

JOSÉ ROBERTO CARDOSO

# **OPERAÇÃO ASSÍNCRONA DA MÁQUINA SÍNCRONA**

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

SÃO PAULO, 1979

**JOSÉ ROBERTO CARDOSO**  
Eng. Eletricista, Escola Politécnica da USP, 1974



# **OPERAÇÃO ASSÍNCRONA DA MÁQUINA SÍNCRONA**

X

Dissertação de Mestrado apresentada à Escola  
Politécnica da USP para a obtenção do  
Título de Mestre em Engenharia.

*Orientador:* Prof. Dr. Rubens Guedes Jordão  
Prof. Titular do Departamento de  
Eletricidade da EPUSP.

**SÃO PAULO, 1979**

Dedico este trabalho a minha esposa  
Jandira e a meus filhos Roberta e Mar-  
cos

## AGRADECIMENTOS

O autor deseja prestar agradecimentos:

- ao Prof. Dr. Rubens Guedes Jordão, amigo e orientador, pela inestimável colaboração, sem a qual não teria sido possível a realização deste trabalho;
- à Universidade de São Paulo através do Departamento de Engenharia de Eletricidade da Escola Politécnica por possibilitar este trabalho;
- ao IPT - Instituto de Pesquisas Tecnológicas, através dos colegas José Jayme da Cruz, Danton Nunes e Carlos Mac Dowell Figueredo por permitir usar seus equipamentos na parte experimental desta dissertação;
- ao Prof. Dr. Orlando Silvio Lobosco pelos comentários e incentivo;
- aos colegas do Departamento de Eletricidade que colaboraram na discussão dos resultados;
- aos meus pais por seu estímulo e compreensão;
- aos funcionários que cuidaram da datilografia e impressão deste trabalho;
- a outros que involuntariamente foram esquecidos.

## APRESENTAÇÃO

Este trabalho tem como objetivo uma análise da operação Assíncrona da Máquina Síncrona, atuando como gerador e como motor. Após as considerações gerais do Capítulo I, referentes aos transitórios eletromecânicos nas máquinas síncronas, apresentamos no Capítulo II um método de análise para o estudo da Operação Assíncrona como gerador; cujos resultados são aplicados à previsão do comportamento de duas máquinas síncronas reais, um hidro-gerador e um turbo-gerador. Ainda neste Capítulo oferecemos, para uma terceira máquina, uma comparação de resultados obtidos pelo método ora apresentado e por método elaborado por outros autores.

No Capítulo III estabelecemos um confronto entre os resultados obtidos pelo modelo proposto e resultados obtidos experimentalmente em máquina existente em nossos laboratórios.

Face à abrangência do método aqui desenvolvido, no Capítulo IV aplicamo-lo também à análise do importante problema da partida da máquina síncrona como motor assíncrono, com a devida consideração das ações próprias do enrolamento amortecedor e do enrolamento de campo, a ser fechado através de resistores adequados.

As conclusões vem resumidas no Capítulo V, onde sugerimos futuros trabalhos, incluindo efeitos aqui não considerados, visando o aprimoramento dos resultados obtidos.

Os processos adotados para a determinação experimental de parâmetros bem como as expressões das constantes necessárias para a aplicação do método ora desenvolvido, resultantes da solução de sistemas de equações simultâneas, encontram-se nos Apêndices I e II.

## ABSTRACT

This work is concerned with the analysis of the Assynchronous Operation of Synchronous Machines acting as genera-  
tor and motor. After the general considerations in Chapter I, referring to eletromechanical transients in Synchronous Machines, we introduce in Chapter II a method of analysis of Assynchronous Operation as a generator, whose results are applied to the prevision of the perfomance of two real synchronous machines, an hidro-generator and a turbo-generator. We also present in the same Chapter, for a third machine, a comparison of the results obtained by the method here introduced and these obtained by another method by other authors.

In Chapter III we offer a comparison of the theoretical results obtained with field test results in machine of our laboratories.

The method here developed is not restricted to any particular condition of operation. So, in Chapter IV we applied it to an important problem involving synchronous machine: the starting of synchronous motor by the action of damper and field windings, the last one closed throug suitable resistors.

The conclusions are resumed in Chapter V, where we suggest future works, including effects not considered here, looking for new approachs to the results.

In Appendix I we explain the experimental methods for the determination of the parameters of the machine and in the Appendix II we summarize the expressions of the several constants which came from the solution of systems of differential equations.

## I N D I C E

### CAPÍTULO I - A ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS ELETROMECAÑICOS EM MÁQUINAS ELÉTRICAS

1.	Introdução . . . . .	I.1
2.	Objetivo . . . . .	I.2
3.	Normas e Hipóteses Adotadas . . . . .	I.4
4.	Limites a Serem Respeitados . . . . .	I.5
5.	Modelo para Determinação do Comportamento da Máquina Síncrona . . . . .	I.7
	5.1 - Fundamentos . . . . .	I.7
	5.2 - Modelo Generalizado . . . . .	I.8
	5.3 - Equações Básicas . . . . .	I.11

### CAPÍTULO II - A OPERAÇÃO ASSÍNCRONA DO GERADOR

1.	Introdução . . . . .	II.1
2.	Análise Matemática . . . . .	II.2
3.	Efeito da Excitação . . . . .	II.6
4.	Expressão da Corrente da Armadura . . . . .	II.9
5.	Expressões da Potência . . . . .	II.12
	5.1 - Potência Ativa . . . . .	II.13
	5.2 - Potência Reativa . . . . .	II.13
6.	Expressão do Conjugado Eletromagnético . . . . .	II.15
	6.1 - Análise Física de Diversas Componentes do Conjugado Eletromagnético . . . . .	II.16
7.	Corrente Induzida no Enrolamento de Campo . . . . .	II.17

8.	Tensão Induzida no Enrolamento de Campo . . . . .	II.19
9.	Apresentação do Programa . . . . .	II.21
10.	Previsão do Comportamento de Duas Máquinas Síncronas Após Perda de Excitação . . . . .	II.21
10.1	- Característica Potência Assíncrona x Escorregamento . . . . .	II.24
10.2	- Característica da Componente Fundamental da Corrente da Armadura x Escorregamento . . . . .	II.26
10.3	- Característica Potência Pulsante x Escorregamento . . . . .	II.26
10.4	- Potência Reativa x Escorregamento . . . . .	II.29
10.5	- Corrente Induzida no Enrolamento de Campo Fechado x Escorregamento . . . . .	II.29
10.6	- Tensão Induzida com Enrolamento de Campo em Aberto x Escorregamento . . . . .	II.31
10.7	- Conjugado Assíncrono x Escorregamento . . . . .	II.32
10.8	- Conjugado Pulsante x Escorregamento . . . . .	II.34
10.9	- Efeito da Reatância Externa $x_e$ . . . . .	II.36
10.10	- O Efeito da Resistência da Armadura . . . . .	II.36
10.11	- Comparação com Outro Trabalho . . . . .	II.41

### CAPÍTULO III - VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL

Descrição do Ensaio e Tratamento dos Dados Obtidos . . . . .	III.2
--	-------

### CAPÍTULO IV - APLICAÇÃO À PARTIDA DOS MOTORES SÍNCRONOS

1.	A Partida Assíncrona - Procedimento . . . . .	IV.1
2.	Sela Assíncrona Durante a Partida . . . . .	IV.3



3.	Determinação das Características de Partida de Uma Máquina Síncrona . . . . .	IV.4
3.1	- Conjugado x Escorregamento . . . . .	IV.5
3.2	- Potência x Escorregamento . . . . .	IV.6
3.3	- Corrente da Armadura x Escorregamento . . . . .	IV.8
4.	Efeito da Resistência da Armadura . . . . .	IV.10

## CAPÍTULO V - CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

1.	Conclusões . . . . .	V.1
2.	Desenvolvimentos Futuros . . . . .	V.2

## APÊNDICE 1

A.	Determinação Experimental de Parâmetros da Máquina Síncrona . . . . .	A1.1
1.	Determinação de $x_d$ e $x_q$ . . . . .	A1.1
2.	Determinação de $\dot{z}''_d$ , $\dot{z}''_{dU}$ , e $\dot{z}''_q$ . . . . .	A1.3
2.1	- Determinação de $\dot{z}''_d$ . . . . .	A1.4
2.2	- Determinação de $\dot{z}''_{dU}$ . . . . .	A1.5
2.3	- Determinação de $\dot{z}''_q$ . . . . .	A1.7
B.	Cálculo dos Demais Parâmetros do Circuito Equivalente da Máquina Síncrona . . . . .	A1.7
1.	Separação dos Parâmetros do Campo e do Amortecedor Segundo o Eixo Direto . . . . .	A1.8
2.	Separação dos Parâmetros do Eixo em Quadratura . . . . .	A1.10

APÊNDICE 2 - EXPRESSÕES DOS COEFICIENTES UTILIZADOS NO CAPÍTULO II

Expressões dos Coeficientes Utilizados nas Equações II.11 a II.14 . . . . .	A2.1
Expressões dos Coeficientes Utilizados nas Equações II.23 a II.26 . . . . .	A2.3
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.31 .	A2.4
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.36 .	A2.4
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.45 .	A2.5
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.46 .	A2.5
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.56 .	A2.6
Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.57 .	A2.6
BIBLIOGRAFIA . . . . .	B.1

## CAPÍTULO I - A ANÁLISE DE TRANSITÓRIOS ELETROMECÂNICOS EM MÁQUINAS ELÉTRICAS

### 1. Introdução

Desde a concepção do motor de indução no fim do século XIX, a importância da energia elétrica para o mundo a partir desta data deixou de ser assunto estritamente experimental, para tornar-se a mais nobre, maleável e confiável forma de energia utilizada pela humanidade.

Como não poderia deixar de ser, todos acionamentos primitivos do velho sistema de potência mecânico da Revolução Industrial, foram rapidamente substituídos pelo acionamento a motor de indução, devido à grande vantagem de operação e rendimento proporcionado por este novo produto.

Houve, portanto, necessidade de um desenvolvimento cada vez mais acentuado no sentido de se obter de maneira racional e contínua a transformação de outros tipos de energia em energia elétrica.

Surgiram então os primeiros sistemas de potência, que no início eram isolados e também sem padronização em termos de frequência, número de fases, etc. Com o espantoso desenvolvimento industrial deste século houve então a necessidade de se aplicarem normas para beneficiar usuários e fabricantes de equipamentos elétricos, permitindo com isso a interligação dos vários sistemas existentes, aumentando a continuidade e qualidade de fornecimento da energia elétrica ao contínuo acréscimo de consumidores.

É claro que tal procedimento produziu uma série de problemas decorrentes da complexidade do sistema agora interligado, sendo assunto de vários estudiosos a análise do comportamento do sistema sob tal condição.

Em nosso país, particularmente, situações completamente diferentes dos países industrializados da Europa e América do Norte, tornaram necessário o desenvolvimento de uma tecnologia própria e adequada à nossa situação, visto que nossos mananciais, via de regra, estão afastados dos centros de consumo e os centros de carga excessivamente concentrados em uma região pequena do país, onde os recursos hídricos dentro em pouco estarão esgotados, exigindo, portanto, a transmissão de energia elétrica a grandes distâncias, produzida em usinas hidroelétricas de grande porte para ser possível sua operação econômica.

Com isso, a potência por máquina das usinas tem crescido, chegando à ordem de 750 MVA para a Usina Hidroelétrica de Itaipū, e em regiões da Europa e América do Norte temos turbo-geradores da ordem de 1500 MVA, fato este que, por si só, justifica a adoção de critérios especiais para a operação destas máquinas a fim de tornar economicamente viável sua utilização sob condições de emergência.

## 2. Objetivo

No momento, os critérios de estabilidade adotados no estudo do comportamento do sistema de potência indicam que, ao perder o sincronismo por ocasiões de rejeição de cargas, por eliminação de falhas com insuficiente rapidez, etc., a máquina deve ser imediatamente desconectada do barramento por ocasião deste evento, com posterior ressinchronização. Tal procedimento, sem dúvida, envolve um certo intervalo de tempo, no qual o fornecimento da energia elétrica a determinados consumidores estará comprometido, produzindo-se sobrecargas em outras partes do sistema e tornando sua operação anti-econômica durante tal intervalo, devido ao acréscimo das perdas e diminuição da vida útil dos equipamentos sobrecarregados podendo, inclusive, através

de um processo de avalanche, comprometer toda a estabilidade do sistema de potência.

Dentro em pouco, no Brasil a perda de uma máquina de determinadas usinas, sem dúvida produzirá sérios riscos para a continuidade do fornecimento de energia para determinadas regiões.

Este trabalho propõe, sob determinados compromissos, a manutenção da máquina no barramento por ocasião da perda de sincronismo, durante pequenos intervalos de tempo, nos quais a sua ressinchronização possa ser restabelecida.

Isto é de extrema importância de vez que, por ocasião deste transitório não perdemos a máquina totalmente, e resultados experimentais (16 - 17) informam que a máquina síncrona, trabalhando fora de sincronismo, porém com baixo escorregamento, pode fornecer de 40% a 50% de sua potência nominal durante tempos curtos, sem produzir efeitos preocupantes em seus componentes.

Este tema tem sido objeto de estudo de vários autores e faremos comparações dos resultados de nosso trabalho, com os resultados apresentados em artigos versando sobre o mesmo tema.

Para tanto, forneceremos expressões que possibilitarão a determinação da corrente na armadura, potências ativa e reativa, conjugado eletromagnético, corrente no enrolamento de campo em curto-circuito e tensão nele induzida quando estiver em circuito aberto. Serão analisados também os efeitos de inserção de resistores em série com o circuito de campo e os efeitos de uma impedância série com o circuito da armadura, fornecendo, desse modo, subsídios de análise quando, entre a máquina e o barramento, exista uma linha de transmissão ou transformadores.

### 3. Normas e Hipóteses Adotadas

O estudo da operação assíncrona requer a solução de um sistema de equações diferenciais não lineares; para simplificar as soluções, as seguintes normas e hipóteses serão adotadas:

- 1) No desenvolvimento deste trabalho, os símbolos, convenções de sinais e nomenclaturas, são os adotados na referência (1).
- 2) Será adotado, nos equacionamentos, o sistema por unidade (1).
- 3) Não serão consideradas:
  - 3.1 - A presença da saturação
  - 3.2 - A presença de harmônicos na distribuição espacial de fluxo.
- 4) Não será considerado o efeito da indutância mútua de dispersão entre os enrolamentos de campo e enrolamentos amortecedores.
- 5) O perfil de tensões do sistema, durante a operação assíncrona da máquina, será considerado praticamente constante, nos valores correspondentes àqueles dos instantes imediatamente à ocorrência da falha.
- 6) O sistema em que ele opera é simétrico.
- 7) As constantes de tempo mecânicas são muito maiores que as constantes de tempo elétricas.

As hipóteses assumidas são normalmente adotadas pela maioria dos autores nos estudos de transitórios, introduzindo pequenos erros perfeitamente toleráveis, acrescentando-se que a não adoção dessas hipóteses tornaria o problema exces

sivamente trabalhoso e talvez impossível de ser solucionado pela técnica utilizada neste estudo. No entanto, elas merecem alguns comentários, que nos daremos a tecer.

As normas (1) e (2) são de praxe na Teoria Geral das Máquinas Elétricas, não exigindo maiores comentários, o mesmo sucedendo com a hipótese (3).

A consideração da indutância mútua de dispersão nos conduziria a um maior aprimoramento dos resultados. Trabalhos já existem em que tal efeito é considerado, mas a experiência mostra que, ao ignorá-lo, os resultados obtidos são suficientemente precisos para justificar essa medida.

A hipótese (5) baseia-se do fato de estarmos estudando o que ocorre com uma máquina do sistema de potência; logo, o seu efeito sobre o perfil de tensões do sistema é desprezível.

A hipótese (7) é óbvia e, como decorrência poderemos considerar, durante intervalos de tempo curtos, a constância da velocidade angular da máquina.

#### 4. Limites a Serem Respeitados

Durante o intervalo de tempo em que o gerador estiver operando fora de sincronismo, diversos fatores deverão ser considerados, visando manter a integridade da máquina durante esta operação.

Os principais fatores que limitarão a operação da máquina nestas condições são os limites de aquecimento do estator e do rotor, provenientes das elevadas correntes, tanto na armadura como no campo, envolvidas nesta operação, bem como do acréscimo excessivo de perdas no ferro no circuito magnético.

tico rotórico, visto que nele teremos fluxo variável com a frequência de escorregamento; muito embora ela seja baixa, produzirá elevadas perdas Foucault, pelo fato do rotor ser confeccionado com chapas de baixa qualidade no que tange às propriedades magnéticas, podendo inclusive ser sólido, o que ocorre comumente em turbo-geradores.

Outros fatores importantes que restringem tal operação, são os elevados torques pulsantes que serão desenvolvidos devido às assimetrias magnéticas do rotor, mesmo no caso de turbo-geradores, onde tais assimetrias são menos pronunciadas. Tais torques pulsantes produzirão elevadas vibrações no sistema Máquina - Turbina - Fundações, podendo causar efeitos adversos no próprio conjunto, bem como nas unidades auxiliares próximas.

Acompanhando os torques pulsantes, teremos também potências ativas e reativas pulsantes, que poderão ocasionar flutuações de tensões indesejáveis. Ademais, há que se considerar que o sistema deverá possuir uma reserva adequada de potência reativa para fazer face à operação assíncrona da máquina em questão.

Pretendemos analisar a importância desses vários fatores, expondo como eles são influenciados pela inserção de resistências em série no enrolamento de campo quando posto em curto-circuito, evidenciando a necessidade deles serem devidamente considerados quando uma máquina síncrona é levada a operar fora de sincronismo.



## 5. Modelo para Determinação do Comportamento da Máquina Síncrona

### 5.1 - Fundamentos

A análise matemática do problema proposto será efetuada com base na Teoria Geral das Máquinas Elétricas, nos moldes expostos por B.Adkins(1), em seu livro Teoria Geral das Máquinas Elétricas, cuja característica fundamental reside na substituição das variáveis da máquina real pelas "variáveis de Park" (Transformação de Park), o que nos permite equacionar os problemas por intermédio de um sistema de equações diferenciais com coeficientes constantes, independente da posição relativa entre rotor e estator.

O primeiro passo no desenvolvimento desta teoria foi a "Teoria das Duas Reações" de Blondel, concebida para a operação da máquina síncrona em regime permanente (6). Posteriormente o método foi generalizado por Doherty e Nickle e exposto em uma série de 5 artigos em 1926/7/8(8, 9, 10, 11 e 12). Uma valiosa contribuição para este assunto foi dada por Park em 1929 e 1933(13 e 14), contribuição esta que, embora se constituindo no ponto de partida da teoria generalizada mais em voga para a máquina elétrica, não explicitou os caminhos a serem seguidos para as aplicações práticas de suas equações. No entanto, o trabalho que de fato revolucionou o estudo de transientes nas máquinas elétricas foi o de Kron (15) publicado em 1942.

A maioria desses trabalhos foi condensada por B.Adkins em seu livro The General Theory of Electrical Machines, de 1957, onde ele expõe sob a forma de uma teoria geral aplicável a qualquer tipo de máquina elétrica, exceto aquelas do tipo de indução, em que temos polos salientes no rotor

e no estator, como ocorre nos motores de passo (Step Motors).

## 5.2 - Modelo Generalizado

A máquina síncrona pode, portanto, ser representada pelo esquema da figura I.1, onde estão indicadas as convenções adotadas (1).

Nesse esquema, a armadura é representada pelas bobinas pseudo-estacionárias D e Q, respectivamente segundo os eixos diretos e em quadratura.

O enrolamento amortecedor está representado pelas bobinas KD e KQ e o enrolamento de campo pela bobina F.

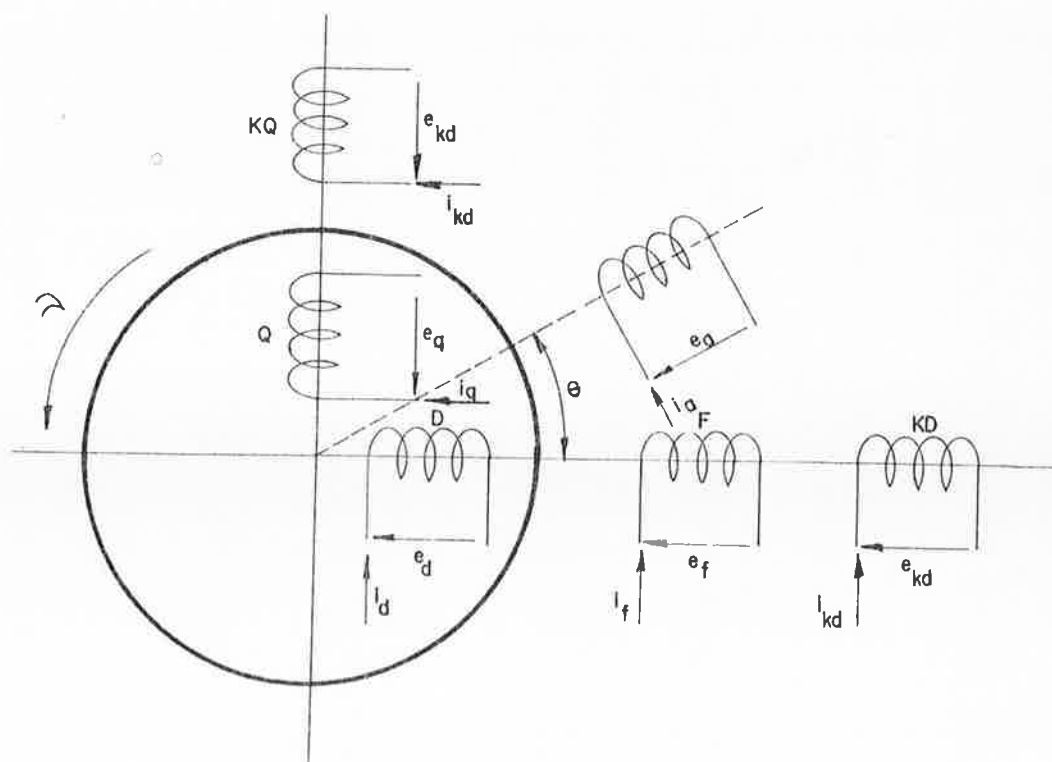


Figura I.1 - Modelo Generalizado da Máquina Síncrona

A aplicação da Teoria Geral das Máquinas Elétricas (1) mostra que esse modelo nos conduz aos circuitos equivalentes da figura I.2, representativos da máquina síncrona.

