

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA ELÉTRICA

ESTUDO E IMPLEMENTAÇÃO DE UMA ESTRUTURA DE BAIXO CUSTO  
PARA UTILIZAÇÃO EM APROVEITAMENTO DE ENERGIA EÓLICA  
PARA BOMBAMENTO D'ÁGUA

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA PARA A  
OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA

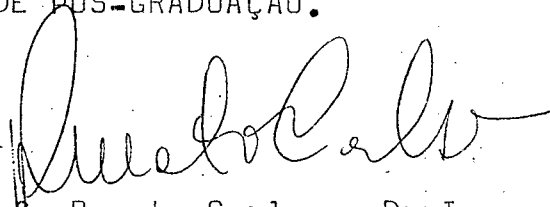
ROSVELTER JOÃO COELHO DA COSTA

FLORIANÓPOLIS, DEZEMBRO DE 1984

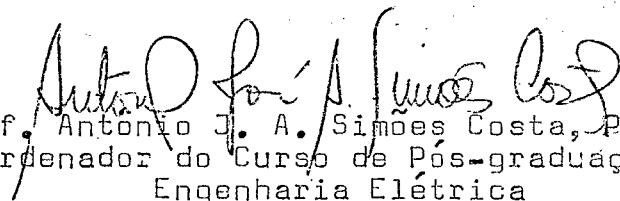
ESTUDO E IMPLEMENTAÇÃO DE UMA ESTRUTURA DE BAIXO CUSTO  
 PARA UTILIZAÇÃO EM APROVEITAMENTO DE ENERGIA EÓLICA  
 PARA BOMBEAMENTO D'ÁGUA

ROSVELTER JOÃO COELHO DA COSTA

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE MESTRE  
 EM ENGENHARIA - ESPECIALIDADE ENGENHARIA ELÉTRICA E APROVADA EM  
 SUA FORMA FINAL PELO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO.

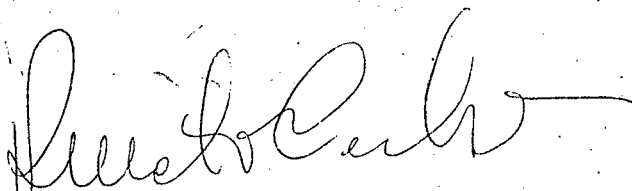


Prof. Renato Carlson, Dr.Ing.  
 ORIENTADOR

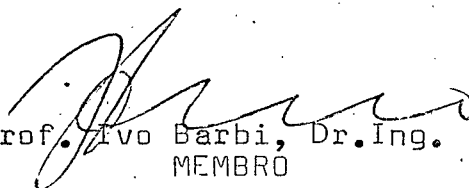


Prof. Antonio J. A. Simões Costa, Ph.D.  
 Coordenador do Curso de Pós-graduação em  
 Engenharia Elétrica

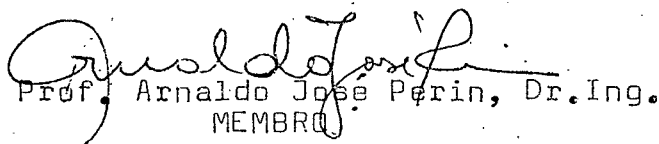
BANCA EXAMINADORA:



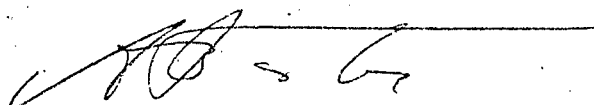
Prof. Renato Carlson, Dr.Ing.  
 ORIENTADOR



Prof. Ivo Barbi, Dr.Ing.  
 MEMBRO



Prof. Arnaldo José Perin, Dr.Ing.  
 MEMBRO



Prof. João P. Assumpção Bastos, Dr.Ing.  
 MEMBRO

À minha esposa

Às minhas filhas

Aos meus pais e avós

## AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Renato Carlson pela orientação, compreensão e amizade.

Aos Profs. Ivo Barbi e Hans Helmut Zörn pelas suas colaborações neste trabalho.

Aos Profs. Renato Carlson, Ivo Barbi, Arnaldo José Perin e João P. Assumpção Bastos pelas suas valiosas sugestões para o término deste trabalho.

Aos colegas, funcionários e professores do Departamento de Engenharia Elétrica que direta ou indiretamente ajudaram a concretizar este trabalho.

Aos colegas, funcionários e a administração do Hospital Universitário pela compreensão e incentivo.

Ao CNPQ pelo apoio financeiro.

## RESUMO

Um sistema de aproveitamento de energia eólica visando bombeamento d'água em pequena escala é apresentado. Uma bomba de membrana vibratória submersível (BMVS) alimentada em frequência constante e tensão variável é o dispositivo empregado para o bombeamento. A energia mecânica disponível na turbina é convertida em energia elétrica através de um gerador de CC. O necessário condicionamento é realizado através de um inversor monofásico a transistor. Uma análise teórica introdutória da BMVS visando a compreensão do seu comportamento é apresentada, e ensaios posteriores permitiram estabelecer as condições ótimas de alimentação. Um pulsador associado ao campo do GCC fornece características de limitação de potência entregue à BMVS. Assim, um sistema possuindo simplicidade, robustez, baixo custo, funcionando autonomamente e operando com características ótimas de carregamento para o rotor eólico é obtido. Os principais resultados experimentais são também apresentados.

## ABSTRACT

A utilization of Wind energy system for the purpose of small-scale water pumping is presented. An underwater vibrating membrane pump (UVMP) supplied on constant frequency and variable voltage is the device used for pumping. The mechanical energy available at the wind turbine is converted to electrical energy through a direct current generator. The necessary conditioning is realized through a transistor inverter. An introductory theoretical analysis of the UVMP for the understanding of its behavior is presented. Experiments have permitted to establish the better feeding source conditions. A transistor chopper connected to the field circuit of the generator provides limiting characteristics of the power delivered to the UVMP. Thus, a system has been devised having in mind simplicity, robustness, low cost, self-governing operation and working with ideal wind rotor loading. The main experimental results are also presented.

## SUMÁRIO

INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO À ANÁLISE DAS CARACTERÍSTICAS DAS TURBINAS EÓLICAS .....	5
1.1. INTRODUÇÃO .....	5
1.2. CARACTERÍSTICAS DE POTÊNCIA E TÔRQUE .....	6
1.3. CARACTERÍSTICAS DE CARREGAMENTO .....	9
1.4. ANÁLISE DINÂMICA EM PEQUENO SINAL .....	11
1.5. CARACTERÍSTICAS DO CARREGAMENTO ÓTIMO .....	15
1.6. CONCLUSÃO .....	18
CAPÍTULO II - INTRODUÇÃO À DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DA BOMBA DE MEMBRANA VIBRATÓRIA SUBMERSÍVEL .....	19
2.1. INTRODUÇÃO .....	19
2.2. INTRODUÇÃO À ANÁLISE TEÓRICA DA BMVS .....	20
2.3. CARACTERÍSTICAS DE POTÊNCIA DA BMVS .....	25
2.4. CARACTERÍSTICA DA BMVS SOB FREQUÊNCIA DE ALIMENTAÇÃO VARIÁVEL .....	25
2.5. CONCLUSÃO .....	29
CAPÍTULO III - GERADOR ELÉTRICO .....	31
3.1. INTRODUÇÃO .....	31
3.2. CARACTERÍSTICAS FUNDAMENTAIS DO GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA .....	32
3.3. GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA AUTO-EXCITADO .....	35
3.4. GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA COM PULSADOR ASSOCIADO AO CAMPO .....	40

3.5.	CONCLUSÃO .....	43
CAPÍTULO IV - ESTRUTURA INVERSORA E APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS FINAIS .....		45
4.1.	INTRODUÇÃO .....	45
4.2.	INTRODUÇÃO À ANÁLISE DO CONVERSOR PUSH-PULL COM RESSONÂNCIA SÉRIE .....	48
4.3.	IMPLEMENTAÇÃO DAS CHAVES $CH_A$ E $CH_B$ .....	53
4.4.	CIRCUITO DE CONTROLE .....	55
4.5.	ESTRUTURA COMPLETA .....	59
4.6.	RESULTADOS FINAIS .....	59
4.7.	CONCLUSÃO .....	60
CAPÍTULO V - CONCLUSÃO .....		66
REFERÊNCIAS .....		68



## SIMBOLOGIA

$A$	= Constante definida pela eq. 3.7;
$A_t$	= Área da turbina;
$B$	= Constante definida pela eq. 3.7;
$C$	= Constante definida pela eq. 1.12;
$C_{B1}, C_{B2}$	= Capacitores de base com dupla função;
$CH_A, CH_B$	= Chaves eletrônicas de potência;
$C_g$	= Capacitor de saída do gerador (filtro);
$C_p$	= Eficiência da conversão, ou simplesmente, coeficiente de potência;
$C_{pm}$	= Coeficiente de potência máximo;
$C_R$	= Constante definida pela eq. 3.9;
$C_s$	= Capacitor série;
$C_t$	= Coeficiente de torque;
$C_l$	= Capacitor de desacoplamento;
$d$	= Constante definida pela eq. 2.3;
DAS	= Diodo de anti-saturação;
$D_B$	= Diodo condutor de corrente de base positiva;
$D_{BR1}, D_{BR2}$	= Diodos condutores de corrente de base negativa;
$D_p$	= Diodo de potência para a roda livre;
$E_a$	= Tensão de armadura;
$f_B$	= Frequência da tensão de alimentação da BMVS;
$F_B$	= Força magnética desenvolvida sobre o êmbolo da BMVS;
$f_s$	= Frequência de operação do inversor push-pull;
$I_a$	= Corrente no enrolamento de armadura;

$i_B$	= Corrente na BMVS;
$I_B^+, I_B^-$	= Correntes de base positiva e negativa, respectivamente;
$I_{CA}, I_{CB}$	= Correntes de coletor para as chaves $CH_A$ e $CH_B$ , respectivamente;
$I_C \text{ sat}$	= Corrente de coletor na saturação;
$I_f$	= Corrente no enrolamento de campo;
$I_g$	= Corrente de saída do gerador CC;
$J$	= Coeficiente de inércia do sistema eólico;
$K_c$	= Constante definida pela figura 1.6;
$K_e$	= " elétrica definida pela eq. 3.1;
$K_L$	= " " definida pela eq. 2.3;
$K_M$	= Constante elástica da mola da BMVS;
$K_P$	= " " definida pela eq. 1.6;
$t$	= " " " eq. 1.11;
$K_T$	= " de torque definida pela eq. 3.2;
$K_1$	= " " definida pela eq. 1.16;
$K_2$	= " " " eq. 1.18;
$L_a$	= Indutância do enrolamento de armadura;
$L_B$	= " " " do estator da BMVS;
$L_f$	= " " " de campo;
$l_1, l_2, l_D$	= Indutores limitadores de $di/dt$ ;
$M$	= Massa do êmbolo da BMVS;
$n$	= Relação de transformação;
$n_1, n_2$	= Nº de espiras do primário e do secundário do transformador no inversor push-pull, respectivamente;
$P$	= Potência mecânica disponível para o gerador elétrico;

- $P_a$  = Potência na armadura;
- $P_B$  = Potência consumida pela BMVS;
- $P_c$  = " de carga;
- $P_g$  = " útil gerada pelo gerador elétrico;
- $P_M$  = P " mecânica exigida pelo gerador elétrico;
- $Pot_1$  = Potenciômetro que fornece o valor da ondulação de  $V_g$  na operação do pulsador;
- $Pot_2$  = Potenciômetro que fornece o valor de pico de  $V_g$  ( $V_{gm}$ ) na operação do pulsador;
- $P_{rot}$  = Potência devido às perdas de rotação;
- $P_t$  = " mecânica disponível no eixo da turbina;
- $P_v$  = " eólica que atinge a turbina;
- $Q$  = Vazão d'água fornecida pela BMVS;
- $R$  = Resistência de carga;
- $R_a$  = " do enrolamento de armadura;
- $R_B$  = " " " do estator da BMVS;
- $R_{BD}$  = Resistor limitador de corrente de base positiva;
- $R_{BE}$  = Resistência equivalente onde é dissipada a potência ativa da BMVS;
- $R_{B1}, R_{B2}$  = Resistores limitadores de corrente de base positiva de pico;
- $R_{B3}-R_{B6}$  = Resistores limitadores de corrente de base e de coletor;
- $R_{E1}-R_{E6}$  = Resistores base-emissor para aumentar a suportabilidade em tensão dos transistores e/ou diminuir os seus tempos de bloqueio;
- $R_f$  = Resistência do enrolamento de campo;
- $R_t$  = Raio da turbina;

$S$	= Coeficiente de sensibilidade do rotor eólico;
$SC_A, SC_B$	= Sinais de comando;
$t$	= Tempo;
$T$	= Torque mecânico disponível para o gerador elétrico;
$T_c$	= Torque de carga;
$t_c$	= Tempo de condução;
$t_b$	= Tempo de bloqueio;
$T_e$	= Torque elétrico;
$T_M$	= Torque mecânico exigido pelo gerador CC;
$T_{p1}, T_{p2}$	= Transistores de potência que compõem o darlington;
$T_{rot}$	= Torque devido as perdas por rotação;
$T_t$	= Torque no eixo da turbina;
$T_3-T_6$	= Chaves transistores;
$v_B$	= Tensão de alimentação para a BMVS;
$V_B$	= " eficaz aplicada na BMVS;
$V_{BE}$	= " base-emissor;
$V_{BM}$	= Valor máximo de $v_B$ ;
$v_C$	= Tensão no capacitor $C_s$ ;
$V_{CE}$	= " coletor-emissor;
$V_{CEA}, V_{CEB}$	= Tensões de coletor das chaves $CH_A$ e $CH_B$ , respectivamente;
$V_{CE sat}$	= Tensão coletor-emissor de saturação;
$V_{CEX}$	= " de avalanche coletor-emissor, com a junção base-emissor polarizada inversamente;
$V_E$	= Válvula de entrada da BMVS;
$V_f$	= Tensão nos terminais do enrolamento de campo;
$v_g$	= " disponível no gerador elétrico;

- $V_{gm}$  = Tensão gerada máxima, referente a operação do pulsador;
- $V_{gn}$  = Valor de  $V_g$  para o qual a potência nominal da carga é atingida;
- $v_s$  = Tensão no secundário do transformador do inversor;
- $V_s$  = Valor de pico da tensão  $v_s$ ;
- $V_S$  = Válvula de saída da BMVS;
- $V_v$  = Velocidade do vento que atinge a turbina;
- $V_{vn}$  = " " " " para a potência nominal da carga que é aplicada à turbina;
- $V_{vp}$  = Velocidade do vento onde ocorre a partida do carregamento do rotor eólico;
- $V_{v0}$  = Velocidade do vento para um ponto de operação de equilíbrio genérico;
- $W$  = Velocidade angular no eixo do gerador elétrico;
- $W_B$  = Frequência angular da tensão de alimentação  $v_B$ ;
- $W_s$  = " " " "  $v_s$ ;
- $W_t$  = Velocidade angular no eixo da turbina;
- $W_{t0}$  = " " " " " " para um ponto de operação de equilíbrio genérico;
- $x$  = Deslocamento do êmbolo (entre-ferro da BMVS);
- $X$  = Reatância do circuito ressonante;
- $Z_R$  = Impedância do circuito ressonante;
- $\rho$  = Densidade específica do ar;
- $\Delta$  = Constante definida pela eq. 3.13;
- $\Delta V_v$  = Pequena perturbação na velocidade de vento  $V_{v0}$ ;
- $\Delta W_t$  = " " " " " angular  $W_{t0}$ ;

- $\phi$  = Fluxo no entreferro do gerador CC;
- $\lambda$  = Razão de velocidades;
- $\lambda_{pm}, \lambda_{tm}, \lambda_{c0}$  = Pontos de operação para a turbina;
- $\lambda_0$  = Razão de velocidades para um ponto de operação de equilíbrio genérico;
- $\mathbb{N}$  = Coeficiente de amortecimento para o modelo da BMVS;
- $\mathcal{T}$  = Constante de tempo do rotor eólico;
- $\mu$  = Ganho do rotor eólico.

## INTRODUÇÃO

A necessidade de aumento da disponibilidade de energia no mundo atualmente, vem a cada vez mais estimular o uso de fontes alternativas de energia. O aproveitamento da energia eólica é um fator muito importante neste contexto. Para tanto, inúmeros dispositivos vêm sendo apresentados para diversas aplicações.

A conversão de energia eólica em energia elétrica é obviamente de grande interesse em nossos dias. Atualmente, há uma infinidade de trabalhos relevantes na literatura tratando deste tipo de conversão (3, 5, 6 e 7).

No Brasil, o aproveitamento em pequenas potências (algumas centenas de Watts) é extremamente viável nas áreas rurais para aplicações em irrigação e/ou abastecimento d'água; em regiões não atendidas pela rede elétrica comercial; ou mesmo quando atendidas e ainda for economicamente viável. Evidentemente deve existir boa disponibilidade de energia eólica no local. No nordeste brasileiro, considerando que a potência nominal das máquinas ocorra para ventos com velocidades de 11.2 m/s, a taxa anual de disponibilidade de energia eólica encontra-se entre 3750 a 5000 KWH/KW (1).

A utilização da energia dos ventos para bombeamento d'água é uma das mais antigas neste contexto. Os dispositivos utilizados constavam geralmente de uma turbina eólica de baixa velocidade, acoplada através de transmissões mecânicas em algum tipo de bomba d'água. Com isso, a turbina localizava-se sempre

muito próxima ao local de instalação da bomba. Atualmente, prefe-re-se converter a energia eólica em energia elétrica para depois transformá-la em energia mecânica de bombeamento d'água\*. Este procedimento fornece no mínimo duas importantes características favoráveis, ou seja, facilidade de controle e a liberdade para localizar a turbina independente do local de bombeamento. Na figura 1, apresentamos um esquema em blocos típico de um sistema de aproveitamento de energia eólica para bombeamento.

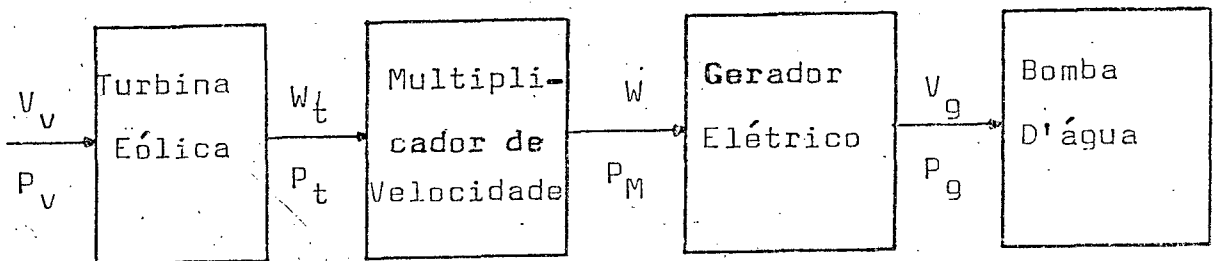


Fig. 1 - Sistema típico de aproveitamento de energia eólica para bombeamento d'água.

Este sistema consta de: uma turbina eólica de alta velocidade; um multiplicador de velocidade que serve para adaptar a faixa de velocidade do gerador à disponível na turbina; um gerador elétrico; e um dispositivo eletro-mecânico para bombeamento d'água (bomba d'água).

No capítulo I deste trabalho, as características

\* A transformação de energia eólica em energia hidráulica também é utilizada.



da turbina eólica relativas a sua utilização são levantadas e, como resultado principal, a forma do carregamento ótimo será obtida.

O multiplicador de velocidade não será visto aqui. Entretanto, podemos registrar que, para pequenas potências, as soluções para ele são relativamente fáceis.

Na questão do gerador elétrico no sistema da figura 1, a máquina síncrona parece ser uma solução natural (6). Entretanto, geradores síncronos são relativamente caros e dificilmente são encontrados em pequenas potências. Uma segunda solução, seria a utilização de geradores de indução, que ao contrário dos síncronos, possuem relativo baixo custo e são muito comuns em pequenas potências. Infelizmente, a sua utilização autonomamente apresenta inconvenientes e sua relação velocidade X tensão (utilizando capacitores para a excitação) é bastante danosa para sistemas eólicos não controláveis (5). Como uma terceira solução vêm os geradores de corrente contínua. Para pequenas potências, esta alternativa possui alguns atrativos (3). Relacionaremos a seguir alguns deles:

- As dificuldades sobre o custo e disponibilidade são geralmente menores que no caso dos síncronos;

- A utilização em modo autônomo é facilmente obtida;

- A característica velocidade X tensão é satisfatoriamente adequada à utilização de sistemas de aproveitamento eólico com carga resistiva;

- A associação com inversores (para obter tensão alternada em frequência fixa) é simplificada, pois a tensão disponível já vem em modo contínuo;

.. O controle sobre a potência na carga é facilmente obtido através da corrente de campo.

