

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**William Seal da Silva**

**Nova Estrutura para o Limitador de Subexcitação UEL usado em  
Sistemas de Excitação**

**Dissertação submetida ao Programa de Pós-  
Graduação em Engenharia Elétrica como parte dos  
requisitos para obtenção do Título de Mestre em  
Ciências em Engenharia Elétrica.**

**Área de Concentração: Sistemas Elétricos de  
Potência.**

**Orientador: Prof. Dr. Pedro Paulo de Carvalho  
Mendes**

**Co-orientador: Prof. Dr. Claudio Ferreira**

**Novembro de 2013  
Itajubá**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM  
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**William Seal da Silva**

**Nova Estrutura para o Limitador de Subexcitação UEL usado em  
Sistemas de Excitação**

Tese aprovada por banca examinadora em 13 de novembro de 2013, conferindo ao autor o título de ***Mestre em Ciências em Engenharia Elétrica***

**Banca Examinadora:**

Prof. Dr. Pedro Paulo de Carvalho  
Mendes

Prof. Dr. Claudio Ferreira

Prof. Dr. Ronaldo Rossi

Prof. Dr. Zulmar Soares Machado Júnior

**Itajubá  
2013**

## AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus pela força e fé, que vem transformando cada obstáculo em minha vida em desafios que tenho vencido a cada dia.

Agradeço à minha família o apoio incondicional que me motivou, compreendeu a minha ausência, confiou, torceu e acreditou.

Aos colegas da UNIFEI em particular do GESis, na pessoa de Cibele Cassiano, da Pós Graduação, na pessoa de Magda Abranches e da CHESF que compartilharam incentivo, ajuda e uma grande amizade.

Ao professor Pedro Paulo pela valiosa orientação, paciência e incentivo na elaboração deste trabalho.

Aos professores Cláudio e Marangon pelo apoio e oportunidades de aprendizado.

À Companhia Hidroelétrica do São Francisco – CHESF que, através da Superintendência de Manutenção, assegurou a infra-estrutura necessária para sua realização.

## RESUMO

As unidades geradoras têm como elemento de controle para sua tensão de saída um equipamento denominado de sistema de excitação. O sistema de excitação possui entre outros componentes o regulador de tensão. Este último, ao longo dos anos, tem se modificado não só na sua arquitetura básica como também na tecnologia empregada nos seus vários elementos. Assim, os reguladores de tensão mais modernos são formados por elementos que: controlam automaticamente a tensão de saída dos geradores; limitam a corrente de excitação a níveis suportáveis definidos pelos fabricantes; limitam a corrente do estator da unidade a valores que não ultrapassem níveis críticos e limitam a operação dos mesmos de tal forma que os mantêm trabalhando dentro de curvas definidas por parâmetros de projeto, conhecidas como curvas de capacidade. Um controlador que limita a operação da unidade geradora em regime permanente, dentro do contorno das curvas de capacidade, é o limitador de subexcitação conhecido como *Under Excitation Limiter* - UEL. O presente trabalho tem como objetivo básico apresentar uma nova estrutura para estes limitadores de forma a trazer mais segurança não só para o sistema elétrico, como também para a unidade geradora a ele conectada. Há vários anos não são apresentadas novas estruturas para este tipo de limitador. A arquitetura aqui proposta, leva em consideração as técnicas já estudadas, ensaios de campo que validam a resposta e eficácia do método bem como experiências de campo.

**ABSTRACT**

Every generator unit has an excitation system for controlling terminal voltage. Over the years, the basic architecture and technology of voltage regulators – one of the components of the excitation system – has changed. Thus, modern voltage regulators automatically control the terminal voltage and limit the excitation current to the acceptable levels set by the manufactures. Likewise, they limit the stator current unit to levels which keep the stator operating within curves defined by design parameters, known as capability curve. The under excitation control limiter (UEL) are intended to limit the operation of the generator within its continuous capability curve. This paper is aimed at presenting a new basic structure for these limiters so as to increase security both in the power system and the generator unit connected to it. For several years, new structures are not shown for these limiters. The architecture here proposed takes into account past techniques and field tests that validate the response and effectiveness of this new structure, as well as field experiences.

SUMÁRIO	
CAPÍTULO 1.....	1
INTRODUÇÃO .....	1
CAPÍTULO 2.....	3
REVISÃO DA LITERATURA .....	3
CAPÍTULO 3.....	9
CURVA DE CAPACIDADE.....	9
CAPÍTULO 4.....	29
SISTEMA DE EXCITAÇÃO .....	29
4.1 - Introdução .....	29
4.2 – Regulador eletro-mecânico de ação indireta.....	32
4.3 – Regulador de ação direta .....	37
4.3.1 – Componentes do regulador de ação direta .....	38
4.4 – Regulador Elétrico.....	43
4.5 – Regulador Eletrônico.....	44
4.6 – Modelos matemáticos de sistema de excitação .....	46
4.6.1 – Excitatriz.....	47
4.6.2 - Amplificador.....	51
4.6.3 - Estabilizador.....	52
4.6.4 – Modelos padronizados IEEE .....	53
CAPÍTULO 5.....	62
LIMITADOR DE SUBEXCITAÇÃO .....	62
5.1 – Introdução .....	62
5.2 – Condições Anormais de Operação de um Gerador Síncrono .....	63
5.3 – Relé de Perda de Excitação.....	64
5.4 – Estabilizador de Sistema de Potência (ESP ou PSS).....	79
5.5 – Nova filosofia para o limitador de mínima excitação - UEL .....	87
5.6 – Ensaio realizados no limitador UEL proposto.....	95
CAPÍTULO 6.....	104
CONCLUSÕES .....	104
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....	106
ANEXO I .....	108
CERTIFICADO .....	108

---

ANEXO II .....	109
GERADORES.....	109
AII. 1 – Introdução.....	109
AII. 2 – Descrição de uma Máquina Síncrona.....	110
AII. 3 - Equações Básicas .....	113
AII. 3.1 - Fluxo e Enlace de Fluxo na Armadura .....	113
AII. 3.2 - Equações de Tensão .....	115
AII. 3.3 - Equações de Tensão em Componentes d, q, 0 (Equações de Park).....	116
AII. 3.4 - Conjugado de Potência.....	117
AII. 4 - Comportamento das Máquinas Síncronas (Operação em Regime Permanente) .....	118
AII. 4.1 – Saturação Desprezada .....	118
AII. 4.2 – Operação em Circuito Aberto.....	123
AII. 4.3 - Efeito da Saturação .....	124
AII. 4.4 - Saturação em Máquinas de Pólos Salientes.....	125
AII. 5 - Modelos das Máquinas.....	127
AII. 5.1 - Máquinas de Pólos Salientes sem Amortecedores .....	127
AII. 5.2 - Máquinas de Pólos Salientes com Amortecimento .....	131
AII. 6 - Conceito de Estabilidade (Máquinas Idealizadas) .....	134
AII. 6.1 - Relação Potência - Ângulo.....	135
AII. 6.2 - Potência de Saída.....	140
AII. 6.3 - Estabilidade em Regime Permanente.....	141
AII. 6.4 - Critério de Igualdade das Áreas.....	142
AII. 7- Curva de Capacidade .....	144
ANEXO III .....	147
SISTEMA DE REGULAÇÃO DE VELOCIDADE .....	147
AIII. 1 – Introdução.....	147
AIII. 2 – Regulador Isócrono .....	149
AIII. 3 – Regulador com Queda.....	156
AIII. 4 – Regulador com Estatismo Transitório .....	163
AIII. 5 – Regulador PID .....	167
AIII. 6 – Análise do regulador com máquina acoplada ao sistema de potência .....	171

## Lista de Figuras

Figura 2. 1 - Diagrama de bloco funcional do sistema de excitação/regulador de tensão com limitador de subexcitação. ....	4
Figura 2. 2 - Aplicação do UEL dual, em um sistema usina/subestação .....	5
Figura 2. 3 - Diagrama de bloco do UEL dual.....	6
Figura 2. 4 Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 1 .....	7
Figura 2. 5 - Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 2 .....	7
Figura 2. 6- Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 3 .....	8
Figura 3. 1– Diagrama fasorial correspondente à equação (3.1).....	13
Figura 3. 2– Diagrama fasorial correspondente à equação (3.2).....	14
Figura 3. 3– Curva do limite teórico de estabilidade. ....	18
Figura 3. 4– Curva Limite Teórico de Estabilidade levando-se em conta $X_d$ e $X_q$ . .....	19
Figura 3. 5– Traçado prático da Curva do Limite Teórico de Estabilidade. ....	20
Figura 3. 6– Curva do Limite Teórico de Estabilidade com valor mínimo de $E_f$ . 21	
Figura 3. 7– Curva de capacidade geral.....	22
Figura 3. 8– Curva de capacidade da UHE Paulo Afonso III. ....	23
Figura 3. 9– Curva de capacidade da UHE Paulo Afonso IV.....	24
Figura 3. 10– Curva de capacidade da UHE Luis Gonzaga. ....	25
Figura 3. 11– Curva de capacidade da UHE Xingó. ....	26
Figura 3. 12– Curva de capacidade da UHE Boa Esperança.....	27
Figura 3. 13– Curva de capacidade da UHE Funil. ....	28
Figura 4. 1 – Configuração física de um sistema de excitação.....	31
Figura 4. 2 – Regulador eletromecânico de ação indireta. ....	33
Figura 4. 3 - Regulador de ação indireta. ....	36
Figura 4. 4 – Sistema mecânico do regulador de ação direta.....	38
Figura 4. 5 – Montagem da mola e motor do regulador de ação direta. ....	39
Figura 4. 6 – Controle do motor do regulador de ação direta. ....	39
Figura 4. 7 – Duplo reostato do regulador de ação direta.....	41
Figura 4. 8 – Dashpot do regulador de ação direta. ....	42
Figura 4. 9 - Gráfico do regulador eletro-mecânico de ação direta.....	43



Figura 4. 10– Diagrama esquemático de um sistema de excitação com regulador de tensão digital. ....	46
Figura 4. 11 – Excitatriz operando em vazio.....	48
Figura 4. 12 - Curva de saturação em vazio.....	48
Figura 4. 13 – Diagrama de blocos correspondente à equação 4.17. ....	50
Figura 4. 14 – Curva de saturação da excitatriz. ....	51
Figura 4. 15 – Diagrama de blocos de um amplificador.....	52
Figura 4. 16 - Função de transferência da equação (4.21).....	53
Figura 4. 17 – Diagrama de blocos geral para um sistema de excitação / regulador de tensão.....	53
Figura 4. 18 – Representação de sistema de excitação com regulador e excitatriz de ação contínua – IEEE tipo 1. ....	54
Figura 4. 19 – Representação de um sistema de excitação com retificação rotativa – IEEE tipo 2.....	55
Figura 4. 20 – Representação de sistema de excitação estático com fonte terminal de tensão e corrente – IEEE tipo All.....	55
Figura 4. 21 – Representação do sistema de excitação de ação não contínua - IEEE tipo 3.....	56
Figura 4. 22– Modelo do sistema de excitação / regulador de tensão, da usina de Xingó (CHESF). ....	57
Figura 4. 23 – Unidade de medição e seleção de erro. ....	58
Figura 4. 24 – Diagrama de blocos do regulador de tensão da usina de Xingó.....	58
Figura 4. 25 – Modelo da excitatriz da usina de Xingó. ....	59
Figura 4. 26 – Tensão Terminal extraída das simulações em computador. ....	60
Figura 4. 277 – Tensão Terminal medida nos terminais da máquina. ....	60
Figura 4. 288 – Tensão de Campo extraída das simulações em computador... ..	61
Figura 4. 29 – Tensão de Campo medida no campo da máquina. ....	61
Figura 5. 1 – Trajetória da perda de campo e relé de proteção.....	65
Figura 5. 2 – Característica de torque no diagrama R-X. ....	67
Figura 5. 3 – Linha de transmissão típica com relé de proteção seletivo. ....	67
Figura 5. 4 – Lugar geométrico das cargas. ....	68
Figura 5. 5 - Proteção direcional de distância tipo "mho".....	69
Figura 5. 6 – Característica e ajuste do relé 40.....	69
Figura 5. 7 – Diagrama R-X.....	70

---

Figura 5. 8 – Representação correta do eixo das correntes.....	71
Figura 5. 9 – Representação do diagrama P-Q.....	72
Figura 5. 10 – Sobreposição dos diagramas das figuras 5.7, 5.8 e 5.9.....	73
Figura 5. 11 - Diagrama de admitância.....	75
Figura 5. 12 - Critério do circuito estator: característica de pick-up no diagrama de admitância. ....	76
Figura 5. 13 - Características da proteção de subexcitação no plano de admitância. ....	77
Figura 5. 14 – Diagrama de admitância de um gerador.....	78
Figura 5. 15 – ESP com sinal de velocidade e potência, idéia básica.....	84
Figura 5. 16 – ESP de potência acelerante. ....	84
Figura 5. 17 – Diagrama de blocos de um ESP de potência acelerante.....	85
Figura 5. 18 – Diagrama básico de um sistema de excitação. ....	87
Figura 5. 19 – Características estáticas para UEL. ....	88
Figura 5. 20 – Diagrama para simulação da característica circular. ....	89
Figura 5. 21 – UEL misturado ao RT por um somador. ....	90
Figura 5. 22 – UEL misturado ao RT por um seletor. ....	91
Figura 5. 23 – Resposta da potência reativa a uma variação em rampa para o UEL 1, curva 1 e para o UEL 2, curva 2. ....	92
Figura 5. 24 – Desempenho do UEL com PSS – Registro da potência reativa. ....	92
Figura 5. 25 – Teste de campo do UEL tipo 2. ....	93
Figura 5. 26 – Curva de capacidade com as características estáticas do novo UEL.....	94

---

**Lista de Abreviatura**

A	Ampère
CHESF	Companhia Hidroelétrica do São Francisco
D	Coeficiente de amortecimento
Ef	Tensão aplicada ao campo da máquina síncrona
ESP	Estabilizador de sistema de potência
F.E.M	Força eletromotriz
F.M.M	Força magnetomotriz
F.P.	Fator de potência
Hz	Hertz
H	Constante de inércia da máquina
la	Valor instantâneo da corrente na fase A
lb	Valor instantâneo da corrente na fase B
lc	Valor instantâneo da corrente na fase C
IEEE	Institute of Electrical and Electronic Engineers
If	Corrente aplicada ao campo da máquina síncrona
Ip	Corrente ativa da máquina síncrona
Iq	Corrente reativa da máquina síncrona
LOE	Loss-of-excitation
M	Momento cinético das massas girantes
MEL	Minimum ExcitationLimiter
MVA	Mega-volt-ampère
MW	Megawatt
N	Rotação

ONS	Operador Nacional do Sistema Elétrico
P	Potência ativa
PI D	Proporcional – Integral – Derivativo
PSS	Power system stabilizer
PU	Por unidade
Q	Potência reativa
R.P.M.	Rotação por minuto
RT	Regulador de tensão
S	Potência aparente
SCR	Retificador Controlado de Silício
SEP	Sistema elétrico de potência
Te	Torque ou conjugado elétrico
TC	Transformador de corrente
Tm	Torque ou conjugado mecânico
TP	Transformador de potencial
Ts	Coefficiente de torque sincronizante
UAS	Usina de Apolônio Sales
UBE	Usina de Boa Esperança
UEL	Under excitation limiter
UFL	Usina de Funil
ULG	Usina de Luis Gonzaga
UPE	Usina da Pedra
UPL	Usina Piloto
USD	Usina de Paulo Afonso II
USQ	Usina de Paulo Afonso IV

UST	Usina de Paulo Afonso III
USU	Usina de Paulo Afonso I
UXG	Usina de Xingó
V	Volt
Vref	Tensão de referência para o regulador de tensão
Vt	Tensão terminal
Xd	Reatância síncrona de eixo direto, não saturada
X'd	Reatância transitória de eixo direto, não saturada.
Xq	Reatância síncrona de eixo em quadratura, não saturada
X'q	Reatância transitória de eixo em quadratura não saturada
$\delta_m$	Ângulo de carga

## CAPÍTULO 1

### INTRODUÇÃO

Os limitadores de subexcitação UEL (*Under Excitation Limiter*), nomenclatura adotada pelo IEEE – *Institute of Electrical and Electronic Engineers* são elementos de controle usados nos Reguladores de Tensão, parte integrante dos Sistemas de Excitação, com a finalidade de manter a unidade geradora operando dentro dos limites estabelecidos pelo fabricante. Estes limites são fornecidos em forma de uma curva chamada de curva de capacidade do gerador.