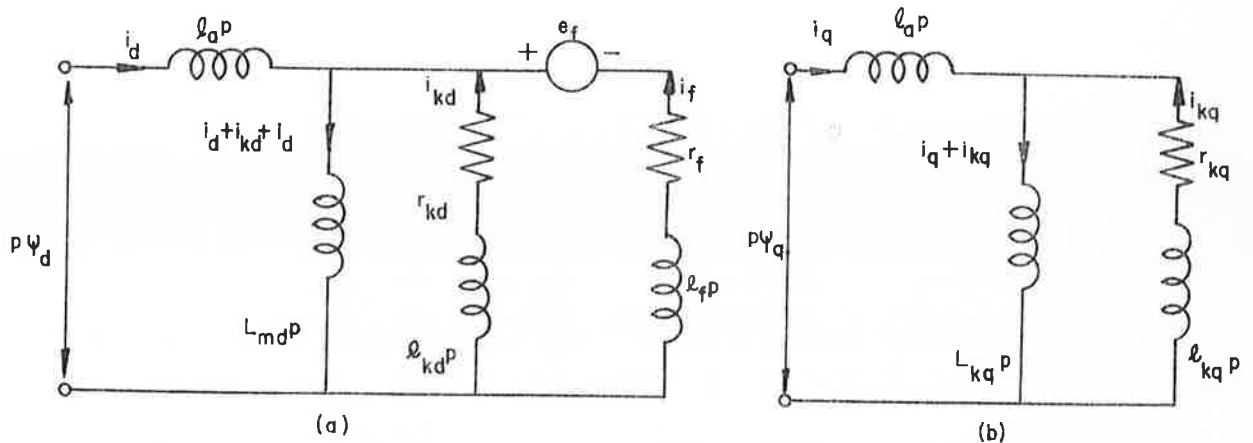


Figura I.2 - Circuitos Equivalentes de uma Máquina Síncrona  
 a) Eixo direto  
 b) Eixo quadratura

A notação usada nas figuras I.1 e I.2 é definida a seguir:

$v$  = velocidade angular instantânea da máquina;

$\omega$  = velocidade angular nominal da máquina;

$e_f, e_d, e_q, e_{kd}, e_{kq}$  = tensões aplicadas aos enrolamentos F, D, Q, KD, KQ, respectivamente;

$r_f, r_{kd}, r_{kq}$  = resistências dos enrolamentos F, KD e KQ;

$l_a, l_f, l_{kd}, l_{kq}$  = indutâncias de dispersão da armadura, e dos enrolamentos F, KD, KQ;

$L_{md}, L_{mq}$  = indutância de magnetização dos enrolamentos D e Q;

$p = d/dt$  = operador de Heaviside;

$\psi_d, \psi_q$  = fluxos concatenados com os enrolamentos D e Q, respectivamente.

Conforme Park, os valores de tensões e correntes nos enrolamentos D e Q do modelo generalizado são relacionados com os valores reais das tensões e correntes nas fases a, b e c da armadura da máquina síncrona como se segue:

Para correntes:

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_o \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \sin\theta & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad \text{I.1}$$

cuja transformação inversa fornece:

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 1 \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_o \end{bmatrix} \quad \text{I.2}$$

onde  $i_o$  é uma corrente de sequência zero, em analogia à componente de sequência zero empregada na teoria das componentes simétricas.

Para tensões,

$$\begin{bmatrix} e_d \\ e_q \\ e_o \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \sin\theta & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad \text{I.3}$$

cuja transformação inversa fornece:

$$\begin{bmatrix} e_a \\ e_b \\ e_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 1 \\ \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \cos(\theta - \frac{4\pi}{3}) & \sin(\theta - \frac{4\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} e_d \\ e_q \\ e_o \end{bmatrix} \quad \text{I.4}$$

sendo  $e_o$  uma tensão de sequência zero.

### 5.3 Equações Básicas

Em nosso trabalho vamos nos utilizar dos seguintes conjuntos de equações:

- a) Para tensões, conjugados e fluxos concatenados, expressos em termos das funções operacionais  $x_d(p)$ ,  $x_q(p)$  e  $G(p)$ .

$$e_d = p\psi_d + v\psi_q + r_a i_d \quad \text{I.5}$$

$$e_q = -v\psi_d + p\psi_q + r_a i_q \quad \text{I.6}$$

I.12

$$e_o = (r_o + l_o p) i_o \quad \text{I.7}$$

$$f_e = \frac{\omega}{2} (\psi_d i_q - \psi_q i_d) \quad \text{I.8}$$

$$\psi_d = \frac{x_d(p)}{\omega} i_d + \frac{G(p)}{\omega} e_f \quad \text{I.9}$$

$$\psi_q = \frac{x_q(p)}{\omega} i_q \quad \text{I.10}$$

$$x_d(p) = \frac{(1 + pT'_d)(1 + pT''_d)}{(1 + pT'_{d0})(1 + pT''_{d0})} x_d \quad \text{I.11}$$

$$x_q(p) = \frac{(1 + pT''_q)}{(1 + pT''_{q0})} x_q \quad \text{I.12}$$

$$G(p) = \frac{1 + pT_{kd}}{(1 + pT'_{d0})(1 + pT''_{d0})} \frac{x_{md}}{r_f} \quad \text{I.13}$$

sendo

$x_d(p)$  = impedância operacional segundo o eixo direto

$x_q(p)$  = impedância operacional segundo o eixo quadratura

$G(p)$  = função operacional de campo

$f_e$  = conjugado eletromagnético

As constantes de tempo, presentes nas equações de n<sup>os</sup> 1.11 a 1.13, são as seguintes:

$$T'_{d0} = \frac{1}{\omega r_f} (x_f + x_{md}) = \text{constante de tempo transitória segundo E.D., armadura em circuito aberto.}$$

$$T'_d = \frac{1}{\omega r_f} \left( x_f + \frac{x_{md} x_a}{x_{md} + x_a} \right) = \text{constante de tempo transitória segundo E.D., armadura em curto circuito.}$$

$$T''_{d0} = \frac{1}{\omega r_{kd}} \left( x_{kd} + \frac{x_{md} x_f}{x_{md} + x_f} \right) = \text{constante de tempo subtransitória segundo E.D., armadura em circuito aberto.}$$

$$T''_d = \frac{1}{\omega r_{kd}} \left( x_{kd} + \frac{x_{md} x_f x_a}{x_{md} x_f + x_{md} x_a + x_f x_a} \right) = \text{constante de tempo subtransitória segundo E.D., armadura em curto-circuito.}$$

$$T''_{q0} = \frac{1}{\omega r_{kq}} (x_{kq} + x_{mq}) = \text{constante de tempo subtransitória do segundo E.Q., armadura em circuito aberto.}$$

$$T''_q = \frac{1}{\omega r_{kq}} \left( x_{kq} + \frac{x_{mq} x_a}{x_{mq} + x_a} \right) = \text{constante de tempo subtransitória segundo E.Q., armadura em curto-circuito.}$$

$$T_{kd} = \frac{x_{kd}}{\omega r_{kd}} = \text{constante de tempo de dispersão do enrolamento amortecedor segundo E.D.}$$

onde

$$x_d = x_a + x_{md} = \omega(l_a + L_{md}) = \omega L_d = \text{reatância síncrona segundo E.D.}$$

$$x_q = x_a + x_{mq} = \omega(l_a + L_{mq}) = \omega L_q = \text{reatância síncrona segundo E.Q.}$$

$$x'_d = x_d \frac{T'_d}{T'_{d0}} = x_a + \frac{x_{md} x_f}{x_{md} + x_f} = \text{reatância transitória segundo E.D.}$$

$$x''_d = x'_d \frac{T''_d}{T''_{d0}} = x_d \frac{T'_d T''_d}{T'_{d0} T''_{d0}} = x_a + \frac{x_{md} x_f x_{kd}}{x_{md} x_f + x_{md} x_{kd} + x_f x_{kd}} =$$

= reatância subtransitória segundo E.D.

$$x''_q = x_q \frac{T''_q}{T''_{q0}} = x_a + \frac{x_{mq} x_{kq}}{x_{mq} + x_{kq}} = \text{reatância subtransitória segundo E.Q.}$$

Lembrando-nos de que o enrolamento amortecedor é um enrolamento permanentemente em curto-circuito, para os próximos capítulos serão úteis as seguintes equações referentes aos circuitos do modelo generalizado (figura I.1), expressas em termos de parâmetros da máquina.

Para eixo direto:

$$\psi_d = L_{md} i_f + L_{md} i_{kd} + (L_{md} + l_a) i_d \quad \text{I.14}$$

$$e_f = [r_f + (L_{md} + l_f) p] i_f + L_{md} p i_{kd} + L_{md} p i_d \quad \text{I.15}$$



$$e_{kd} = 0 = L_{md} p i_f + [r_{kd} + (L_{md} + l_{kd}) p] i_{kd} + L_{md} p i_d \quad I.16$$

Para o eixo em quadratura:

$$\psi_q = L_{mq} i_{kq} + (L_{mq} + l_a) i_q \quad I.17$$

$$e_{kq} = 0 = [r_{kq} + (L_{mq} + l_{kq}) p] i_{kq} + L_{mq} p i_q \quad I.18$$

## CAPÍTULO II - A OPERAÇÃO ASSÍNCRONA DO GERADOR

### 1. Introdução

No ítem 2 deste Capítulo, as equações gerais serão aplicadas a uma máquina síncrona alimentada por um sistema trifásico de tensões equilibradas, girando a uma velocidade constante e diferente da de sincronismo, sendo óbvio que esse desenvolvimento será válido indistintamente, para a máquina síncrona funcionando como motor ou gerador.

As condições propostas incluem o funcionamento da máquina de indução em regime permanente, sendo de relevante importância para a análise da operação assíncrona do gerador, bem como para a partida de motores síncronos. A análise é baseada nas equações de Park e se aplica diretamente a uma máquina síncrona com enrolamentos amortecedores segundo eixos D e Q, além do enrolamento de campo. Os resultados a serem obtidos também poderão ser utilizados para a máquina de indução considerando-a como um caso particular, quando cada um de seus parâmetros assume o mesmo valor ao longo das duas direções definidas pelos eixos D e Q.

Para desenvolver a análise da operação assíncrona, vamos admitir algumas hipóteses. A operação inicia-se com a máquina trabalhando sob as condições normais de regime permanente e, após a perda de sincronismo, sua velocidade é incrementada gradativamente. Estudaremos este processo mediante curvas do tipo potência x rotação, conjugado x rotação, etc. É certo que a operação assíncrona corresponde um regime transitório, quando a velocidade e demais variáveis se alteram constantemente e, na realidade, a potência e o conjugado instantâneos diferem dos valores ditados pelas referidas curvas. No entanto, se a

velocidade varia lentamente devido à grande inércia das massas girantes, o erro que se comete não é muito grande (2) se recorremos àquelas curvas.

Como a rotação da máquina síncrona varia lentamente fora de sincronismo, calcularemos todas as grandezas, admitindo um regime permanente para cada velocidade.

A máquina de indução, operando em regime permanente sob uma velocidade diferente da velocidade síncrona, desenvolve um conjugado constante, mas a máquina síncrona, devido à falta de simetria do circuito indutor, desenvolve um conjugado pulsante, fato análogo ocorrendo com a potência útil. Os valores médios dessas grandezas serão os mais importantes para a análise do ponto de vista de aproveitamento da potência e do conjugado útil, e os valores pulsantes serão importantes principalmente na análise do comportamento do sistema gerador - turbina - fundações, que apesar de serem menores, poderão produzir efeitos indesejáveis devidos à frequência com que ocorrem tais pulsações.

## 2. Análise Matemática

Considerando  $s$  constante na máquina já fora do sincronismo, o ângulo de potência  $\delta$  será incrementado numa taxa uniforme. Adotado o eixo  $D$  como referência e  $\delta = 0$  para  $t = 0$  podemos escrever  $\delta = s\omega t$ , e as expressões para as componentes da tensão da armadura, segundo os dois eixos da máquina serão obtidas das equações gerais, impondo  $e_f = 0$ . O resultado será:

$$e_d = E_m \cos s\omega t = p\psi_d + (1 - s) \omega \psi_q + r_a i_d \quad \text{II.1}$$

$$e_q = -E_m \sin s\omega t = -(1-s)\omega\psi_d + p\psi_q + r_a i_q \quad \text{II.2}$$

onde

$$\psi_d = \frac{x_d(p)}{\omega} i_d \quad \text{II.3}$$

e

$$\psi_q = \frac{x_q(p)}{\omega} i_q \quad \text{II.4}$$

onde

$$(1-s)\omega = \nu$$

Diante de tensões equilibradas, a tensão de sequência zero ( $e_0$ ) é nula. Da equação de transformação I.4, deduzimos que a tensão na fase A relaciona-se com as tensões segundo os dois eixos, como segue:

$$e_a = e_d \cos [(1-s)\omega t + \lambda] + e_q \sin [(1-s)\omega t + \lambda] \quad \text{II.5}$$

onde

$$(1-s)\omega t + \lambda = 0$$

Supondo a tensão aplicada senoidal e de frequência  $\omega/2\pi$ , e que o eixo da fase A, para  $t = 0$ , forma um ângulo  $\lambda'$  com o eixo  $\nu$  de referência, a tensão nessa fase A será dada por:

$$e_a = E_m \cos (\omega t + \lambda')$$

Salientando que não perdemos generalidade se adotarmos  $\lambda = \lambda'$  para o instante  $t = 0$ , a última expressão pode ser escrita como segue:

$$e_a = E_m \{ \cos s\omega t \cos [(1-s)\omega t + \lambda] - \sin s\omega t \sin [(1-s)\omega t + \lambda] \} \quad \text{II.6}$$

Identificando as equações II.5 e II.6 temos

$$e_d = E_m \cos s\omega t$$

$$e_q = -E_m \sin s\omega t$$

que constituem os primeiros membros das equações II.1 e II.2.

As equações II.1 a II.4 são equações diferenciais lineares para o modelo submetido a tensões aplicadas senoidais e com a frequência de escorregamento  $s\omega/2\pi$ . Portanto, para cada regime permanente haverá uma solução que nos dará  $i_d$ ,  $i_q$ ,  $\psi_d$ ,  $\psi_q$  em função do correspondente escorregamento  $s$ . No que diz respeito à máquina propriamente dita, suas correntes de fase, com frequência da linha, serão de amplitudes variáveis com  $i_d$  e  $i_q$ . Mais explicitamente  $i_d$  e  $i_q$  ditarão o comportamento das envoltórias das correntes de armadura. As correntes no enrolamento de campo e enrolamentos amortecedores se comportarão tal como as de secundários de uma máquina de indução, isto é, também variarão com o escorregamento.

Pouemos representar as tensões segundo os dois eixos por números complexos, colocando  $e_u$  e  $e_q$  na forma:

$$e_d = \text{Re} [E_m e^{js\omega t}] = \text{Re} [\sqrt{2} \dot{E}_d e^{js\omega t}]$$

$$e_q = \text{Re} [jE_m e^{js\omega t}] = \text{Re} [\sqrt{2} \dot{E}_q e^{js\omega t}]$$

e portanto:

$$\dot{E}_d = \frac{E_m}{\sqrt{2}} + j \cdot 0 = E$$

$$\dot{E}_q = 0 + j \frac{E_m}{\sqrt{2}} = jE$$

onde  $E$  é um número real igual ao valor eficaz da tensão de ali mentação.

Para obter as equações vetoriais, bas ta substituir nas equações II.1 a II.4  $p$  por  $js\omega$  e, utilizando a notação fasorial, podemos escrever:

$$E = js\omega \dot{\psi}_d + (1-s)\omega \dot{\psi}_q + r_a \dot{I}_d \quad \text{II.7}$$

$$jE = -(1-s)\omega \dot{\psi}_d + js\omega \dot{\psi}_q + r_a \dot{I}_q \quad \text{II.8}$$

$$\dot{\psi}_d = \frac{x_d (js\omega)}{\omega} \dot{I}_d \quad \text{II.9}$$

$$\dot{\psi}_q = \frac{x_q (js\omega)}{\omega} \dot{I}_q \quad \text{II.10}$$

Resolvendo o sistema de equações II.7 a II.10, obtemos as expres sões das grandezas segundos os dois eixos como seguem:

$$\dot{\psi}_d = \frac{E_m}{\omega} [k_{1d} - jk_{2d}] \quad 11.11$$

$$\dot{\psi}_q = \frac{E_m}{\omega} [k_{1q} - jk_{2q}] \quad 11.12$$

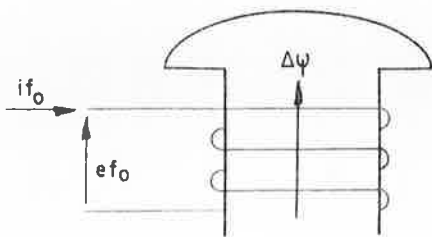
$$\dot{I}_d = E_m [A_1 - jA_2] \quad 11.13$$

$$\dot{I}_q = E_m [A_3 - jA_4] \quad 11.14$$

cujas constantes estão definidas no Apêndice 2.

### 3. Efeito da Excitação

O efeito da corrente de excitação pode ser determinado aplicando-se o princípio da superposição de efeitos, o que será válido, de vez que não consideraremos, neste estudo, o efeito da saturação.



Para tanto, admitamos acréscimos  $\Delta\psi_d$  e  $\Delta\psi_q$  nas componentes de fluxo segundo os eixos direto e em quadratura, respectivamente, devidos à circulação de (componente constante de) corrente contínua  $i_{f0}$  no enrolamento de campo.

As contribuições nas grandezas segundo os dois eixos devidos a  $i_{f0}$ , podem ser determinadas pelas equações incrementais (1) que, pelo fato de admitirmos rotações constantes, são semelhantes às equações básicas, apresentando-se sob as seguintes formas:

$$\Delta e_d = p\Delta\psi_d + v\Delta\psi_q + r_a \Delta i_d \quad \text{II.15}$$

$$\Delta e_q = -v\Delta\psi_d + p\Delta\psi_q + r_a \Delta i_q \quad \text{II.16}$$

$$\Delta\psi_d = \frac{x_d(p)}{\omega} \Delta i_d + \frac{G(p)}{\omega} e_{f0} \quad \text{II.17}$$

$$\Delta\psi_q = \frac{x_q(p)}{\omega} \Delta i_q \quad \text{II.18}$$

Sendo  $i_{f0}$  uma constante, os resultados das contribuições  $\Delta\psi_d$ ,  $\Delta\psi_q$ ,  $\Delta i_d$ ,  $\Delta i_q$  serão invariantes no tempo; lembrando ainda que  $\Delta e_d = \Delta e_q = 0$  devido ao fato de  $e_d$  e  $e_q$  serem mantidas pelo barramento, considerado infinito, e pelo escorregamento, considerado constante, as equações incrementais para  $p = 0$  e  $\Delta e_d = \Delta e_q = 0$  se reduzem a:

$$0 = (1-s) \omega\Delta\psi_q + r_a \Delta i_d \quad \text{II.19}$$

$$0 = -(1-s) \omega\Delta\psi_d + r_a \Delta i_d \quad \text{II.20}$$



$$\Delta\psi_d = \frac{x_d}{\omega} \Delta i_d + \frac{x_{md}}{\omega} i_{f0} \quad \text{II.21}$$

$$\Delta\psi_q = \frac{x_q}{\omega} \Delta i_q \quad \text{II.22}$$

Do sistema de equações II.19 a II.22 obtemos as contribuições devidos à presença da corrente de excitação nas grandezas segundo os dois eixos. Assim, teremos:

$$\Delta\psi_d = \frac{1}{\omega} k_{fd} i_{f0} \quad \text{II.23}$$

$$\Delta\psi_q = \frac{1}{\omega} k_{fq} i_{f0} \quad \text{II.24}$$

$$\Delta i_d = -k_{f1} i_{f0} \quad \text{II.25}$$

$$\Delta i_q = k_{f2} i_{f0} \quad \text{II.26}$$

cujas constantes estão definidas no Apêndice 2.

Das equações II.11 a II.14 e II.23 a II.26 obtemos as expressões para os fluxos concatenados e correntes segundo ambos os eixos em função do tempo, já considerando o efeito da corrente de excitação. Desse modo obtemos:

$$\psi_d = \text{Re} \{ \dot{\psi}_d \} + \Delta\psi_d$$

$$\psi_d = \frac{E_m}{\omega} [k_{1d} \cos(s\omega t) + k_{2d} \text{sen}(s\omega t)] + \frac{1}{\omega} k_{fd} i_{f0} \quad \text{II.27}$$

$$\psi_q = \text{Re} \{ \dot{\psi}_q \} + \Delta \psi_q$$

$$\psi_q = \frac{E_m}{\omega} [k_{1q} \cos(s\omega t) + k_{2q} \sin(s\omega t)] + \frac{1}{\omega} k_{fq} i_{f0} \quad \text{II.28}$$

$$i_d^\circ = \text{Re} \{ \dot{I}_d \} + \Delta i_d$$

$$i_d = E_m [A_1 \cos(s\omega t) + A_2 \sin(s\omega t)] - k_{f1} i_{f0} \quad \text{II.29}$$

$$i_q = \text{Re} \{ \dot{I}_q \} + \Delta i_q$$

$$i_q = E_m [A_3 \cos(s\omega t) + A_4 \sin(s\omega t)] + k_{f2} i_{f0} \quad \text{II.30}$$

#### 4. Expressão da Corrente da Armadura

Da 1.<sup>a</sup> equação do sistema I.2 obtemos para a corrente da armadura o que segue:

$$i_a = i_d \cos\theta + i_q \sin\theta$$

Lembrando que  $\theta = (1-s)\omega t + \lambda$ , e  $i_d$  e  $i_q$  são dadas pelas expressões II.29 e II.30, obtemos para  $i_a$  a seguinte expressão:

$$\begin{aligned} i_a = & \frac{E_m}{2} \{ C_1 \cos(\omega t + \lambda) + C_2 \sin(\omega t + \lambda) + \\ & + C_3 \cos[(1-2s)\omega t + \lambda] + C_4 \sin[(1-2s)\omega t + \lambda] \} \\ & - k_{f1} i_{f0} \cos[(1-s)\omega t + \lambda] + k_{f2} i_{f0} \sin[(1-s)\omega t + \lambda] \end{aligned} \quad \text{II.31}$$

$i_{f0}$  = corrente de excitação

As constantes estão definidas no Apêndice 2.

Analisando a expressão II.31, observamos que a corrente da armadura consiste de três componentes a saber: uma componente fundamental ( $i_{a1}$ ) que alterna com a frequência da fonte e que é a componente útil da corrente da armadura; uma componente ( $i_{a2}$ ) de frequência  $(1-2s)\omega/2\pi$  que surge devido à assimetria magnética do circuito rotórico, desaparecendo quando a máquina síncrona for de rotor liso e estiver com campo aberto, como no caso dos turbo-geradores, e uma componente ( $i_{a3}$ ) de frequência  $(1-s)\omega/2\pi$ , devido à presença da corrente contínua de excitação, que será nula quando o campo estiver desexcitado.

#### 4.1 - Análise Física das Diversas Componentes da Corrente de Armadura

$$i_{a1} = \frac{E_m}{2} \{C_1 \cos(\omega t + \lambda) + C_2 \sin(\omega t + \lambda)\}$$

(frequência do barramento) (f)

$$i_{a2} = \frac{E_m}{2} \{C_3 \cos[(1-2s)\omega t + \lambda] + C_4 \sin[(1-2s)\omega t + \lambda]\}$$

(frequência  $(1-2s)f$ )

$$i_{a3} = -k_{f1} i_{f0} \cos[(1-s)\omega t + \lambda] + k_{f2} i_{f0} \sin[(1-s)\omega t + \lambda]$$

(frequência  $(1-s)f$ )

Diante de tensões equilibradas aplicadas ao estator da máquina síncrona, cria-se um campo girante de induções que revolve à velocidade de sincronismo ( $\omega = \frac{2\pi f}{p}$ ) em relação ao estator. Como temos velocidade relativa entre o campo girante e o rotor, serão induzidas correntes no campo, com frequência  $s\omega$ . Esta corrente produzirá um campo de induções pulsante que, para fins de análise, pode ser decomposto em duas componentes girantes em relação ao indutor, em sentidos opostos e com velocidades  $(s\omega)$  e  $(-s\omega)$ , à semelhança do que ocorre nos motores de indução monofásicos.