Neste trabalho, os geradores de corrente contínua utilizados em aplicações automotivas (dínamos) são analisados. Apesar de suas desvantajosas características de baixa tensão de geração e relativa baixa eficiência, serão utilizados em nosso trabalho. Este procedimento, indubitavelmente proporciona uma solução bastante interessante, pois este gerador apresenta bastante robustez; baixo custo; e, como veremos no final deste trabalho, o tipo de carregamento exigido na turbina para o caso não controlável, é bastante satisfatório. Além disso, todos os resultados obtidos para ele, eventualmente poderão ser aproveitados em um gerador de corrente contínua mais adequado.

O dispositivo proposto para o bombeamento d'água, é a bomba de membrana vibratória submersível (BMVS). Esta bomba é muito utilizada em aplicações domésticas e apresenta características de custo e disponibilidade bastante interessantes. Sua robustez e seu bom comportamento sob tensão de alimentação variável, tornam-na uma solução ímpar para a aplicação tratada neste trabalho. O capítulo II é destinado à obtenção das suas características principais necessárias a sua utilização aqui.

Um pulsador associado ao campo do dínamo é implementado para proporcionar características de limitação da potência entregue à BMVS. Um conversor CC/CA será utilizado para proporcionar a necessária adequação da alimentação disponível no gerador de CC à da BMVS.

## CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO À ANÁLISE DAS CARACTERÍSTICAS  
DAS TURBINAS EÓLICAS1.1 INTRODUÇÃO

A turbina eólica é um dispositivo que converte a potência eólica que a atinge em potência mecânica disponível em seu eixo. A eficiência desta conversão depende da razão entre a sua velocidade angular,  $\omega_t$ , e a velocidade do vento,  $V_v$ .

Definindo  $C_p$  e  $\lambda$  como:

$$C_p = \frac{P_t}{P_v} \quad (1.1)$$

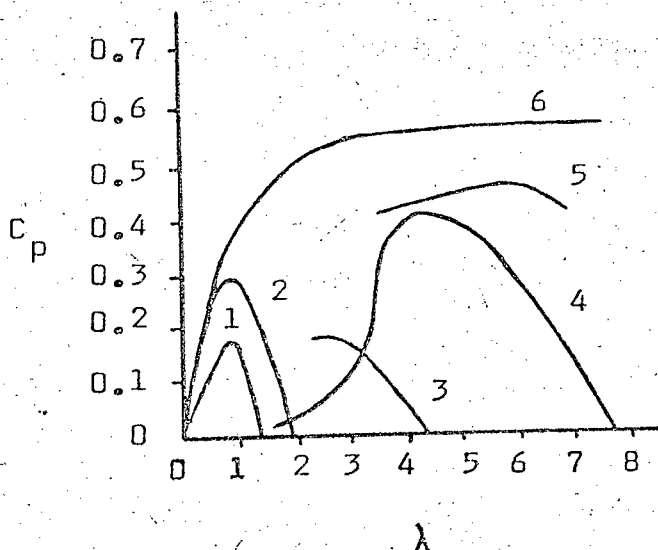


Fig. 1.1 - Características de potência para alguns tipos de turbinas eólicas (1), onde:

- 1 - Savonis;
- 2 - Multipás Americana;
- 3 - Dutch;
- 4 - Darrieus;
- 5 - Hélice;
- 6 - Hélice Ideal.

$$\lambda = \frac{R_t W_t}{V_v} \quad (1.2)$$

podemos traçar as curvas  $C_p \times \lambda$ , apresentadas na figura 1.1. Estas curvas fornecem as características de potência para os tipos mais comuns de turbinas eólicas.

Neste capítulo, analisaremos teoricamente o comportamento das turbinas eólicas. Serão dadas expressões para o torque e potência disponível no eixo; uma análise dinâmica em pequeno sinal será realizada; e a característica de carregamento ótimo será determinada.

## 1.2. CARACTERÍSTICAS DE POTÊNCIA E TORQUE

A potência eólica que chega na turbina é dada por:

$$P_v = \frac{1}{2} \rho A_t V_v^3 \quad (1.3)$$

Assim, da equação 1.1, vem:

$$P_t = C_p \frac{1}{2} \rho A_t V_v^3 \quad (1.4)$$

ou

$$P_t = C_p K_p V_v^3 \quad (1.5)$$

onde:

$$K_p = \frac{1}{2} \rho A_t \quad (1.6)$$

Para o torque desenvolvido no eixo da turbina, temos:

$$T_t = \frac{P_t}{\omega_t}, \quad (1.7)$$

ou

$$T_t = \frac{C_p}{\lambda} K_p R_t V_v^2. \quad (1.8)$$

Definindo o coeficiente de torque como:

$$C_t = \frac{C_p}{\lambda}, \quad (1.9)$$

temos:

$$T_t = C_t K_t V_v^2, \quad (1.10)$$

onde:

$$K_t = K_p R_t. \quad (1.11)$$

Na figura 1.2, apresentamos as características de torque e potência, típicas de uma turbina tipo Hélice.

Podemos representar todas as curvas  $P_t(W_t, V_v)$  através de uma curva adimensional  $C_p \times \lambda$ , de acordo com as definições dadas anteriormente. Da mesma forma, para as curvas  $T_t(W_t, V_v)$ , através de  $C_t \times \lambda$ . A figura 1.3 apresenta estas curvas para o mesmo tipo de turbina da figura 1.2.

De acordo com a figura 1.3, temos:

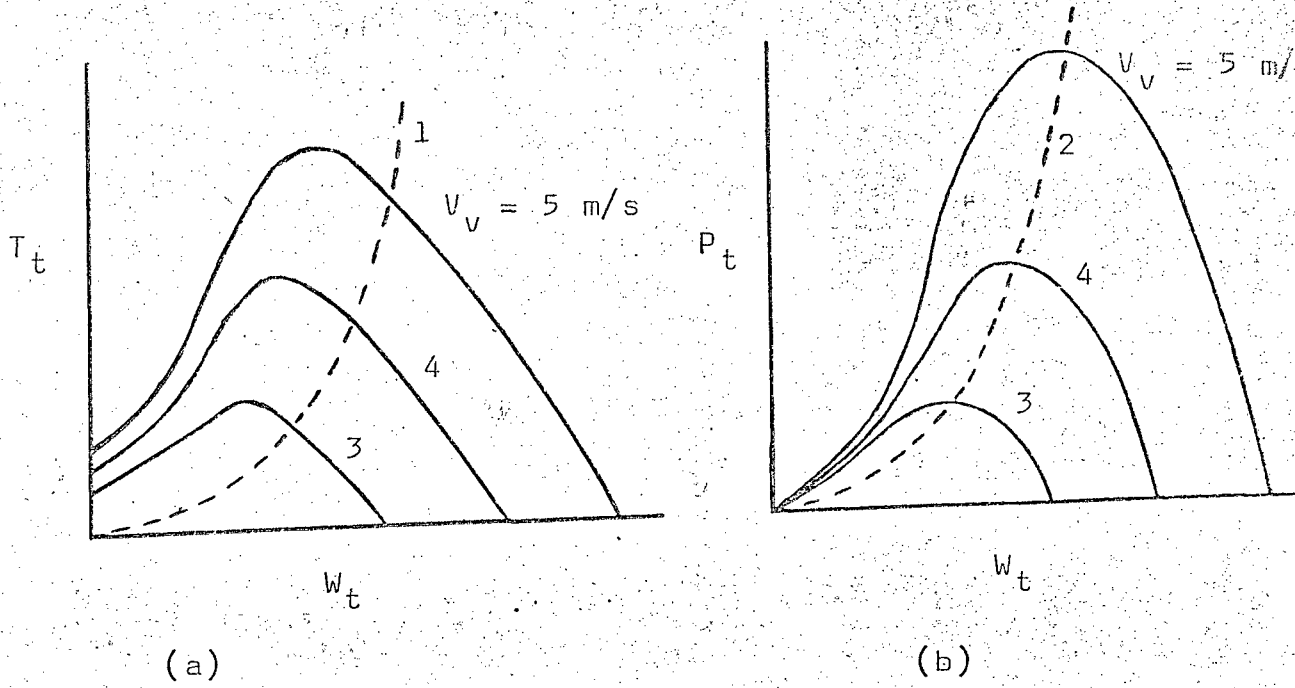


Fig. 1.2 - (a) Características  $T_t \times W_t$ , parametrizando  $V_v$ ;  
 (b) " "  $P_t \times W_t$ , " "  $V_v$ .  
 Típicas de uma turbina-eólica tipo hélice (2). Onde:  
 1 - Curva do torque para a condição de máxima potência;  
 2 - Curva de máxima potência disponível.

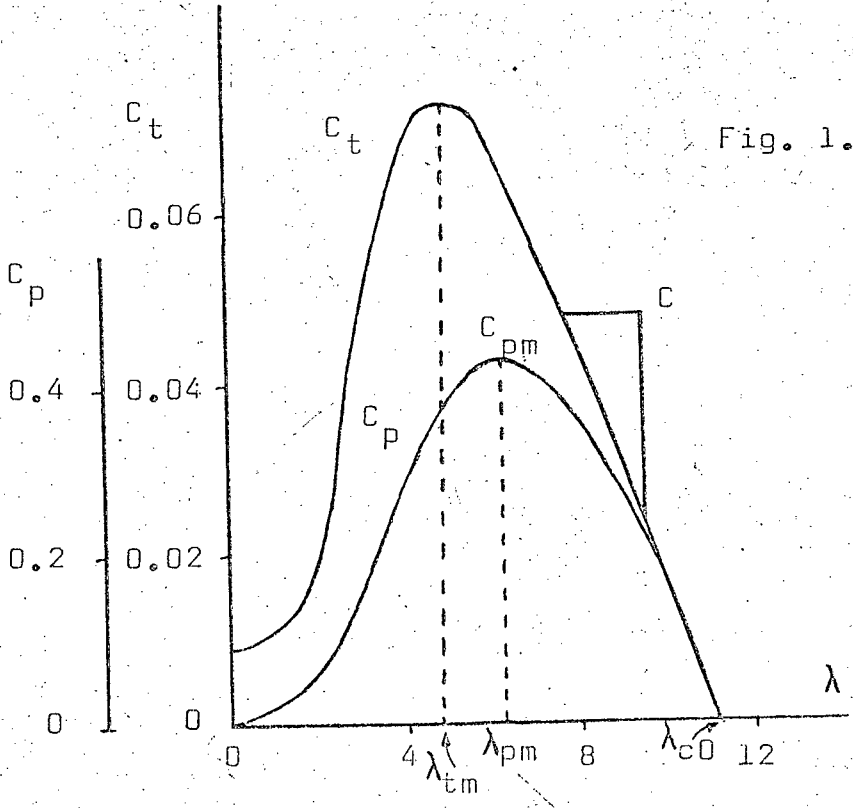


Fig. 1.3 - Coeficiente de potência e de torque para uma turbina tipo hélice (3).

- $\lambda_{pm}$ : Ponto de operação onde ocorre a condição de máxima potência;
- $\lambda_{tm}$ : Ponto de operação que define a condição de máximo torque.

Para a região estável,  $\lambda_{tm} \leq \lambda \leq \lambda_{c0}$  (figura 1.3), podemos fazer a seguinte aproximação (3):

$$C_t = C (\lambda_{c0} - \lambda), \quad (1.12)$$

onde,  $C$  é definido de acordo como indicado na figura 1.3.

Para finalizar, as seguintes conclusões são obtidas para esta seção:

- a) A curva de máxima potência disponível é proporcional ao cubo da velocidade do vento e ocorre para um torque abaixo do torque máximo (figura 1.2);
- b) A condição de máxima potência é desenvolvida para um ponto de operação constante e igual a  $\lambda_{pm}$  (figura 1.3);
- c) A potência para  $\lambda$  pequeno, é desprezível;
- d) O torque de partida é pequeno quando comparado ao torque máximo;
- e) Para a região estável, o coeficiente de torque pode ser aproximado como sendo proporcional a  $\lambda$  (figura 1.3).

### 1.3 CARACTERÍSTICAS DE CARREGAMENTO

Nesta seção, analisaremos o comportamento da turbina em regime permanente para dois tipos comuns de torque de carga.

Para o sistema apresentado na figura 1.4, temos a

seguinte equação dinâmica:

$$J \dot{W}_t = T_t(\lambda, V_v) - T_c(W_t), \quad (1.13)$$

ou

$$J \dot{W}_t = K_t C_t(\lambda) V_v^2 - T_c(W_t). \quad (1.14)$$

Para o regime permanente,  $\dot{W}_t = 0$ , esta equação torna-se:

$$K_t C_t(\lambda) V_v^2 = T_c(W_t), \quad (1.15)$$

ou

$$C_t(\lambda) = \frac{T_c(W_t)}{K_t V_v^2}. \quad (1.15a)$$

Para torques de carga proporcionais a  $W_t$ ,

$$T_c(W_t) = K_1 W_t, \quad (1.16)$$

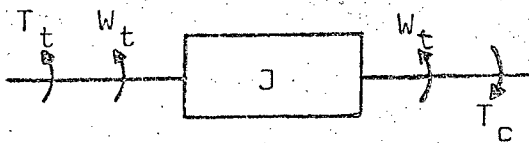


Fig. 1.4 - Representação simplificada do sistema eólico.



temos:

$$C_t(\lambda) = \frac{K_1 W_t}{K_t V_v^2} = \frac{K_1}{K_t} \frac{R_t W_t}{R_t V_v} \frac{1}{V_v},$$

ou

$$C_t(\lambda) = \frac{K_1}{K_t R_t} \frac{\lambda}{V_v}. \quad (1.17)$$

Ou seja, para torques de carga da forma  $K_1 W_t$ , o coeficiente de torque é variável e dependente da velocidade do vento (fig. 1.5a). Assim, a condição de máxima potência poderá somente ser atingida para uma única velocidade de vento.

Já para cargas da forma

$$T_c(W_t) = K_2 W_t^2, \quad (1.18)$$

temos:

$$C_t(\lambda) = \frac{K_2}{K_t R_t^2} \lambda^2. \quad (1.19)$$

Assim, concluímos que para torques de carga da forma  $K_2 W_t^2$ , o coeficiente de torque é constante e não depende da velocidade do vento. Deste modo, a condição de máxima potência poderá ser atingida para qualquer velocidade de vento.

#### 1.4 ANÁLISE DINÂMICA EM PEQUENO SINAL

A análise dinâmica tratada nesta seção, permitirá conhecermos melhor o comportamento dinâmico do sistema eólico. Como veremos, esta análise fornecerá interessantes resultados para

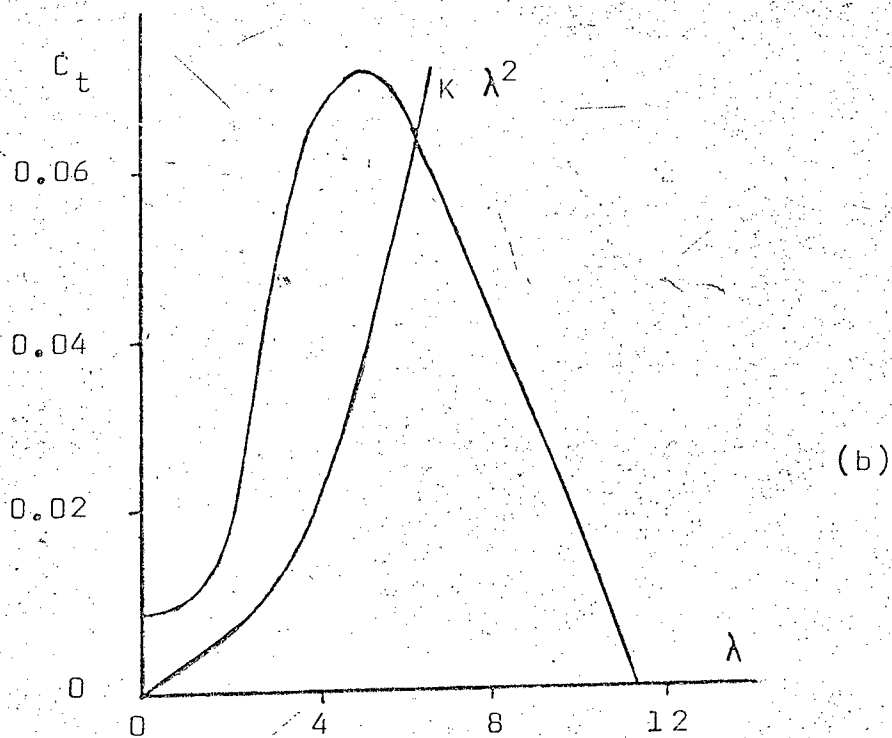
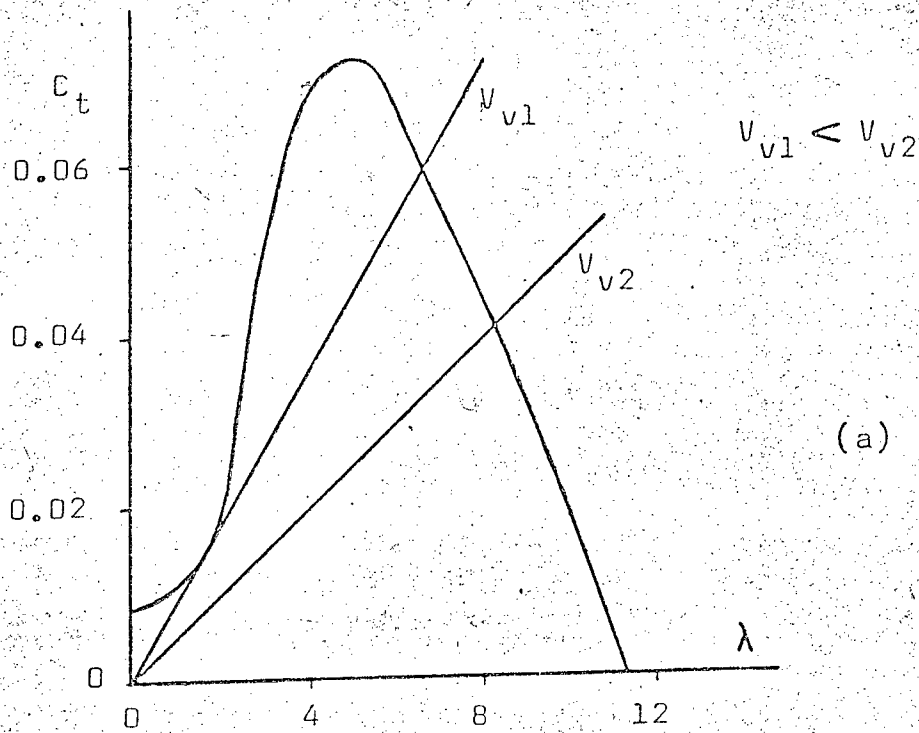


Fig. 1.5 - (a) Representação gráfica da equação de equilíbrio para torques de carga da forma  $K_1 W_t$ . Para determinado valor de  $K_1$ , existe um valor de  $V_v$  mínimo para o qual a carga pode ser aplicada sem ocorrer instabilidade (neste exemplo,  $V_{v1}$ );

(b) Representação para torques de carga quadráticos.

a determinação do carregamento ótimo para o rotor eólico.

Supondo-se pequenas perturbações,  $\Delta V_v$  e  $\Delta W_t$ , em torno de um ponto de equilíbrio genérico  $(V_{v0}, W_{t0})$ , podemos linearizar a equação dinâmica 1.14, expandindo-a em série de Taylor e desprezando-se os termos de segunda ordem ou superior (2).