Poucos artigos são apresentados focando este tema. Desde a década de 1980, até a presente data, os trabalhos neste assunto são voltados para a interação entre este limitador e outros sistemas como os Estabilizadores de Sistemas de Potência (PSS) e Relés de Perda de Excitação (LOE).

O presente trabalho propõe uma nova filosofia e estrutura para a aplicação dos UELs, tornando o mesmo mais robusto e com maior flexibilidade de ajuste, de forma que sua interação com o PSS e LOE introduza menos instabilidade a operação da unidade geradora e reduzindo ao máximo a ocorrência de desligamento indesejáveis das mesmas.

Uma característica importante a ser ressaltada é que além da interação com o PSS e com o LOE, esta nova estrutura pode também interagir com os sistemas que alimentam os serviços auxiliares da planta, de forma que estando as unidades geradoras conectadas ao Sistema Elétrico de Potência, estes limitadores, quando do seu funcionamento normal, ou seja, sem defeito, evitem que o gerador reduza a tensão nos seus terminais ao ponto de sensibilizar os relés de subtensão associados e provoquem um desligamento dos mesmos que pode contribuir para uma degradação no Sistema Elétrico de Potência e provocar um *blackout* em áreas específicas.

Outro ponto importante a ser levado em conta com esta nova estrutura é com relação à remuneração paga às empresas geradoras de energia que podem fornecer ao Sistema Elétrico, potência reativa, para um melhor controle das tensões das barras. Esta nova arquitetura otimiza o ajuste do limitador de subexcitação, permitindo que o gerador forneça potência reativa, aproveitando melhor os contornos da curva de capacidade.

O texto está estruturado da seguinte forma: No capítulo 2 é apresentada uma revisão da literatura, destacando o estado da arte do limitador UEL, desde sua primeira utilização até o último modelo apresentado como padrão pelo IEEE. No capítulo 3 é mostrado com detalhes o traçado das curvas de capacidade e algumas curvas de geradores pertencentes às usinas da CHESF – Companhia Hidroelétrica do São Francisco, localizadas no nordeste do Brasil. O capítulo 4 apresenta uma explicação detalhada dos sistemas de excitação e reguladores

de tensão, responsáveis pelo controle da tensão de saída dos grupos geradores, com ênfase no seu desenvolvimento tecnológico e modelos utilizados em estudos sistêmicos. No capítulo 5 é discutido o limitador de subexcitação e mostrada a proposta da dissertação. No capítulo 6 estão as conclusões finais. No anexo I é apresentado o certificado emitido pelo CIGRÉ/XV ERIAC de primeiro lugar dentre as Contribuições do Comitê de Estudos A1. No anexo II, é feita uma breve explicação sobre geradores suas equações básicas, operação e modelos. No anexo III, é feita uma apresentação detalhada sobre sistemas de controle de velocidade, seus avanços e modelos utilizados para estudos computacionais.

## CAPÍTULO 2

### REVISÃO DA LITERATURA

No início da utilização dos Reguladores Automáticos de Tensão, para máquinas síncronas, os limitadores não faziam parte das estruturas dos mesmos.

As primeiras aplicações de limitadores de subexcitação (UEL – underexcitation limiter, nomenclatura adotada pelo IEEE-Standard) em Reguladores Automáticos de Tensão tinham como premissa básica evitar a diminuição da tensão de campo ou corrente de campo abaixo de um valor pré-definido.

Este princípio não levava em consideração o valor da potência gerada pela máquina nem a tensão terminal da mesma. Entretanto, todo gerador deve trabalhar dentro dos seus limites de estabilidade, ou seja, dentro da curva de capacidade, que é fornecida pelo fabricante do conjunto turbina/gerador.

Esta filosofia foi abandonada e, em 1939, surgiu à primeira aplicação de um UEL baseado na potência ativa gerada pela máquina. Com este esquema foi possível ajustar o limitador tanto para cargas pesadas como para cargas leves. O principal problema era a transdução do sinal da potência ativa que se degradava com sujeira, umidade e calor excessivo. Também contribuiu para a busca de métodos mais precisos o aumento e a complexidade da operação dos Sistemas Elétricos de Potência e a tendência de se operar os mesmos perto do fator de potência unitário e na região de subexcitação.

Para atender tais requisitos, em 1947, foi projetado e instalado o primeiro limitador de subexcitação que tinha como sinais de entrada para processamento a tensão terminal e a corrente de armadura da unidade geradora [Rubenstein et al., 1954].

Este limitador foi conhecido como limitador de subexcitação de corrente reativa. A figura 2.1 mostra o diagrama de bloco funcional de um Sistema de Excitação com um UEL.



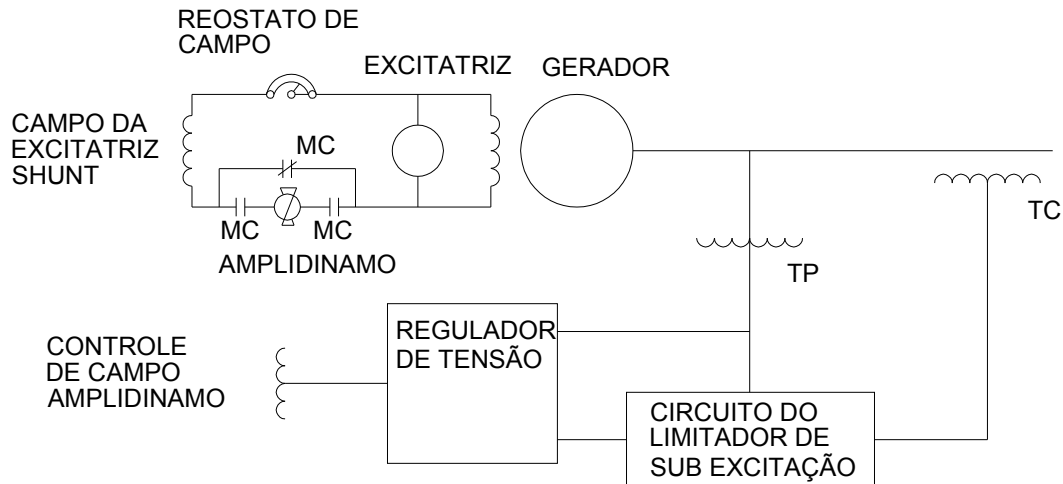


Figura 2. 1 - Diagrama de bloco funcional do sistema de excitação/regulador de tensão com limitador de subexcitação.

Seu funcionamento está baseado no valor da corrente reativa da unidade geradora, quando a máquina for subexcitada e a corrente da mesma ultrapassar um valor pré-determinado. Nesta situação, o limitador atua no sentido de reajustar o regulador de tensão para evitar que a unidade geradora trabalhe na região de instabilidade. Pelo diagrama de bloco da figura 2.1, a corrente reativa e a corrente ativa são obtidas pela medição da tensão terminal e pela corrente de armadura da unidade geradora.

A expressão matemática deste tipo de limitador é:

$$k_1 I_q = k_2 V_t - k_3 I_p \quad (2.1)$$

Onde:

$I_q$  = Corrente Reativa

$I_p$  = Corrente Ativa

$V_t$  = Tensão Terminal

$k_1, k_2, k_3$  = Constantes de Ajustes

Este modelo é aplicado até os dias atuais. Vários estudos foram realizados e alguns critérios de ajustes foram propostos, mas a filosofia original foi mantida.

Mantendo o mesmo modelo matemático surgiu em 1980 uma nova idéia para redução de custos e otimização da atuação dos UEL's.

Após o surgimento do UEL baseado na medição do par P/Q (potência ativa / potência reativa), como entrada para o processamento do limitador, todos os reguladores de tensão eram fornecidos com este tipo de limitador. A atuação do UEL convencional é baseada em que o mesmo deva garantir a estabilidade em todas as condições operacionais da máquina, ou seja, o seu ajuste tem que atender as mais extremas contingências. Entretanto os estudos mostraram uma situação restritiva, para as condições normais do sistema, quando todas as linhas de transmissão estão em serviço e algum distúrbio de pequeno porte acontece. Com este foco foi então criado o conceito de limitador dual (Landgren,1980), para atender as várias contingências sistêmicas.

Na figura 2.2, é mostrado um caso de arranjo físico de uma usina com sua respectiva subestação onde a implantação do UEL dual tem comportamento favorável para algumas contingências.

Para ajustar este tipo de UEL são necessárias várias simulações até que seja possível a atuação do limitador sem prejudicar a estabilidade do sistema associado.

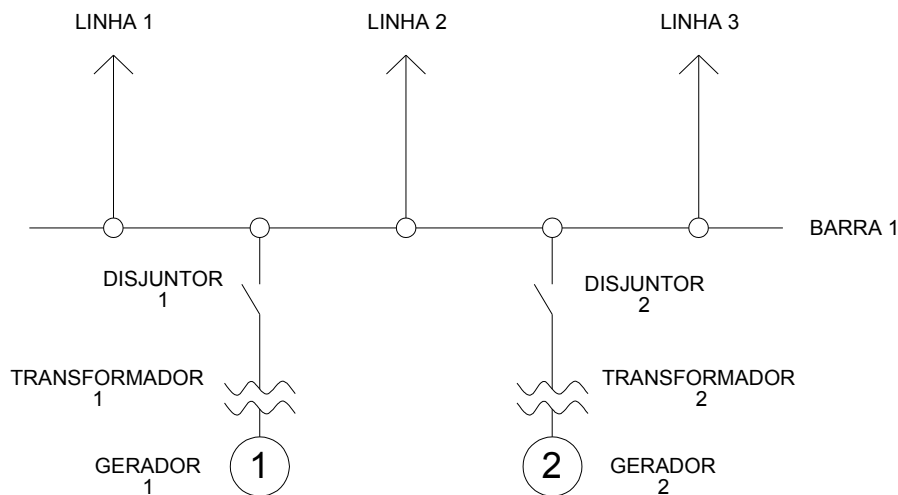


Figura 2. 2 - Aplicação do UEL dual, em um sistema usina/subestação

Para atender aos requisitos de dualidade para o UEL, foi criado então o modelo de limitador com o diagrama de bloco funcional da figura 2.3.

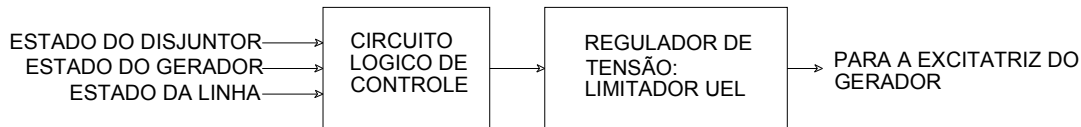


Figura 2. 3 - Diagrama de bloco do UEL dual

Este tipo de limitador atua de forma convencional no regulador de tensão, só que o circuito lógico de controle tem em sua entrada de processamento o estado do disjuntor da unidade geradora, o funcionamento do gerador e o estado das linhas de transmissão associadas. A depender do estado destes sinais de entrada o circuito lógico impõe duas ações ao UEL, ou seja, Limite 1 e Limite 2, que serão aplicados a unidade geradora, conforme o tipo de configuração dos elementos, do conjunto usina/subestação.

Este tipo de aplicação foi usado durante muito tempo. Porém alguns estudos mostram que a sua aplicação generalizada não era viável, principalmente quando os sistemas de potência começaram a trabalhar de forma interligada e alguns elementos adicionais de controle começaram a fazer parte integrante do regulador de tensão como, por exemplo, os Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESP ou PSS).

Visando então uma padronização tanto para o fornecimento dos reguladores de tensão como para os modelos matemáticos usados pelas empresas nas modelagens matemáticas dos seus sistemas de controle de tensão, uma força tarefa do Subcomitê de Sistemas de Excitação do IEEE criou três modelos de UEL's [IEEE 1995], e que são largamente usados até os dias atuais.

Esses modelos são, em capítulo específico, objetos de comparação para a definição de uma proposta mais abrangente de UEL, para aplicação em máquinas síncronas. Os modelos apresentados pelo subcomitê foram uma síntese do que havia no mercado, ofertado pelos diversos fabricantes de sistemas de excitação.

Foi verificado que embora os UEL's possam utilizar vários tipos de sensores para os sinais de entrada e vários processamentos desses sinais, a sua concepção básica é, em todos os três casos, uma combinação da corrente de armadura da máquina, potência ou corrente ativa, potência ou corrente reativa e a tensão terminal da mesma.

O primeiro modelo proposto pela força tarefa do IEEE, modelo tipo UEL 1, está representado na figura 2.4, pelo seu diagrama de bloco geral.

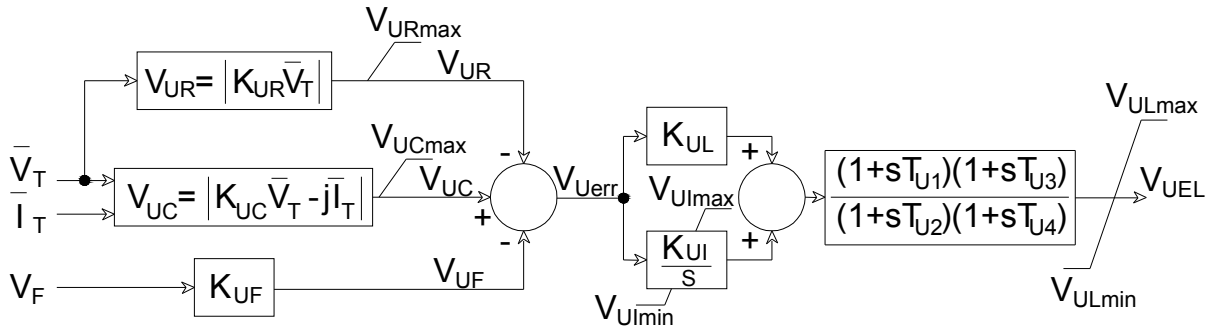


Figura 2. 4 Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 1

Os fasores de entrada  $\bar{V}_T$  e  $\bar{I}_T$  representam as tensões e as correntes de armadura da máquina síncrona. O sinal de erro deste limitador ( $V_{Uerr}$ ) passa por um bloco amplificador tipo PI, dando assim ao mesmo uma ação proporcional e integral com ajuste de tempo de estabilização, ou seja, o mesmo não tem uma ação instantânea. A característica estática deste tipo de UEL é uma função circular, quando a mesma é plotada em termos de diagrama PxQ.

