



UNIVERSIDADE FEDERAL DA PARAÍBA
CENTRO DE CIÊNCIAS E TECNOLOGIA
COORDENAÇÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA

ESTUDO PARA MAXIMIZAR CONVERSÃO DE ENERGIA DE GERADORES SÍNCRONOS EM SISTEMAS DE POTÊNCIA

MARIO ROSALES MONTERO

Dissertação apresentada à Coordenação dos Cursos de Pós-graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal da Paraíba, como parte dos requisitos necessários à obtenção do grau de Mestre em engenharia elétrica.

ÁREA DE CONCENTRAÇÃO: PROCESSAMENTO DA ENERGIA

WELLINGTON SANTOS MOTA (Ph.D. - Orientador)

Campina Grande-PB Julho de 1997

M 11/97



M772e Monteiro, Mario Rosales
Estudo para maximizar conversao de energia de geradores
sincronos em sistemas de potencia / Mario Rosales Monteiro.
- Campina Grande, 1997.
98 f. : il.

Dissertacao (Mestrado em Engenharia Eletrica) -
Universidade Federal da Paraiba, Centro de Ciencias e
Tecnologia.

1. Geradores de Energia 2. Geradores Sincronos 3.
Sistemas de Potencia 4. Processamento da Energia 5.
Dissertacao I. Mota, Wellington Santos, Dr. II. Título

CDU 621.313.52(043)

**ESTUDO PARA MAXIMIZAR CONVERSÃO DE ENERGIA DE GERADORES
SÍNCRONOS EM SISTEMAS DE POTÊNCIA**

MÁRIO ROSALES MONTERO

Dissertação Aprovada em 04.07.1997

PROF. WELLINGTON SANTOS MOTA, Ph.D., UFPB
Orientador (Ausente)


PROF. BENEMAR ALENCAR DE SOUZA, D.Sc., UFPB
Componente da Banca


PROF. CURSINO BRANDÃO JACOBINA, Dr.Ing., UFPE
Componente da Banca

PROF. DAGOBERTO LOURENÇO RIBEIRO, D.Sc., UFPB
Componente da Banca


PROF. MOZART DE SIQUEIRA CAMPOS ARAÚJO, Dr., UFPE
Componente da Banca

CAMPINA GRANDE - PB
Julho - 1997

DEDICATÓRIA

A Deus

A meus irmãos

A minha esposa Isne

A minha sogra Marlene

Aos meus filhos Cássio e Laida

Aos meus pais Santa Cruz (em memória) e Laida

AGRADECIMENTOS

Ao professor Wellington Santos Mota: pela orientação deste trabalho.

Aos Professores Mozar Siqueira Campos de Araujo, Cursino Brandão Jacobina e Dagoberto Lourenço Ribeiro pelas sugestões que enriqueceram este trabalho.

Ao Departamento de Engenharia Elétrica, por ter facilitado o uso dos instrumentos, máquinas e espaços do laboratório de Proteção e simulação de Sistema de Potência.

Ao professor Luis Reyes Rosales Montero gostaria de registrar mais do que meus agradecimentos, meus reconhecimento e minha gratidão pelas constantes discussões que enriqueceram este trabalho.

Aos professores que fazem parte do Grupo de Sistema de Potência, em especial aos professores Francisco das Chagas Fernandes Guerra, Raimundo Nazareno e Benemar Alencar de Sousa.

A Universidade Federal da Paraíba e ao CNPq pelas condições oferecidas para a realização deste trabalho.

RESUMO

Este trabalho tem como principal contribuição o estudo para maximizar a conversão de energia de geradores síncronos. Para isto, foi apresentado um programa que simula o funcionamento do conjunto turbina/gerador, com diferentes tipos de cargas, e permite o estudo da estabilidade dinâmica em sistemas de potência.

Para representar o funcionamento do gerador síncrono, desenvolveu-se um modelo matemático a partir do modelo de Park. Também foram simulados um sistema de excitação do gerador e os controles mecânicos da turbina.

Apresenta-se análise do funcionamento do gerador com excitação constante visando verificar os efeitos da subexcitação na estabilidade. Também foi estudado o efeito do controlador proporcional integral na estabilidade.

É apresentada uma compensação através do sistema de excitação para maximizar o rendimento do gerador no processo de conversão de energia.

Finalmente, é apresentado um controle suplementar para a estabilidade da máquina utilizando-se um sinal da corrente do eixo q da máquina. Este controle, atua quando o gerador está com carga e ocorre um curto-circuito trifásico nos terminais ou na linha de transmissão, e também quando ocorre um desligamento involuntário de cargas.

ABSTRACT

This work has as its main contribution the study on energy conversion maximization of synchronous generator. For doing it so, it was necessary develop a software that simulates the turbine/generator set functioning with different types of load that allows the study on dynamic stability in power systems.

In order to simulated the synchronous generator running a mathematical was developed from Park model. A generator excitation system the mechanical turbine system and drives controls were also simulated.

A study of synchronous generator operating with constant excitation running was presented in order to characterization the influence of sub excitation on stability. A study on the effect of proportional integral controller in the stability was also made.

A compensation through excitation system to improve the stability and maximize the energy conversion process Was presented.

Finally a discrete supplementary control for stability was presented. This control preventing the generation loss due to short-circuit and full load rejection.

CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO

1.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS	01
1.2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	01
1.2.1 - Influência do regulador de tensão na estabilidade dinâmica	02
1.2.2 - Fatores que limitam a capacidade de geração de energia do gerador síncrono	03
1.2.3 - Torque eletromagnético do gerador síncrono	04
1.2.4 - Torque mecânico da turbina	07
1.2.5 - Sistema discreto de controle suplementar	07
1.3 - LOCALIZAÇÃO DO TEMA	08
1.4 - MOTIVAÇÃO DA PESQUISA	09
1.5 - CONTRIBUIÇÃO DA PESQUISA	09
1.6 - ORGANIZAÇÃO DA PESQUISA	10

CAPÍTULO 2 - MODELO MATEMÁTICO DO GERADOR SÍNCRONO

2.1 - INTRODUÇÃO	11
2.2 - MODELO DO GERADOR SÍNCRONO TRIFÁSICO	11
2.2.1 - Expressão dos fluxos	12
2.2.2 - Expressão das tensões	13
2.3 - SISTEMA SIMPLIFICADO DE EQUAÇÕES	13
2.3.1 - Expressão simplificada dos fluxos	13
2.3.2 - Expressão simplificada das tensões	14
2.3.3 - Sistema simplificado de equações em p.u.	16
2.3.4 - Reatâncias operacionais	17
2.3.5 - Variáveis operacionais	20
2.3.6 - Considerações da saturação no modelo matemático do gerador síncrono	24
2.4 - GERADOR SÍNCRONO LIGADO A BARRA INFINITA	25

2.5 - REPRESENTAÇÃO DA TURBINA E SEUS CONTROLES	28
2.6 - FUNÇÃO TRANSFERÊNCIA DO GERADOR SÍNCRONO	29
2.7 - SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO	30
2.7.1 - Filtro de medição da tensão terminal	31
2.7.2 - Ponte trifásica do gerador	31
2.7.3 - Controlador proporcional integral	31
2.7.4 - Critério de sintonia dos parâmetros do controlador PI de tensão	32
2.8 - SIMULAÇÃO DO CONJUNTO GERADOR/TURBINA LIGADO A UMA BARRA INFINITA	33
2.9 - CONCLUSÃO	35

CAPÍTULO 3 - ESTUDO DA INFLUÊNCIA DA EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DO GERADOR

3.1 - INTRODUÇÃO	36
3.2 - SIMULAÇÃO DIGITAL DO SISTEMA EM ESTUDO	36
3.3 - OPERAÇÃO DO GERADOR COM EXCITAÇÃO FIXA	37
3.4 - OPERAÇÃO DO GERADOR SUBEXCITADO	37
3.4.1 - Operação do gerador subexcitado com perda de sincronismo	41
3.5 - OPERAÇÃO DO GERADOR COM EXCITAÇÃO NOMINAL	45
3.5.1 - Operação do Gerador com Excitação Nominal e perda de sincronismo	48
3.6 - OPERAÇÃO DO GERADOR SOBRE-EXCITADO	51
3.7 - CONCLUSÃO	54

CAPÍTULO 4 - ESTUDO DO EFEITO DO CONTROLADOR PI NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

4.1 - INTRODUÇÃO	56
4.2 - SIMULAÇÃO DO SISTEMA EM ESTUDO	56
4.3 - RESULTADOS OBTIDOS COM O CONTROLADOR PI COM CARGA REATIVA	57
4.3.1 - Comparação do controlador PI simulado com controlador PI discreto	59

4.4 - RESULTADOS OBTIDOS COM O CONTROLADOR PI COM CARGA ATIVA	59
4.5 - PERDA DE SINCRONISMO DO GERADOR	64
4.6 - CONCLUSÃO	67

CAPÍTULO 5 - ESTUDOS PARA MAXIMIZAR CONVERSÃO DE ENERGIA DE GERADORES SÍNCRONOS

5.1 - INTRODUÇÃO	69
5.2 - OPERAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO EM REGIME PERMANENTE	70
5.3 - COMPENSAÇÃO NO SISTEMA DE EXCITAÇÃO PARA MAXIMIZAR A CONVERSÃO DE ENERGIA	70
5.3.1 - Curto-circuito nas linhas de transmissão	77
5.4 - SISTEMA DISCRETO DE CONTROLE SUPLEMENTAR	79
5.6 - VIABILIDADE PRÁTICA DOS CONTROLES PROPOSTOS	81
5.5 - CONCLUSÃO	81

CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES GERAIS E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

6.1 - INTRODUÇÃO	83
6.2 - CONCLUSÕES DA PESQUISA	83
6.3 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	85

ANEXOS

A.1 - PARÂMETROS DO GERADOR	86
A.2 - CONSTANTE DA TURBINA E GOVERNADOR	87
B.1 - CRITÉRIO DE AMORTECIMENTO ÓTIMO	88
C.1 - SATURAÇÃO NA MÁQUINA SÍNCRONA	91
C.1.1 - Efeito da saturação	91
C.1.2 - Cálculo dos fatores de saturação	92

BIBLIOGRAFIA	95
---------------------	----

SÍMBOLOS

A:	Constante de aproximação
ag:	Constante de saturação
B:	Constante de aproximação
bg	Constante de saturação
CC:	Corrente contínua
cos (ϕ):	Fator de potência
d:	Eixo direto
D:	Constante mecânica de amortecimento normalizada
e(t):	Erro da tensão do controlador proporcional integral
E_{fd}:	Tensão induzida pelo campo do gerador
G':	Constante auxiliar do gerador
G":	Constante auxiliar do gerador
G_f(s):	Função transferência do filtro de medição
G_m(s):	Função transferência do gerador síncrono
G_o(s):	Função transferência com critério de amortecimento ótimo
G_p(s):	Função transferência da ponte trifásica
G_{pf}(s):	Função transferência aproximada de Bühler
G_r(s):	Função transferência do controlador proporcional integral (PI)
H:	Constante de inércia em (kWs/kVA)
i_d:	Corrente estatórica do eixo d do gerador (p.u.)
i_q:	Corrente estatórica do eixo q do gerador (p.u.)
i_{kd}:	Corrente no enrolamento amortecedor do eixo d do gerador (p.u.)
i_{kq}:	Corrente no enrolamento amortecedor do eixo q do gerador (p.u.)
i_{fd}:	Corrente de campo do eixo d do gerador (p.u.)

i_g :	Módulo da corrente estatórica do gerador (p.u.)
J :	Momento de inércia (kWs/kVA)
K_d :	Fator de amortecimento mecânico devido ao atrito
K_{ld} :	Fator de saturação do eixo d
K_{lq} :	Fator de saturação do eixo q
K_f :	Ganho do filtro de tensão terminal do gerador
K_s :	Ganho do circuito de regulação de tensão
K_p :	Ganho da ponte trifásica
L_{ss} :	Matriz indutância própria do estator
L_{sr} :	Matriz indutância mútua entre estator e rotor
L_{rr} :	Matriz indutância própria do rotor
L_{rs} :	Matriz indutância mútua entre rotor e estator
L_{fd} :	Indutância do circuito do campo do gerador (p.u.)
p :	Operador diferencial(d/dt)
P :	Potência ativa
P_1 :	Matriz transformação
PI :	Controlador proporcional integral
P_s :	Potência do vapor de entrada na turbina
Q :	Potência reativa
r_a :	Resistência de armadura
r_e :	Resistência da linha
r_{kd} :	Resistência de amortecedor, eixo d, (p.u.)
r_{fd} :	Resistência de campo, eixo d
r_{kq} :	Resistência de amortecedor, eixo q, (p.u.)
s :	Operador de Laplace
S :	Módulo da potência (p.u.)
T_{el} :	Conjugado eletromagnético (p.u.)

T_m :	Conjugado mecânico (p.u.)
T_n :	Parâmetro do controlador PI
T_i :	Parâmetro do controlador PI
T'_d :	Constante de tempo do curto-circuito transitória, eixo d (s)
T''_d :	Constante de tempo de curto-circuito sub-transitoria, eixo d (s)
T'_{do} :	Constante de tempo de circuito aberto , transitório no eixo direto (s)
T''_{do} :	Constante de tempo de circuito aberto sub-transitoria no eixo d (s)
T_g	Constante da turbina
T''_q :	Constante de tempo de curto circuito sub-transitoria eixo q (s)
T'''_{qo} :	Constante de tempo de circuito aberto sub-transitoria no eixo em quadratura (s)
T_p :	Constante de tempo da ponte trifásica (s)
T_{kd} :	Constante de tempo do circuito amortecedor, eixo d (s)
T_p :	Constante de tempo da ponte trifásica (s)
T_f :	Constante de tempo do filtro (s)
T_7 :	Constante de tempo entre governador e válvula de abertura (s)
T_8 :	Constante de tempo entre governador e válvula de abertura (s)
u :	Torque de referência limitado
u_1 :	Posição da válvula de abertura
V_s :	Tensão de saída do controlador PI (p.u.)
V_d :	Tensão de armadura no eixo d (p.u)
V''_d :	Tensão proporcional ao fluxo no eixo d (p.u.)
V_q :	Tensão da armadura no eixo q (p.u.)
V'_q :	Tensão Proporcional ao fluxo do eixo q (p.u.)
V_{tf} :	Tensão de saída do filtro (p.u)
V_t :	Módulo da tensão terminal (p.u.)
V_{fd} :	Tensão excitação nominal do campo do gerador (p.u.)
V_{ref} :	Tensão de referência do gerador

$V_{refnova}$	Tensão de referência nova
w :	Velocidade angular normalizada (p.u.)
w_s :	Velocidade síncrona (rad/seg)
X_a :	Reatância de dispersão de armadura (p.u.)
X_d :	Reatância própria do eixo d
X_{fd} :	Reatância própria de campo (p.u.)
X_{mfd} :	Reatância mútua entre o campo e o amortecedor eixo d
X_{md}, X_{mq} :	Reatância de magnetização dos eixos d e q
X_{mdu}, X_{mqd} :	Reatâncias saturadas de magnetização dos eixos de e q
X_s :	Reatâncias síncrona do gerador:
$X_d(p)$:	Reatância operacional do eixo d
X_q :	Reatância própria do eixo q
$X_q(p)$:	Reatância operacional do eixo q
X_{kd}, X_{kq} :	Reatâncias próprias dos amortecedores no eixo d e q
δ :	Ângulo de carga do gerador
ϕ :	Ângulo entre tensão e corrente
φ_d, φ_q :	Fluxos concatenado do estator nos eixos d e q
φ_s :	Fluxo concatenado resultante
φ_{fd} :	Fluxo concatenado do campo eixo d
φ_{kd} :	Fluxo concatenado do amortecedor eixo d
φ_{kq} :	Fluxo concatenado do amortecedor eixo q
dV :	Pequeno incremento da tensão terminal

FIGURAS E TABELAS

Figura 1.1	Curva de capacidade do gerador síncrono pólos lisos	04
Figura 1.2	Torque eletromagnético em função do ângulo de carga	05
Figura 1.3	Torque eletromagnético em função do ângulo de carga para diferentes valores de (E_{fd}/V_t)	06
Figura 2.1	Esquema do gerador síncrono	12
Figura 2.2	Circuito equivalente do modelo de Park	16
Figura 2.3	Esquema das variáveis auxiliares	23
Figura 2.5	Circuito equivalente do gerador ligado a uma barra infinita	25
Figura 2.6	Diagrama esquemático do governador, atuador e turbina	28
Figura 2.7	Diagrama de blocos do sistema de excitação do gerador síncrono	31
Figura 2.8	Fluxograma do programa de simulação do gerador ligado a uma barra infinita	34
Figura 3.1	Diagrama esquemático do sistema de potência com excitação fixa	37
Figura 3.2	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	38
Figura 3.3	Tensões nos eixos d (V_d), q (V_q), tensão induzida (E_{fd}) e tensão terminal (V_t) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	38
Figura 3.4	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	39
Figura 3.5	Fluxos nos eixos d (φ_d) e q (φ_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	39
Figura 3.6	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	40
Figura 3.7	Ângulo de carga (δ) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.	40
Figura 3.8	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	41
Figura 3.9	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	42
Figura 3.10	Ângulo de carga (δ) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	42
Figura 3.11	Tensão terminal (V_t) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	43

Figura 3.12	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	43
Figura 3.13	Fluxos nos eixo d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	44
Figura 3.14	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	45
Figura 3.15	Tensões nos eixo d (V_d), q (V_q), tensão induzida (E_{fd}) e tensão terminal (V_t) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	46
Figura 3.16	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	46
Figura 3.17	Fluxos nos eixo d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	47
Figura 3.18	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	47
Figura 3.19	Ângulo de carga (δ) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.	48
Figura 3.20	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.	49
Figura 3.21	Tensão terminal (V_t) e tensão induzida (E_{fd}) com excitação nominal do gerador $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.	49
Figura 3.22	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) com excitação nominal do gerador $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.	50
Figura 3.23	Fluxos nos eixo d (ϕ_d) e q (ϕ_q) com excitação nominal do gerador $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.	50
Figura 3.24	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador sobre-excitado	51
Figura 3.25	Tensão terminal (V_t), tensão nos eixo d (V_d), q (V_q) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador sobre-excitado	52
Figura 3.26	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador sobre-excitado	52
Figura 3.27	Fluxos nos eixo d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador sobre-excitado	53
Figura 3.28	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador sobre-excitado	53
Figura 3.29	Ângulo de carga (δ) do gerador sobre-excitado	54
Figura 4.1	Diagramas esquemático do sistema de potência com controle da tensão	57
Figura 4.2	Controle da tensão terminal em função da tensão de referência tensão para: a) $T_{pf}/T_i = 0.45$ b) $T_{pf}/T_i = 0.50$ c) $T_{pf}/T_i = 0.55$	58
Figura 4.3	Controle digital (controlador PI) da tensão terminal do microgerador: tensão terminal (curva 2) e tensão de referência (curva 1)	59

Figura 4.4	Torque mecânico (T_m) e torque elétrico (T_{el}), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	60
Figura 4.5	Tensão terminal (V_t) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	61
Figura 4.6	Tensão nos eixo d (V_d), q (V_q) e tensão induzida (E_{fd}) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	61
Figura 4.7	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	62
Figura 4.8	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	62
Figura 4.9	Ângulo de carga (δ) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	63
Figura 4.10	Fluxos nos eixo d (φ_d), q (φ_q) e fluxo resultante(φ_s) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.	63
Figura 4.11	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	64
Figura 4.12	Tensão induzida (E_{fd}) e tensões nos eixos d (V_d) e q (V_q) do gerador $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	64
Figura 4.13	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	65
Figura 4.14	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) nos terminais do gerador com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	65
Figura 4.15	Fluxos nos eixo d (φ_d), q (φ_q) e fluxo resultante (φ_s) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	66
Figura 4.16	Ângulo de carga (δ) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	66
Figura 5.1	Sistema de compensação proposto através do regulador de tensão	72
Figura 5.2	Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	73
Figura 5.3	Tensões nos eixos d (V_d) e q (V_q) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	73
Figura 5.4	Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) c/compensação no sistema de excitação	74
Figura 5.5	Tensão induzida (E_{fd}) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	74
Figura 5.6	Fluxos nos eixo d (φ_d) e q (φ_q) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	75
Figura 5.7	Potência ativa (P) e potência reativa (Q) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	75
Figura 5.8	Ângulo de carga (δ) c/compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.	76

Figura 5.9	Torque mecânico e torque elétrico para um curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	77
Figura 5.10	Ângulo de carga para um curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	77
Figura 5.11	Potência ativa para um curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	78
Figura 5.12	Sistema de controle suplementar proposto	79
Figura 5.13	Torque mecânico e torque elétrico com controle suplementar para curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	80
Figura 5.14	Ângulo de carga c /controle suplementar para um curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	80
Figura 5.15	Potência ativa c /controle suplementar para um curto-circuito nas linhas de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.	81
Tabela A.1	Resistências e reatâncias do gerador	85
Tabela A.2	Constantes de tempo do gerador	86
Tabela A.3	Constantes de tempo da turbina e do governador	86
Figura B.1	Módulo e fase da resposta harmônica em malha aberta de G_O	87
Figura B.2	Margem de fase para a resposta harmônica da Figura B.2	88
Figura B.3	Resposta ao degrau em malha fechada de G_O	88
Figura B.4	"Overshoot" máximo ($\Delta\gamma'_{max}$) em função de T_{pf}/T_1	89
Figura B.5	Tempo de subida em função de T_{pf}/T_1	89
Figura C.1	Fatores a) K_{ld} e b) K_{lq} em função dos fluxos ϕ_{md} e ϕ_{mq}	92
Figura C.2	Tensão induzida (E_{fd}) em função da tensão de excitação do gerador em vazio (V_{fd})	93

INTRODUÇÃO

1.1 - CONSIDERAÇÕES GERAIS

O estudo do comportamento dinâmico de sistemas de geração de energia elétrica, requer a formulação de equações diferenciais e algébricas de natureza não linear. Para fins de simulação desses sistemas torna-se imprescindível a utilização de modelos matemáticos para resolver problemas complexos sobre o comportamento dinâmico de grandes geradores síncronos e turbinas.

O estudo de perturbações tornou-se de grande importância para o correto dimensionamento do sistema, para estudos de estabilidade da máquina. Essas perturbações podem ocorrer pela variação de algumas grandezas eletromecânicas (variação do torque mecânico), assim como pela variação momentânea de fluxos de potência devido a ocorrência de certos fatores, tais como curto-circuito, abertura e fechamento de circuitos, sobrecarga, etc.

Como consequência dessas perturbações surgem oscilações no torque elétrico, mecânico, tensão, correntes e outras grandezas, que podem fazer com que a máquina chegue até a perder a estabilidade.

1.2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Os estudos sobre geração de energia com geradores síncronos vem desde 1920 nos Estados Unidos e no Canadá, quando as primeiras unidades das usinas hidroelétricas começaram a operar. No entanto, tais estudos não contribuíam significativamente sobre a estabilidade de sistemas de potência.

Grande parte dos estudos feitos na época não considerava os reguladores de tensão, sendo as máquinas síncronas representadas por uma tensão constante atrás da reatância transitória. Só com o desenvolvimento dos computadores digitais, foi possível incluir os sistemas de controle de tensão, como também a inclusão de modelos mais completos do gerador síncrono para estudos da estabilidade dinâmica. Os primeiros estudos de estabilidade, utilizando cálculos computacionais, tiveram início aproximadamente em 1957. Com advento de computadores digitais de grande porte e alta velocidade.

O estudo da estabilidade da máquina subexcitada teve início com Heffrom & Phillips (1952), onde se evidenciou a influência dos controladores de tensão na estabilidade.

O emprego de tiristores em sistemas de excitação de unidades geradora foi descrito em 1968 por Mc Clymont(1968) e Dandeno(1968). deMello(1969), a partir do modelo linearizado da máquina síncrona proposto por Heffron(1952), fez uma análise detalhada dos fatores que influenciam a estabilidade dinâmica de um gerador ligado a um barramento infinito com regulador de tensão tiristorizado. Nesta referência são encontrados procedimentos para ajuste de sinais estabilizadores.

deMello(1969) introduziu o conceito de sinais estabilizadores com o objetivo de melhorar a estabilidade da máquina síncrona. A partir daí centenas de trabalhos visando aprimorar esta nova técnica foram desenvolvidas.

1.2.1 Influência dos reguladores de tensão sobre a estabilidade dinâmica

Muitas são as obras na literatura especializada que descrevem a influência negativa causada pelo regulador de tensão no torque de amortecimento. deMello(1969) deduziu que a componente de amortecimento do torque elétrico devido a atuação do regulador de tensão será positivo quando K_5 (parâmetro linearizado) for positivo. Nos casos onde o K_5 é negativo a contribuição será negativa. Isto implica em se aumentar o torque de amortecimento negativo. Existem casos em que é absolutamente necessário o aumento de ganho transitório para se assegurar a estabilidade transitória, pois esta solução é muito mais econômica que a construção de linhas ou outras hipótese. Nesses casos se faz necessário a introdução de sinais estabilizadores.

As conclusões obtidas por deMello(1969) dos resultados através de simulações mostram que a presença de um regulador de tensão retira parte do amortecimento natural que a máquina síncrona possui. Essa característica é mais acentuada nos reguladores de tensão tiristorizados.

Estudos recentes (Montero, 1995) mostram o efeito do regulador de tensão na estabilidade da máquina quando são aplicados diferentes tipos de cargas, isto é, um aumento de potência mecânica no eixo da turbina pode provocar perda de sincronismo. A diminuição do torque eletromagnético é afetado pela ação desmagnetizante da reação da armadura. Esta diminuição origina o desequilíbrio na equação de movimento com o torque mecânico regido pela segunda lei de Newton.

Segundo Carpi(1989), quando o gerador opera subexcitado ocorre um deslocamento do fluxo produzido no estator que provoca uma diminuição na tensão induzida, dando origem a um fluxo de corrente capacitiva da rede para o gerador. Isto, por sua vez, dá origem a um campo girante que provoca um efeito desmagnetizante sobre o campo produzido pelo rotor.

1.2.2 - Fatores que limitam a capacidade de geração de energia do gerador síncrono

A curva de capacidade dos geradores pode ser definida, segundo Sen(1989), como os contornos de superfícies no plano P versus Q (potência ativa versus potência reativa) dentro da qual o carregamento do gerador poderá ser feito satisfatoriamente de acordo com os limites admissíveis durante sua operação em regime permanente.

Os principais fatores que limitam a capacidade de um gerador síncrono são aqueles estabelecidos pelos níveis de perdas toleráveis, decorrentes de carregamento do gerador. Estas perdas influenciam decisivamente na produção de calor e, conseqüentemente, na elevação de temperatura de trabalho. Qualquer elevação de temperatura, além dos limites toleráveis pela máquina, provoca o envelhecimento precoce do material isolante ou até mesmo a sua destruição. As perdas diretamente vinculadas ao carregamento dos geradores são as perdas no ferro e no cobre. Estas últimas ocorrem individualmente no campo e na armadura.

As perdas no ferro dependem do fluxo magnético resultante da máquina, que por sua vez está ligado à tensão de operação. Assim, o valor da tensão de trabalho está intimamente ligado ao nível tolerável de perdas no ferro. Portanto, a sua curva de capacidade depende da tensão de operação.

As perdas no cobre da armadura, obviamente, dependem do valor permissível da corrente de armadura, além do qual a operação não é conveniente.

Por outro lado, também o circuito de campo possui a sua limitação de perda no cobre, acarretando um limite máximo para a corrente de campo i_f . Esta corrente cria a tensão induzida E_{fd} , limitada a um máximo admissível em função do limite de aquecimento do enrolamento de campo. O valor limite da corrente de excitação é definido pelo fabricante (Haller, 1970).

O fator de potência indicado no gerador deve ser entendido como o valor limite (indutivo) abaixo do qual o gerador não poderá fornecer a potência permissível, sob pena de sobre-aquecimento. É conveniente ter em mente que este limite é fixado pelas perdas no cobre do circuito de campo.

A potência elétrica que um gerador síncrono de pólos lisos pode entregar diretamente a uma barra é função do ângulo de carga. Para condições de regime onde a tensão terminal e de campo são constantes, existe um máximo de potência que pode ser transferido pelo gerador, o qual ocorre a um ângulo de carga igual a 90° elétricos para os geradores de pólos lisos. Este valor máximo de potência é chamado de limite estático teórico de estabilidade. Valores de ângulo de carga superiores a 90° podem levar o gerador a perda de sincronismo.

Por outro lado, valores da tensão induzida correspondentes a condição de operação sob fator de potência fortemente capacitivos poderão levar o gerador ao limite de estabilidade originado pela não conversão de energia e pela ausência do campo girante do rotor. É importante ressaltar que correntes capacitivas elevadas produzem campos elevados no ferro, provocando fluxo de dispersão perpendicular ao extremo do ferro e elevação de temperatura devido ao efeito das correntes parasitas (Adibi, 1994).

A máquina primária (turbina hidráulica, a vapor, a gás, etc.) fornece a potência mecânica obtida através da transformação de uma outra forma primária de energia disponível. Esta também possui suas limitações. Assim é possível que em alguns casos a potência da máquina primária também seja um limite para a operação do gerador. Em tais condições, isto se traduz nas curvas de capacidade do gerador. Entretanto, o gerador não poderá ter existência isolada e deve ser visto como um componente do grupo máquina turbina/gerador.

Em resumo, os fatores que limitam o campo de operação dos geradores síncronos são os seguintes: tensão terminal V_t , corrente de armadura i_a , corrente de campo i_f , ângulo de carga, excitação mínima permissível, capacidade da máquina primária.

A Figura 1.1 mostra a curva de capacidade do gerador síncrono de pólos lisos. O trecho A-B é limitado pela corrente de campo, o trecho B-C é limitado pela corrente de armadura, o trecho C-D é limitado pela máquina primária, o trecho D-E é limitado pela corrente de armadura, o trecho E-F é limitado pelo ângulo de carga e o trecho F-G é limitado pela excitação mínima do campo.

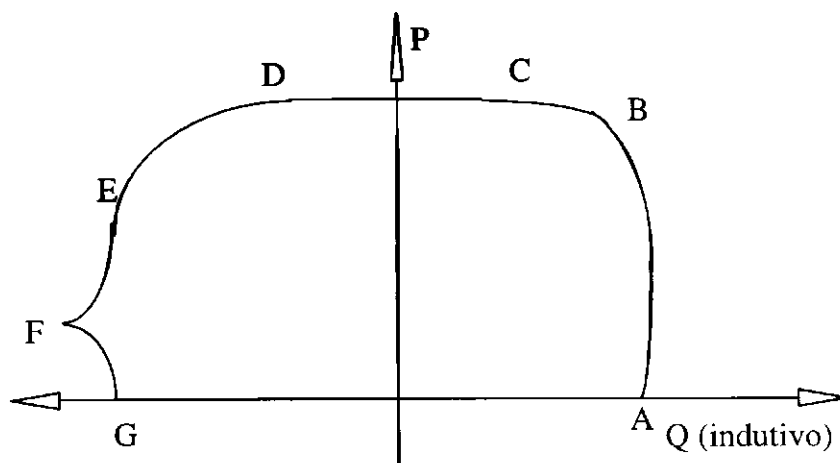


Figura 1.1 - Curva de capacidade de um gerador síncrono pólos lisos

1.2.3 - Torque eletromagnético do gerador síncrono

Estudos mostram que o torque varia senoidalmente com o ângulo de carga, onde a máquina pode ser carregada gradualmente até o limite de potência máxima ou torque máximo, são conhecidos como limites de estabilidade estática. Se a máquina ultrapassar este limite a máquina perderá o sincronismo (Sen, 1989). O torque eletromagnético do gerador síncrono é dado pela seguinte expressão (Lesenne et al, 1981):

$$T_{el} = \frac{V_t E_{fd} \sin(\delta)}{X_d} + \frac{V_t^2 \sin(2\delta)}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \quad (1.1)$$

onde V_t e E_{fd} são a tensão terminal e tensão induzida, respectivamente, e X_d e X_q são reatâncias nos eixos d e q. A primeira parcela da equação (1.1) é conhecida como torque sincronizante (T_{fm}). A segunda parcela é conhecida como torque de relutância (T_{rm}).

Nota-se que T_{fm} é diretamente proporcional a tensão induzida (E_{fd}) e a tensão terminal (V_t). Já T_{rm} depende da tensão terminal e das reatâncias X_d e X_q . Caso o gerador síncrono tenha rotor cilíndrico ($X_d = X_q$) não existe torque de relutância.

A Figura 1.2 mostra a relação de T_{el} , T_{fm} e T_{rm} em função do ângulo de carga.

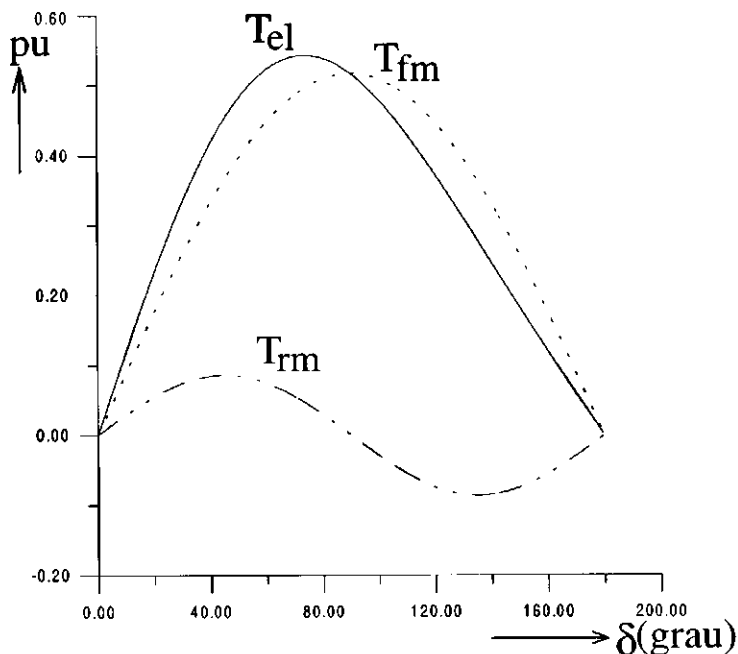


Figura - 1.2 - Torque eletromagnético T_{el} , T_{rm} e T_{fm} em função do Ângulo de carga (δ)

A Figura 1.3 mostra o torque eletromagnético em função do ângulo de carga para vários valores da razão entre E_{fd}/V_t .

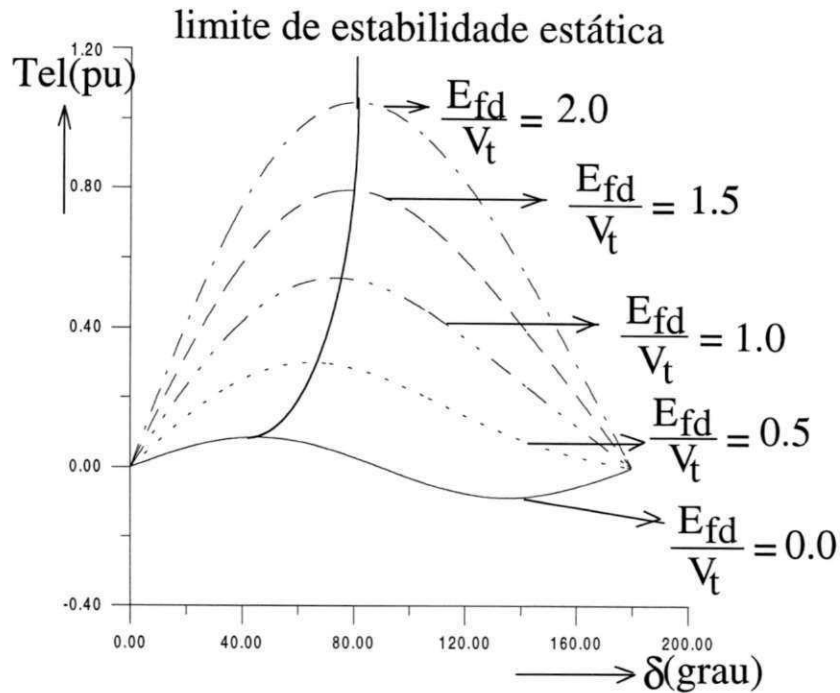


Figura 1.3 - Torque eletromagnético T_{el} em função de δ para diferentes valores (E_{fd}/V_t)

A Figura 1.3 mostra a influência da excitação no torque elétrico. Isto é, o torque elétrico aumenta com a excitação.

O limite de estabilidade estática é definido como o valor máximo que o torque pode alcançar sem que haja perda de estabilidade.

Derivando-se a equação (1.1) com relação a δ tem-se:

$$d(T_{el})/d(\delta) > 0 \quad (1.2)$$

$$C_s = \frac{V_t E_{fd} \cos(\delta)}{X_d} + \frac{V_t^2 \cos(2\delta)}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) > 0 \quad (1.3)$$

Onde C_s é um coeficiente do torque sincronizante que é utilizado para medir a estabilidade do gerador síncrono.

A perda de estabilidade ocorre quando a máquina ultrapassa os valores limites de estabilidade estática. Conseqüentemente, o coeficiente de torque sincronizante se torna negativo ($C_s < 0$).

1.2.4 - Torque mecânico da turbina

O torque mecânico da turbina está presente na equação de movimento no eixo da turbina que está ligado ao rotor de máquina síncrona, como mostra a equação (1.4), (Anderson, 1977).

$$T_m - T_{el} = Jp^2\delta + Dp\delta \quad (1.4)$$

onde: $J = 2H/w_s$ é o momento de inércia do sistema de rotação, H é a constante de inércia, $D = K_d/w_s$ é a constante mecânica de amortecimento normalizada, K_d fator de amortecimento mecânico devido ao atrito, $\delta =$ ângulo de carga do gerador e $T_m - T_{el} = T_a$ é denominado torque de aceleração.

Pode-se notar na equação (1.4) que a aceleração ou desaceleração no eixo da turbina pode ocorrer em função do torque mecânico (T_m) ou torque elétrico (T_{el}). O ângulo de carga cresce quando o torque mecânico é maior que o torque elétrico e decresce quando o torque mecânico é menor que o torque elétrico. Uma situação de equilíbrio se dá quando o ângulo de carga é constante, isto é, quando o torque de aceleração é zero (Maniçoba, 1982; Montero, 1995; Anderson, 1977).

Da equação de movimento pode-se observar dois exemplos da perda de estabilidade do gerador em função do torque mecânico e elétrico (Maniçoba, 1982).