Para  $V_v$  e  $W_t$ , temos:

$$V_v = V_{v0} + \Delta V_v \quad (1.20)$$

$$W_t = W_{t0} + \Delta W_t \quad (1.21)$$

Logo,

$$\dot{W}_t = \frac{d(W_{t0} + \Delta W_t)}{dt} = \dot{W}_{t0} + \Delta \dot{W}_t \quad (1.22)$$

Com isso, a equação 1.14. torna-se:

$$\begin{aligned} \Delta \dot{W}_t = & (K_t C_t^{\circ}(\lambda_0) \lambda_0^{\circ}(W_{t0}) V_{v0}^2 - T_C^{\circ}(W_{t0})) \Delta W_t + \\ & (K_t C_t^{\circ}(\lambda_0) \lambda_0^{\circ}(V_{v0}) V_{v0}^2 + K_t C_t(\lambda_0) 2 V_{v0}) \\ & \Delta V_v \quad (1.23) \end{aligned}$$

Como:

$$\frac{\partial \lambda_0(W_{t0})}{\partial W_{t0}} = \frac{d\left(\frac{R_t W_{t0}}{V_{v0}}\right)}{dW_{t0}} = \frac{R_t}{V_{v0}} \quad (1.24)$$

$$\frac{\partial \lambda_0(V_{v0})}{\partial V_{v0}} = \frac{d\left(\frac{R_t W_{t0}}{V_{v0}}\right)}{dV_{v0}} = \frac{-R_t W_{t0}}{V_{v0}^2} = \frac{-\lambda_0}{V_{v0}} \quad (1.25)$$

vem:

$$J \Delta \dot{W}_t = (K_t R_t C_t^\circ(\lambda_0) V_{v0} - T_c^\circ(W_{t0})) \Delta W_t + K_t (2 C_t(\lambda_0) - C_t^\circ(\lambda_0) \lambda_0) V_{v0} \Delta V_{v0} \quad (1.26)$$

Reorganizando esta equação adequadamente, temos:

$$J \Delta \dot{W}_t + \Delta W_t = \mu \Delta V_v, \quad (1.27)$$

onde:

$$J = \frac{J}{T_c^\circ(W_{t0}) - K_t R_t C_t^\circ(\lambda_0) V_{v0}} \quad (1.28)$$

$$\mu = \frac{K_t (2 C_t(\lambda_0) - C_t^\circ(\lambda_0) \lambda_0) V_{v0}}{T_c^\circ(W_{t0}) - K_t R_t C_t^\circ(\lambda_0) V_{v0}} \quad (1.29)$$

Aplicando a transformada de Laplace à equação 1.27 e reorganizando-a, temos:

$$\frac{\Delta W_t(s)}{\Delta V_v(s)} = \frac{\mu}{1 + J s} \quad (1.30)$$

Definindo o coeficiente de sensibilidade, S, como:

$$S \triangleq \frac{\frac{\Delta W_t}{W_{t0}}}{\frac{\Delta V_v}{V_{v0}}} \quad (1.31)$$

e desenvolvendo, temos:

$$S = \frac{\frac{R_t \mu}{\lambda_0}}{1 + J s}$$

Deste modo, podemos considerar que o sistema comporta-se como um filtro passa-baixo, possuindo ganho e constante de tempo variáveis, dependentes do torque de carga e do ponto de operação na curva  $C_t(\lambda)$ . Em particular, vamos verificar a seguir como varia  $\mathcal{T}$  e  $\mu$  em relação a velocidade do vento,  $V_{v0}$ , para torques de carga da forma  $K_2 W_t^2$  (figura 1.5b). Assim, da equação 1.18, temos:

$$T_c^o(W_{t0}) = 2 K_2 W_{t0} \quad (1.33)$$

E, da equação 1.12, vem:

$$C_t^o(\lambda_0) = -C \quad (1.34)$$

Com isso, a constante de tempo e o ganho, tornam-se:

$$\mathcal{T} = \frac{J}{\frac{(2 K_2 \lambda_0 + K_t R_t C) V_{v0}}{R_t}} \quad (1.35)$$

$$\mu = \frac{2 C \lambda_{c0} K_t - C K_t \lambda_0}{\frac{2 K_2 \lambda_0 + K_t R_t C}{R_t}} \quad (1.36)$$

Concluindo, verificamos que para torques de carga da forma  $K_2 W_t^2$ , o ganho é constante e a constante de tempo é inversamente proporcional a velocidade do vento. Em outras palavras, isto significa que o rotor eólico comporta-se mais inercialmente para velocidades de vento baixas do que altas. Assim, como resultado, a turbina tem grande dificuldade em absorver variações rápidas de energia eólica (provocadas, por exemplo, por rajadas de ventos) na região de baixas velocidades de vento. Deste modo, é

preferível deixar o rotor eólico correr sob condições de carga zero, até uma determinada velocidade de vento de partida,  $V_{vp}$ , aplicando a carga somente após esta velocidade (2).

### 1.5 CARACTERÍSTICAS DO CARREGAMENTO ÓTIMO

Com os resultados obtidos até aqui, temos agora condições de determinar as características do carregamento que deve ser aplicado ao rotor eólico para resultar no melhor desempenho do sistema. Este carregamento possui três regiões distintas, as quais, comentaremos a seguir:

- Região 1:  $0 \leq V_v < V_{vp}$ . Nesta região, como vimos na seção anterior, a potência exigida do rotor eólico deve ser a mínima possível;

- Região 2:  $V_{vp} \leq V_v < V_{vn}$ . Para esta faixa de velocidades de vento, a potência exigida na turbina deve ser proporcional à  $V_v^3$  (seção 1.2), ou seja, em regime permanente deve-se operar em  $\lambda$  constante (seção 1.3);

- Região 3:  $V_v \geq V_{vn}$ . Após  $V_{vn}$ , a potência nominal da carga é atingida e deve permanecer constante.

Na figura 1.6, apresentamos a característica de carregamento ótimo definida acima.

A forma,  $P_c = K_c W_t^3$ , do carregamento para a região 2, normalmente não é conseguida de maneira simples. Um controle sobre a tensão gerada pelo gerador ou sobre a carga é necessário. Para tanto, estratégias de controle têm sido objeto de importantes trabalhos de pesquisa neste campo (2 e 4). Entretanto, para pequenos aproveitamentos, o custo de tais implementações podem inviabilizá-los economicamente.

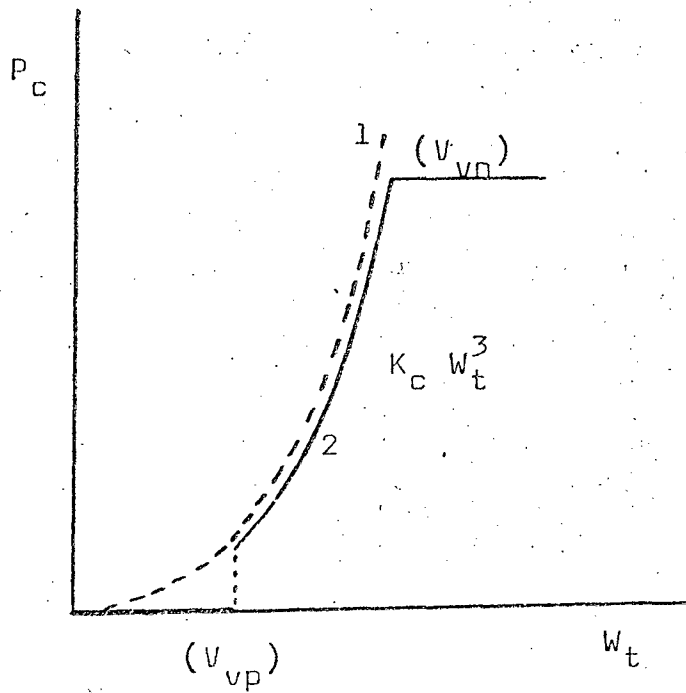


Fig. 1.6 - Característica de carregamento ótimo para a turbina eólica.

- 1 - Potência disponível no eixo do rotor eólico;
- 2 - Potência extraída pela carga.

## 1.6 CONCLUSÃO

Neste capítulo, o comportamento da turbina eólica foi introdutoriamente e teoricamente analisado. Como resultado principal obteve-se a característica do carregamento ótimo que deveremos aplicar à turbina para que o melhor desempenho do aproveitamento possa ocorrer.



## CAPÍTULO II

INTRODUÇÃO À DETERMINAÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS DA  
BOMBA DE MEMBRANA VIBRATÓRIA  
SUBMERSÍVEL2.1 INTRODUÇÃO

Inúmeros tipos de dispositivos eletro-mecânicos podem ser utilizados para bombeamento d'água (bombas d'água) e, dependendo da utilização, um ou outro tipo pode ser melhor aplicado. Em aplicações relativas a pequenos aproveitamentos de energia eólica para bombeamento d'água, proposta deste trabalho, uma bomba d'água deve possuir características, tais como: robustez; baixo custo; eficiência compatível com a categoria; funcionamento satisfatório para potência de alimentação variável; baixas taxas de manutenção preventiva e corretiva; etc..

A bomba de membrana vibratória submersível (BMVS) após uma breve análise, pareceu-nos ser uma alternativa interessante para a aplicação discutida aqui. Além dela preencher satisfatoriamente as características citadas anteriormente, ela possui ainda outras, tais como: facilidade de obtenção (bastante comercializada no Brasil); instalação bastante simples; e pequeno tamanho (o que é vantajoso, pois os poços em regiões áridas são, às vezes, de diâmetros reduzidos).

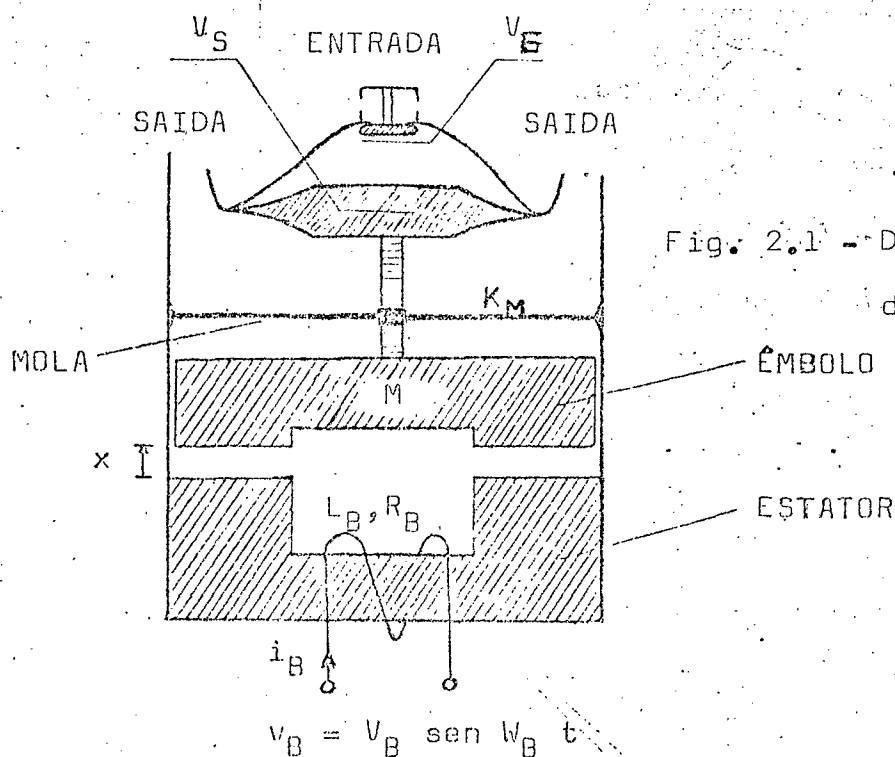
Este capítulo é dedicado a verificação do comportamento da BMVS visando especificamente à aplicação deste traba-

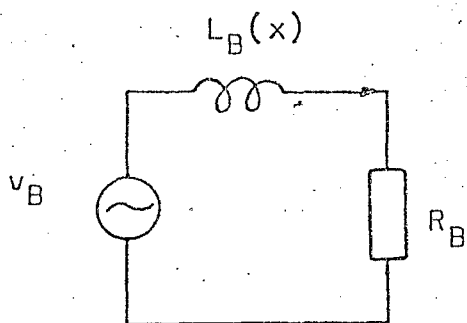
lho.

## 2.2 INTRODUÇÃO À ANÁLISE TEÓRICA DA BMVS

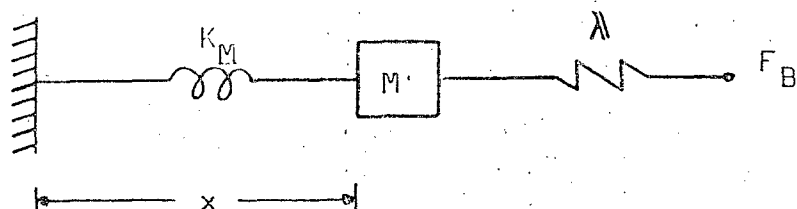
O objetivo de fazermos uma análise teórica introdutória da BMVS é para melhor entendermos e avaliarmos os posteriores resultados experimentais. Na figura 2.1, apresentamos um desenho esquemático da BMVS. Observando este desenho, verificamos que ao aplicarmos no enrolamento do estator uma alimentação da forma  $v_B = V_{BM} \text{ sen } \omega_B t$ , geramos uma força oscilatória de frequência igual a  $2 \omega_B$  sobre o êmbolo e, com isso, um movimento oscilatório forçado é formado no sistema  $K_M, M$  e  $\lambda$ , o qual, aliado as características de passagem e retenção das válvulas  $V_E$  e  $V_S$ , originará a vazão d'água desejada.

De acordo com a figura 2.1, podemos representar simplificadaamente o sistema através de circuitos com parâmetros elétricos e mecânicos (figura 2.2).





(a)



(b)

Fig. 2.2 - Circuito equivalente para a BMVS.

(a) Circuito elétrico;

(b) Circuito mecânico.

Para o circuito elétrico, vem:

$$v_B = \frac{d(L_B(x) i_B)}{dt} + i_B R_B \quad (2.1)$$

Desenvolvendo esta equação apropriadamente, temos:

$$F_B = \frac{1}{2} i_B^2 \frac{dL_B(x)}{dx} \quad (2.2)$$

A expressão de  $L_B(x)$  obtida experimentalmente é da seguinte forma(11):

$$L_B(x) = \frac{K_L}{x^d}, \quad (2.3)$$

onde  $K_L$  e  $d$  são constantes definidas experimentalmente. Assim,

$$\frac{dL_B(x)}{dx} = - \frac{d K_L}{x^{1+d}}. \quad (2.4)$$

Deste modo, a equação 2.2, torna-se:

$$F_B = - \frac{d K_L}{2} \frac{i_B^2}{x^{1+d}}. \quad (2.5)$$

Para a equação 2.1, temos:

$$v_B = K_L \frac{d\left(\frac{i_B}{x^d}\right)}{dt} + i_B R_B. \quad (2.6)$$

Para o circuito mecânico, vem:

$$M \frac{d^2 x}{dt^2} + \lambda \frac{dx}{dt} + K_M x = F_B, \quad (2.7)$$

ou

$$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{\lambda}{M} \frac{dx}{dt} + \frac{K_M}{M} x = - \frac{d K_L}{2 M} \frac{i_B^2}{x^{1+d}}. \quad (2.8)$$

Deste modo, as equações 2.6 e 2.8, fornecem o modelo matemático da BMVS, ou seja:

Modelo	{	$K_L \frac{d\left(\frac{i_B}{x^d}\right)}{dt} + i_B R_B = v_B$	(2.6)
Matemático		$\frac{d^2 x}{dt^2} + \frac{\lambda}{M} \frac{dx}{dt} + \frac{K_M}{M} x = - \frac{d K_L}{2 M} \frac{i_B^2}{x^{1+d}}$	(2.8)
para a BMVS			

Ensaios experimentais para a determinação dos parâmetros deste modelo foram realizados para a BMVS utilizada e forneceram os seguintes resultados:

$$R_B = 5.0 \text{ OHM}$$

$$M = 0.89 \text{ KG}$$

$$K_M = 228400 \text{ N/m}$$

$$K_L = 5.264 \cdot 10^{-3}$$

$$d = 0.575$$

Os valores de placa da BMVS utilizada são:

$$\text{Tensão Eficaz} = 220 \text{ Volts}$$

$$\text{Frequência} = 60 \text{ HZ}$$

A figura 2.3 apresenta as curvas  $i_B(t)$  e  $x(t)$  para uma determinada operação da BMVS. Estas curvas foram obtidas através de uma análise numérica (10) utilizando as equações 2.6 e 2.8, mas desprezando  $\lambda$  ( $\lambda = 0$ ) e, também, não levando em consideração as perdas no ferro (apesar destas possuírem magnitudes consideráveis)(10). Assim, os resultados desta análise podem apenas contribuir qualitativamente para a compreensão do comportamento da BMVS. Na figura 2.4 a curva  $i_B(t)$  (experimental) para as condições nominais da BMVS está apresentada.

Como podemos observar nestas figuras a corrente  $i_B$  sofre pouca distorção. Este fato indica que a indutância apresenta pequenas variações. De fato, como demonstra a equação 2.3,

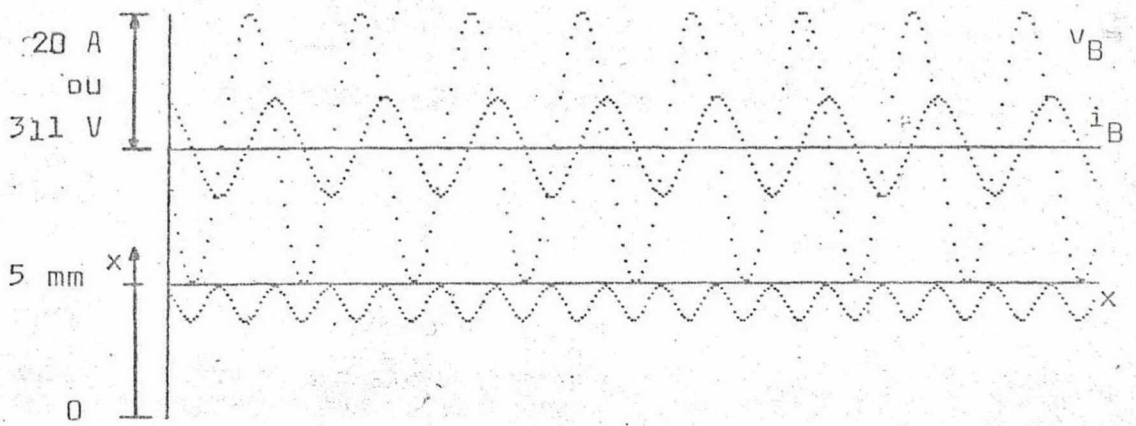


Fig. 2.3 - Curvas teóricas para  $i_B(t)$  e  $x(t)$ , em regime permanente e para  $v_B = 311 \text{ sen } 2\pi \cdot 60 t$ , desprezando-se  $\lambda$ .

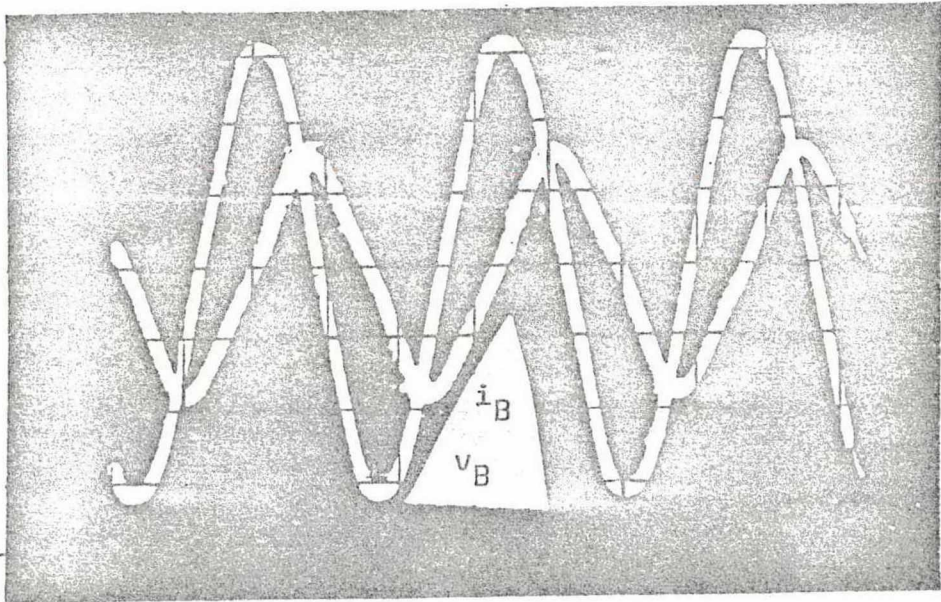


Fig. 2.4 - Resultado experimental para  $i_B(t)$  com a BMVS operando com uma perda de carga aleatória e com condições de alimentação nominais ( $v_B = 311 \text{ sen } 2\pi \cdot 60 t$ ).