Aparece na figura 2.4 um bloco adicional que tem como entrada a tensão de campo da máquina síncrona. Este sinal poderá em alguns casos ser usado para melhorar o amortecimento das oscilações.

O segundo modelo proposto, o UEL 2, está representado na figura 2.5. Neste caso pode ser observado que os sinais de entrada a serem processados são um pouco diferentes do primeiro modelo.

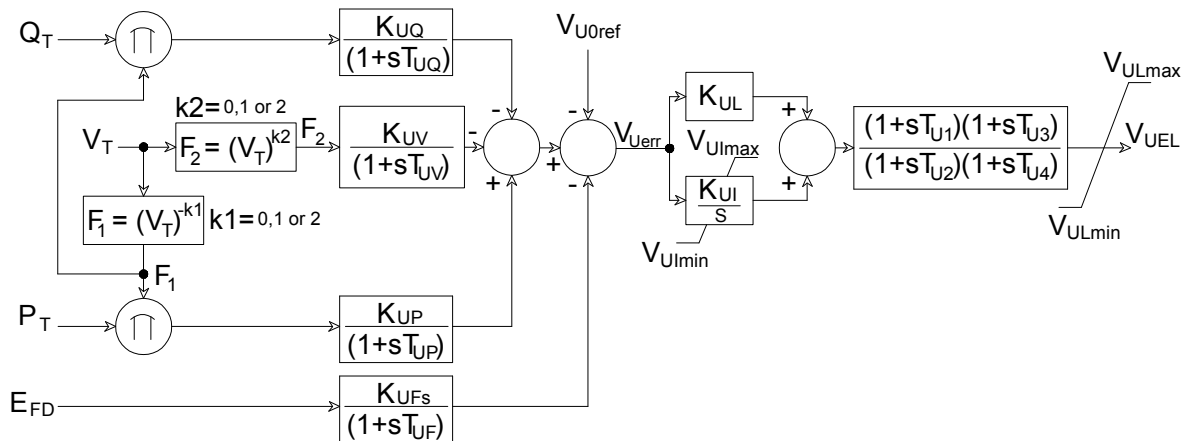


Figura 2. 5 - Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 2

Para este modelo os sinais de potência ativa, de potência reativa e da tensão terminal da máquina, são processados pelos blocos que definem a característica estática do limitador e depois comparados com uma tensão de referência interna ao limitador  $V_{Uref}$ . Iguamente ao modelo anterior o sinal de erro  $V_{Uerr}$ , passa por um estágio amplificador do tipo PI, antes de entrar na malha principal de regulação. A característica estática deste modelo é uma reta, quando a mesma é plotada em termos de diagrama PxQ.

O modelo UEL 3, representado na figura 2.6, tem como sinais de entrada a serem processados, os mesmos que os do modelo UEL 2.

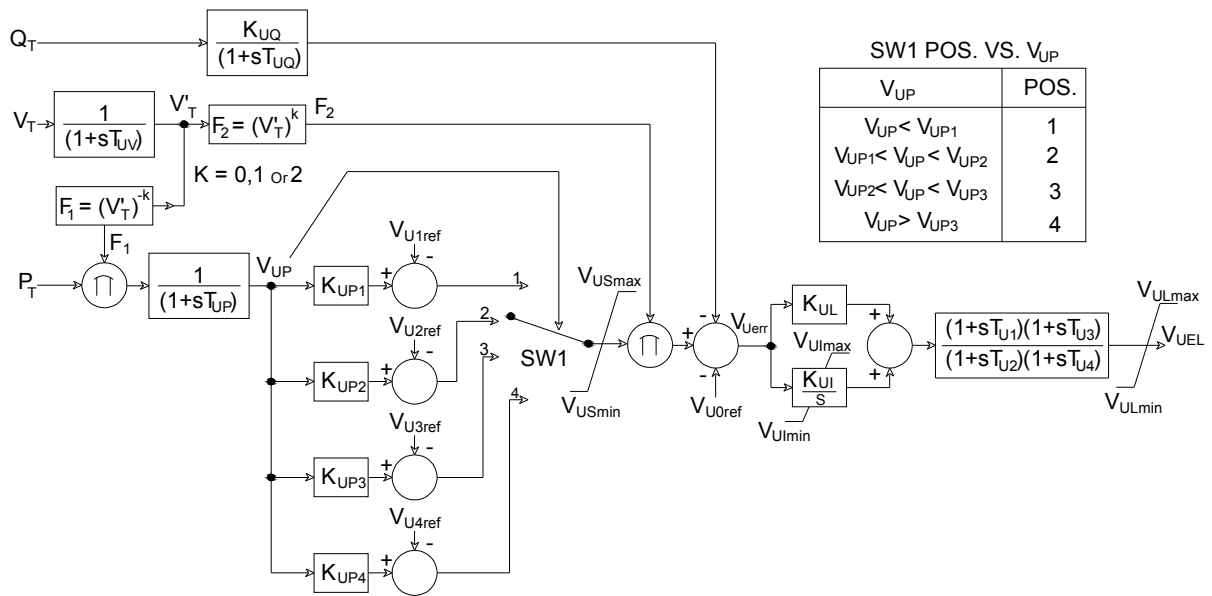


Figura 2. 6- Diagrama de bloco geral do modelo tipo UEL 3

A única diferença entre esses modelos é que ao invés de se ter o limite estático dado por um único segmento de reta, o arranjo adotado pelo IEEE foi a combinação de vários segmentos de reta, com isso adequando a esta característica um contorno possível, bem próximo ao da curva de capacidade da unidade geradora.

Estes três modelos são até os dias atuais recomendados pelo IEEE, para aplicações práticas nos fornecimentos dos sistemas de excitações e nas simulações para estudos de estabilidade do sistema elétrico de potência, quando se faz necessária a aplicação de limitadores do tipo UEL.

## CAPÍTULO 3

### CURVA DE CAPACIDADE

Uma vez conceituado os limites operacionais em regime permanente dos Geradores Síncronos visto no anexo sobre geradores, deve-se então visualizar essas limitações de uma maneira prática, usando o conceito de curvas e denominando de Curvas de Capacidade ou Capabilidade.

As curvas de capacidade das Máquinas Síncronas podem ser definidas como os contornos de superfícies, no plano P x Q (Potência Ativa x Potência Reativa), dentro dos quais o carregamento das respectivas máquinas poderá ser feito satisfatoriamente e de acordo com os limites admissíveis para sua operação em regime permanente contínuo [Miranda et al 1983] .

Geralmente, as curvas de capacidade são constituídas por diversos trechos, cada qual referente a um dos fatores que limitam a capacidade admissível da máquina.

Existem partes da curva em que a operação é preferível e até mesmo mais adequada. Entretanto, nem sempre é possível operar uma máquina síncrona nas condições mais apropriadas e sim há de se levar em consideração às características do Sistema Elétrico de Potência o SEP, de que faz parte. Assim, há necessidade de se conhecer a curva de capacidade em toda sua extensão, de modo a se poder utilizar o equipamento em toda gama de suas reais possibilidades.

As Curvas de Capacidade são traçadas tanto para Geradores como para Motores. Entretanto o presente trabalho limita-se a apresentar apenas as curvas de capacidade dos geradores síncronos e de pólo saliente. A Curva de Capacidade de um Gerador Síncrono é traçada com base nos valores de projeto e valores admissíveis de perda, que por sua vez são função da tensão de operação (fluxo resultante no entreferro). Por conseqüência, não existe uma única curva de capacidade para um dado gerador e sim uma família de curvas tendo como parâmetro a tensão terminal de operação. Como a tensão terminal de operação de um gerador é uma grandeza que não deve se afastar muito do seu valor nominal, no presente trabalho são traçadas apenas as curvas de capacidade para a tensão terminal nominal de operação para cada gerador correspondente, ou seja, 1 pu de  $V_t$ . A freqüência será sempre constante e igual ao valor nominal de 1 pu, que para o caso do Sistema Elétrico de Potência Brasileiro, o valor é de 60 Hz.

Alguns dos pontos bastante relevantes a serem abordados são os fatores que limitam a capacidade de um gerador síncrono. Os principais fatores são aqueles estabelecidos pelos níveis de perdas toleráveis, decorrentes do carregamento da máquina, que influenciam decisivamente na produção de calor e na conseqüente elevação de temperatura de trabalho, não só da máquina como um todo, mas, principalmente, de partes específicas. O sistema de refrigeração da máquina, que atua retirando o calor produzido pelas perdas, determina a

estabilização da temperatura de trabalho dos diversos pontos da máquina dentro de limites fixados pelo tipo do material isolante utilizado nos enrolamentos. Qualquer elevação das perdas e, em consequência, da temperatura além desses limites, provocará o envelhecimento precoce do material isolante ou até mesmo a sua destruição.

As perdas vinculadas como carregamento dos geradores são as perdas do ferro e do cobre, sendo estas últimas ocorrendo individualmente no rotor e no estator.

Assim para cada máquina existem limites pré-estabelecidos no projeto para as perdas, de vez que a efetividade do sistema de refrigeração é também limitada.

As perdas do ferro dependem do fluxo magnético resultante na máquina, que por sua vez está ligado à tensão de operação. Assim, o valor da tensão de trabalho está intimamente ligado com o nível de perdas do ferro tolerável, sendo esta a razão pela qual a curva de capacidade depende do valor da tensão.

Por outro lado, as perdas do cobre do estator dadas por  $ra.Ia^2$ , obviamente, dependem do valor da corrente estatórica, em consequência, existe um valor de corrente do estator  $Ia$  permissível, além da qual a operação não é conveniente.

Normalmente esta limitação é estabelecida indiretamente pela potência aparente ( $S$  expressa em KVA), permissível, obtida pelo produto da tensão nominal com a corrente máxima admissível.

Por sua vez, também o circuito de campo possui a sua limitação de perda no cobre dado por  $rf.If^2$ , impondo assim um limite máximo para a corrente de campo. Como se sabe, a corrente de campo  $If$  cria a chamada força eletromotriz (f.e.m.), de excitação  $Ef$ , que estará limitada a um máximo admissível em função do limite de aquecimento do enrolamento de campo. Sob tensão terminal  $Vt$  fixada, e a um dado valor de corrente do estator, um gerador síncrono necessita de tanto maior f.e.m. de excitação, quanto mais indutivo for o fator de potência (F.P.). Sendo assim, para o máximo valor de corrente de estator tolerável, e sob tensão nominal, existe um valor de F.P. indutivo abaixo do qual seria exigido um valor de f.e.m. superior ao limite fixado pela máxima corrente de campo aceitável. Por esta razão é que os geradores síncronos possuem como elemento definidor de suas características nominais, além da potência aparente, o fator de potência (F.P. ou  $\cos\Phi$ ), o qual deve ser entendido como valor limite (indutivo) abaixo do qual o gerador não poderá fornecer a potência aparente permissível, sob pena de sobreaquecimento. É conveniente ter em mente que este limite é fixado pelas perdas no cobre do circuito de campo.

Além das perdas, existem outros fatores que podem limitar as condições de operação dos geradores síncronos, embora não sejam de caráter absolutamente geral. A sua presença, na curva de capacidade, fica a depender das características particulares de cada máquina, podendo ou não influenciar na operação permissível.

Por exemplo, a potência elétrica que um gerador pode entregar diretamente a uma barra é regida pela relação  $P = f(\delta)$ , sendo  $\delta$  o ângulo de potência, normalmente obtido do deslocamento angular entre a f.e.m. de excitação  $E_f$  e a tensão terminal da máquina  $V_t$ , quando se despreza a resistência de armadura do gerador. Para certas condições de tensão  $V_t$  e f.e.m. de excitação fixados, existe uma máxima potência que pode ser transferida pelo gerador, a qual ocorre a um ângulo  $\delta_m < 90^\circ$ . Este máximo valor de potência é chamado de limite estático de estabilidade teórica e depende do valor da excitação. Valores de potência superiores ao máximo não poderão ser convertidos pelo gerador e entregue a barra, pois, qualquer tentativa nesse sentido, levaria o gerador à perda de sincronismo, como será visto no anexo referente a geradores.

Por outro lado, valores de f.e.m. de excitação pequenos, correspondentes a condições de operações sob fatores de potência fortemente capacitivos, poderão levar um gerador para posições iguais ou próximas do limite de estabilidade, o que não deve ser permitido.

Deste modo, é possível existirem regiões em que, embora os limites de perdas sejam satisfatórios, em decorrência dos baixos valores de excitação, o gerador seja levado para uma área de instabilidade, condição esta, naturalmente inaceitável. Por isso, poderá haver trechos das curvas de capacidade, determinados pelo limite de estabilidade e pelo mínimo de excitação aceitável.

Por último, tem-se que um gerador síncrono é um conversor de potência da forma mecânica para a forma elétrica. A máquina primária, turbina, que fornece a potência mecânica obtida através da transformação de uma outra forma primária de energia disponível, também possui suas limitações. Assim, é possível que em alguns casos a potência da máquina primária seja um limite para a operação do gerador, embora, a rigor, esta causa não lhe seja intrínseca. Por isto, o gerador não pode ter existência isolada e deve ser olhado como um componente do grupo Turbina-Gerador.

O traçado da curva de capacidade é elaborado a partir do conhecimento das características básicas do gerador.

Algumas considerações são feitas para o traçado das curvas, como por exemplo, desconsideração do efeito da resistência da armadura nas equações que relacionam as quedas de tensão, bem como será desprezado o efeito da saturação magnética sobre as reatâncias do gerador. Estas considerações não introduzem erros sensíveis no traçado das curvas, entretanto as reatâncias do gerador e a relação entre  $E_f$  e  $I_f$ , deverão ser consideradas com os seus valores saturados, para as condições nominais de operação.

Conforme salientado anteriormente, são realizados apenas estudos para traçado de curva de capacidade de gerador de pólos salientes. Desta forma tem-se a presença do conjugado de relutância, devido à saliência dos pólos, que produz uma componente adicional de potência.



As relações referentes às potências: aparente (S), ativa (P) e reativa (Q), são as seguintes:

$$S = V_t \cdot I_a$$

$$P = V_t I_a \cos \Phi$$

$$Q = V_t I_a \sin \Phi$$

A equação 3.1, mostra a relação entre a Tensão Terminal  $V_t$ , a f.e.m. de excitação  $E_f$  e as quedas de tensão nas reatâncias  $X_d$  e  $X_q$  de um gerador de pólos salientes, com todas as grandezas definidas em “Por Unidade”.

$$\vec{E}_f = \vec{V}_t + jx_d \vec{I}_d + jx_q \vec{I}_q \quad (3.1)$$

Conforme descrito no anexo All sobre geradores, as correntes  $I_d$  e  $I_q$  são as componentes da corrente de armadura  $I_a$  segundo os eixos direto e em quadratura.