Por exemplo, se o gerador está funcionando em equilíbrio (aceleração igual a zero) com uma carga determinada, e ocorre um curto-circuito nos terminais do gerador ou um desligamento de carga levando o torque elétrico para valores muito pequenos, o ângulo de carga crescerá indefinidamente. Isto porque, todo torque mecânico de entrada será utilizado na aceleração da máquina. Dependendo da carga e do tempo do curto-circuito a máquina poderá perder estabilidade.

Um segundo exemplo da perda de estabilidade se dá quando o torque mecânico é aumentado para aumentar a potência gerada do gerador e o torque elétrico não acompanha este aumento. O ângulo de carga crescerá indefinidamente, este fato ocorre normalmente quando a turbina é levada a operar perto da capacidade máxima. Entretanto, a perda de estabilidade também pode ocorrer quando a turbina opera com cargas médias e o gerador está sendo afetado pelo sistema de excitação (gerador sub-excitado), (Montero, 1995).

1.2.5 - Sistema discreto de controle suplementar para estabilidade do gerador síncrono

O termo controle discreto suplementar para estabilidade da máquina síncrona, refere-se a uma classe especial de controle que é utilizado para controlar a estabilidade do sistema de potência, eventualmente nos casos de desligamento de linhas com cargas ou curtos-circuitos nas linhas de

transmissão. Na referência Anderson(1978), são discutidos vários tipos de controle discreto suplementar entre os quais pode-se citar:

1) Freio dinâmico

Consiste em aplicar uma carga elétrica artificial através de resistores em paralelo com o gerador desligando-se da linha de transmissão durante o tempo que ocorra o curto circuito ou desligamento de linha .

2) Válvula de derivação de turbinas a vapor

Este tipo de válvula é utilizado em turbinas a vapor quando o gerador está com carga e é desligado devido a uma falha. Neste caso a válvula desvia o vapor da turbina para que o torque mecânico seja retirado da turbina rapidamente. Também ela permite que o torque mecânico esteja pronto para uma resincronização do gerador com carga.

1.3 - LOCALIZAÇÃO DO TEMA

Neste trabalho pretende-se realizar um estudo para obter o máximo de rendimento no processo de conversão de energia com gerador síncrono quando o conjunto gerador/turbina está ligado a um sistema de potência através de uma linha de transmissão. Isto é, encontrar uma forma de gerar energia na qual o gerador possa operar com potência máxima sem perigo que haja perda de estabilidade.

Para realizar este estudo é necessário, desenvolver modelos matemáticos que permitam através de simulações digitais obter o comportamento do sistema, e assim poder verificar em regime transitório a influência do sistema de excitação e do torque mecânico da turbina na estabilidade da máquina síncrona.

Da pesquisa bibliográfica surgiram as seguintes interrogações:

- Como evitar a influência da excitação na estabilidade da máquina quando o torque mecânico está sendo ajustado para que o gerador opere com mais carga?

- Como evitar a perda de estabilidade quando o torque mecânico é aumentado para levar a turbina a sua máxima de potência e o torque elétrico não acompanhar este aumento?

- Como evitar a perda de sincronismo quando se deseja que o gerador opere no máximo de sua potência ou sobrecargas temporárias?

- Como evitar que a máquina perca sincronismo quando ocorre um curto circuito trifásico e o gerador esta operando a plena carga?

Neste trabalho são discutidas algumas soluções para as questões acima citadas.

1.4 - MOTIVAÇÃO DA PESQUISA

A crescente demanda de energia elétrica e falta de investimento na construção de novas usinas, deve provocar num futuro próximo racionalização da energia. Para solucionar em parte estes problemas. Nesta pesquisa pretende realizar um estudo no qual os geradores síncronos possam operar com sua máxima potência sem perigo de perda da estabilidade.

Das sugestões para futuros trabalhos da tese de doutorado de Montero(1995), bem como das sugestões dos professores ligados ao laboratório LASSE do DEE da Universidade Federal da Paraíba, surgiram a motivação para a realização deste trabalho.

1.5 - CONTRIBUIÇÃO DA PESQUISA

Este trabalho tem como principal contribuição o estudo para maximizar o processo de conversão de energia em geradores síncronos sem que haja perda de estabilidade da máquina.

Apresenta-se um programa que simula o funcionamento do conjunto turbina/gerador, considerando os efeitos não lineares da saturação em regime transitório.

Apresenta-se um estudo da influência da excitação na estabilidade, quando o gerador opera sub-excitado, sobre-excitado e com regulador de tensão, para diferentes situações de torque mecânico.

Apresenta-se um estudo da influência do torque elétrico na estabilidade quando o gerador opera com regulador de tensão, para grandes torques mecânicos.

É proposto um sistema de compensação através do regulador de tensão que garante a estabilidade para diferentes torques mecânicos. Esta compensação permite que o gerador opere no máximo da sua capacidade sem que haja perda de estabilidade. Melhora-se assim o rendimento do gerador no processo de conversão de energia em caso de sobrecargas.

Por último é proposto um controle suplementar para a estabilidade da máquina utilizando-se um sinal da corrente do eixo q da máquina. Este controle atua quando o gerador está com carga e ocorre um curto-circuito trifásico em seus terminais, ou na linha de transmissão, ou ocorre um desligamento involuntário de cargas. O controle proposto tem como função evitar a perda de estabilidade originada pela diminuição do torque elétrico.

1.6 - ORGANIZAÇÃO DA PESQUISA

No capítulo 2 é apresentado um modelo completo para a representação do conjunto turbina/gerador/barra infinita desenvolvido a partir das equações de Park(1929), com algumas simplificações ou aproximações realizadas por Hammons(1971), em função das reatâncias, das constantes de tempo, das correntes estatóricas e tensão de excitação. Também, é apresentado o modelo do gerador ligado a uma barra infinita através de uma linha de transmissão para a obtenção das equações algébricas. Os efeitos da saturação no modelo matemático são considerados. É apresentado o modelo da turbina a vapor e do governador manual ligados ao sistema de potência. É apresentado um modelo linearizado do controle para ser aplicado no sistema de excitação. É apresentado o modelo do regulador de tensão com os parâmetros da ponte trifásica controlada com circuito de gatilhamento que inclui os parâmetros do controlador proporcional integral (PI). É apresentado um fluxograma do programa computacional que simula o sistema turbina/gerador/sistema de potência e por último são apresentadas as conclusões.

No capítulo 3 é discutida a influência da excitação na estabilidade da máquina. Isto é, são discutidos os efeitos da subexcitação e sobre-excitação na estabilidade do gerador para diferentes torques mecânicos no eixo da turbina. São apresentados três tipos de operação do gerador (subexcitado, excitação nominal e sobre-excitado).

No capítulo 4 simula-se o estudo de um regime transitório, decorrente da aplicação de grandes torques mecânicos, para verificar a influência do torque elétrico na estabilidade quando o gerador opera com regulador de tensão.

No capítulo 5 simula-se um sistema de compensação através do regulador de tensão que garante a estabilidade para grandes torques mecânicos. Esta compensação permite que o gerador opere no máximo da sua capacidade sem que haja perda de estabilidade, melhorando, assim, o rendimento do gerador no processo de conversão de energia em caso de sobrecargas.

Por último é proposto um esquema de controle suplementar para estabilidade da máquina utilizando-se um sinal da corrente do eixo q da máquina. Este controle atua quando o gerador está com carga e ocorre um curto-circuito trifásico em seus terminais, ou na linha de transmissão, ou ocorre um desligamentos involuntário de cargas. O controle proposto tem como função evitar a perda de estabilidade originada pela diminuição do torque elétrico.

No capítulo 6 são apresentados conclusões gerais e sugestões para futuros trabalhos.

MODELO MATEMÁTICO DO GERADOR SÍNCRONO

2.1 - INTRODUÇÃO

Embora todo modelo de um processo seja normalmente uma descrição incompleta do sistema. No estudo do comportamento dinâmico de sistemas de geração se requer a formulação de equações algébricas e diferenciais que permitam o modelamento do sistema.

Neste capítulo, será apresentado um modelo matemático da máquina síncrona a partir da utilização do modelo completo de Park(1929), que é descrito através de equações diferenciais e algébricas em função das reatâncias e resistências do gerador. A partir deste modelo obtém-se o modelo de variáveis auxiliares (Hammons, 1971) no qual as equações diferenciais incluem as constantes de tempo fornecidas pelo fabricante. Será apresentado também para fins de controle, um modelo linearizado para descrever o comportamento do gerador acoplado a uma barra infinita.

Também será desenvolvido um modelo da turbina a vapor controlada por um governador manual através de um atuador (Humpage, 1967).

Para se conseguir um entendimento completo do comportamento do gerador síncrono em condições de funcionamento dinâmicas, faz-se necessário a introdução de conceitos de circuitos. Isto é, o gerador é considerado como um conjunto de circuitos acoplados magneticamente.

2.2 - MODELO DO GERADOR SÍNCRONO TRIFÁSICO

O gerador síncrono de pólos salientes é constituído de três enrolamentos trifásicos de estator defasados de 120 graus. O rotor é do tipo saliente de dois pólos e é formado por três enrolamentos: um enrolamento de campo (f) no eixo d , e dois enrolamentos de amortecimento, um sobre o eixo d (k_d) e outro sobre o eixo q (k_q) como se vê na Figura 2.1 (Lesenne et al, 1981).

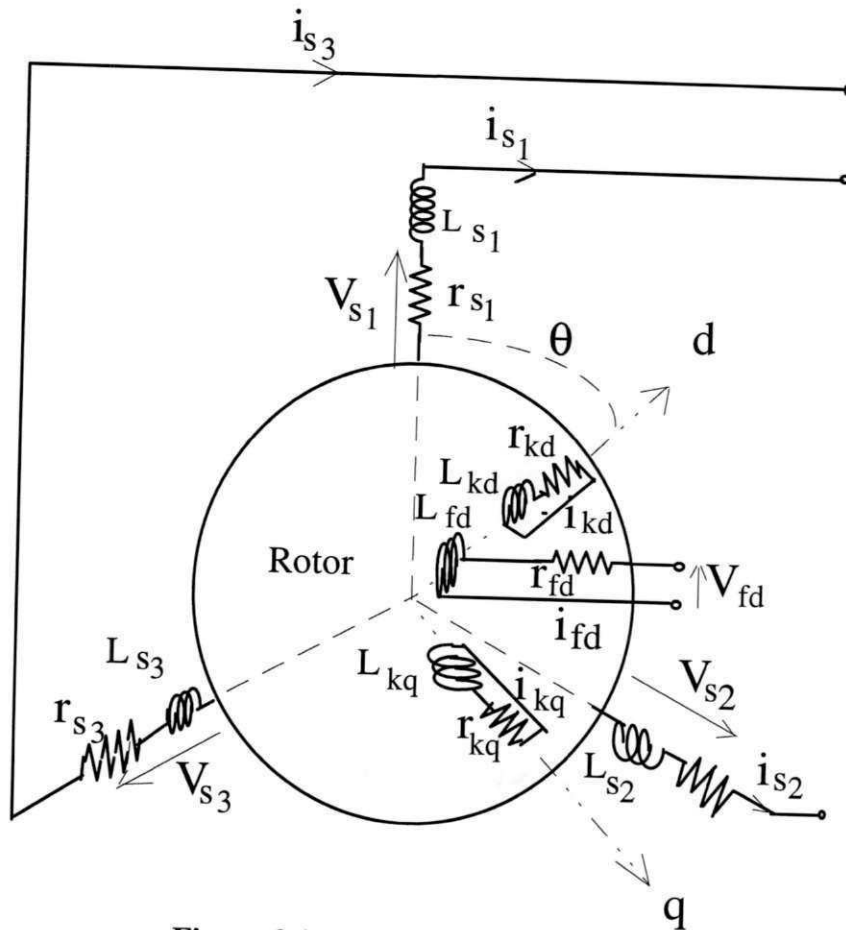


Figura 2.1 - Esquema do gerador síncrono

2.2.1 - Expressão dos fluxos

Para o estator

$$[\varphi_s] = [L_{ss}][i_{ss}] + [L_{sr}][i_r] \quad (2.1)$$

Para o rotor

$$[\varphi_r] = [L_{rs}][i_{ss}] + [L_{rr}][i_r] \quad (2.2)$$

onde,

$$[\varphi_s] = \begin{bmatrix} \varphi_{s1} \\ \varphi_{s2} \\ \varphi_{s3} \end{bmatrix}; \quad [\varphi_r] = \begin{bmatrix} \varphi_f \\ \varphi_{kd} \\ \varphi_{kq} \end{bmatrix};$$

$$[i_{ss}] = \begin{bmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \\ i_{s3} \end{bmatrix}; \quad [i_r] = \begin{bmatrix} i_f \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{bmatrix};$$

$$[L_{ss}] = \begin{vmatrix} L_{s1} & M_{s1s2} & M_{s1s3} \\ M_{s1s2} & L_{s2} & M_{s2s3} \\ M_{s1s3} & M_{s2s3} & L_{s3} \end{vmatrix} ;$$

$$[L_{sr}] = \begin{vmatrix} M_{s1f} & M_{s1d} & M_{s1q} \\ M_{s2f} & M_{s2d} & M_{s2q} \\ M_{s3f} & M_{s3d} & M_{s3q} \end{vmatrix} ;$$

$$[L_{rr}] = \begin{vmatrix} L_{fd} & M_{fkd} & 0 \\ M_{fkd} & L_{kd} & 0 \\ 0 & 0 & L_{kq} \end{vmatrix} ;$$

e $[L_{rs}] = [L_{sr}]^t$

2.2.2 - Expressão das Tensões

$$[V_s] = [r_s][i_s] + d/dt\{[L_{ss}][i_{ss}] + [L_{sr}][i_r]\} \quad (2.3)$$

$$[V_r] = [r_r][i_r] + d/dt\{[L_{rs}][i_{ss}] + [L_{rr}][i_r]\} \quad (2.4)$$

2.3 - SISTEMA SIMPLIFICADO DE EQUAÇÕES

As transformadas definidas por Park(1929) permitem transformar um sistema trifásico em bifásico (d,q) equivalente. A armadura bifásica é colocada solidária ao rotor (o eixo d alinhado com o eixo de excitação do rotor, polo saliente; o eixo q em quadratura com o eixo d) através da matriz de transformação denominada $[P_1]$:

$$[P_1] = \sqrt{2/3} \begin{vmatrix} \sqrt{1/2} & \cos(\theta) & -\text{sen}(\theta) \\ \sqrt{1/2} & \cos(\theta - 2\pi/3) & -\text{sen}(\theta - 2\pi/3) \\ \sqrt{1/2} & \cos(\theta + 2\pi/3) & -\text{sen}(\theta + 2\pi/3) \end{vmatrix} \quad (2.5)$$

onde $\theta = \omega t$.

2.3.1 - Expressão simplificada dos fluxos

Aplicando-se a transformação (2.5) às equações do fluxo (2.1) e (2.2) tem-se:

$$[P_1][\varphi_{dq}] = [L_{ss}] [P_1][i_{dq}] + [L_{sr}][i_r] \quad (2.6)$$

$$[\varphi_r] = [L_{sr}][P_1][i_{dq}] + [L_{rr}][i_r] \quad (2.7)$$

Multiplicando-se ambos membros da equação (2.6) por $[P_1]^{-1}$, tem-se:

$$[\varphi_{d,q}] = [P_1]^{-1}[L_{ss}] [P_1][i_{dq}] + [P_1]^{-1} [L_{sr}][i_r] \quad (2.8)$$

Fazendo-se os produtos matriciais das equações (2.7) e (2.8), obtém-se a expressão do fluxo na base d,q.

$$\begin{pmatrix} \varphi_{sd} \\ \varphi_{sq} \\ \varphi_f \\ \varphi_{kd} \\ \varphi_{kq} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} L_d & 0 & M_f & M_{kd} & 0 \\ 0 & L_q & 0 & 0 & M_{kq} \\ M_f & 0 & L_f & M_{fd} & 0 \\ M_{kd} & 0 & M_{fd} & L_{kd} & 0 \\ 0 & M_{kq} & 0 & 0 & L_{kq} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} i_{sd} \\ i_{sq} \\ i_f \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{pmatrix} \quad (2.9)$$

2.3.2 - Expressão simplificada das tensões

Aplicando-se a transformação para as equações matriciais das tensões (2.3) e (2.4) efetua-se a troca de variável:

$$[V_s] = [P_1][V_{sc}] \text{ e } [i_s] = [P_1][i_{sc}]$$

$$[P_1][V_{sc}] = [r_s][P_1][i_{sc}] + d/dt\{[L_{ss}][P_1][i_{sc}] + [M_{sr}][i_r]\}$$

$$[V_r] = [r_r][i_r] + d/dt\{[M_{sr}][P_1][i_{sc}] + [L_{rr}][i_r]\}$$

Multiplicando-se ambos membros por $[P_1]^{-1}$ tem-se:

$$[V_{sc}] = [P_1]^{-1}[r_s][P_1][i_{sc}] + [P_1]^{-1}\{d/dt\{[L_{ss}][P_1][i_{sc}] + [M_{sr}][i_r]\}\} \quad (2.10)$$

$$[V_r] = [r_r][i_r] + d/dt\{[M_{sr}][P_1][i_{sc}] + [L_{rr}][i_r]\} \quad (2.11)$$

onde:

$$[L_{ss}][P_1] = [\lambda_a] + [\lambda_b]$$

Substituindo-se esta expressão em (2.10) e (2.11)

$$[V_{sc}] = [r_s][i_{sc}] + [P_1]^{-1}\{[\lambda_a] + [\lambda_b]\}\{d/dt[i_{sc}]\} + [P_1]^{-1}\{d/d\theta[\lambda_a]\}d\theta/dt[i_{sc}] + [P_1]^{-1}\{d/d\theta[\lambda_b]\}d\theta/dt[i_{sc}] + [P_1]^{-1}\{d/d\theta[M_{sr}]\}d\theta/dt[i_r] + [P_1]^{-1}[M_{sr}]\{d/dt[i_r]\} \quad (2.12)$$

$$[V_r] = [r_r][i_r] + [L_{rr}]\{d/dt[i_r]\} + [d/d\theta\{[M_{rs}][P_1]\}d\theta/dt][i_{sc}] + [M_{rs}][P_1]\{d/dt[i_{sc}]\} \quad (2.13)$$

onde:

$$[P_1]^{-1}\{[\lambda_a] + [\lambda_b]\} = \begin{pmatrix} L_{so} + 2M_{so} & 0 & 0 \\ 0 & L_{so} - M_{so} & 0 \\ 0 & 0 & L_{so} - M_{so} \end{pmatrix} + 3/2 L_{sv} \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}$$

$$[P_1]^{-1}\{d/d\theta[\lambda_a]\}d\theta/dt = -(L_{so} - M_{so})d\theta/dt \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & -1 & 0 \end{vmatrix}$$

$$[P_1]^{-1}\{d/d\theta[\lambda_b]\}d\theta/dt = 3/2L_{sv} d\theta/dt \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & 0 \end{vmatrix}$$

$$[P_1]^{-1}\{d/d\theta[M_{sr}]\}d\theta/dt = -\sqrt{3}/2 d\theta/dt \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & M_{ka.s} \\ -M_{fs} & -M_{kd} & 0 \end{vmatrix}$$

$$[P_1]^{-1}[M_{sr}] = \sqrt{3}/2 \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ M_{fs} & M_{kd} & 0 \\ 0 & 0 & M_{kas} \end{vmatrix}$$

$$[M_{rs}][P_1] = \sqrt{3}/2 \begin{vmatrix} 0 & M_{fs} & 0 \\ 0 & M_{kd.s} & 0 \\ 0 & 0 & M_{ka.s} \end{vmatrix}$$

e onde: $d/d\theta\{[M_{rs}][P_1]\}d\theta/dt = 0$; $d\theta/dt = w =$ velocidade angular em (rad/s);

$$L_d = L_{so} - M_{so} + 3/2L_{sv}; L_q = L_{so} - M_{so} - 3/2L_{sv};$$

$$M_f = \sqrt{3}/2 M_{fs}; M_{kd} = \sqrt{3}/2 M_{kd,s}; M_{kq} = \sqrt{3}/2 M_{kq,s}; M_{fd} = M_{f,k}$$

As tensões podem ser explicitadas em função das correntes substituindo-se as expressões acima nas equações (2.12) e (2.13). Considerando-se que as correntes i_d e i_q estão saindo do gerador, obtem-se:

$$\begin{vmatrix} V_d \\ V_q \\ V_f \\ 0 \\ 0 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} -(r_s+L_d P) & L_q W & M_f P & M_{kd} P & -M_{kq} W \\ -L_d W & -r_s+L_q P & M_f W & M_{kd} W & M_{kq} P \\ -M_f P & 0 & r_f+L_f P & M_{fd} P & 0 \\ -M_{kd} P & 0 & M_{fd} P & r_{kd}+L_{kd} P & 0 \\ 0 & M_{kq} P & 0 & 0 & r_{kq}+L_{kq} P \end{vmatrix} \begin{vmatrix} i_d \\ i_q \\ i_{fd} \\ i_{kd} \\ i_{kq} \end{vmatrix}$$

(2.14)

2.3.3 - Sistema Simplificado de Equações em p.u.

As equações das componentes d,q da tensões do gerador em p.u., são dadas pela equação matricial (2.15), onde, $r_a = r_s$.

A base do sistema empregado é denominada " X_{md} " base (Rankin, 1945). A potência base aparente é a mesmas para todos os circuitos do rotor e do estator. As tensões base são iguais as correntes base do estator multiplicando por X_{md} . O tempo base é 1 segundo, a velocidade base é a velocidade síncrona do gerador em radianos por segundo (377 radianos/segundo), e o ângulo base é 1 radiano.

$$\begin{array}{c|cccccc|c}
 V_d \\
 V_q \\
 V_{fd} \\
 0 \\
 0
 \end{array}
 =
 \begin{array}{cccccc}
 -(r_a+X_{dp}/w) & wX_q & X_{md} p/w & X_{md} p/w & -wX_{mq} & \\
 -wX_d & -(r_a+X_{qp}/w) & wX_{md} & wX_{md} & X_{mq} p/w & \\
 -X_{md} p/w & 0 & (r_{fd}+X_{fd} p/w) & X_{mfd} p/w & 0 & \\
 -X_{md} p/w & 0 & pX_{kd} & (r_{kd}+X_{kd} p/w) & 0 & \\
 0 & X_{mq} p/w & 0 & 0 & (r_{kq}+X_{kq} p/w) &
 \end{array}
 \begin{array}{c}
 i_d \\
 i_q \\
 i_{fd} \\
 i_{kd} \\
 i_{kq}
 \end{array}
 \quad (2.15)$$

O sentido adotado para as correntes i_d e i_q é saindo do gerador e as correntes i_{fd} , i_{kd} e i_{kq} estão entrando no gerador como vemos na Figura 2.2.

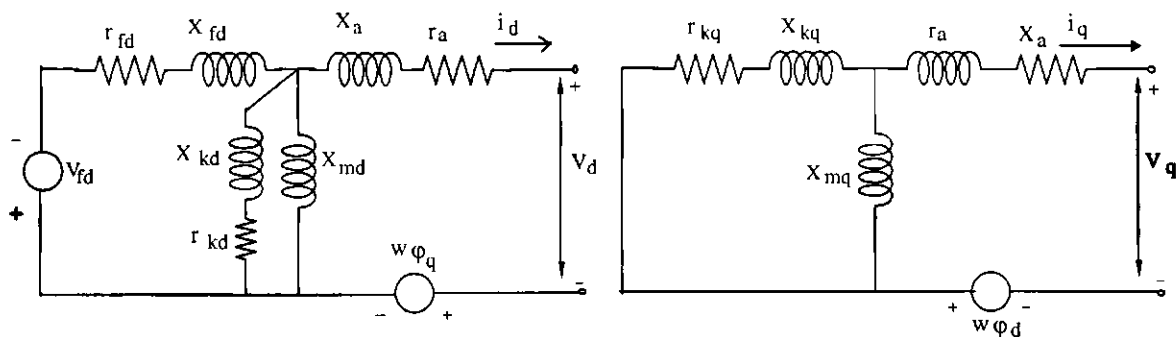


Figura 2.2 - Circuito equivalente dos eixos d e q do gerador síncrono

onde:

$X_d = X_{md} + X_a$; $X_q = X_{mq} + X_a$; X_{fd} ; X_{kd} ; X_{kq} ; são as reatâncias próprias e X_{md} , X_{mq} , X_{mfd} são as reatâncias mútuas da máquina síncrona, $w = 1$ p.u. é a velocidade síncrona, $p = d/dt$ é o operador diferencial.

Os fluxos concatenados no eixo d são:

$$\varphi_d = -X_d i_d + X_{md} i_{fd} + X_{md} i_{kd} \quad (2.16)$$

$$\varphi_{fd} = -X_{md} i_d + X_{fd} i_{fd} + X_{mfd} i_{kd} \quad (2.17)$$

$$\varphi_{kd} = -X_{md} i_d + X_{mfd} i_{fd} + X_{kd} i_{kd} \quad (2.18)$$

Os fluxos concatenados no eixo q são:

$$\varphi_q = -X_d i_q + X_{mq} i_q \quad (2.19)$$

$$\varphi_{kq} = -X_{mq} i_q + X_{kq} i_{kq} \quad (2.20)$$

O torque eletromagnético é expresso por:

$$T_{el} = \varphi_d i_q - \varphi_q i_d \quad (2.21)$$

A equação do movimento normalizada na velocidade síncrona é:

$$T_m - T_{el} = J p^2 \delta + D p \delta \quad (2.22)$$

onde:

$J = 2H/w_s$ é o momento de inércia do sistema de rotação, o qual é dado em p.u., H é a constante de inércia em (kWs/kVA), $D = K_d/w_s$ é a constante mecânica de amortecimento normalizada, K_d fator de amortecimento mecânico devido ao atrito, $\delta =$ ângulo de carga do gerador e $T_m =$ Torque mecânico no eixo da turbina.

A velocidade do rotor normalizada na velocidade síncrona é:

$$w = 1 + p\delta/w_s \quad (2.23)$$

O módulo da tensão terminal é:

$$V_t = \sqrt{(v_d^2 + v_q^2)} \quad (2.24)$$

2.3.4 - Reatâncias Operacionais

Considera-se que a reatância mútua entre o enrolamento do campo e o amortecedor no eixo d é igual a reatância mútua entre os enrolamentos do estator e do rotor do eixo d, ou seja $X_{mfd} = X_{md}$. Substituindo-se esta aproximação na equação matricial (2.15), as equações das tensões dadas em (2.15) junto com as equações dos fluxos estatóricos (2.16) e (2.19), podem ser simplificados por eliminação das correntes rotóricas i_{fd} , i_{kd} e i_{kq} (Hammons, 1971), isto é:

$$\varphi_d = -X_d(p) i_d + V_f G(p) X_{md} / r_{fd} \quad (2.25)$$

$$\varphi_q = -X_q(p) i_q \quad (2.26)$$

As reatâncias operacionais são dadas por:

$$X_d(p) = X_d \frac{1 + p(T_{d4} + T_{d5}) + p^2 T_{d4} T_{d6}}{1 + (T_{d1} + T_{d2}) + p^2 T_{d1} T_{d3}} \quad (2.27)$$

$$X_q(p) = \frac{X_q(1 + pT_{q1})}{1 + pT_{q2}} \quad (2.28)$$

$$G(p) = \frac{1 + pT_{d7}}{1 + p(T_{d1} + T_{d2}) + p^2 T_{d1} T_{d3}} \quad (2.29)$$

onde:

$$T_{d1} = \frac{X_{fd}}{\omega_s r_{fd}}$$

$$T_{d2} = \frac{X_{kd}}{\omega_s r_{kd}}$$

$$T_{d3} = \frac{1}{\omega_s r_{kd}} \left(X_{kd} - \frac{X_{md}^2}{X_{fd}} \right)$$

$$T_{d4} = \frac{1}{\omega_s r_{fd}} \left(X_{fd} - \frac{X_{md}^2}{X_d} \right)$$

$$T_{d5} = \frac{1}{\omega_s r_{kd}} \left(X_{kd} - \frac{X_{md}^2}{X_d} \right)$$

$$T_{d6} = \frac{1}{\omega_s r_{kd}} \left(X_{kd} + \frac{X_{md}^2(2X_{md} - X_d - X_{fd})}{X_d X_{fd} - X_{md}^2} \right)$$

$$T_{d7} = \frac{X_{kd} - X_{md}}{\omega_s r_{kd}}$$

$$T_{q1} = \frac{1}{\omega_s r_{kq}} \left(X_{kq} - \frac{X_{mq}^2}{X_q} \right)$$

$$T_{q2} = \frac{X_{kq}}{w_s r_{kq}}$$

e

$$T'_{do} = T_{d1}; T''_{do} = T_{d3}; T_{kd} = T_{d7}; T'_d = T_{d4}; T''_d = T_{d6}; T'_q = T_{q1}; T''_{qo} = T_{q2}$$

Considerando-se que os valores relativos das constantes T_{d2} e T_{d3} são da mesma ordem e muito menores que T_{d1} como também T_{d5} e T_{d6} são da mesma ordem e muito menores que T_{d4} pode-se aproximar as impedâncias operacionais $X_d(p)$, $X_q(p)$ e $G(p)$ (Hammons, 1971), para:

$$X_d(p) = \frac{X_d(1 + pT'_d)(1 + pT''_d)}{(1 + pT'_{do})(1 + pT''_{do})} \quad (2.30)$$

$$G(p) = \frac{1 + pT_{kd}}{(1 + pT'_{do})(1 + pT''_{do})} \quad (2.31)$$

$$X_q(p) = \frac{X_q(1 + pT''_q)}{1 + pT''_{qo}} \quad (2.32)$$

Para expressar as correntes rotóricas em função da tensão de excitação, correntes e tensões estatóricas, é necessário expressar a tensão de campo no sistema por unidade, tensão estatórica base em p.u. não é consistente com o sistema por unidade base " X_{md} ", é necessário modificar as equações somente da tensão de campo desde que as correntes dos enrolamentos amortecedores seja eliminadas e a tensões dos enrolamentos amortecedores sejam zero.

Na maioria dos modelos de sistemas de excitação, os parâmetros são dados em p.u. de uma base onde a tensão do campo é a tensão que produz a tensão nominal do gerador na linha do entreferro. Este sistema chama-se sistema por unidade de tensão unitária (Hammons, 1971).

$$E_{fd} = \frac{X_{md}}{r_{fd}} V_{fd} \quad (2.33)$$

Substituindo-se (2.29) em (2.11), tem-se:

$$\varphi_d = -X_d(p)i_d + G(p)E_{fd} \quad (2.34)$$

$$\varphi_q = X_q(p)i_q \quad (2.35)$$

$$V_d = -r_a i_d + \frac{p}{w_s} \varphi_d - w \varphi_q \quad (2.36)$$

$$V_q = -r_a i_q + \frac{p}{\omega_s} \dot{\varphi}_q + \omega \varphi_d \quad (2.37)$$

As reatâncias operacionais são representadas pelas equações (2.30) - (2.37).

2.3.5 - Variáveis Auxiliares

Substituindo-se as impedâncias operacionais obtidas em (2.30), (2.31) e (2.32) nas equações dos fluxos (2.34) e (2.35) e desenvolvendo-se em frações parciais tem-se:

$$\begin{aligned} \varphi_d = & - \frac{A}{1 + pT'_{do}} i_d - \frac{B}{1 + pT''_{do}} i_d - X''_d i_d \\ & + \frac{G'}{1 + pT'_{do}} E_{fd} - \frac{G''}{1 + pT''_{do}} E_{fd} \end{aligned} \quad (2.38)$$

$$\varphi_q = - \frac{X_q - X''_q}{1 + pT''_{qo}} i_q - X''_q i_q \quad (2.39)$$

$$A = X_d - X'_d \quad (2.40)$$

$$B = X'_d - X''_d \quad (2.41)$$

$$X''_d = X'_d \frac{T''_d}{T''_{do}} \quad (2.42)$$

$$X_d = X_{md} + X_a \quad (2.43)$$

$$X'_d = X_d \frac{T'_d}{T'_{do}} \quad (2.44)$$

$$X_q = X_{mq} + X_a \quad (2.45)$$

$$X''_q = X_q \frac{T''_q}{T''_{qo}} \quad (2.46)$$

$$X'_q = X_q \frac{T'_q}{T'_{qo}} \quad (2.47)$$

$$G' = \frac{T'_{do} - T_{kd}}{T'_{do} - T''_{do}} \quad (2.48)$$

$$G'' = \frac{T''_{do} - T_{kd}}{T'_{do} - T''_{do}} \quad (2.49)$$

A aproximação introduzida nas equações (2.40) a (2.43) produz um erro da ordem de 1/2% e 5% nos valores das constantes A e B respectivamente. Introduzindo-se esta aproximação na equação (2.37), tem-se:

$$\begin{aligned} \varphi_d = & - \frac{X_d - X'_d}{1 + pT'_{do}} i_d - \frac{X'_d - X''_d}{1 + pT''_{do}} (i_d - X''_d i_d) \\ & + \frac{G'}{1 + pT'_{do}} E_{fd} - \frac{G''}{1 + pT''_{do}} E_{fd} \end{aligned} \quad (2.50)$$

Expressando-se as equações dos fluxos concatenados estáticos (2.39) e (2.50) com o auxílio das seguintes variáveis auxiliares V''_q , V'_q e V''_d tem-se:

$$V'_q = \frac{G'}{1 + pT'_{do}} E_{fd} - \frac{X_d - X'_d}{1 + pT'_{do}} i_d \quad (2.51)$$

$$V''_q = \varphi_d + X''_d i_d \quad (2.52)$$

$$V''_d = -\varphi_q - X''_q i_q \quad (2.53)$$

Substituindo as equações (2.39) em (2.53) tem-se:

$$V''_d = \frac{X_q - X''_q}{1 + pT''_{qo}} i_q \quad (2.54)$$

$$V''_d + pV''_d \cdot T''_{qo} = (X_q - X''_q) i_q \quad (2.55)$$

$$pV''_d = \frac{1}{T''_{qo}} (X_q - X''_q) i_q - V''_d \quad (2.56)$$

De (2.51), tem-se:

$$(1 + pT'_{do})V'_q = G'E_{fd} - (X_d - X'_d)i_d \quad (2.57)$$

$$pV'_q = \frac{1}{T'_{do}} (G'E_{fd} - (X_d - X'_d)i_d - V'_q) \quad (2.58)$$

Substituindo-se (2.51) em (2.50) e (2.52) tem-se:

$$V''_q = V'_q - \frac{X'_d - X''_d}{1 + pT''_{do}} i_d - \frac{G''}{1 + pT''_{do}} E_{fd} \quad (2.59)$$

$$V''_q - V'_q + pT''_{do} V''_q - pT''_{do} V'_q = -(X'_d - X''_d)i_d - G''E_{fd} \quad (2.60)$$

$$pT''_{do} (V''_q - pV'_q) = -(X'_d - X''_d)i_d - G''E_{fd} - V''_q + V'_q \quad (2.61)$$

$$pV''_q = \frac{1}{T''_{do}} (-(X'_d - X''_d)i_d - G''E_{fd} - V''_q + V'_q) + pV'_q \quad (2.62)$$

Substituindo-se as equações dos fluxos (2.52) e (2.53) em (2.21), obtém-se:

$$T_{el} = V''_d i_d + V''_q i_q + (X''_q - X''_d) i_d i_q \quad (2.63)$$

Derivando-se as equações (2.52) e (2.53), tem-se:

$$p\phi_d = p(V''_q - X''_d i_d) \quad (2.64)$$

$$p\phi_q = -p(V''_d + X''_q i_q) \quad (2.65)$$

Multiplicando-se as equações (2.52) e (2.53) por w tem-se:

$$w\phi_d = w(V''_q - X''_d i_d) \quad (2.66)$$

$$w\phi_q = -w(V''_d + X''_q i_q) \quad (2.67)$$

Substituindo-se (2.64) e (2.67) em (2.36) e (2.37) tem-se:

$$V_d = -r_a i_d + \frac{p}{w_s} (V''_q - X''_d i_d) + w(V''_d + X''_q i_q) \quad (2.68)$$

$$V_q = -r_a i_q - \frac{p}{w_s} (V''_d + X''_q i_q) + w(V''_q - X''_d i_d) \quad (2.69)$$

As equações (2.56), (2.58), (2.62), (2.68) e (2.69) representam as "variáveis auxiliares" (Hammons, 1971). Com um erro na representação dos novos parâmetros de aproximadamente de 5 % em relação aos parâmetros originais do modelo. O esquema é mostrada na Figura 2.3.