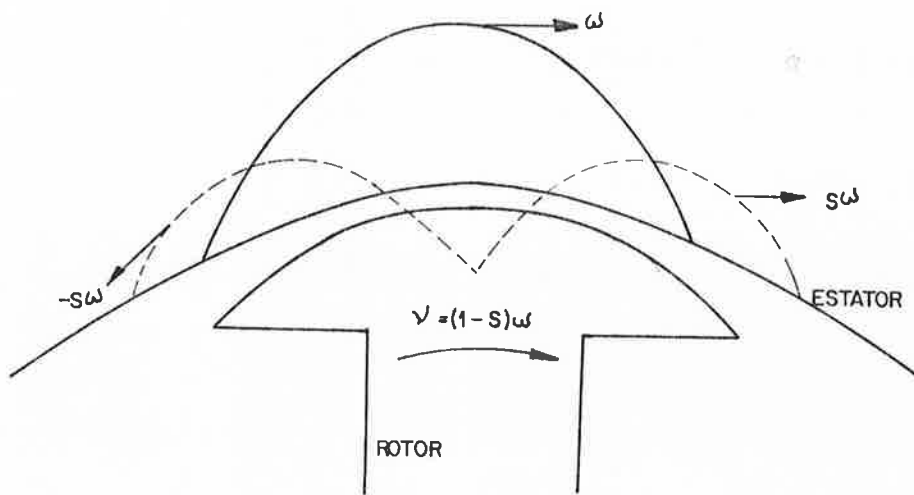


Figura II.1 - Representação das Componentes de Campo

Para uma rotação  $v$  instantânea do rotor, as velocidades das componentes citadas, em relação ao estator, serão:

$$v_e^+ = v + s\omega = (1-s)\omega + s\omega = \omega$$

$$v_e = v = s\omega = (1-s)\omega = \omega = (1-2s)\omega$$

A primeira componente que gira no sentido do campo girante da armadura com a mesma velocidade  $\omega$ , interage com essa armadura, sendo responsável por uma parcela da componente fundamental ( $i_{a1}$ ). A segunda componente de fluxo, com velocidade  $(1-2s)\omega$  em relação aos condutores do estator, induz correntes  $i_{a2}$  de frequência  $(1-2s)f$ , tendentes a anular tal componente de fluxo.

A terceira componente da corrente da armadura ( $i_{a3}$ ) decorre da componente contínua  $i_{f0}$  da corrente de excitação, fornecida pela excitatriz, variando com a frequência  $(1-s)f$ . Note-se que a mesma desaparecerá quando o campo estiver desexcitado.

## 5. Expressões das Potências

As potências ativas e reativas, desenvolvidas pela máquina em regime, são obtidas da tensão terminal e da corrente de regime para cada escorregamento  $s$ , como segue:

$$S = P + jQ = V \cdot I^*$$

sendo,

$$P = e_d i_d + e_q i_q \quad \text{II.32}$$

$$Q = e_q i_d - e_d i_q \quad \text{II.33}$$

## 5.1 - Potência Ativa

Substituindo os valores conhecidos de  $e_d$  (II.1),  $e_q$  (II.2),  $i_d$  (II.29) e  $i_q$  (II.30) na equação II.32 temos:

$$P = \frac{E_m^2}{2} C_1 + \frac{E_m^2}{2} [C_3 \cos(2s\omega t) + C_4 \sin(2s\omega t)] - \\ - E_m i_{f0} [k_{f1} \cos(s\omega t) + k_{f2} \sin(s\omega t)] \quad \text{II.34}$$

A expressão II.34 mostra que a potência ativa  $\bar{P}$  é composta de 3 componentes,  $P_1$ ,  $P_2$  e  $P_3$ , das quais somente  $P_1$  tem valor médio diferente de zero, representando a potência assíncrona útil. As demais,  $P_2$  e  $P_3$ , são potências pulsantes de valor médio nulo e suas naturezas serão justificadas no item 5.2, onde analisaremos os correspondentes conjugados.

Podemos desde já adiantar que  $P_2$  decorre da assimetria magnética do rotor, sendo reduzida quando a máquina for de polos lisos;  $P_3$  decorre da componente contínua  $i_{f0}$  de excitação do campo.

## 5.2 - Potência Reativa

Substituindo os valores já conhecidos de  $e_d$ ,  $e_q$ ,  $i_d$  e  $i_q$  na expressão II.33 obtemos:

$$Q = -\frac{E_m^2}{2} C_2 + \frac{E_m^2}{2} [-C_3 \sin(2s\omega t) + C_4 \cos(2s\omega t)] +$$

$$E_m i_{f0} [k_{f1} \sin(s\omega t) + k_{f2} \cos(s\omega t)] \quad \text{II.35}$$

As mesmas considerações feitas em relação aos tipos de Potência Ativa são feitas em relação à Potência Reativa, observando-se apenas que a componente independente do tempo (a ser designada  $Q_1$ ) é negativa. Isto significa que a máquina fornece reativos (capacitivos) ao sistema, o que equivale a absorver reativos (indutivos), outro fato importante a ser levado em consideração na operação assíncrona, pois o sistema deverá possuir uma reserva suficiente de potência reativa para suprir esta demanda que, eventualmente, pode atingir valores proibitivos para elevados escorregamentos. Uma maneira adequada para analisar este fenômeno está na utilização do diagrama de fasores (figura II.2), válido para a componente de frequência fundamental da corrente. Como se sabe, a máquina síncrona neste regime se comporta tal qual um gerador de indução no que se refere à sua componente fundamental de corrente, fornecendo portanto apenas correntes capacitivas, ou seja, adiantadas em relação a tensão do barramento.

Nessa figura,  $\dot{V}$  representa a tensão constante no barramento e  $\dot{I}$  a corrente ditada por  $\dot{V}$  e pelas características do sistema. Nestas condições, se  $\dot{I}_{a1}$  é a componente fundamental fornecida pela máquina na operação assíncrona, o restante do sistema deverá, obrigatoriamente, contribuir com a componente  $\dot{I}_{rs}$ , à qual poderão corresponder as elevadas potências reativas, conforme mencionadas.

Note-se que, em valores eficazes teremos:

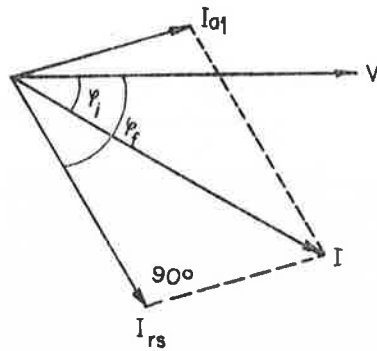


Figura II.2 - Comportamento das Correntes Após Perda de Sincronismo

$$|I_{a2}| = |P_2| = |Q_2| \quad \text{e} \quad |I_{a3}| = |P_3| = |Q_3|$$

quando a tensão do barramento for 1 pu.

#### 6. Expressão do Conjugado Eletromagnético

A equação I.8 nos permite determinar o conjugado eletromagnético e, por consequente, sua variação no tempo, quando se conhecem os valores de  $\psi_d$  (II.27),  $\psi_q$  (II.28),  $i_d$  (II.29) e  $i_q$  (II.30) que substituídos naquela equação I.8 nos conduzem a:



$$f_e = \frac{Em^2}{2} [G_1 + G_3 \cos(2s\omega t) + G_4 \sin(2s\omega t)] +$$

$$Em i_{fU} [G_5 \cos(s\omega t) + G_6 \sin(s\omega t)] + i_{fU}^2 G_2 \quad \text{II.36}$$

cuja constantes estão definidas no Apêndice 2.

### 6.1 - Análise Física de Diversas Componentes do Conjugado Eletromagnético

Observando-se a expressão do conjugado eletromagnético (II.36), vemos que o mesmo inclui quatro componentes, a saber: duas componentes independentes do tempo,  $f_1$  e  $f_4$ , e duas componentes de valor médio nulo,  $f_2$  e  $f_3$ , de frequências  $2s\omega/2\pi$  e  $s\omega/2\pi$  respectivamente. As expressões dessas componentes são:

$$f_1 = \frac{Em^2}{2} G_1 - \text{independente do tempo}$$

$$f_2 = \frac{Em^2}{2} [G_3 \cos(2s\omega t) + G_4 \sin(2s\omega t)] \quad \text{frequência } 2s\omega/2\pi$$

$$f_3 = Em i_{fU} [G_5 \cos(s\omega t) + G_6 \sin(s\omega t)] \quad \text{frequência } s\omega/2\pi$$

$$f_4 = i_{fU}^2 G_2$$

na análise dessas expressões pode-se concluir que:

- a)  $f_1$  provêm da interação do campo girante resultante na armadura com o campo girante do enrolamento amortecedor e com a componente de rotação  $+s\omega$  mantida pelas correntes induzidas no enrolamento de campo. Tal conjugado varia apenas com o escorregamento  $s$  e será responsável pela parcela constante da Potência Ativa, que é a potência útil desenvolvida nesta operação.
- b)  $f_2$  provêm do efeito da saliência dos polos (conjugado de relutância) e da componente de rotação  $-s\omega$  mantida pelas correntes induzidas no enrolamento do campo. Este conjugado é responsável pela componente pulsante da potência ativa, de frequência  $2sf$ .

A fundação, bem como o eixo e acoplamento do sistema gerador - turbina deverão estar dimensionados para suportar tais conjugados.

- c)  $f_3$  provêm da interação entre o campo resultante na armadura e o campo mantido pela componente contínua de excitação,  $i_{f0}$ , imposta pela excitatriz. Obviamente, com o campo desexcitado esta componente  $f_3$  será nula.
- d)  $f_4$  é uma parcela constante do conjugado eletromagnético, responsável pelo acréscimo das perdas joule na resistência da armadura. Esta parcela resulta de uma componente da corrente da armadura produzida pela corrente de excitação. Tal componente é nula se desprezarmos o efeito da  $r_a$ , quando  $G_2 = 0$ .

## 7. Corrente Induzida no Enrolamento de Campo

As equações de circuito para os enrolamentos segundo o eixo direto nos fornecem as equações I.14 a I.16, que juntamente com a equação I.9 fornece o seguinte siste

ma para  $e_f = 0$ .

$$\psi_d = L_{md} i_f + L_{md} i_{kd} + (L_{md} + l_a) i_d \quad \text{II.37}$$

$$e_f = 0 = [r_f + (L_{md} + l_f) p] i_f + L_{md} p i_{kd} + L_{md} p i_d \quad \text{II.38}$$

$$e_{kd} = 0 = L_{md} p i_f + [r_{kd} + (L_{md} + l_{kd}) p] i_{kd} + L_{md} p i_d \quad \text{II.39}$$

$$\psi_d = \frac{x_d(p)}{\omega} i_d \quad \text{II.40}$$

Lembrando que todas as grandezas variam senoidalmente com a frequência  $\omega$ , podemos representar o sistema de equações II.37 a II.40 fasorialmente, bastando para isso substituir  $p = d/dt$  por  $j\omega$ . Assim sendo, obtemos:

$$\dot{\psi}_d = L_{md} \dot{i}_f + L_{md} \dot{i}_{kd} + (L_{md} + l_a) \dot{i}_d \quad \text{II.41}$$

$$0 = [r_f + (L_{md} + l_f) j\omega] \dot{i}_f + j\omega L_{md} \dot{i}_{kd} + j\omega L_{md} \dot{i}_d \quad \text{II.42}$$

$$0 = j\omega L_{md} \dot{i}_f + [r_{kd} + (L_{md} + l_{kd}) j\omega] \dot{i}_{kd} + j\omega L_{md} \dot{i}_d \quad \text{II.43}$$

$$\dot{\psi}_d = \frac{1}{\omega} X_d(j\omega) \dot{i}_d \quad \text{II.44}$$

Resolvendo o sistema II.41 a II.44 obtemos  $\dot{i}_f$  em função de  $\dot{\psi}_d$ :

$$\dot{i}_f = \omega(F_1 + jF_2) \dot{\psi}_d \quad \text{II.45}$$

II.20

$$0 = [r_{kd} + (L_{md} + l_{kd}) p] i_{kd} + L_{md} p i_d \quad \text{II.50}$$

$$\psi_d = \frac{1}{\omega} x_d(p) i_d \quad \text{II.51}$$

Como todas as grandezas variam senoidalmente com a frequência  $\omega$ , a exemplo de casos anteriores o sistema de equações II.48 a II.51 pode ser escrito, fasorialmente, como segue:

$$\dot{\psi}_d = L_{md} \dot{i}_{kd} + (L_{md} + l_a) \dot{i}_d \quad \text{II.52}$$

$$\dot{E}_f = jsx_{md} \dot{i}_{kd} + jsx_{md} \dot{i}_d \quad \text{II.53}$$

$$0 = [r_{kd} + js(x_{md} + x_{kd})] \dot{i}_{kd} + jsx_{md} \dot{i}_d \quad \text{II.54}$$

$$\dot{\psi}_d = \frac{1}{\omega} x_d(j\omega) \dot{i}_d \quad \text{II.55}$$

Resolvendo em função de  $\dot{i}_d$ , obtemos:

$$\dot{E}_f = (Q_1 + jQ_2) \dot{i}_d \quad \text{II.56}$$

onde  $Q_1$  e  $Q_2$  são definidas no Apêndice 2.

Lembrando que a componente alternativa de  $\dot{i}_d$  é dada por (II.29), podemos determinar  $e_f$  em função do tempo, fazendo a transformação inversa de II.56. O resultado será:

$$e_f = E_m [R_1 \cos(\omega t) + R_2 \sin(\omega t)] \quad \text{II.57}$$

onde  $R_1$  e  $R_2$  são definidas no Apêndice 2.

## 9. Apresentação do Programa

A determinação do comportamento da máquina síncrona, após a perda de sincronismo devida à perda de excitação, foi realizada mediante um programa em FORTRAN implantado no computador B-6700 do Centro de Computação Eletrônica da Escola Politécnica da U.S.P., cujo fluxograma é o que segue:

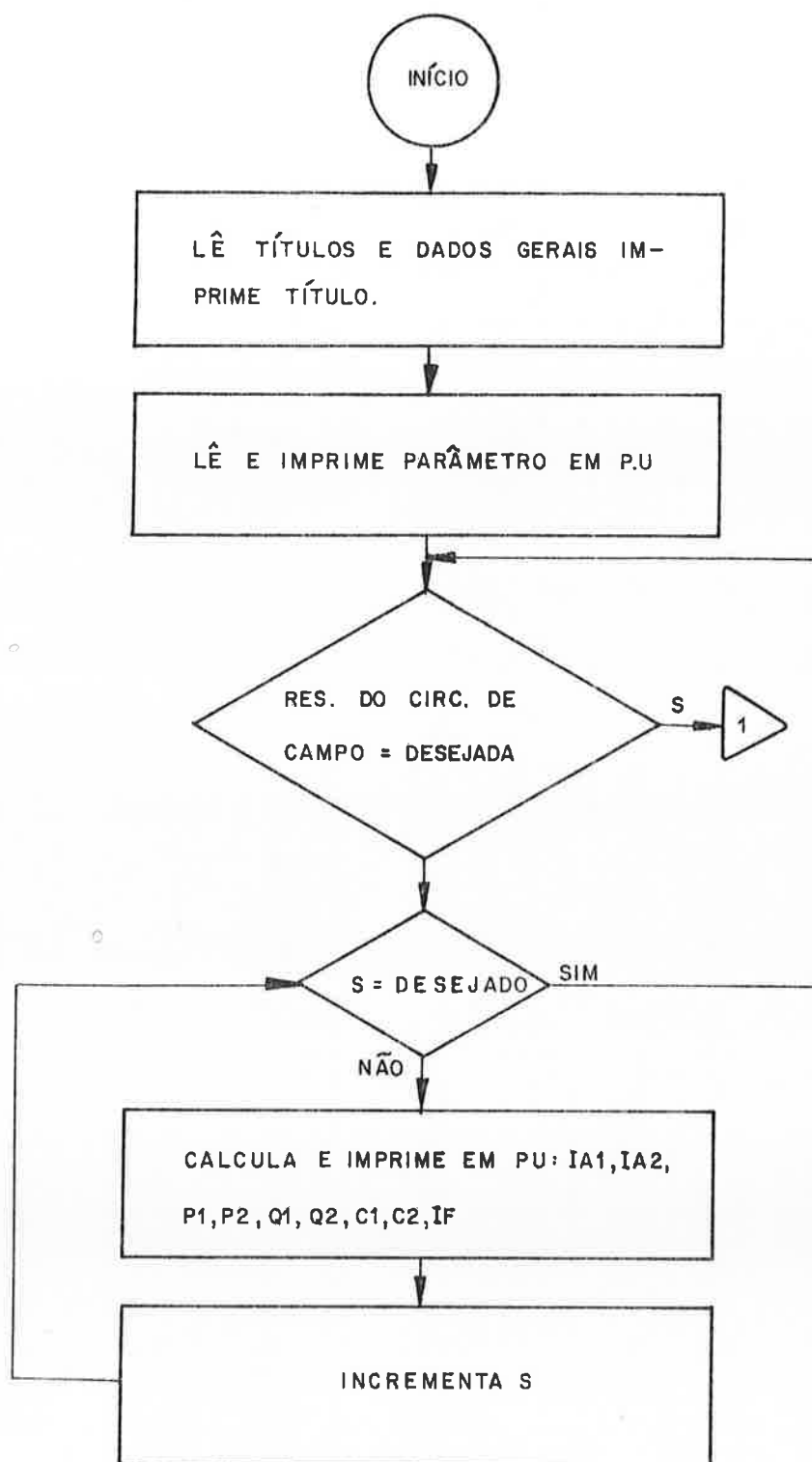
## 10. Previsão do Comportamento de Duas Máquinas Síncronas Após Perda de Excitação

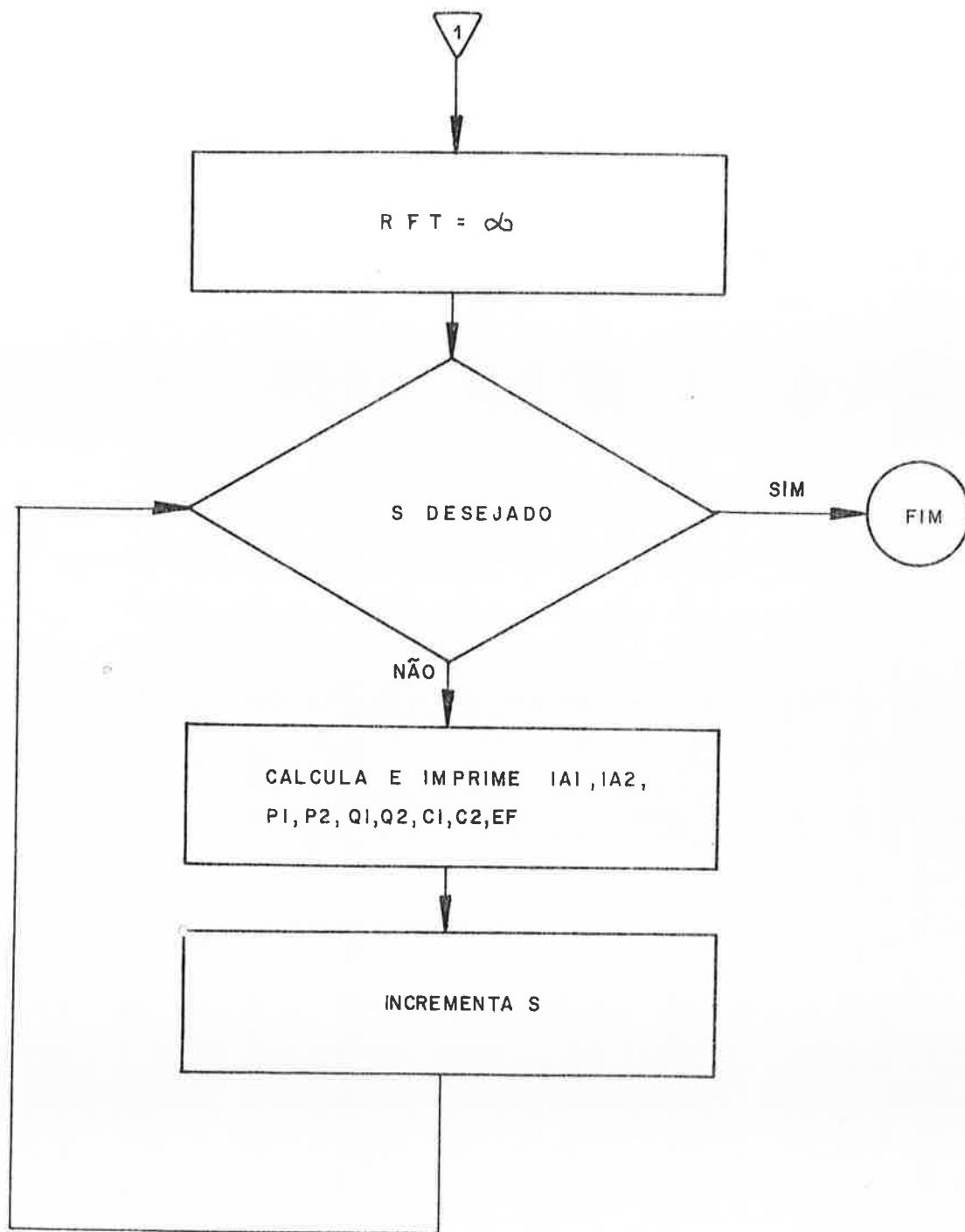
Uma aplicação direta do trabalho aqui proposto, é a previsão do comportamento de duas máquinas síncronas, sendo uma delas um turbo-gerador de 82,5 MVA e a outra um hidro-gerador de 45 MVA, cujos dados estão listados na tabela II.1.

Admite-se que a interligação entre cada máquina e o barramento é feita através de uma reatância externa  $x_e$  que pode ser a reatância de um transformador entre o barramento e a máquina em questão.

Para analisar a influência de  $x_e$  no comportamento assíncrono, determinamos também os desempenhos de ambas as máquinas quando  $x_e$  é nula.

Como no gerador de indução, a inserção de resistores em série com o circuito do rotor produz alterações nas características potência - escorregamento e conjugado - escorregamento. Verificaremos aqui o comportamento de ambas as máquinas diante do fechamento de seus circuitos de campo através de resistores.





Na prática este é um fato real, pois na maioria das máquinas síncronas de grande porte um resistor da ordem de 10 vezes a resistência do enrolamento de campo é conectado em paralelo com este, visando atenuar sobretensões e proteger, assim, a excitatriz por ocasiões de transitórios.

Gerador	82,5 MVA (turbo)	45 MVA (hidro)
$x_a$	0,1800	0,2300
$x_f$	0,0800	0,0920
$x_{kd}$	0,1730	0,0130
$x_{kq}$	0,0530	0,1100
$x_{md}$	2,0200	0,8500
$x_{mq}$	2,0200	0,4000
$r_a$	0,0020	0,0049
$r_f$	0,0016	0,0006
$r_{kd}$	0,0208	0,0124
$r_{kq}$	0,0200	0,0316

Tabela II.1 - Dados dos Geradores em pu

### 10.1 - Característica Potência Assíncrona x Escorregamento

A figura II.4 mostra o comportamento da potência assíncrona com o escorregamento e indica que, para cada  $s$  prefixado, a potência assíncrona do turbo-gerador é maior que a correspondente no hidro-gerador. Note-se também que o máximo da potência assíncrona ocorre para baixos valores de escorregamento quando o campo é curto-circuitado diretamente. Verifica-se ainda que o escorregamento para potência as



síncrona máxima aumenta quando curto-circuitamos o campo através de um resistor de escape.

No caso de o enrolamento de campo estar em circuito aberto, a potência assíncrona máxima é obtida para valores bem elevados de escorregamento.

