|^{1/2}} \quad (A.II.1)$$

Como se pode observar:

$$C_p = C_p(T, \omega, P_{BAR}, \epsilon_t, \Delta h, t_{\infty}), \quad (A.II.2)$$

Segundo Kline e McClintock, a incerteza do valor de  $C_p$ , é calculada por meio da equação (A.II.3), abaixo:

$$\Delta C_p = \left| \left( \frac{\partial C_p}{\partial T} \Delta T \right)^2 + \left( \frac{\partial C_p}{\partial \omega} \Delta \omega \right)^2 + \left( \frac{\partial C_p}{\partial P_{BAR}} \Delta P_{BAR} \right)^2 + \left( \frac{\partial C_p}{\partial \epsilon_t} \Delta \epsilon_t \right)^2 + \left( \frac{\partial C_p}{\partial \Delta h} \Delta (\Delta h) \right)^2 + \left( \frac{\partial C_p}{\partial t_{\infty}} \Delta t_{\infty} \right)^2 \right|^{1/2} \quad (A.II.3)$$

Para se calcular a incerteza,  $\Delta C_p$ , é necessário conhecer-se os valores das variáveis independentes que aparecem na equação (A.II.2) e as suas respectivas incertezas. Como foi dito no Capítulo IV os valores de  $C_p$  encontrados nas Figuras IV.7 a IV.11 são os valores de  $C_{p_{líquido}}$  somados ao  $C_{p_d}$  dissipado por atrito é, portanto, o valor de  $T = T_{líquido} + T_{atrítos}$ . Para fa-

cilitar a análise admitir-se-á, aqui, que a incerteza de  $\Delta T_{atritos} \approx 0$  pois o valor de  $C_p_d$  foi obtido com o auxílio da sub-rotina ICSVKU, descrita no Capítulo IV, e o correto valor de  $\Delta T_{atritos}$  é função da incerteza de  $\omega$ , que não é conhecida.

Na Tabela A.II.1 tem-se os valores das variáveis independentes e as respectivas incertezas e, como se pode ver, foi considerada uma incerteza no valor do bloqueio de 50%.

VARIÁVEL	VALOR	INCERTEZA
Torque líquido	$6,10 \times 10^{-2}$ Nm	$\Delta T = 9,6138 \times 10^{-4}$ Nm
Velocidade angular	167,55 rad/s	$\Delta \omega = 1,047$ rad/s
Pressão barométrica	102200 N/m <sup>2</sup>	$\Delta P_{BAR} = 100$ N/m <sup>2</sup>
Bloqueio total	0,0513	$\Delta \varepsilon_t = 0,5 \varepsilon_t = 0,02565$
Altura manométrica	4 mm.c.a.	$\Delta(\Delta h) = 0,05$ mm.c.a.
Temperatura	24°C	$\Delta t = 0,5$ °C

TABELA A.II.1

Os valores das derivadas parciais da equação A.II.3 são listados abaixo:

$$\frac{\partial C_p}{\partial T} = 2,802$$

$$\frac{\partial C_p}{\partial \omega} = 0,001018$$

$$\frac{\partial C_p}{\partial \varepsilon_t} = 0,4874$$

$$\frac{\partial C_p}{\partial (\Delta h)} = 0,0641$$

$$\frac{\partial C_p}{\partial P_{BAR}} = 6,169 \times 10^{-7}$$

$$\frac{\partial C_p}{\partial t_\infty} = 2,877 \times 10^{-4}$$

Substituindo estes valores na equação A.II.3, tem-se

$$\boxed{\Delta C_p = 7,55\%}$$

O valor de 7,55% para a incerteza de  $C_p$  é fortemente dependente do valor assumido para a incerteza do coeficiente de bloqueio  $\epsilon_t$ , aqui considerado como sendo de 50%. Se esta incerteza,  $\Delta \epsilon_t$ , fosse igual a 10% o valor de  $\Delta C_p$  corresponde seria de apenas 1,47%.

#### A.II.2 - CÁLCULO DA INCERTEZA DO SEGUNDO MÉTODO

Neste método, os pontos da Figura IV.7 foram obtidos utilizando-se a seguinte definição de  $C_p$ :

$$C_p \equiv \frac{(I \omega) \omega}{\frac{1}{2} \rho A_v V_\infty^3 \text{real}}$$

Aqui, o valor do torque instantâneo é dado pelo produto do momento de inércia vezes a aceleração angular.

Para o ponto estudado, anteriormente, a derivada do polinômio de aproximação é  $\dot{\omega} = 4,81 \text{ rad/s}^2$  e, pela Tabela IV.3, o valor de  $I = 1,0988 \times 10^{-2} \text{ kg m}^2$ . Conforme foi dito no Capítulo IV a incerteza máxima de  $\omega$  foi de 1%.

De forma análoga ao item anterior a equação de  $C_p$  fica sendo:

$$C_p = \frac{I \cdot \dot{\omega} \cdot \omega \cdot P_{\text{BAR}}^{1/2}}{7,043(1 + \epsilon_t)^3 \Delta h^{3/2} |287,1(273 + t_\infty)|^{1/2}}$$

onde

$$C_p = C_p(I, \dot{\omega}, \omega, P_{\text{BAR}}, \epsilon_t, \Delta h, t_\infty)$$

Admitindo-se as seguintes incertezas:

$$\Delta I = 0$$

$$\Delta \omega = 1\%$$

$$\Delta \dot{\omega} = 5\%$$

$$\Delta \epsilon_t = 10\%$$

e procedendo analogamente ao item anterior, obtém-se:

$$\Delta C_p = 5,33\%$$

repetindo os cálculos para  $\Delta\omega = 10\%$ , tem-se

$$\Delta C_p = 10,21\%$$

A conclusão desses resultados é de que a incerteza de  $\omega$  tem um grande peso sobre a incerteza de  $C_p$ .