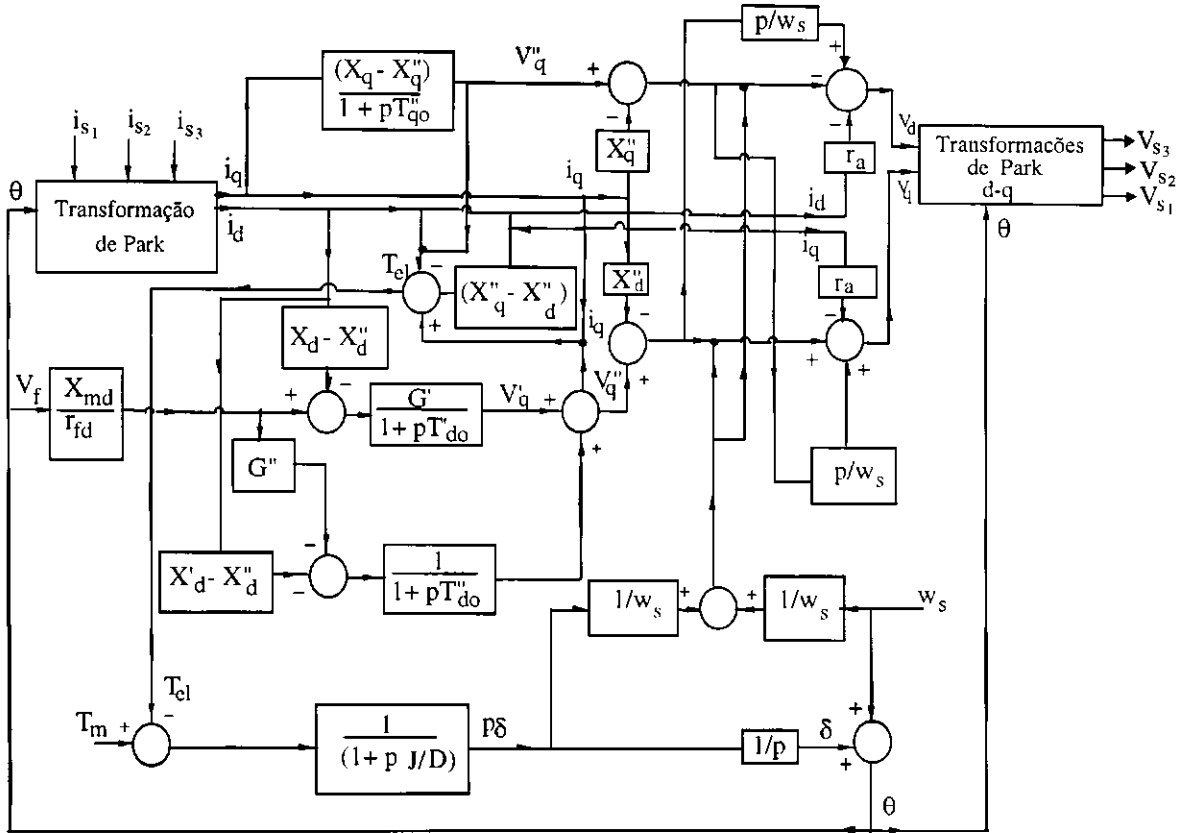


Figura 2.3 - Esquema das variáveis auxiliares

Outras aproximações podem ser incluídas no equacionamento. Considerando-se que os termos $p i_d X''_d$ e $p i_q X''_q$ em (2.64) e (2.65) são muito pequenos pode-se fazer a seguinte aproximação:

$$p\phi_d = pV''_q \tag{2.70}$$

$$p\phi_q = -pV''_d \tag{2.71}$$

Considerando-se $w = 1$ nos termos $wX''_d i_d$ e $wX''_q i_q$ das equações (2.66) e (2.67) tem-se:

$$w\phi_d = wV''_q - X''_d i_d \tag{2.72}$$

$$w\phi_q = -wV''_d - X''_q i_q \tag{2.73}$$

Substituindo-se as equações (2.70)-(2.73) nas equações (2.36) e (2.37), tem-se:

$$V_d = -r_a i_d + \frac{p}{w_s} V''_q + wV''_d + X''_q i_q \tag{2.74}$$

$$V_q = -r_a i_q - \frac{p}{w_s} V''_d + w V''_q - X''_d i_d \quad (2.75)$$

2.3.6 - Considerações da saturação no modelo matemático do gerador síncrono

Muitos são os trabalhos que descrevem a representação do fenômeno da saturação na máquina síncrona, entre os quais pode-se citar, Jaeger(1992); El-serafi & Abdallah(1991); Ojo & Lipo(1989); Oliveira(1989); El-serafi et al, (1988); Demello & Hannett(1986); Ramshaw(1984); Brandwajn(1980) e Harley et al, (1980). Todos estes trabalhos tem em comum a obtenção de fatores de saturação que dependem das condições de magnetização da máquina. Por isso é considerado um importante fator que influencia na precisão do modelo máquina síncrona.

As reatâncias dependem das condições de magnetização da máquina e do fenômeno da saturação que por sua vez afetam principalmente as correntes estatóricas e afetam também os fluxos ϕ_{md} e ϕ_{mq} através das reatâncias X_{mdu} e X_{mq} . Os fatores que consideram esta saturação são K_{ld} e K_{lq} (Harley et al, 1980), Isto é:

$$X_{mdu} = K_{ld} X_{md} \quad (2.76)$$

$$X_{mq} = K_{lq} X_{mq} \quad (2.77)$$

onde X_{md} e X_{mq} são as reatâncias insaturadas fornecidas pelo fabricante.

O fluxos mútuos de magnetização são dados por:

$$\phi_{md} = X_{mdu}(-i_d + i_{fd} + i_{kd}) \quad (2.78)$$

$$\phi_{mq} = X_{mq}(-i_q + i_{kq}) \quad (2.79)$$

Finalmente obtém-se uma expressão matemática para K_{ld} e K_{lq} :

$$K_{ld} = 1.001 - 0.0138(w_s \phi_{md}) + 0.0118(w_s \phi_{md})^2 + 0.0445(w_s \phi_{md})^3 - 0.0442(w_s \phi_{md})^4 \quad (2.80)$$

$$K_{lq} = 0.997 + 0.035 (w_s \phi_{mq}) + 0.1041(w_s \phi_{mq})^2 - 0.0475(w_s \phi_{mq})^3 + 0.159(w_s \phi_{mq})^4 \quad (2.81)$$

No anexo C a Figura C1 mostra a curva de ajuste dos fatores a) K_{ld} e b) K_{lq} em função dos fluxos ϕ_{md} e ϕ_{mq} .

Para representar a saturação existente na excitação originada pela corrente de campo da máquina síncrona utiliza-se de uma função exponencial (El-serafi et al, 1988). Isto é:

$$E_{fd} = 1 \quad \text{se } V_{fd} \leq 1 \quad (2.82)$$

$$E_{fd} = 1 + ag(1 - \exp(bg(V_{fd} - 1))) \quad \text{se } V_{fd} > 1 \quad (2.83)$$

Onde ag e bg são as constantes de saturação no sistema de excitação do gerador síncrono V_{fd} é a tensão de excitação e E_{fd} é a tensão induzida do gerador.

No anexo C a Figura C.2 mostra a tensão de excitação do gerador em vazio, ajustada para representar o efeito da saturação originada pela corrente de campo.

2.4 - GERADOR SÍNCRONO LIGADO UMA BARRA INFINITA

Considere o sistema mostrado na Figura 2.4, onde o gerador síncrono é ligado a uma barra infinita através de um linha de transmissão e transformador, com resistência $r_e = (r_{tr} + r_{lt})$ e reatância $X_e = (X_{tr} + X_{lt})$. Considerando-se que não existe acoplamento mútuo entre as fases (Anderson, 1977).

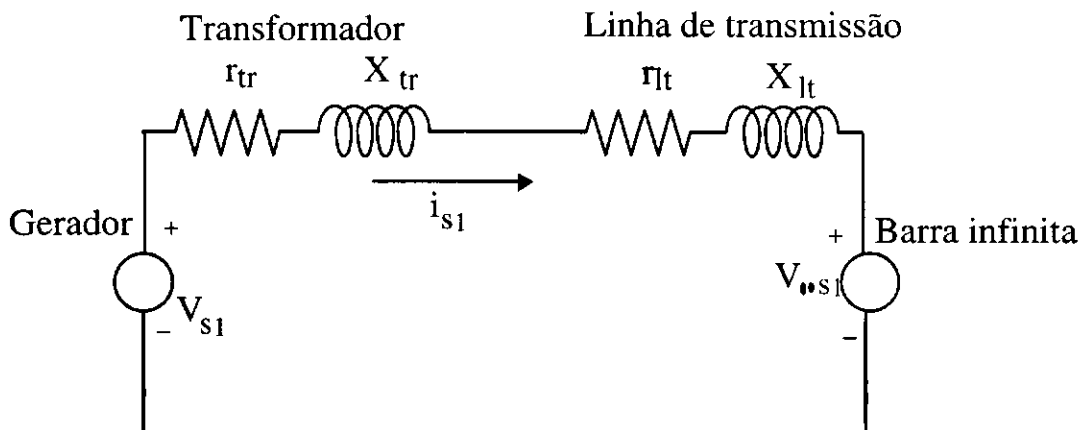


Figura 2.4 - Circuito equivalente do gerador ligado a uma barra infinita

Podemos escrever a seguinte equação por simples inspeção:

$$V_s = V_{\infty} + r_e i_s + X_e i_s \quad (2.84)$$

$$\begin{bmatrix} V_{s1} \\ V_{s2} \\ V_{s3} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} V_{\infty s1} \\ V_{\infty s2} \\ V_{\infty s3} \end{bmatrix} + r_e U \begin{bmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \\ i_{s3} \end{bmatrix} + X_e U \begin{bmatrix} i_{s1} \\ i_{s2} \\ i_{s3} \end{bmatrix} \quad (2.85)$$

Onde, U é a matriz unitária. Escrevendo-se (2.85) na forma matricial tem-se:

$$\left| V_s \right| = \left| V_{\infty s} \right| + r_e U \left| i_s \right| + X_e U \left| i_s \right| \quad (2.86)$$

onde:

$$[V_{\infty s}] = V_{\infty} \sqrt{2} \begin{vmatrix} \cos(\omega_s t + \alpha) \\ \cos(\omega_s t + \alpha - 120) \\ \cos(\omega_s t + \alpha + 120) \end{vmatrix} \quad (2.87)$$

Assumindo-se que as tensões de fase são balanceadas e utilizando-se as transformações trifásicas em bifásicas, Isto é: $V_{dq} = P_1 V_s$, e algumas identidades trigonométricas, tem-se:

$$[V_{\infty dq}] = P_1 V_s = V_{\infty} \sqrt{3} \begin{vmatrix} -\text{sen}(\delta - \alpha) \\ \cos(\delta - \alpha) \end{vmatrix} \quad (2.88)$$

Onde, α = ângulo entre a barra infinita e o eixo da fase s_1 do gerador. Utilizando as transformações tem-se:

$$V_{dq} = P_1 V_{\infty s} + r_e i_{dq} + X_e P_1 i_s \quad (2.89)$$

$$V_{dq} = V_{\infty} \sqrt{3} \begin{vmatrix} -\text{sen}(\delta - \alpha) \\ \cos(\delta - \alpha) \end{vmatrix} + r_e i_{dq} + w X_e \begin{vmatrix} -i_q \\ i_d \end{vmatrix} \quad (2.90)$$

Considerando-se $w = 1$ na equação (2.90) tem-se:

$$V_{dq} = V_{\infty} \sqrt{3} \begin{vmatrix} -\text{sen}(\delta - \alpha) \\ \cos(\delta - \alpha) \end{vmatrix} + r_e i_{dq} + X_e \begin{vmatrix} -i_q \\ i_d \end{vmatrix} \quad (2.91)$$

onde:

$$-V_{\infty} \sqrt{3} \text{sen}(\delta - \alpha) = V_{d\infty}$$

$$V_{\infty} \sqrt{3} \cos(\delta - \alpha) = V_{q\infty}$$

De (2.91) obtém-se:

$$V_{d\infty} = V_d - r_e i_d + X_e i_q \quad (2.92)$$

$$V_{q\infty} = V_q - r_e i_q - X_e i_d \quad (2.93)$$

Substituindo-se $p=0$ em (2.74) e (2.75) em (2.92) e (2.93) tem-se:

$$V_{d\infty} = -r_e i_d - r_a i_d + X_e i_q + X_q i_q \quad (2.94)$$

$$V_{q\infty} = -r_e i_q - r_a i_q - X_e i_d - X'_d i_d + V'_q \quad (2.95)$$

Colocando as equações em forma matricial tem-se:

$$\begin{vmatrix} V_{d\infty} \\ V_{q\infty} - V'_q \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} -(r_e+r_a) & (X_e+X_q) \\ -(X_e+X'_d) & -(r_e+r_a) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} \quad (2.96)$$

A equação matricial (2.96) pode ser expressa da seguinte forma:

$$\begin{vmatrix} V_{d\infty} \\ V_{q\infty} - V'_q \end{vmatrix} = A \begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} \quad (2.97)$$

Da equação (2.97) obtém-se:

$$\begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} = A^{-1} \begin{vmatrix} V_{d\infty} \\ V_{q\infty} - V'_q \end{vmatrix} \quad (2.98)$$

onde:

$$A = \begin{vmatrix} -(r_e+r_a) & (X_e+X_q) \\ -(X_e+X'_d) & -(r_e+r_a) \end{vmatrix}$$

$$A^{-1} = 1/D \begin{vmatrix} -(r_e+r_a) & (X_e+X_q) \\ -(X_e+X'_d) & (r_e+r_a) \end{vmatrix}$$

e $D = (r_e + r_a)^2 + (X_e + X'_d)(X_e + X_q)$

De (2.98) obtém-se:

$$\begin{vmatrix} i_d \\ i_q \end{vmatrix} = 1/D \begin{vmatrix} -(r_e+r_a) & (X_e+X_q) \\ -(X_e+X'_d) & (r_e+r_a) \end{vmatrix} \begin{vmatrix} V_{d\infty} \\ V_{q\infty} - V'_q \end{vmatrix} \quad (2.99)$$

De (2.99) obtém-se:

$$i_d = \frac{-V_{d\infty}(r_a + r_e) + (V_{q\infty} - V'_q)(X_e + X_q)}{(r_e + r_a)^2 + (X_e + X'_d)(X_e + X_q)} \quad (2.100)$$

$$i_q = \frac{(V_{q\infty} - V'_q)(r_e + r_a) - V_{d\infty}(X_e + X'_d)}{(r_e + r_a)^2 + (X_e + X'_d)(X_e + X_q)} \quad (2.101)$$

$$i_s = \sqrt{(i_d^2 + i_q^2)} \quad (2.102)$$

Das equações (2.74), (2.75), (2.100) e (2.101) tem-se:

$$P = V_d i_d + V_q i_q \quad (2.103)$$

$$Q = V_q i_d - V_d i_q \quad (2.104)$$

A potência (s) será dada por:

$$S = \sqrt{(P^2 + Q^2)} \quad (2.105)$$

O fator de potência será dada por:

$$\cos(\phi) = P/S \quad (2.106)$$

As equações obtidas em (2.100), (2.101) e (2.102) representam as correntes nos eixos d (i_d), q (i_q) e i_s o módulo da corrente. As equações (2.103) e (2.104) representam as potências ativa e reativa do sistema de potência.

2.5 - REPRESENTAÇÃO DA TURBINA E SEUS CONTROLES

A representação da turbina a vapor e seus controles é mostrada na Figura 2.5 com a potência do vapor entrando na turbina diretamente através de uma válvula de abertura do atuador controlada por um governador manual (Humpage, 1967).

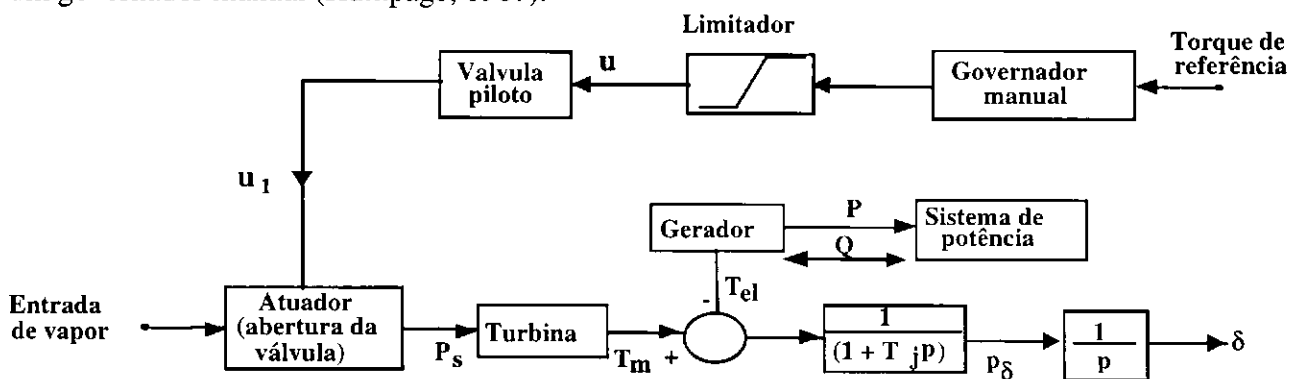


Figura 2.5 - Diagrama esquemático do governador, atuador e turbina

O equacionamento incorporado neste modelo basea-se nas seguintes considerações:

1) Assume-se que a caldeira a vapor matem a pressão constante na entrada da válvula de abertura.

2) As perdas na maquina primaria não são consideradas.

O valor de u é igual ao torque de referência limitado pelo valor, $0 \leq u \leq 1$.

u_1 é dada por:

$$u_1 = \frac{u}{(1+T_7p)(1+T_8p)} \quad (2.107)$$

Onde T_7 e T_8 são as constantes de tempo da válvula piloto e do governador manual, e finalmente o torque mecânico T_m no rotor do gerador será:

$$T_m = \frac{G_3 u_1}{(1 + T_g p)} = \frac{P_s}{(1 + T_g p)} \quad (2.108)$$

Onde T_g é a constante de tempo da turbina, G_3 é a constante de posição de abertura da válvula e P_s é a potência de vapor de entrada na turbina.

2.6 - FUNÇÃO TRANSFERÊNCIA DO GERADOR SÍNCRONO

Linearizando-se as reatâncias operacionais da máquina síncrona para fins de controle e desprezando-se as constantes de tempo T'_d e T''_d , em (2.30), T'_q e T''_q em (2.32) e T_{kd} em (2.31), bem como as derivadas dos fluxos e a resistência do estator, e considerando-se que a máquina está funcionando como gerador síncrono (girando na velocidade síncrona, $w = 1$) em (2.37), tem-se:

$$V_d(s) = -\varphi_q(s) \quad (2.109)$$

$$V_q(s) = \varphi_d(s) \quad (2.110)$$

$$\varphi_d(s) = -X_d(s)i_d(s) + G(s)V_{fd}(s) \quad (2.111)$$

$$\varphi_q(s) = -X_q(s)i_q(s) \quad (2.112)$$

$$X_d(s) = \frac{X_d}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} \quad (2.113)$$

$$G(s) = \frac{1}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} \quad (2.114)$$

$$X_q(s) = X_q \quad (2.115)$$

Substituindo-se as equações (2.111) -(2.112) nas equações (2.109)-(2.110) tem-se:

$$V_q(s) = - \frac{X_d i_d(s)}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} + \frac{E_{fd}(s)}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} \quad (2.116)$$

$$V_d(s) = -X_q i_q(s) \quad (2.117)$$

As equações (2.116) e (2.24) são importantes na obtenção da função de transferência entre a tensão de campo e a tensão terminal para fins de controle da tensão terminal da máquina síncrona.

Se a máquina síncrona está operando como um gerador síncrono, a relação que existe entre a tensão de campo e a tensão terminal pode ser obtida, substituindo-se (2.116) em (2.24) e considerando-se o efeito de i_q como perturbação do processo, isto é:

$$V_t(s) = V_q(s) = \frac{X_d i_d(s)}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} + \frac{E_{fd}(s)}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} \quad (2.118)$$

$$G_m(s) = \frac{V_t(s)}{X_d i_d(s) + E_{fd}(s)} = \frac{1}{(1 + sT'_{do})(1 + sT''_{do})} \quad (2.119)$$

Onde $G_m(s)$ é a função transferência do gerador síncrono. O termo $X_d i_d(s)$ em (2.118), é denominado reação da armadura, cujo valor é zero quando o gerador opera em vazio.

2.7 - SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO

O sistema de excitação do gerador para controle da tensão terminal é descrito em diagrama de blocos na Figura 2.6. Para realizar este controle é necessário obter um sinal que forneça a amplitude da tensão, através de um filtro de medição, para ser comparado com um outro sinal, denominado de referência. Da comparação destes dois sinais é originado um erro, que é processado pelo controlador PI. O controlador de tensão proporcional integral tem como função manter constante a tensão terminal do gerador, gerando o ângulo de comando da ponte trifásica que alimenta o campo do gerador.

O controlador de tensão PI controla diretamente a excitação da máquina síncrona. A energia utilizada para a excitação é independente. Este sistema tem a mesma configuração básica do sistema de excitação Thyripol (Carpi, 1989), largamente utilizado em grandes hidrogeradores e turbogeradores.

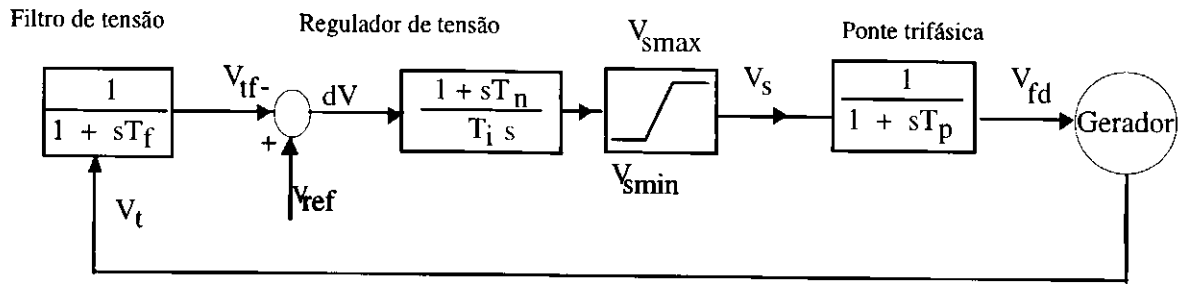


Figura 2.6 - Diagrama de blocos do sistema de excitação do gerador síncrono

2.7.1 Filtro de medição da tensão terminal

O filtro de medição de tensão é formado por um transformador de potencial trifásico, uma ponte a diodos de sinal e um filtro passa baixa, cujo modelo é:

$$G_f(s) = \frac{1}{1 + T_f s} \quad (2.120)$$

Onde $G_f(s)$, é a função de transferência do filtro de medição e T_f é a constante de tempo do filtro.

2.7.2 Ponte trifásica do gerador

O modelo da ponte trifásica (Bühler, 1979) é dado por:

$$G_p(s) = \frac{1}{1 + T_p s} \quad (1.121)$$

Onde $G_p(s)$, é a função de transferência da ponte trifásica e T_p é a constante de tempo da ponte.

A constante de tempo T_p representa o intervalo de tempo máximo para que o ângulo de gatilho da ponte possa ser modificado. Este tempo é 2,77 ms para uma alimentação de 60 Hz.

2.7.3 Controlador proporcional integral

O modelo de um controlador proporcional integral contínuo (Bühler, 1979) é dado em (2.122).

$$G_r(s) = \frac{(1 + T_n s)}{T_i s} \quad (2.122)$$

Onde, $G_r(s)$ é a função de transferência do controlador PI, T_i e T_n são os parâmetros do controlador.

2.7.4 Critério de sintonia dos parâmetros do controlador PI de tensão

O critério de sintonia dos parâmetros do controlador PI segue os princípios da teoria clássica de controle (Bühler, 1979).

Considere a função de transferência de malha aberta $G_O(s)$ do sistema e do controlador PI, isto é:

$$G_O(s) = G_r(s)G_f(s)G_p(s)G_m(s)$$

$$G_O(s) = \frac{(1 + T_n s)}{T_i s(1 + T'_{do} s)(1 + T_f s)(1 + T_p s)(1 + T''_{do} s)}$$

$$G_O(s) = \frac{(1 + T_n s)}{T_i s(1 + T'_{do} s)(1 + T_{pf} s)} \tag{2.123}$$

Onde, T_{pf} é a soma das pequenas constantes de tempo envolvidas no processo, isto é, $T_{pf} = (T_f + T_p + T''_{do})$. Esta aproximação é somente válida para pequenas constantes de tempo (Bühler, 1979).

Ajustando-se o controlador PI para compensar a constante de tempo dominante, tem-se:

$$T_n = T'_{do} \tag{2.124}$$

Substituindo-se (2.124) em (2.123) tem-se:

$$G_O(s) = \frac{1}{T_i s(1 + T_{pf} s)} \tag{2.125}$$

O critério de ajuste do parâmetro T_i do controlador é descrito em Bühler(1979). O princípio deste critério baseia-se no ajuste ótimo do parâmetro T_i em função do resposta do controlador ao tempo de subida. Este critério é denominado amortecimento ótimo. Ele é baseado na escolha ótima da relação T_{pf}/T_i .

No Anexo B são mostradas as relações entre margem de ganho e tempo de subida é T_{pf}/T_i . A razão ótima escolhida é :

$$\frac{T_{pf}}{T_i} = 0.5 \tag{2.126}$$

Por outro lado aplicando-se o critério de amortecimento por margem de fase na função de transferência (2.123) e considerando-se a razão (2.126), obtem-se uma margem de fase de 63° Bühler(1979).

Substituindo-se (2.126) em (2.125) tem-se:

$$T_i = 2T_{pf} = 2(T_f + T_p + T''_{d0}) \quad (2.127)$$

2.8 - SIMULAÇÃO DO CONJUNTO GERADOR/TURBINA LIGADO A BARRA INFINITA

O modelo matemático descritos neste capítulo, permitem a simulação dinâmica do sistema de geração. O modelo matemático do gerador síncrono foi desenvolvido a partir das transformações trifásicas em bifásicas apresentadas por Park com o referencial no rotor, assim como o modelo do gerador acoplado a uma barra infinita.

Utilizam-se o método Runge-Kutta quarta ordem, na solução das 5 equações diferenciais ordinárias. São elas (2.22), (2.23), (2.56), (2.58) e (2.62), em conjunto com a solução de equações algébricas, (2.16), (2.21), (2.24), (2.27), (2.74), (2.75), (2.76), (2.77), (2.78), (2.79), (2.80), (2.81) (2.82), (2.83), (2.100), (2.101), (2.103), (2.104).

Utilizam-se o mesmo método, na simulação do filtro de medição, da ponte trifásica e do controlador PI. São elas (2.120), (2.121) e (2.122) em conjunto com a solução da equação de segunda ordem (2.119).

Também na simulação dos controles da turbina através das equações (2.107) e (2.108).

Para entender melhor a simulação do sistema de geração descrevemos um fluxograma do programa computacional como vemos na Figura 2.7.

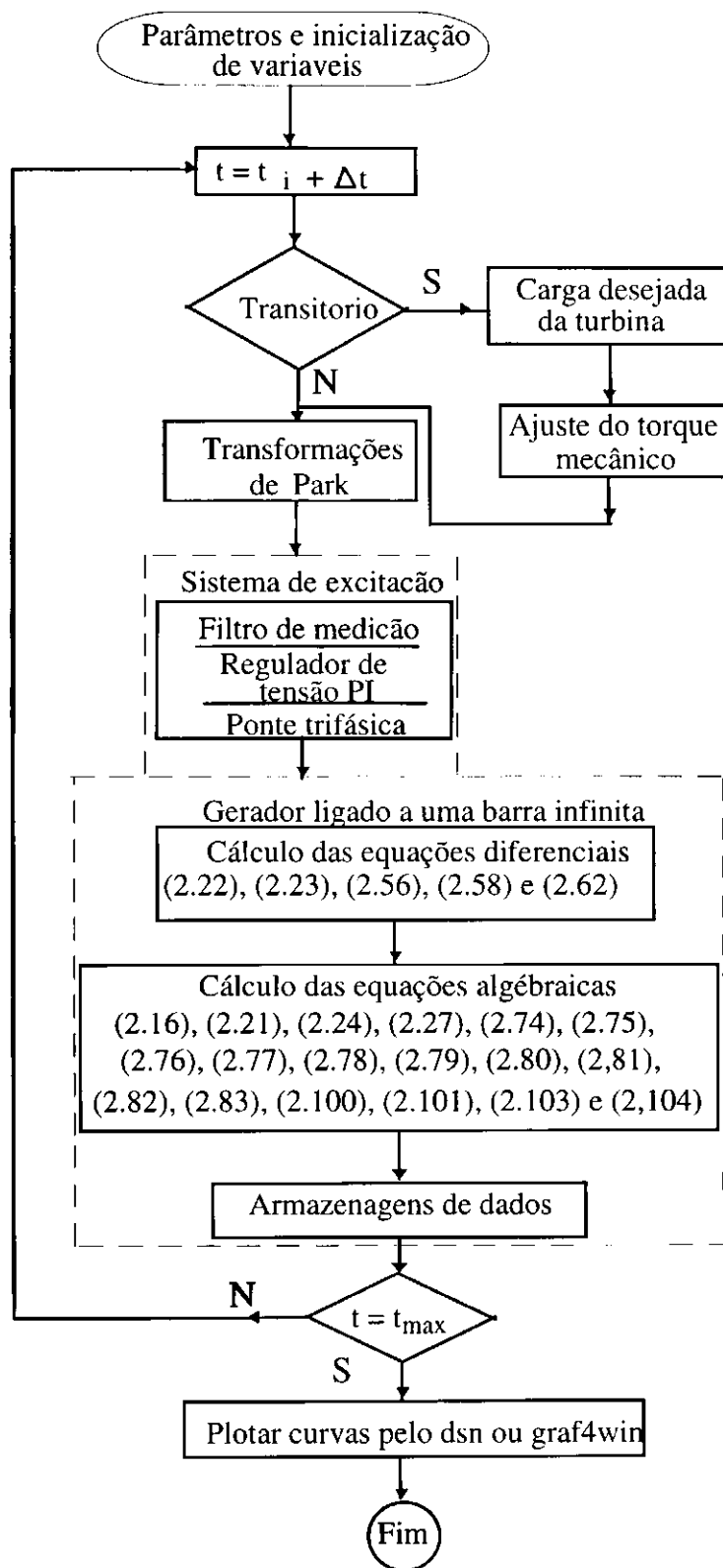


Figura - 2.7 Fluxograma do programa gerador ligado a barra infinita

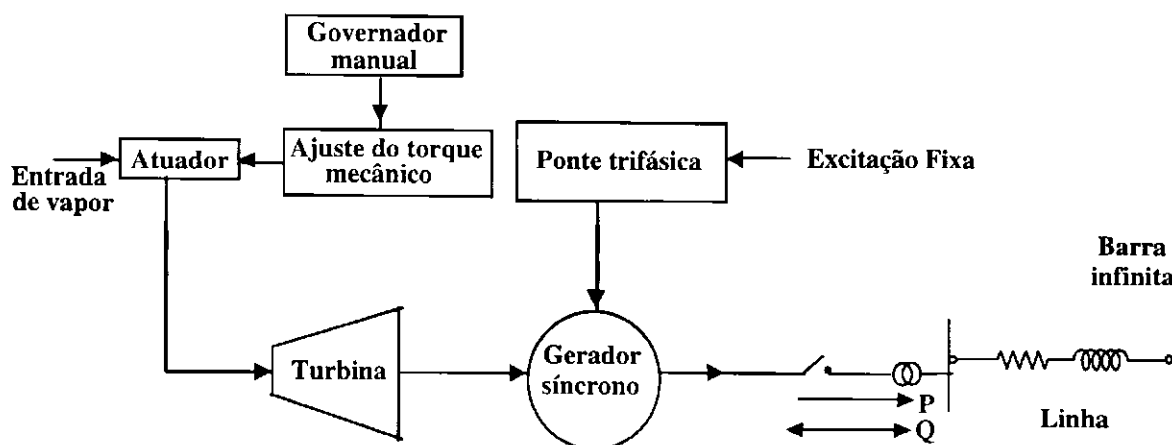


Figura 3.1 Diagrama esquemático do sistema de potência com excitação fixa

3.3 - OPERAÇÃO DO GERADOR COM EXCITAÇÃO FIXA

A excitação fixa são valores ajustados em relação à tensão nominal (necessária para o sincronismo entre gerador e sistema de potência). O gerador opera subexcitado para valores abaixo de 1 p.u. e sobre-excitado para valores acima. Em seqüência, será analisado o funcionamento do gerador operando subexcitado, com excitação nominal e sobre-excitado. Isto será feito com o objetivo de analisar o efeito da excitação na estabilidade do gerador síncrono.

3.4 - OPERAÇÃO DO GERADOR SUBEXCITADO

O funcionamento de um sistema de potência está restrito ao tipo de operação em relação à excitação predominante. No caso particular do gerador operando subexcitado, tem-se a potência ativa $P > 0$, a potência reativa $Q < 0$, e o ângulo de carga $0 < \delta < 90^\circ$ e ângulo de fase entre tensão terminal e corrente do estator $-90^\circ < \phi < 0$, (Elgerd, 1970).

Será estudado o conjunto turbina/gerador/sistema de potência para cargas de 10% e 20%. A simulação deverá seguir os seguintes passos:

- 1) Ajusta-se a excitação da máquina síncrona para 0.6 p.u.
- 2) Ajusta-se o governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 10%, após a tensão terminal encontrar-se em regime.
- 3) Ajusta-se novamente governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 20%.

As Figuras 3.3 a 3.8 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

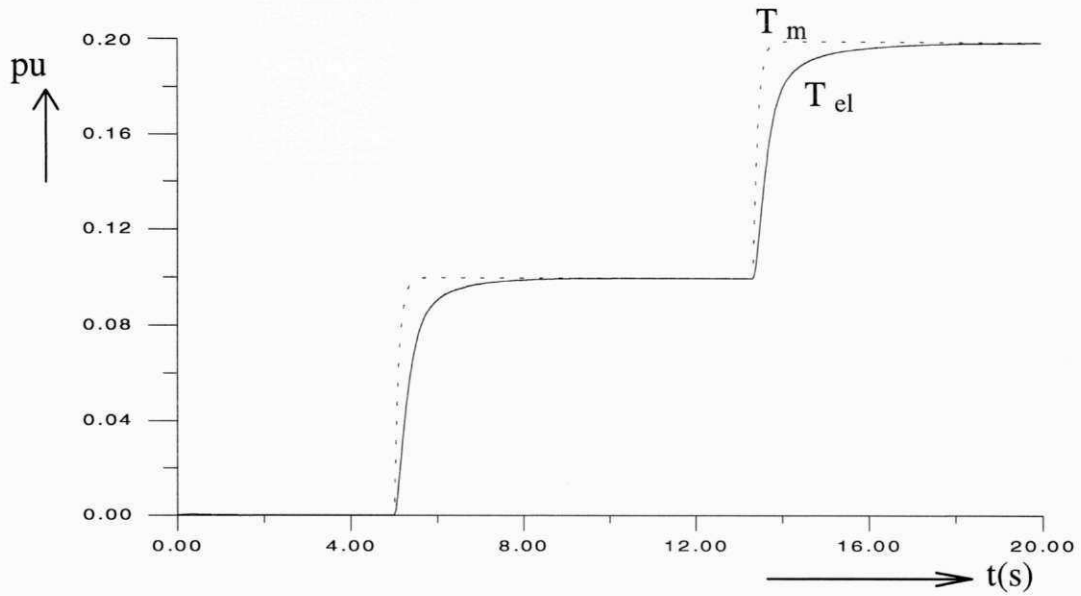


Figura 3.2 - Torque da turbina (T_m) e torque elétrico (T_{el}) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

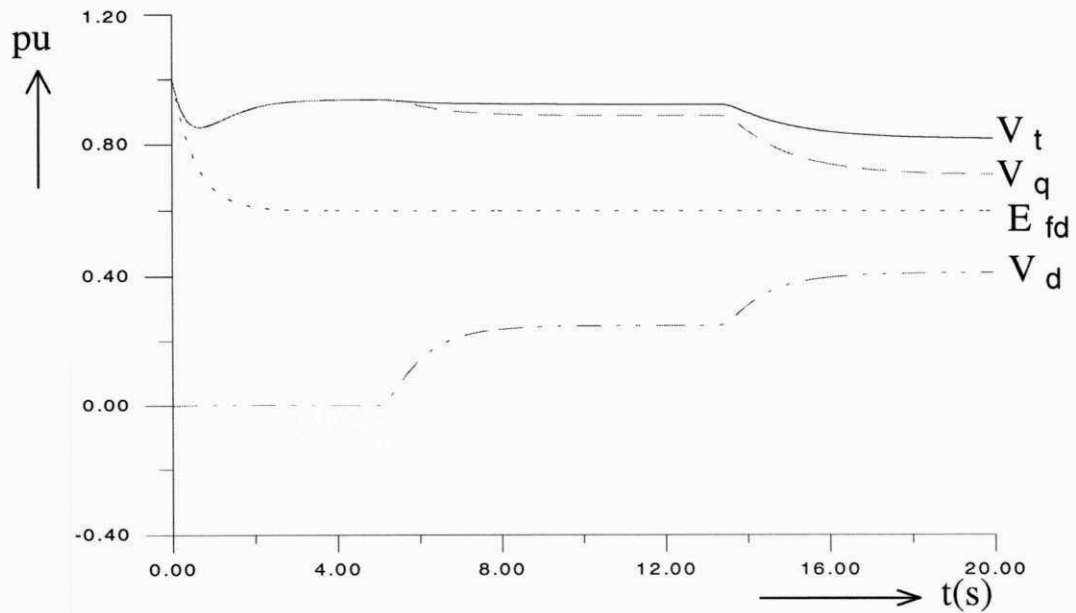


Figura 3.3 - Tensões no eixos d, q, tensão induzida (E_{fd}) e tensão terminal (V_t) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

INFLUÊNCIA DA EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

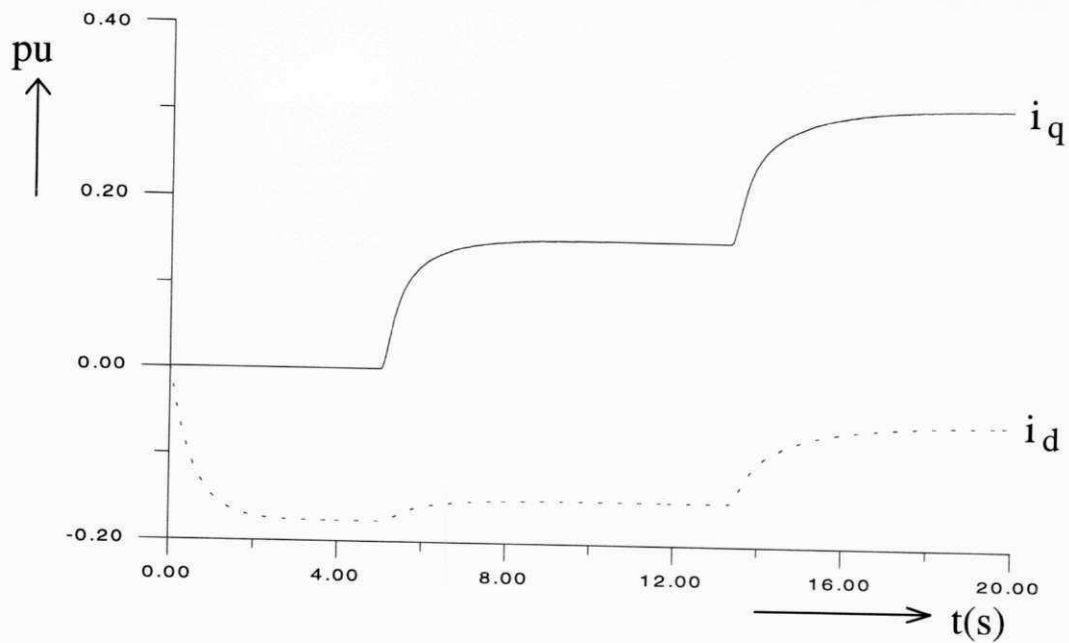


Figura 3.4 - Correntes no eixo d (i_d) e no eixo q (i_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