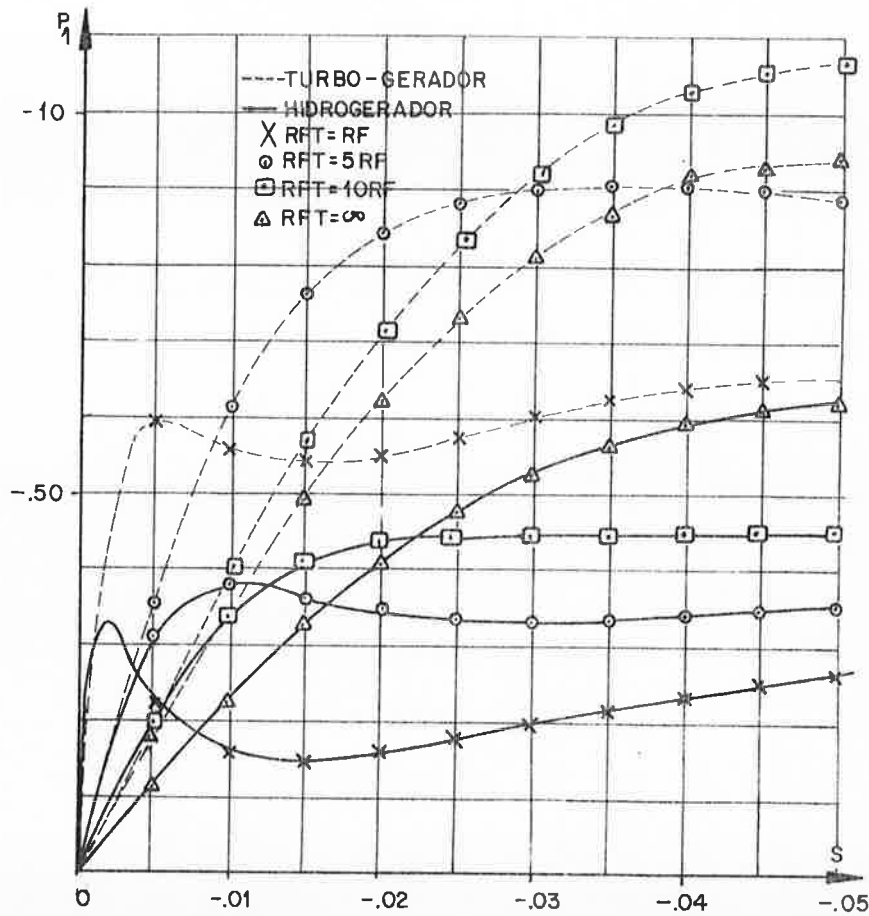


Figura II.4 - Potência Assíncrona x Escorregamento  
 $x_e = 0,15 \text{ pu}$   
 $R_{FT}$  = Resistência total do circuito do campo

## 10.2 - Característica da Componente Fundamental da Corrente da Armadura x Escorregamento

No item 10.1, verificamos que a potência assíncrona para um dado escorregamento é maior no turbo-gerador que no hidro-gerador; no entanto, a figura II.5 mostra que a componente fundamental da corrente da armadura, para baixos escorregamentos, é bem maior no hidro-gerador que no turbo-gerador. A explicação deste fato está no entreferro do turbo-gerador que, porcentualmente é bem menor do que o do hidro-gerador, implicando em maiores reatâncias síncronas para os turbo-geradores. Além disso, acrescenta-se o fato da assimetria magnética dos hidro-geradores, devido a seus polos salientes.

Devemos ressaltar que para elevados escorregamentos as diferenças não são tão pronunciadas. Sob o ponto de vista de corrente do estator, o máximo escorregamento permitido para esta operação é ditado pelas sobrecorrentes admissíveis pelos enrolamentos. As normas internacionais normalmente especificam 25% de sobrecorrente durante 1 hora a cada seis de funcionamento e 50% durante 1 minuto a cada 24 horas de funcionamento.

## 10.3 - Característica Potência Pulsante x Escorregamento

A característica pulsante da potência ativa é um fator importante a ser considerado nesta operação, pois o conjugante pulsante que a acompanha provocará esforços indesejáveis no acoplamento e nas fundações, produzindo efeitos adversos nos componentes mecânicos do sistema e nas outras unidades em sua proximidade.

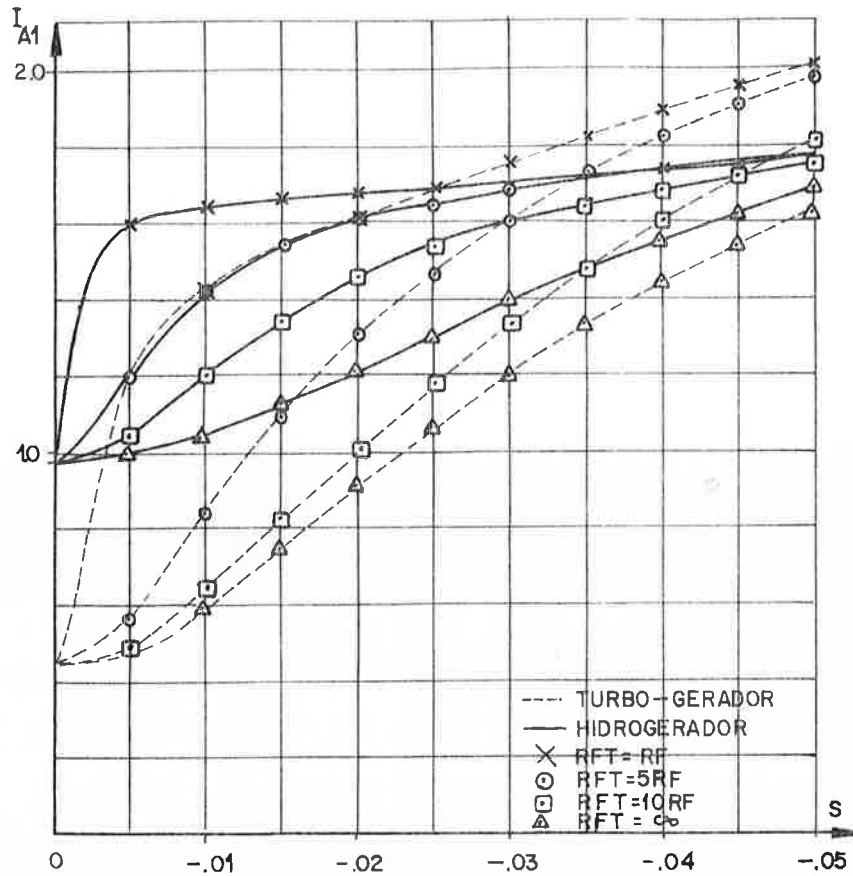


Figura II.5 - Característica Corrente Fundamental x  $E_s$  corregamento  $x_e = 0,15 pu$

No ítem 5.2, vimos que a potência pulsante  $P_2$  é igual, em pu, à componente pulsante da corrente da armadura de frequência  $(1-2s)\omega/2\pi$  e à componente pulsante da potência reativa de frequência  $2s\omega/2\pi$  quando a tensão do barramento for igual a 1 pu. Então tal característica também representará aquelas componentes em função do escorregamento para tensão de 1 pu no barramento.

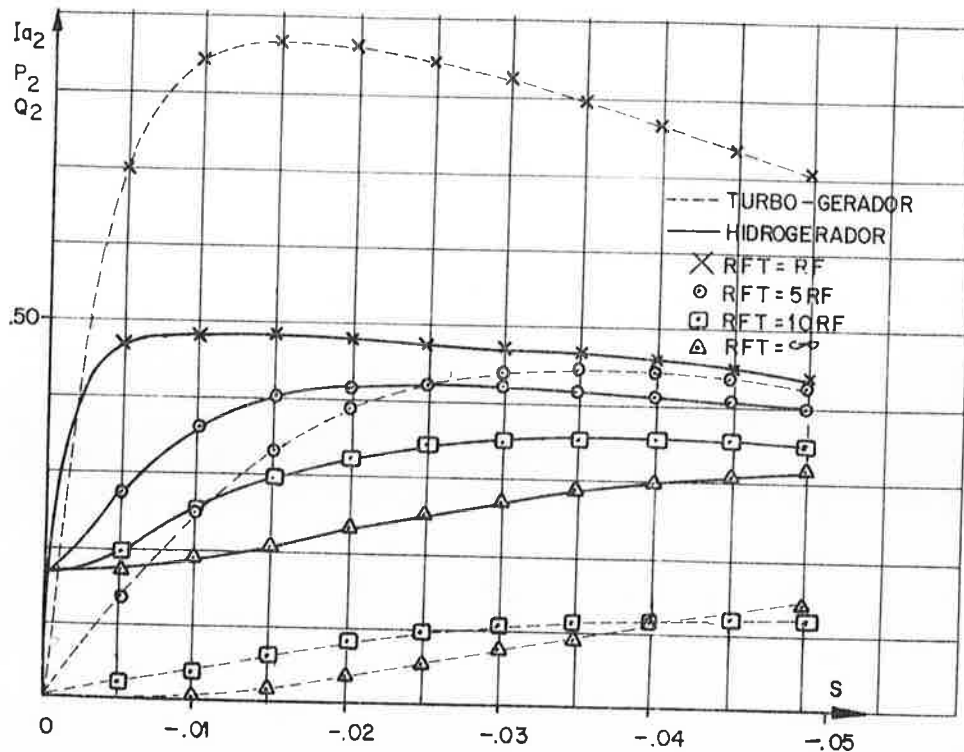


Figura II.6 - Características ( $I_{a2}$ ,  $P_2$ ,  $Q_2$ ) x Escorregamento  $x_e = 0,15$  pu

A observação da figura II.6 mostra que as amplitudes de  $P_2$ ,  $Q_2$  e  $I_{a2}$  são mínimas quando o enrolamento de campo está em circuito aberto, sendo que no turbo-gerador esta componente com o campo aberto é desprezível devido à assimetria magnética menos pronunciada neste tipo de máquina. Os valores máximos daquelas grandezas em função do escorregamento são encontradas com o curto-circuito direto do enrolamento de campo.

Logo, é possível determinar um resistor de escape adequado a ser conectado em paralelo com o enrolamento de campo, visando limitar a valores permissíveis tais pulsações e otimizar a operação assíncrona da máquina.

#### 10.4 - Potência Reativa x Escorregamento

Como vimos, a potência reativa (capacitiva) fornecida pela operação assíncrona, deverá ser compensada por uma potência reativa (indutiva) equivalente, a ser suprida pelo sistema, o que exige deste uma reserva adequada de reativos.

A figura II.7 mostra o comportamento da potência reativa em função do escorregamento para ambos os tipos de máquinas síncronas, verificando-se que reserva necessária de potência reativa no sistema, no caso do hidro-gerador é bem maior que no de turbo-gerador, para baixos escorregamentos, não sendo esta diferença tão pronunciada para elevados escorregamentos. Em ambos os casos, os valores mínimos de potência reativa ocorrem quando o enrolamento de campo está em aberto. Neste ponto, chegamos a uma conclusão importante sobre a operação assíncrona, qual seja: a conveniência da operação sob baixos escorregamentos, visto que a reserva de reativos de um sistema operando a plena carga é limitada.

#### 10.5 - Corrente Induzida no Enrolamento de Campo Fechado x Escorregamento

A figura II.8 mostra o comportamento da corrente induzida no enrolamento de campo quando o mesmo é fechado através de resistores de escape.

Comparando os valores atingidos pela corrente induzida com os valores nominais da corrente de campo para ambas as máquinas, vemos que aqueles valores não constituem fator limitante para esta operação, pois não serão atingidos valores que venham a colocar em risco o enrolamento. No turbo-ge

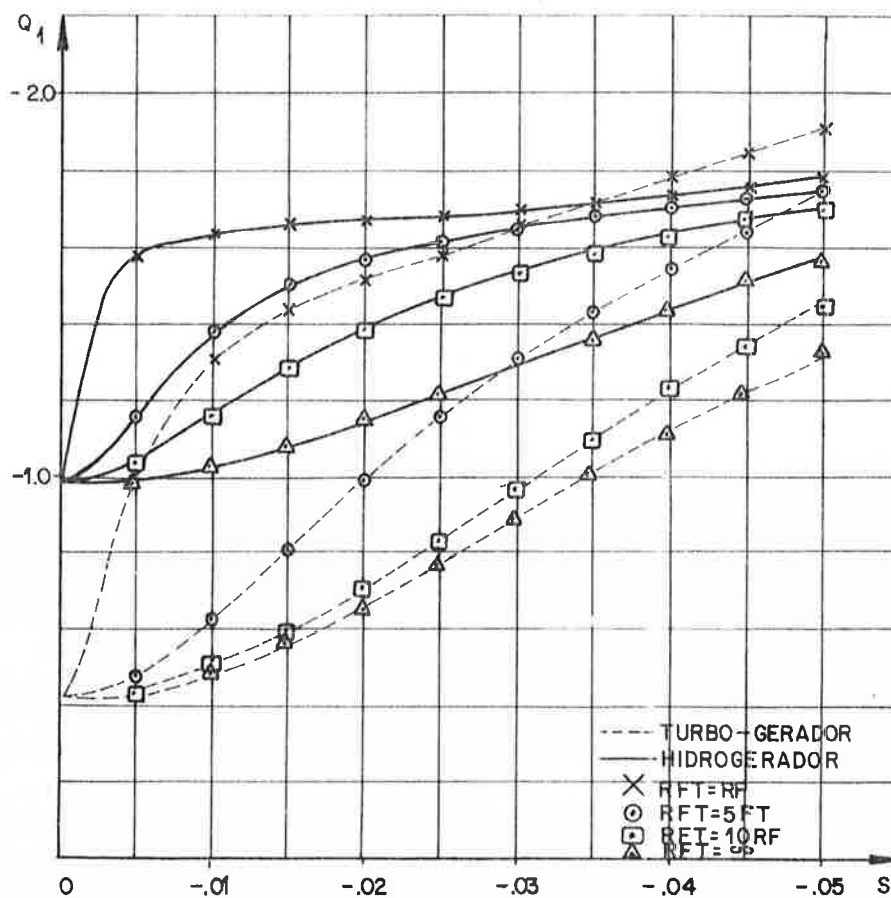


Figura II.7 - Característica Potência Reativa x Esco<sub>r</sub>ramento  $x_e = 0,15$  pu

rador, vemos que o tipo de conexão do enrolamento de campo que exige maiores cuidados é o curto-circuito direto, quando poderão ser atingidas sobrecargas de aproximadamente 70%.

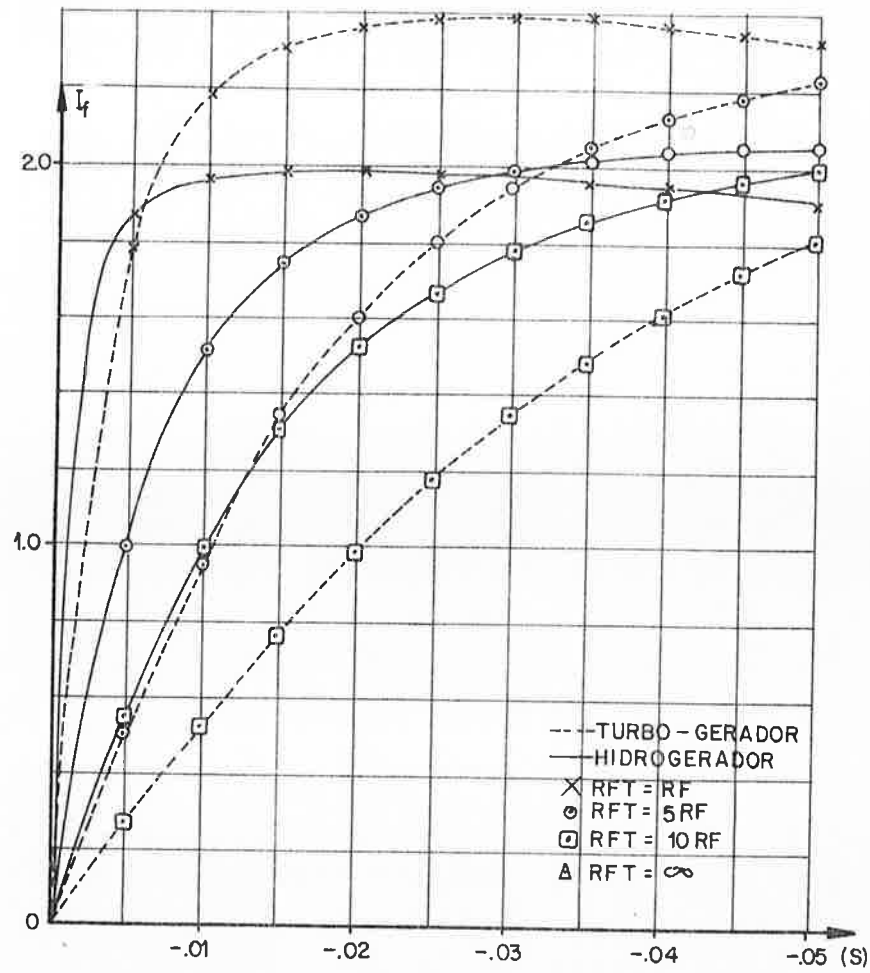


Figura II.8 - Corrente Induzida no Campo x Escorregamento  
 $x_e = 0,15 \text{ pu}$

corrente de excitação para plena carga para o TURBO = 1,430 pu

corrente de excitação para plena carga para o HIDRO = 2,210 pu

10.6 - Tensão Induzida com Enrolamentos de Campo em Aberto x Escorregamento

Nos itens anteriores vimos que as componentes pulsantes da corrente da armadura, bem como das potên

cias ativas e das potências reativas, para ambos os tipos de máquinas síncronas, atingem seus valores mínimos quando o enrolamento de campo está em circuito aberto. Ocorre, contudo que a potência assíncrona nesse caso, também é reduzida. A primeira vista, poder-se-ia recomendar a operação assíncrona com escorregamentos substanciais, visando aumentos da potência assíncrona, até limites a serem ditadas pelos correspondentes aumentos nas referidas componentes pulsantes.

Contudo, analisando as tensões induzidas no enrolamento de campo durante esta operação somos levados a abandonar este procedimento, pois os valores das tensões induzidas nos terminais deste enrolamento, por efeito de indutâncias mútuas, chegarão a níveis tais que poderão provocar danos permanentes em sua isolação.

A figura II.9 mostra o comportamento da tensão induzida nos terminais do enrolamento de campo em função do escorregamento que, comparados com seus valores nominais, indicam a impraticabilidade da operação assíncrona com os terminais do campo em aberto.

#### 10.7 - Conjugado Assíncrono x Escorregamento

As características conjugado assíncrono x escorregamento são semelhantes as características da potência assíncrona x escorregamento, valendo portanto as mesmas considerações já feitas no item 10.2.



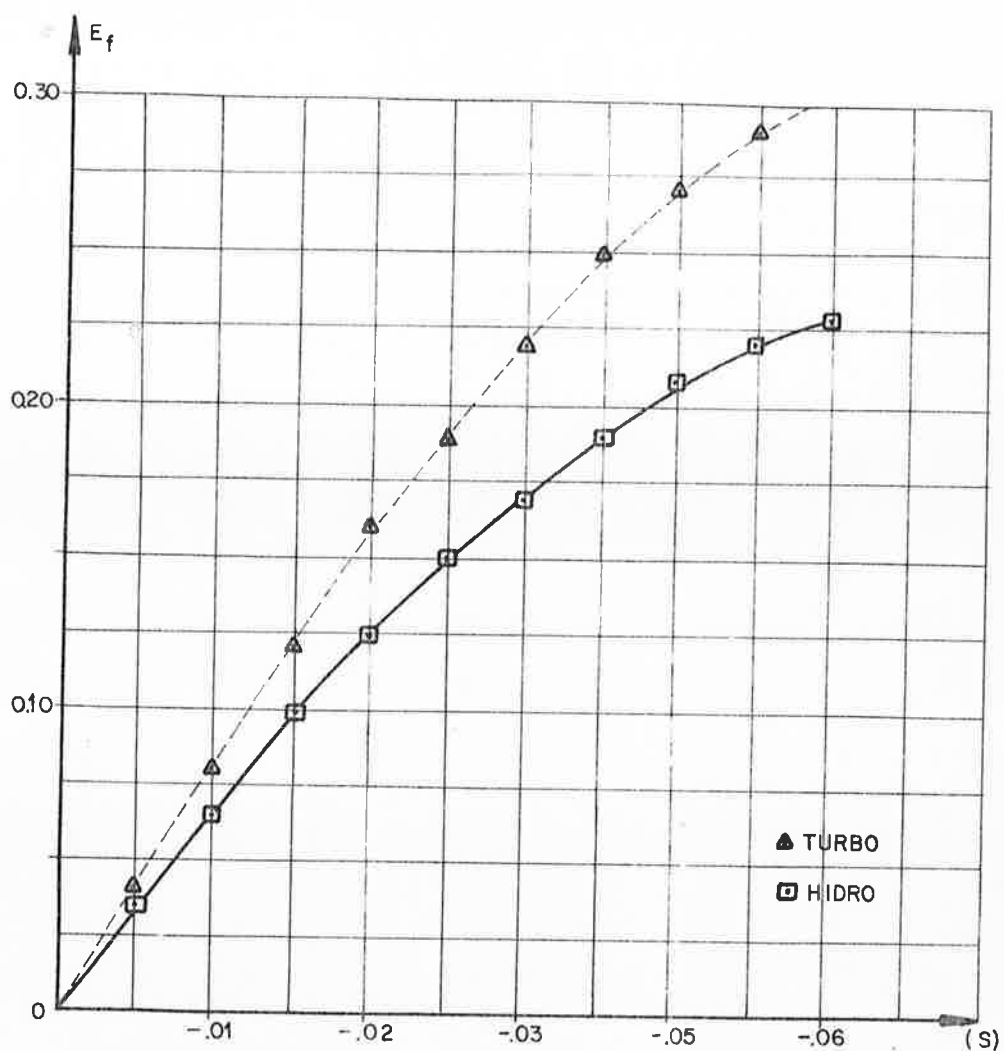


Figura II.9 - Tensão Induzida no Campo x Escorregamento  
 $x_e = 0,15$  pu

tensão nominal nos terminais do enrolamento de campo para obtenção da plena carga no TURBO ALTERNADOR = 0,0024 pu  
 tensão nominal nos terminais do enrolamento de campo para obtenção da plena carga para o HIDRO-GERADOR = 0,0014 pu

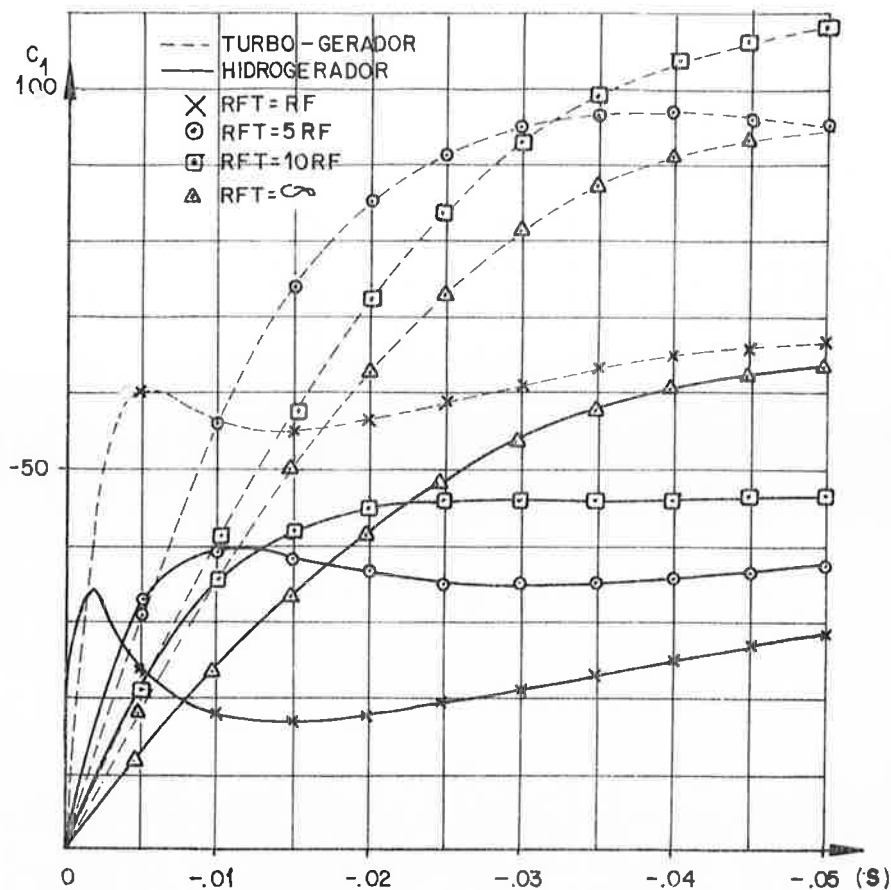


Figura II.10 - Conjugado Assíncrono x Escorregamento  
 $x_e = 0,15$  pu

### 10.8 - Conjugado Pulsante x Escorregamento

Como é de se esperar, o conjugado pulsante de frequência  $2s\omega/2\pi$  deve ter comportamento idêntico ao da potência pulsante de mesma frequência, devendo-se salientar, no entanto sua importância no que se refere às solicitações mecânicas do acoplamento e das fundações. Devemos, portanto, antes de

efetuarmos qualquer norma de procedimento sobre tal operação, cientificarmo-nos sobre o comportamento mecânico do sistema me diante tal solicitação.