O diagrama fasorial da figura 3.1 está de acordo com a equação 3.1, onde para o traçado do mesmo a Tensão da Máquina foi tomada como a nominal de trabalho, a Corrente do Estator é a máxima admissível e a Tensão de Campo, tem o seu valor máximo tolerável para a Corrente de Excitação.

Com isso, o ponto de operação do gerador é o nominal de projeto, correspondendo ao fator de potência nominal.

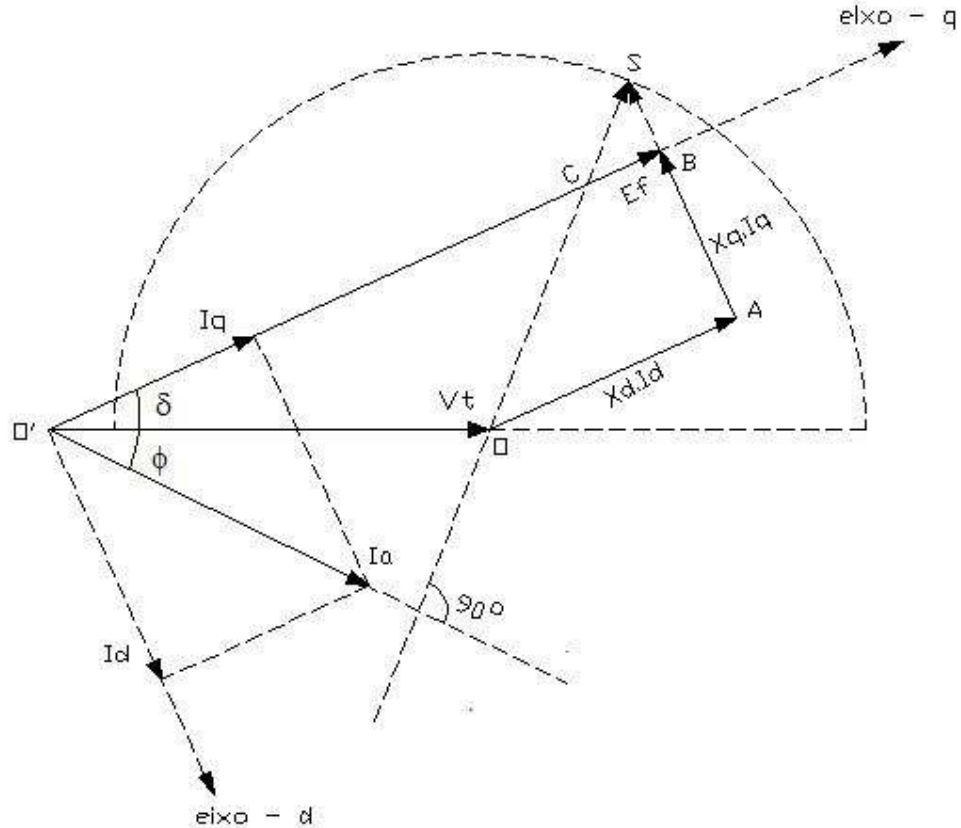


Figura 3. 1– Diagrama fasorial correspondente à equação (3.1).

Da figura 3.1, verifica-se que  $\overline{OS}$  é igual a  $jI_a X_d$ ,  $\overline{AS}$  é igual a  $jI_q X_d$  e  $\overline{BS}$  é equivalente a  $jI_q (X_d - X_q)$ .

Em se mantendo  $V_t$  constante e a corrente do estator no seu limite, o carregamento do gerador poderá ser variado pela variação do ângulo do Fator de Potência  $\Phi$ , desde  $-90^\circ$  à  $+90^\circ$  elétricos, correspondendo girar  $I_a$  em torno do ponto  $O'$  e conseqüentemente  $\overline{OS}$ , cujo módulo é  $I_a X_d$ , de forma que o ponto  $S$  fará uma semi-circunferência, centrada no ponto  $O$ .

Tendo como premissa  $V_t$  constante e  $I_a$  no máximo tolerável, a semi-circunferência traçada é o lugar dos pontos de operação permissível em termos de limite de aquecimento da armadura. Para determinar o contorno limite devido ao aquecimento do campo, são necessários alguns artifícios. Dividindo-se ambos os membros da equação 3.1 por  $X_d$  e multiplicando pelo módulo de  $V_t$ , tem-se:

$$V_t \frac{\vec{E}_f}{X_d} = V_t \frac{\vec{V}_t}{X_d} + jV_t \vec{I}_d + jV_t \frac{X_q}{X_d} \vec{I}_q \quad (3.2)$$

O diagrama fasorial da figura 3.2 é traçado tomando-se como base a equação 3.2. Neste diagrama inclui-se também o sistema de eixos PxQ.

Desta forma  $\overline{OS}$ , representa a potência aparente permissível do gerador e conseqüentemente suas projeções sobre os eixos P e Q são,  $\overline{OP}$  e  $\overline{OQ}$ , respectivamente as potências Ativa e Reativa.

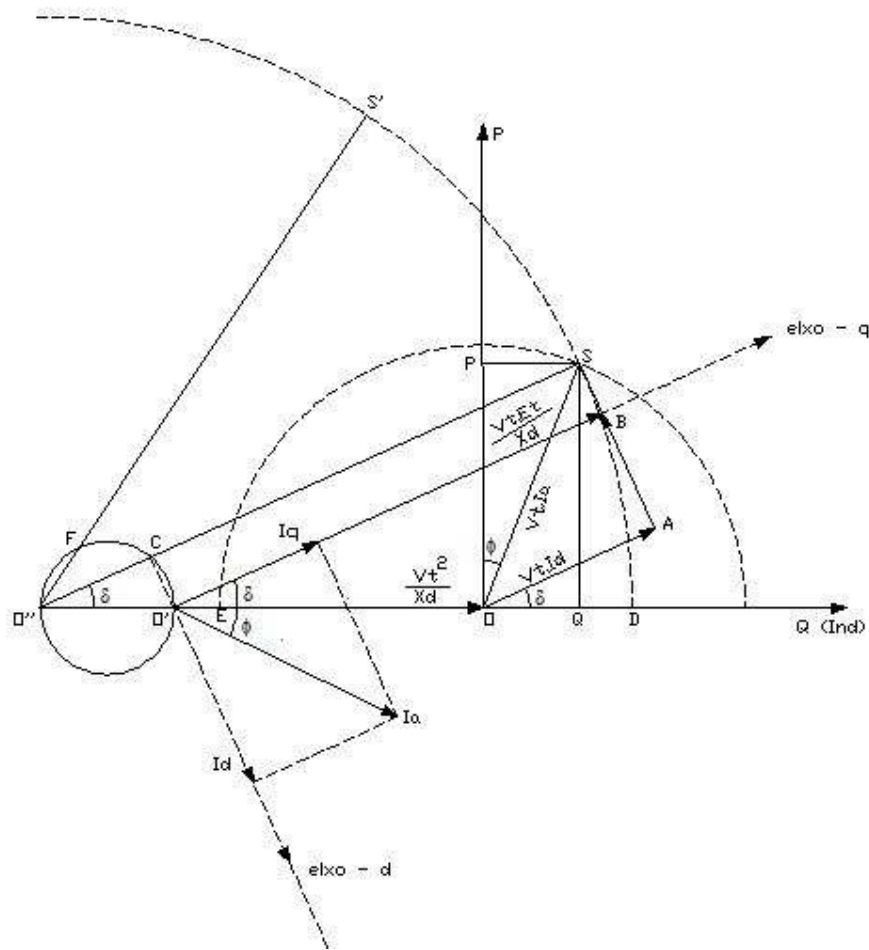


Figura 3. 2– Diagrama fasorial correspondente à equação (3.2).

Neste caso a semicircunferência de raio  $\overline{OS}$ , define o lugar dos carregamentos limites, em termos de aquecimento do estator, sendo assim a própria definição da curva de capacidade.

Com relação ao efeito do aquecimento do campo, devido à corrente de campo  $I_f$ , ou tensão de campo  $E_f$ , admissível, foi traçada uma paralela à direção  $\overline{O'B}$ , até encontrar o eixo Q no ponto  $O''$ . A partir de  $O''$  foi traçado o segmento  $\overline{O''C}$ , paralelo a  $\overline{BS}$  e, portanto perpendicular a  $\overline{O''S}$ .

As seguintes relações são então extraídas:

$$\overline{CS} = \frac{E_f \cdot V_t}{X_d} \quad (3.3)$$

$$\overline{O''C} = V_t \times I_q \left(1 - \frac{X_q}{X_d}\right) \quad (3.4)$$

$$\overline{AB} = V_t I_q \frac{X_q}{X_d} = \frac{V_t^2}{X_d} \text{sen } \delta \quad (3.5)$$

Tendo em vista as equações anteriores e analisando o diagrama fasorial da figura 3. 2, pode-se determinar:

$$\overline{O''O'} = V_t^2 \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d}\right) \quad (3.6)$$

$$\overline{O''O} = \frac{V_t^2}{X_q} \quad (3.7)$$

Das equações (3.6) e (3.7), tomando-se  $V_t$  constante, pode-se afirmar que  $\overline{O''O'}$  é uma constante, característica da máquina, dependente da existência dos pólos salientes e não dependente do ponto de operação da mesma, bem como a reatância  $X_q$ , define o ponto  $O''$ .

Ainda pela figura 3.2, a circunferência de diâmetro  $\overline{O''O'}$ , que depende unicamente dos pólos salientes, como citado, indica a contribuição de potência devido ao conjugado de relutância, em adição à potência produzida pela existência da excitação de campo.

Nos casos em que os geradores permanecem com a tensão de excitação  $E_f$ , no máximo, e tendo como carregamento neste instante o ponto S, da figura 3.2 fica então definido o limite de aquecimento do campo, e  $\overline{O''S} = \overline{O''C} + \overline{CS}$ .

Com o conhecimento da circunferência de diâmetro  $\overline{O''O'}$ , pode-se dizer que todos os pontos pertencentes ao lugar definido pelo limite de excitação,

poderão ser facilmente determinados, bastando repetirem-se construções similares ao ponto S, visto anteriormente pelo traçado da figura 3.2.

Tomando-se como base um sistema de coordenadas polares com centro em O" e eixo de referência angular  $\overline{O''Q}$  da figura 3. 2, a equação do ponto S ou similar, será:

$$\overline{O''S} = \overline{CS} + \overline{O'C} = \overline{CS} + \overline{O''O'} \cos \delta \text{ ou}$$

$$\overline{O''S} = \frac{EfVt}{Xd} + Vt^2 \left( \frac{1}{Xq} - \frac{1}{Xd} \right) \cos \delta \quad (3.7)$$

Desta forma o trecho "DS" da figura 3.2 e todos os pontos que lhe são interiores, são pontos permissíveis em termos de limite de aquecimento do campo e o trecho "SE", bem como todos os pontos que lhe são interiores, são pontos permissíveis em termos de limite de aquecimento do estator.

Outro fator limitante para um gerador de pólos salientes é o da operação do mesmo com baixa tensão de excitação  $E_f$ .

Pode-se, desta forma, levá-lo a uma região de instabilidade, determinada pelo máximo de potência ativa que pode ser convertida, de acordo com a equação a seguir:

$$P = \frac{EfVt}{Xd} \text{sen} \delta + Vt^2 \frac{Xd - Xq}{2XdXq} \text{sen} 2\delta \quad (3.8)$$

O valor máximo de potência ocorre para um ângulo  $\delta < 90^\circ$ , conforme visto no anexo correspondente aos geradores, o qual varia com o valor da tensão  $E_f$ .

Para definir esta limitação faz-se necessário determinar a equação que representa o lugar dos pontos de potência ativa máxima, em função da tensão  $E_f$ , chamado de Limite de Estabilidade Teórico.

Partindo-se da figura 3.2 encontram-se as seguintes relações:

$$I_d = I_a \text{sen} \phi \cos \delta + I_a \text{sen} \delta \cos \phi \quad (3.9)$$

$$I_q = I_a \cos \phi \cos \delta - I_a \text{sen} \phi \text{sen} \delta \quad (3.10)$$

Do anexo All de geradores, tem-se que:

$$P = Vt I_a \cos \phi \quad (3.11)$$

$$Q = Vt I_a \text{sen} \phi \quad (3.12)$$

Multiplicando-se os membros das equações (3.9) e (3.10) por  $V_t$ , e considerando as equações (3.11) e (3.12) tem-se:

$$V_t I_d = Q \cos \delta + P \sin \delta \quad (3.13)$$

$$V_t I_q = P \cos \delta - Q \sin \delta \quad (3.14)$$

Da figura 3.2 tem-se:

$$I_d X_d = E_f - V_t \cos \delta \quad (3.15)$$

$$I_q X_q = V_t \sin \delta \quad (3.16)$$

Substituindo-se os valores de  $I_d$  e  $I_q$ , extraídos das equações (3.15) e (3.16) para as equações (3.13) e (3.14), tem-se:

$$\frac{V_t E_f}{X_d} = \left( Q + \frac{V_t^2}{X_d} \right) \cos \delta + P \sin \delta \quad (3.17)$$

$$0 = P \cos \delta - \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} \right) \sin \delta \quad (3.18)$$

Eliminando-se  $\delta$ , obtém-se uma relação entre  $P$  e  $Q$ , que fornece a equação de uma cardióide, que tem como coordenadas os eixos  $P$  e  $Q$ :

$$\left[ \left( Q + \frac{V_t^2}{X_d} \right) \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} + P^2 \right) \right]^2 = \frac{E_f^2 V_t^2}{X_d^2} \left[ \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} \right)^2 + P^2 \right] \quad (3.19)$$

A equação anterior define o lugar dos pontos  $P$  e  $Q$ , que tem  $E_f$  como referência. No caso de  $E_f$  ser máximo, tem-se então o máximo contorno da curva de capacidade referente ao limite de aquecimento do campo, ou seja, máxima  $I_f$  permissível.

Derivando-se a equação (3.19) em relação à potência reativa  $Q$ , e fazendo  $\frac{dP}{dQ} = 0$ , obtém-se o lugar dos pontos de máxima da família de cardióides, referenciadas ao parâmetro  $E_f$ , chegando-se à seguinte equação:

$$\frac{E_f^2 V_t^2}{X_d^2} \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} \right) = \left[ \left( Q + \frac{V_t^2}{X_d} \right) \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} \right) + P^2 \right] \left[ \left( Q + \frac{V_t^2}{X_d} \right) + \left( Q + \frac{V_t^2}{X_q} \right) \right] \quad (3.20)$$

Relacionando-se a equação (3.20) com a equação (3.19), obtém-se a seguinte equação:

$$\left(Q + \frac{Vt^2}{Xq}\right)^3 + \left(Q + \frac{Vt^2}{Xd}\right)P^2 = 0 \quad (3.21)$$

Esta equação representa a Curva do Limite Teórico de Estabilidade e está mostrada na figura 3. 3.