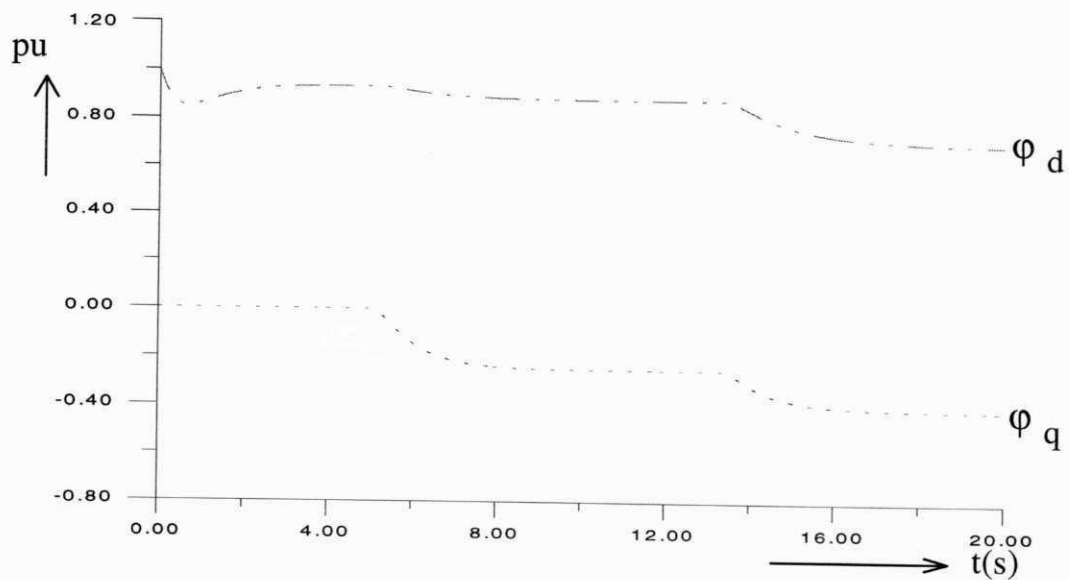


Figura 3.5 - Fluxos nos eixos d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

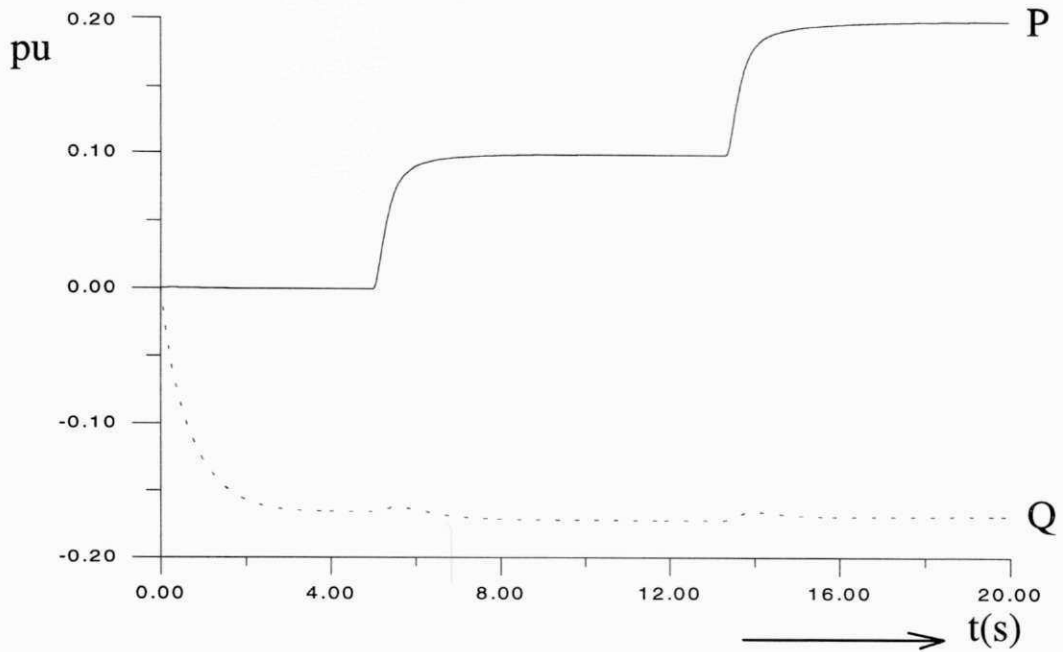


Figura 3.6 - Potência ativa (P) e Potência reativa (Q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

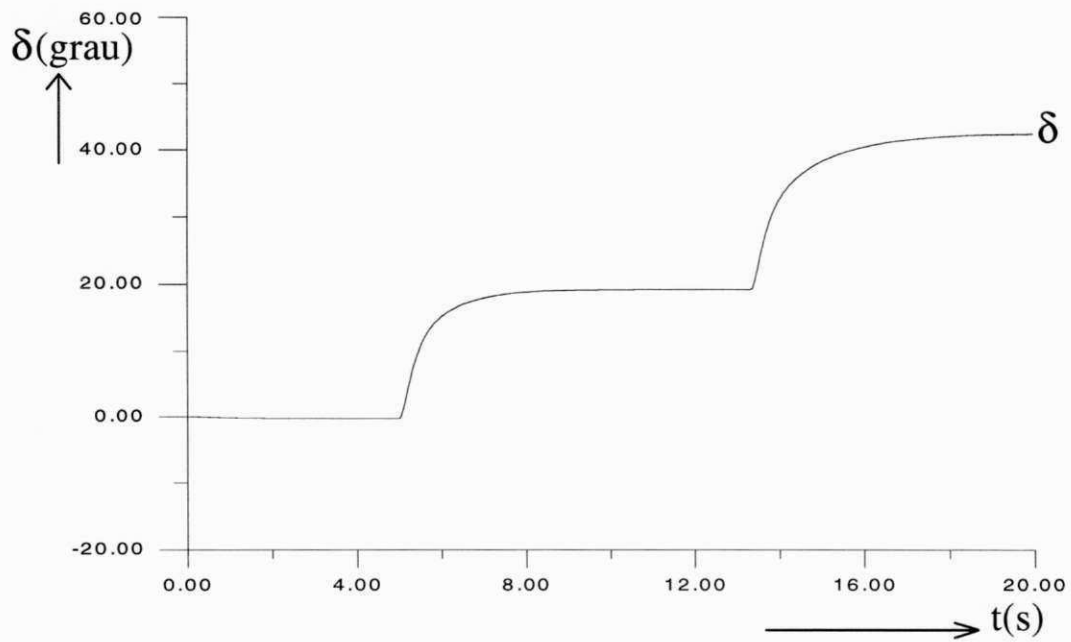
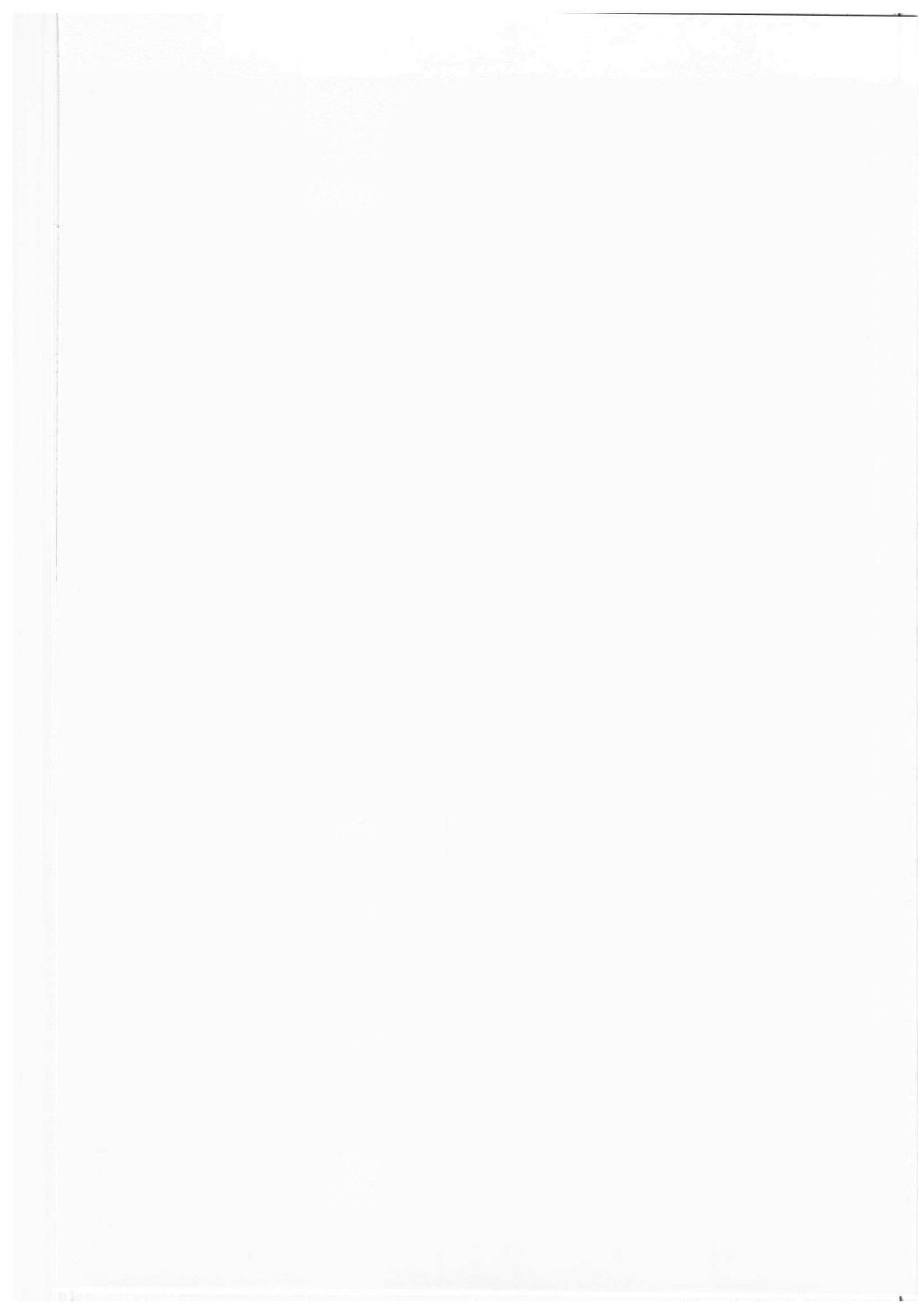


Figura 3.7 - Ângulo de carga (δ) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.2$ p.u.

A Figura 3.4 mostra o comportamento das correntes (i_d) e (i_q). Nota-se que a curva (i_d) é influenciada pela excitação e pelo torque mecânico. Já a corrente (i_q) só é afetado pelo aparecimento do torque mecânico.



A Figura 3.5 mostra o fluxo no eixo d (ϕ_d), o qual é afetado inicialmente pela tensão induzida (E_{fd}) e também pelo aparecimento do torque mecânico. Já o fluxo no eixo q (ϕ_q) é afetado apenas pelo torque mecânico.

Na Figura 3.7 observa-se que o ângulo de carga cresce em função do torque mecânico e se estabelece em 45° dando uma margem de 45° na estabilidade.

3.4.1 - Operação do gerador subexcitado com perda de sincronismo

Para verificar a perda de estabilidade do gerador, aumenta-se o torque no eixo da turbina para 15% e 30% ou 0.15 e 0.3 p.u. A simulação deverá seguir os seguintes passos:

- 1) Ajusta-se a excitação da máquina síncrona para 0.6 p.u.
- 2) Ajusta-se o governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 15%, após a tensão terminal encontrar-se em regime.
- 3) Ajusta-se o novamente governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 30%.

As Figuras 3.8 a 3.13 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

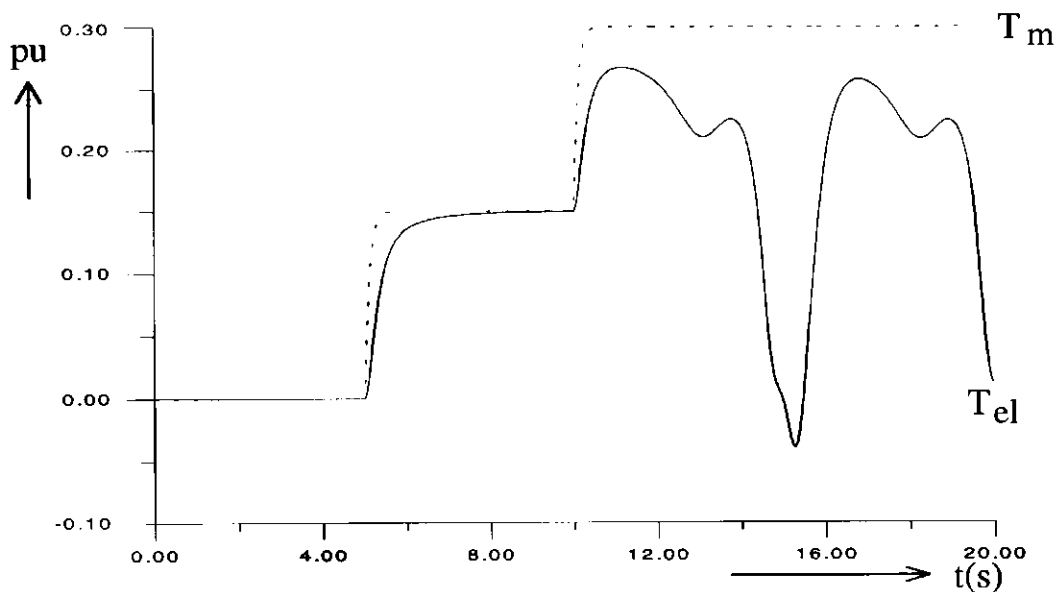


Figura 3.8 - Torque mecânico (T_m) e torque elétrico (T_{el}) do gerador subexcitado
 $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

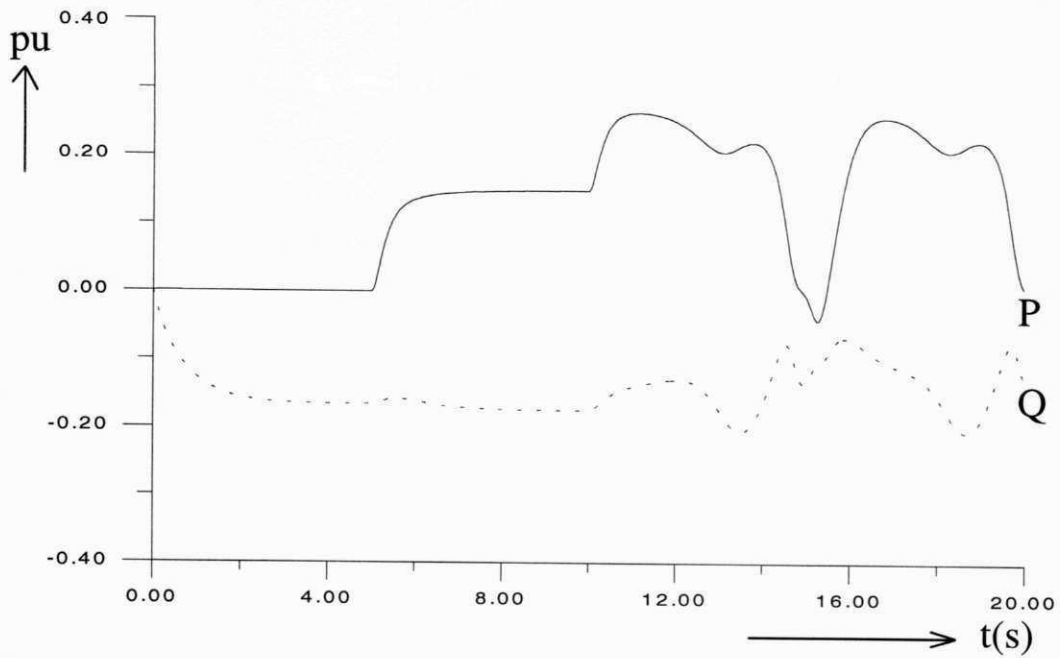


Figura 3.9 - Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

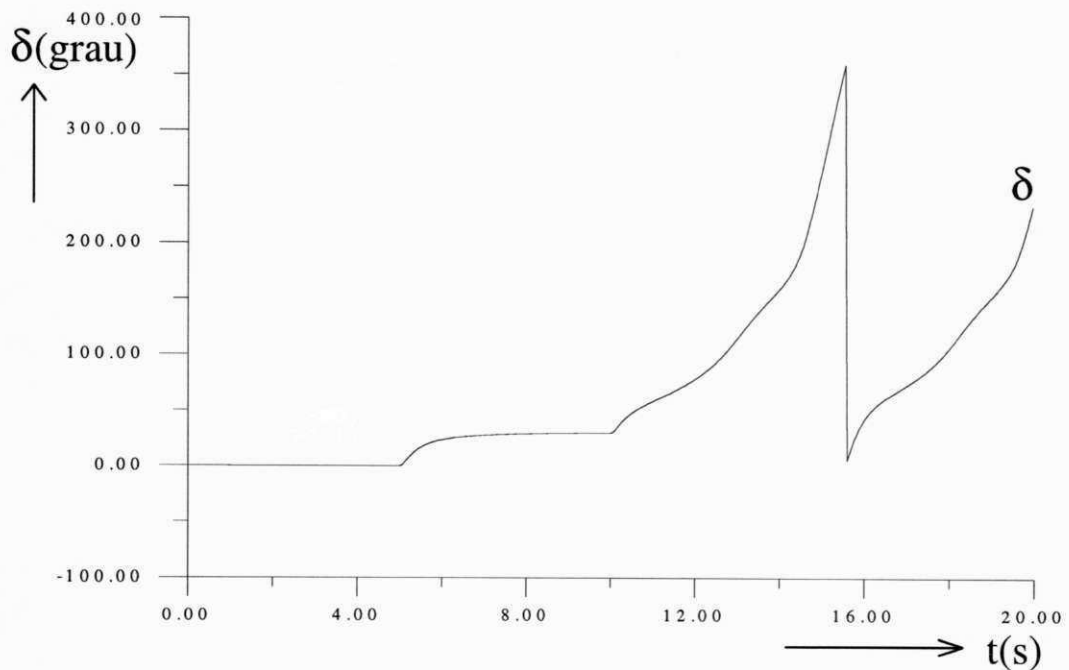


Figura 3.10 - Ângulo de carga (δ) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

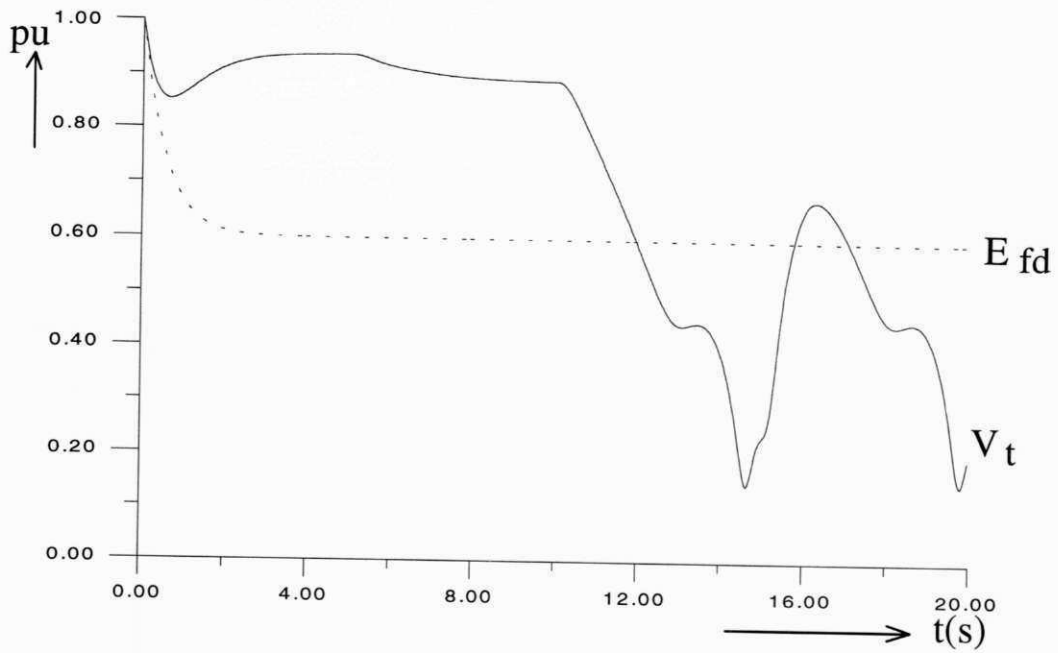


Figura 3.11 - Tensão terminal (V_t) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

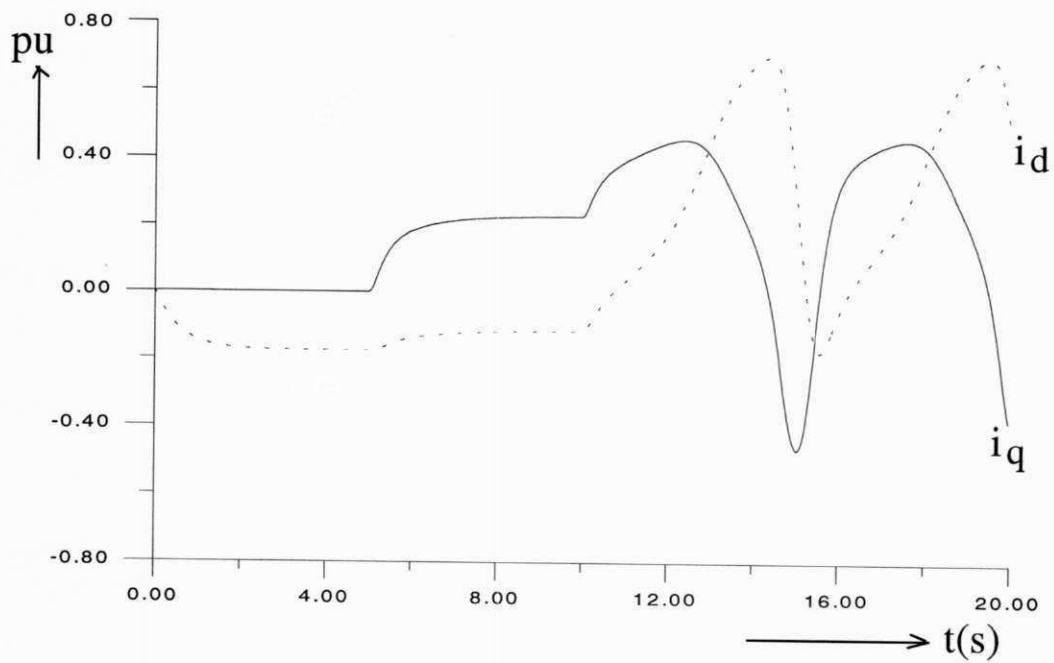


Figura 3.12 - Correntes nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

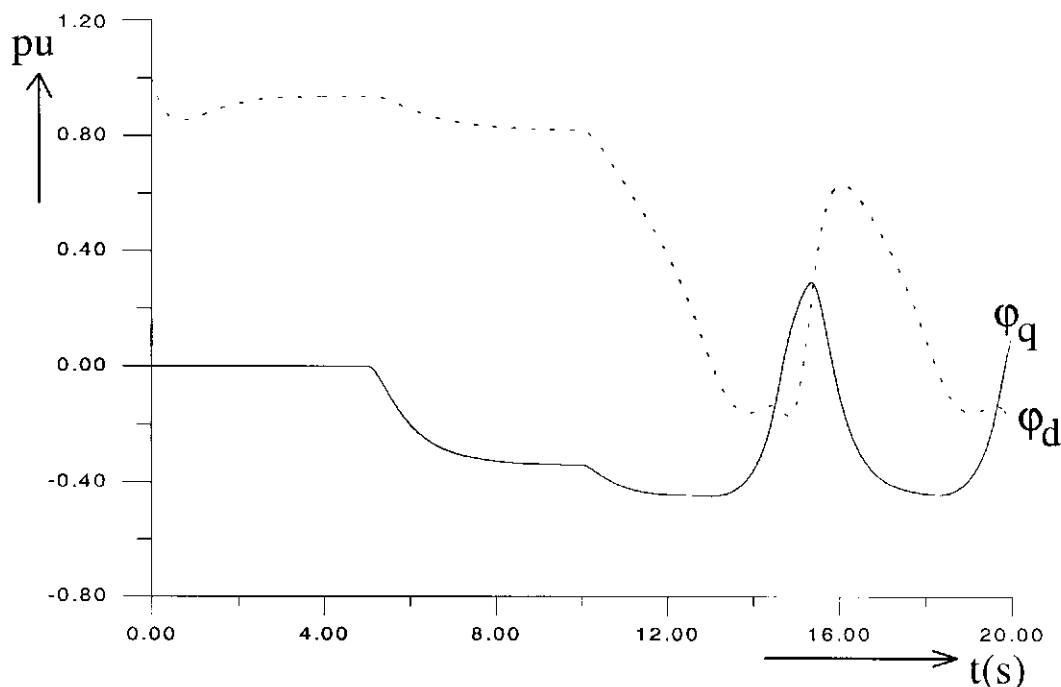


Figura 3.13 - Fluxos nos eixos d (φ_d) e q (φ_q) do gerador subexcitado $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

Verifica-se na Figura 3.8 como o torque eletromagnético é afetado pela baixa excitação do gerador síncrono. Isto é, em determinado momento o torque eletromagnético não consegue acompanhar ao torque mecânico, originando-se uma aceleração no eixo da turbina que provoca a perda de estabilidade.

A Figura 3.9 mostra o comportamento das potência ativa e potência reativa durante o transitório de cargas. A causa principal da mudança brusca das potências ativa e reativa é a inversão do campo rotórico do gerador.

Nota-se que, à medida que a carga aumenta, se o gerador está trabalhando subexcitado, é necessário aumentar a carga criteriosamente para evitar a perda de estabilidade. Entretanto, esta forma de operação limita a capacidade real de conversão de energia do gerador.

Para evitar a perda de estabilidade é necessário apenas que este não opere subexcitado.

3.5 - OPERAÇÃO DO GERADOR COM EXCITAÇÃO NOMINAL

A tensão de excitação do gerador funcionando com excitação nominal é definida como 1 p.u. Esta é, a excitação necessária para se dar o sincronismo do gerador com o sistema de potência.

Será estudado o conjunto turbina/gerador/sistema de potência para cargas de 15% e 30%. A simulação deverá seguir os seguintes passos:

- 1) Ajusta-se a excitação da máquina síncrona para 1.0 p.u.
- 2) Ajusta-se o governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 15%, após a tensão terminal encontrar-se em regime.
- 3) Ajusta-se o novamente governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 30%.

As Figuras 3.14 a 3.19 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

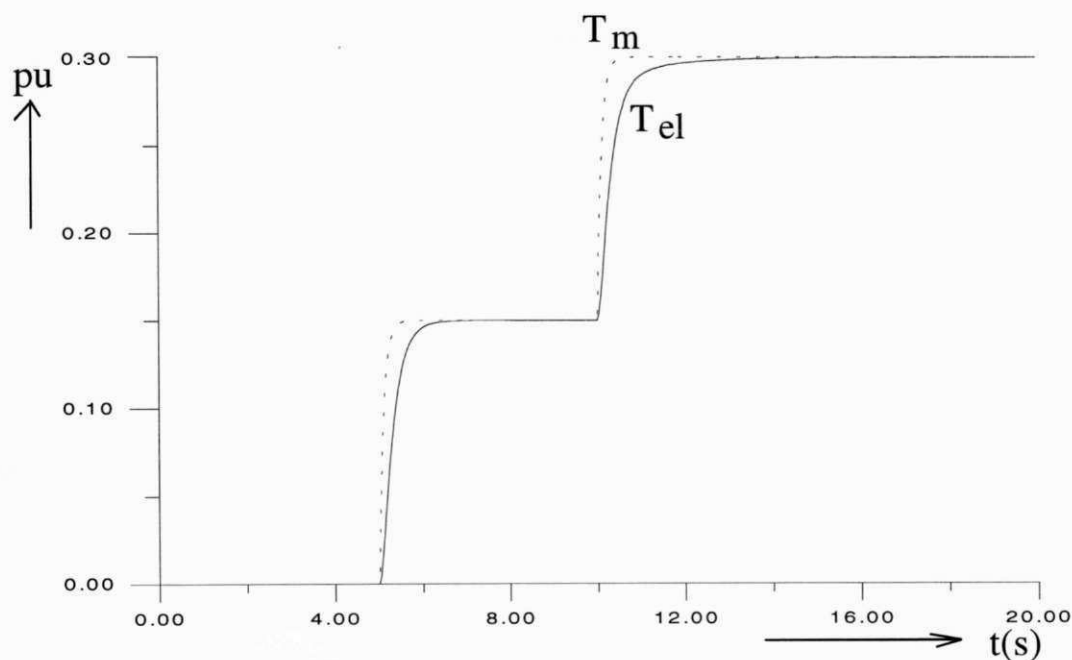


Figura 3.14 - Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

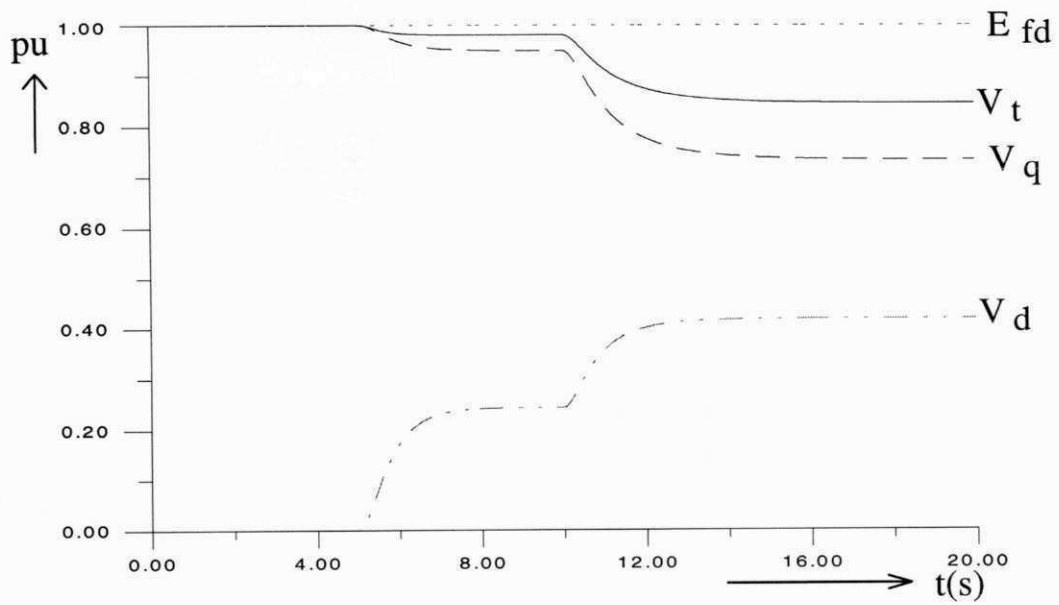


Figura 3.15 - Tensões (V_d), (V_q) tensão terminal (V_t) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

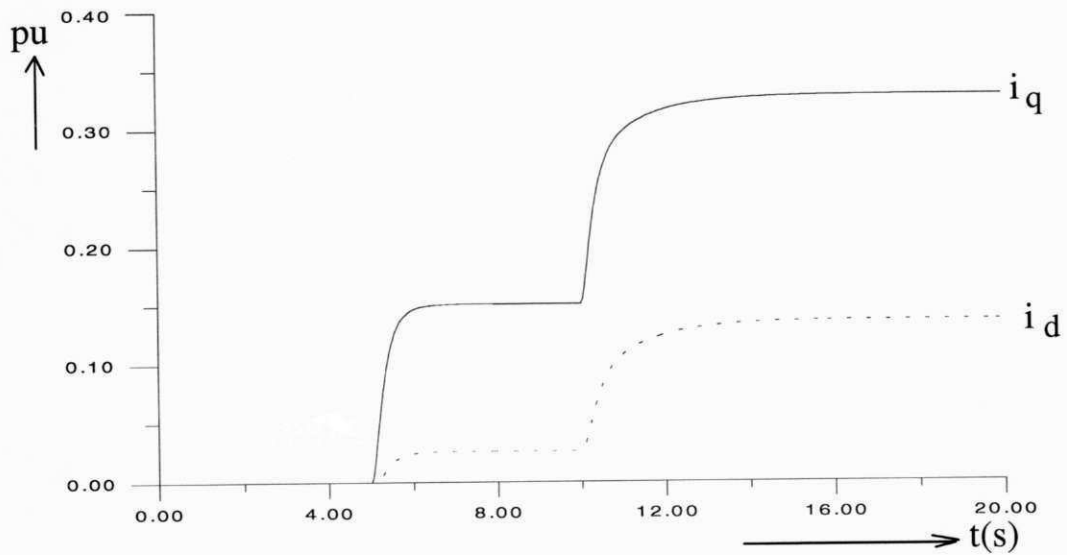


Figura 3.16 - Correntes nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

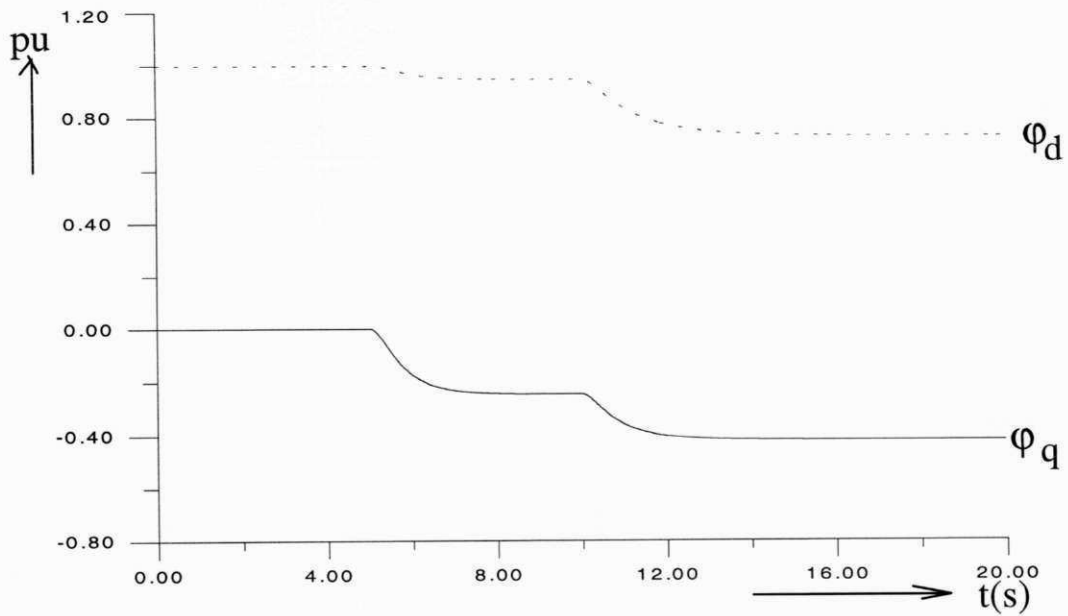


Figura 3.17 - Fluxos nos eixos d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u.

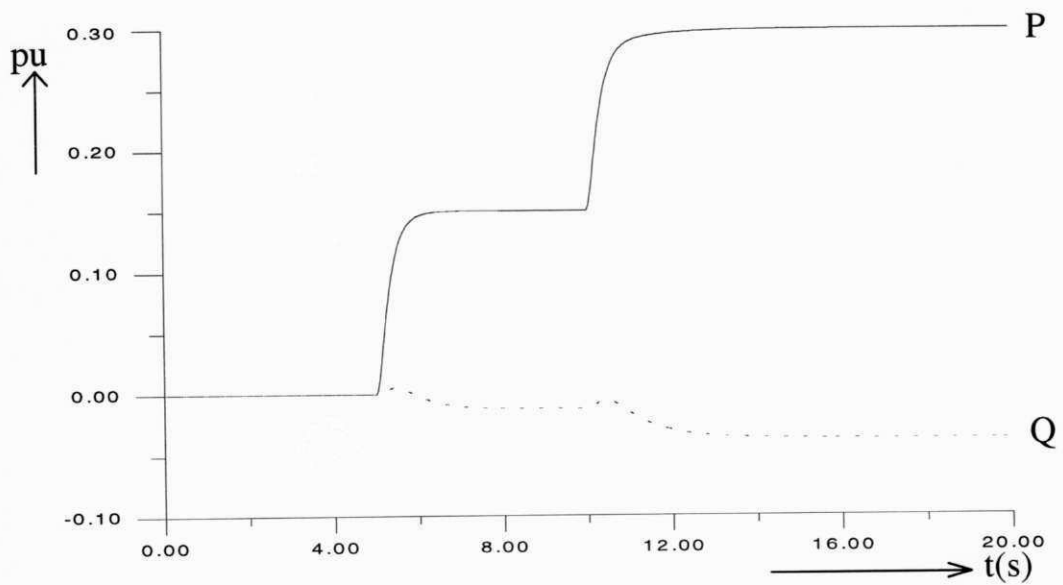


Figura 3.18 - Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3$ p.u..

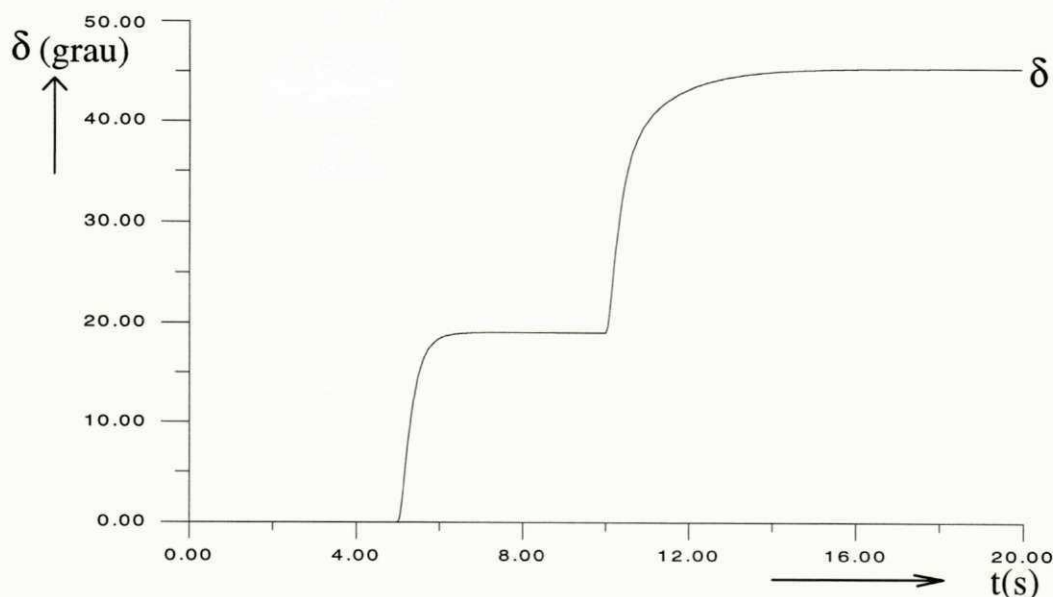


Figura 3.19 - Ângulo de carga (δ) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.3 p.u.$

A simulação mostra uma melhoria no rendimento do gerador em relação a operação subexcitado. Nota-se na Figura 3.19 que o ângulo de carga (δ) se estabelece em 45° dando assim uma margem de 45° na estabilidade.