A figura II.11 mostra valores eficazes desse conjugado pulsante, em função do escorregamento.

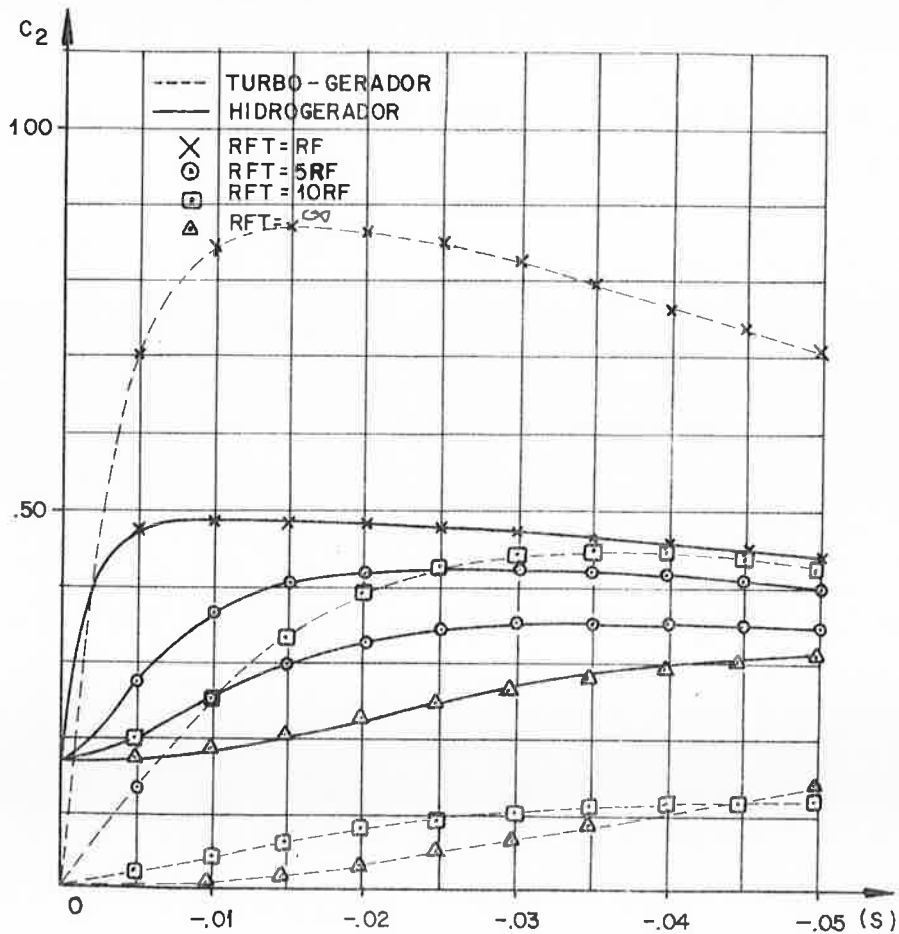


Figura II.11 - Conjugado Pulsante x Escorregamento  
 $x_e = 0,15$  pu

### 10.9 - Efeito da Reatância Externa $x_e$

Via de regra, o gerador é ligado ao barramento através de um transformador e uma linha de transmissão. Nos itens anteriores, foram analisados os comportamentos de várias grandezas, em função do escorregamento, admitindo uma reatância de 0,15 pu entre o gerador e o barramento. Tal reatância foi adicionada aos parâmetros da máquina síncrona. Neste item, admitiremos  $x_e = 0$ , isto é, uma tensão constante de 1 pu nos terminais da máquina e repetiremos a análise anteriormente desenvolvida para, ao final, compararmos os resultados que se obtêm com  $x_e = 0,15$  e  $x_e = 0$ .

As figuras II.12 a II.15 permitem comparar resultados das variáveis de maior interesse para a operação assíncrona, para o caso de enrolamentos de campo em curto-circuito.

A observação dessas figuras mostra que para um mesmo escorregamento, a reatância externa reduz os valores das referidas variáveis. No entanto, para escorregamentos suficientemente baixos, os efeitos de  $x_e$  são desprezíveis. Esta análise fornece resultados semelhantes para qualquer outro tipo de conexão do enrolamento de campo.

### 10.10 - O Efeito da Resistência da Armadura

Vários autores, em estudos de transições eletromecânicas, desprezam o efeito da resistência da armadura. Como consequência certos efeitos ficam mascarados, não permitindo uma análise completa do comportamento assíncrono. Neste estudo, os efeitos da resistência da armadura foram devidamen

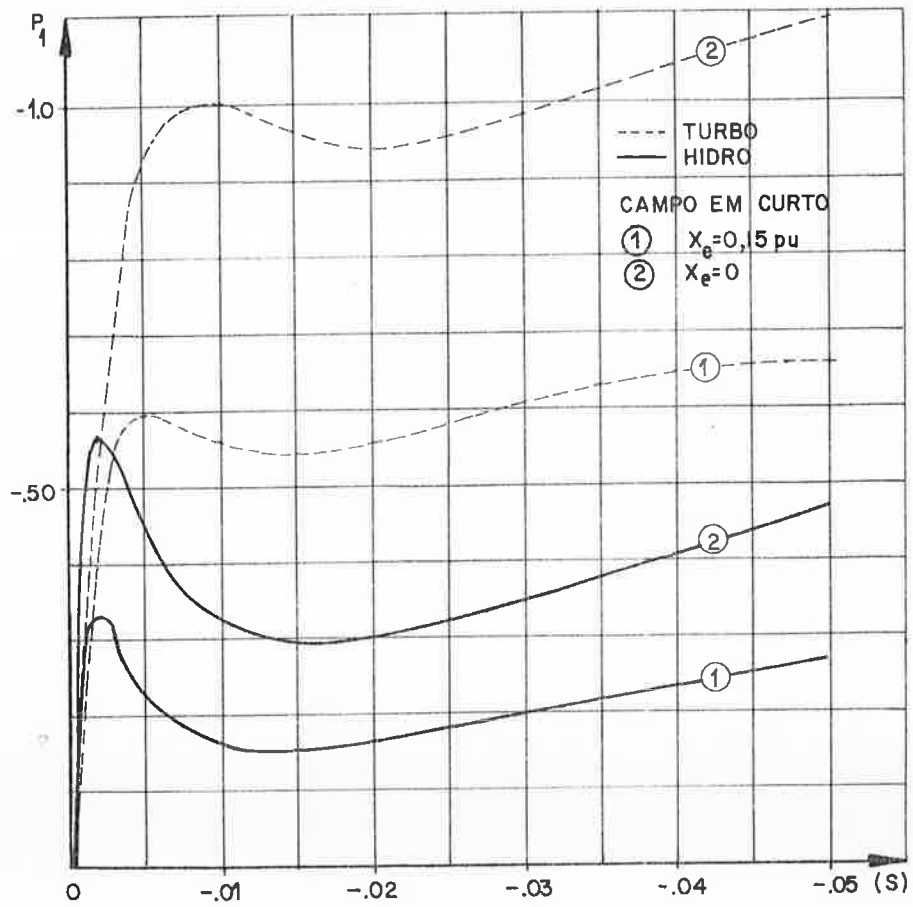


Figura II.12 - Potência Assíncrona x Escorregamento

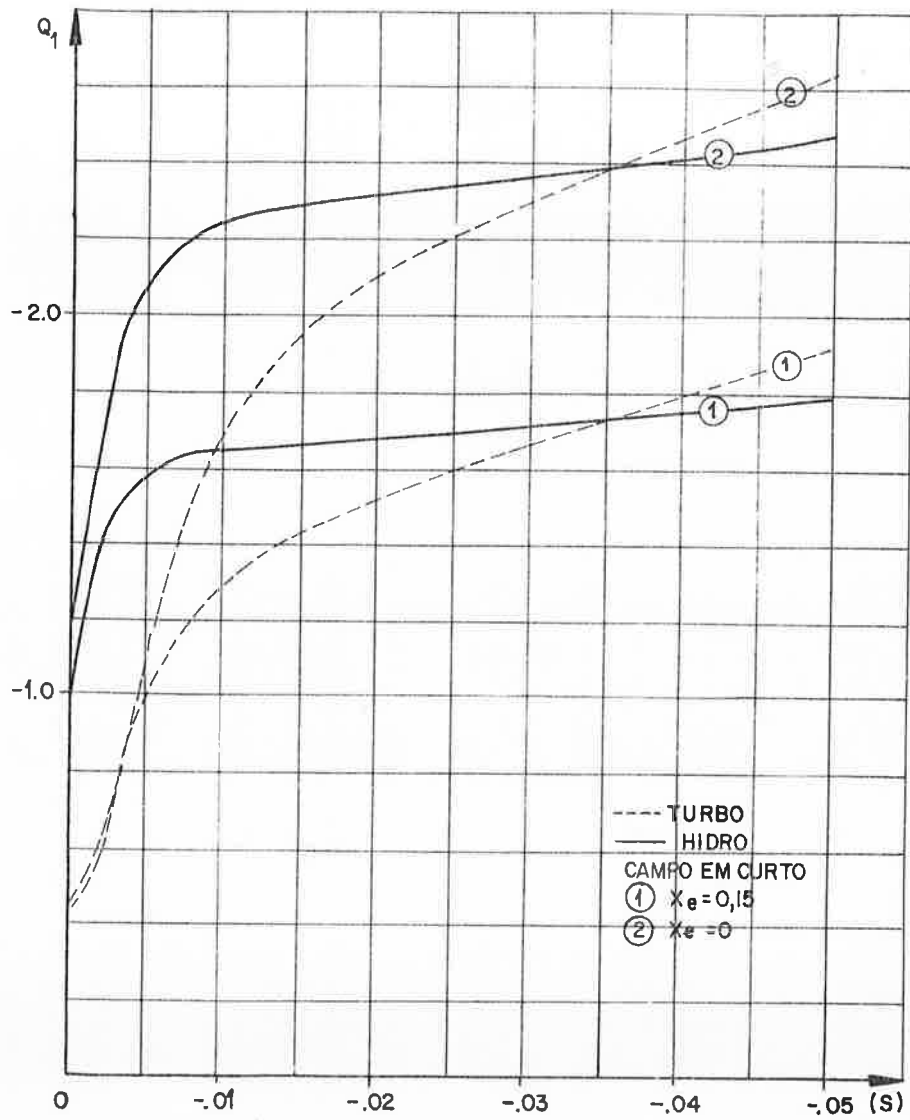


Figura II.13 - Potência Reativa x Escorregamento

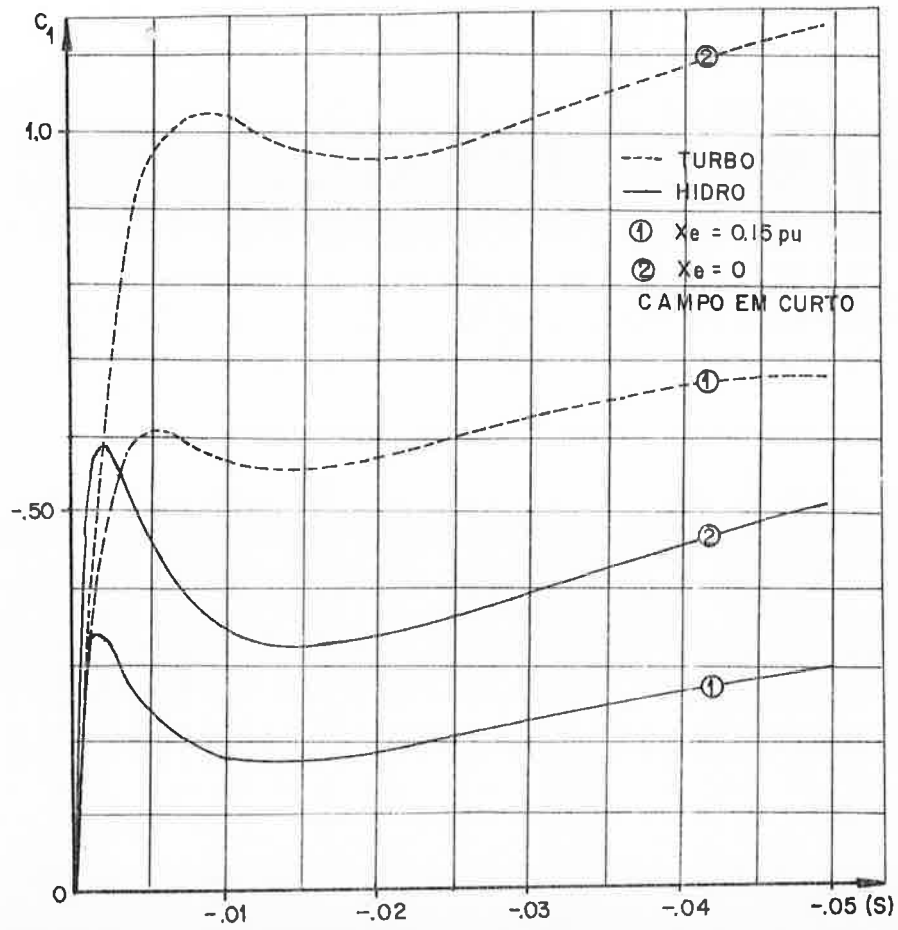


Figura II.14 - Conjugado Assíncrono x Escorregamento

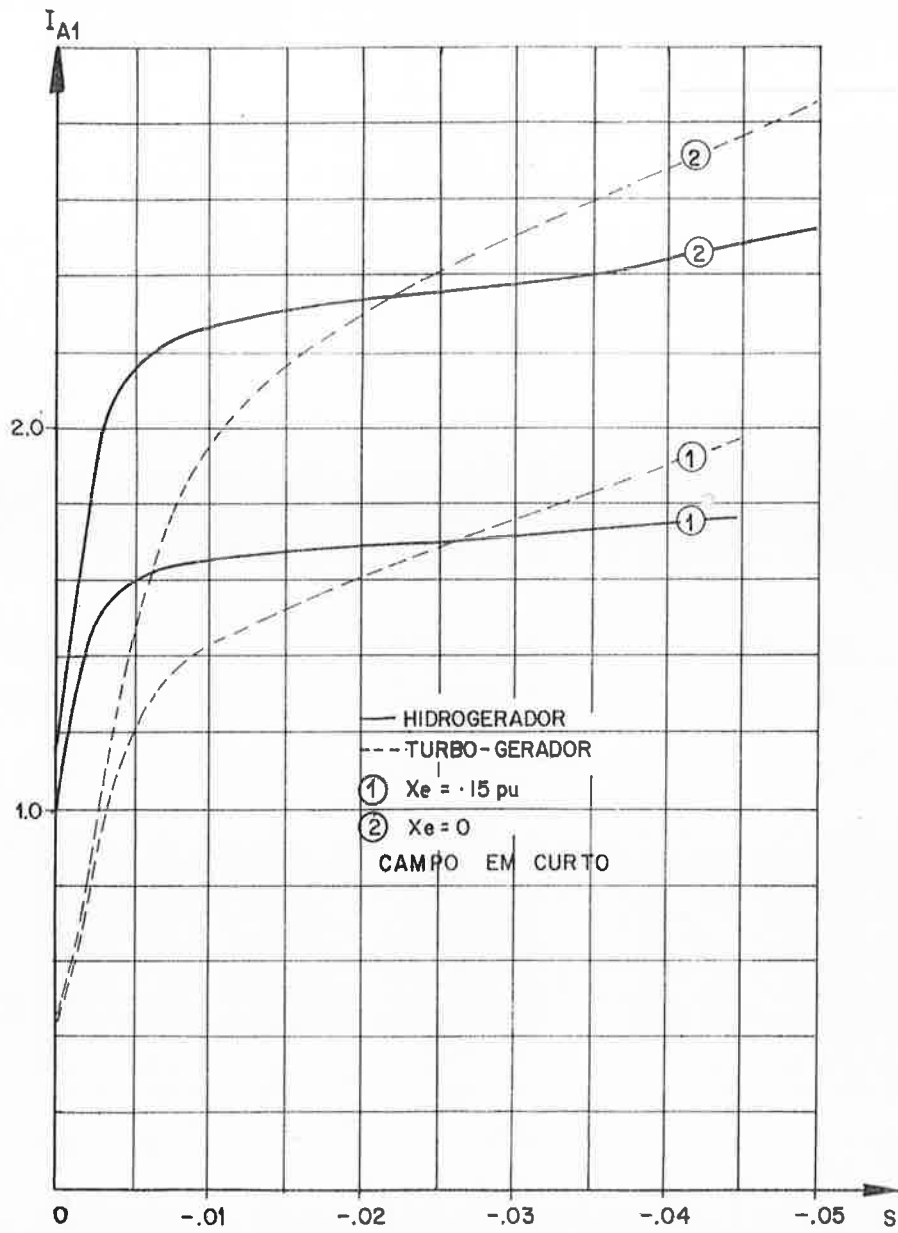


Figura II.15 - Corrente Fundamental x Escorregamento



te considerados.

Da análise desenvolvida conclui-se que durante a perda de sincronismo o efeito de  $r_a$  não é relevante (fig. II.16). No entanto, como veremos no Capítulo IV, o efeito de  $r_a$  pode ser bastante importante no momento da partida de alguns motores síncronos.

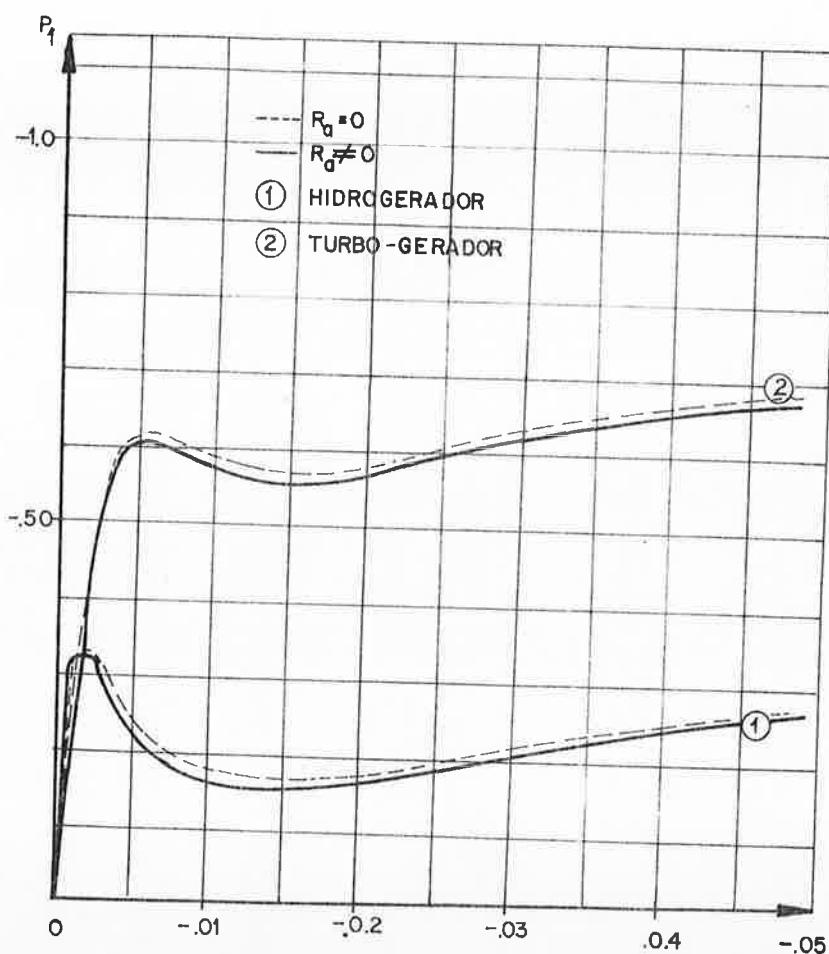


Figura II.16 - Efeito da Resistência da Armadura

## 10.11 - Comparação com Outro Trabalho

Como citamos no início deste trabalho, este tema já foi abordado por vários autores (16, 17, 18, 19). Entretanto a maioria desses trabalhos não permite comparações, de vez que os parâmetros dos geradores ensaiados não foram fornecidos, com exceção do trabalho da referência (16). Todavia seus autores só forneceram resultados para as Potências Assíncronas correspondentes a escorregamentos restritos à faixa de 0 a -0,5%.

A figura II.17 mostra a comparação dos resultados obtidos do nosso programa exposto no item 9 e no ensaio efetuado com o turbo-gerador objeto da referência (16), cujos dados encontram-se na tabela abaixo.

Potência . . . . .	75 MVA - TURBO
$x_d$ . . . . .	200 %
$x'_d$ . . . . .	20 %
$x''_d$ . . . . .	13 %
$x_a$ . . . . .	0,7 %
Constantes de tempo em segundos	
$T'_{do}$ . . . . .	11
$T'_d$ . . . . .	0,8
$T''_d$ . . . . .	0,035

Transformador

$x_e$  . . . . . 11,8 %

Conexão do Campo . . . . . curto-circuito

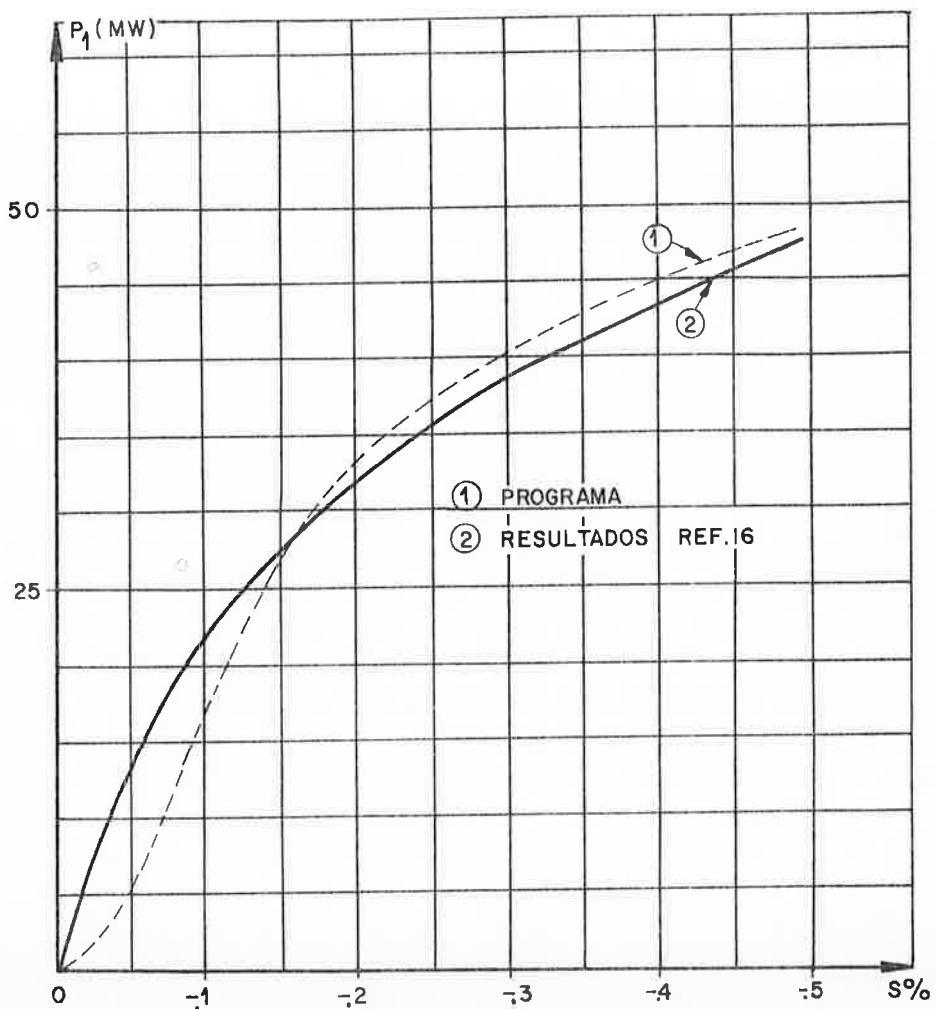


Figura II.17 - Potência em MW

CAPITULO III - VERIFICAÇÃO EXPERIMENTAL

Para estabelecer a validade do modelo matemático proposto, uma série de acionamentos assíncronos foram efetuados em uma máquina síncrona educacional do Laboratório de Máquinas Elétricas da Escola Politécnica da U.S.P., sendo a mesma de polos salientes girante, com rotor laminado.