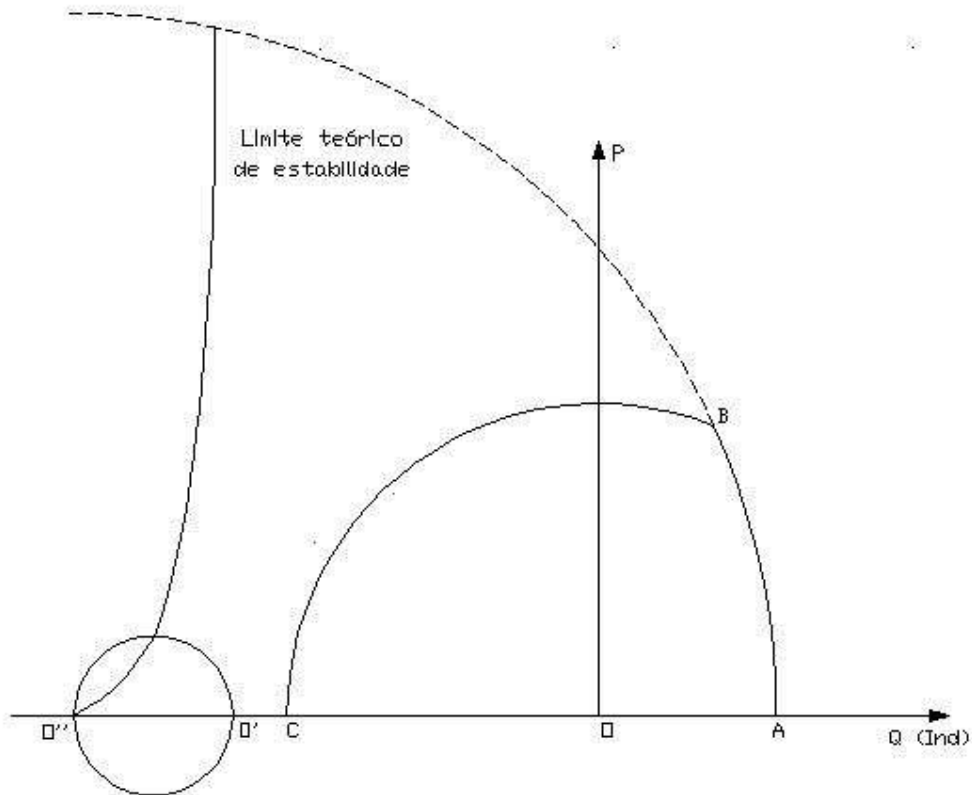


Figura 3. 3– Curva do limite teórico de estabilidade.

Entretanto, em geral, os valores de  $X_d$  e  $X_q$  são tais que o ponto C poderá estar à esquerda de  $O'$  ou à esquerda de  $O''$ , caso em que se pode ter a interseção da linha Limite Teórico de Estabilidade com o arco de circunferência BC. Tal caso é mostrado na figura 3.3. Observa-se que entre os pontos D e E, a curva de capacidade, passa a ter outro contorno dado pela linha Limite Teórico de Estabilidade. Esta região caracteriza-se por trabalhar com fatores de potência bastante capacitivos, exigindo-se baixas tensões de excitação. O ponto S da curva, embora seja permitido do ponto de vista de aquecimento do estator, uma

vez atingido ultrapassa o Limite de Estabilidade do Gerador e conseqüentemente provoca a perda de sincronismo do mesmo.

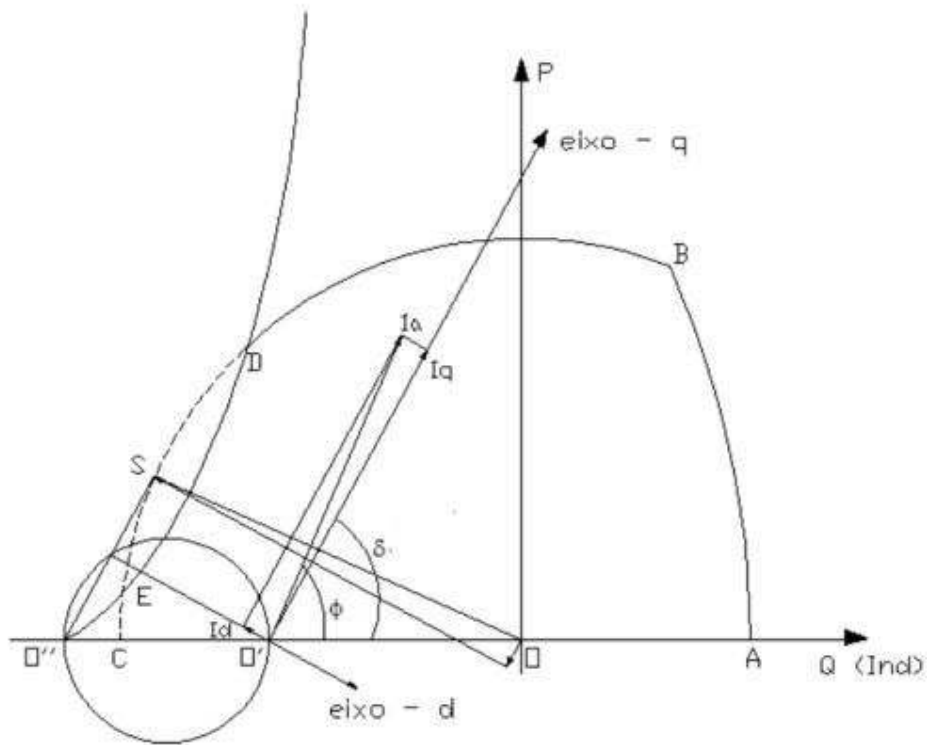


Figura 3. 4– Curva Limite Teórico de Estabilidade levando-se em conta  $X_d$  e  $X_q$ .

Para minimizar tal efeito, o que se faz na prática é, após o traçado da curva do Limite Teórico de Estabilidade, para cada valor de  $E_f$  (Tensão de Campo), desconta-se 10% da Potência Nominal e determinam-se os seus homólogos, sobre as respectivas cardioides, como mostrado na figura 3. 5.



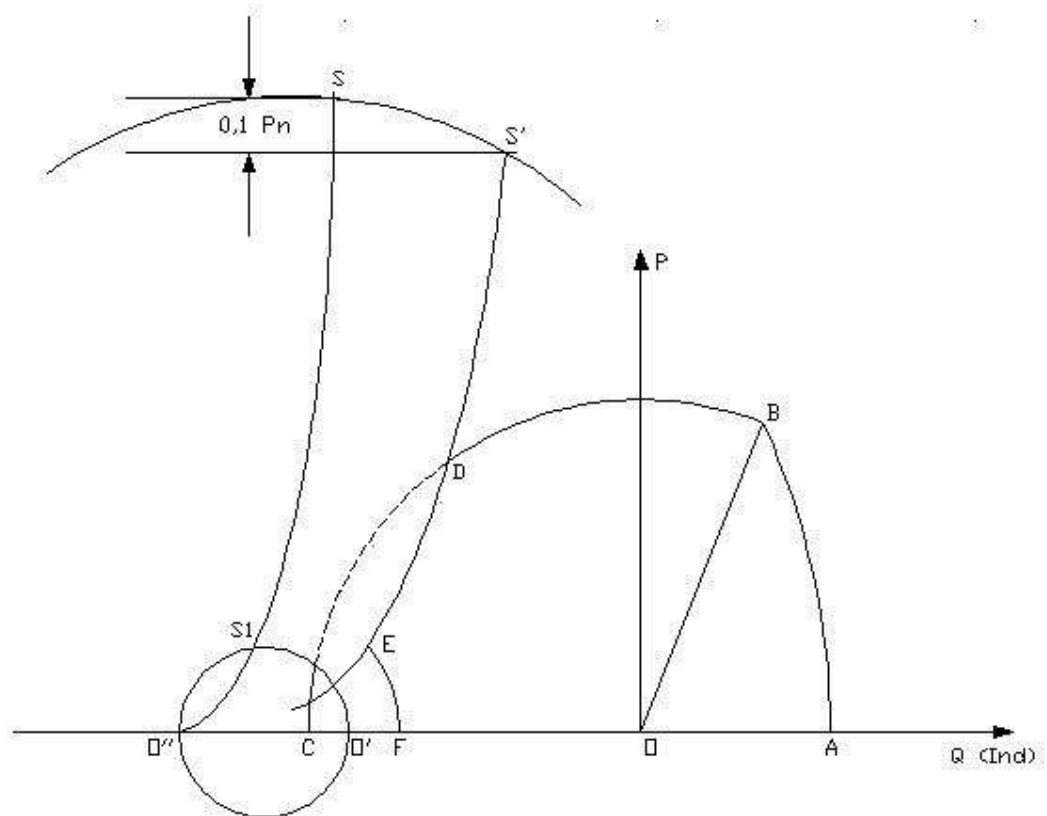


Figura 3. 5– Traçado prático da Curva do Limite Teórico de Estabilidade.

Outra situação pode ser observada, quando se trabalha com forte absorção de reativo, ou seja, com o gerador em operação fortemente capacitiva, situação em que se opera com baixos valores de  $E_f$ , até mesmo valor zero. Em algumas máquinas isto é até possível, porém na maioria delas este fato conduz a atingir pontos inferiores da linha Limite Teórico de Estabilidade, provocando a geração apenas de potência ativa, resultante do conjugado de relutância. Por este motivo deve-se estabelecer um limite mínimo de excitação  $E_f$ , que na prática fica em torno de 10% de  $E_f$  nominal. Esta limitação está representada pelo trecho EF na curva de capacidade da figura 3.6.

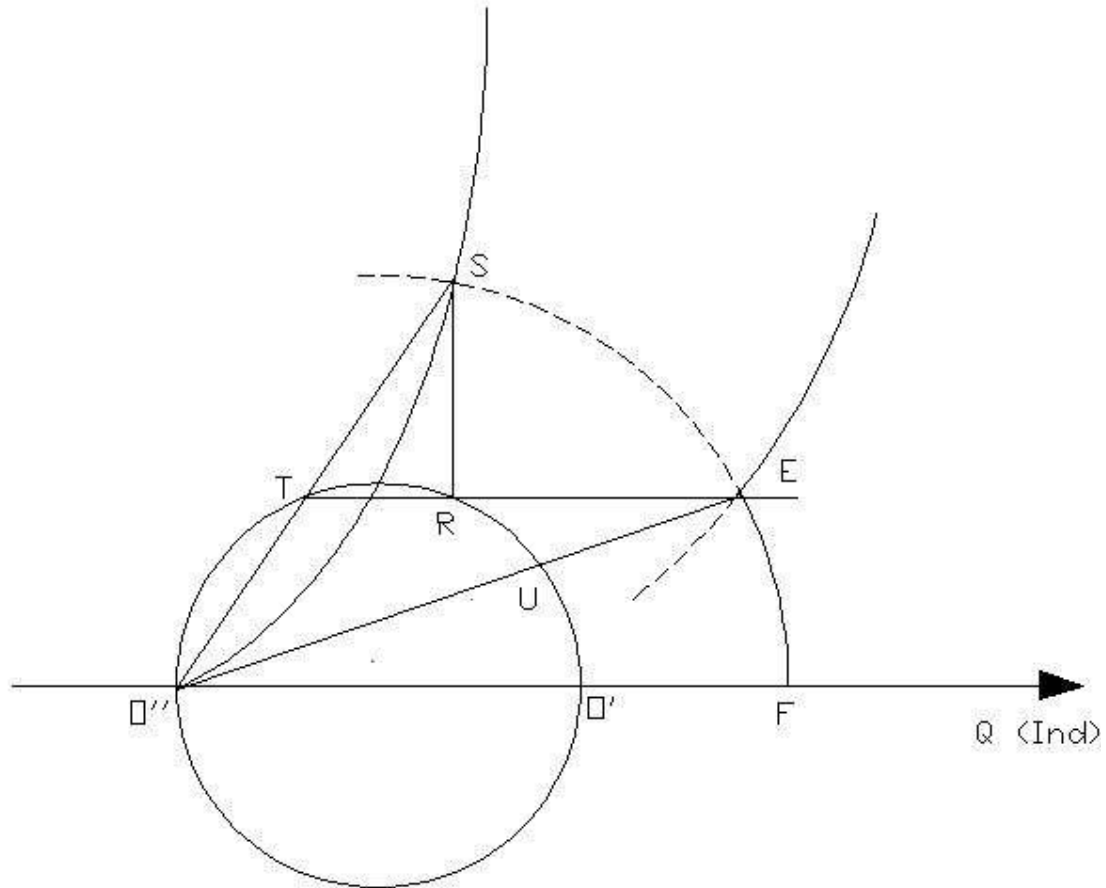


Figura 3. 6– Curva do Limite Teórico de Estabilidade com valor mínimo de Ef.

Outra limitação é dada pela turbina. Esta limitação se dá pela Potência Mecânica Máxima que a turbina pode fornecer ao eixo do gerador. Esta limitação só existe se a potência fornecida pela turbina for menor que a linha limite devido à corrente do estator, na curva de capacidade, onde esta linha é definida quando o gerador trabalha com kVA máximo e  $\cos \phi = 1$ .

Todas estas limitações estão representadas na figura 3.7, onde se tem uma curva de capacidade com todos os fatores limitantes.

Para o caso em estudo, no momento não foi levada em consideração, para o traçado das curvas de capacidade, a potência das turbinas, e como valor de entrada para o programa que traça tais curvas, foi considerado o valor padrão de 1 pu.

Em resumo, os fatores que limitam o campo de operação dos geradores síncronos são:

- Tensão Terminal
- Corrente do Estator
- Corrente de Campo
- Limite de Estabilidade
- Excitação Mínima
- Potência da Turbina

Na figura 3.7, a título de ilustração, são indicados os trechos da curva de capacidade com seus fatores limitantes.

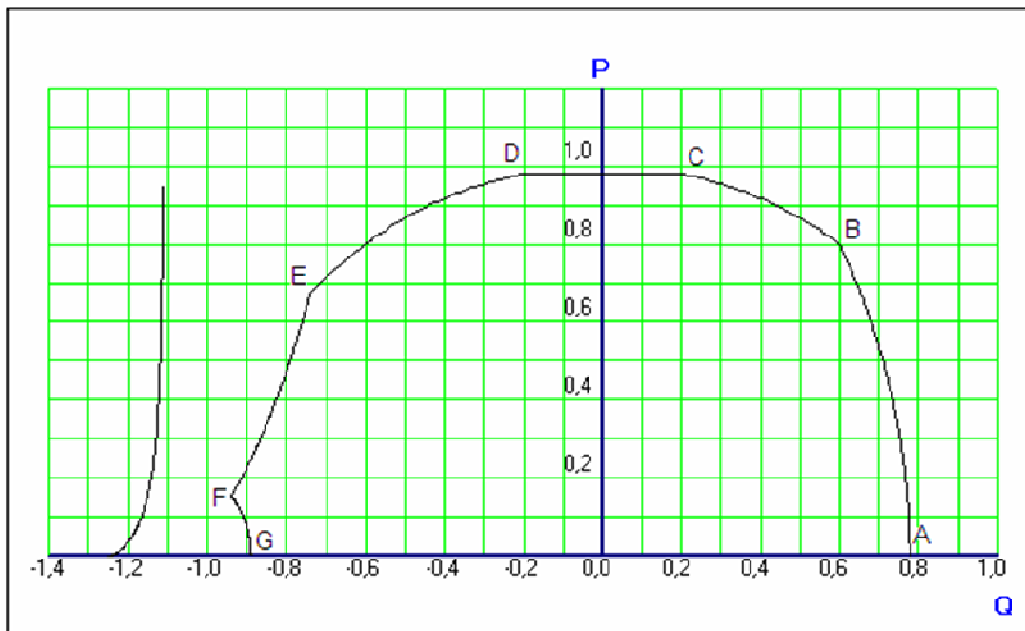


Figura 3. 7– Curva de capacidade geral.