3.5.1 - Operação do Gerador com excitação nominal e perda de sincronismo

Para verificar a perda de estabilidade mais uma vez do gerador, aumenta-se o torque no eixo da turbina para 25% e 50% ou 0.25 e 0.5 p.u. A simulação deverá seguir os seguintes passos:

- 1) Ajusta-se a excitação da máquina síncrona para 1.0 p.u.
- 2) Ajusta-se o governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 25%, após a tensão terminal encontrar-se em regime.
- 3) Ajusta-se o novamente governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 50%.

As Figuras 3.20 a 3.23 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

INFLUÊNCIA DA EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

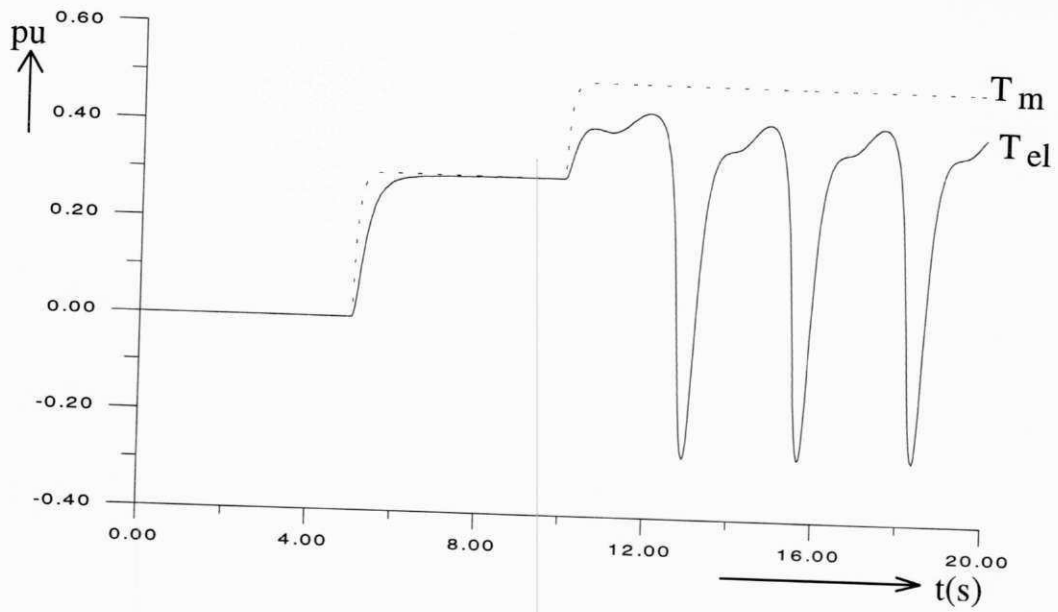


Figura 3.20 - Torque mecânico (T_m) e torque elétrico (T_{el}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

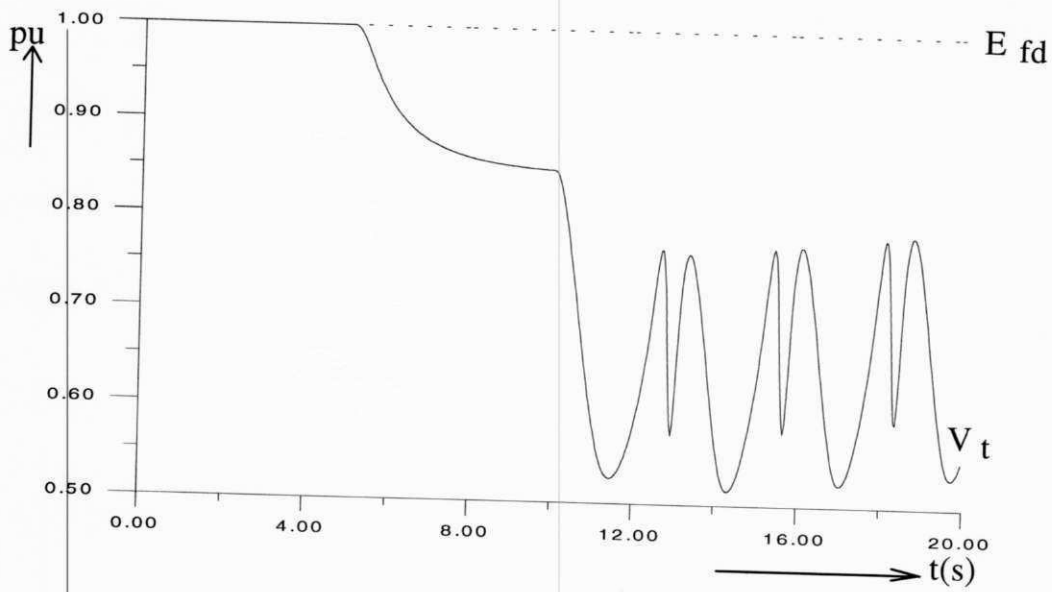


Figura 3.21 - Tensão terminal (V_t) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

INFLUÊNCIA DA EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

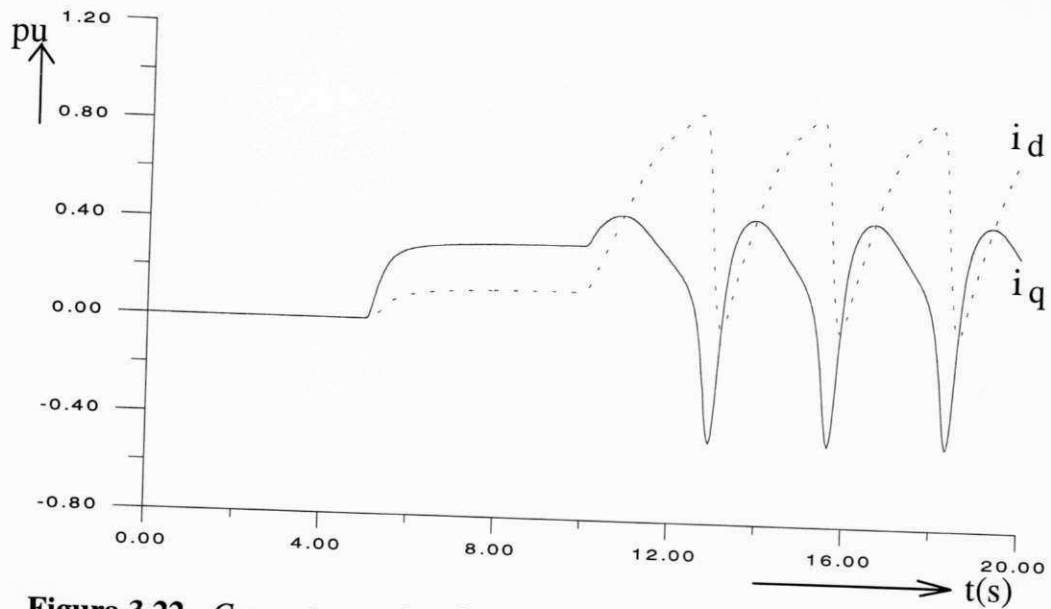


Figura 3.22 - Corrente nos eixo d (i_d) e q (i_q) do gerador com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

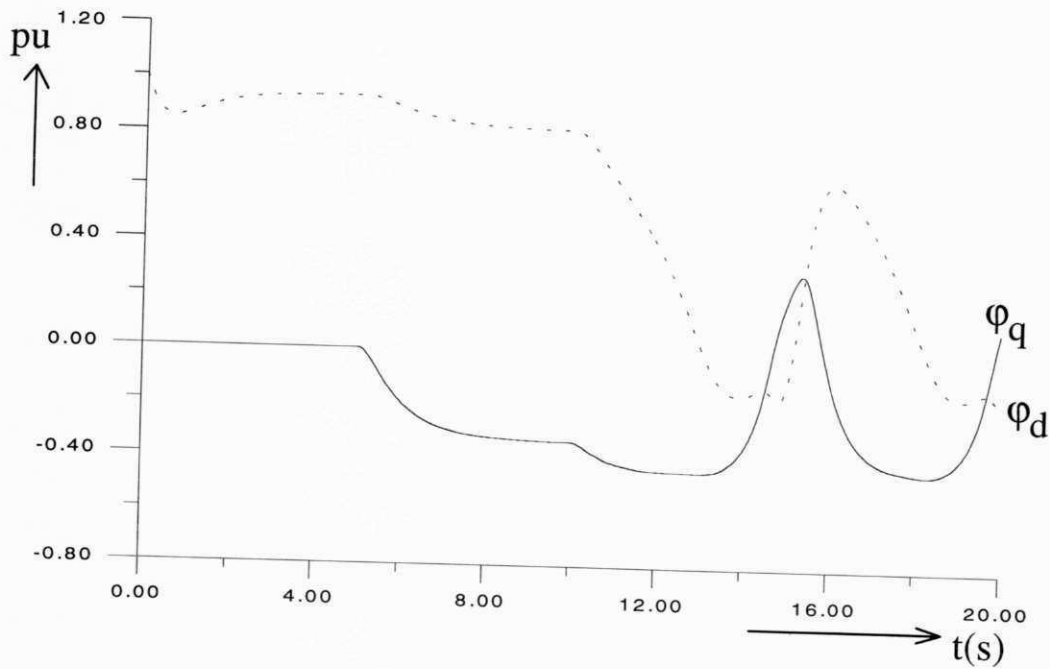


Figura 3.23 - Fluxos nos eixos d (ϕ_d) e q (ϕ_q) com excitação nominal $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

Mais uma vez é mostrada a influência da excitação do gerador síncrono sobre o torque eletromagnético, provocando novamente uma aceleração da máquina. Entretanto esta aceleração ocorre com maior carga.

3.6 - OPERAÇÃO DO GERADOR SOBRE-EXCITADO

No caso particular do gerador operando sobre-excitado, tem-se a potência ativa $P > 0$, a potência reativa $Q > 0$, o ângulo de carga $0 < \delta < 90^\circ$ e o ângulo de fase entre tensão terminal e corrente do estator $0 < \phi < 90^\circ$, (Elgerd, 1970).

Será estudado o conjunto turbina/gerador/sistema de potência para cargas de 25% e 50 %. A simulação deverá seguir os seguintes passos:

- 1) Ajusta-se a excitação da máquina síncrona para 1.5 p.u.
- 2) Ajusta-se o governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 25%, após a tensão terminal encontrar-se em regime.
- 3) Ajusta-se o novamente governador para fornecer um torque mecânico no eixo da turbina de 50%.

As Figuras 3.24 a 3.29 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

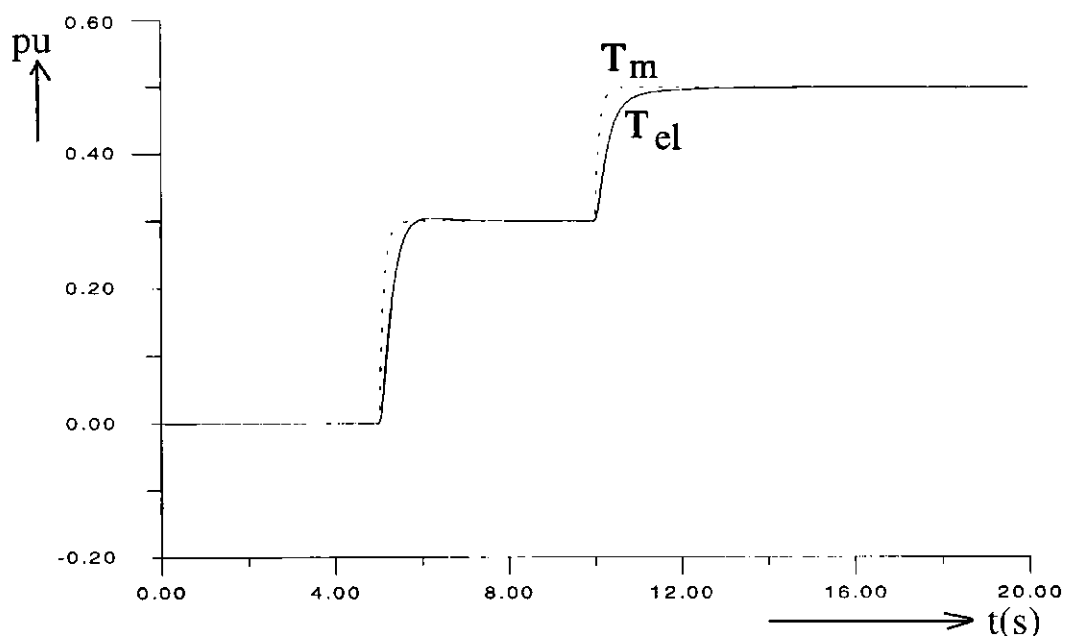


Figura 3.24 - Torque mecânico (T_m) e torque elétrico (T_{el}) do gerador sobre-excitado $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

INFLUÊNCIA DA EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

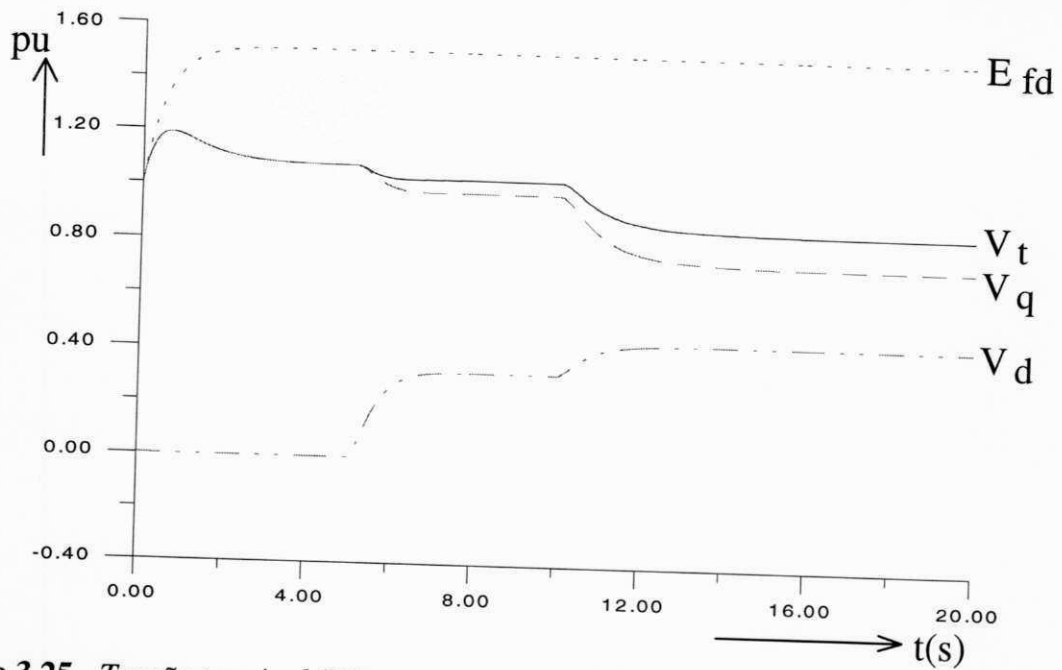


Figura 3.25 - Tensão terminal (V_t), tensão nos eixos d (V_d), q (V_q) e tensão induzida (E_{fd}) do gerador sobre-excitado

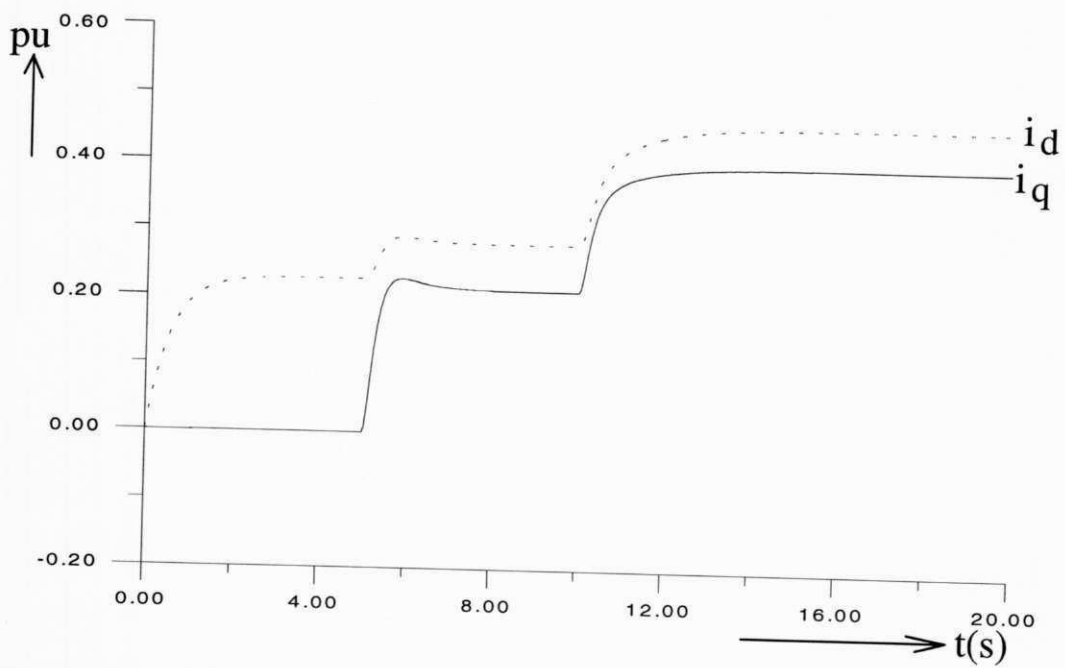


Figura 3.26 - Corrente nos eixos d (i_d) e q (i_q) do gerador sobre-excitado $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

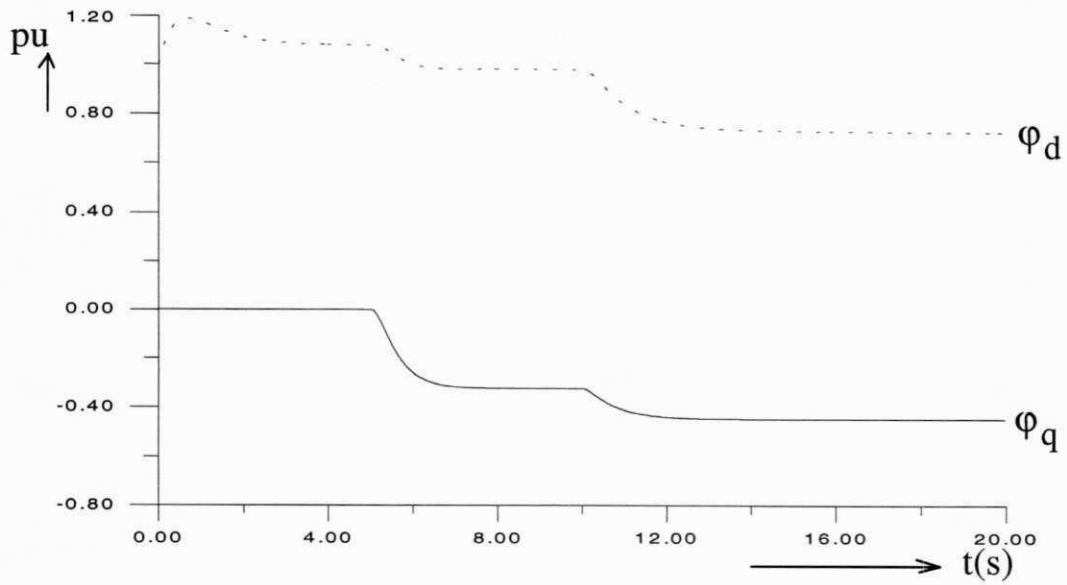


Figura 3.27 - Fluxo nos eixos d (φ_d) e q (φ_q) do gerador sobre-excitado $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

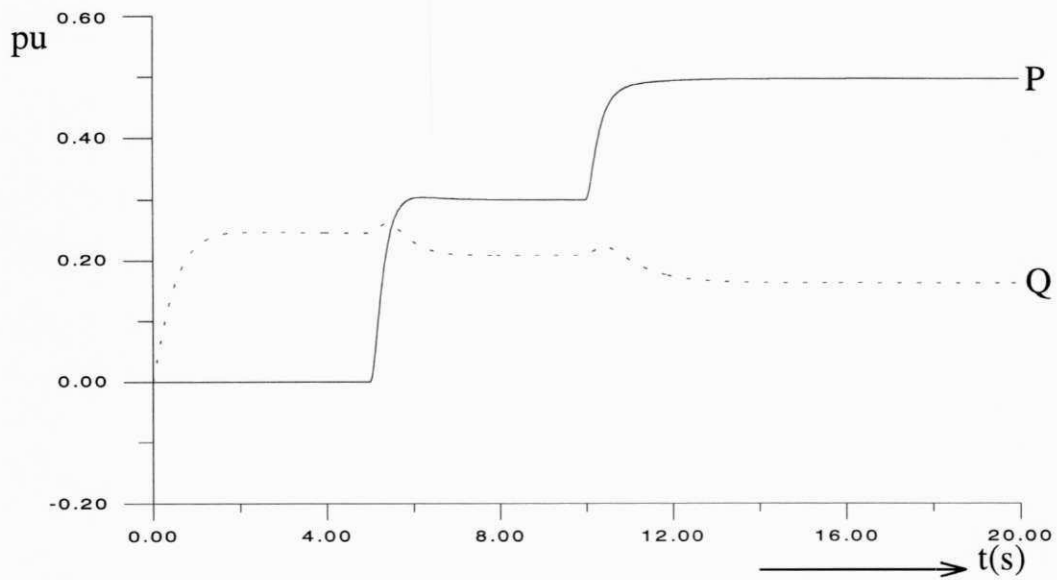


Figura 3.28 - Potência ativa (P) e potência reativa (Q) do gerador sobre-excitado $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

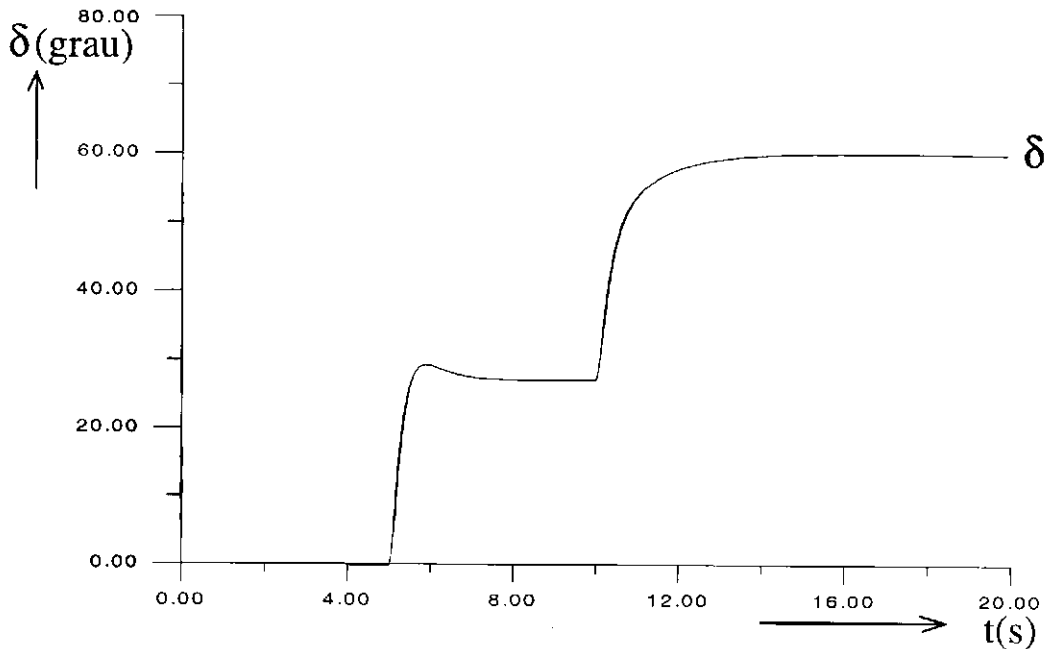


Figura 3.29 - Ângulo de carga (δ) do gerador sobre-excitado $p/T_{mmax} = 0.5$ p.u.

A simulação mostra uma melhoria no rendimento do gerador em relação a operação excitação nominal. Nota-se na Figura 3.29 que o ângulo de carga (δ) se estabelece em 60° , dando assim uma margem de 30° na estabilidade.

3.7 - CONCLUSÃO

Neste capítulo foram estudados o funcionamento do conjunto turbina/gerador com regulação manual da tensão de excitação (excitação fixa), no sentido de observar o rendimento do gerador no processo de conversão eletromecânica de energia em função da excitação. Foram realizadas simulações com auxílio do modelo matemático apresentado no capítulo 2.

Os resultados da simulação do conjunto turbina/gerador com excitação fixa mostraram que, à medida que aumentamos a excitação do gerador, o rendimento deste é melhorado. Isto é, o torque elétrico acompanha o torque mecânico e garante o processo de conversão eletromecânica de energia e da estabilidade. Foi mostrado através da simulação que a perda de estabilidade é originada principalmente pelo fato do gerador operar subexcitado. Também verificou-se que mesmo o gerador operando com excitação nominal melhora sensivelmente a capacidade de conversão eletromecânica de energia e a estabilidade, mas mostra que ainda é necessário aumentar a excitação. Observou-se que o gerador operando sobre-excitado melhora sensivelmente o rendimento do processo de conversão eletromecânica de energia sem comprometer a vida útil da máquina.

Em relação à influência da excitação fixa sobre a estabilidade verificou-se que:

1) A estabilidade da máquina não é mais comprometida quando o gerador opera sobre-excitado, fornecendo a rede potência ativas altas e gerando potência reativas ($Q > 0$).

2) A excitação tem influência sobre o torque eletromagnético (T_{el}) no sentido de diminuir quando incrementa-se o torque mecânico (T_m) da turbina e quando o gerador está subexcitado a influência é maior.

3) O transitório do ângulo de carga (δ) mostrados nas diferentes operações do gerador síncrono mostram que é realmente um indicador de estabilidade, podendo muito bem ser aplicado para evitar a perda de sincronismo em função da excitação.

4) A tensão terminal do gerador depende da excitação e da carga.

O estudo do gerador operando com controle manual da tensão de excitação é de muita importância, porque nos dá uma idéia do comportamento dinâmico do gerador e suas características de operação quando submetido a diferentes tipos de cargas.

ESTUDO DO EFEITO DO CONTROLADOR PI NA ESTABILIDADE DO GERADOR SÍNCRONO

4.1.- INTRODUÇÃO

No capítulo 3 estudou-se o comportamento dinâmico do sistema gerador/turbina no qual o gerador síncrono operava com excitação fixa. Observou-se a influência da excitação sobre a estabilidade do gerador síncrono, esta por sua vez não só depende do nível de excitação, como também da carga que a máquina opera.

Este capítulo trata do comportamento dinâmico do sistema gerador/turbina no qual o sistema de excitação do gerador opera com controlador proporcional integral PI. Pretende-se também verificar a influência do controlador PI no rendimento do processo de conversão electromecânica de energia do gerador síncrono.

4.2 - SIMULAÇÃO DIGITAL DO SISTEMA EM ESTUDO

Para analisar o efeito do regulador de tensão na estabilidade do gerador síncrono em regime transitório, foi desenvolvido um programa na linguagem de programação C++, para simular os modelos matemáticos desenvolvidos no capítulo 2.

O sistema simulado que reproduz, em regime transitório, os modos de funcionamento do gerador ligado a um sistema de potência é descrito na Figura 4.1. O gerador síncrono possui um controlador de tensão PI para manter constante a tensão terminal. A tensão de excitação do gerador é obtida através de uma ponte trifásica. A turbina possui um governador manual e um atuador que permite ajustar a turbina na potência desejada. O gerador está ligado a um sistema de potência através de um transformador e uma linha de transmissão.

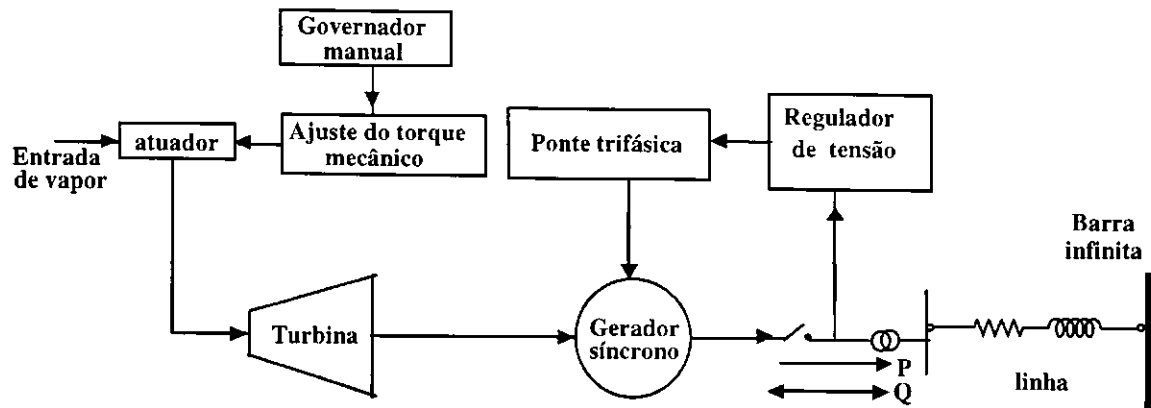


Figura 4.1 Diagrama esquemático do sistema de potência com controle de tensão

4.3. - RESULTADO OBTIDOS DO GERADOR COM O REGULADOR DE TENSÃO COM CARGA REATIVA

O critério de ajuste do parâmetro T_n e T_i é descrito em Bühler(1979). Este critério baseia-se no cancelamento de pólos e no ajuste ótimo do parâmetro T_n e T_i em função da resposta do controlador ao tempo de subida. Este critério é denominado amortecimento ótimo. Ela é baseada na escolha ótima da relação T_{pf}/T_i .

No Anexo B são mostradas as relações entre T_{pf} e T_i com margem de ganho obtidas por Bühler(1979). A razão ótima escolhida é :

$$\frac{T_{pf}}{T_i} = 0.5$$

Para comprovar o desempenho do controlador PI, variou-se o valor deste parâmetro na faixa de 0.4 a 0.6. As Figuras 4.2a a 4.2c mostram a relação T_{pf}/T_i com valores de 0.45, 0.5 e 0.55. Na Figura 4.2b observa-se o melhor desempenho do controlador, correspondendo à razão $T_{pf}/T_i = 0.5$.

ESTUDO DO EFEITO DO REGULADOR DE TENSÃO NA ESTABILIDADE

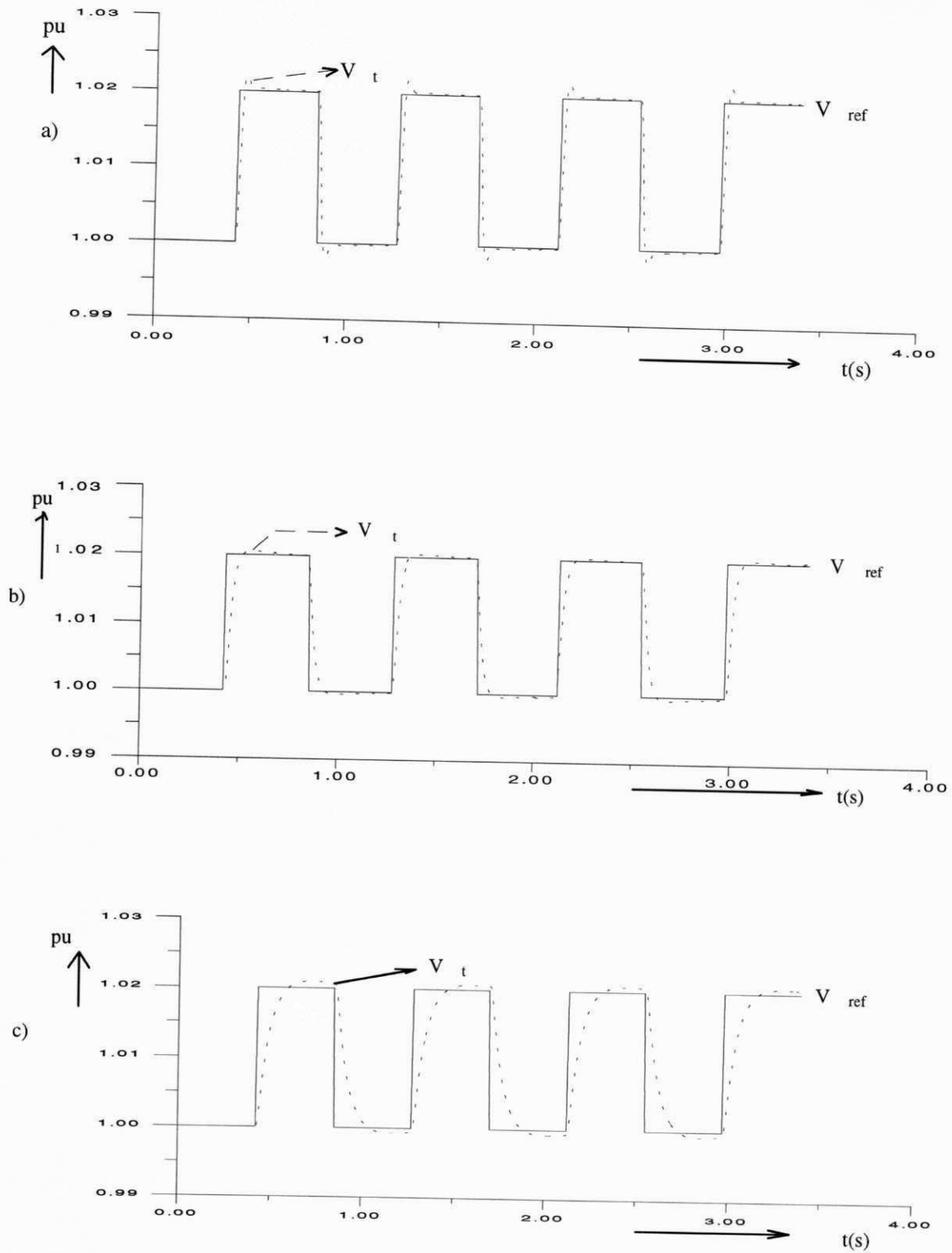


Figura 4.2 - Controle da tensão terminal em função da tensão de referência para: a) $T_{pf}/T_i=0.45$
b) $T_{pf}/T_i=0.50$ c) $T_{pf}/T_i=0.55$

4.3.1 - Comparação do controlador PI simulado com controlador PI discreto

Para validar os estudos de simulação apresentados neste trabalho, comparamos o resultados do controlador simulado (Figura 4.2 b) com um controlador discreto PI implementado por Montero(1995), cujos resultados experimentais são mostrados na Figura 4.3. As curvas de tensão de referência (curva 1) e tensão terminal (curva 2) com controlador PI discreto obtida experimentalmente do microgerador. A curva da tensão referência do microgerador provoca as variações da curva da tensão terminal. À tensão de referência foi somado um valor de 30 %, deslocando-a para cima para facilitar a visualização dos sinais na tela.

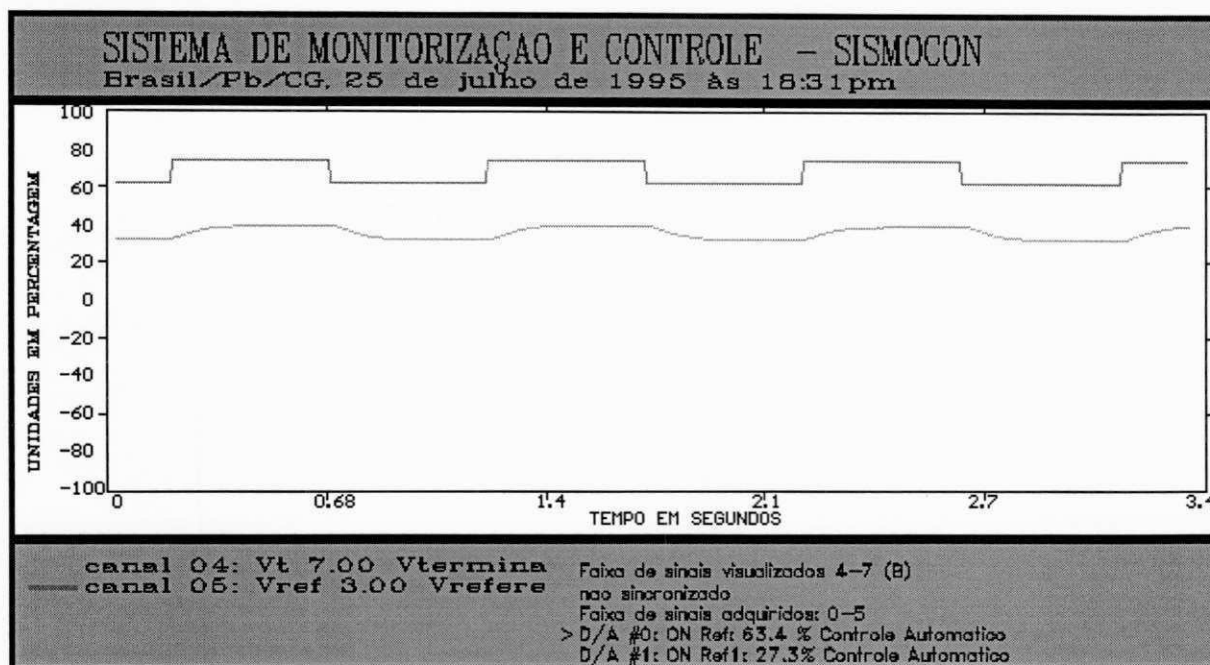


Figura - 4.3 Controle digital (controlador PI) da tensão terminal do microgerador: tensão terminal (curva 2) e tensão de referência (curva 1)

4.4. - RESULTADOS OBTIDOS DO CONTROLADOR PI COM CARGA ATIVA

O modelo matemático desenvolvido no capítulo 2 foi utilizado para representar o conjunto turbina/gerador/sistema de potência. Adicionalmente, simulou-se através de um controlador PI utilizando os critérios de compensação de pólos dominantes e amortecimento ótimo, no cálculo dos parâmetros T_n e T_i . Com a utilização destes critérios obteve-se:

$$T_n = T'_{do} = .55, \quad T_i = 2T_{pf} = 0.038$$

onde, $T_{pf} = T_p + T_f + T''_{do} + 0.515$, $T_p = 0.0027$ e $T''_{do} = 0.0108$.