Primeiramente, determinamos os parâmetros da máquina (tabela III.1) mediante os métodos apresentados no Apêndice 1 e em seguida, seu comportamento através do programa apresentado no item 9. Os resultados obtidos mostram claramente que os desvios observados encontram-se numa faixa tolerância bastante aceitável.

Potência . . . . .	:- 2 KVA
Tensão Nominal . . . . .	:- 230 V - trifásico
Tipo . . . . .	:- Polos salientes
$x_a$ % . . . . .	:- 9,42
$x_{md}$ % . . . . .	:- 151,10
$x_{mq}$ % . . . . .	:- 73,40
$x_f$ % . . . . .	:- 14,43
$x_{kd}$ % . . . . .	:- 13,43
$x_{kq}$ % . . . . .	:- 15,97
$r_a$ % . . . . .	:- 4,61
$r_f$ % . . . . .	:- 2,87
$r_{kd}$ % . . . . .	:- 24,87
$r_{kq}$ % . . . . .	:- 30,38

Tabela III.1 - Dados do Gerador Ensaiado

### Descrição do Ensaio e Tratamento dos Dados Obtidos

A máquina síncrona ensaiada foi acionada com rotações acima da síncrona por intermédio de uma máquina de corrente contínua, com os terminais do estator conectados a um barramento trifásico de 110V, correspondentes a 0,478 pu. A velocidade foi medida mediante processo estroboscópico.

Os sinais de tensão e corrente de linha foram registrados em fita magnética na taxa de aproximadamente 20 pontos por ciclo.

Os dados assim registrados foram tratados no computador do Departamento de Engenharia Naval do IPT-Instituto de Pesquisas Tecnológicas, tendo sido determinados, para cada ciclo, os valores correspondentes das potências ativa e reativa, bem como realizada a separação da componente pulsante da corrente resultante na armadura.

Tal procedimento, sem dúvida, nos conduziu a resultados bastantes mais precisos do que os que se obteriam das leituras de Potências e Correntes em instrumentos analógicos, ou mesmo digitais, mormente em se considerando que os valores das grandezas medidas são pulsantes no tempo.

O esquema de ligações para a montagem deste experimento é o da figura III.1.

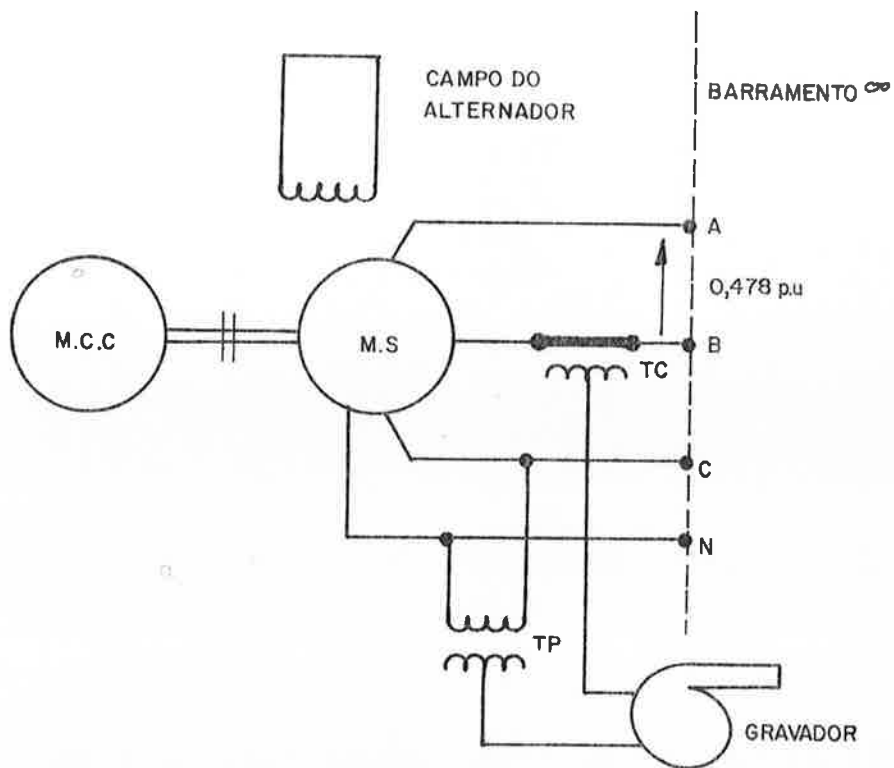


Figura III.1 - Esquema de Ligações

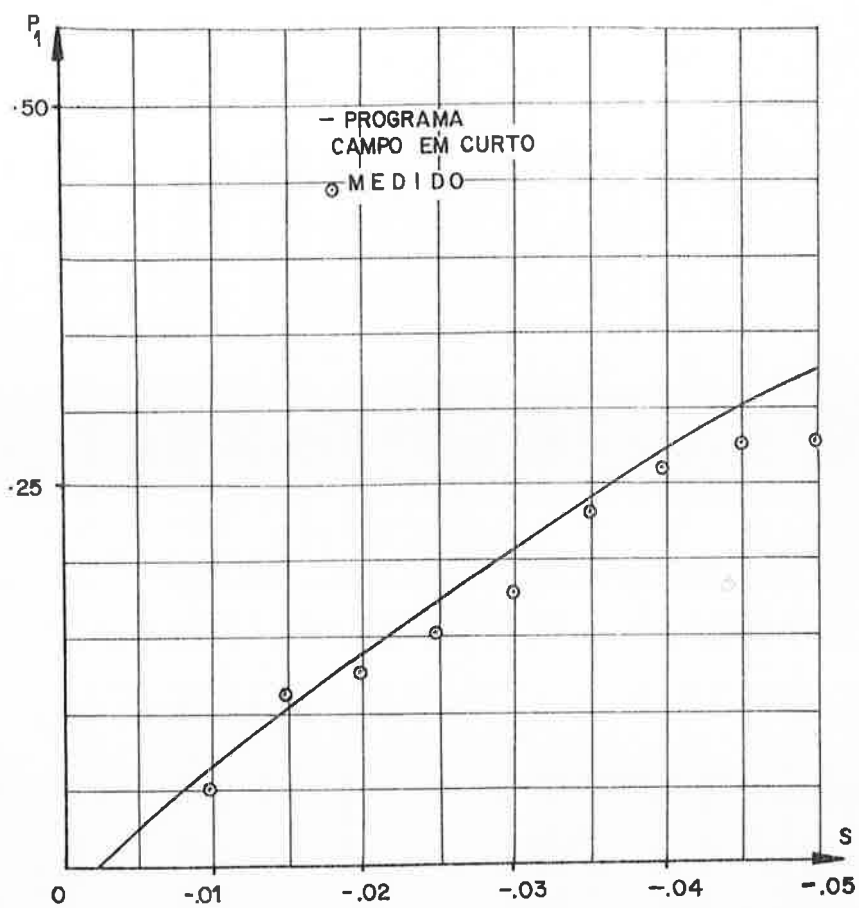


Figura III.2 - Potência Ativa x Escorregamento

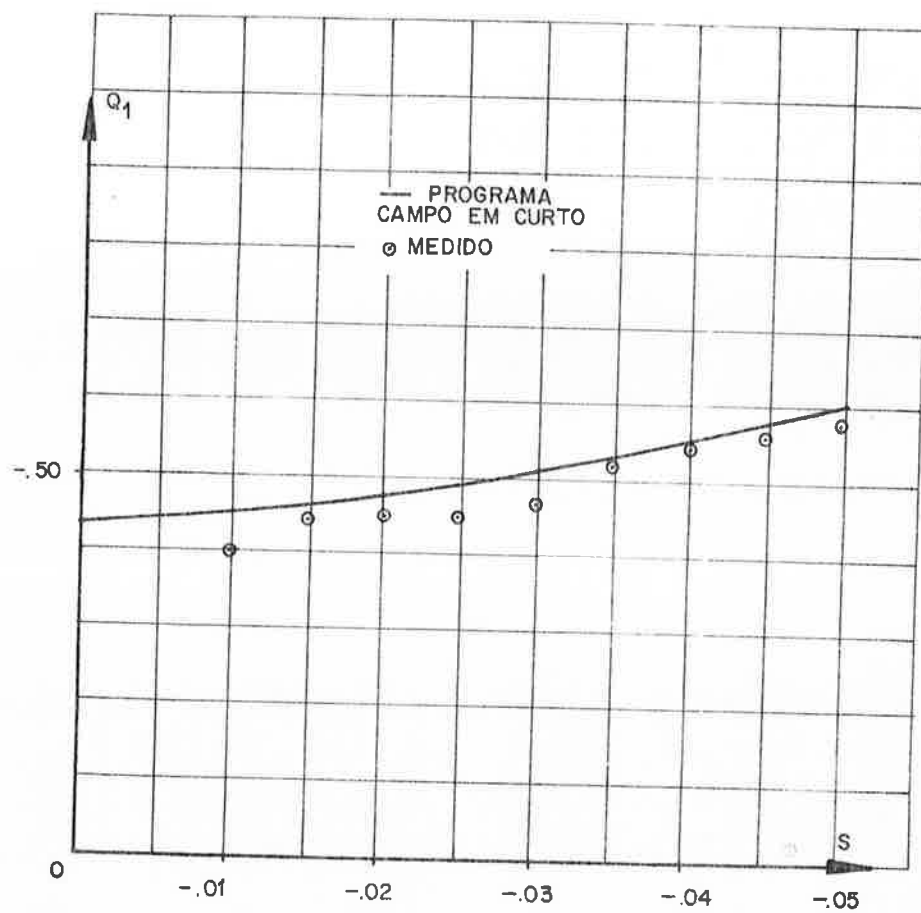
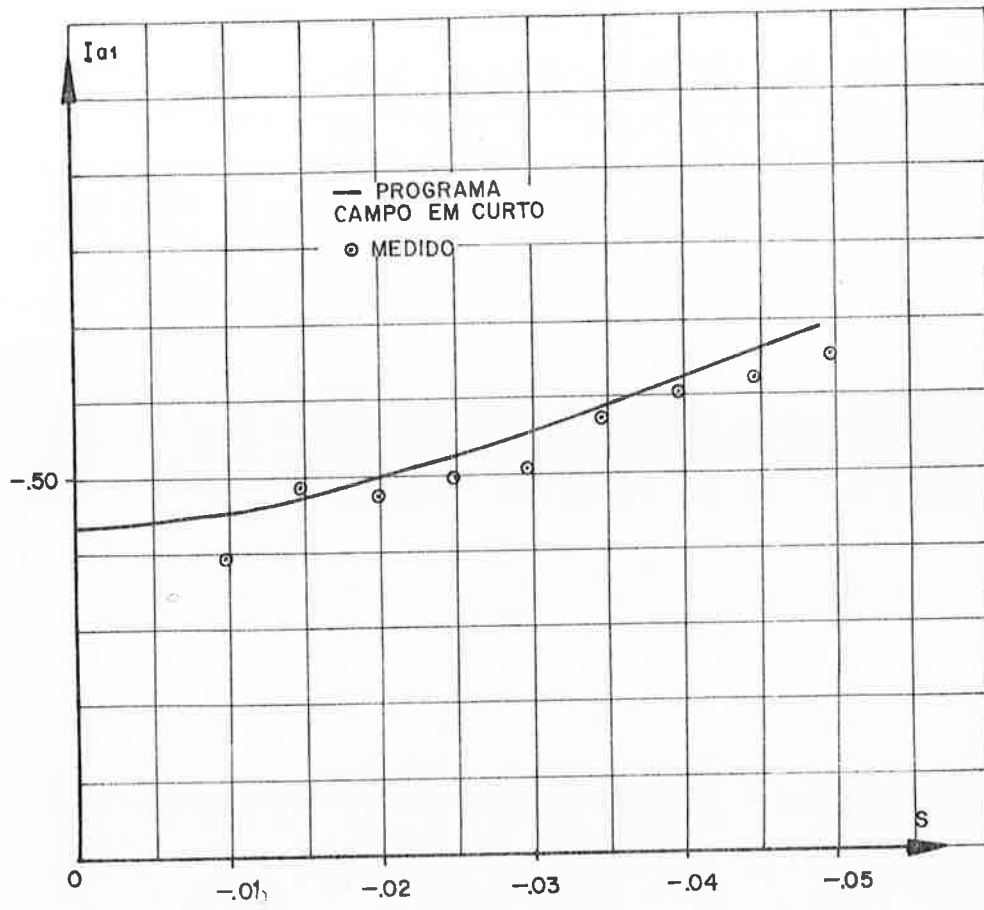


Figura III.3 - Potência Reativa x Escorregamento



Figura III.4 - Corrente  $I_{a1}$

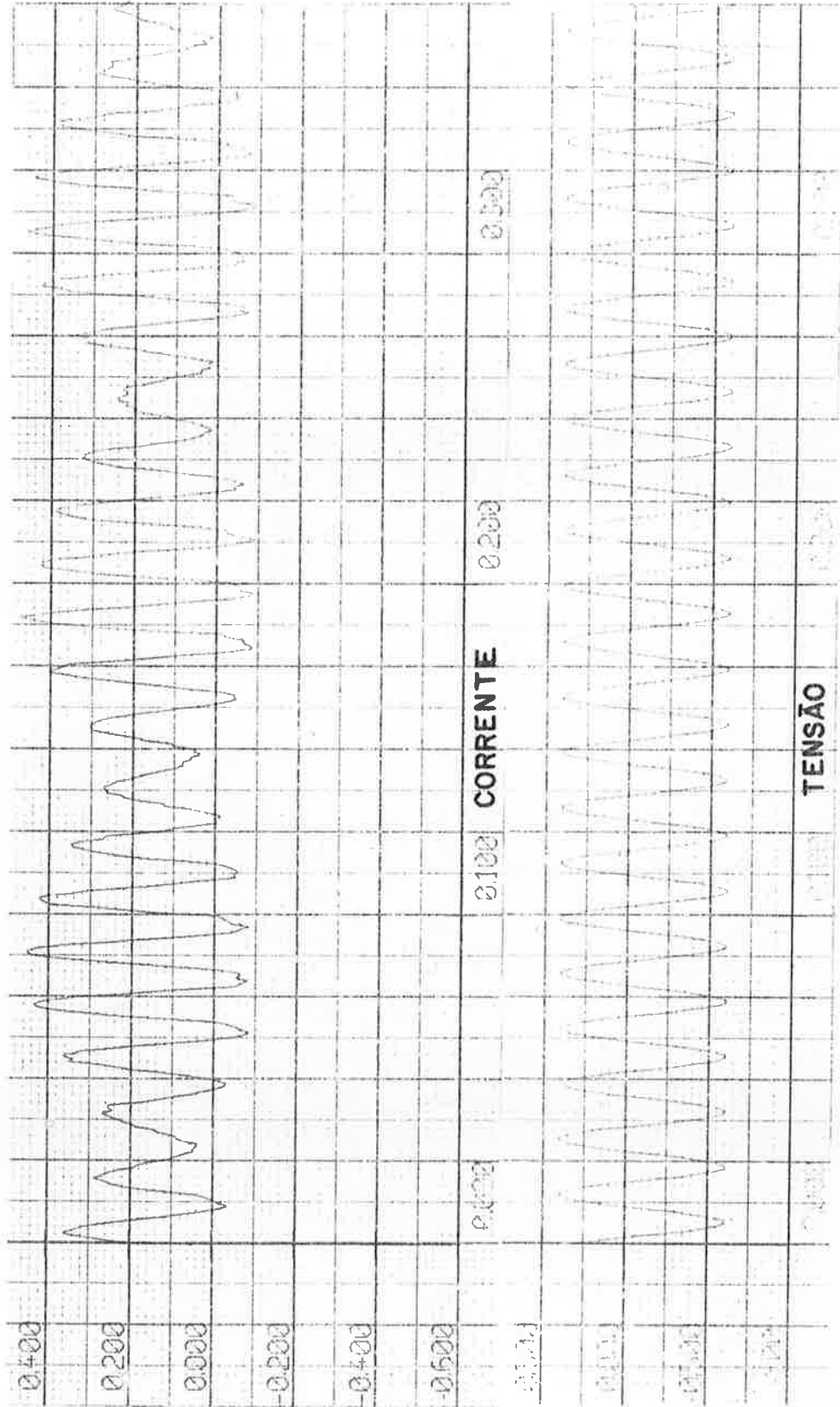


Figura III.5 - Oscilogramas de Tensão e Corrente

## CAPÍTULO IV - APLICAÇÃO À PARTIDA DOS MOTORES SÍNCRONOS

### 1. A Partida Assíncrona - Procedimentos

Um motor síncrono, com enrolamento amorcedor nas sapatas polares, pode ser posto em operação como um motor de indução em curto-circuito. Atualmente, a partida assíncrona é o método principal de partida dos motores síncronos.

Para efetuar a partida assíncrona, o enrolamento de campo deve estar em curto-circuito, ou fechado através de um resistor que, como veremos a seguir, deve ser aproximadamente 10 vezes maior que a resistência ôhmica do próprio enrolamento de campo. Se durante a partida o enrolamento de campo estiver em aberto, ele será sede de forças eletromotrizes induzidas tão elevadas que poderão conduzir à ruptura da isolação devido ao elevado número de suas espiras.

No caso da partida assíncrona, o enrolamento da armadura do motor síncrono é conectado à rede de tensão alternada, surgindo então um conjugado acelerante que o levará a uma rotação próxima da síncrona; o motor gira então como um motor de indução com certo escorregamento em relação à rotação síncrona do campo magnético girante produzido pelas correntes do estator. Se, em seguida, aplicarmos corrente contínua ao enrolamento de campo, então a magnetização de seus polos provocará fortes oscilações periódicas na rotação do rotor. Como resultado disto alcançar-se-ã, em certos momentos, a velocidade síncrona, e mesmo valores superiores a esta em curtos intervalos de tempo (figura IV.1).

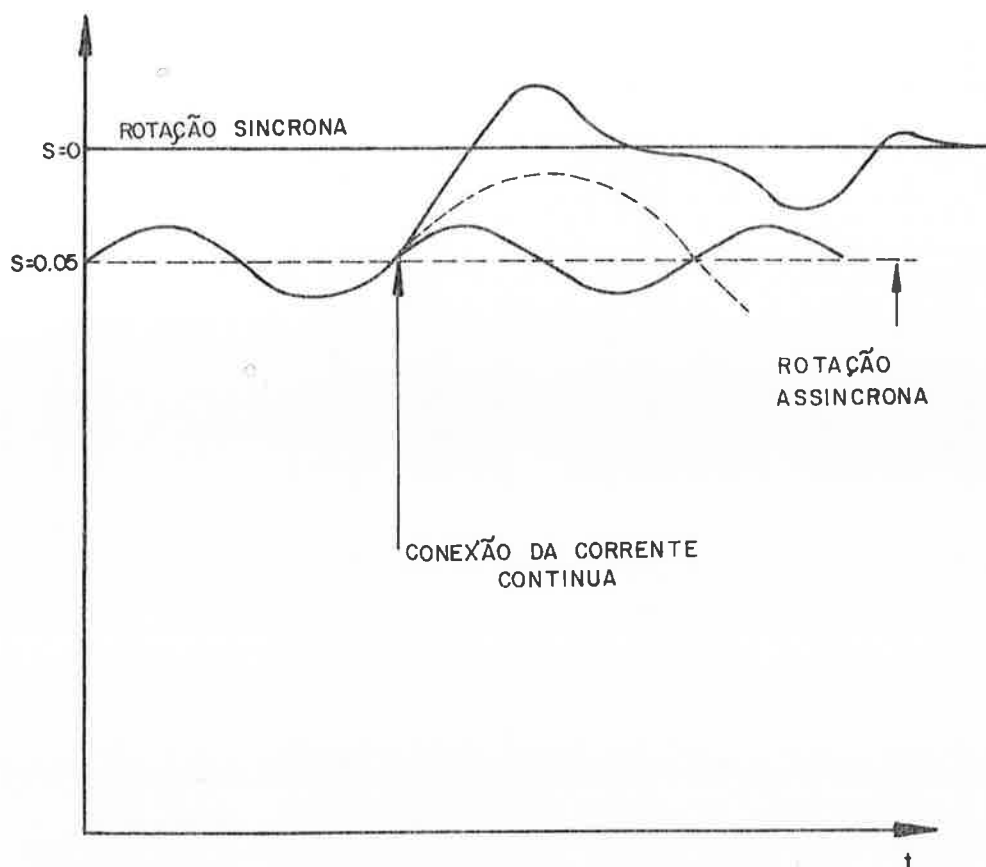


Figura IV.1 - Escorregamento do motor síncrono em função do tempo, quando não há sincronização direta.

Após algumas oscilações amortecidas, em torno da rotação síncrona, a máquina entra em sincronismo. Quanto menor for a carga no motor, tanto menor será seu escorregamento em relação à rotação síncrona e mais rapidamente atingirá o sincronismo após as oscilações. Quando a carga for elevada, o escorregamento cresce e o motor atinge o sincronismo com maior dificuldade.

Três tipos de conjugados são importantes para um motor síncrono acionado como motor de indução:

- 1) O conjugado de partida, desenvolvido pelo motor estacionado ( $s = 1$ ).
- 2) O conjugado sincronizante (Pull-in), desenvolvido pelo motor quando a rotação é da ordem de 95 a 99% da síncrona.
- 3) O conjugado máximo (Pull-out), desenvolvido pelo motor com tensão e excitação nominais, na rotação síncrona. Ao ser excedido, o motor sai de sincronismo.

## 2. Sela Assíncrona Durante a Partida

Um motor síncrono trifásico com enrolamento de campo fechado e sem enrolamento amortecedor representa, do ponto de vista da partida, um motor com enrolamento primário trifásico e com enrolamento secundário monofásico.

Este último cria um campo pulsante monofásico que pode ser decomposto em campos girantes, direto e inverso em relação ao rotor, conforme visto no ítem 4.1 do capítulo II.

O campo direto gira com rotação síncrona em relação ao estator, isto é, é estacionário em relação ao campo girante do estator ( $v_e^+ = \omega$ ).

O segundo campo gira em relação ao estator com rotação:  $v_e^- = (1 - 2s)\omega$ .

Este campo induz no enrolamento do estator uma corrente de frequência igual  $f' = (1 - 2s)f$ . Quando  $s = 0,5$ ,  $f' = 0$ ; logo, se a rotação do motor for igual à metade da rotação síncrona, o campo inverso permanece estacionário em relação aos enrolamentos do estator.