$v_B$  : 100 Volts/div.

$i_B$  : 4.1 Ampères/div.

$t$  : 5 ms/div.

apenas para  $x$  muito pequeno a curva  $L_B(x)$  apresenta derivadas elevadas.

O circuito mecânico  $K_M$ ,  $M$  e  $\lambda$  comporta-se como um filtro de 2ª ordem, sintonizado na sua frequência de ressonância ( $\sqrt{\frac{K_M}{M}}$ ). Com isso, devemos esperar que harmônicos de 2ª ordem ou superior de  $F_B$  não contribuem de modo significativo para o movimento do êmbolo. Neste caso, de acordo com a equação 2.5, uma forma de onda para  $i_B$  puramente senoidal deve ser desejada. Em outras palavras, harmônicos na corrente  $i_B$  produzem componentes de força que não contribuem para a vazão, mas provocam perdas elétricas maiores.

Desta seção, podemos ainda observar dois fatos importantes:

- Como a vazão d'água é obtida devido à oscilação do êmbolo, devemos esperar que a vazão aumente com o aumento da amplitude e/ou da frequência desta oscilação;

- A BMVS possui um fator de potência muito baixo\*.

Um trabalho mais completo sobre as características específicas da BMVS está sendo ainda realizado, que nos fornecerá um modelo mais completo e nos permitirá entender e avaliar melhor o seu comportamento.

\* Cerca de 0,2 (10).

### 2.3 CARACTERÍSTICAS DE POTÊNCIA DA BMVS

Esta seção é dedicada a determinação experimental da característica  $P_B \times V_B$  para a BMVS operando sob frequência de alimentação fixa. Na figura 2.5 estão apresentadas as curvas experimentais de  $P_B \times V_B$ , para três condições diferentes de perda de carga. Podemos observar para estas três curvas que a potência entregue a bomba é aproximadamente proporcional ao quadrado da tensão eficaz ( $V_B$ ). Assim, para uma perda de carga fixa, podemos com razoável aproximação considerar que a potência ativa entregue a bomba é dissipada sobre um resistor equivalente de valor fixo, ou seja:

$$P_B = \frac{V_B^2}{R_{BE}} \quad (2.9)$$

### 2.4 CARACTERÍSTICA DA BMVS SOB FREQUÊNCIA DE ALIMENTAÇÃO VARIÁVEL

Nesta seção, o comportamento da BMVS para diferentes frequências de alimentação será determinado experimentalmente.

Na figura 2.6 apresentamos as curvas experimentais  $Q \times P_B$ , parametrizando a frequência de alimentação, para uma perda de carga aleatória. Como podemos observar, a melhor relação  $Q/P_B$  foi conseguida para  $f_B = 45$  HZ.

Este resultado pode ser entendido pela análise das seguintes suposições:



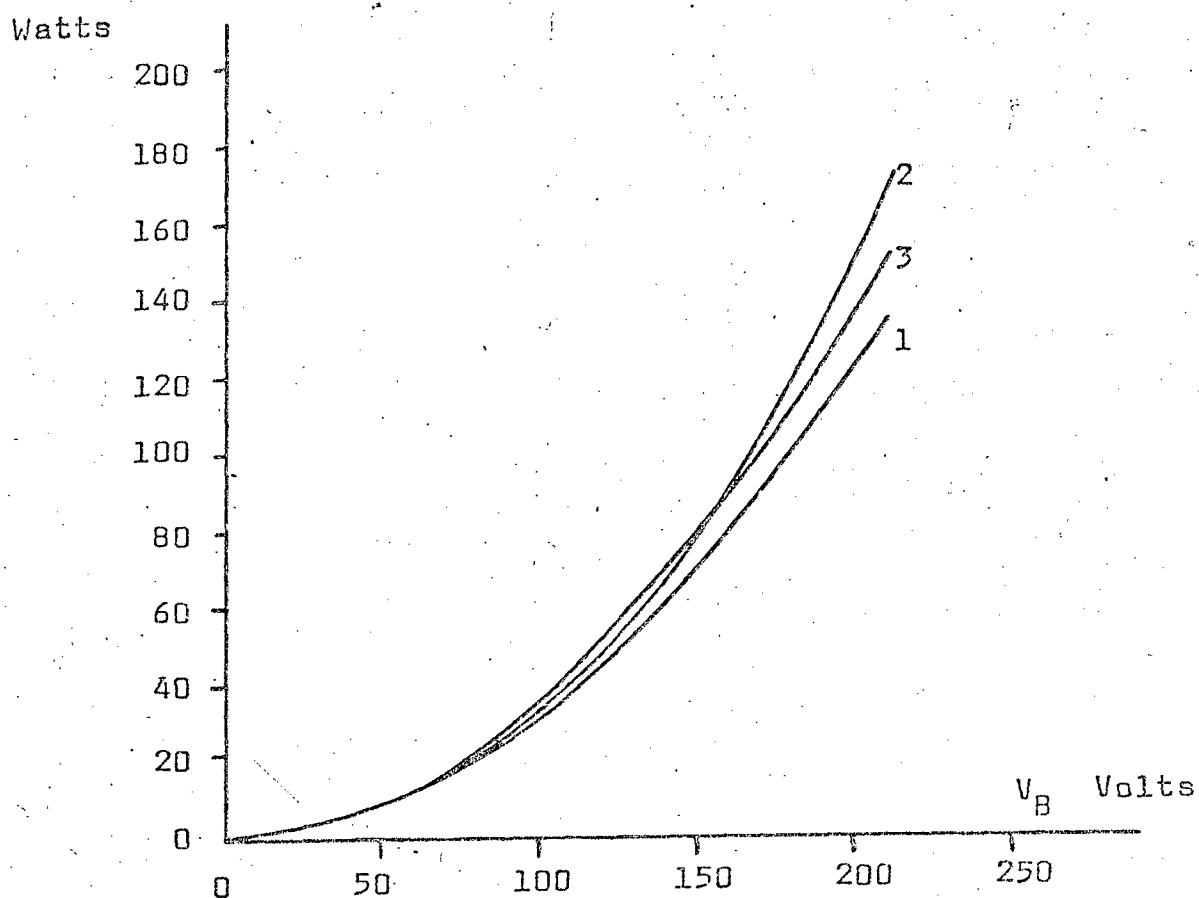


Fig. 2.5 - Determinação experimental das características  $P_B \times V_B$  para  $f_B = 60$  HZ e diferentes perdas de carga:

- 1 - Bomba não submersa em água;
- 2 - Perda de carga aleatória;
- 3 - Perda de carga máxima (saída estrangulada).

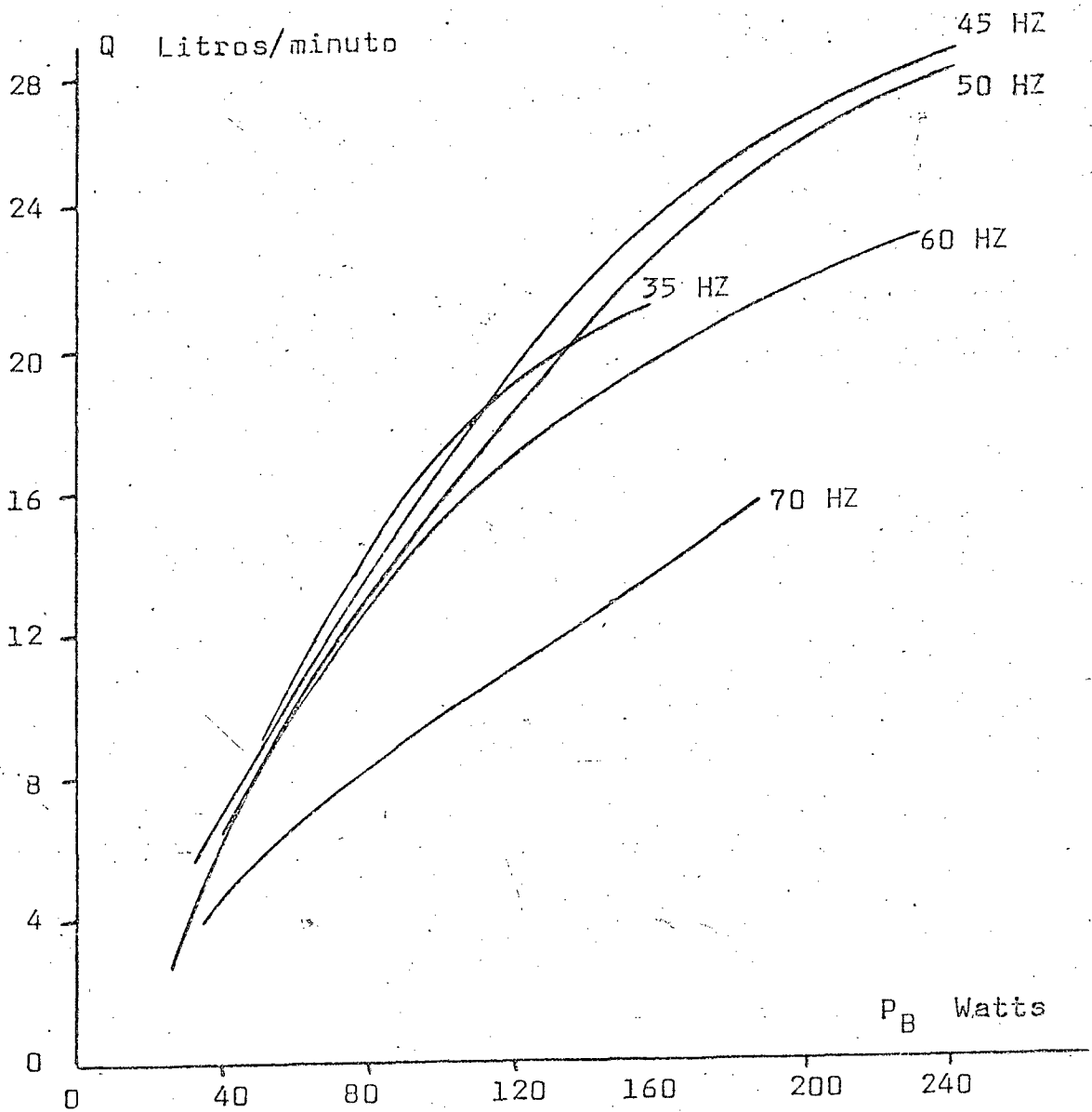


Fig. 2.6 - Características  $Q \times P_B$  para diferentes frequências de alimentação. A potência limite para cada curva foi determinada pela corrente da bomba eficaz máxima (consideramos-a 4 A). Entretanto, para  $f_B = 35$  Hz, o êmbolo começou a bater no estator antes que a corrente atingisse seu valor máximo.

- A frequência natural mecânica para a bomba utilizada, calculada a partir dos parâmetros dados anteriormente, é de 80.6 HZ, correspondendo a uma frequência de alimentação de 40.3 HZ. Nesta frequência ocorre ressonância entre  $F_B$  e  $x$ , ou seja, em regime permanente,  $F_B$  está em fase com  $x$ . Assim, para uma mesma amplitude de  $x$ , uma menor amplitude de  $F_B$  é obtida e, de acordo com a equação 2.5, também uma menor perda elétrica é conseguida;

- O aumento da frequência de operação provoca o aumento da vazão, mas também eleva as perdas no ferro.

De acordo com estas suposições, devemos esperar que a frequência do movimento do êmbolo ( $2 \times f_B$ ) onde ocorre o maior valor da razão  $Q/P_B$  encontra-se acima da frequência natural mecânica da bomba. Entretanto, inúmeros outros fatores podem ainda serem considerados. Uma determinação mais detalhada pode tornar-se muito complicada, saindo do objetivo deste trabalho.

## 2.5 CONCLUSÃO

A análise teórica introdutória da BMVS realizada na seção 2.2, forneceu-nos subsídios para entender e avaliar, pelo menos qualitativamente, o comportamento desta bomba.

Os resultados obtidos na seção 2.3 nos permitirão analisar mais simplificadamente o desempenho do sistema proposto neste trabalho, pois para o gerador de corrente contínua o inversor mais a BMVS poderão ser substituídos por uma simples resistência de valor fixo.

O melhor valor da frequência de operação da BMVS foi determinado na seção 2.4.

Neste capítulo, o comportamento da BMVS foi inves-

tigado apenas introdutoriamente. Entretanto, esta investigação, como vimos, nos forneceu condições para aumentar seu desempenho em relação às condições de placa, pois podemos facilmente escolher a frequência de alimentação (capítulo IV). Apesar de que nenhum ensaio experimental visando investigar quantitativamente a eficiência da BMVS foi realizado, podemos adiantar (devido ao valor das suas perdas elétricas) que sua eficiência é baixa. Isto seria desastroso se realmente existissem outros tipos de bombas, para esta faixa de potência, com alta eficiência. O rendimento geralmente encontrado para uma bomba centrífuga comercial (na mesma faixa de potência e considerando também o rendimento do motor) é cerca de 30% ou menor. Além disso, consegue-se facilmente construir uma BMVS com menor perda elétrica (evidentemente aumentando o seu custo) sem alterar suas características essenciais.

## CAPÍTULO III

## GERADOR ELÉTRICO

3.1 INTRODUÇÃO

Como mencionado no início deste trabalho, a utilização de geradores elétricos em sistemas de aproveitamento de energia eólica pode fornecer inúmeras características favoráveis ao desempenho destes sistemas. Muitos tipos de geradores vêm sendo testados e utilizados para este propósito (3, 5, 6 e 7). Neste trabalho, analisaremos o gerador de corrente contínua, especificamente o dínamo utilizado em aplicações automotivas, para ser utilizado em pequenos aproveitamentos de energia eólica. O dínamo, apesar de sua desvantajosa característica de baixa tensão de geração e relativa baixa eficiência, oferece em contra partida, bastante robustez, baixo custo e grande disponibilidade.

Neste capítulo, analisaremos o comportamento do dínamo voltado à aplicação em pequenos aproveitamentos de energia eólica. As características da potência exigida pelo dínamo auto-excitado e alimentando uma carga resistiva\* são levantadas teoricamente e confrontadas a dados experimentais. Um pulsador associado

\* Uma carga resistiva é utilizada porque sua potência dissipada é aproximadamente semelhante em forma à potência ativa consumida pela BMVS (capítulo I).

ao campo é implementado para proporcionar uma limitação na tensão gerada e, conseqüentemente, na potência entregue a carga.

### 3.2 CARACTERÍSTICAS FUNDAMENTAIS DO GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA

O modelo adotado para o gerador de corrente contínua está apresentado na figura 3.1. Supondo-se desprezível a reação de armadura e os efeitos de histerese, para o regime permanente, temos:

$$E_a = K_e \phi W \quad (3.1)$$

$$T_e = K_T \phi I_a \quad (3.2)$$

$$T = T_M = T_{rot} + T_e \quad (3.3)$$

Se o mesmo sistema de unidades for utilizado tanto para  $K_e$  como para  $K_T$ , temos:

$$K_e = K_T \quad (3.4)$$

$$T_e = \frac{E_a I_a}{W} = P_a \quad (3.5)$$

Multiplicando-se a equação 3.3 por  $W$ , vem:

$$P = P_M = P_{rot} + P_a \quad (3.6)$$

As características  $E_a \times I_f$ , parametrizando a velocidade,  $W$ , para o dínamo foram levantadas experimentalmente e es-

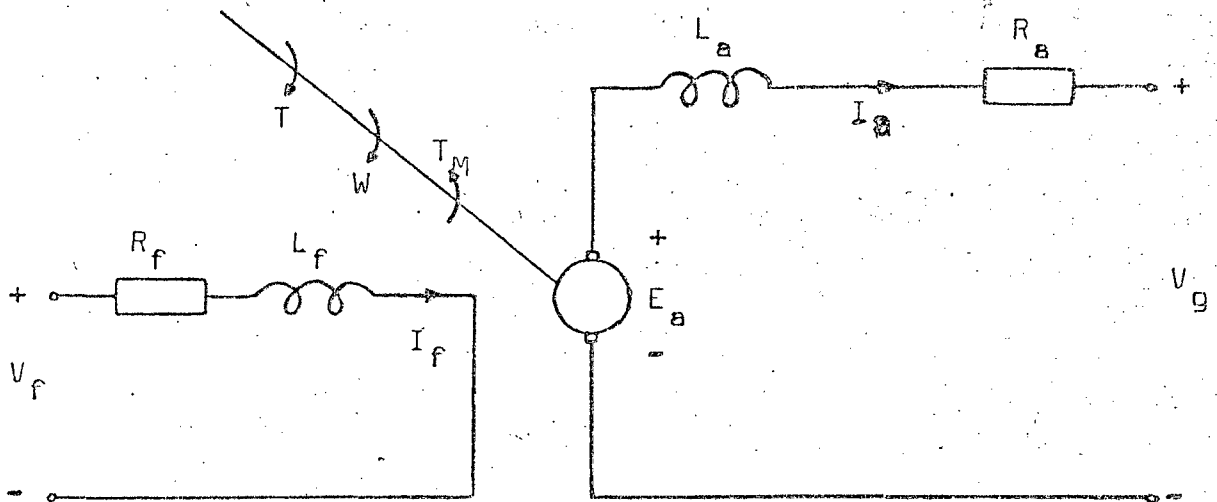


Fig. 3.1 - Modelo do gerador de corrente contínua.

tão apresentadas na figura 3.2. Podemos, com boa aproximação, representar estas características pela seguinte expressão (8):

$$E_a(I_f, W) = \frac{A I_f W}{B + I_f} \quad (3.7)$$

onde para o nosso dínamo,

$$A = 0.113 \left| \frac{V \cdot S}{RAD} \right|$$

$$B = 1.35 |A| .$$

Assim, de acordo com as expressões anteriores, temos:

$$K_e \phi = K_T \phi = \frac{A I_f}{B + I_f} \quad (3.8)$$

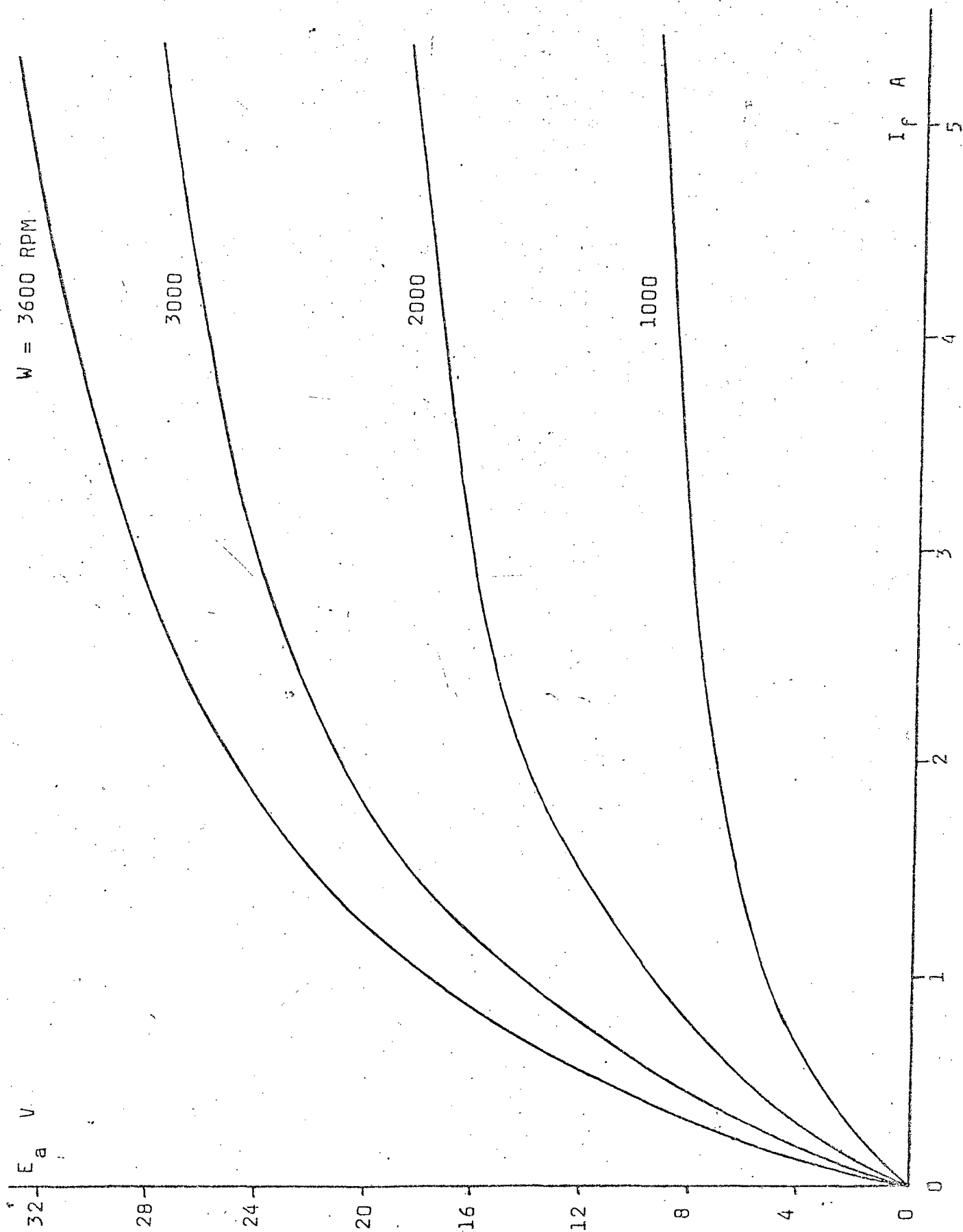


Fig. 3.2 - Características  $E_a(I_f, W)$  para o dínamo utilizado.