No eixo da turbina foram aplicadas as cargas de 20, 40 e 60 % e observou-se o comportamento das variáveis de tensão, corrente, fluxo, torque, ângulo de carga, potência ativa e reativa em função do tempo. As Figuras 4.4 a 4.10 apresentam os resultados obtidos que mostram o comportamento provocados pela ação da turbina a qual fornece torque mecânico que dá origem ao processo de conversão de energia.

Na Figura 4.4 observa-se que o aparecimento do torque elétrico devido a ação da turbina é de fundamental importância. Isto é, com relação a equação de movimento, onde um aumento gradual de carga no eixo da turbina, pode ocasionar, um aumento no torque elétrico. Porém é importante ressaltar que um aumento excessivo de carga pode ocasionar a perda da estabilidade do gerador síncrono. Para garantir que o gerador não ultrapasse os limites práticos de estabilidade deve-se operar abaixo de sua capacidade de conversão de energia mecânica em elétrica.

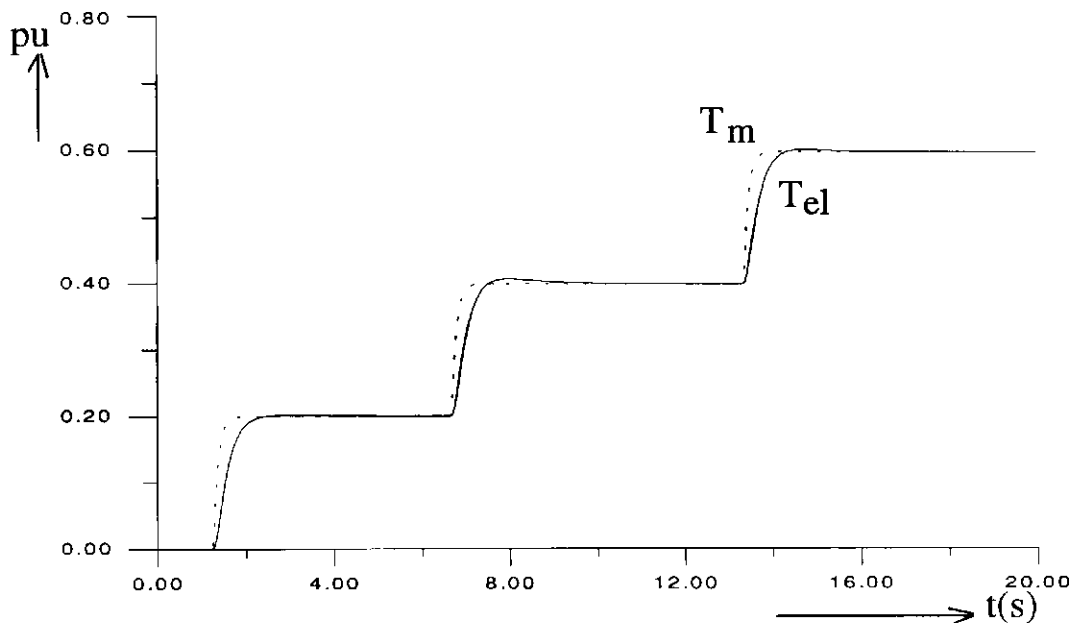


Figura 4.4 - Torque mecânico (T_m) e torque elétrico (T_{el}), com controlador (PI)
 $p/T_{mmax} = 0.6 \text{ p.u.}$

A Figura 4.5 mostra o comportamento da tensão terminal controlada pelo regulador PI, onde pode-se observar que a tensão terminal cai com aplicação do torque mecânico no eixo da turbina, mas sobe para seu valor nominal devido a ação do controlador PI.

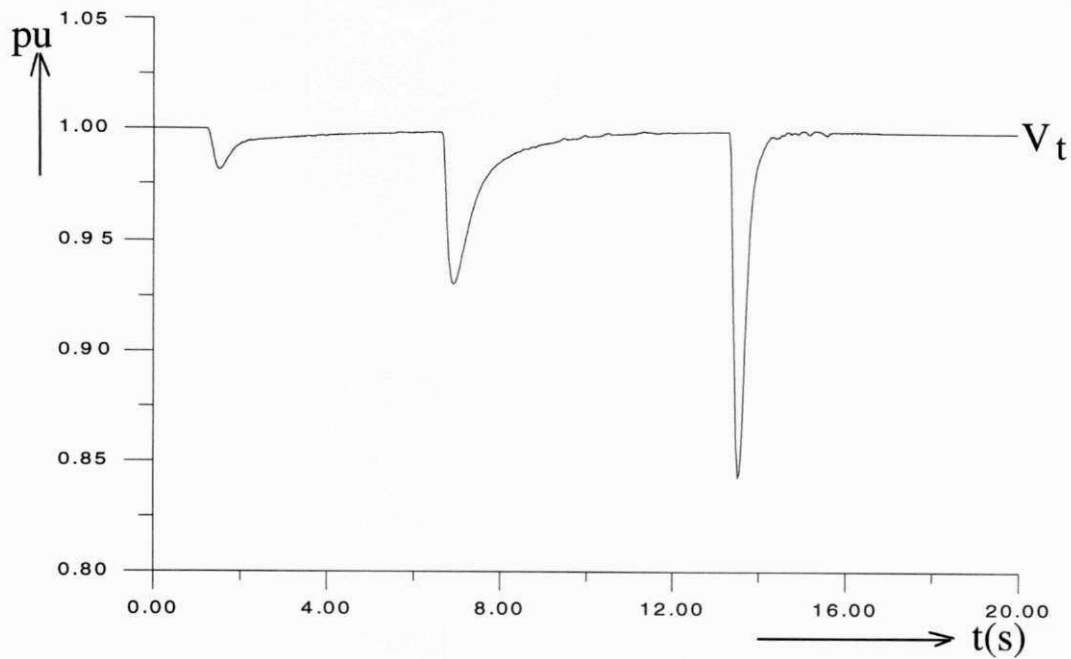


Figura 4.5 - Tensão terminal (V_t) com controlador PI $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

A ação do regulador de tensão consiste em controlar o módulo da tensão terminal. Com isto, à medida que a carga aumenta, a ação do regulador é de aumentar a excitação através do sistema de excitação. Na Figura 4.6 pode-se observar que a tensão induzida (E_{fd}) tem comportamento contrário ao da tensão terminal (V_t) estabelecendo-se regras de operação. Isto é, enquanto a tensão terminal tem uma queda devido a ação do torque mecânico da turbina, a tensão induzida sobe.

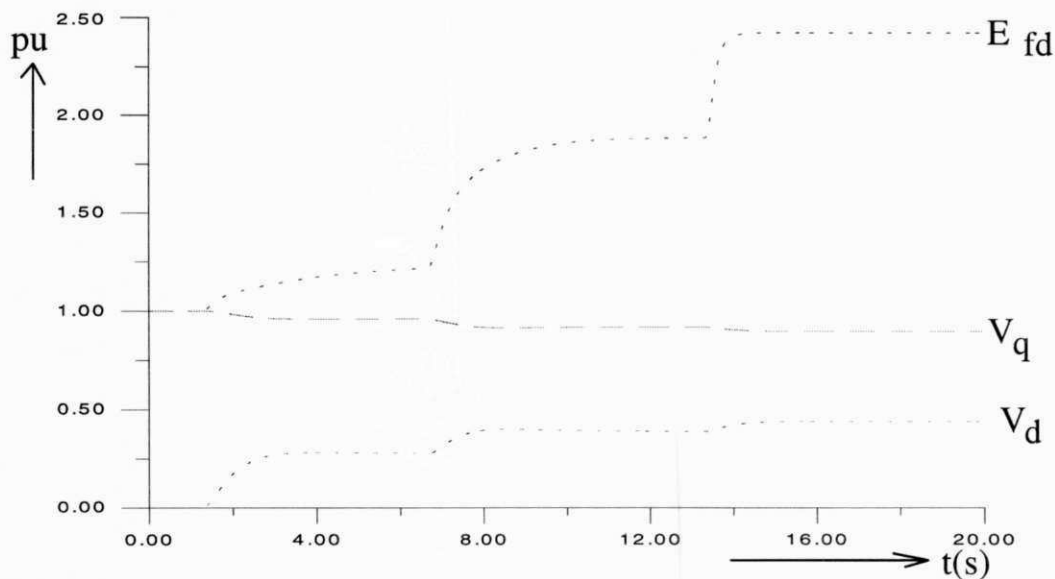


Figura 4.6 - Tensão induzida (E_{fd}) e as tensões nos eixos d (V_d) e q (V_q), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

A Figura 4.7 mostra o transitório das correntes i_d e i_q , onde pode-se observar que as correntes crescem a medida que a carga aumenta.

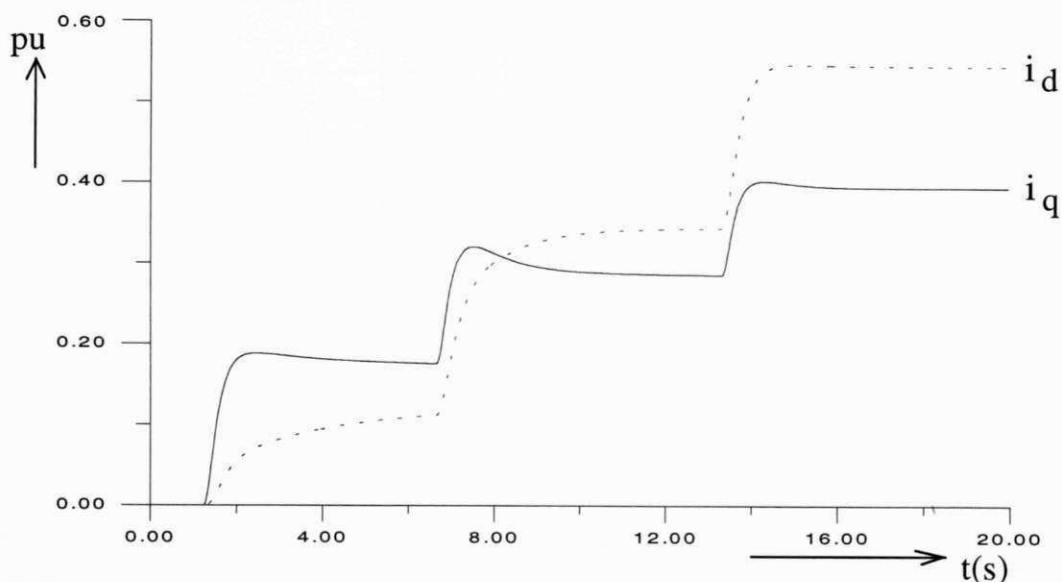


Figura 4.7 - Correntes no eixo d (i_d) e q (i_q), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

A Figura 4.8 mostra as curvas das potências ativa (P) e reativa (Q). Pode-se observar que quando a turbina é ajustada para operar até 60% de sua capacidade a potência reativa (Q) se torna positiva. Neste caso pode-se observar que o gerador está fornecendo potência ativa (P) ao sistema e ao mesmo tempo está gerando potência reativa (Q) ao sistema.

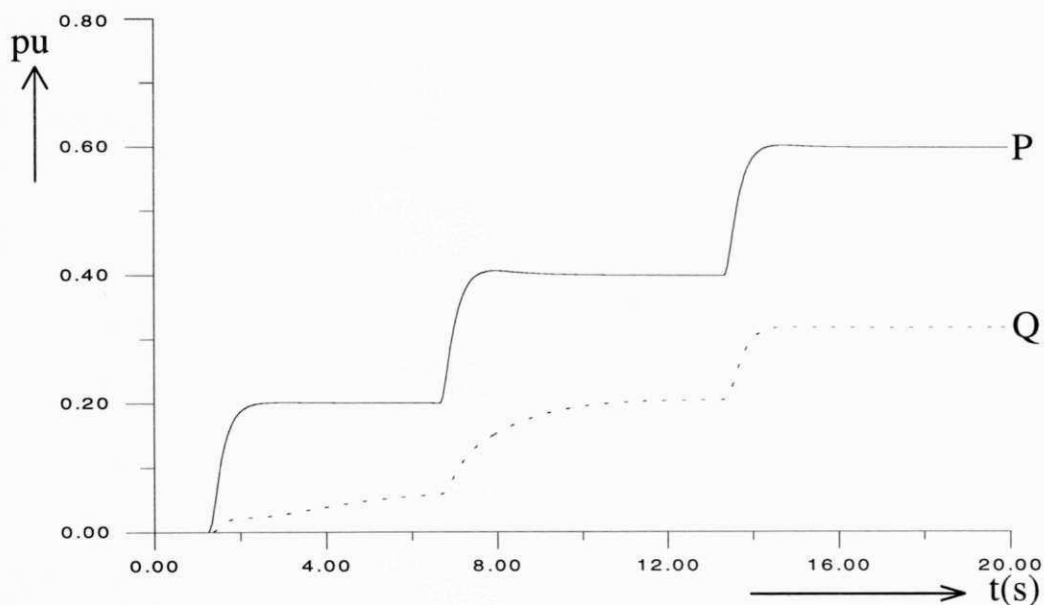


Figura 4.8 - Potência ativa (P) e reativa (Q), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

A Figura 4.9 mostra o transitório do ângulo de carga (δ). Observa-se que o ângulo de carga aparece no momento que existe carga na turbina.

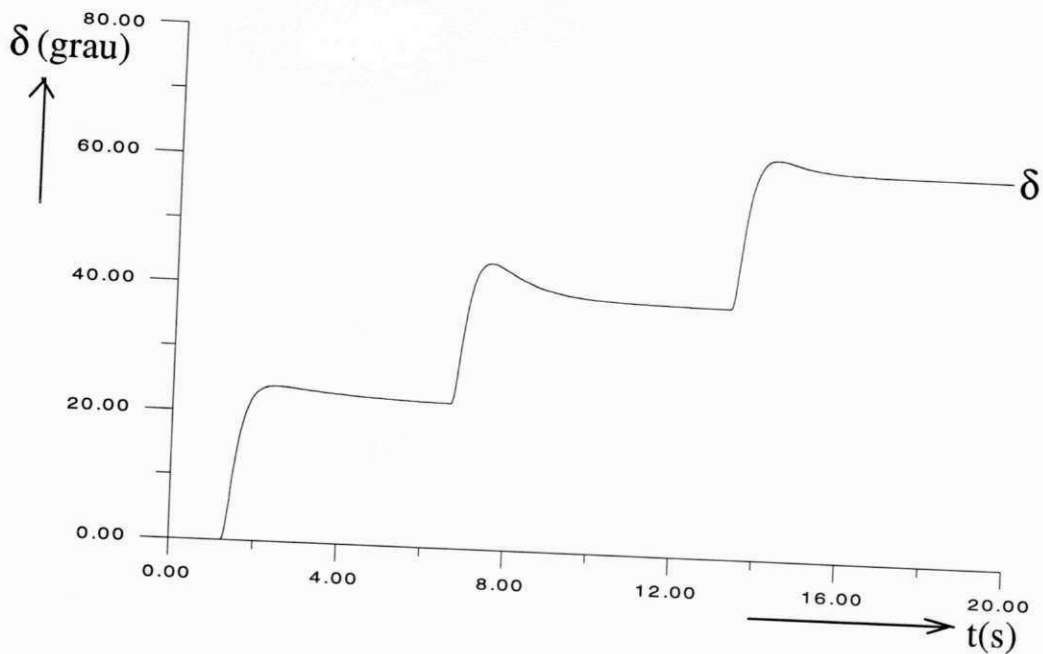


Figura 4.9 - Ângulo de carga (δ), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

A Figura 4.10 mostra o transitório dos fluxos nos eixos d (φ_d) e q (φ_q) do gerador síncrono.

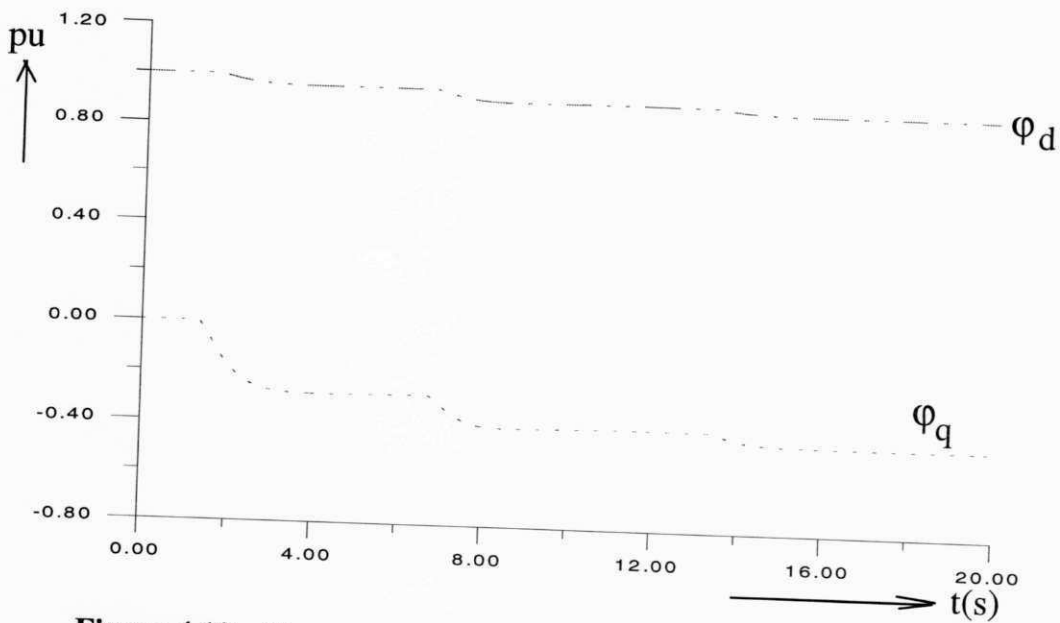


Figura 4.10 - Fluxos nos eixos d (φ_d) e q (φ_q), com controlador (PI) $p/T_{mmax} = 0.6$ p.u.

4.5 - PERDA DE SINCRONISMO DO GERADOR

Para verificar a perda de estabilidade do gerador, aplicam-se cargas de 20%, 40% e 80% no eixo da turbina ou 0.2, 0.4 e 0.8 p.u. As Figuras 4.11 a 4.16 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

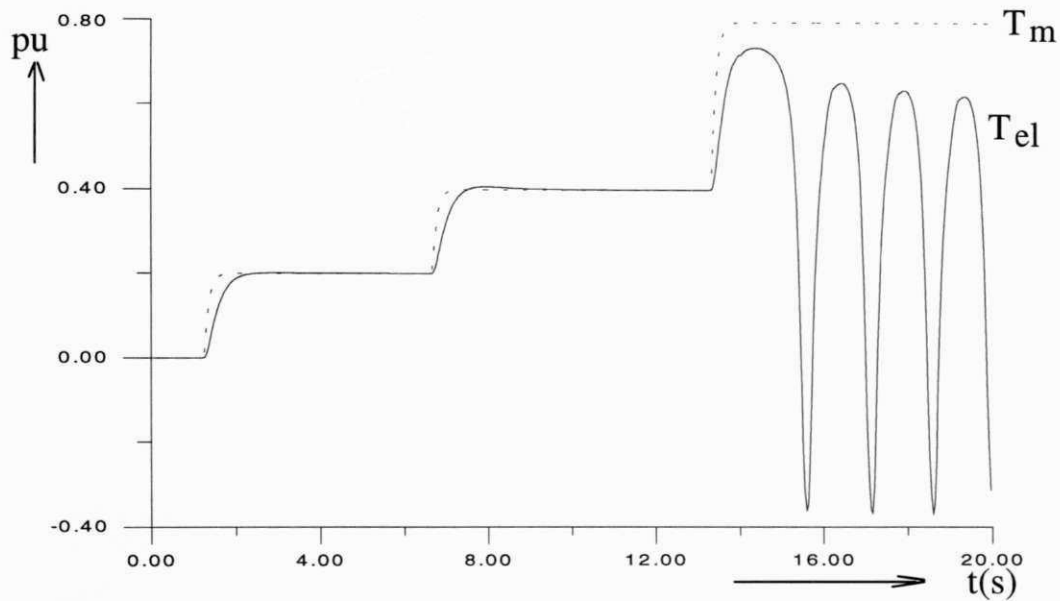


Figura 4.11 - Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador com controlador $P/p/T_{mmax} = 0.8 \text{ p.u.}$

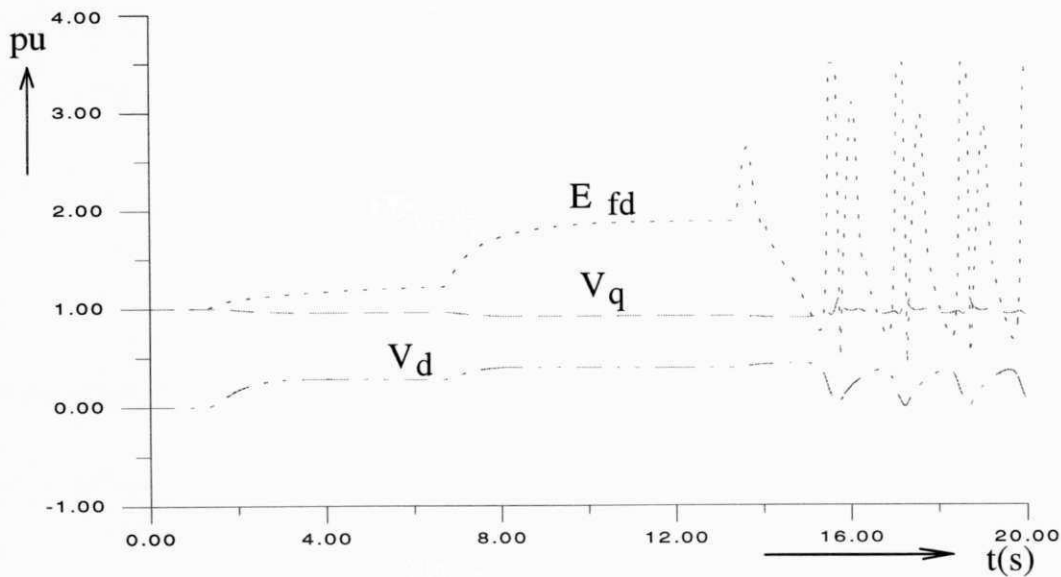


Figura 4.12 - Tensão induzida (E_{fd}), tensão nos eixos d e q (V_d) e (V_q) $p/T_{mmax} = 0.8 \text{ p.u.}$

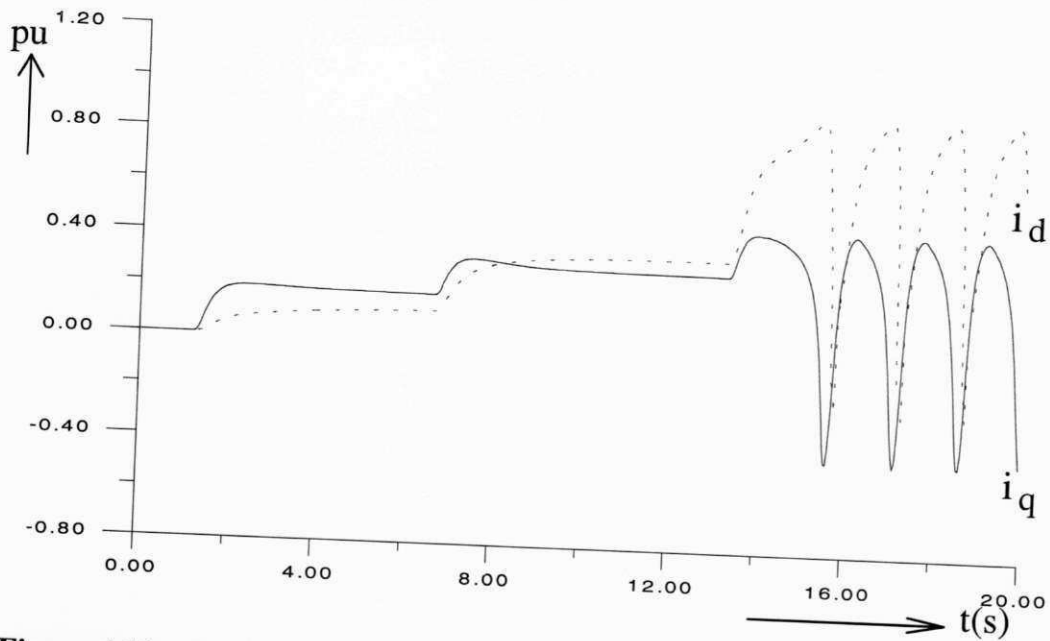


Figura 4.13 - Correntes nos eixo d e q do gerador $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

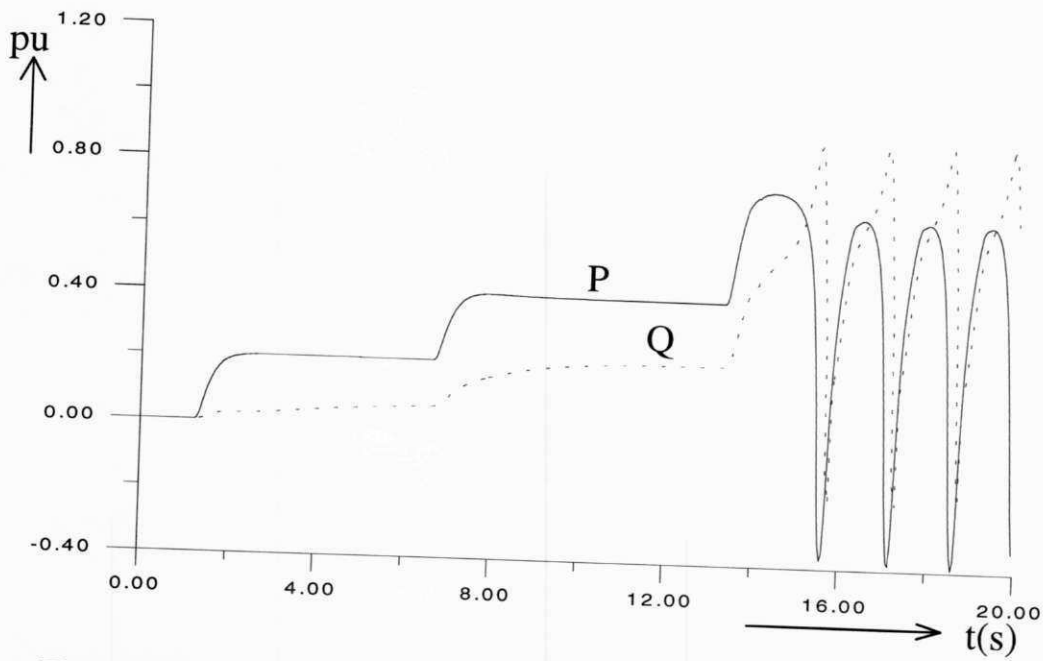


Figura 4.14 - Potência ativa e reativa nos terminais do gerador $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

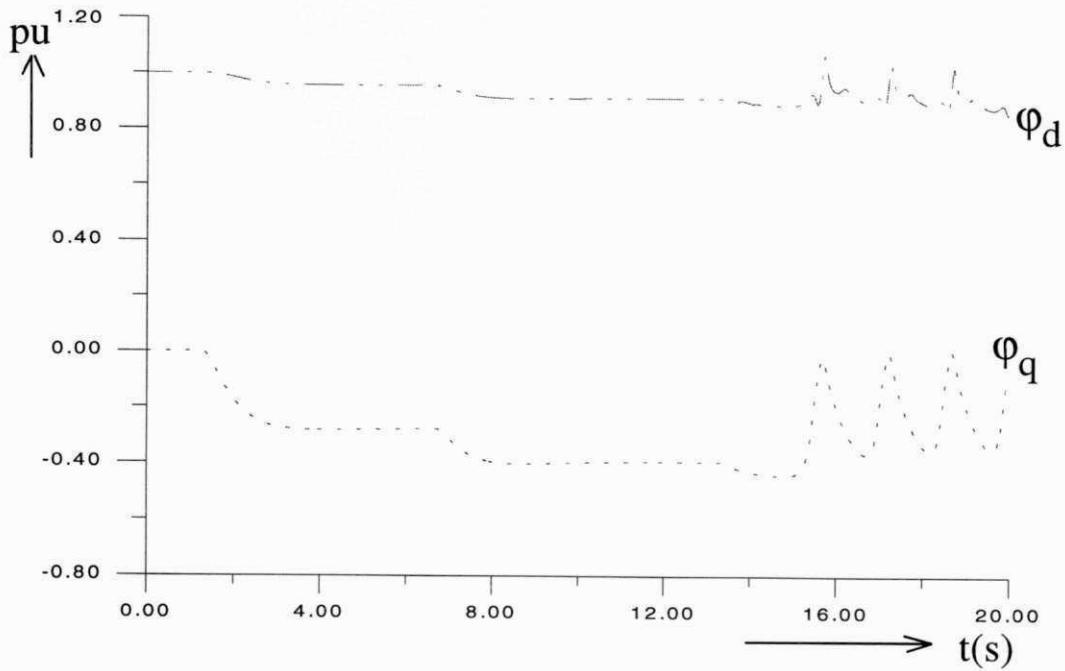


Figura 4.15 - Fluxos nos eixos d (ϕ_d) e q (ϕ_q) do gerador $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

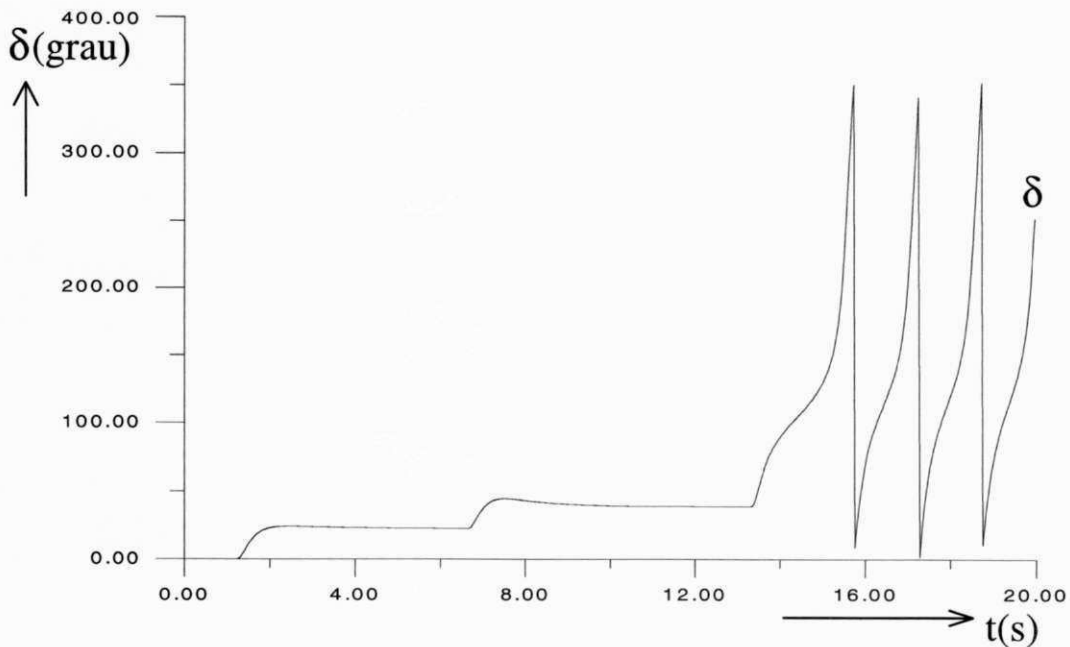


Figura 4.16 - Ângulo de carga (δ) do gerador $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

A simulação descreve o torque mecânico imposto pela turbina que provoca o aparecimento do torque eletromagnético como observa-se na Figura 4.11. Entretanto para grandes cargas ocorre a perda de sincronismo. Isto é, em determinado momento o torque elétrico não consegue acompanhar ao torque mecânico.

A Figura 4.13 mostra o comportamento das correntes estatóricas. Observa-se que i_q se torna negativa e i_d cresce muito rapidamente no início da perda de estabilidade. Observa-se também que com o crescimento de i_d e a diminuição de i_q , ocorre uma diminuição do torque eletromagnético e conseqüentemente a aceleração da máquina aumenta.

Na Figura 4.14 observa-se que a potência ativa tem o mesmo comportamento do torque elétrico diminui em função da aceleração da máquina.

4.6.- CONCLUSÃO

Neste capítulo foi estudado o funcionamento do conjunto turbina/gerador com um controlador PI para controlar automaticamente a tensão do gerador em regime transitório. O critério para a escolha do controlador foi o da compensação de polo dominante com amortecimento ótimo (Bühler, 1979). O estudo envolve em especial controladores do tipo PI, onde o sistema de excitação é considerado de resposta rápida. A velocidade de resposta do regulador de tensão tiristorizado e a sintonia de seus parâmetros, são fatores importantes no aumento da margem de estabilidade transitória de um sistema de geração conectado a um sistema elétrico.

No capítulo 3 observou-se que quando o gerador opera subexcitado este diminui a sua capacidade de conversão de energia quando o gerador é submetido a vários tipos de cargas.

Neste capítulo observa-se que o gerador operando com controlador PI, não evita que este perca estabilidade quando o gerador está sujeito a grandes variações de carga no eixo da turbina.

Os resultados da simulação do conjunto turbina/gerador com um controlador PI para manter a tensão terminal do gerador controlada mostram que o desempenho do controlador PI é satisfatório para vários tipos de cargas. Isto é, a potência mecânica imposta pela turbina é convertida em potência elétrica pelo gerador, e a ação do regulador de tensão permite manter constante o módulo da tensão terminal. Entretanto, para grandes cargas ocorre a perda de sincronismo devido a que a excitação do gerador não está de acordo com a carga da turbina.

Em relação a influência do controlador PI sobre a estabilidade, verificou-se que:

- 1) O aumento de grandes potência mecânica no eixo da turbina pode provocar perda de sincronismo, devido a ação do controlador em manter constante o módulo da tensão terminal.
- 2) É necessário aumentar a carga da turbina criteriosamente, limitando desta maneira a capacidade do gerador.

No capítulo 5 será proposto um modelo que maximize a conversão de energia mecânica em elétrica através do sistema de excitação do gerador síncrono.

ESTUDO PARA MAXIMIZAR A CONVERSÃO DE ENERGIA DE GERADORES SÍNCRONOS

5.1.-. INTRODUÇÃO

A conversão da energia mecânica em energia elétrica utilizando máquinas síncronas/turbina vem sendo largamente utilizada. O fato de que a energia elétrica não pode ser armazenada em grandes quantidades não é um problema, devido ao consumo de energia elétrica estar em contínuo crescimento. A co-geração de energia elétrica também é uma alternativa para suprir a demanda de energia. A tendência nos próximos anos é que a geração de energia elétrica não consiga acompanhar o crescente consumo, e com isto as usinas deverão ter que operar no máximo da sua capacidade de conversão de energia mecânica em elétrica.

A potência mecânica produzida no eixo de uma turbina deve ser continuamente ajustada em função do consumo da energia elétrica e da capacidade real da máquina síncrona de converter a energia mecânica em energia elétrica.

No capítulo 3 observou-se que os efeitos da subexcitação sobre o rendimento de conversão eletromecânica de energia são as causas principais da perda da estabilidade. Foi mostrado também que quando o gerador opera sobre-excitado, este consegue potência ativa elevadas garantindo a estabilidade da máquina quando há um incremento no torque mecânico.

No capítulo 4 discutiu-se os efeitos do controlador PI associado à estabilidade. Foi observado que o controlador de tensão com referência fixa limita a capacidade de conversão eletromecânica de energia, já que a perda de estabilidade ocorre quando a potência mecânica supera os 70% de carga no eixo da turbina.

Neste capítulo é apresentada uma forma de compensação através do sistema de excitação. Isto é, um regulador de tensão cuja referência é ajustada em função do aumento do torque mecânico no eixo da turbina. Esta compensação permite que o gerador opere com capacidade máxima de conversão eletromecânica sem comprometer a vida útil da máquina bem como a perda de estabilidade.

Também, é apresentado um controle discreto suplementar para evitar a perda de sincronismo do gerador no caso de ocorrer um curto-circuito trifásico ou um desligamento de cargas.

Serão mostrados resultados obtidos por simulação digital.

5.2 - OPERAÇÃO DO GERADOR SÍNCRONO EM REGIME PERMANENTE

Inicialmente para simplificar o estudo do gerador síncrono com controlador PI, utiliza-se o modelo descrito no capítulo 2 da máquina síncrona operando em regime permanente, representada pelas seguintes equações:

Da equação (2.51), fazendo-se as derivada = 0, $G'=1$, e $X_d = X'_d$, tem-se:

$$V'_q = E_{fd} \quad (5.1)$$

Considerando-se $r_a = 0$ em (2.66) e (2.67) substituindo-se em (2.74) e (2.75), tem-se:

$$V_d = -w\varphi_q \quad (5.2)$$

$$V_q = w\varphi_d \quad (5.3)$$

Substituindo-se (5.1) em (2.52) e (2.53) tem-se

$$\varphi_d = -X_d i_d + E_{fd} \quad (5.4)$$

$$\varphi_q = -X_q i_q \quad (5.5)$$

Como o gerador opera com velocidade constante as equações das tensões podem ser normalizadas na velocidade síncrona, isto é:

$$V_d = -\varphi_q \quad (5.6)$$

$$V_q = \varphi_d \quad (5.7)$$

Substituindo-se (5.4) e (5.5) em (5.6) e (5.7) tem-se:

$$V_d = X_q i_q \quad (5.8)$$

$$V_q = -X_d i_d + E_{fd} \quad (5.9)$$

De (5.8) e (5.9) tem-se a tensão terminal dada pela expressão:

$$V_t = \sqrt{(V_d^2 + V_q^2)} \quad (5.10)$$

5.3 - COMPENSAÇÃO NO SISTEMA DE EXCITAÇÃO PARA MAXIMIZAR A CONVERSÃO DE ENERGIA

No capítulo 3 foi mostrado que o nível de excitação está diretamente ligado ao torque eletromagnético, conseqüentemente para aumentar a excitação através do controlador de tensão é necessário que a tensão terminal seja ajustada para valores acima da tensão nominal. Entretanto o aumento desta tensão não deve exceder 10% de seu valor nominal (Anderson et al, 1978).