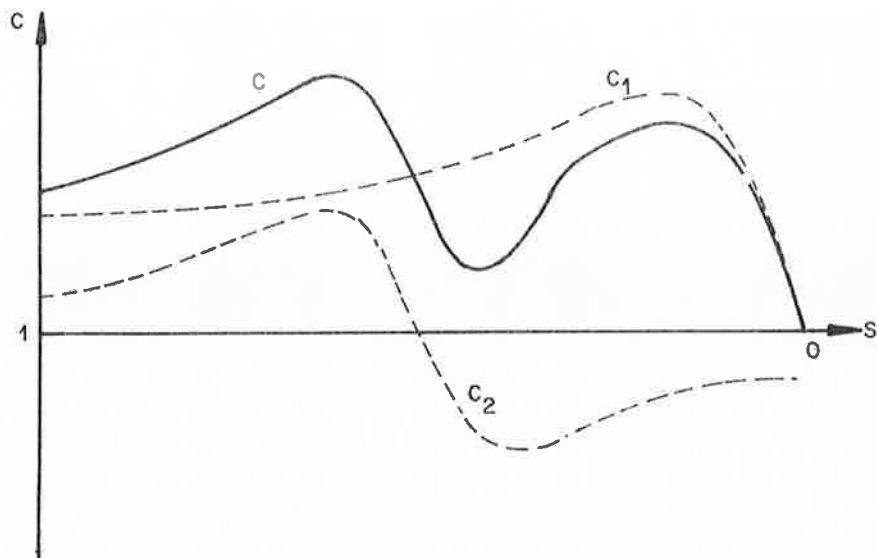


Figura IV.2 - Característica Conjugado Rotação do Motor Síncrono

$c_1$  = conjugado devido ao campo direto

$c_2$  = conjugado devido ao campo inverso

$c$  = conjugado resultante

### 3. Determinação das Características de Partida de Uma Máquina Síncrona

O mesmo programa exposto no ítem 9 do Capítulo II foi aplicado para a previsão do comportamento da máquina síncrona em seu funcionamento como motor, para o que escolhemos intervalo adequado para variação do escorregamento  $s$ . Os resultados obtidos para a mesma máquina utilizada nos ensaios des

critos no Capítulo III estão expostos nos itens 3.1 a 3.4.

3.1 - Conjugado x Escorregamento

A figura IV.3 mostra o comportamento da característica conjugado x escorregamento, evidenciando pronunciada sela assíncrona, para o caso de enrolamento de campo diretamente curto-circuitado. Conforme exposto no item 2 deste Capítulo, essa sela ocorre sob escorregamentos da ordem de 50%.

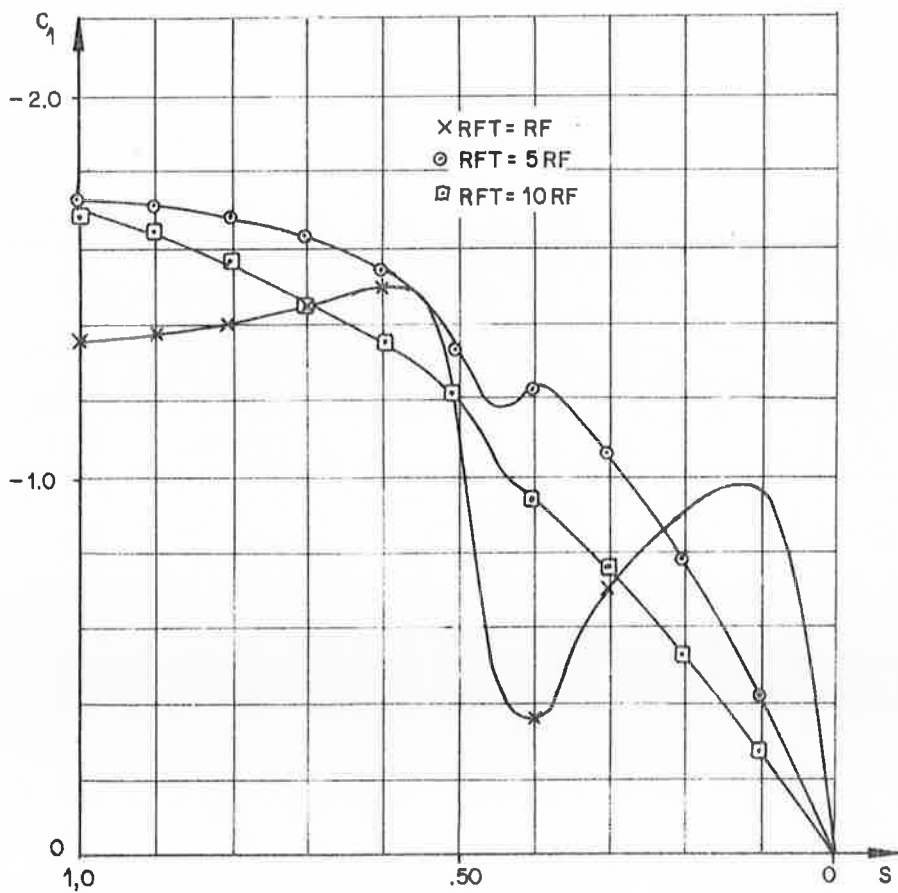


Figura IV.3 - Característica Conjugado x Escorregamento

É importante notar que o fechamento do campo através de resistor pode atenuar e, mesmo, praticamente eliminar a referida sela assíncrona, proporcionando, assim, uma aceleração uniforme da máquina até as proximidades da rotação síncrona, inclusive aumentando consideravelmente o conjugado médio de partida.

### 3.2 - Potência x Escorregamento

As características Potência x Escorregamento do motor síncrono, possuem aspectos semelhantes aos das características conjugado x escorregamento devendo-se notar, porém, que a demanda de potência ativa na partida é pouco influenciada pela inserção de resistores no circuito de campo (figura IV.4).

### 3.3 - Corrente da Armadura x Escorregamento

As reduções na corrente da armadura (figura IV.5) para  $s = 0,5$  são devidos à ausência da componente pulsante  $I_{a2}$  nesta rotação. Verifica-se também o benefício introduzido pela inserção de resistores no circuito de campo, reduzindo de maneira considerável a corrente no instante da partida. Tal comportamento é semelhante ao do motor de indução de anéis, no qual tal procedimento é comumente utilizado.



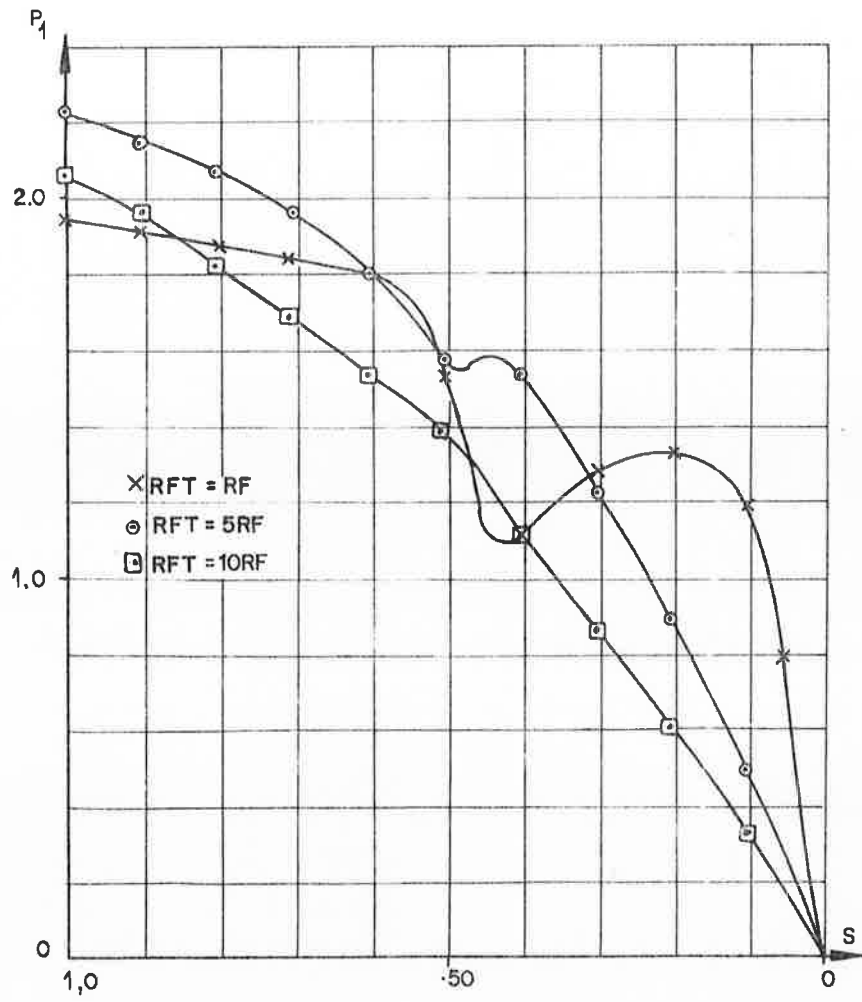


Figura IV.4 - Característica Potência x Escorregamento

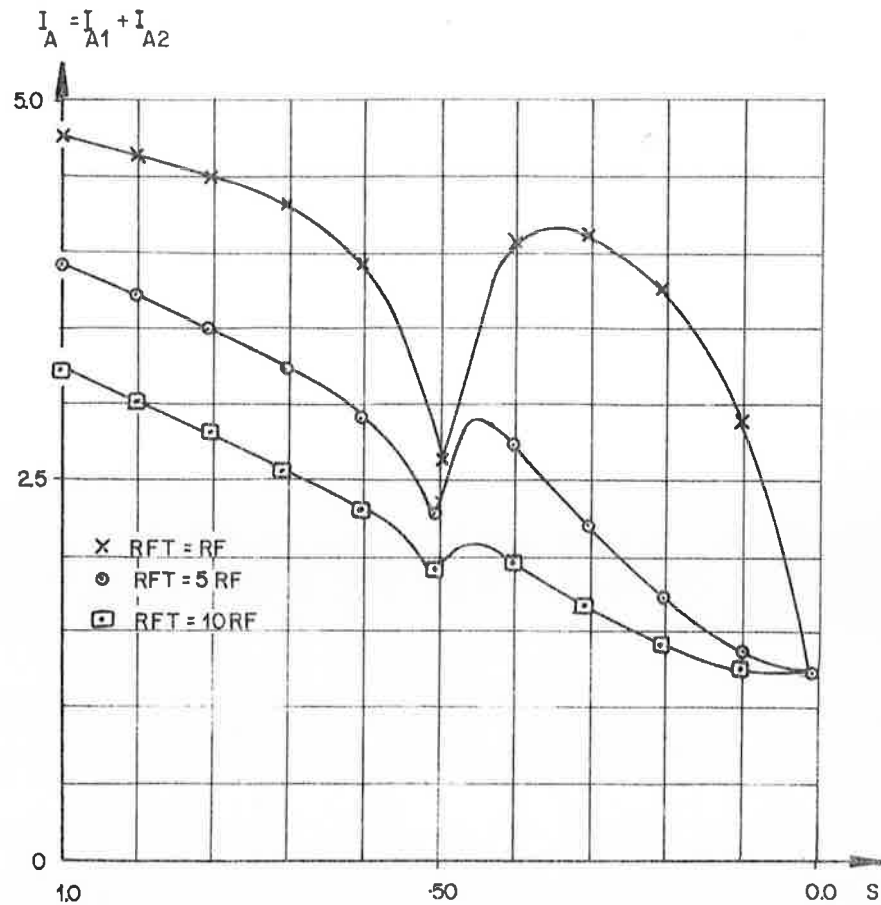


Figura IV.5 - Característica Corrente da Armadura x  $s$  corremento

### 3.4 - Corrente Induzida no Campo x Escorregamento

Comportamento semelhante ao da corrente da armadura ocorre na corrente induzida no enrolamento do campo, que apesar de atingir valores elevados não são de molde a preocupar do ponto de vista de aquecimento, graças a sua rápida extinção (figura IV.6).

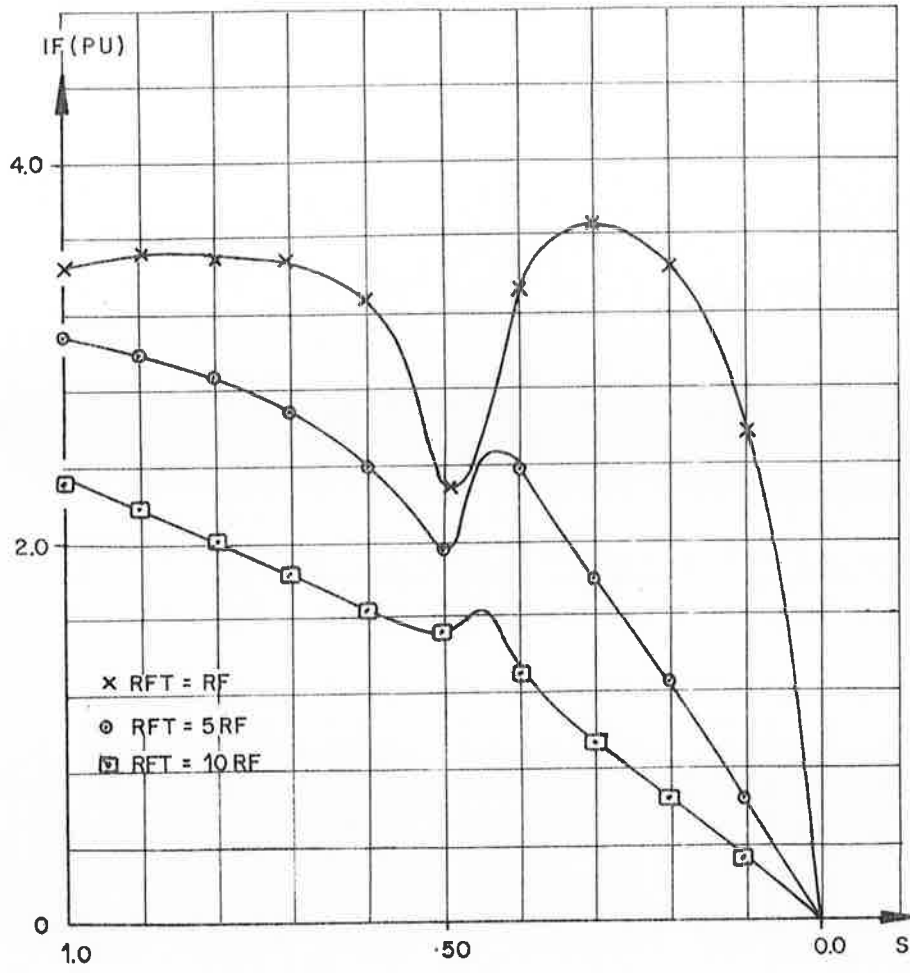


Figura IV.6 - Corrente Induzida no Campo x Escorregamento

#### 4. Efeito da Resistência da Armadura

No ítem 10.10 do Capítulo II vimos que o efeito da resistência da armadura não era considerável na operação como gerador assíncrono, o que pode ser aceito como regra geral para máquina de grande porte.

Todavia, essa regra nem sempre é aceitável para motores síncronos, devido ao fato de que suas potências são modestas quando comparadas ao turbo-geradores e hidro-geradores utilizados em usinas de geração de energia elétrica, disso decorrendo, em resistências de armadura porcentualmente maiores para os referidos motores.

As figuras IV.7 e IV.8 mostram as comparações dos resultados decorrentes da consideração ou não da resistência da armadura da máquina ensaiada referentes ao conjugado e corrente da armadura, em função do escorregamento.

Estas comparações mostram claramente, que efeitos importantes são mascarados quando ignoramos  $r_a$  exceto em regiões próximas da rotação síncrona.

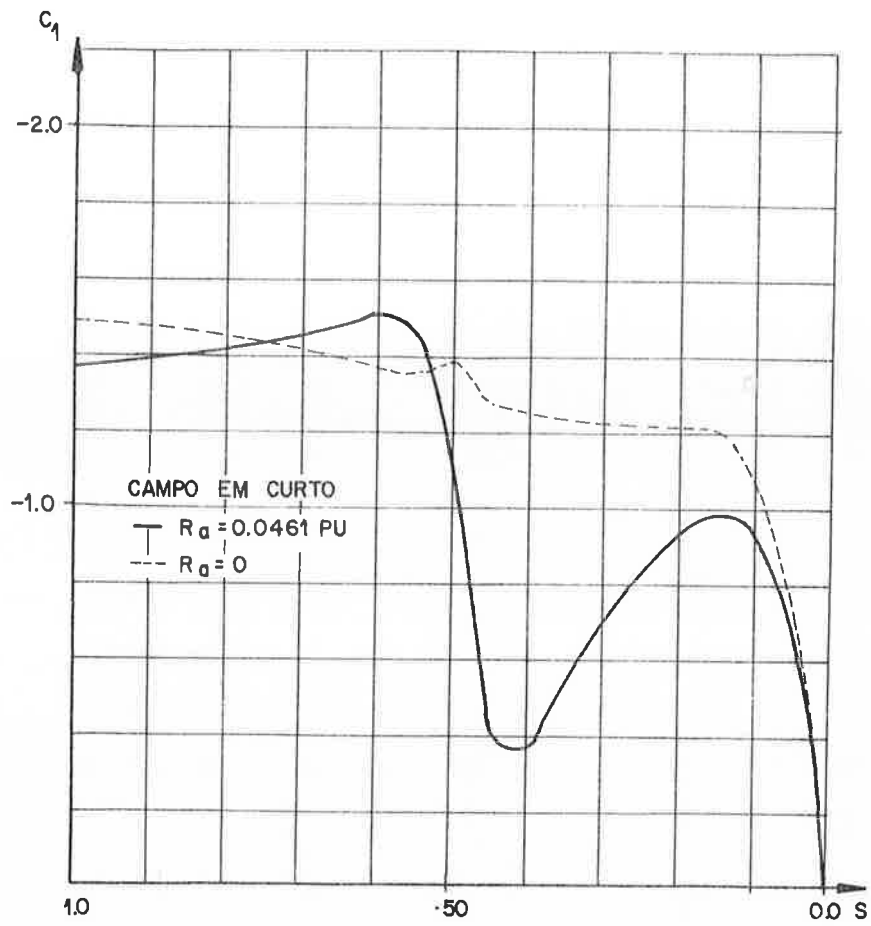


Figura IV.7 - Características Conjugado x Escorregamento

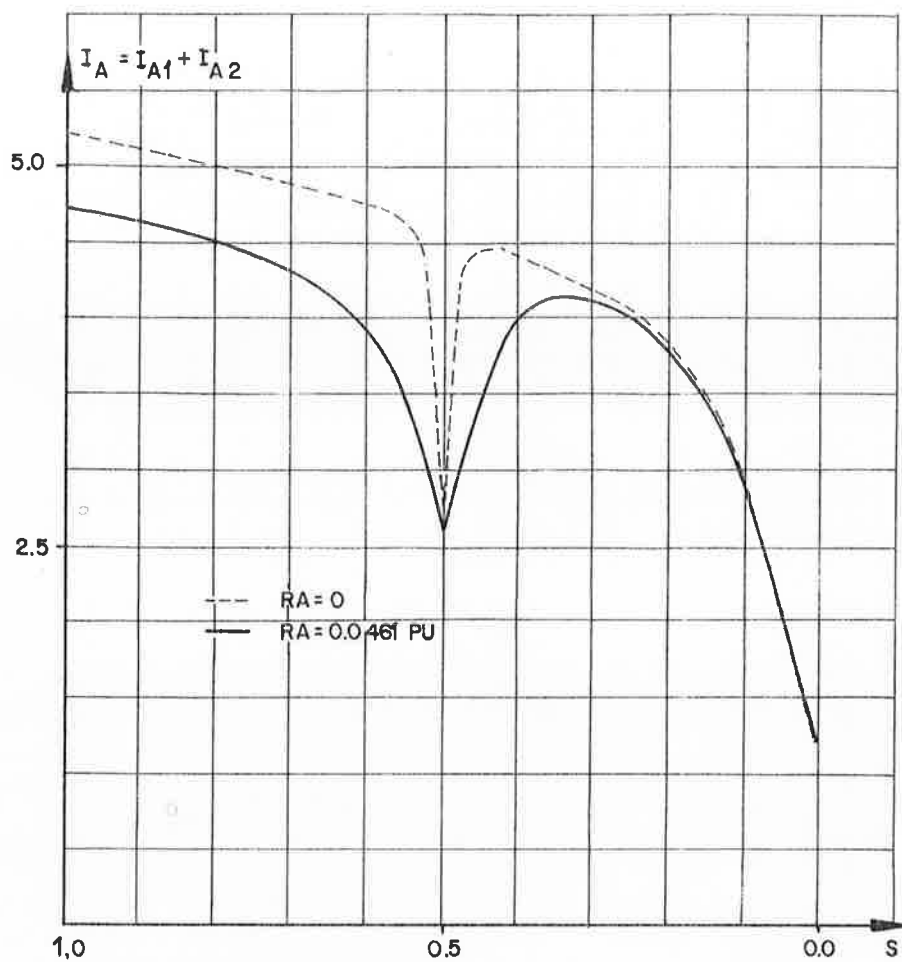


Figura IV.8 - Características Corrente de Armadura x  $E_s$  corregimento

## CAPÍTULO V - CONCLUSÕES E DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

### 1. Conclusões

Através dos resultados obtidos neste trabalho, podemos concluir que:

- 1.) O gerador pode operar fora de sincronismo sob baixos escorregamentos durante intervalos de tempo suficientemente longos, nos quais sua sincronização pode ser naturalmente restabelecida.
- 2.) Quando operando fora de sincronismo, o turbo gerador pode fornecer potência assíncrona bem maior que a do hidro-gerador.
- 3.) O turbo-gerador é mais adequado para a operação assíncrona, de vez que, a demanda de potência reativa, bem como as amplitudes das suas potências pulsantes são menores do que as do hidro-gerador.
- 4.) Com o método desenvolvido neste trabalho é possível determinar o resistor de escape mais adequado para otimizar as características de ambas as máquinas nessa operação.
- 5.) Para a análise do comportamento do motor síncrono durante a partida, não deve ser desprezado o efeito da resistência da armadura, a não ser em regiões próximas à da rotação síncrona.

- 6.) O presente método permite ainda determinar, com precisão satisfatória o resistor de escape adequado para evitar a sela assíncrona, podendo-se adiantar que o mesmo, via de regra, é da ordem de 5 a 10 vezes a resistência do campo.
- 7.) Na operação temporária da máquina síncrona como motor e como gerador, fora de sincronismo, a corrente induzida no campo não atinge valores que possam colocar em risco sua vida. Isto é verdade inclusive para enrolamento de campo curto-circuitado, isto é, sem resistência inserida em seu circuito.
- 8.) Não é conveniente a operação assíncrona da máquina síncrona com o enrolamento de campo aberto, face às altas tensões que nele podem ser induzidas.

## 2. Desenvolvimentos Futuros

Os recursos proporcionados pela Teoria Geral das Máquinas Elétricas para o estudo dos transitórios conduzem-nos a circuitos equivalentes relativamente simples, segundo os eixos D e Q, que facilitam sobremaneira a determinação do comportamento transitório da máquina síncrona. Entretanto, devido ao crescente desenvolvimento dos sistemas de potência, observa-se a necessidade de um tratamento mais cuidadoso desse comportamento, particularmente no que diz respeito à uma representação mais realista para os enrolamentos amortecedores e para os efeitos análogos de rotores maciços das máquinas de polos lisos. Para isso, novas propostas para circuitos equivalentes da máquina síncrona estão sendo apresentados, visando aprimorar re



sultados que até o presente momento foram considerados satisfat  
tórios.

Em futuros trabalhos pretendemos, entre outros objetivos, analisar com maior rigor, a influência dos enrolamentos amortecedores sobre o comportamento transitório das máquinas síncronas.