Na figura 3.3 apresentamos as características  $P_{rot}(I_f, W)$ , ou seja, o somatório das perdas devido a rotação. Podemos, com boa aproximação, representar estas características pela seguinte expressão:

$$P_{rot} = (1 + I_f) C_R W \quad , \quad (3.9)$$

onde:

$$C_R = 0.0764 \left| \frac{V \cdot S}{RAD} \right| \cdot$$

Outros dados referentes à máquina em estudo, são:

$$R_f = 4.5 \text{ |OHM|}$$

$$R_a = 0.5 \text{ |OHM|}$$

$$V_g \text{ nominal} = 14 \text{ |V|}$$

$$I_a \text{ nominal} = 25 \text{ |A|} \cdot$$

### 3.3 GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA AUTO-EXCITADO

Na figura 3.4, apresentamos o circuito para o gerador C.C. auto-excitado e alimentando uma carga resistiva. Para este circuito, desprezando-se a queda de tensão nas escovas e considerando que o escorvamento já tenha ocorrido, temos as seguintes relações para o regime permanente:

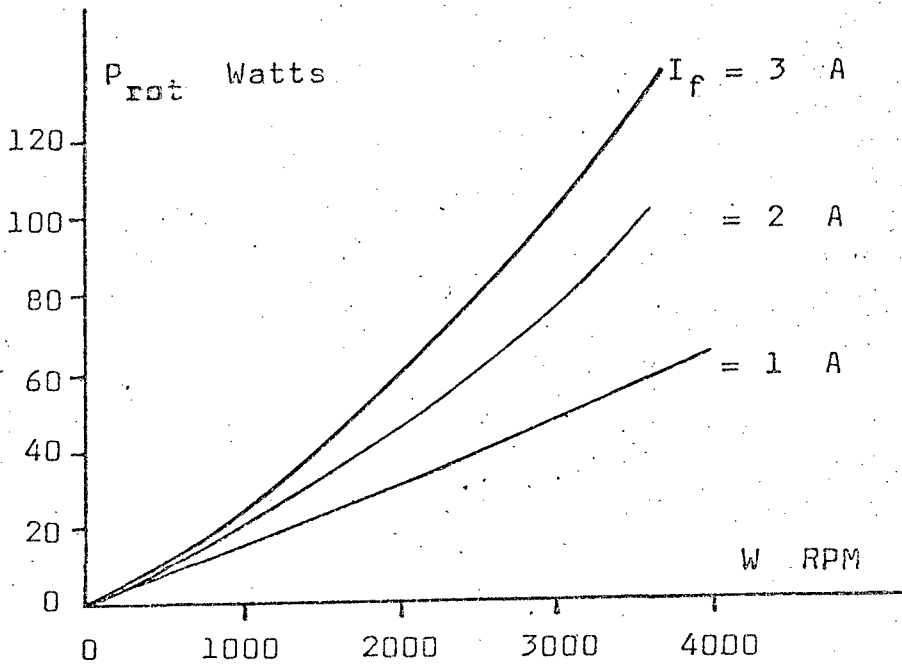


Fig. 3.3 - Perdas no dínamo devido a rotação, obtidas experimentalmente.

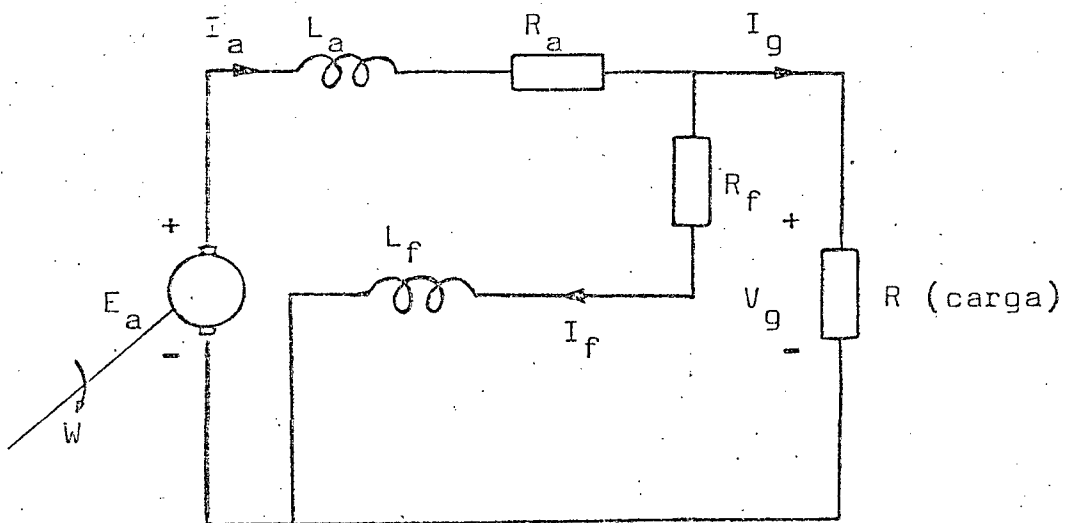


Fig. 3.4 - Circuito equivalente para o gerador de corrente contínua auto-excitado.

$$I_f = \frac{V_g}{R_f} \quad (3.10)$$

$$E_a = \frac{A V_g W}{B R_f + V_g} \quad (3.11)$$

$$V_g = \frac{A R_f R W}{\Delta} - B R_f, \quad (3.12)$$

onde:

$$\Delta = R_a R_f + R_a R + R_f R. \quad (3.13)$$

Para a corrente de armadura, temos:

$$I_a = V_g \frac{R_f + R}{R_f R}. \quad (3.14)$$

Assim, para o torque elétrico e a potência na armadura, vem:

$$T_e = A \frac{(R_f + R)}{R_f R} \frac{V_g^2}{(B R_f + V_g)}, \quad (3.15)$$

ou

$$T_e = A^2 \frac{(R_f + R)}{\Delta} W + B^2 \frac{(R_f + R)}{R^2} \Delta \frac{1}{W} - 2 A B \frac{(R_f + R)}{R}, \quad (3.16)$$

$$P_a = A^2 \frac{(R_f + R)}{\Delta} W^2 - 2 A B \frac{(R_f + R)}{R} W + B^2 \frac{(R_f + R)}{R^2} \Delta. \quad (3.17)$$

Também, a expressão para  $P_{rot}$ , torna-se:

$$P_{rot} = \frac{C_R A R}{\Delta} W^2 - C_R (B - 1) W \quad (3.18)$$

Deste modo, a potência no eixo exigida pelo dínamo, torna-se:

$$P_M = \frac{A}{\Delta} (C_R R + A (R_f + R)) W^2 - (C_R (B - 1) + 2 A B \frac{(R_f + R)}{R}) W + B^2 \frac{(R_f + R)}{R^2} \Delta \quad (3.19)$$

Como poderemos verificar, as equações 3.12 a 3.19, são válidas somente para:

$$W > \frac{B \Delta}{A R} \left| \frac{RAD}{S} \right|$$

Na figura 3.5, plotamos as curvas teóricas  $P_M \times W$  e  $P_g \times W$ , definidas pelas equações anteriores, para dois valores diferentes de resistência de campo. Para as mesmas condições, resultados experimentais são apresentados e, como percebemos, correspondem satisfatoriamente com os teóricos. Além disso, através da aproximação da forma  $\propto W^3$  (linha tracejada) para  $P_{M2}$ , percebemos que com bastante aproximação podemos admitir que a potência mecânica exigida pelo dínamo é proporcional ao cubo da velocidade angular.

Como podemos verificar (comparando-se os gráficos a e b da figura 3.5), a eficiência do gerador aumenta com o aumento da resistência de campo. Isto é resultado da diminuição das

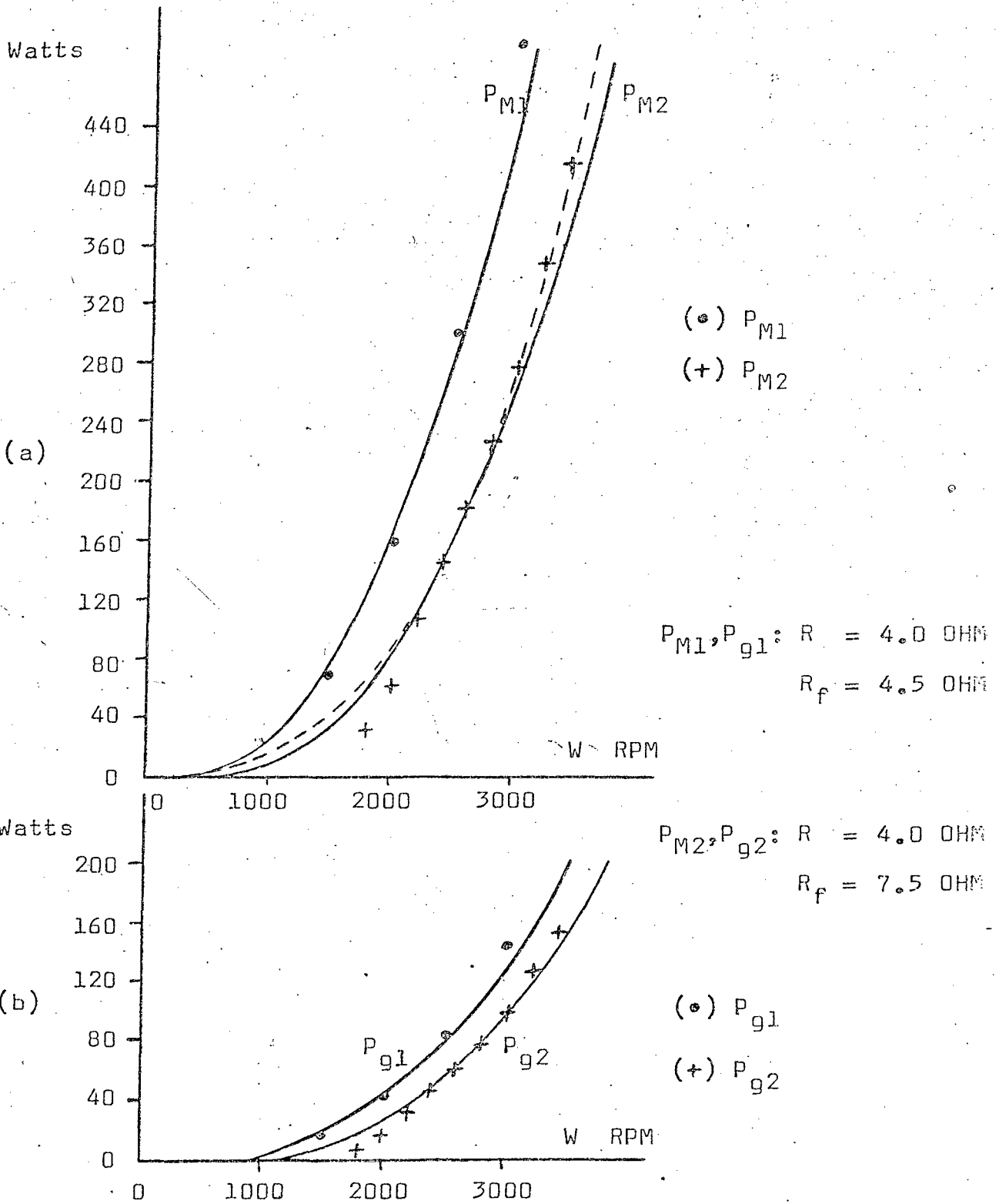


Fig. 3.5 - Características de potência para o dínamo auto-excitado. (a)  $P_M(W)$ ; (b)  $P_g(W)$ . Onde:

— : Resultados teóricos;      •, + : Resultados experimentais;  
 ---- : Aproximação cúbica.

perdas em  $R_f$  e  $R_a$  e nas perdas devido a rotação ( $P_{rot}$ ). Entretanto, o aumento da resistência de campo diminui  $V_g$  para um mesmo  $W$  e, também, a velocidade mínima para ocorrer escorvamento aumenta. Assim, a escolha do valor de  $R_f$  deve levar em conta estes fatores. A eficiência do dínamo verificada para as condições estabelecidas na figura 3.5 é baixa (cerca de 40% para  $R_f = 7.5$  OHM), entretanto, pode ser efetivamente melhorada se a potência na carga for aumentada ( $R$  menor).

O comportamento da potência mecânica exigida pelo dínamo foi também verificada para a corrente de campo limitada a um valor máximo (excitação constante). A curva  $P_M \times W$  (teórica e experimental) para esta condição mostrou-se aproximadamente quadrática, ou seja, uma característica cúbica não foi encontrada.

Os resultados apresentados aqui poderão ser utilizados para qualquer gerador de corrente contínua que possua características semelhantes a deste dínamo. Entretanto, o comportamento cúbico da curva  $P_M(W)$  poderá eventualmente não ser tão evidente quanto foi para o nosso dínamo.

### 3.4 GERADOR DE CORRENTE CONTÍNUA COM PULSADOR ASSOCIADO AO CAMPO

Nesta seção, um pulsador atuando sobre a tensão média do enrolamento de campo será apresentado. Este pulsador tem por finalidade proporcionar o limite da tensão gerada a um valor máximo ( $V_{gn}$ ), determinado pelo valor nominal da carga (capítulo I). Com isto, indiretamente a corrente de campo também ficará limitada, pois após  $V_{gn}$  ser atingida, um aumento de  $W$  acarretará em uma diminuição da corrente de campo (12).

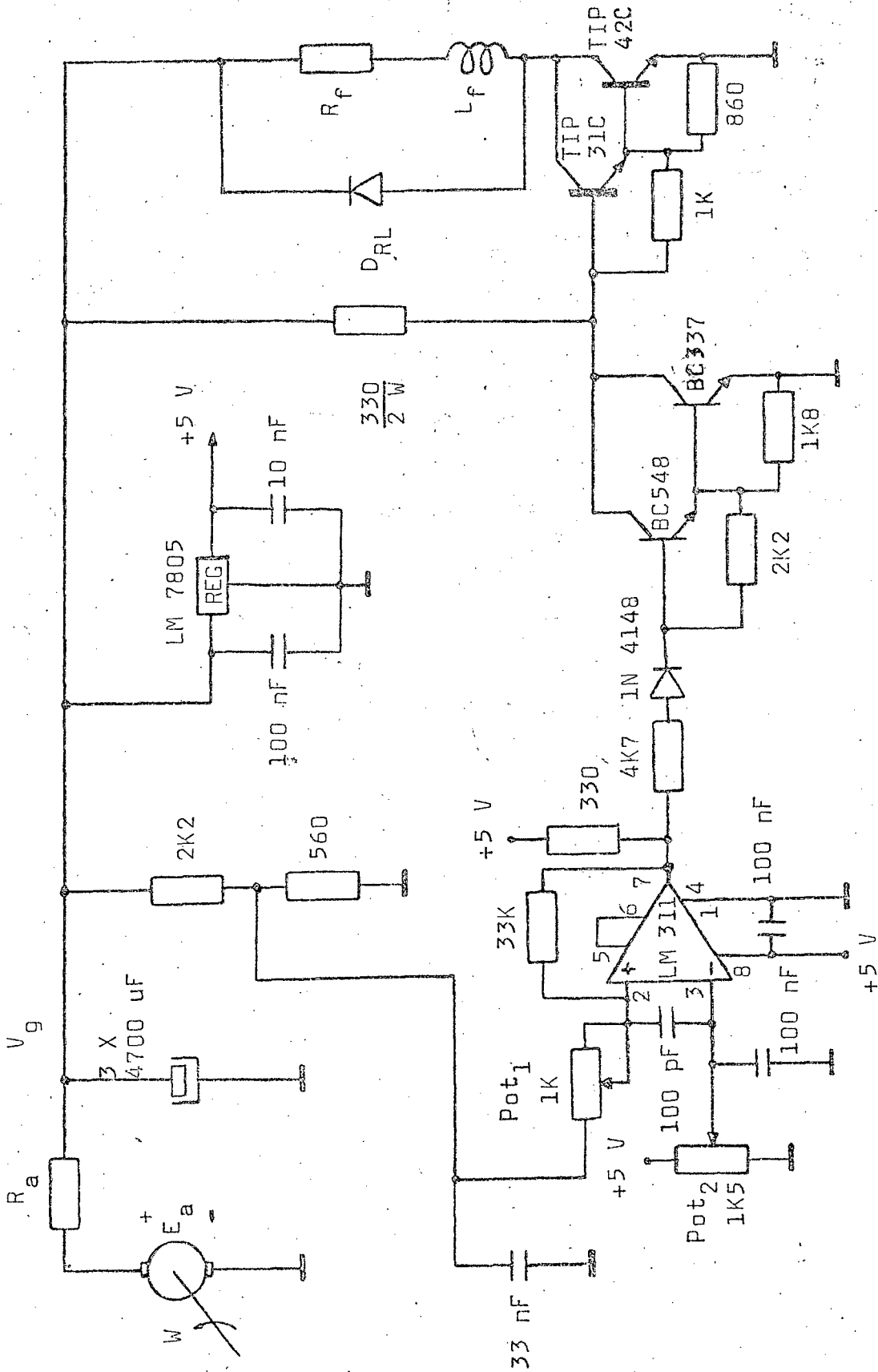


Fig. 3.6 - Circuito do pulsador.

O circuito do pulsador implementado está apresentado na figura 3.6 e, como podemos observar, é muito simples. Um darlington é a chave de potência e o método de regulação da tensão é o de modulação por valores extremos (MVE). A MVE é obtida através de um circuito comparador por histerese, utilizando o CI LM311. Uma fonte de alimentação regulada de +5 Volts é obtida utilizando um regulador integrado de três terminais de baixo custo (o LM7805), que será também utilizado para outros circuitos.