Analisando-se a Figura 1.3 observa-se que o torque elétrico varia em função do ângulo de carga e em função da razão entre tensão induzida e tensão terminal. Para obter este mesmo efeito através do sistema de excitação descrito no capítulo 4, é necessário que a referência do regulador de tensão seja ajustada em função do incremento do torque mecânico. Isto é, para um incremento do torque mecânico no eixo da turbina, a tensão de referência é incrementada, provocando assim, um incremento na excitação e na tensão terminal.

Neste capítulo é apresentada uma forma de aumentar a excitação em função do torque mecânico, baseada na seguintes considerações:

1) Manter valor da tensão no eixo q (V_q) constante, aproximadamente igual ao valor da tensão de referência (V_{ref}) do regulador descrito no capítulo 4. Logo de (5.8) e (5.9) tem-se:

$$V_q = -X_d i_d + E_{fd} \cong V_{ref} \cong 1 \text{ p.u.} \quad (5.11)$$

$$V_d = X_q i_d \quad (5.12)$$

2) Ajustar a tensão terminal através do regulador de tensão a operar com valores acima da tensão nominal. Isto porque, quando o gerador está fornecendo potência ativa ao sistema, observa-se que com o aumento da tensão terminal do gerador, aumenta-se a excitação, conseqüentemente o torque elétrico do gerador e a capacidade de conversão de energia são também aumentados.

Este sistema de compensação proposto, consiste em transformar a tensão de referência (V_{ref}) do regulador por uma referência nova ($V_{refnova}$) que depende do valor da V_{ref} (constante) e da corrente i_q .

Substituindo-se as equações (5.11) e (5.12) em (5.10) obtém-se a nova tensão de referência em que o gerador deve operar para maximizar a conversão de energia:

$$V_{refnova} = \sqrt{(X_q i_q)^2 + (V_{ref})^2} \quad (5.13)$$

Para ajustar a tensão terminal do gerador a operar deste modo é necessário impor a nova tensão de referência do regulador de tensão segundo a equação acima estabelecida.

Nota-se que no caso o gerador opere como compensador síncrono tem-se:

$$V_{\text{refnova}} = V_{\text{ref}}, \text{ isto porque, } i_q = 0.$$

Para verificar analiticamente, que a nova tensão de referência aumenta de forma proporcional ao aumento de torque mecânico no eixo da turbina. Isto é, que i_q traz a informação de aumento de carga no eixo da turbina ou aumento de torque elétrico. Da equação (2.101) tem-se:

$$i_q = \frac{(V_{q\infty} - V'_q)(r_e + r_a) - V_{d\infty}(X_e + X'_d)}{(r_e + r_a)^2 + (X_e + X'_d)(X_e + X_q)} \quad (5.14)$$

Desprezando-se a resistência de armadura e a resistência da barra infinita, isto é:

$$r_a = 0 \text{ e } r_e = 0$$

De (5.14) tem-se:

$$i_q = \frac{-V_{d\infty}}{(X_e + X_q)} \quad (5.15)$$

onde:

$$V_{d\infty} = -V_{\infty}\sqrt{3} \text{ sen}(\delta - \alpha) \quad (5.16)$$

Considerando-se $\alpha = 0$ e substituindo-se (5.16) em (5.15) tem-se:

$$i_q = \frac{V_{\infty}\sqrt{3} \text{ sen}(\delta)}{(X_e + X_q)} \quad (5.17)$$

A corrente no eixo q (i_q) dada pela expressão (5.17), é diretamente proporcional ao seno do ângulo de carga e por sua vez o ângulo de carga depende das condições de carga no eixo da turbina. Isto é, todo incremento do torque mecânico no eixo da turbina, proporciona o aumento do ângulo de carga. Por outro lado podemos encontrar uma relação de proporcionalidade entre o torque elétrico e a corrente i_q . Isto é, comparando a expressão da corrente i_q em (5.17) com a expressão (1.1) do torque elétrico, podemos observar que a componente principal do torque elétrico denominada torque sincronizante é diretamente proporcional ao seno do ângulo de carga.

Na Figura 5.1 é sugerida uma forma de implementação do novo sistema de compensação através do regulador de tensão para geradores síncronos cuja referência do regulador é dada pela equação (5.13).

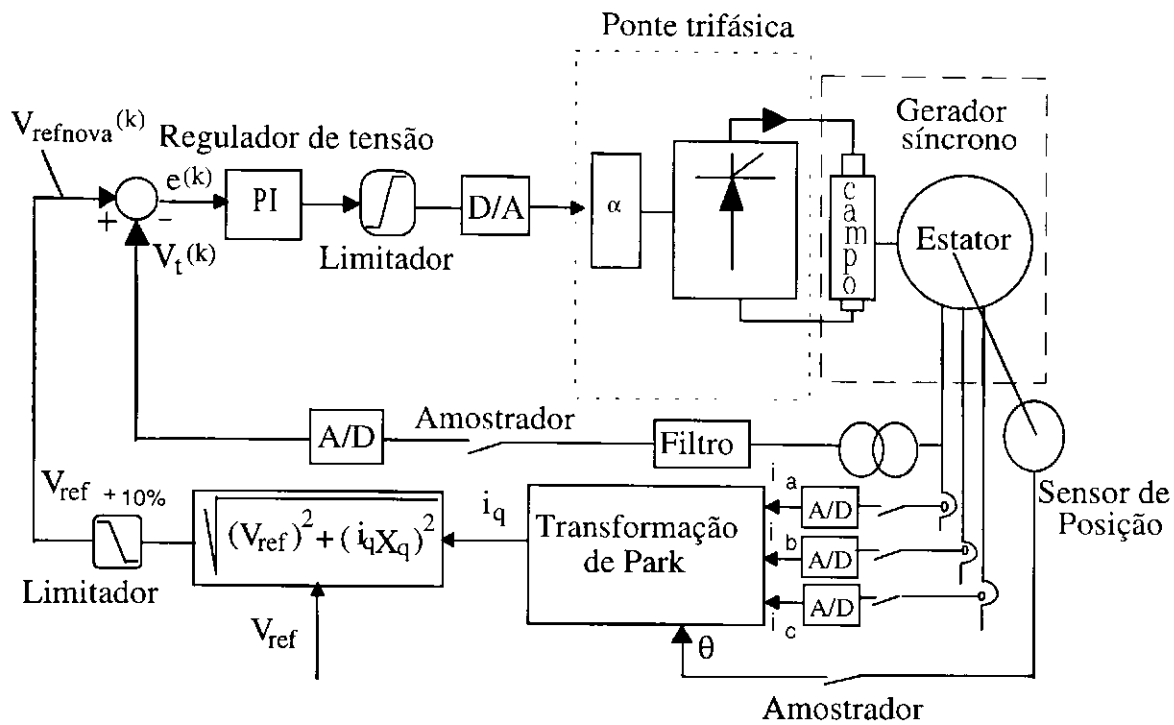


Figura 5.1 Sistema de compensação proposto através do regulador de tensão

As Figuras 5.2 a 5.8 mostram o comportamento do gerador síncrono/sistema de potência com o novo regulador proposto na Figura 5.1.

Na Figura 5.2, observa-se que para grandes cargas a perda de sincronismo não ocorre. Isto é, a potência mecânica máxima imposta pela turbina é convertida em potência elétrica pelo gerador.

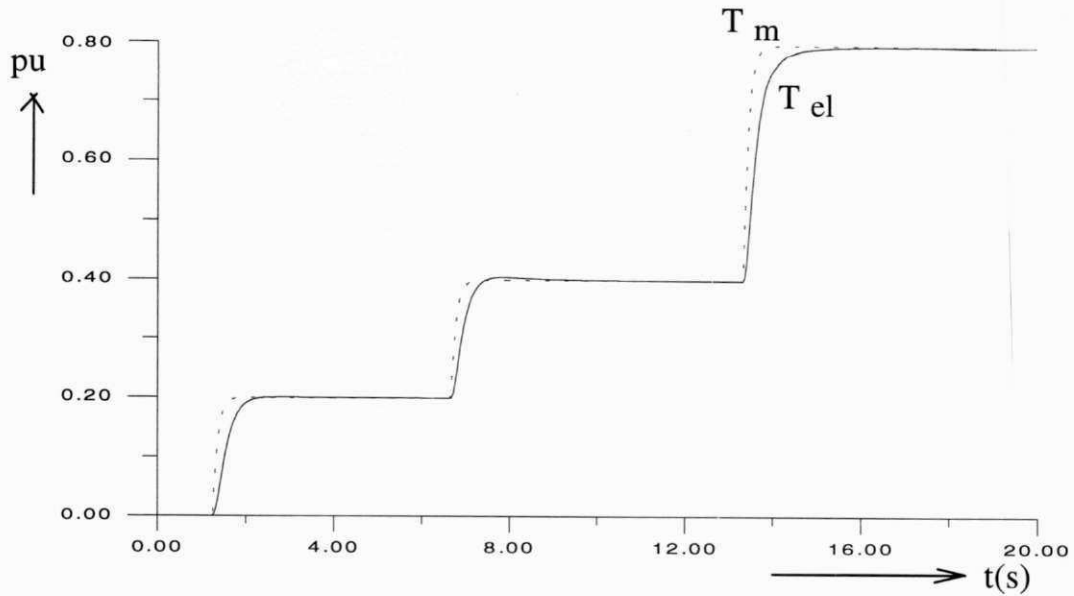


Figura 5.2 - Torque mecânico (T_m) e torque eletromagnético (T_{el}) do gerador c/ compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

Nota-se que a ação do regulador de tensão permite manter o módulo da tensão terminal seguindo uma nova tensão de referência, ($V_{refnova}$) onde o gerador opera com tensão terminal acima de 7% da tensão nominal. Observa-se que a tensão terminal estabelece-se, em diferentes pontos de operação como se vê na Figura 5.3.

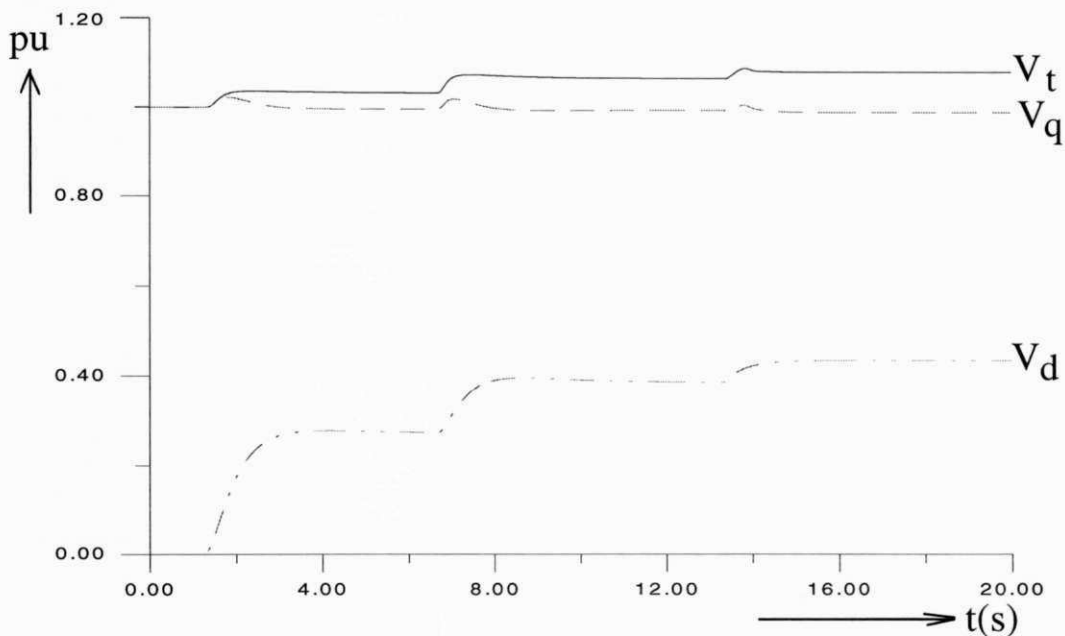


Figura 5.3 - Tensão terminal (V_t), tensão no eixos d (V_d) e q (V_q) do gerador c/ compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8$ p.u.

Na Figura 5.4 observa-se que com a nova condição de operação as correntes no eixo d i_d e q i_q se tornam crescente.

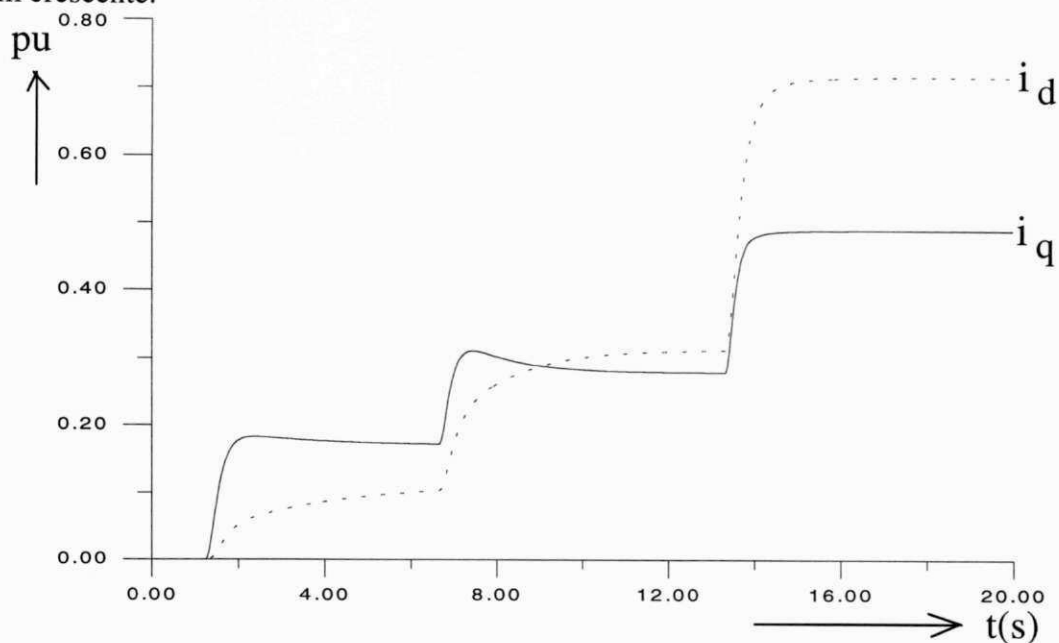


Figura 5.4 - Correntes nos eixos d e q do gerador c/ compensação no sistema de excitação $p/T_{mma} = 0.8 \text{ p.u.}$

Nota-se que a tensão induzida cresce muito em função do incremento do torque mecânico mostrando que o gerador opera sobre-excitação como vê-se na Figura 5.5.

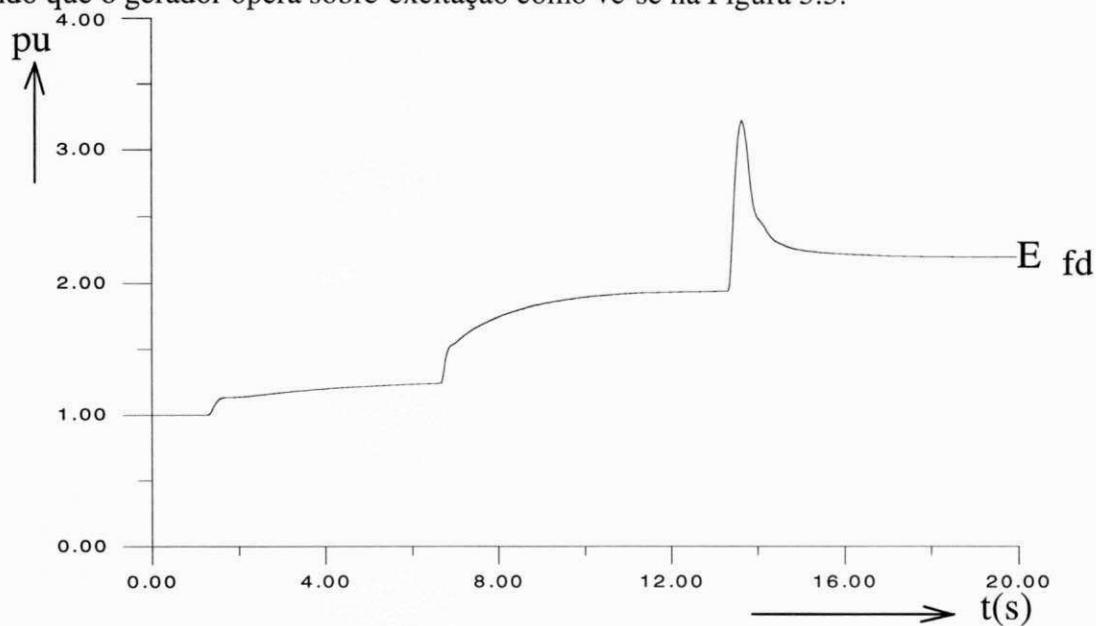


Figura 5.5 - Tensão induzida (E_{fd}) do gerador c/ compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8 \text{ p.u.}$

Na Figura 5.6 observa-se que o fluxo no eixo d (ϕ_d) é pouco influenciado pelo grande incremento de cargas no eixo da turbina. Isto é, o fluxo no eixo d permanece constante quando o torque mecânico varia.

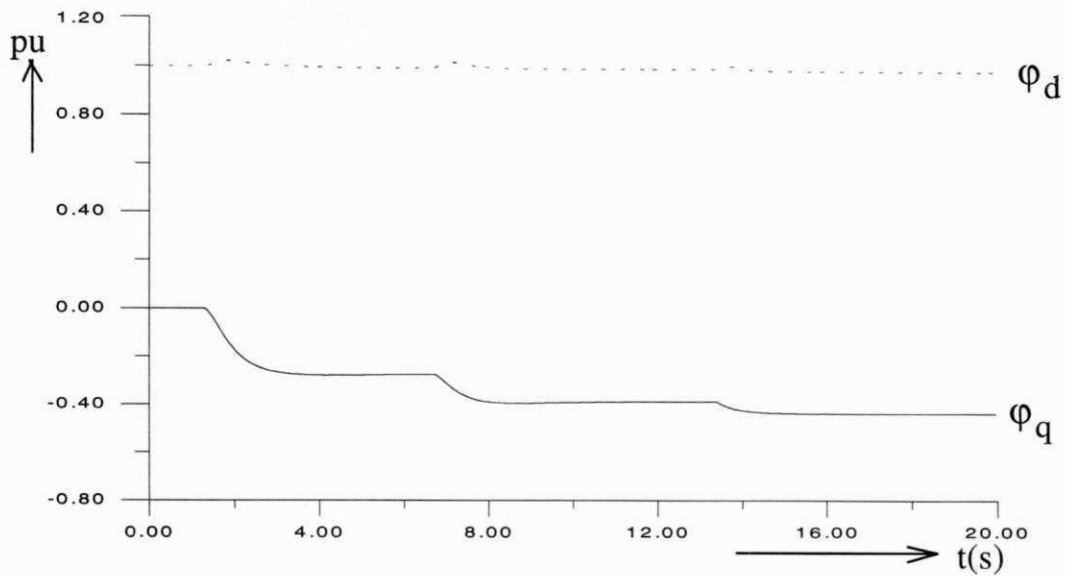


Figura 5.6 - Fluxo no eixo d (ϕ_d) e q (ϕ_q) com compensação no sistema de excitação $p/T_{max} = 0.8 p.u.$

Na Figura 5.7 vê-se o incremento da potência ativa nas mesmas proporções da potência mecânica.

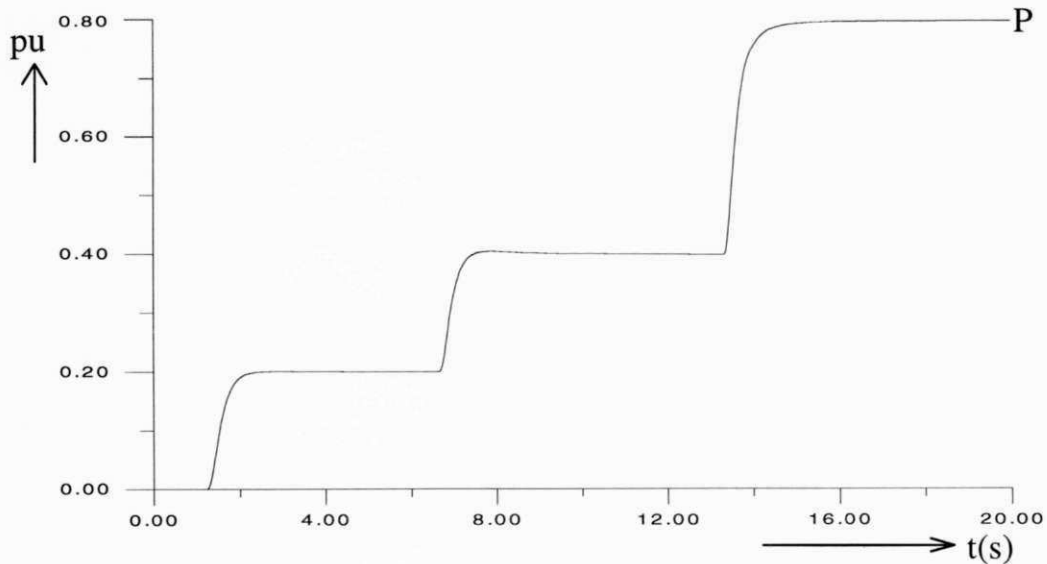


Figura 5.7 - Potência ativa gerada (P) do gerador c/ compensação no sistema de excitação $p/T_{max} = 0.8 p.u.$

A Figura 5.8 mostra o ângulo de carga que corresponde a potência necessária para equilibrar o aumento do torque mecânico (T_m) estabelecendo-se próximo dos 85° , dando assim uma margem aproximada de 5° na estabilidade.

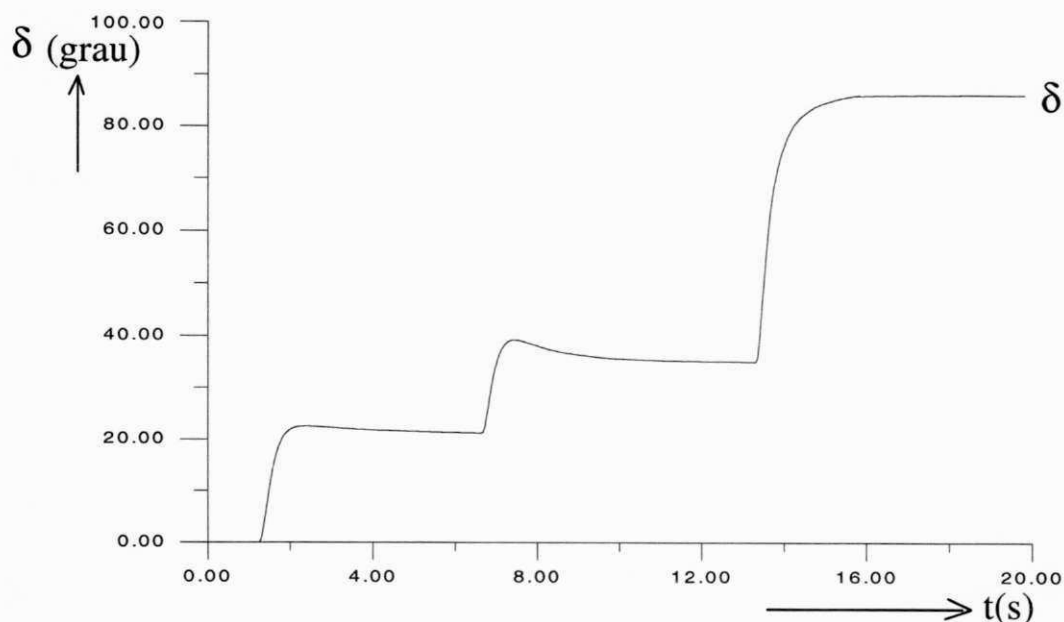


Figura 5.8 - Ângulo de carga (δ) com compensação no sistema de excitação $p/T_{mmax} = 0.8 p.u.$

5.3.1 - Curto circuito trifásico nas linhas transmissão

Para verificar a estabilidade do gerador com o novo sistema de compensação, aumenta-se o torque mecânico no eixo da turbina para valores de 70 %, e a seguir é provocado um curto-circuito trifásico nas linhas de transmissão com duração de 1 segundo. As Figuras 5.9 a 5.11 mostram o comportamento das várias grandezas envolvidas no processo de geração durante o transitório.

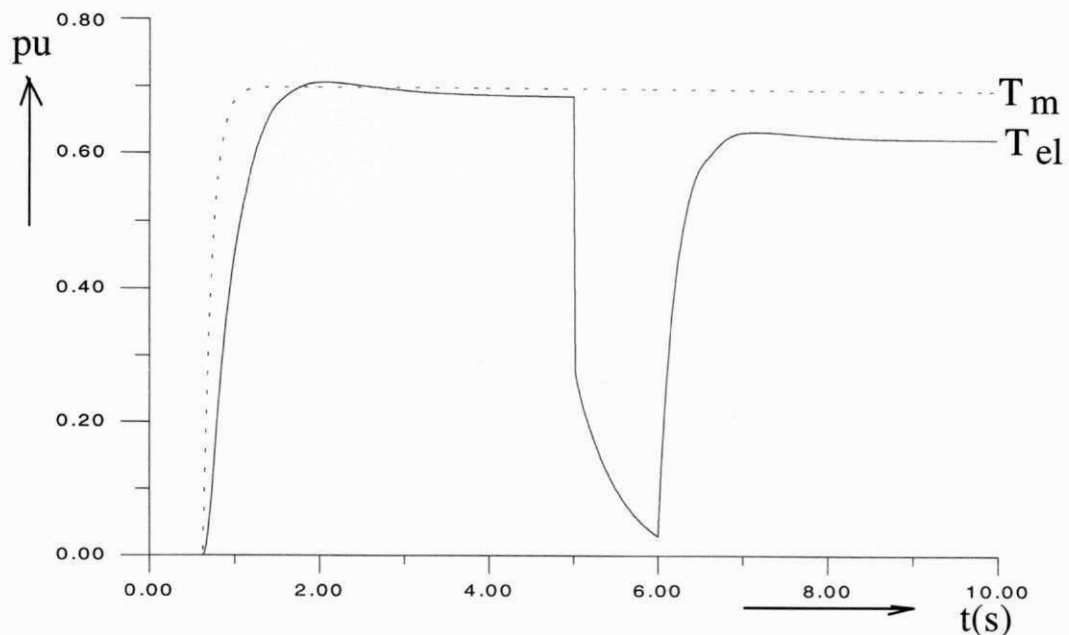


Figura 5.9 - Torque mecânico e torque elétrico para um curto circuito trifásico nas linha de transmissão $p/T_{mmax}=0.7$ p.u.

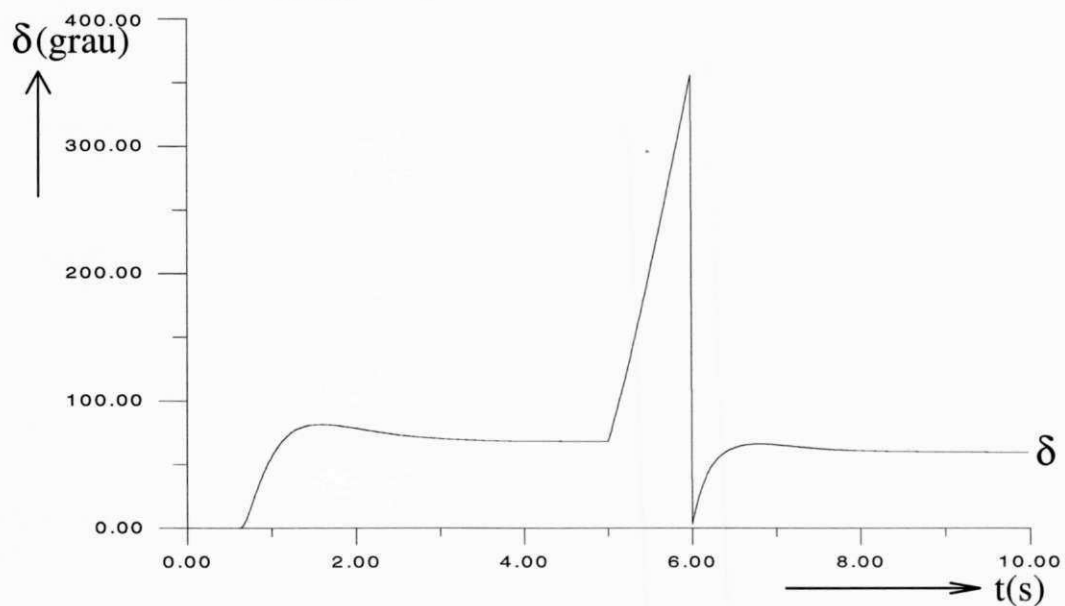


Figura 5.10 - Ângulo de carga para um curto circuito trifásico nas linha de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.

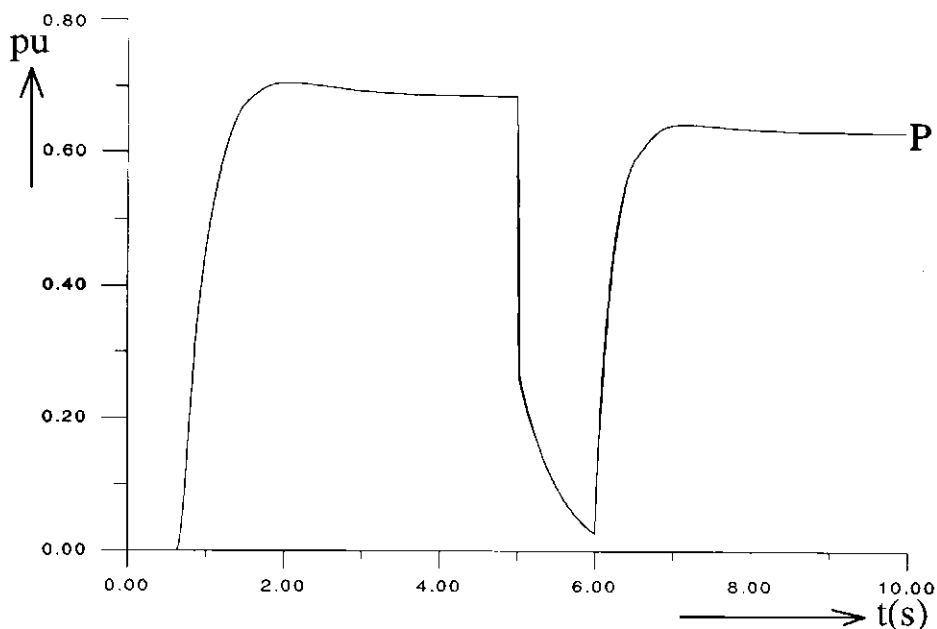


Figura 5.11 - Potência ativa gerada para um curto circuito trifásico nas linha de transmissão $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.

Nas Figuras 5.9 a 5.10 observa-se que o torque mecânico de entrada se mantém constante antes e após falha, o ângulo de carga cresce indefinidamente porque todo torque mecânico de entrada é utilizado na aceleração da máquina causando assim a perda de estabilidade durante o transitório do curto-circuito trifásico.

Na Figura 5.11 observa-se que nenhuma potência ativa é transmitida do gerador para a linha durante a ocorrência do curto-circuito trifásico.

5.4 - SISTEMA DISCRETO DE CONTROLE SUPLEMENTAR

São conhecidos vários tipos de controle discreto suplementar, para este estudo interessa apenas descrever, uma válvula de derivação do vapor de entrada da turbina (válvula de desvio). A válvula desvia o vapor da turbina durante a falha retirando o torque mecânico da turbina, também, ela permite que o torque mecânico esteja pronto para uma resincronização com o gerador com carga (Anderson et al, 1978).

Partindo deste princípio o torque mecânico pode ser diminuído rapidamente utilizando-se um sinal que tenha comportamento semelhante ao torque eletromagnético, no caso o sinal da corrente i_q . Este sinal atua sobre a válvula de desvio, permitindo que o vapor seja desviado rapidamente e a válvula de controle seja fechada, devido à diminuição de pressão de vapor na face da válvula de controle

(válvula que abre com alta pressão). Outro sinal que também pode ser utilizado é o sinal da potência ativa.

Este sistema suplementar evita que durante a falha o ângulo de carga aumente até os valores críticos e provoque a instabilidade. Na Figura 5.12 é sugerida uma forma de implementação para o sistema suplementar do controle proposto.

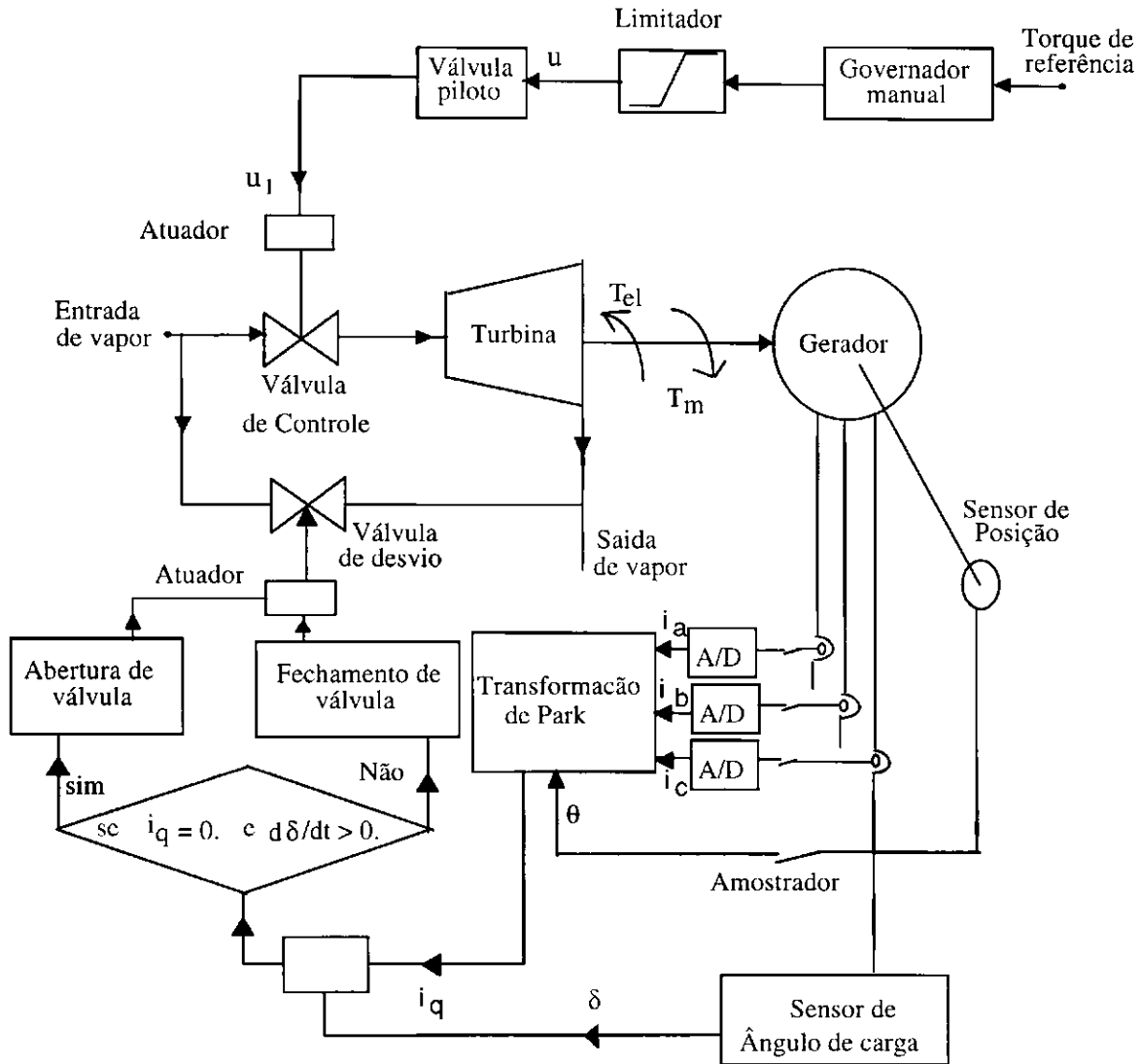


Figura 5.12 - Sistema com controle suplementar proposto

As Figuras 5.13 a 5.15 mostram que no instante do curto circuito o sinal de i_q atua diminuindo o torque mecânico, evitando que durante a falha o ângulo de carga aumente até os valores críticos e provoque a instabilidade na ausência do torque eletromagnético.

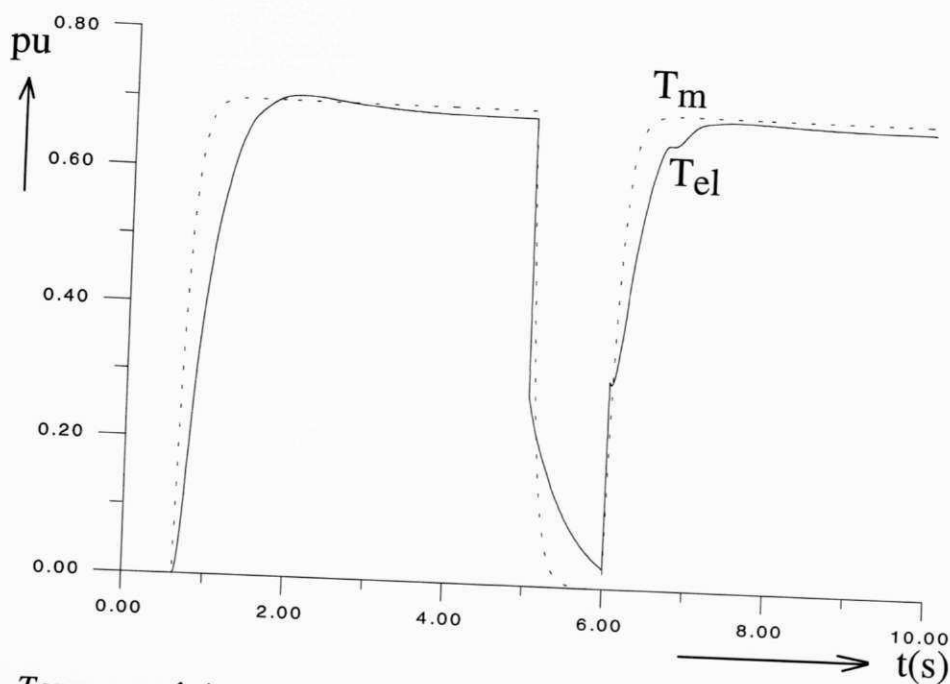


Figura 5.13 - Torque mecânico e torque eletromagnético com controle do torque mecânico no curto-circuito $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.