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. "Anais do Seminário Sobre Energia Eólica para a Geração de Eletricidade", ELETROBRÁS-SUDENE, 1978.
2. LEIGH, G. G. e EDGEL, W. R. - "Design of the VAWT Power Wind Turbine", University of New México, 1983. 185
3. CHAPPELL, M. S. - "Canadian Wind Energy Research and Development Status and Perspectives", NRC-C nº 22438, Maio 1983.
4. SADHU, D. P. - "Projeto de Irrigação em Lavoura de Arroz no Rio Grande do Sul por Meio da Energia Eólica", FINEP-FUNDATEC, Convênio nº B/70/81/358/00/00, Relatório DEMEC 82 EE-001, UFRS, Porto Alegre.
5. FERRAZ, D. P., VERÇOSA, C. A. e MESQUITA, N. G. M. - "Desenvolvimento do Catavento Darrieus à Vela", VII Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Uberlândia, 1983.
6. FERRAZ, D. P., VERÇOSA, C. A. e MESQUITA, N. G. M. - "Catavento Darrieus à Vela de Forma Cilíndrica", III Congresso Brasileiro de Energia, Rio de Janeiro, 1984.
7. BRAGA, S. L. - "Análise Experimental e Simulação do Desempenho de Rotores Eólicos do Tipo Darrieus", Tese de Mestrado, PUC, Rio de Janeiro, 1981.

8. HIRATA, M. H. - "I Workshop sobre Energia Eólica", Programa de Engenharia Mecânica - COPPE/UFRJ, Rio de Janeiro, Agosto, 1982.
9. MISES, R. V. - "Theory of Flight", McGraw-Hill Book Company, Inc., New York, 1945.
10. PRANDTL, L. e TIETJENS, O. G. - "Applied Hydro and Aeromechanics", Dover Publications, Inc., New York, 1957.
11. HIRATA, M. H. e MANSOUR, W. M. - "Rotores Darrieus", Anais do IV Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica, Florianópolis, 1977.
12. GOURIERES, D. - "Energie Eolienne, Théorie, Conception et Calcul Pratique des Installations", Edition Eyrolles, Paris, 1982.
13. HUNT, V. D. - "Wind Power - A Handbook on Wind Energy Conversion Systems", Van Nostrand Reinhold Company.
14. KLIMAS, P. C. - "Darrieus Rotor Aerodynamics", *Transactions of the ASME*, Vol. 104, Maio 1982.
15. STRICKLAND, J. H. - "Aerodynamics of the Darrieus Turbine", *Workshop - VAWT*, pp. II-29 - II.58, Sandia Laboratories, Maio 1976.

16. STRICKLAND, J. H. - "The Darrieus Turbine: A Performance Prediction Model Using Multiple Stream Tube", Albuquerque, New Mexico, Sandia Laboratories, 1975.
17. DURAND, W. F. - "Tandem Propellers", *Aerodynamic Theory - A General Review of Progress*, Vol. IV, Cap. XII, Dover Publications, Inc., New York.
18. JACOBS, E. N. e SHERMAN, A. - "Airfoil Section Characteristics as Affected by Variations of the Reynolds Number", *NACA Report n° 586*, 41 pp., 1937.
19. ABBOTT, I. H. e DOENHOFF, A. E. - "Theory of Wing Sections", Dover Publications, Inc., New York, 1959.
20. BLACKWELL, B. F. e SHELDHAL, R. E. - "Selected Wind Tunnel Test Results for the Darrieus Wind Turbine", *Workshop - VAWRT*, pp. II.59 - II.71, Sandia Laboratories, Maio 1976.
21. SHELDHAL, R. E. e BLACKWELL, B. F. - "Aerodynamic Characteristics of Four Symmetrical Airfoil Sections Through 180° Degrees Angle of Attack at Low Reynolds Numbers", *Workshop - VAWRT*, pp. II.73 - II.106, Sandia Laboratories, maio 1976.

22. MUSGROVE, P. J. e MAYS, I. D. - "Development of the Variable Geometry Vertical Axis Windmill", *Second International Symposium on Wind Energy Systems*, Holanda, 1978.
23. BLACKWELL, B. F.; SHELDHAL, R. E. e FELTZ, L. V. - "Wind Tunnel Performance Data for the Darrieus Wind Turbine with NACA 0012 Blades", *Sandia Laboratories*, SAND 76-0130, Maio 1976.
24. POPE, A. e HARPER, J. J. - "Low Speed Wind Tunnel Testing", John Wiley and Sons., Inc., New York, 1966.
25. MILEY, S. J. - "A Catalog of Low Reynolds Airfoil Data for Wind Turbine Applications", Department of Aerospace Engineering Texas A&M University, Texas, Julho 1981.
26. CALACHE, M. D. - "Medida de Velocidade na Câmara de Teste do Túnel de Vento II", Laboratório de Mecânica dos Fluidos do Programa de Mecânica da COPPE/UFRJ, Maio 1982.
27. HOLMAN, J. P. e GAJDA, W. J. Jr. - "Experimental Methods for Engineers", McGraw-Hill Kogakusha Ltd., Third Edition, 1978.
28. MURAI, H.; MARUYAMA, S. e TSUKUI, M. - "Experimental Research on Gyromill Type Vertical Axis Wind Turbine Using a Sailwing", Sixth International Conference on Wind Engineering, New Zealand, 1983.