APÊNDICE 1A. DETERMINAÇÃO EXPERIMENTAL DE PARÂMETROS DA MÁQUINA SÍNCRONA1. Determinação de  $x_d$  e  $x_q$ 

Um método bastante preciso e original para a determinação de  $x_d$  e  $x_q$  foi utilizado na obtenção destes parâmetros.

Isso foi possível devido a facilidade encontrada na construção da máquina síncrona utilizada para a realização da parte experimental deste estudo, dotada de carcaça basculante.

O procedimento para este ensaio é o seguinte:

- 1.) Acionar o rotor sob rotação síncrona, mantendo o circuito de campo deserregizado, preferivelmente em circuito aberto.
- 2.) Aplicar tensões trifásicas reduzidas no induzido, de sequência positiva de modo a estabelecer um campo girante em regime permanente com a mesma velocidade síncrona do rotor.
- 3.) Impor ao campo girante assim mantido, que atue ora segundo os eixos diretos, ora segundo os eixos em quadratura. Na prática isto foi facilmente obtido graças ao tipo da máquina ensaiada que possui carcaça basculante.

Em qualquer dos casos citados no item 3, os enrolamentos do indutor ficam submetidos a fluxos constantes, não sendo portanto sede de quaisquer tensões induzidas.

Para a rede e, em particular, para uma de suas fases, a máquina síncrona se comporta como um reator (ou como o primário) de um transformador em vazio cuja reatância, desprezada a resistência própria, fica definida por um quociente do tipo:

$$x_{pu} = \frac{\text{tensão senoidal aplicada em pu}}{\text{corrente senoidal absorvida em pu}} = \frac{v}{i} \quad (\text{A1.1})$$

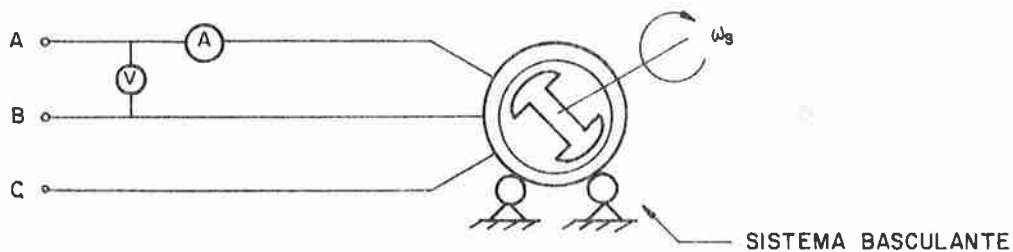


Figura A1.1 - Esquema de Ligação para Determinação de  $x_d$  e  $x_q$

O alinhamento do campo girante com o e*i*

xo direto e com o eixo em quadratura  $\bar{e}$  facilmente constatado pela leitura da corrente da máquina. O campo girante estará alinhado com o eixo direto quando esta corrente for mínima e estará alinhado com o eixo em quadratura quando ela for máxima. Assim sendo,  $x_d$  e  $x_q$  são obtidos por quocientes do tipo indicado em (A1.1).

Note-se que, por este processo, estas reatâncias podem ser obtidas em regime permanente, sem qualquer influência dos enrolamentos amortecedores.

## 2. Determinação de $\dot{Z}''_d$ , $\dot{Z}''_{d0}$ e $\dot{Z}''_q$

Um método semelhante pode ser sugerido para a determinação das reatâncias transitórias e subtransitórias segundo ambos os eixos, injetando subitamente correntes trifásicas nas fases da armadura ora segundo o eixo direto, ora segundo o eixo em quadratura e através dos oscilogramas das correntes da armadura determinaríamos seus diversos parâmetros e constantes de tempo. No entanto, na prática dificilmente conseguiríamos criar, com súbitas aplicações de tensões trifásicas, os mencionados campos girantes, ora alinhados com os eixos diretos da máquina, ora alinhados com seus eixos em quadratura. Um método especial com o rotor estacionado coloca a máquina síncrona em condições perfeitamente equivalentes às de um transformador com secundários em curto-circuito, permitindo-nos determinar seus parâmetros, à semelhança de um ensaio de curto-circuito para determinar a impedância equivalente de transformadores. Tal método é uma extensão do teste sugerido para determinação da reatância subtransitória pelo método 3 das normas IEEE nº 115, MAR 1965 - Test Procedures for Synchronous Machines.

2.1 - Determinação de  $Z''_d$ 

Para este ensaio, o rotor fica bloqueado e o enrolamento de campo é curto-circuitado através de um amperímetro sensível ou transformador de corrente alimentando um amperímetro. Uma tensão monofásica de frequência nominal é aplicada a dois terminais quaisquer do estator; o terceiro terminal é mantido isolado (figura A.2). Desta forma produzimos um campo de induções estacionário, pulsando com a frequência nominal. Ajusta-se a posição do rotor até obtermos indicação máxima no amperímetro conectado no campo, quando o campo de induções estacionário estará alinhado com o eixo direto. Um indesejável e possivelmente perigoso aquecimento do rotor durante este ensaio é evitado aplicando-se tensão reduzida, particularmente nas máquinas de rotor liso.

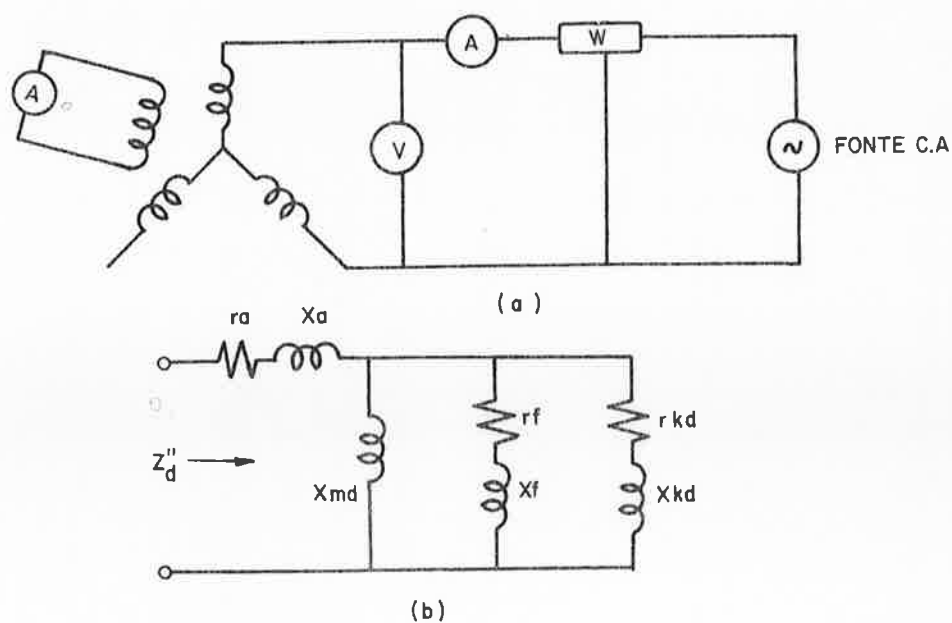


Figura A1.2 - a) Esquema de Ligação  
b) Circuito Equivalente por Fase

Isto posto, de conformidade com o citado método 3 do IEEE temos:

$$Z''_d = \frac{v_1}{2i_1}$$

onde

$v_1$  = tensão aplicada em pu

$i_1$  = corrente em pu fornecida pela fonte

Obtida a impedância  $Z''_d$ , podemos decompo-la em suas componentes resistiva e reativa, utilizando-nos do valor da potência absorvida, lida no wattímetro.

Um processo mais cuidadoso consiste na repetição deste ensaio, por mais duas vezes alternando-se os terminais do estator e tirando-se a mêdia dos valores obtidos. Note-se que, para cada nova leitura, ao alternarmos os terminais devemos ajustar novamente a posição do rotor para a condição de máxima corrente no campo.

## 2.2 - Determinação de $\dot{Z}''_{d0}$

O mesmo ensaio ê agora repetido com os terminais do campo em aberto com a posição do rotor inalterada. Cuidados especiais deverão agora ser tomados no que se refere ã tensão induzida no enrolamento de campo, usando-se uma tensão mais reduzida que no caso anterior (figura A1.3).

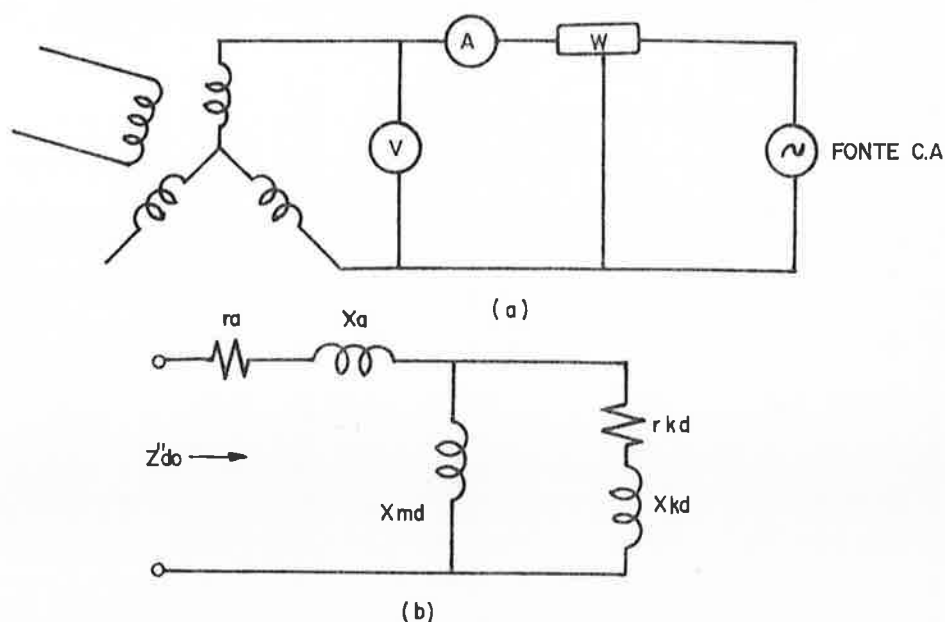


Figura A1.3 - a) Esquema de Ligação  
b) Circuito Equivalente por Fase

Com este procedimento e analogamente ao caso anterior, obtemos:

$$\dot{Z}''_{d0} = R_2 + jX_2$$

Obs.: - A impedância  $Z''_{d0}$ , vista pelo estator quando se mantém o campo em aberto, não está incluída entre as impedâncias normalmente consideradas no estudo da máquina síncrona. A sua inclusão em nosso trabalho teve como objetivo, tão-somente, possibilitar o estabelecimento de mais uma equação para a determinação dos demais parâmetros de real interesse para a análise do comportamento da máquina.

### 2.3 - Determinação de $\dot{Z}''_q$

O procedimento é análogo ao utilizado para obtenção dos parâmetros segundo o eixo direto. Agora, porém, a posição do rotor deve ser ajustada de modo a obtermos leitura nula no amperímetro inserido no circuito de campo, quando o campo magnético mantido pelo estator estará alinhado com o eixo em quadratura.

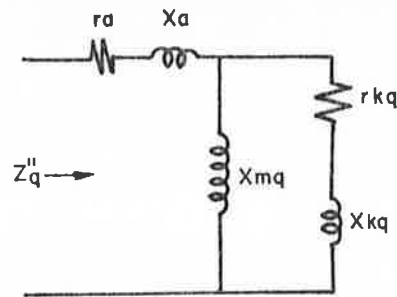


Figura A1.4 - Circuito Equivalente por Fase

## B. CÁLCULO DOS DEMAIS PARÂMETROS DO CIRCUITO EQUIVALENTE DA MÁQUINA SÍNCRONA

Partindo-se dos circuitos equivalentes e dos parâmetros determinados experimentalmente, podemos obter os demais parâmetros desses circuitos através da solução de sistemas de equações simultâneas, como segue:



1. Separação dos Parâmetros do Campo e do Amortecedor Segundo o Eixo Direto

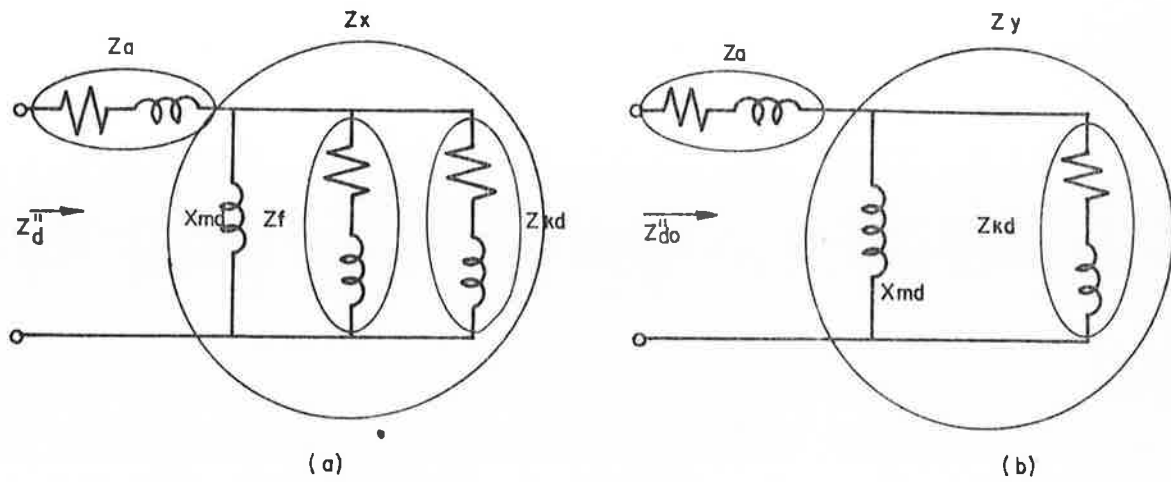


Figura A1.5 - Circuito Equivalente da Máquina Síncrono E.D.  
 a) Campo em curto-circuito  
 b) Campo em aberto

Para obtermos  $\dot{Z}_f$ , consideremos as figuras A1.5(a) e A1.5(b) onde:

$$\dot{Z}_x = \dot{Z}_d'' - (r_a + jX_a) \quad e$$

$$\dot{Z}_y = \dot{Z}_d'o - (r_a + jX_a)$$

Sendo

$$\dot{z}_x = \frac{\dot{z}_y \dot{z}_f}{\dot{z}_y + \dot{z}_f}$$

deduz-se

$$\dot{z}_f = \frac{\dot{z}_x \dot{z}_y}{\dot{z}_y - \dot{z}_x}$$

cujas componentes resistiva e reativa são:

$$r_f = R_e [\dot{z}_f] \quad e$$

$$x_f = I_m [\dot{z}_f]$$

Para obtermos  $Z_{kd}$  recorreremos à figura

A1.5(b) onde

$$\dot{z}_y = \frac{jx_{md} \dot{z}_{kd}}{jx_{md} + \dot{z}_{kd}}$$

donde

$$\dot{z}_{kd} = \frac{jx_{md} \dot{z}_y}{jx_{md} - \dot{z}_y}$$

decomponível em

$$r_{kd} = R_e [\dot{Z}_{kd}]$$

$$x_{kd} = I_m [\dot{Z}_{kd}]$$

## 2. Separação dos Parâmetros do Eixo em Quadratura

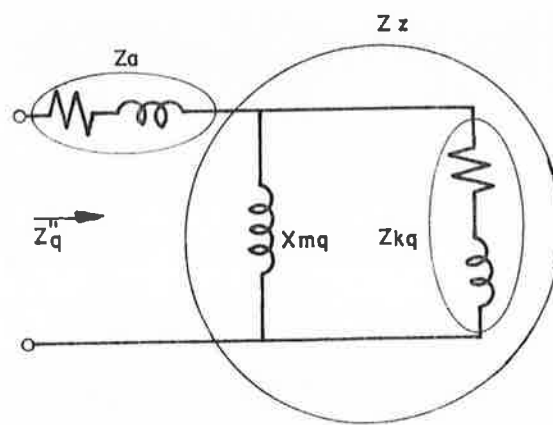


Figura A1.6 - Circuito Equivalente da Máquina Síncrona E.Q.

Para obtermos  $\dot{Z}_{kq}$ , observemos a figura A1.6 onde:

$$\dot{Z}_z = \dot{Z}_q'' - (r_a + jx_a)$$

Sendo

$$\dot{Z}_z = \frac{\dot{Z}_{kq} jx_{mq}}{jx_{mq} + \dot{Z}_{kq}}$$

resulta

$$\dot{z}_{kq} = \frac{jx_{mq} \dot{z}_z}{jx_{mq} - \dot{z}_z}$$

que pode ser decomposta em

$$r_{kq} = \text{Re} [\dot{z}_{kq}]$$

$$x_{kq} = \text{Im} [\dot{z}_{kq}]$$

APÊNDICE 2 - EXPRESSÕES DOS COEFICIENTES UTILIZADOS NO CAPÍTULO II

Os diversos coeficientes encontrados no Capítulo II resultaram de um exaustivo processo dedutivo dos sistemas de equações simultâneas ali apresentados, não se justificando uma exposição do referido processo dedutivo.

Expressões dos Coeficientes Utilizados nas Equações (II.11) a (II.14)

$$k_{1d} = \frac{k_1 k_3 - k_2 k_4}{k_3^2 + k_4^2} \quad (\text{A2.1})$$

$$k_{2d} = \frac{k_1 k_4 + k_2 k_3}{k_3^2 + k_4^2} \quad (\text{A2.2})$$

$$k_{1q} = \frac{k_5 k_3 - k_6 k_4}{k_3^2 + k_4^2} \quad (\text{A2.3})$$

$$k_{2q} = \frac{k_5 k_4 + k_6 k_3}{k_3^2 + k_4^2} \quad (\text{A2.4})$$

$$A_1 = Ak_{1d} + Bk_{2d} \quad (\text{A2.5})$$

$$A_2 = Ak_{2d} - Bk_{1d} \quad (A2.6)$$

$$A_3 = Ck_{1q} + Dk_{2q} \quad (A2.7)$$

$$A_4 = Ck_{2q} - Dk_{1q} \quad (A2.8)$$

$$k_1 = r_a C \quad (A2.9)$$

$$k_2 = (1 - 2s) - r_a D \quad (A2.10)$$

$$k_3 = (1 - 2s) + r_a^2 (AC - BD) - sr_a (B + D) \quad (A2.11)$$

$$k_4 = r_a^2 (AD + BC) + sr_a (A + C) \quad (A2.12)$$

$$k_5 = (1 - 2s) - r_a B \quad (A2.13)$$

$$k_6 = -r_a A \quad (A2.14)$$

com

$$Y_d(j\omega) = \frac{1}{x_d(j\omega)} = A + jB \quad (A2.15)$$

$$A = \frac{h_1 h_3 + h_2 h_4}{x_d(h_3^2 + h_4^2)} \quad (A2.16)$$

$$B = \frac{h_2 h_3 - h_1 h_4}{x_d(h_3^2 + h_4^2)} \quad (A2.17)$$

$$n_1 = 1 - s^2 \omega^2 T'_{dU} T''_{dU} \quad (A2.18)$$

$$h_2 = s\omega(T'_{dU} + T''_{dU}) \quad (A2.19)$$

$$h_3 = 1 - s^2 \omega^2 T'_d T''_d \quad (A2.20)$$

$$h_4 = s\omega(T''_d + T'_d) \quad (A2.21)$$

$$Y_q(j\omega) = \frac{1}{x_q(j\omega)} = C + jD \quad (A2.22)$$

$$C = \frac{1 + s^2 \omega^2 T''_{qU} T''_q}{x_q(1 + s^2 \omega^2 T''_q{}^2)} \quad (A2.23)$$

e

$$D = \frac{s(T''_{qU} - T''_q)}{x_q(1 + s^2 \omega^2 T''_q{}^2)} \quad (A2.24)$$

Expressões dos Coeficientes Utilizados nas Equações (II.23) a (II.26)

$$k_{fd} = x_{md} - x_d k_{f1} \quad (A2.25)$$

$$k_{fq} = x_q k_{f2} \quad (A2.26)$$

$$k_{f1} = \frac{x_{md} x_q (1-s)^2}{x_d x_q (1-s)^2 + r_a^2} \quad (A2.27)$$

$$k_{f2} = \frac{r_a x_{md} (1-s)}{x_d x_q (1-s)^2 + r_a^2} \quad (A2.28)$$

Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.31

$$C_1 = A_1 - A_4 \quad (A2.29)$$

$$C_2 = A_2 + A_3 \quad (A2.30)$$

$$C_3 = A_1 + A_4 \quad (A2.31)$$

$$C_4 = A_2 - A_3 \quad (A2.32)$$

Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.36

$$G_1 = k_{1d} A_3 + k_{2d} A_4 - k_{1q} A_1 - k_{2q} A_2 \quad (A2.33)$$

$$G_2 = k_{fd} k_{f2} + k_{fq} k_{f1} \quad (A2.34)$$

$$G_3 = k_{1d} A_3 - k_{2d} A_4 - k_{1q} A_1 + k_{2q} A_2 \quad (A2.35)$$



$$G_4 = k_{1d} A_4 + k_{2d} A_3 - k_{1q} A_2 - k_{2q} A_1 \quad (\text{A2.36})$$

$$G_5 = k_{1d} k_{f2} + k_{fd} A_3 + k_{1q} k_{f1} - k_{fq} A_1 \quad (\text{A2.37})$$

$$G_6 = k_{2d} k_{f2} + k_{fd} A_4 + k_{2q} k_{f1} - k_{fq} A_2 \quad (\text{A2.38})$$

Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.45

$$F_1 = \frac{s^2 x_a x_f^A - s^2 x_f + s r_f x_a^B}{r_f^2 + s^2 x_f^2} \quad (\text{A2.39})$$

$$F_2 = \frac{s^2 x_a x_f^B + s x_a^A r_f - s r_f}{r_f^2 + s^2 x_f^2} \quad (\text{A2.40})$$

Expressões dos Coeficientes Utilizados na Equação II.46

$$M_1 = F_1 k_{1d} + F_2 k_{2d} \quad (\text{A2.41})$$

$$M_2 = F_1 k_{2d} - F_2 k_{1d} \quad (\text{A2.42})$$

9. DOHERTY, R.E.; NICKLE, C.A. - Synchronous Machines II - Steady Power Angle Characteristics - Trans. AIEE, 1921, vol. 45, pag. 927
10. DOHERTY, R.E.; NICKLE, C.A. - Synchronous Machines III - Torque Angle Characteristics Under Transient Conditions - Trans. AIEE, 1927, vol. 46, pag. 1
11. DOHERTY, R.E.; NICKLE, C.A. - Synchronous Machines IV - Single Phase Short Circuits - Trans. AIEE, 1928 - vol. 47, pag. 457
12. DOHERTY, R.E.; NICKLE, C.A. - Synchronous Machines V - Three Phase Short Circuit - Trans. AIEE, 1930 - vol. 49, pag. 700
13. PARK, R.H. - Two - Reaction Theory of Synchronous Machines Trans. AIEE, 1929, vol. 48, pag. 716
14. PARK, R.H. - Two - Reaction Theory of Synchronous Machines II - Trans. AIEE, 1933, vol. 52, pag. 352
15. KRON, G. - The Application of Tensors to the Analysis of Rotating Electrical Machines
16. MASON, T.H.; AYLETT, P.D.; BIRCH, F.H. - Turbogenerator Performance Under Exceptional Operating Conditions - Proc. IEEE, Jan. 1959, vol. 106, Pt. A, pag. 357-380
17. MANIKONJANTS, L.G.; SYROMJATNIKOV, I.A. - A Study and Practical Applications of Asynchronous Operation of Synchronous Generators, Cigre, Paper n° 129, June, 1960

26. KOSTENKU, M.P.; PIOTROVSKI, L.M. - Electrical Machines II  
Editorial Mir. Moscow - 1973