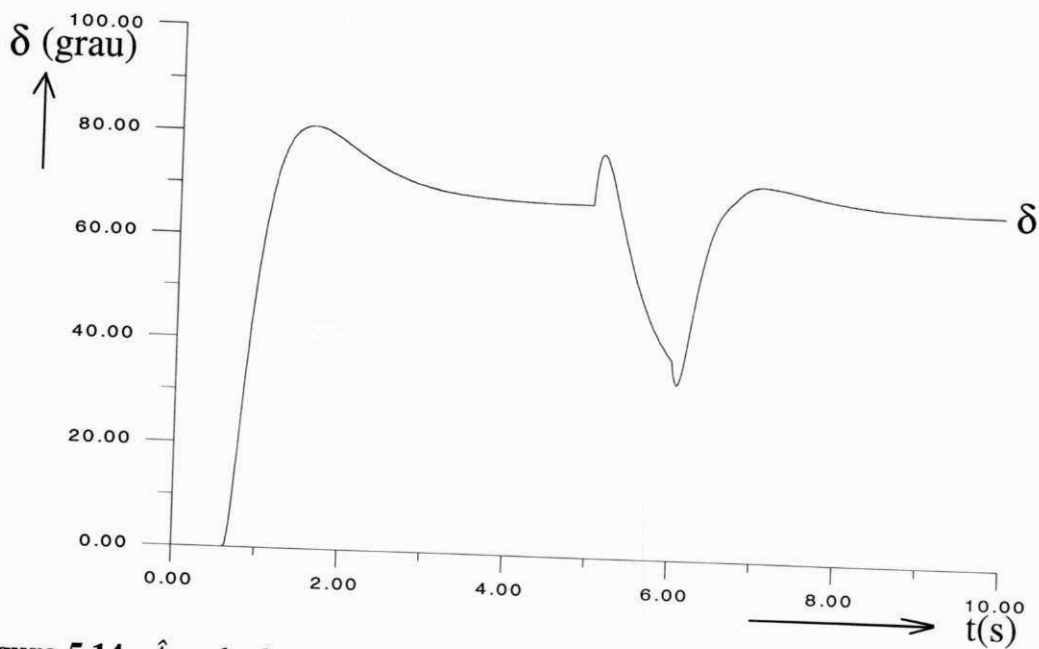


Figura 5.14 - Ângulo de carga com controle do torque mecânico no curto circuito $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.

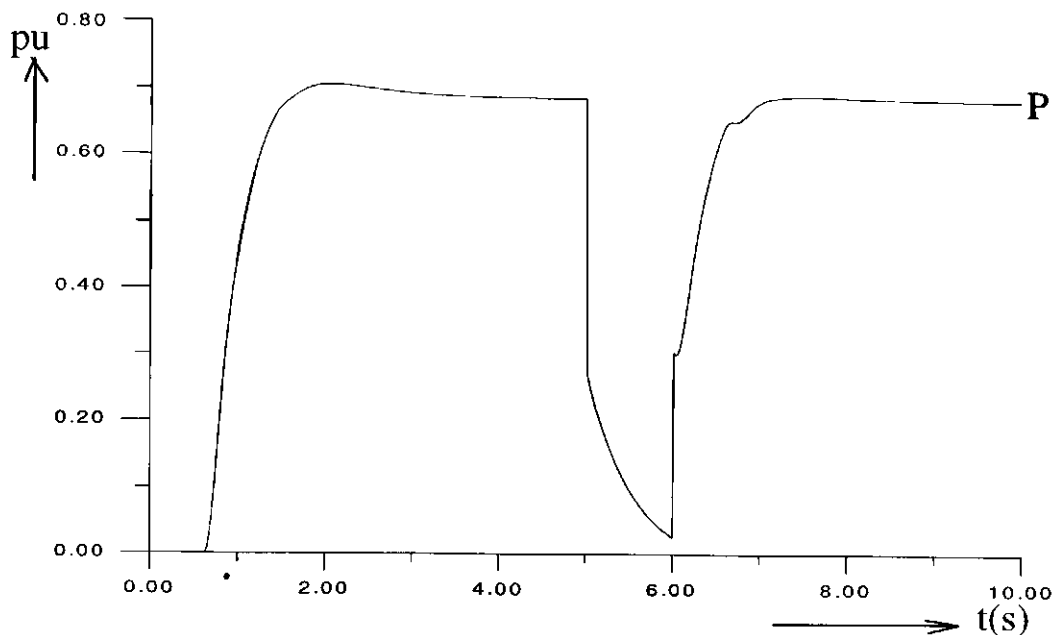


Figura 5.15 - Potência ativa com controle do torque mecânico no curto circuito
 $p/T_{mmax} = 0.7$ p.u.

5.5 - VIABILIDADE PRÁTICA DOS CONTROLES PROPOSTOS

A implementação dos controles propostos para otimização das atuais centrais elétricas é relativamente simples e econômica. As Figuras 5.1 e 5.12 mostram em diagramas de blocos uma forma de implementação dos controles propostos baseados em microprocessador.

Nota-se que, para realizar a compensação no sistema de excitação através da corrente i_q , é necessário apenas de um sensor de posição do rotor (encoder), para obter a corrente do eixo q (i_q) através da transformação de Park. Para obter a aceleração da máquina é necessário determinar o ângulo de carga através de um sensor de ângulo de carga.

5.6 - CONCLUSÃO

Neste capítulo é proposta uma forma de compensação no sistema de excitação, que permite que a tensão de referência seja ajustada em função do aumento do torque mecânico no eixo da turbina. Esta compensação permite que o gerador opere com capacidade máxima de conversão eletromecânica sem comprometer a vida útil da máquina, bem como a perda de estabilidade. Sem embargo, observou-se que esta compensação não garante a estabilidade quando a perturbação é mais severa, como por exemplo, um curto circuito trifásico para terra. Para resolver este problema foi proposto um controle discreto suplementar para estabilidade, este controle permite que o torque mecânico seja rapidamente diminuído na ocorrência de um curto-circuito.

Verificou-se que o desempenho do novo controlador de tensão através de vários modos de funcionamento do gerador é satisfatório. Isto é, para vários tipos de carregamento do gerador observou-se que a estabilidade não é mais comprometida quando o gerador opera fornecendo à rede de energia altas potências ativas.

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

6.1.- INTRODUÇÃO

Este trabalho enquadra-se na área de sistema de potência, e sub-área geração de energia, onde os principais temas desenvolvidos foram:

1) Desenvolvimento um programa na linguagem C++ que simula:

Um modelo matemático desenvolvido a partir das equações de Park e das aproximações de Hammons, do gerador ligado a um sistema de potência;

Um regulador manual da excitação do gerador e um regulador do torque mecânico da turbina;

Um controlador automático de tensão PI do gerador;

Uma compensação no sistema de excitação.

2) A partir do sistema de geração simulado foram desenvolvidos os seguintes estudos:

Estudo do efeito da subexcitação (excitação fixa) do gerador síncrono na estabilidade;

Estudo do efeito do controlador PI na estabilidade do gerador síncrono;

Um estudo para maximizar a conversão de energia com o gerador síncrono.

6.2 - CONCLUSÕES DA PESQUISA

O estudo apresentado neste trabalho trata basicamente, de um sistema de potência constituído de um gerador síncrono, acionado por uma turbina a vapor ligado a uma barra infinita através de um transformador e linha de transmissão. Este sistema simulado é característico quando se deseja realizar estudos de estabilidade.

O desenvolvimento de modelos matemáticos da máquina síncrona a partir do modelo de Park foram amplamente discutido neste trabalho. Estes modelos para simulação constituem uma ferramenta importante no desenvolvimento de sistemas de potência para estudos de estabilidade dinâmica. A inclusão da saturação nestes modelos foi de fundamental importância para a obtenção de resultados confiáveis. Isto porque, o equacionamento da saturação depende das condições de magnetização da máquina.

O aumento do torque mecânico no eixo da turbina, pode provocar perda de estabilidade, dependendo do nível de excitação na qual o gerador síncrono opera. Isto é, a excitação do gerador síncrono pode aumentar ou diminuir a capacidade real de conversão.

Para maximizar a conversão de energia mecânica em elétrica no gerador síncrono, isto é, levar o gerador a operar na sua máxima potência, é necessário que a excitação aumente em função do aumento do torque mecânico no eixo da turbina.

Para aumentar a excitação do gerador quando este opera com regulador de tensão, é necessário aumentar a tensão de referência de forma proporcional ao aumento de torque mecânico no eixo da turbina. Isto porque, um aumento da tensão de referência se traduz em um aumento da excitação.

Com a inclusão de uma compensação no sistema de excitação mostrou-se que o gerador opera com excelentes índices de excitação, conseqüentemente a capacidade de conversão eletromecânica de energia e margem de estabilidade são aumentadas.

Com a compensação no sistema de excitação verificou-se que:

1) Através de vários modos de funcionamento do gerador, o desempenho do controlador de tensão para vários tipos de cargas não é mais comprometida quando o gerador opera fornecendo à rede de energia altas potências ativas.

2) Este modo de operação permite otimizar a utilização do gerador no processo de conversão eletromecânica de energia. Assim a produção de energia elétrica pode ser incrementada utilizando-se a mesma capacidade já instalada.

Dependendo do tempo de duração do curto-circuito e da variação de potência ativa gerada, a perda de estabilidade do gerador pode ocorrer. Isto é, a perda de estabilidade pode ocorrer devido a aceleração da turbina, e esta aceleração por sua vez vai depender do nível de torque mecânico que esteja sendo aplicado no eixo da turbina.

Uma forma de evitar a perda de estabilidade ocasionada por curto-circuito ou desligamentos de grandes cargas, é desacelerando a turbina de uma forma rápida.

Com a compensação no sistema de excitação e com a ocorrência de um curto-circuito nas linhas de transmissão verificou-se que:

1) A ocorrência de um curto-circuito, mesmo que o sistema seja compensado não evita que o gerador síncrono perca estabilidade quando este opera fornecendo grandes cargas ativas.

2) O controle suplementar para a turbina através da corrente estatórica de eixo direto i_q resolve o problema da perda de estabilidade.

O modo de operação proposto neste trabalho permite otimizar a utilização do gerador no processo de conversão eletromecânica de energia e assegurar a operação do gerador em paralelo com o sistema de potência.

É importante ressaltar neste trabalho, que no modelamento do regulador de tensão não se leva em conta alguns dispositivos de proteção e sinais de estabilização, tais como limitadores de excitação mínima, limitadores de potência reativa e sinais estabilizadores para amortecimento das oscilações eletromecânicas ou outros sinais de compensação. Isto porque, estes dispositivos são agregados ao regulador de tensão no sentido de proteger o sistema de excitação do gerador síncrono. Logo, novos estudos poderão ser realizados considerando-se a inclusão destes dispositivos no sentido de aproximar ainda mais o sistema de excitação simulado com um sistema de excitação real.

As conclusões do sistema de compensação não podem ser estendidas para um sistema de múltiplas máquinas e multiáreas, devido a incerteza de como as máquinas se comportariam com respeito a estabilidade.

6.3 - SUGESTÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

Recomenda-se continuidade deste trabalho através da abordagem dos seguintes temas:

1) Implementação da compensação proposta neste trabalho num modelo reduzido de sistema de potência. Isto é, a implementação da compensação através de um sinal de corrente i_q no regulador de tensão digital do microgerador síncrono.

2) Estudo da maximização de energia elétrica com geradores síncronos com velocidades variáveis, tendo como máquina primária uma turbina eólica.

3) Implementação de um sistema de aquisição de dados que permita a obtenção das correntes e tensões no referencial rotórico através das transformações de Park.

4) Realizar estudos para maximizar a conversão com geradores síncronos com outros sinais de compensação, tais como: potência ativa, ângulo de carga, fator de potência.

5) Realizar estudos por simulação da influência na excitação do gerador já compensado levando-se em conta os dispositivos de proteção e estabilização tais como limitadores de excitação mínima limitadores de potência reativa e sinais estabilizadores para amortecimento das oscilações eletromecânicas.

6) Realizar um estudo por simulação para maximizar a conversão de energia com geradores síncronos operando em sistemas de potência de múltiplas máquinas e multiáreas.

A.1 - PARÂMETROS DO GERADOR

O modelo do gerador é descrito no capítulo 2. Os parâmetros e constante de tempo do gerador são mostrados na tabela A.1 que mostra os parâmetros do gerador fornecido pelo fabricante e a tabela A.2 mostra as constantes de tempo do gerador fornecido pelo fabricante.

Parâmetros do gerador	Símbolos	(Pu)
Resistência do estator	r_a	0.005
Resistência de campo do eixo d	r_{fd}	0.009
Resistência amortecedor do eixo d	r_{kd}	0.067
Resistência amortecedor eixo q	r_{kq}	0.067
Resistência da linha de transmissão	r_e	0.02
Reatância de dispersão de armadura	X_a	0.121
Reatância própria de campo	X_{fd}	0.166
Reatância amortecedor do eixo d	X_{kd}	0.122
Reatância amortecedor do eixo q	X_{kq}	0.122
Reatância magnetização do eixo d	X_{md}	1.81
Reatância magnetização do eixo q	X_{mq}	1.71
Reatância própria do eixo d	X_d	1.931
Reatância própria do eixo q	X_q	1.831
Reatância da linha de transmissão	X_e	0.33

Tabela A.1 Resistências e reatâncias do gerador

CONSTANTES DE TEMPO DO GERADOR	Símbolo	(p.u.)
Constante de tempo de circuito aberto transitória eixo d	T'_{d0}	0.551
Constante de tempo de curto-circuito transitória eixo d	T'_d	0.078
Constante de tempo de circuito aberto sub-transitória eixo d	T''_{d0}	0.010
Constante de tempo de curto-circuito sub-transitória eixo d	T''_d	0.007
Constante de tempo de circuito aberto sub-transitória eixo q	T''_{q0}	0.072
Constante de tempo de curto-circuito sub-transitória eixo q	T''_q	0.009
Constante de tempo do circuito amortecedor eixo d	T_{kd}	0.004

Tabela A.2 Constantes de tempo gerador

A.2 - CONSTANTES DA TURBINA E GOVERNADOR

A tabela A.3 mostra as constante de tempo da turbina e governador para simulação segundo Humpage(1967).

CONSTANTES DA TURBINA E GOVERNADOR	Símbolo	unidade
Constante de tempo entre governador e válvula de abertura	T_7	0.108 (s)
Constante de tempo entre governador e válvula de abertura	T_8	0.188 (s)
Constante de posição de abertura da válvula	G_3	1.42
Constante de tempo da turbina	T_g	0.49 (s)

Tabela A.3 Constantes de tempo turbina e governador

B.1 CRITÉRIO SOBRE O AMORTECIMENTO ÓTIMO

A função de transferência $G_O(s)$ obtida em (2.124), corresponde ao sistema planta e controlador em malha aberta. Isto é:

$$G_O(s) = \frac{1}{T_i s(1 + T_{pf}s)} \quad (B.1)$$

O módulo e fase de G_O é mostrada na Figura B.1.

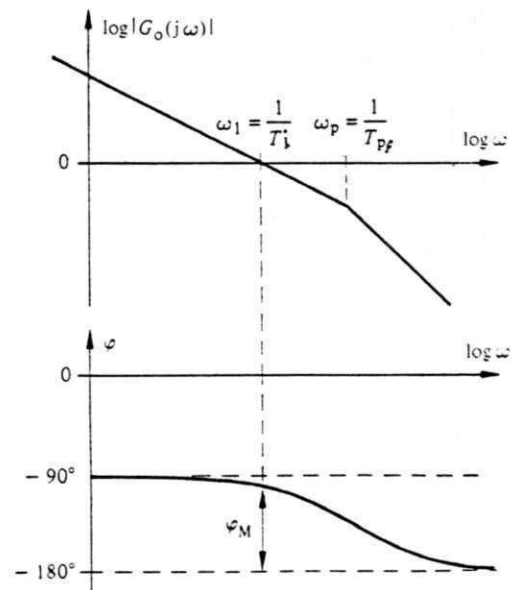


Figura B.1 Módulo e fase da resposta harmônica em malha aberta de G_O

A margem de fase em função de T_{pf}/T_i é representada na Figura B.2.

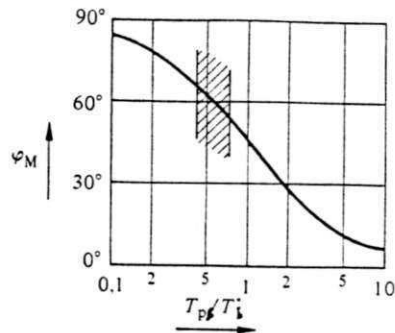


Figura B.2 Margem de fase para a resposta harmônica da Figura B.2

B.2.1 Resposta ao degrau em malha fechada

A resposta ao degrau da função de transferência $G_O(s)$ em malha fechada é dada pela Figura B.3, onde t_m é o tempo de subida e $\Delta\gamma'_{\max}$ e "overshoot" máximo.

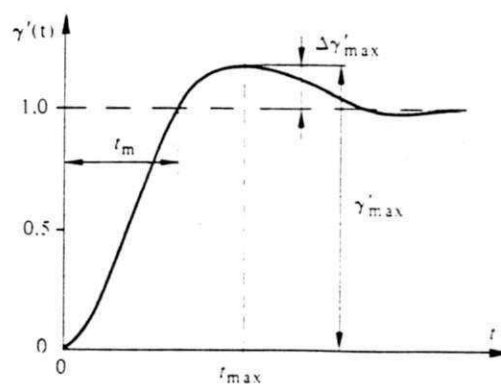


Figura B.3 Resposta ao degrau em malha fechada de G_O

A Figura B.4 mostra a relação entre $\Delta\gamma'_{max}$ e T_{pf}/T_i .

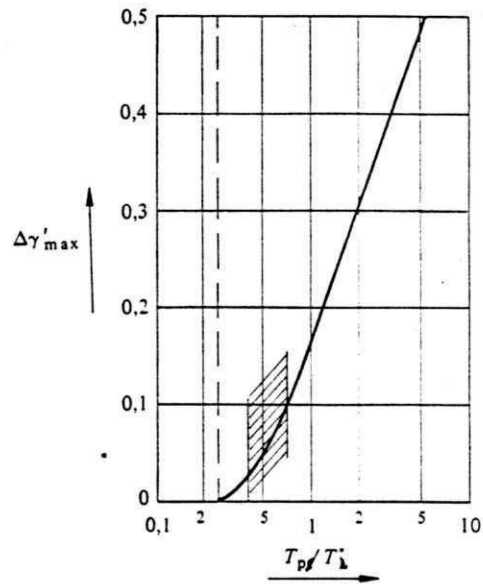


Figura B.4 "Overshoot" máximo ($\Delta\gamma'_{max}$) em função de T_{pf}/T_i

A Figura B.5 mostra a relação entre o tempo de subida (t_m/T_{pf}) e T_{pf}/T_i .

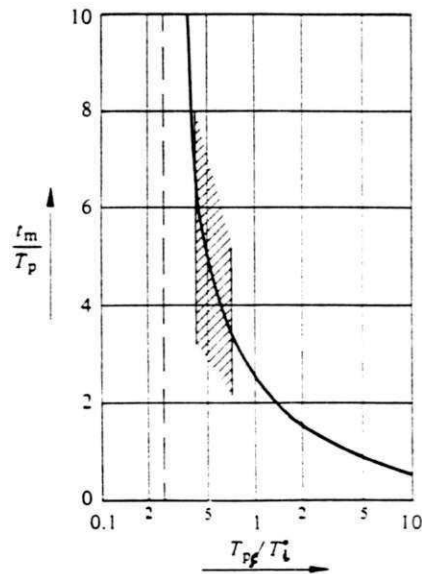


Figura B.5 Tempo de subida em função de T_{pf}/T_i

C.1 - SATURAÇÃO NA MAQUINA SÍNCRONA

Vários modelos matemático são utilizados para descrever o comportamento transitório da máquina síncrona, no entanto eles podem diferenciar em grau de complexidade e precisão, a maioria está baseada no modelo de Park. Nestes modelos a complexidade da representação fica por conta do fenômeno da saturação. A inclusão das considerações da saturação do gerador serão mostradas neste trabalho.

C.1.1 - Efeito da saturação

O valor de algumas indutâncias descritas no "anexo A" dependem da condição magnéticas da máquina tais como a saturação no ferro e os efeitos das correntes parasitas, especialmente nos rotores sólidos.

Neste estudo não pretendemos considerar o efeito das correntes parasitas e sim mostrar o fenômeno da saturação.

Os fluxos mútuos de magnetização (ϕ_{md} e ϕ_{mq}) são afetados pela saturação, isto que dizer que as indutâncias de magnetização L_{md} e L_{mq} não são constantes, isto é, dependem das correntes de campo e de armadura (i_d , i_q e i_f) e da saturação (Harley et al, 1980).

A maioria dos modelos do gerador síncrono considera as reatâncias de magnetização não saturadas aquelas fornecidas pelos fabricantes. Entretanto as reatâncias saturadas só podem ser expressas em função de fatores que dependem da saturação, isto é:

$$X_{mdu} = K_{ld} X_{md} \quad (C.1)$$

$$X_{mqu} = K_{lq} X_{mq} \quad (C.2)$$

onde X_{md} e X_{mq} são as reatâncias insaturadas fornecidas pelo fabricante

Os fluxos mútuos de magnetização são dados por:

$$\phi_{md} = X_{mdu}(-i_d + i_{fd} + i_{kd}) \quad (C.3)$$

$$\phi_{mq} = X_{mqu}(-i_q + i_{kq}) \quad (C.4)$$

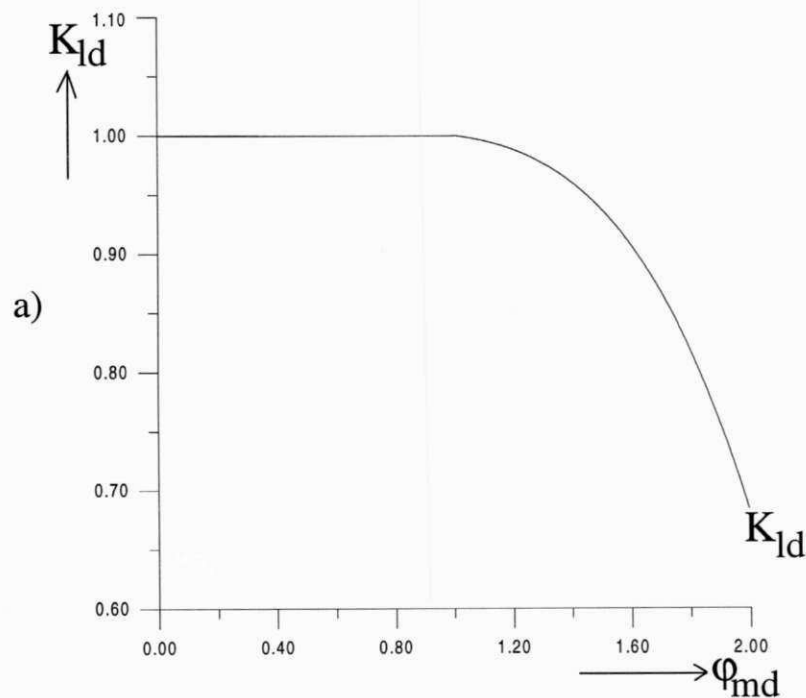
C.1.2 - Cálculo dos fatores de saturação

Para representar a saturação originada pela correntes estatóricas obtém-se uma expressão matemática para obter os fatores de saturação K_{ld} e K_{lq} em função dos fluxos φ_{md} e φ_{mq} (Harley et al, 1980). Isto é:

$$K_{ld} = 1.001 - 0.0138(w_s \varphi_{md}) + 0.0118(w_s \varphi_{md})^2 + 0.0445(w_s \varphi_{md})^3 - 0.0442(w_s \varphi_{md})^4 \quad (C.5)$$

$$K_{lq} = 0.997 + 0.035(w_s \varphi_{mq}) + 0.1041(w_s \varphi_{mq})^2 - 0.0475(w_s \varphi_{mq})^3 + 0.159(w_s \varphi_{mq})^4 \quad (C.6)$$

A Figura C1 mostra a curva de ajuste dos fatores a) K_{ld} e b) K_{lq} em função dos fluxos φ_{md} e φ_{mq} , utilizados no modelo matemático do gerador síncrono para representar o efeito da saturação originado pelas correntes i_d e i_q .



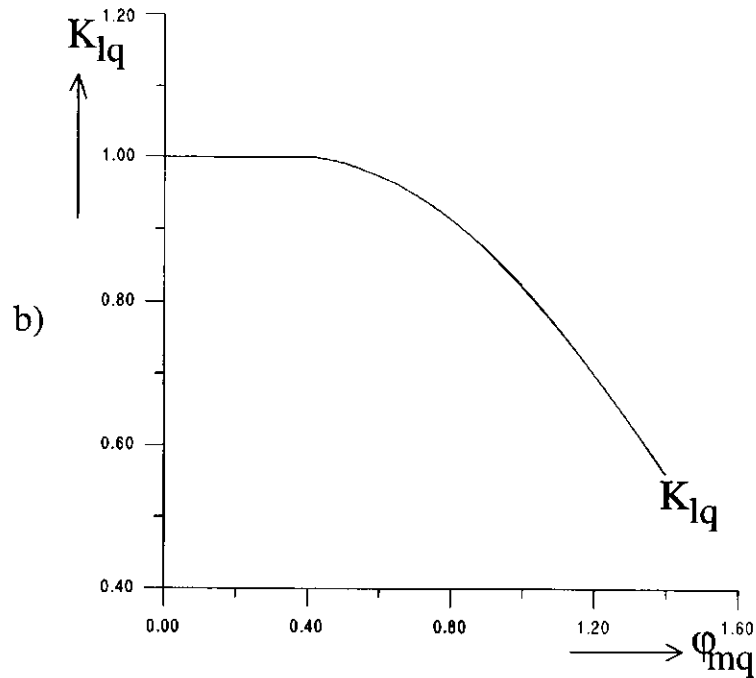


Figura C.1 - Fatores a) K_{ld} e b) K_{lq} em função dos fluxos Φ_{md} e Φ_{mq}

Para introduzir os efeitos da saturação são calculados a cada interação através do ajuste dos cálculos dos fatores K_{ld} e K_{lq} em função dos fluxos Φ_{md} e Φ_{mq} . Depois são atualizados os valores de X_d e X_q e as reatâncias subtransitorias X'_d , X''_d , X'_q e X''_q através das equações (2.42), (2.43), (2.44), (2.45), (2.46) e (2.47) descrito no capítulo 2.

Para representar a saturação existente na excitação da máquina síncrona originada pela corrente de campo, é calculado através de uma função exponencial (El-serafi, et al, 1988). Isto é:

$$E_{fd} = 1 \quad \text{se } V_{fd} \leq 1 \quad (\text{C.6})$$

$$E_{fd} = 1 + ag(1 - \exp(bg(V_{fd} - 1))) \quad \text{se } V_{fd} > 1 \quad (\text{C.7})$$

Onde ag e bg são as constantes de saturação no sistema de excitação do gerador síncrono, V_{fd} é a tensão de excitação e E_{fd} é a tensão induzida.

A Figura C.2 mostra a tensão de excitação do gerador em vazio, ajustada para representar o efeito da saturação originada pela corrente de campo.

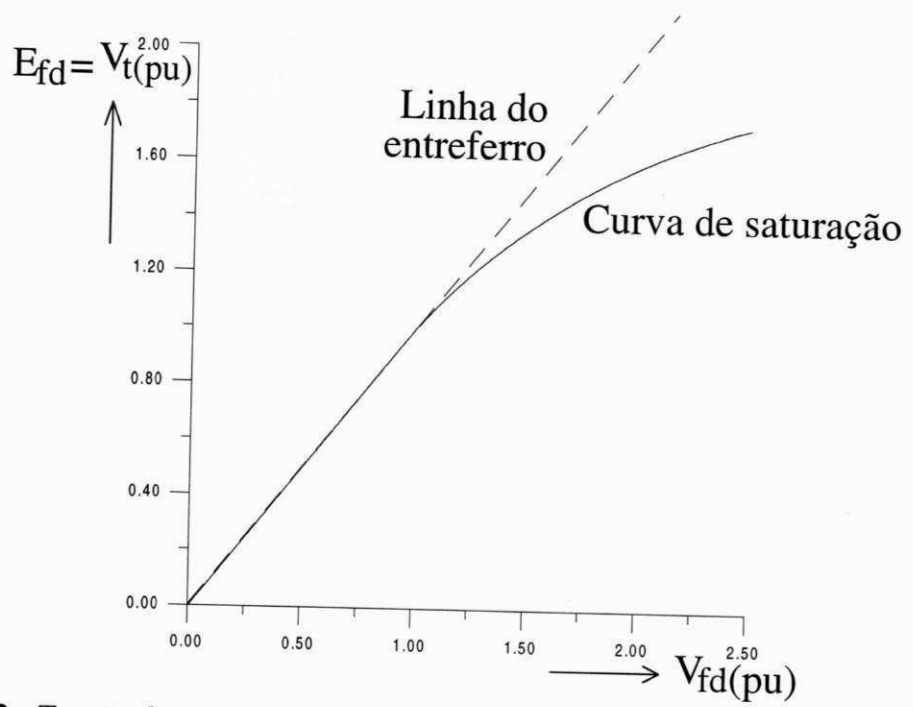


Figura C.2 - Tensão de excitação do gerador em vazio (V_{fd}) em função da tensão induzida (E_{fd})

BIBLIOGRAFIA

- Anderson, M. P. & Fouad, A. A. - (1977). "Power System Control and Stability", **The Iowa University Press, Iowa, USA.**
- Anderson, M. P. et alli. - (1978). "A Description of Discrete Supplementary Controls for Stability", **IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems**, vol. PAS-97, No 1, pp. 149-157, January/February 1978.
- Adibbi, M. M. & Milanicz, P. D. - (1994). "Reactive Capability Limitation of Synchronous Machine", **IEE Transaction on Power Systems**, vol. 9, No 1, pp. 29-40, february 1994.
- Adkins, B. - (1957) "General Theory of Electrical Machines", Chapman & Hall.
- Athay, M. T. - (1987). "Generation Scheduling and Control", **IEEE Proceedings**, vol. 75, No 12, pp. 1592- 1606, december 1987.
- Brandwajn, V. - (1980). "Representation of Magnetic Saturation in the Synchronous Machine Model in a Electro-Magnetic Transients Program", **IEEE transctions on Power Apparatus and Systems**, vol. PAS-99, No 5, pp. 1996-2001, Sept/ Oct 1980.
- Bühler, H. - (1979). "Electronique de Règlage et de Comande", **Editora Dunod.**
- Carpi Jr, R. S. - (1989). "Sistema de Excitação Siemens Confiabilidade e Versatilidade no Controle da Tensão de Geradores Síncronos", **Revista Siemens**, No IX 2/89, pp. 1-10, separata da edição de junho 1989.
- Chapman, J. S. - (1985). "Electric Machine Fundamentals", **McGraw-Hill Book Company.**
- Chatelain, J. - (1984). "Machines Électriques Tome 1-2", **Presses Polytechnique Romandes**, Tome 1 -2, Dunod.
- Choi, S. S. *et alli.* - (1991). "Effects of Underexcitation Limiters on Operation for Remote Generating Station ", **IEE Proceedings**, vol. 138, No 6, pp. 560- 566, November 1991.
- deMello, P. F. & Concordia, C. - (1969). "Concepts of Synchronous Machine Stability as Afected by Excitation Control", **IEEE Trans. Power App. Sys.** pp. 189-202, April 1969.
- deMello, P. F. & Nannett, N. L. - (1986). "Representatin of Saturation Synchronous Machine ", **IEEE/PES**, vol pwrs-1, pp. 8-18, November 1986.
- De Mello, A. F. - (1977). "Geradores Síncronos Curvas de Capacidade", **Publicações técnicas**, No. 2, pp. 41, Dezembro 1977.

Dandeno, P. L. *et alli.* - (1968). "Effect of High Speed Rectifier Excitation Systems on Generation Stability Limits", **IEEE Trans or Pas**, Vol. 87, No 1, January, pp. 190-201.

Eggeling, H. - (1976). "Control Characteristics for Synchronous Machines", **Brown Boveri Rev Baden**, pp. 682-687, November 1976.

→ El-Serafi, M. A. & Abdallah, S. A. - (1991). "Effect of Saturation on the Steady-State Stability of a Synchronous Machine Connected to an Infinite Bus System", **IEEE Transactions Energy Conversion**, vol. 6, No 3, pp. 515-521, September 1991.

El-sherbiny, K. M. & El-serafi, M. A. - (1982). "Analysis of Dynamic Performance Saturated Machine and Analog Simulation " **IEEE Transactions on Apparatus and Systems**, vol PAS -101, No 101, pp. 1899- 1906, July 1982.

Elgerd, I. O. - (1970).", **Electric Energy Systems Theory**", **McGraw-Hill Book Company**, Nova Iorque E.U.A., 1970.

Flett, P. F. - (1991). "Silicon Control Algorithms for Brushless Permanent Magnet Synchronous Machines", **Analog Devices, Inc.**, Intelligent Motion, June 1991 Proceedings.

Ghandakly, A. M. & Kronegger, P. - (1987). "Digital Controller Design Method for Synchronous Generator Excitation and Stabilizer Systems Part I: Methodology and Computer Simulation", **IEE Transaction on Power Systems**, vol. Pwrs-2, No 3, pp. 633- 637, August 1987.

Goswami, K. S.- (1971). "Synchronous-Machine Sudden 3-Phase Short-Circuit" **Proc. IEE**, vol. 118, No 10, pp. 1459-1466, October 1971.

Jaeger, D. E. - (1992). "Modeling of the Saturated Synchronous Machine", **IERE Workshop on "New Issues in Power System Simulation"**- Caen (France), pp. 89-96, March 1992.

Haller, W. - (1970). "Excitation Limit Controllers for Synchronous Generators", **Brown Boveri Rev.**, pp. 60-65, February 1970.

Hammons, J. T. & Parsons, J. A. - (1971). "Design of Micro Alternator for Power-System-Stability investigations", **IEE Proceedings**, vol. 118, No 10, pp. 1421- 1441, October 1971.

Hammons, J. T. & Winning, J. D. - (1971) "Comparisons of Synchronous Machine Models in the Study of Transient Behavior of Electrical Power Systems", **IEE Proceedings**, vol. 118, No 10, pp.1442- 1458, October 1971

Hammons, J. T. - (1974). "Micro-Synchronous-Generator System for the Simulation of Large Turbo-Generators with the-Axis and Conventional Excitation Systems", **R.G.E. Tome 83**, No 12, pp. 843-857, December 1974.

- Harley, M. Sc. *et alli.* - (1980) "Comparative Study of Saturation Methods in Synchronous Machine Models", **IEE Proc.**, vol. 127, No 1, pp. 1 - 7, January 1980.
- Heffron, G. W. & Phillips, A. R. - (1952). "Effect of a Modern Amplidyne Voltage Regulator on Underexcited Operation of Large Turbine Generators", **Trans. Amer. Inst. Elect. Engrs.** vol 72, Appendix III, pp 692-697, 1952.
- Humpage, D. W. *et alli.* - (1967). " Digital-computer Methods in Dynamic-response Analyses of Turbogenerator Units.", **PROC. IEE**, vol. 114, No. 8, pp. 1115-1130, August 1967.
- Kimbark, E. W. - (1956). "Synchronous Machines", **Wiley and London, Chapman and Hall**, N. York, USA, 1956.
- Lesenne, J. & Notelet, F. & Segulier, G. - (1981) "Introduction à L'électrotechnique Approfondie", **Technique et Documentation**, Paris France, 1981.
- Maniçoba, D. A. (1982). "Estudo de Estabilidade Transitória de Sistema de Potência Usando o Método Direto de Lyapunov", **Tese de Mestrado COPELE/DEE/CCT/UFPB**, Campina Grande-PB, Agosto 1982.
- McClimont, R. K. *et alli.* - (1968). "Experience with High Speed Rectifier Excitation Systems", **IEEE. Trans. on PAS**, Vol. 87, No 6, June 1968.
- Montero, L. R. R. & Jacobina, C. B. & Mota, S. W. - (1994). "Regulador de Tensão digital para geradores Síncronos", **Anais do 10º CBA e 6 Claca - PUC-RJ**, Rio de Janeiro, Brasil, Tomo II, pp. 1183-1188, 1994.
- Montero, L. R. R. - (1995). "Monitorização e Controle em Tempo Real Baseados em Microcomputador para um Microgerador Síncrono e Motor CC", **Tese de Doutorado COPELE/DEE/CCT/UFPB**, Setembro 1995.
- Montero, M. R. & Montero, L. R. R. & Mota, S. W. - (1996). "Estudo para Maximizar Conversão de Energia de Geradores Síncronos", **Induscon-96, IEEE-Industry Applications Society**, Conferência Sobre Aplicação de Eletricidade na Indústria, FAAP São Paulo, Brasil Tema 3, Agosto 1996.
- Ojo, O. J. & Lipo, T. A. - (1989). "An Improved Model for Saturated Salient Pole Synchronous Motors", **IEEE Transactions on Energy Conversion**, vol 4, No 1, pp. 135-142, March 1989.
- Oliveira, M. E. S. - (1989). "Modelling of Synchronous Machines for Dinamic Studies with Different Mutual Couplings Direct Axis Windings", **IEEE Transactions on Energy Conversion**, vol 4, No 4, pp. 591-599, December 1989.

- Park, H. R. - (1929). "Two- Reaction Theory of Synchronous Machines — Part I", **AIEE, Trans. Amer. Inst. Elect. Engrs.**, vol. 48, No 2, pp. 716-728, 1929.
- Palaniappan, G. R. & Vithayathil, J. - (1980). "A Control Strategy for Reference Wave Adaptive Current Generation", **IEEE Transactions on Industrial Electronics and Control Instrumentation**, vol. 27, No. 2, pp. 92-96, May 1980.
- Ribeiro, R. J. - (1991). "Minimum Excitation Limiter Effects on Generator Response to System Disturbances", **IEEE Transactions on Energy Conversion**, vol. 6, No. 1, p 29-35, March 1991.
- Sauer, W. P. - (1992) "Constraints on Saturation Modeling in ac Machines" **IEEE Transactions on Energy Conversion**, vol. 7, No 1, pp. 161-167, March 1992
- Sen, C. P. - (1989). "Principles of Electric Machine and Power Electronic", **John Wiley & Sons.**, 1989.
- Siemens Aktiengesellschaft, - (1986). "Introducción al Control Electrónico", **Marcombo, S. A.** Barcelona, España