Na figura 3.7 apresentamos as formas de ondas aproximadas de  $V_g$  e  $I_f$  para uma determinada operação do pulsador. Como observamos, para o darlington de potência em condução ( $t_c$ ), a

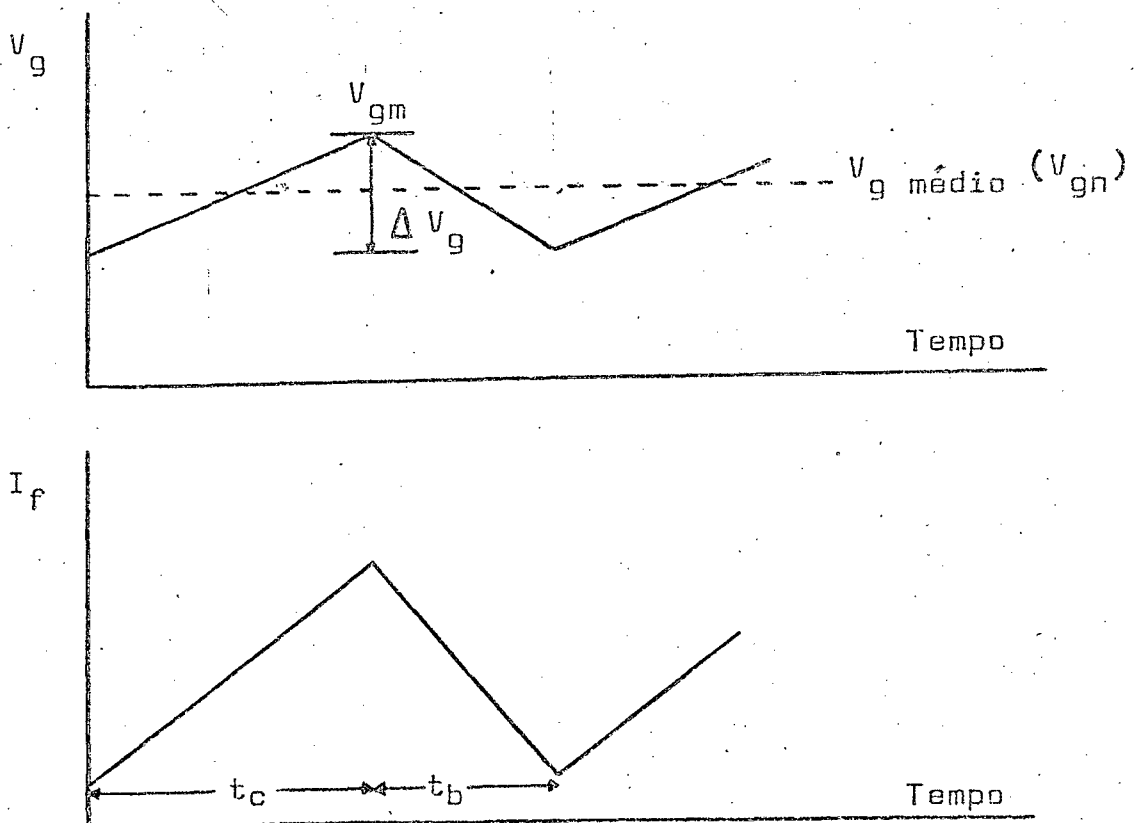


Fig. 3.7 - Formas de ondas aproximadas para uma determinada operação do pulsador.



corrente  $I_f$  aumenta, provocando o aumento da tensão gerada  $V_g$ . Quando esta atinge o seu limite máximo, o circuito MVE atua bloqueando o darlington de potência. Com o darlington bloqueado ( $t_b$ ) a corrente de campo diminui e, conseqüentemente,  $V_g$  também diminui. Quando esta atinge o seu limite mínimo, o MVE provoca a condução do darlington e, deste modo, a operação se repete ciclicamente.

Não precisamos entrar em detalhes para verificar que a frequência de chaveamento do darlington é variável, aumentando com o acréscimo de  $W$ . Para o circuito da figura 3.6, o potenciômetro  $Pot_2$  fornece aproximadamente o valor de  $V_{gm}$  e  $Pot_1$  dá aproximadamente a ondulação na tensão  $V_g$ . A ondulação real, entretanto, pode ser maior que a especificada devido a transitórios ocasionados pela entrada e saída da corrente  $I_f$  do circuito principal do gerador.

A regulação obtida com este circuito é bastante satisfatória. Como veremos no capítulo IV, na faixa de velocidades em que  $V_g$  é regulado, uma regulação melhor que 5% é conseguida.

### 3.5 CONCLUSÃO

O comportamento do dínamo auto-excitado e alimentando uma carga resistiva foi analisado. Verificou-se que a tensão gerada para esta condição é proporcional a velocidade  $W$  e a potência mecânica exigida pelo dínamo é proporcional a  $W^3$ , o que está de acordo com a potência mecânica disponível na turbina.

Uma solução simples para o limite da tensão gerada foi encontrada utilizando um pulsador associado ao enrolamento de campo.

As características desfavoráveis do dínamo citadas na introdução deste capítulo, baixa eficiência e baixa tensão de geração, não foram eliminadas após o estudo tratado aqui. Entretanto, às suas vantagens foi adicionada a sua característica aproximadamente cúbica para  $P_M(\omega)$ .

## CAPÍTULO IV

### ESTRUTURA INVERSORA E APRESENTAÇÃO DOS RESULTADOS FINAIS

#### 4.1 INTRODUÇÃO

Para alimentar a BMVS a partir da potência elétrica disponível no dínamo, um conversor CC/CA (inversor) faz-se necessário. Além disso, como o nível da tensão gerada no dínamo é baixo, uma elevação de tensão adequada deverá também ocorrer.

Para este propósito, podemos imaginar as seguintes estruturas:

- Estrutura A: Conversor CC/CC (pulsador elevador) + inversor;
- Estrutura B: Inversor + conversor CA/CA (transformador elevador).

Apesar de não realizarmos nenhum estudo teórico ou prático para comparar efetivamente estas duas estruturas, a estrutura B pareceu-nos ser a mais adequada à nossa aplicação. Esta afirmação fundamenta-se no provável fato de que a segunda estrutura apresenta em relação a primeira as seguintes características favoráveis: menor complexidade; maior eficiência; maior robustez; e menor custo.

Na figura 4.1 apresentamos algumas possíveis configurações conhecidas para implementar a estrutura B. Uma breve dis

cução comparativa destas configurações, em torno de alguns tópicos importante para a nossa aplicação, vem a seguir:

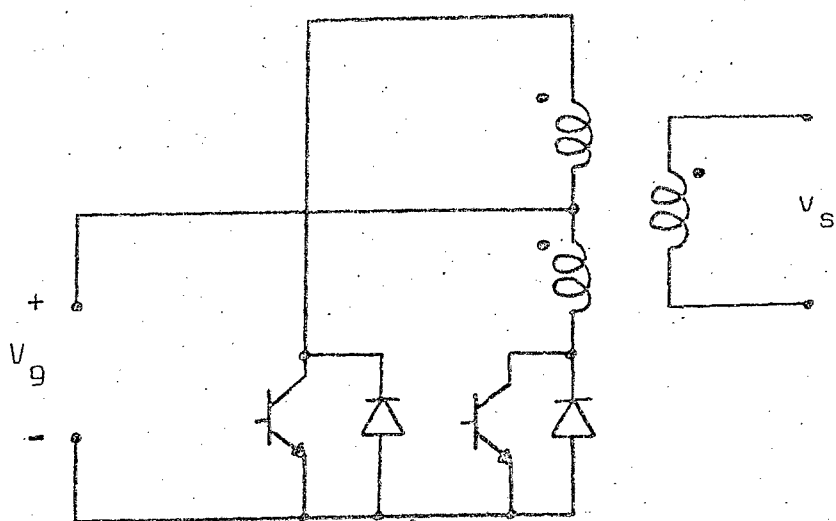
- Complexidade: Por inspeção podemos facilmente verificar que a configuração push-pull apresenta uma menor complexidade, pois apresenta apenas duas chaves eletrônicas referenciadas ao terra, proporcionando um comando mais simplificado;

- Eficiência: Considerando-se que apenas as perdas por condução ( $V_{CE\ sat} I_{c\ sat}$ ) são importantes (para baixas frequências isto é verdadeiro), a configuração push-pull é a que apresenta melhor eficiência;

- Custo: Se considerarmos que o custo do transformador é aproximadamente igual para as três configurações, a configuração push-pull provavelmente deverá ser a de menor custo;

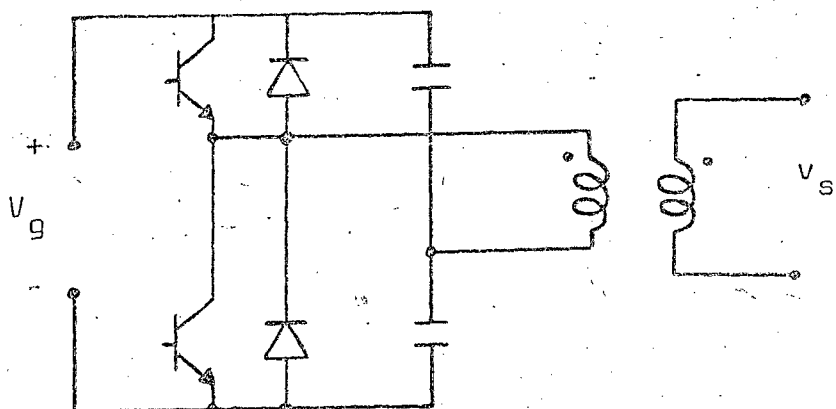
- Limitações: A configuração push-pull apresenta duas limitações quando a tensão de entrada ( $V_g$ ) é elevada. A primeira está relacionada às altíssimas sobretensões que ocorrem quando os transistores são bloqueados (devido ao efeito auto-transformador do primário e as indutâncias de dispersão). A segunda fundamenta-se no problema da saturação do transformador, que neste caso é de difícil solução. O problema de saturação é facilmente eliminado nas outras duas configurações através de um pequeno capacitor em série com o primário do transformador. Além disso, para estas configurações, o problema das sobretensões é menor. Entretanto, como para o nosso caso a tensão  $V_g$  é baixa, estas limitações não são comparativamente importantes.

Em concordância com esta breve discussão, a configuração push-pull foi a que nos pareceu mais adequada à nossa aplicação.



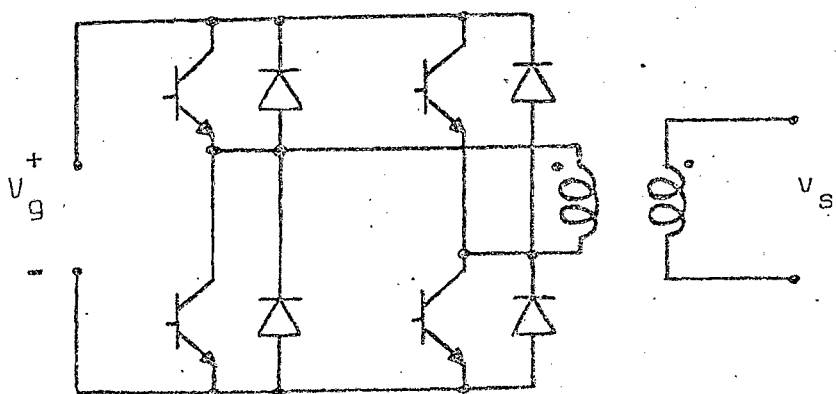
(a)

Push-pull;



(b)

Meia ponte;



(c)

Ponte completa.

Fig. 4.1 - Configurações possíveis para implementar a estrutura B.

No capítulo II, foi verificado que a BMVS possui um fator de potência bastante baixo. Assim, sua correção a um nível elevado proporcionará uma redução considerável nas perdas do inversor e exigirá deste menores valores nominais máximos. Além disso, foi também verificado que uma corrente  $i_D$  possuindo a menor taxa de distorção possível é desejada.

Levando em consideração estes dois fatores, a estrutura apresentada na figura 4.2 foi proposta.

Este capítulo é dedicado a análise e implementação desta estrutura; implementação de um circuito de controle adequado à nossa aplicação; e a apresentação dos resultados finais deste trabalho.

#### 4.2 INTRODUÇÃO À ANÁLISE DO CONVERSOR PUSH-PULL RESSONÂNCIA SÉRIE

O conversor push-pull com ressonância série proposto neste trabalho e apresentado na figura 4.2, fundamentalmente não apresenta novidades e sua operação é facilmente entendida. As chaves  $CH_A$  e  $CH_B$  operando em modo complementar (chaveamento alternado) produzem uma tensão retangular alternada na saída do transformador ( $v_s$ ). Se a frequência de chaveamento for igual a frequência natural da malha ressonante teremos uma corrente de saída senoidal com pouquíssima distorção. Além disso, o fator de potência sentido pelo secundário do transformador será aproximadamente unitário.

A seguir, vamos verificar o comportamento do circuito, para o regime permanente, visando o seu dimensionamento.

Por simplicidade vamos considerar que o chaveamento ocorra apenas na passagem por zero da corrente  $i_B$ ;  $L_B$  e  $V_g$  sejam constantes; e as chaves e o transformador sejam ideais.

O circuito equivalente do conversor para estas condições está apresentado na figura 4.3. A tensão  $v_s$  é dada por:

$$v_s = \text{sinal}(\text{sen } \omega_s t) V_s, \quad (4.1)$$

onde:

$$V_s = \frac{V_g}{n} \quad (4.2)$$

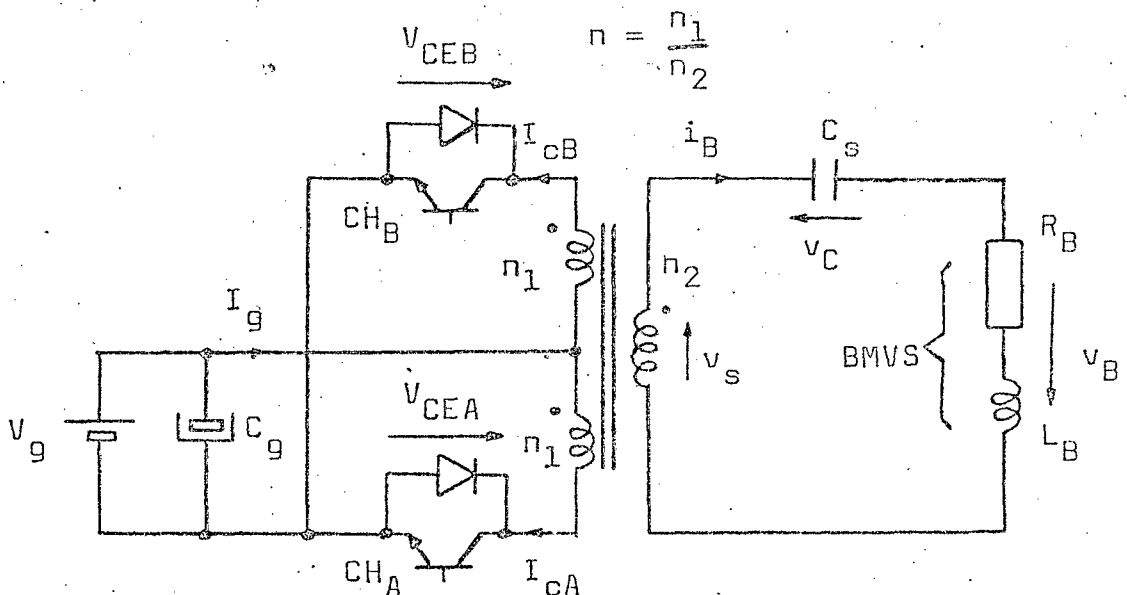


Fig. 4.2 - Conversor push-pull com malha de saída em ressonância série, ou simplesmente, conversor push-pull com ressonância série.

Aplicando a transformada de Fourier para  $v_s$ , temos:

$$v_s(t) = \frac{4 V_s}{\pi} \text{sen } \omega_s t + \frac{4 V_s}{3\pi} \text{sen } 3\omega_s t + \dots \quad (4.3)$$

Como apenas o primeiro harmônico colabora efetivamente para produzir  $i_B$ , vamos considerar que:

$$v_s(t) \cong \frac{4}{\pi} V_s \text{sen } \omega_s t \quad (4.4)$$

Para o circuito ressonante, temos:

$$Z_R = R_B + j X \quad (4.5)$$

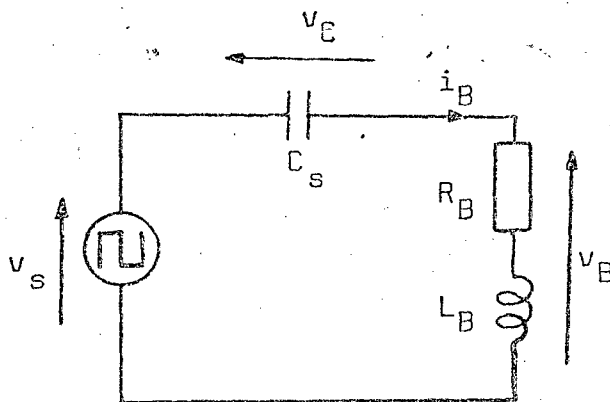


Fig. 4.3 - Circuito equivalente aproximado para a malha de saída do conversor push-pull com ressonância série (fig. 4.2).



onde:

$$X = \omega_s L_B - \frac{1}{\omega_s C_s} \quad (4.6)$$

Escolhendo-se o valor de  $C_s$  adequadamente para que  $X \cong 0$ , temos:

$$Z_R \cong R_B \quad (4.7)$$

Assim, a corrente  $i_B$  fica:

$$i_B(t) \cong \frac{v_s(t)}{R_B} \cong \frac{4 V_s}{\pi R_B} \text{sen } \omega_s t \quad (4.8)$$

ou

$$i_B(t) \cong \frac{4}{\pi n} \frac{V_g}{R_B} \text{sen } \omega_s t \quad (4.9)$$

A tensão no capacitor, fica:

$$v_C(t) = \frac{1}{C_s} \int i_B(t) dt \quad (4)$$

ou

$$v_C(t) \cong - \frac{4}{\pi n} \frac{V_g}{R_B C_s \omega_s} \cos \omega_s t \quad (4.10)$$

Para a tensão na BMVS, temos:

$$v_B \cong \text{sinal}(\text{sen } \omega_s t) \frac{V_g}{n} + \frac{4 V_g}{\pi n} \frac{1}{R_B C_s \omega_s} \cos \omega_s t \quad (4.11)$$

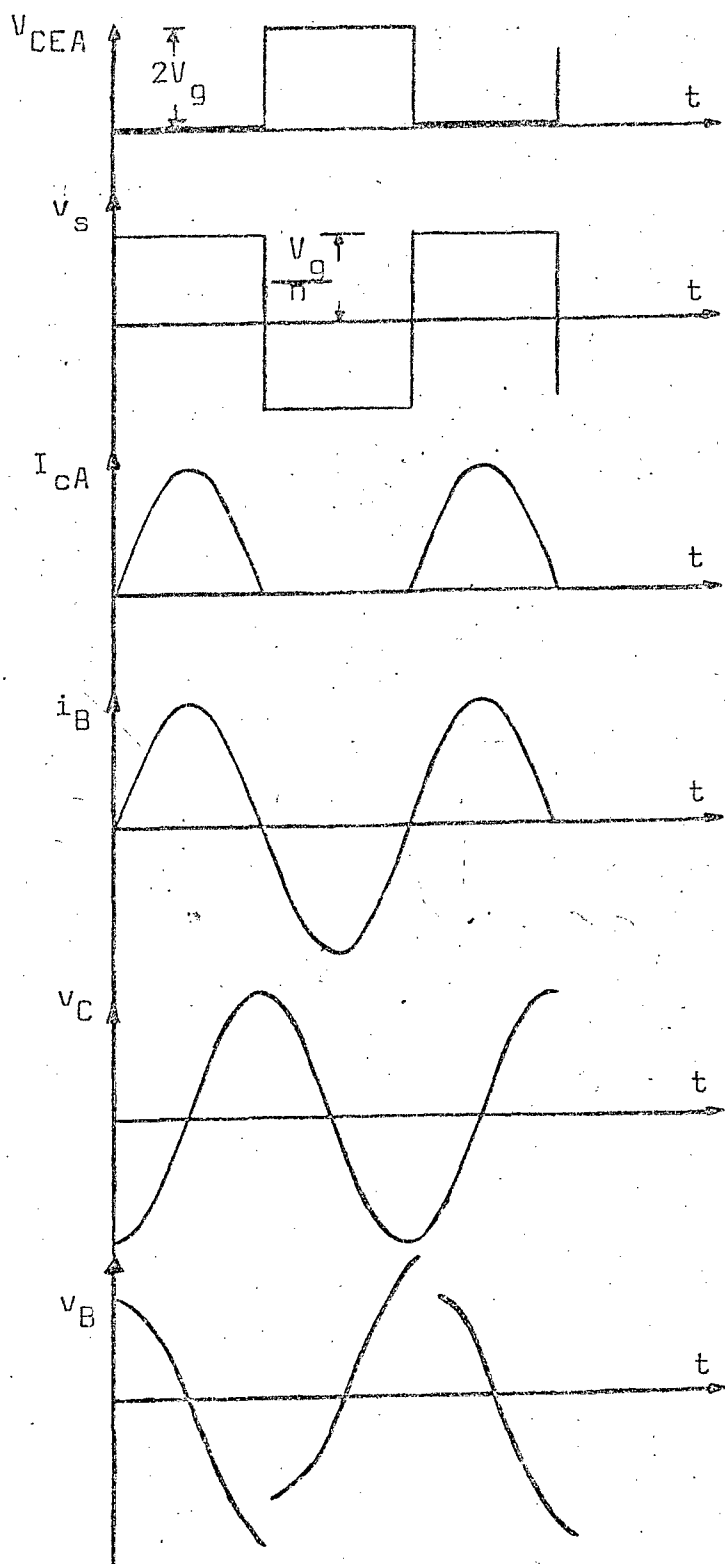


Fig. 4.4 - Formas de ondas aproximadas, para o regime permanente, para uma determinada operação do conversor da figura 4.2.