- AB - Limitação por Corrente de Campo
- BC - Limitação por Corrente do Estator
- CD - Limitação pela Potência da Turbina
- DE - Limitação por Corrente do Estator
- EF - Limitação por Estabilidade
- FG - Limitação por Mínima Excitação

Utilizando um programa que leva em consideração alguns dados do gerador, foram traçadas as curvas de capacidade das usinas que fazem parte deste estudo, conforme figuras de 3.8 a 3.13. Os dados de entrada para este programa são extraídos dos dados fornecidos pelos fabricantes das unidades geradoras.

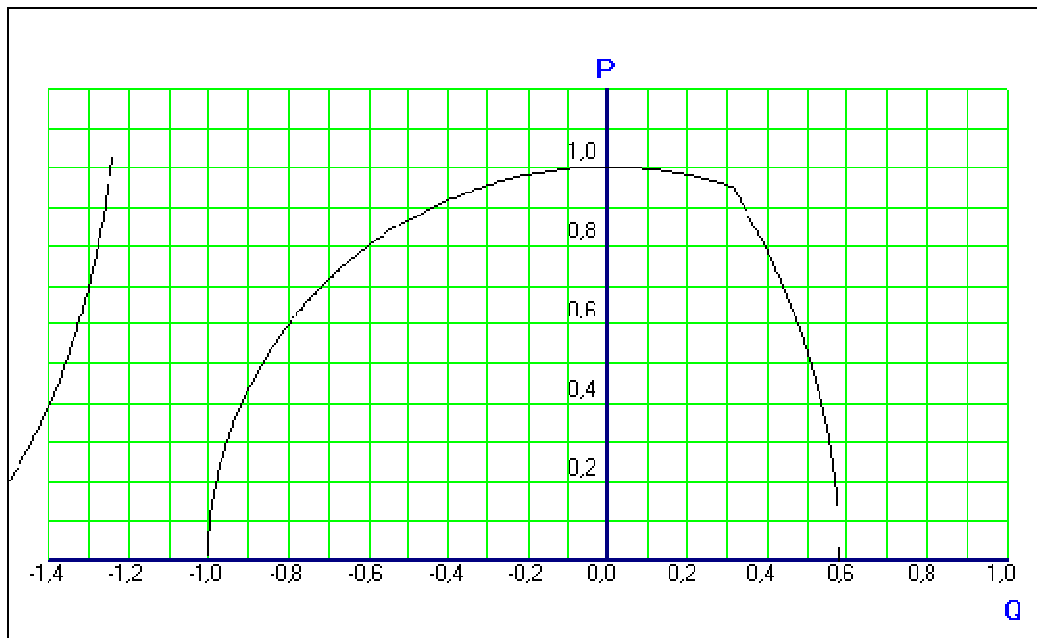


Figura 3. 8– Curva de capacidade da UHE Paulo Afonso III.

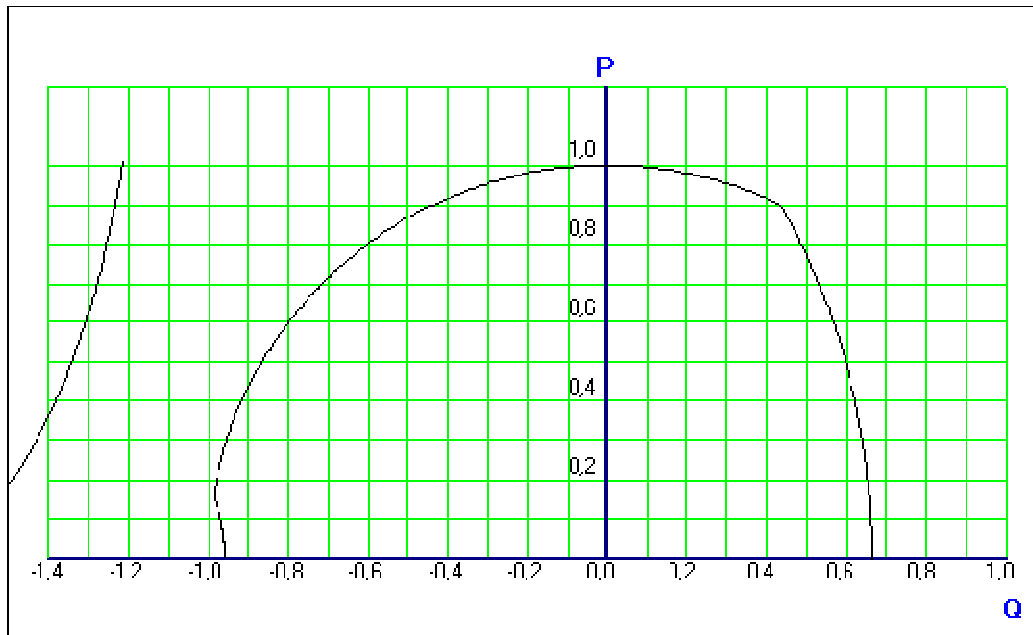


Figura 3. 9– Curva de capacidade da UHE Paulo Afonso IV.

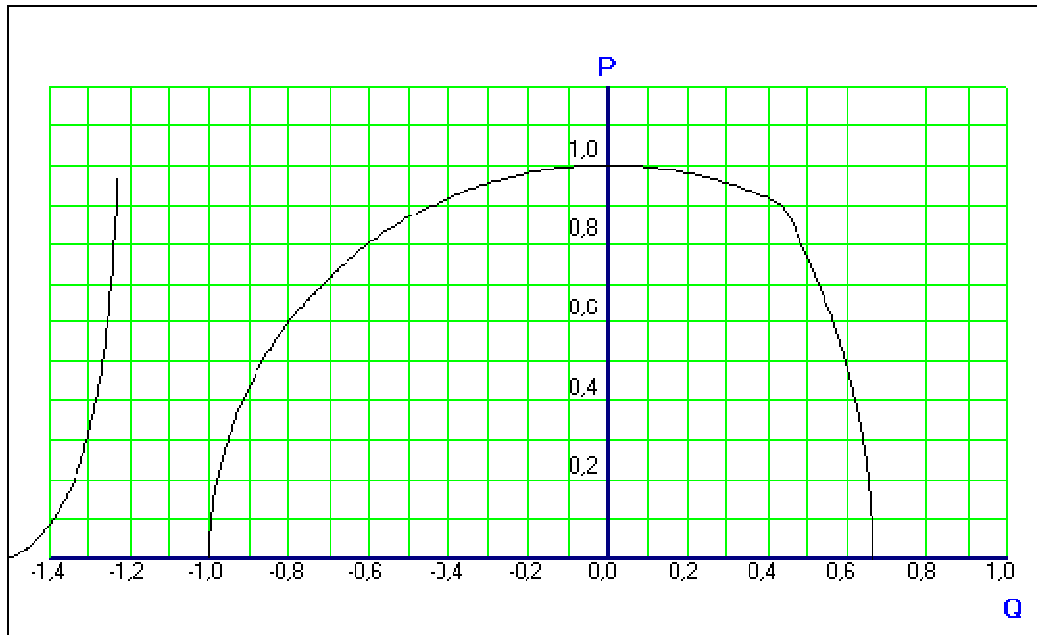


Figura 3. 10– Curva de capacidade da UHE Luis Gonzaga.

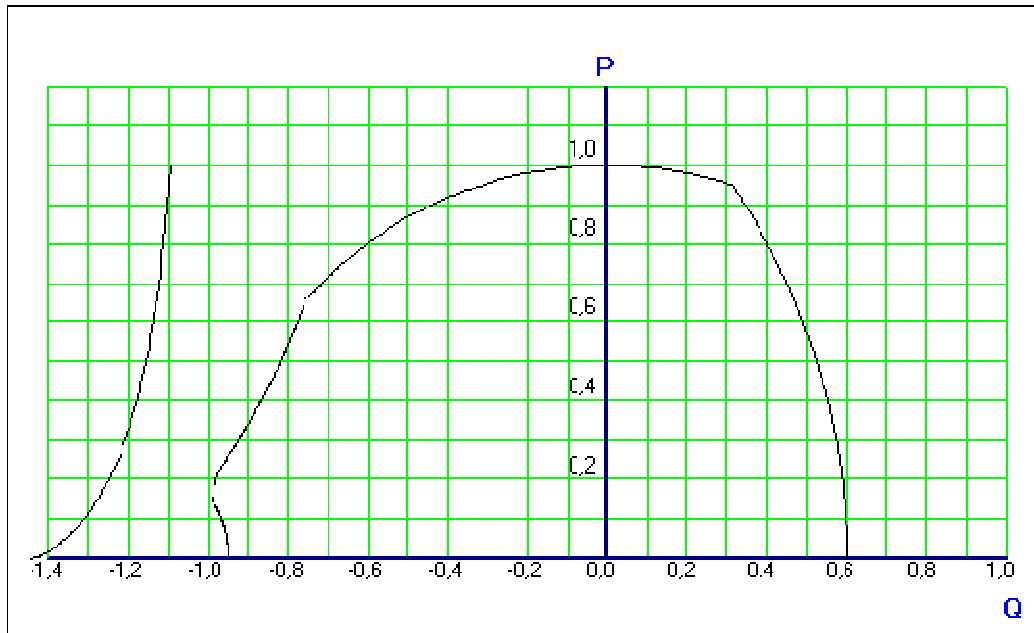


Figura 3. 11– Curva de capacidade da UHE Xingó.

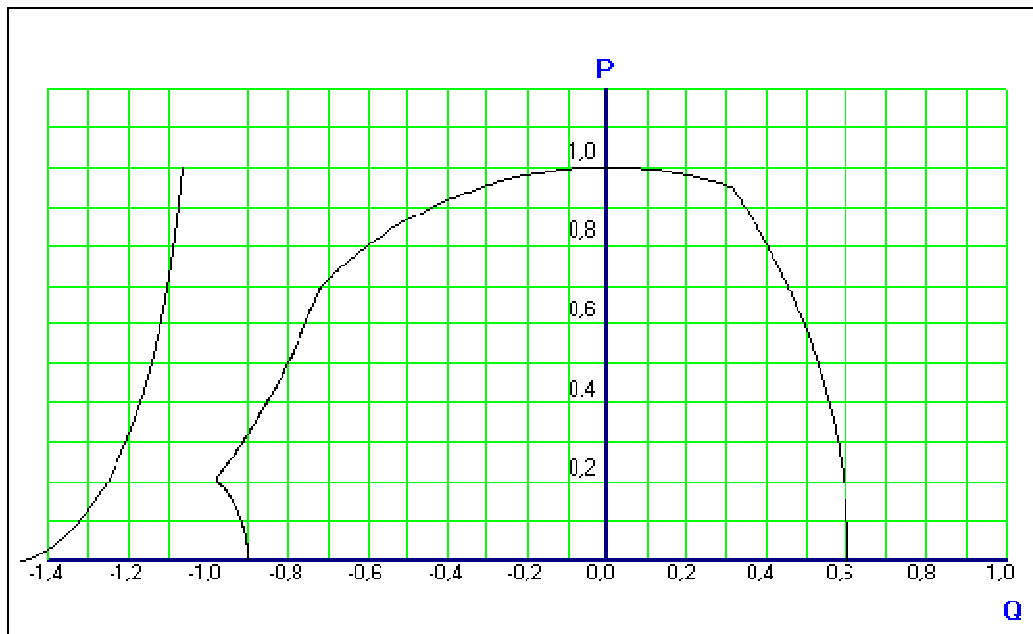


Figura 3. 12– Curva de capacidade da UHE Boa Esperança.



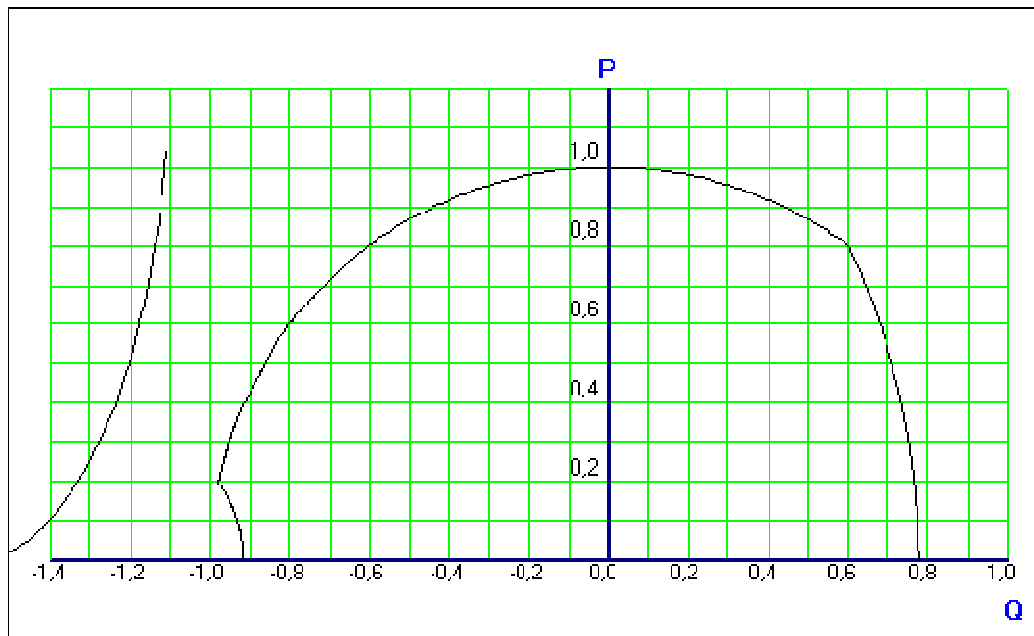


Figura 3. 13– Curva de capacidade da UHE Funil.

## CAPÍTULO 4

### SISTEMA DE EXCITAÇÃO

#### 4.1 - Introdução

A máquina que produz energia elétrica em escala comercial é composta de um acionador primário e um gerador. O acionador pode ser uma turbina hidráulica, a gás, a vapor ou um motor a explosão. Com relação às análises a serem feitas neste trabalho, será considerado que, o gerador que transforma a energia mecânica em elétrica é um gerador síncrono, acionado por uma turbina hidráulica.

O gerador possui um rotor situado no mesmo eixo da turbina. Este rotor por sua vez possui pólos envolvidos por bobinas ligadas em série. O conjunto destas bobinas forma o enrolamento de campo, do gerador. Os pólos do rotor são construídos em chapas prensadas de material de boa permeabilidade magnética e boa resistência mecânica.