Na figura 4.4 ilustramos algumas formas de ondas (em regime permanente) para uma determinada operação do conversor da figura 4.2.

### 4.3 IMPLEMENTAÇÃO DAS CHAVES $CH_A$ E $CH_B$

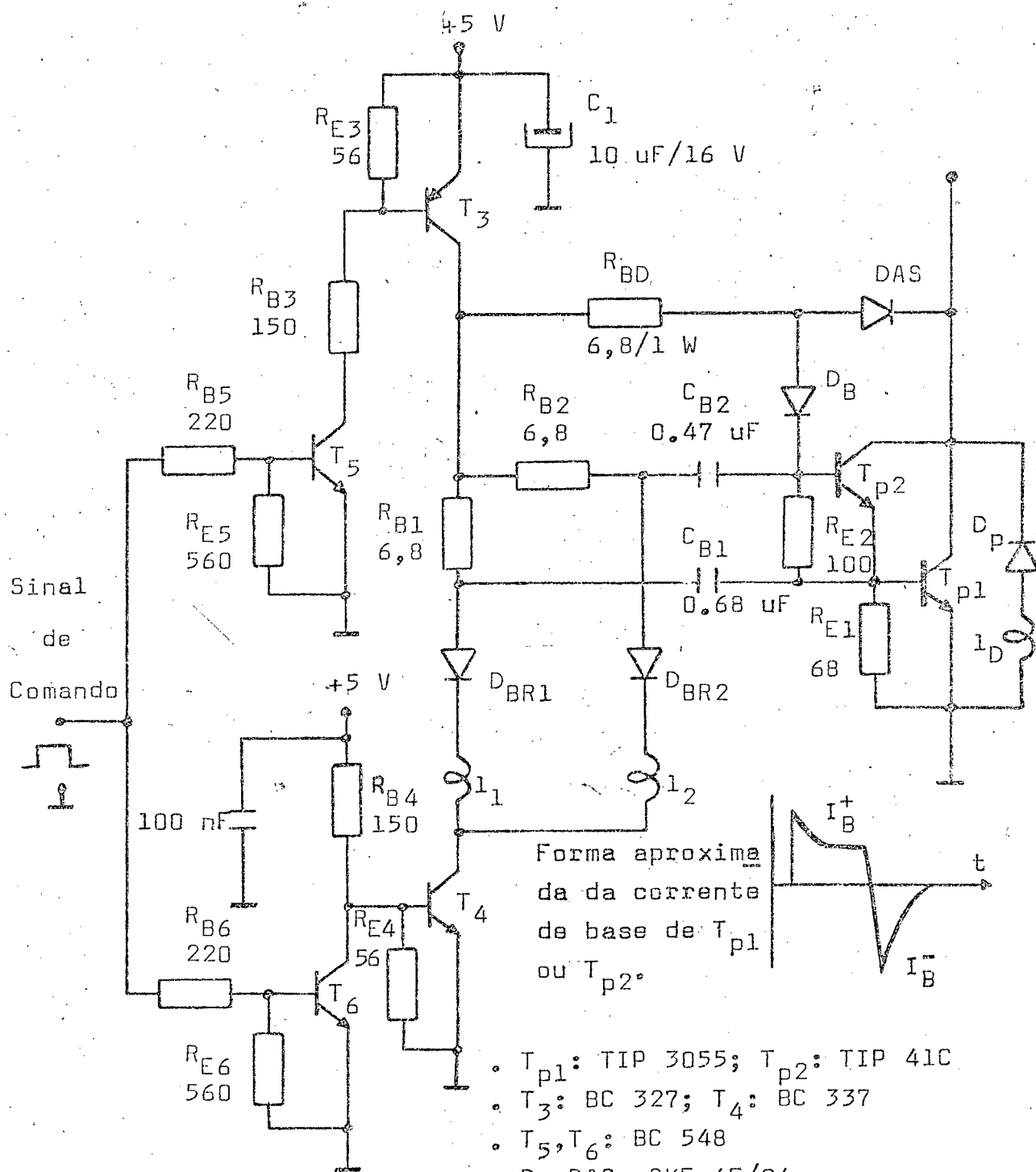
Para implementar as chaves eletrônicas do conversor proposto aqui, o darlington foi escolhido devido suas características de alto ganho em corrente, proporcionando deste modo um comando simplificado. Além disso, como a corrente de base é retirada diretamente da tensão de alimentação  $V_g$ , as perdas no circuito de base serão bastante reduzidas em relação ao uso de um só transistor\*, compensando suas maiores perdas de condução.

A hipótese do uso de tiristores para a implementação das chaves foi afastada, pois estes não aumentariam a eficiência do conversor, nem tão pouco, aumentariam sua simplicidade\*\*

O circuito de comando para o darlington proposto neste trabalho, está apresentado na figura 4.5. Este circuito consegue proporcionar de modo bastante satisfatório, todas as características de um bom comando de base e pode ser utilizado com bom desempenho para condições de tensão e frequência maiores que a utilizada em nossa aplicação.

\* Se um conversor CC/CC fosse implementado, abaixando a tensão disponível para o comando de base, as perdas no comando para o caso de um só transistor seriam evidentemente menores que as supostas aqui.

\*\* Pelo menos para esta faixa de potência.



- $T_{p1}$ : TIP 3055;  $T_{p2}$ : TIP 41C
- $T_3$ : BC 327;  $T_4$ : BC 337
- $T_5, T_6$ : BC 548
- $D_B, DAS$ : SKE 4F/04
- $D_{BR1}, D_{BR2}$ : 1N 4148
- $D_P$ : 3 X SKE 4F/04
- $l_1, l_2, l_D$ : 10 a 20 voltas em um núcleo de ar de aprox. 1,5 cm.

Fig. 4.5 - Circuito de base para o darlington.

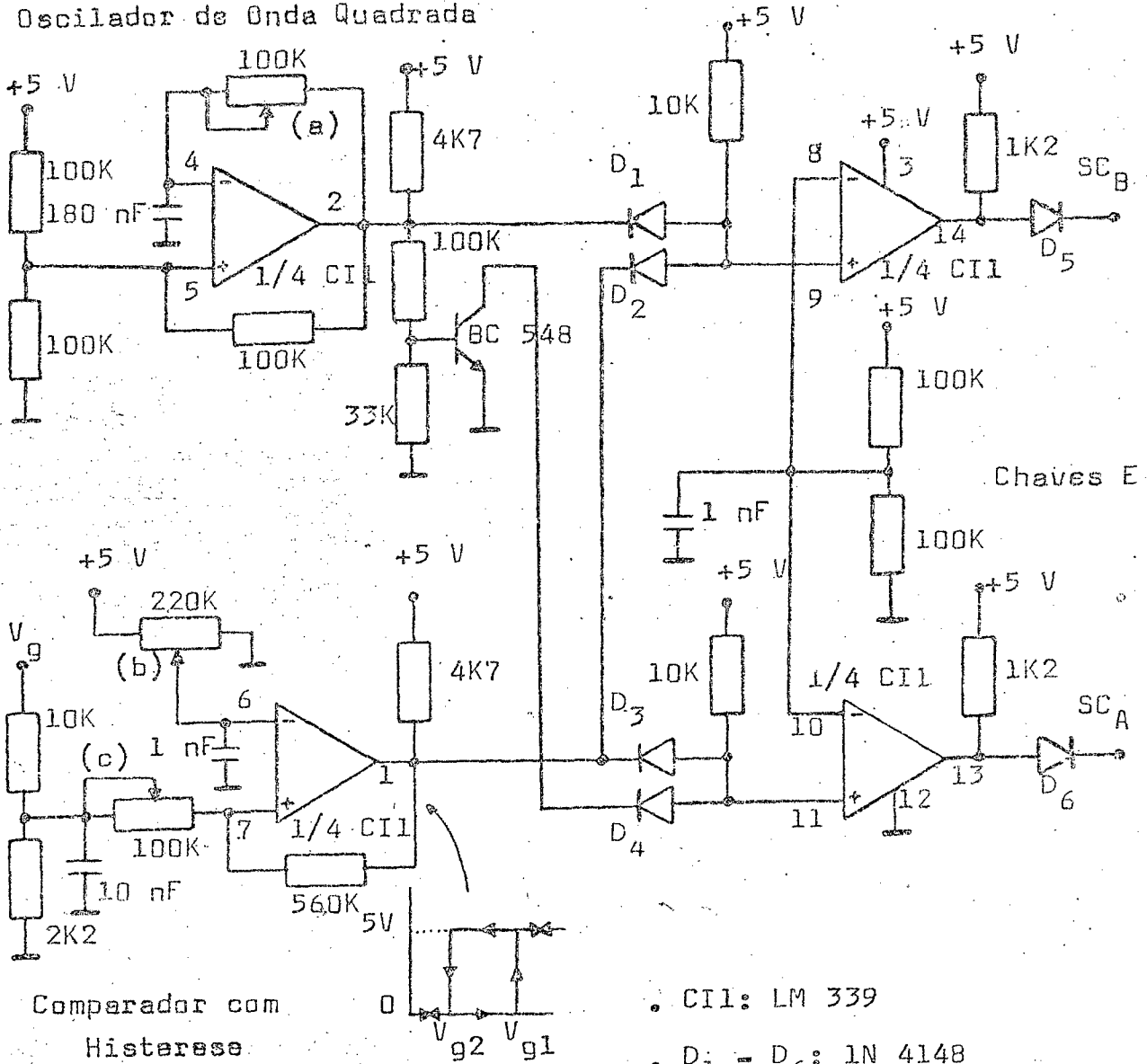
Por inspeção podemos verificar que  $V_{CE}(T_{p1}) = V_{BE}(T_{p1}) + V_{CE}(T_{p2})$  e  $V_{CE \text{ sat min.}}(T_{p2}) = V_{BE}(T_{p2})$ . Assim, os dois transistores estão protegidos de entrar demasiadamente em saturação. Ao aplicarmos um sinal de comando positivo,  $T_5$  e  $T_6$  conduzem, fazendo com que  $T_4$  bloqueie e  $T_3$  conduza. Nesta situação, um pico de corrente positiva de base é aplicada tanto para  $T_{p1}$  como para  $T_{p2}$ , disparando-os simultaneamente. A manutenção da corrente de base para o darlington é realizada através de  $T_3$ ,  $R_{BD}$  e  $D_B$ . Para bloquear o darlington, o sinal de comando é levado ao terra, bloqueando  $T_5$  e  $T_6$  e, conseqüentemente,  $T_3$  é bloqueado e  $T_4$  conduz. Feito isto, um pico de corrente de base negativo é aplicado em  $T_{p1}$  (através de  $C_{B1}$ ,  $D_{BR1}$ ,  $l_1$  e  $T_4$ ) e  $T_{p2}$  (através de  $C_{B2}$ ,  $D_{BR2}$ ,  $l_2$  e  $T_4$ ), proporcionando um rápido bloqueio do darlington. Além disso, como uma tensão de base negativa é aplicada a  $T_{p1}$  e  $T_{p2}$  no momento do bloqueio, as características de suportabilidade de tensão ( $V_{CEX}$ ) dos transistores são bem exploradas. Para o conversor push-pull isto é bastante vantajoso, uma vez que picos de tensão altíssimos (4 ou 5 vezes  $V_g$ ) são originados no bloqueio do darlington.

Para o nosso caso, como a frequência de chaveamento é baixa e como  $T_{p2}$  é normalmente mais rápido que  $T_{p1}$ , o circuito de anti-saturação de  $T_{p2}$  ( $D_{AS}$  e  $D_B$ ) pode ser dispensado, pois provoca maiores perdas de condução.

#### 4.4 CIRCUITO DE CONTROLE

Na figura 4.6 apresentamos o circuito de controle para o inversor proposto neste trabalho. Como podemos facilmente observar, dois sinais de comando operando de maneira complementar,

Oscilador de Onda Quadrada



Comparador com Histerese

- Potenciômetros de controle:
- (a) Frequência;
- (b)  $V_{g1}$ ;
- (c)  $V_{g1} - V_{g2}$ .

- CII: LM 339
- $D_1 - D_6$ : 1N 4148
- $SC_A, SC_B$ : Sinais de comando para as chaves  $CH_A$  e  $CH_B$ , respectivamente.

\* Fig. 4.6 - Circuito de controle para o inversor push-pull.

na frequência de operação desejada são gerados. Adicionalmente, a característica de partida ideal para o sistema eólico, verificada no capítulo I, é obtida através do circuito comparador com histerese e as chaves E, que inibem o inversor e, conseqüentemente, nenhuma potência é transferida para BMVS para velocidades de vento abaixo de uma determinada velocidade de vento de partida  $V_{vp}$ . Esta operação é melhor explicada da seguinte maneira:

- Partida: Antes da partida, a potência que se retira da turbina eólica é desprezível e a turbina opera sobre o ponto  $\lambda_{c0}$  (figura 1.3). Para a velocidade de vento  $V_{vp}$ , teremos uma determinada tensão gerada  $V_{g1}$  correspondendo a um  $W$  determinado por  $\lambda_{c0}$  e, como podemos verificar na figura 4.6, o comparador atua desinibindo o inversor. Quando isto acontece, maior potência é retirada da turbina, provocando uma diminuição de  $\lambda^*$  ( $\lambda < \lambda_{c0}$ ), diminuindo  $W$  e, conseqüentemente, diminuindo  $V_g$ . O valor de  $V_{g2}$  selecionado no comparador com histerese, deve ser menor que este novo  $V_g$ .

- Parada: Quando a velocidade do vento diminuir a um valor imediatamente abaixo de  $V_{vp}$ , teremos  $V_g = V_{g2}$  e, deste modo, o inversor será inibido, fazendo com que a potência retirada da turbina seja a mínima possível. De modo análogo a partida, haverá um aumento de  $W$  e, conseqüentemente, de  $V_g$ , que deverá ser menor que  $V_{g1}$ .

\* Como verificaremos, a potência exigida na turbina no nesse sistema é aproximadamente proporcional a  $W^3$ , o que fará a turbina operar em um  $\lambda$  constante (seção 1.3, capítulo I).

Na figura 4.7, o procedimento anterior é simplifi-  
cadamente descrito.

A alimentação +5 V do circuito de controle está  
apresentada na figura 3.6.

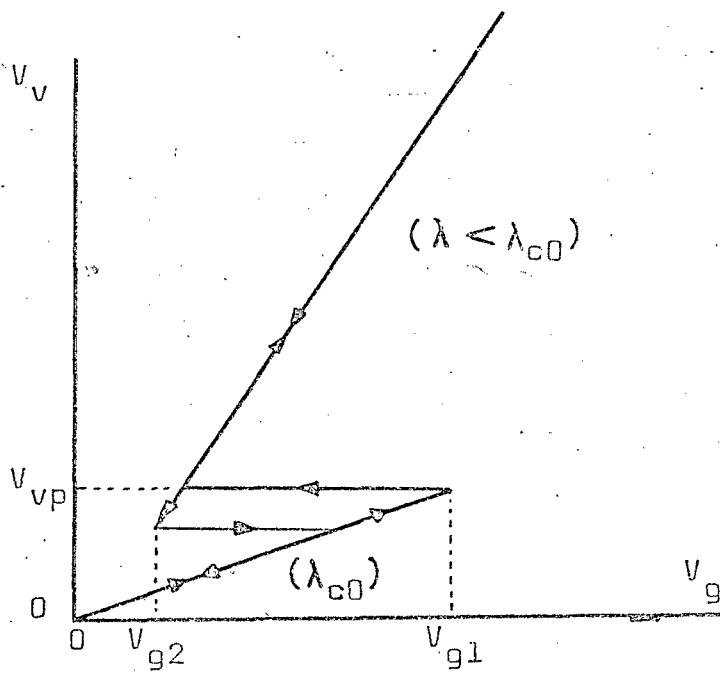


Fig. 4.7 - Descrição simplificada para a partida e parada do car-  
regamento da turbina eólica.



#### 4.5 ESTRUTURA COMPLETA

Na figura 4.8, a estrutura completa proposta neste trabalho de acordo com o discutido neste capítulo e nos capítulos anteriores, está apresentada. As formas de ondas experimentais obtidas para esta estrutura são aproximadamente iguais às apresentadas na figura 4.4. Entretanto, fatores como: ondulação na tensão  $V_g$ ; tensão de saturação das chaves; variação da indutância da BMVS; etc., fornecem pequenas alterações em relação às apresentadas na figura 4.4. As figuras 4.9, 4.10 e 4.11, apresentam algumas formas de ondas experimentais, obtidas para uma determinada condição de operação da estrutura apresentada na figura 4.8.

#### 4.6 RESULTADOS FINAIS

Nesta seção, as curvas experimentais  $P_M(W)$ ,  $P_g(W)$ ,  $P_B(W)$  e  $Q(W)$ , são apresentadas nas figuras 4.12 e 4.13 para a estrutura da figura 4.8. A frequência escolhida para a operação do inversor, de acordo com os resultados do capítulo II, é de 45 Hz. A potência máxima aplicada na bomba é menor que a nominal, e por isso, é encontrada uma menor vazão que aquela obtida na figura 2.6 para esta frequência. A perda de carga é aproximadamente a mesma que a utilizada na obtenção das curvas da figura 2.5 e 2.6.

Como podemos observar na figura 4.12, a potência mecânica exigida pelo dínamo ( $P_M$ ) é aproximadamente proporcional a  $W^3$ . Este resultado, como vimos no capítulo I, é bastante interessante. O rendimento do gerador ( $P_g/P_M$ ) e o rendimento do inversor

( $P_B/P_g$ ) podem ser também verificados nesta figura. O rendimento total desta estrutura ( $P_B/P_M$ ) encontra-se na faixa de 50%. A regulação da potência máxima aplicada na BMVS exercida pelo pulsador pode ser também verificada.

#### 4.7 CONCLUSÃO

O conversor push-pull com ressonância série foi o inversor proposto para realizar a necessária adequação da fonte de potência disponível no gerador de CC à alimentação exigida pela BMVS. Um circuito de controle adequado foi também implementado. Em resumo, uma estrutura simples, de baixo custo, robusta e com funcionamento autônomo foi apresentada.

Os resultados finais apresentados nas figuras 4.12 e 4.13, indicaram que a estrutura apresenta um desempenho bastante satisfatório.

Admitindo-se uma eficiência de conversão ( $C_p$ ) da turbina eólica de 40%, uma eficiência de 90% para o multiplicador de velocidade e uma eficiência de 50% para a nossa estrutura, uma eficiência total de 18% será obtida para um eventual aproveitamento de energia eólica que utilize o sistema proposto aqui. Este resultado, apesar de baixo, não é desastroso mesmo quando comparado às eficiências encontradas em grandes aproveitamentos de energia eólica que encontra-se em torno de 25% (9).