Envolvendo o rotor do gerador, existe o estator, formado por lâminas de aço de alta permeabilidade magnética. As lâminas são superpostas e prensadas, formando o núcleo do estator. No núcleo existem inúmeras ranhuras, nas quais estão alojadas as bobinas do estator, que formam o enrolamento do estator.

Ao ser aplicada uma tensão contínua no enrolamento de campo, circulará por ele uma corrente contínua, também. As bobinas dos pólos são ligadas de tal modo, que a corrente contínua produz fluxo norte em um pólo e fluxo sul no pólo adjacente. Este fluxo, com o rotor em movimento, tem as funções de:

- Produzir uma tensão alternada na saída do enrolamento estatórico.
- Transferir a energia da turbina ao estator do gerador.
- Amarrar a rotação do rotor do gerador e, portanto também a rotação da turbina, à rotação dos vetores elétricos do estator, quando este está ligado a um grande sistema de potência.

A corrente contínua no campo do gerador é produzida por um sistema, que é chamado de Sistema de Excitação. Existe uma proporcionalidade entre o valor da corrente contínua do campo do gerador e a tensão de saída do enrolamento estatórico.

Existe ainda uma proporcionalidade ente a corrente de excitação e a potência do gerador. A potência ativa é função da potência fornecida pela turbina. A potência reativa é função do valor da corrente de excitação. A resistência do campo é praticamente constante, em operação normal. Deste modo é possível analisar a excitação do gerador pela análise da tensão de excitação.

Para excitar o gerador, nas condições nominais, é necessária uma potência considerável. Por outro lado, é requerida grande precisão na tensão de saída do gerador. Como precisão implica em sensibilidade, é óbvio que um equipamento potente não pode ser muito sensível. Por este motivo, a excitação de um gerador é feita por um sistema e não por um só equipamento.

Seus componentes principais são:

Medidor – Mede a tensão na saída do gerador e informa seu valor ao regulador.

Regulador – É a parte central do sistema. É muito sensível, muito preciso e rápido. Fornece um sinal de saída proporcional ao sinal fornecido pelo medidor.

Amplificador – Recebe o sinal de saída do regulador e faz sua multiplicação ou amplificação.

Excitatriz – Em função do sinal do amplificador, a excitatriz varia a tensão de campo do gerador. Os tipos mais conhecidos até hoje são as rotativas e as estáticas.

O regulador de velocidade se encarrega de fazer com que a máquina forneça a quantidade de energia necessária, na frequência desejada. Desta forma ele regula quantidade. O regulador de tensão tem a tarefa de manter constante a tensão de saída do gerador bem como manter a estabilidade do mesmo quando ligado ao sistema de potência. Ao ocorrer um princípio de instabilidade, o regulador de tensão deve dar resposta imediata e enérgica, para combater a instabilidade.

Entretanto o regulador de tensão é um elemento integrante do Sistema de Excitação, onde a principal função deste sistema é estabelecer a tensão interna do gerador síncrono. Em conseqüência o sistema de excitação é responsável não somente pela tensão de saída da máquina, mas também pelo fator de potência e pela magnitude da corrente gerada. A figura 4.1 mostra o diagrama de blocos com a configuração física de um sistema de excitação típico.

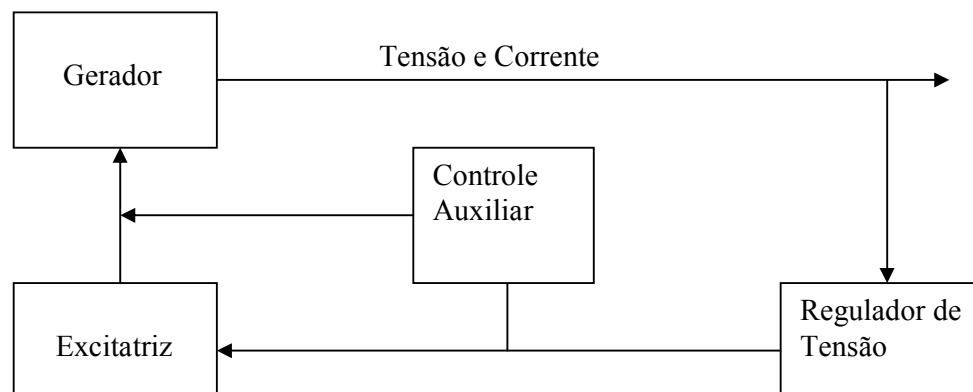


Figura 4. 1 – Configuração física de um sistema de excitação.

Na maioria dos sistemas antigos, a excitatriz era um gerador de corrente contínua montado no eixo do gerador, entretanto outros sistemas mais rápidos e melhores foram aos poucos substituindo os sistemas mais clássicos.

Da figura 4.1 pode ser observado que o regulador de tensão é então responsável por controlar a saída da excitatriz, tal que a tensão gerada e a potência reativa variem de maneira desejada.

Antes de existir o regulador de tensão, o controle da excitação era manual, feito pelo operador. Este observava a tensão de saída do gerador e variava o reostato de campo da excitatriz, de modo a manter a tensão do gerador no valor desejado. Quando ocorria uma instabilidade, o operador nada podia fazer, pois os fenômenos que causam instabilidade são imprevisíveis e se processam com tamanha rapidez, que ficam fora do tempo de resposta do operador.

Atualmente o regulador de tensão é um controlador que observa a tensão (e possivelmente outras grandezas, como potência ativa e corrente) de saída do gerador e então inicia a ação corretiva através da variação da corrente da excitatriz. A velocidade de ação do regulador é fundamental do ponto de vista da estabilidade do sistema de potência.

O bloco denominado controles auxiliares, na figura 4.1, inclui funções como adição de amortecimento ao sistema de controle, compensação de corrente reativa, estabelecimento de limites de sobre e subexcitação e etc.

Os primeiros reguladores automáticos de tensão copiavam a ação do operador. Eram capazes de manter a tensão de saída do gerador no valor desejado, mas tinham ação limitada, em face de fenômenos transitórios.

Nesta época os sistemas de potência eram pequenos e o estudo da estabilidade estava no início. Com o crescimento dos sistemas de potência, vieram também consigo problemas de estabilidade mais graves. Face à

necessidade de uma compreensão mais clara dos fenômenos ligados à estabilidade do sistema de potência, a pesquisa nesta área aumentou. Com a pesquisa surgiram os conhecimentos teóricos e o necessário ferramental matemático ficando bem evidenciado o papel a ser desempenhado por um regulador de tensão de ação rápida e enérgica. A tecnologia, por isto, enveredou pelo caminho da construção de reguladores cada vez mais rápidos e mais eficientes. O primeiro regulador automático de tensão não era muito eficiente, apresentava grande tempo morto, pouca sensibilidade e tinha resposta lenta e errática.

O regulador eletro-mecânico de ação indireta surgiu exatamente com a idéia de resolver os problemas acima. A sua parte mecânica é um sistema de grande precisão, comparável a um mecanismo de relojoaria. A parte elétrica é um sistema que transforma a variação de tensão na saída do gerador, em movimento de uma peça mecânica. Este regulador aciona relés que comandam o motor do reostato de campo da excitatriz. Depois deste tipo, surgiu o regulador eletro-mecânico de ação direta. Neste tipo, o reostato de campo é um componente do regulador. O cursor do reostato é acionado por um sistema mecânico-elétrico bastante complexo. Vieram depois os reguladores elétricos.

O sistema de excitação com regulador elétrico já não possui o reostato de campo da excitatriz. O controle da excitatriz é feito por um amplificador rotativo ou estático. O regulador elétrico não possui peças móveis, é um equipamento totalmente estático. Logo em seguida veio a descoberta do SCR (Retificador Controlado de Silício). Primeiro surgiu o SCR de pequena potência, usado para produzir a tensão e corrente de controle da excitatriz rotativa. O SCR substituiu os amplificadores rotativos e estáticos. O regulador que comandava o SCR de pequena potência apresentava de início componentes elétricos e eletrônicos. O progresso da eletrônica permitiu substituir, no decorrer dos anos, os componentes elétricos por seus similares eletrônicos, e surgiu o regulador eletrônico. Quando apareceu o SCR de grande potência, e com ele a excitatriz estática, a combinação deste tipo de excitatriz com o regulador eletrônico, permitiu formar o sistema de excitação ultra-rápido e muito eficiente. Hoje os reguladores eletrônicos estão dando lugar e sendo substituídos por reguladores que utilizam a tecnologia digital, onde o índice de falhas, por componentes eletrônicos é muito pequeno.

Os diversos tipos de reguladores, que surgiram no decorrer dos anos, e como são os seus componentes, é motivo da análise a seguir.

#### 4.2 – Regulador eletro-mecânico de ação indireta

O regulador de tensão eletro-mecânico de ação indireta é o mais primitivo dos reguladores hoje ainda existente. Ele copia, de certo modo, a ação do operador sobre o reostato de campo e sua atuação em face de instabilidade não é eficiente. Costuma aparecer junto com a excitatriz piloto. O apelido "de ação indireta" provém do fato que esse regulador não aciona o reostato de campo de modo direto.

Há diversos modos pelos quais os fabricantes construíram esses reguladores. Por questões de patentes e em função da criatividade de cada fabricante, existe grande diferença, quanto à construção, entre os reguladores desse tipo. Mas estas diferenças se limitam a detalhes construtivos. O método de ação básica é o mesmo, em todos os reguladores. O circuito de um regulador de tensão de ação indireta é mostrado na figura 4. 2.

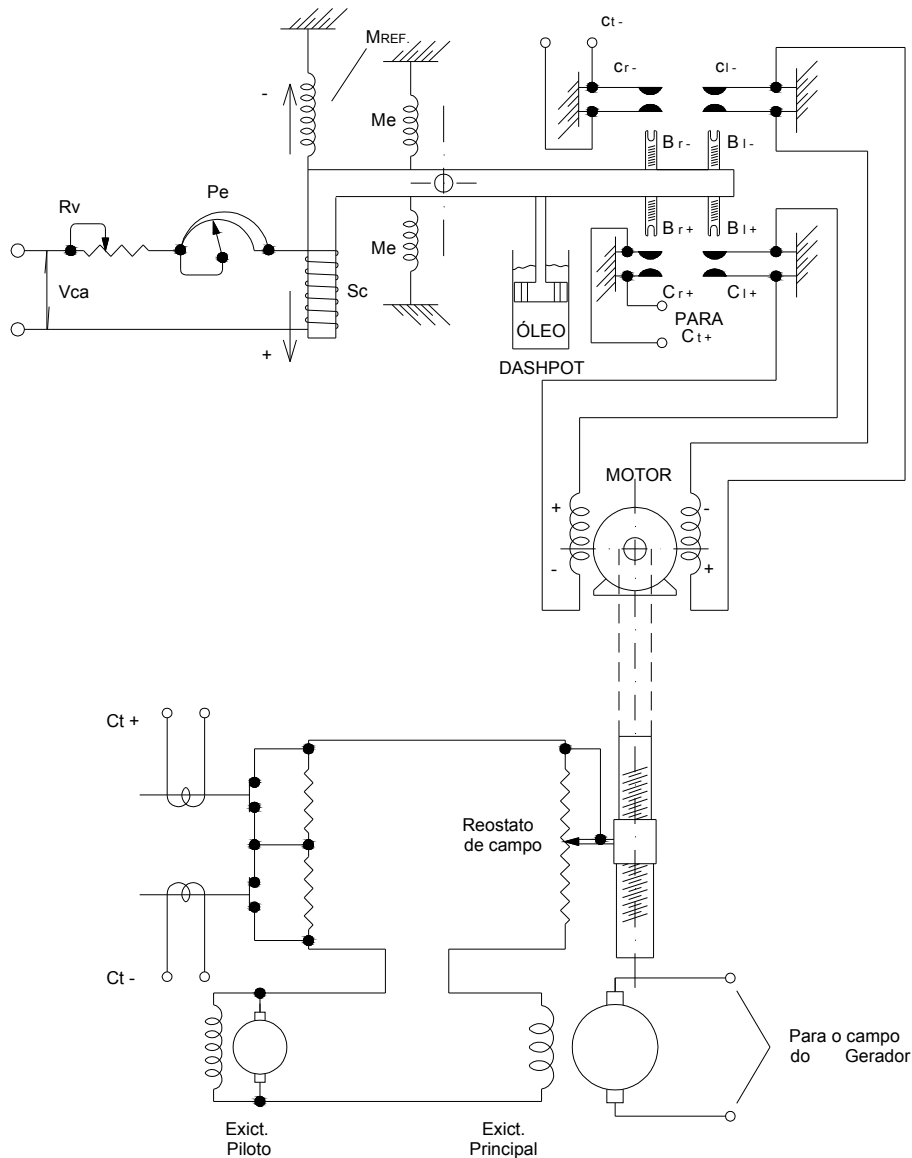


Figura 4. 2 – Regulador eletromecânico de ação indireta.

Na figura 4.2, pode ser observado que existe uma alavanca, que gira ao redor do pivô P. No lado esquerdo tem-se então a mola Mref e o solenoide Sc. No

circuito de alimentação do solenoide existe o resistor variável  $R_v$  e o potenciômetro  $P_c$ . Este é o sistema que mantém a alavanca em equilíbrio. A mola puxa a extremidade da alavanca para cima, no sentido da flecha (-) e a força eletromagnética do solenoide puxa a alavanca no sentido da flecha (+). O solenoide recebe a tensão de um transformador de potencial, que por sua vez está ligado à saída do gerador. É deste modo que a tensão de saída do gerador chega ao regulador. Quando o gerador está na tensão nominal, as forças da mola  $M_{ref}$  (mola de referência) e do solenoide  $S_c$  (solenoide de comando) se anulam. Nesta tensão, então, a alavanca está em equilíbrio. O ponto de equilíbrio pode ser facilmente conseguido, colocando o cursor do potenciômetro  $P_c$ , numa posição média e ajustada em um valor conveniente ao resistor variável  $R_v$ . Na figura 4.2, pode ser visto os elementos  $B_l$  (batentes de ação lenta),  $B_r$  (batentes de ação rápida),  $C_l$  (contatos de ação lenta) e  $C_r$  (contatos de ação rápida) que são componentes que complementam o regulador de tensão de ação indireta.

O regulador de ação indireta mostrado é de um sistema bem simples, porém com todos os principais componentes existentes em um regulador deste tipo.

Há sempre um jogo de contatos de ação lenta, que comandam o motor do reostato e há sempre um jogo de contatos de ação rápida, que comandam os contadores de ação rápida. Estes sempre inserem ou retiram grandes blocos de resistência do circuito de campo da excitatriz principal.

A sensibilidade deste tipo de regulador não é muito boa. Ela depende da distância que os batentes de ação lenta devem percorrer, para fechar os contatos de ação lenta. Esta distância é regulável. Ao se colocar os batentes muito próximos aos contatos, haverá oscilação de tensão. As pequenas oscilações de tensão, que o sistema *anti-hunting* e o *dashpot* não conseguem eliminar, fecharão os contatos e provocarão desnecessária ação do regulador, que exigirá ação no sentido contrário. Haverá oscilações amplificadas, indesejáveis para o sistema de potência. Por este motivo, este regulador apresenta uma faixa morta na qual ele não age. É um regulador pouco sensível e bastante difícil de ajustar. Basta dizer que a distância entre batentes e contatos é medida em décimo de milímetros. Portanto é necessária freqüente lubrificação nas peças móveis e reajustes periódicos, pois a vibração existente nas usinas causa sérios desajustes.