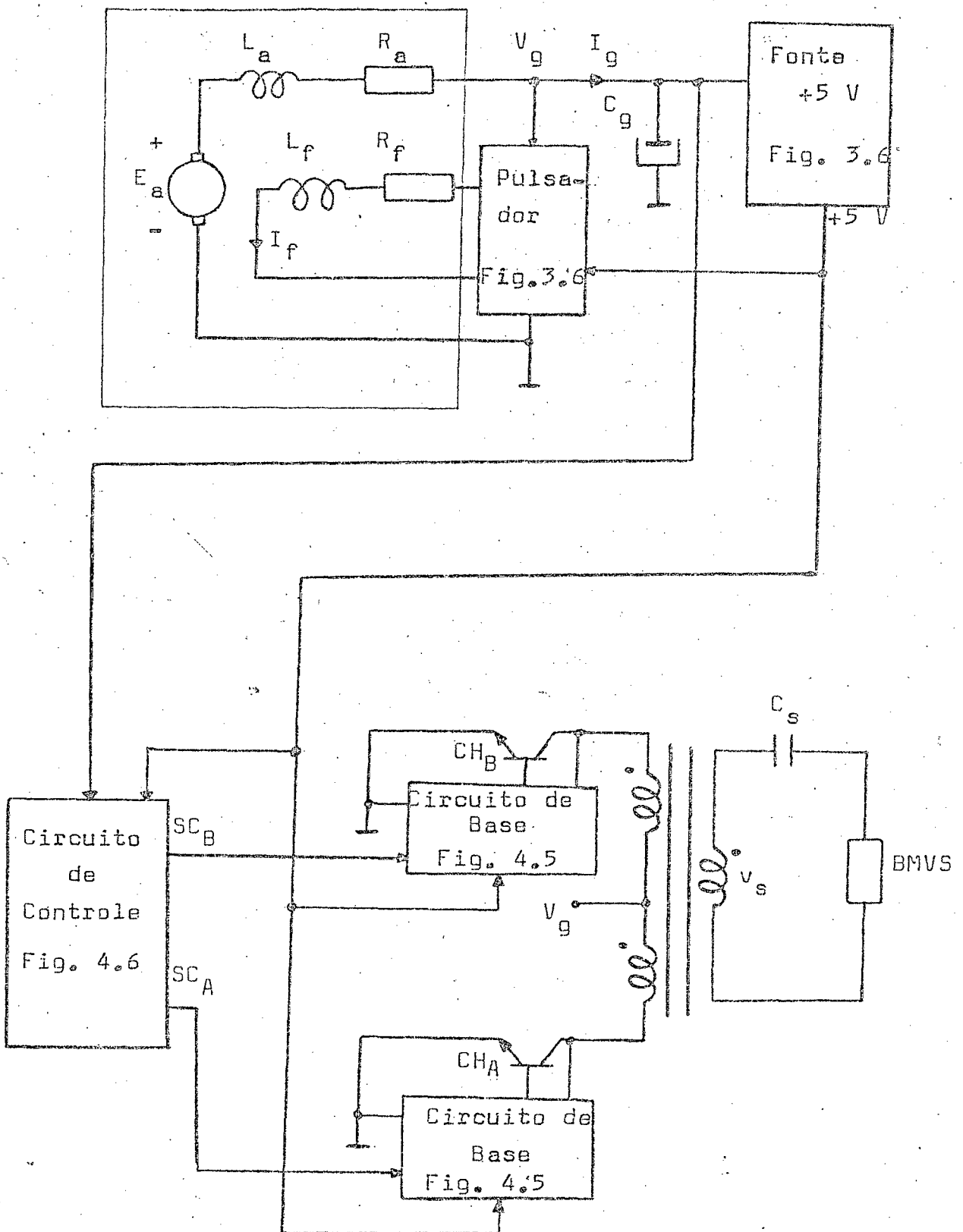


Fig. 4.8 - Estrutura completa.

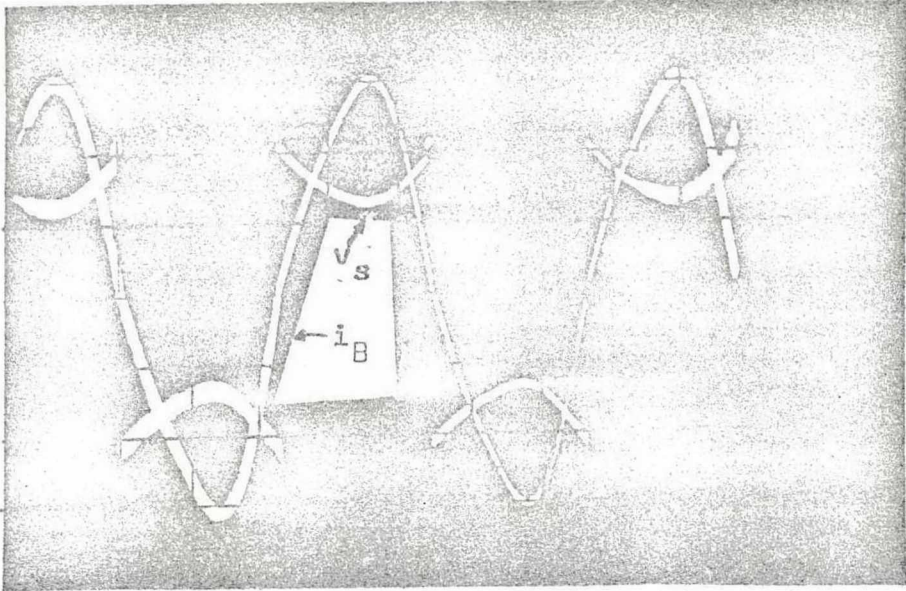


Fig. 4.9 - Tensão  $v_s$  e corrente  $i_B$ , para  $f_s = 45$  Hz.

Horizontal: 5 ms/div.

Vertical:  $i_B = 5/3$  A/div ;  $v_s = 20$  V/div.

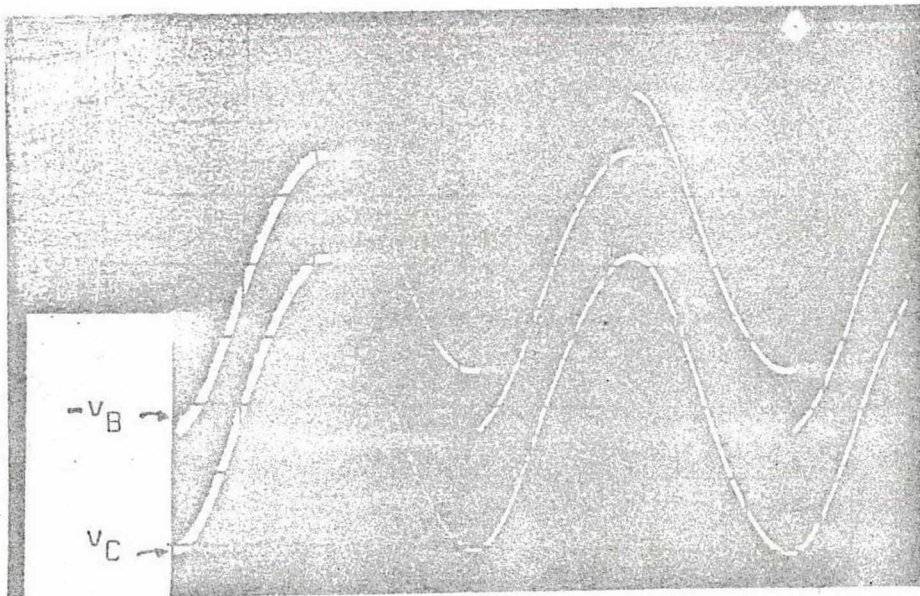


Fig. 4.10 - Tensões  $v_B$  e  $v_C$  para as mesmas condições da figura 4.9.

Horizontal: 5 ms/div ;

Vertical: 100 V/div.

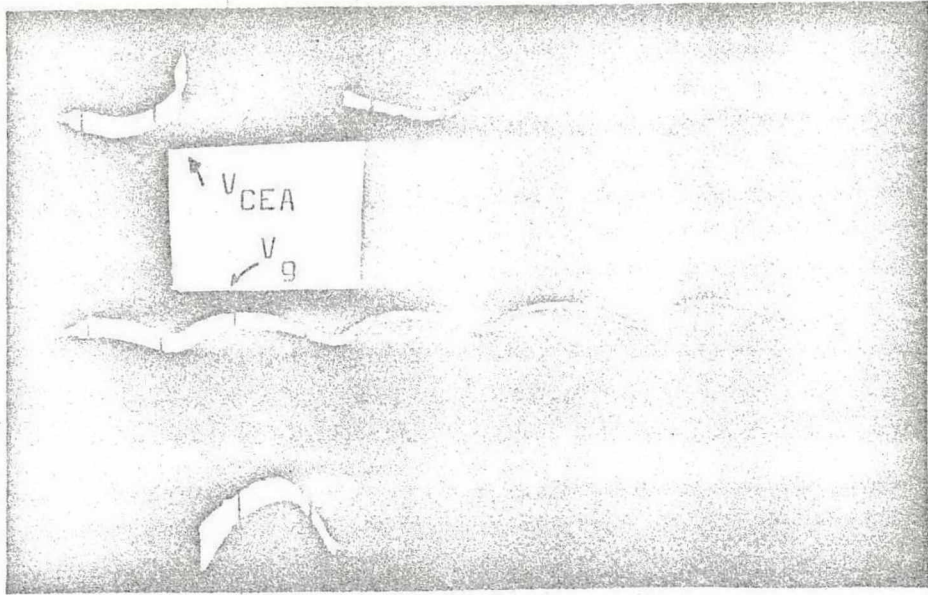


Fig. 4.11 - Tensão gerada ( $V_g$ ) e tensão de coletor de uma das chaves de potência do inversor push-pull, para as mesmas condições da figura 4.9.

Horizontal: 5 ms/div ;

Vertical: 5 V/div.

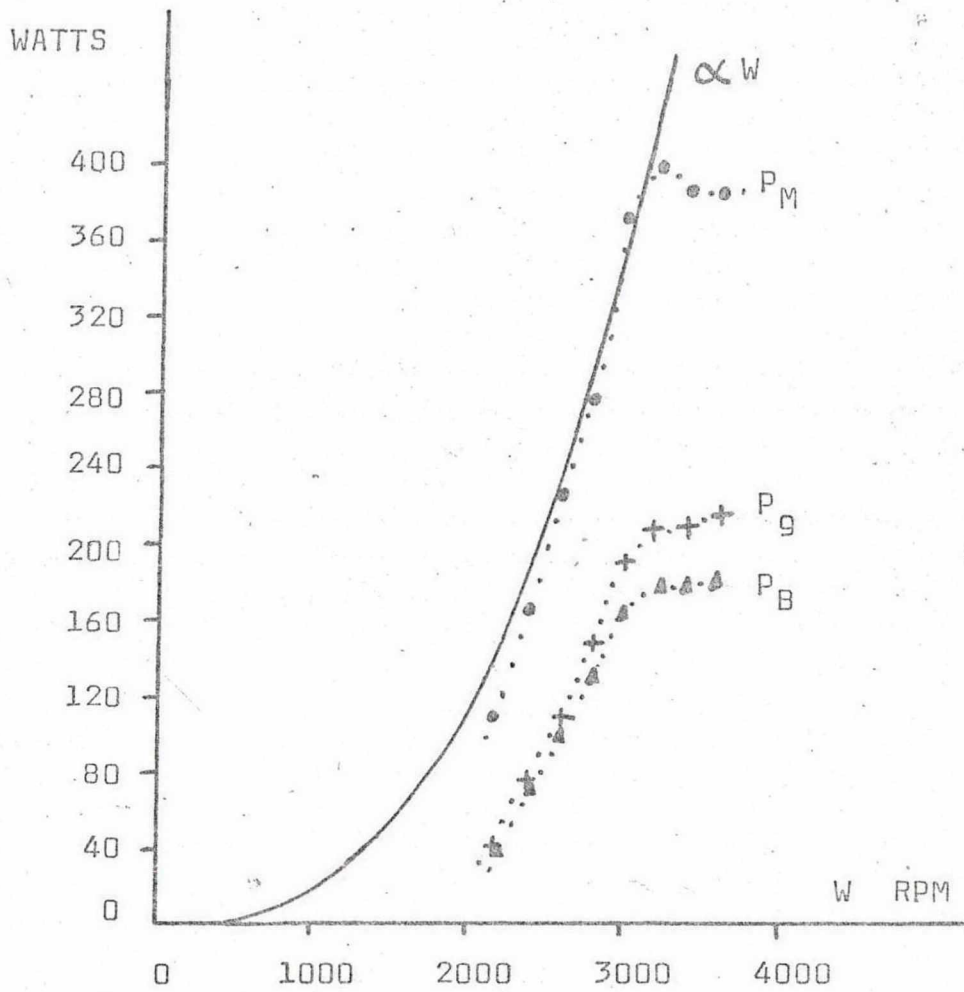


Fig. 4.12 - Resultados experimentais para  $P_M$ ,  $P_g$  e  $P_B$ , em função de  $W$ , para  $f_s = 45$  HZ e perda de carga aleatória.

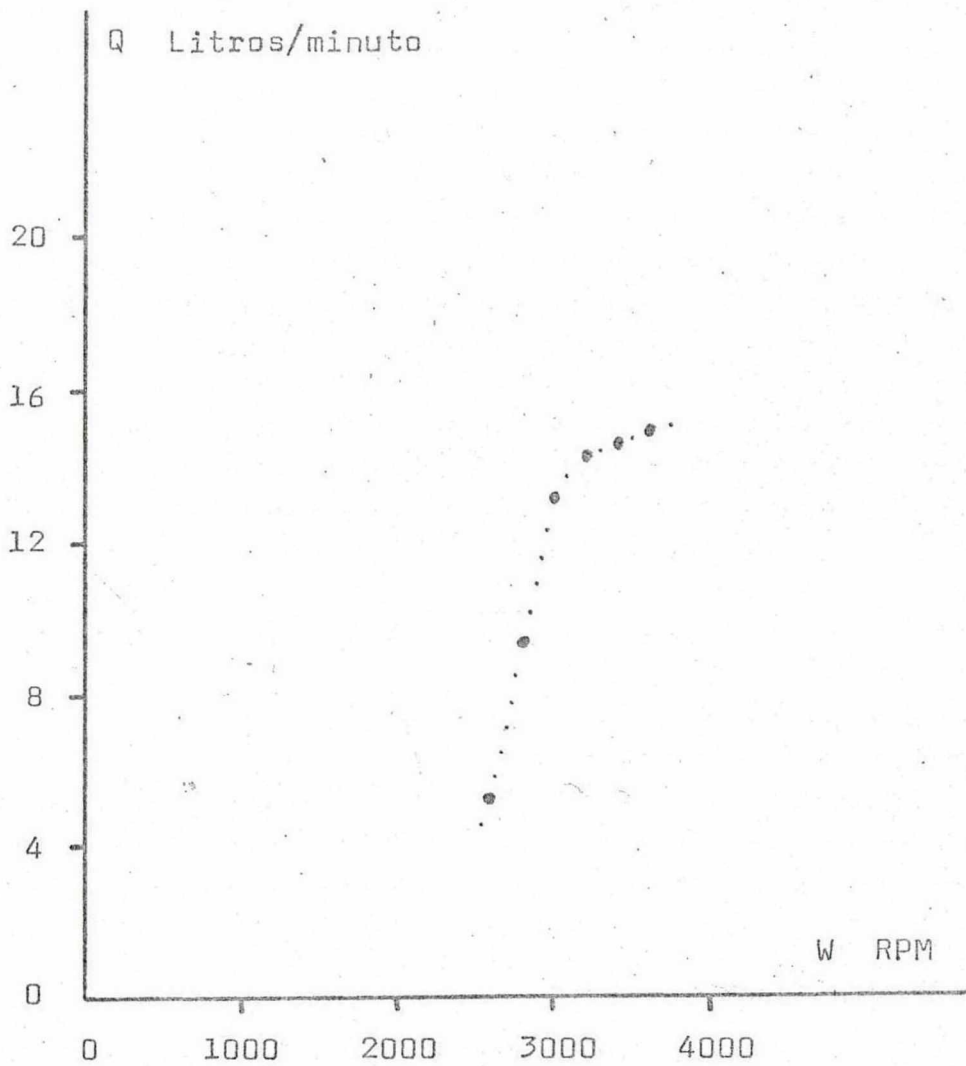


Fig. 4.13 - Resultados experimentais para  $Q(W)$ , para as mesmas condições apresentadas na figura 4.12.

## CAPÍTULO V

## CONCLUSÃO

Neste trabalho, uma estrutura para ser utilizada em pequenos sistemas de aproveitamento eólico, utilizando um gerador de corrente contínua, um inversor e uma BMVS, foi apresentada.

No capítulo I, a característica de carregamento ótimo para o rotor eólico foi verificada e está apresentada na figura 1.6.

Foi verificado que a BMVS possui uma característica de potência aproximadamente quadrática em relação a tensão de alimentação. Assim, pode-se considerar simplificada que a dissipação de potência ativa na BMVS ocorre em uma resistência de valor fixo.

Para o gerador de corrente contínua as características  $V_g(W)$  e  $P_M(W)$  para uma carga resistiva foram levantadas teoricamente e corresponderam aproximadamente àquelas obtidas experimentalmente. A curva  $P_M(W)$  para o dínamo utilizado, mostrou-se aproximadamente proporcional ao cubo de  $W$ , que conforme os resultados do capítulo I é vantajoso.

No capítulo IV, um inversor push-pull ressonante a transistor, foi proposto para fazer a adaptação da alimentação disponível no dínamo a exigida pela BMVS.



A estrutura implementada para a aplicação proposta mostrou-se ser satisfatoriamente compatível com preço e robustez. As características  $P_M(W)$  e  $Q(W)$  ( fig 4.11 e 4.12) obtidas para a estrutura completa, mostraram que ela apresenta um bom desempenho para ser utilizada em sistemas eólicos.

Os resultados obtidos neste trabalho para o dínamo utilizado, poderão sem dúvida serem aproveitados para avaliar o comportamento de uma outra estrutura semelhante, que utilize um gerador de corrente contínua de melhor eficiência. Se este também apresentar uma tensão gerada compatível com a da BMVS, o inversor push-pull provavelmente não será uma boa solução. Entretanto, neste caso inúmeros outros tipos de inversores poderão ser utilizados. Também neste caso, o pulsador teria que utilizar transistores de alta tensão e, os utilizados em circuitos de deflexão de TV (utilizando o circuito de base proposto na figura 4.4) proporcionariam uma solução de baixo custo e bom desempenho. Os circuitos de controle, tanto para o pulsador como para o inversor, poderão (em tese) ser os mesmos que foram utilizados neste trabalho.

## REFERÊNCIAS

- (1) M. L. ROBINSON                      -"THE DARRIEUS WIND TURBINE FOR ELECTRICAL POWER GERATION".  
AERONAUTICAL JOURNAL,  
JUNE/1981.
- (2) I. K. BUEHRING & OUTROS       -"CONTROL POLICIES FOR WIND-ENERGY CONVERSION SYSTEMS".  
IEE PROC., VOL. 128. Pt. C, NO.5,  
SEPTEMBER/1981.
- (3) T. SUZUKI, H. OKITSU E  
T. KAWAHITO                           -"CHARACTERISTICS OF A SMALL WIND POWER SYSTEM WITH DC GENERATOR".  
IEE PROC., VOL. 129, Pt. B, No.4,  
JULY/1982.
- (4) J. H. CASANOVA E  
L. L. FRERIS                           -"DYNAMICS AND CONTROL OF WIND ENERGY CONVERSION SYSTEMS".  
ARTIGO APRESENTADO NO CONGRESSO LATINO-AMERICANO DE AUTOMÁTICA.  
1983.
- (5) D. B. WATSON & OUTROS       -"CONTROLLABLE D. C. POWER SUPPLY FROM WIND-DRIVEN SELF-EXCITED INDUCTION MACHINES".  
IEE PROC., VOL. 126, NO. 12,  
DECEMBER/1979.

(6) R. R. BOLTON E  
V. C. NICODEMOU

"OPERATION OF SELF-EXCITED GENERATORS FOR WINDMILL APPLICATION".  
IEE PROC., VOL. 126, NO. 9,  
SEPTEMBER/1979.

(7) RICHARD T. SMITH

"ANALYSIS OF POLYPHASE COMUTATOR GENERATORS FOR WIND-POWER APPLICATIONS".  
IEEE TRANSACTIONS ON AEROSPACE AND ELECTRONIC SYSTEMS,  
VOL. AES-12, NO. 1,  
JANUARY/1976.

(8) VINCENT DEL TORO

"ELECTROMECHANICAL DEVICES FOR ENERGY CONVERSION AND CONTROL SYSTEMS".  
PRENTICE-HALL, INC.,  
NEW JERSEY-USA,  
1968.

(9) GARY L. JOHNSON

"ECONOMIC DESIGN OF WIND ELECTRIC SYSTEMS".  
IEEE TRANSACTIONS ON POWER APPARATUS AND SYSTEMS,  
VOL. PAS-97, NO. 2,  
MARCH/APRIL/1978.

- (10) RENATO CARLSON E FRANCISCO BERKA  
-"ESTUDO EXPERIMENTAL DA BMVS"  
LAMEP-DEEL-UFSC.
- (11) RENATO CARLSON, EDMILSON DOMINGUES E LUIS C. LANZMASTER  
-"DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DA BMVS/SIMULAÇÃO NUMÉRICA"  
LAMEP-DEEL-UFSC.
- (12) IVO BARBI, VINCENTE GONGORA E JORGE  
-"REGULADOR DE TENSÃO E CORRENTE DO DÍNAMO"  
LAMEP-DEEL-UFSC.
- (13) PROFESSORES DO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO  
-"APOSTILAS DE AULA DO CURSO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENG. ELÉTRICA"  
DEEL-UFSC.