A rapidez de resposta deste tipo de regulador não é grande. Quando se tem pouco amortecimento, sua resposta é rápida, mas há muita instabilidade de regulação. Quando se tem forte amortecimento se terá boa estabilidade, mas terá ação muito lenta.

O regulador de ação indireta tem um defeito bastante desagradável. Ele quase nunca dá à mesma resposta, face ao mesmo desvio. Se for aplicado um degrau de + 10% da tensão de saída do gerador, para fazer atuar também os contatos de ação rápida, pode haver certa velocidade de resposta e certa demora para extinção das oscilações de tensão. Aplicando-se logo em seguida o mesmo degrau, poderá haver resposta até 50% melhor ou pior que a anterior. Este tipo de regulador tem ação muito irregular e por isto é muito difícil de ser ajustado.

Durante o ato de regulação, os contatos de ação lenta, ficam fechados durante certo tempo. Quando a alavanca retorna à posição de equilíbrio, os contatos abrem. A alavanca passa a oscilar, fechando e abrindo os contatos. De início a oscilação é rápida, tornando-se progressivamente mais lenta, até a alavanca ficar parada, na posição de equilíbrio. Caso haja ação dos contatos rápidos, eles também fecharão e abrirão sucessivamente. A maioria dos fabricantes coloca lâmpadas, no painel do regulador, em série com os contatos. Deste modo, pode-se ver facilmente, pela lâmpada acesa ou apagada, se o contato está fechado ou aberto. A indicação fornecida por estas lâmpadas facilita a tarefa de ajustar o regulador.

Todo regulador automático apresenta um dispositivo de comando manual, pelo qual o operador pode ajustar as tensões desejadas, que o regulador deve manter. Supondo que a máquina estava operando em 13,8 kV na saída do gerador e agora o operador mudou o ponto de operação para 14,2 kV, por exemplo. Para tal operação a ação do operador é simplesmente atuar no potenciômetro de comando  $P_c$ . Variando a resistência inserida por este potenciômetro no circuito do solenoide  $S_c$ , faz-se com que a alavanca se mexa para (+) ou para (-). A seqüência de eventos será igual a que foi descrita para uma lenta variação de tensão no sistema e o regulador reagirá, comandando variação da tensão de saída do gerador. Se for retirada resistência pelo potenciômetro  $P_c$ , o regulador vai enxergar um aumento de tensão e reduzirá a mesma até que a alavanca volte ao equilíbrio. Para o caso de ser inserida resistência, o regulador vai reagir no sentido de elevar a tensão do gerador.

Todos os reguladores de tensão, qualquer que seja o seu tipo, possuem o potenciômetro  $P_c$  e o resistor variável  $R_v$  em série. O potenciômetro  $P_c$  é o reostato ou potenciômetro de comando manual e o resistor  $R_v$  tem influência sobre a faixa de ajuste possível do  $P_c$ . Posteriormente será visto como se pode ajustar  $P_c$  e  $R_v$ , de modo a fazer o regulador trabalhar na faixa de tensão mais conveniente a operação em carga.

Foi visto então que para comandar o regulador o operador "finge" que houve uma variação de tensão de caráter permanente. O regulador corrige esta variação de tensão e o gerador passa a operar na tensão desejada.

Desta forma pode-se observar que o regulador eletro-mecânico de ação indireta apresenta as características gerais dos reguladores, listadas anteriormente. Ele tem um circuito comparador e também há um integrador entre o regulador e o órgão de controle. O sistema composto pelo motor do reostato, cursor do reostato e os resistores do reostato, é chamado de integrador. O órgão de potência suficiente para provocar alteração de estado da variável é a excitatriz. Pode ser observado que este regulador é do tipo qualitativo. Ele controla uma das qualidades do fornecimento da energia elétrica, a tensão. Como a tensão de saída do gerador possui um valor nominal bem definido, o regulador opera ao redor deste valor.

A outra parte importante do sistema é o circuito comparador que neste sistema é formado pelo solenoide  $S_c$ , mola  $M_{ref}$  e a alavanca. Neste comparador chega a informação do medidor, que é o transformador de potencial. Esta informação



é um sinal elétrico. Para compará-lo com sinal de referência interna, representado pela força da mola, é necessário transformar o sinal elétrico em força. Esta transformação cabe ao solenoide. O sinal de saída do comparador é então o deslocamento da extremidade esquerda da alavanca. Este deslocamento é reproduzido na extremidade direita com certo ganho dado pela razão dos braços de alavanca. É interessante constatar que a amplificação envolve uma multiplicação por  $-1$ , invertendo a polaridade do sinal de saída do comparador. Muitos amplificadores operacionais em circuitos eletrônicos fazem o mesmo serviço. O circuito comparador fornece um sinal de saída proporcional ao desvio de tensão. A figura 4. 3 mostra como isto é feito.

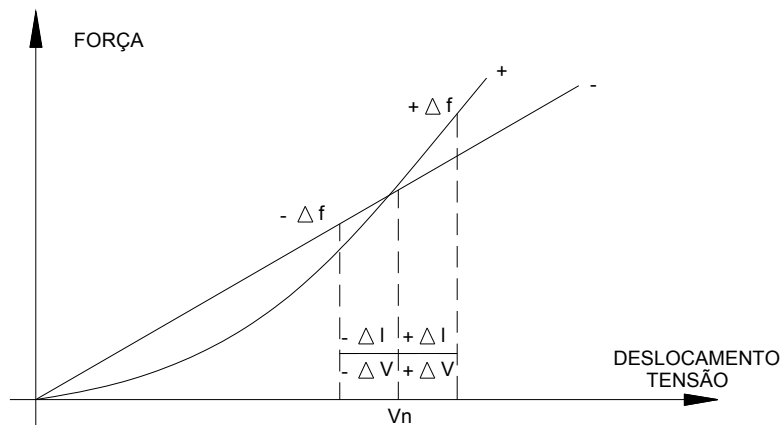


Figura 4. 3 - Regulador de ação indireta.

Tomando-se  $\Delta V$  como um desvio de tensão,  $\Delta F$  será então uma variação de força correspondente e  $\Delta l$  um deslocamento. Ao aparecer um desvio de tensão positivo ou negativo ( $+\Delta V$  ou  $-\Delta V$ ), haverá uma correspondente variação de força  $+\Delta F$  ou  $-\Delta F$  do solenoide. A variação de força provoca um deslocamento  $+\Delta l$  ou  $-\Delta l$ , da extremidade da alavanca. A mola mais esticada reage com força maior e a mola menos esticada reage com força menor. Deste modo, o deslocamento provoca uma reação  $-\Delta F$  ou  $+\Delta F$  da mola. Como a mola anula a força do solenoide aparece então polaridade oposta.

Considerando que a constante da mola é  $k$ , tem-se que a equação da força em função do deslocamento é:

$$y = kx \quad (4.1)$$

Como:

$$V = RI \quad (4.2)$$

$$P = VI \quad (4.3)$$

E considerando que a impedância do solenoide é constante, tem-se:

$$F = RI^2 \quad (4.4)$$

$$y = kx^2 \quad (4.5)$$

A figura 4.3 representa as duas equações, onde a força do solenoide e da mola estão no eixo dos  $y$  e no eixo dos  $x$  tem-se duas escalas, sendo uma para representar a tensão e outra para representar o deslocamento da ponta da mola ligada à alavanca.

No ponto de tensão nominal  $V_n$ , as duas forças se anulam e a alavanca está na posição neutra. Quando há um desvio de tensão, aparece uma variação da força do solenoide. Esta variação de força provoca um deslocamento da ponta da mola, tornando-a mais ou menos esticada. A mola reage, variando a sua força e no momento em que a sua força fica igual à nova força do solenoide, a alavanca cessa seu movimento. Desta forma toda vez que aparece um desvio de tensão, aparece também um deslocamento proporcional ao desvio. Desta forma um pequeno desvio de tensão resulta em um apreciável deslocamento. Isto é bom, pois aumenta a sensibilidade do comparador, capacitando-o a reagir a mínimos desvios de tensão.

A presença do sinal de saída do comparador resulta num ato de regulação, que trará a tensão do gerador de volta ao valor desejado. Com a anulação do desvio de tensão anulam-se também os outros desvios (força e deslocamento) e a alavanca volta à posição neutra. Esta é a posição para tensão nominal no gerador obtida por ajuste conveniente de  $R_v$ ,  $P_c$  e força da mola, como visto anteriormente. O sinal de saída do comparador, nesta ocasião, é zero.

Observando-se este sistema de excitação se vê que o mesmo tem dois amplificadores sendo uma amplificação pequena no comparador (braço da alavanca) e uma amplificação maior, situada entre o integrador e o órgão de controle (a excitatriz piloto).

#### 4.3 – Regulador de ação direta

Para eliminar algumas irregularidades do regulador de ação indireta, surgiram então os reguladores eletro-mecânico de ação direta que apresentaram um

notável avanço sobre o seu predecessor, o regulador de ação indireta. O regulador de ação direta tem sensibilidade, rapidez de resposta e estabilidade bem superiores ao regulador de ação indireta. Este avanço foi conseguido, colocando-se o reostato de campo da excitatriz dentro do próprio regulador. O comando do cursor do reostato é direto, sem contatos que fecham e abrem e sem contatores. Também na área dos reguladores de ação direta existe muita diversificação entre fabricantes.

#### 4.3.1 – Componentes do regulador de ação direta

Na figura 4.4 aparece o sistema mecânico principal. Há uma mola espiral, que está ligada ao eixo principal do regulador. Ao eixo está acoplado o cursor do reostato de campo.

A mola tende a girar o eixo (e, portanto o cursor), no sentido horário. A força da mola é contrabalançada por um motor de características especiais. O sentido de giro do motor é anti-horário. Os pequenos batentes b1 e b2 são limitações físicas, que delimitam o deslocamento máximo do cursor.

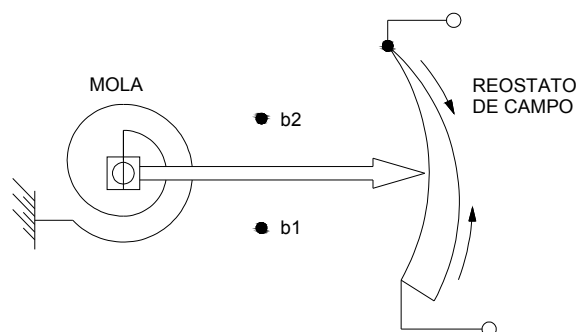


Figura 4. 4 – Sistema mecânico do regulador de ação direta.

A figura 4.5 mostra como o motor e a mola, estão montados sobre o mesmo eixo, ao qual está acoplado também o cursor do reostato.

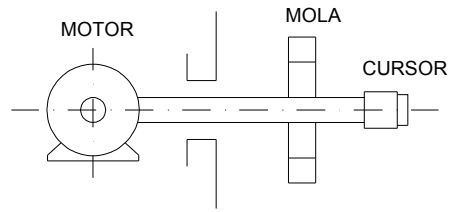


Figura 4. 5 – Montagem da mola e motor do regulador de ação direta.

A figura 4.6 mostra o controle do motor. Aparecem o resistor variável  $R_v$  e o potenciômetro  $P_c$ , em série com os dois campos do motor. Pode ser notado que um dos campos é convencional, mas o outro tem um capacitor em série. O circuito recebe a tensão alternada de duas fases do gerador, através de transformadores de potencial. Os dois campos funcionam da seguinte maneira.

Quando a tensão de saída do gerador está estável, passa corrente somente pelo campo convencional. Cria-se um torque no motor, em oposição ao torque da mola. Com um ajuste conveniente da força da mola e do resistor  $R_v$  (com o potenciômetro  $P_c$  a meio curso), consegue-se um estado de equilíbrio, de modo que o cursor do reostato de campo fica parado numa posição desejada.

Nesta ação haverá tensão e corrente de excitação, que correspondem à posição tensão nominal no gerador. Pelo outro campo não circula corrente, pois o capacitor, com resistores em série, é dimensionado de tal modo a oferecer alta reatância na frequência nominal (60 Hz). Mas quando há uma variação de tensão na saída do gerador, flui corrente pelo campo com capacitor. Como a variação de tensão, provocada pelo sistema de potência, é sempre mais lenta que 60 Hz o capacitor deixa passar a variação de tensão e haverá por consequência corrente no campo adicional. A variação de tensão provocará também uma variação de corrente no campo comum.

Desta forma o motor reage à ação dos dois campos, ao existir variação de tensão na saída do gerador. Deste modo é possível fazer o motor responder ao quadrado da tensão, o que provoca rapidez de resposta.

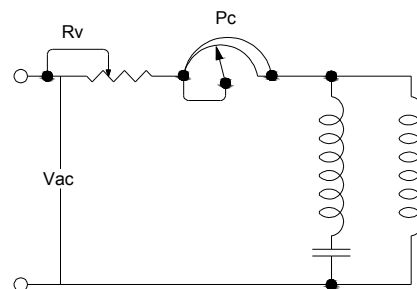


Figura 4. 6 – Controle do motor do regulador de ação direta.

Este regulador foi projetado para trabalhar no modo função automático. Neste caso a mola espiral tem torque sensivelmente igual durante todo curso útil do cursor do reostato. Pode-se dizer que o torque da mola é invariável. Como visto anteriormente o campo do motor age em função da corrente que percorre o mesmo. Esta corrente, por sua vez, é função da tensão de saída do gerador. A mola deve ser ajustada para dar certo torque, bem como o resistor  $R_v$  e o potenciômetro  $P_c$  devem ser ajustados de tal modo que, ao existir tensão nominal na saída do gerador, o torque do motor e o torque da mola sejam iguais. O cursor do reostato, evidentemente, estará parado numa posição correspondente à excitação nominal. Caso ocorra uma elevação de tensão na saída do gerador, faz-se necessário diminuir a excitação do mesmo. Para isto o motor faz o eixo do regulador girar rapidamente no sentido anti-horário. Mas ao girar, o eixo move o cursor do reostato e este vai inserindo cada vez mais resistências. A tensão e corrente de excitação diminuem reduzindo, portanto, a tensão do gerador. A tensão no circuito do campo do motor vai diminuindo e, portanto diminuindo o torque do motor. Este que começou a girar com torque bastante superior ao torque da mola, agora já diminui de velocidade de rotação.

À medida que a diferença de torques entre o motor e mola diminui, o motor gira cada vez mais devagar, até parar por completo.

Antes do ato de regulação, havia certa tensão na saída do gerador e em função desta tensão havia certa corrente no campo convencional do motor. Esta corrente produzia um torque exatamente igual ao torque da mola. Depois do ato de regulação, com o motor parado, não há corrente no campo com capacitor. Como só há corrente no campo convencional, e como o motor está parado, pode ser concluído que a corrente agora existente é exatamente igual à corrente que existia antes do ato de regulação. Desta forma a tensão do gerador está exatamente no valor anterior à elevação de tensão que provocou o ato de regulação. Existe agora novamente a tensão desejada na saída do gerador, com um valor diferente de excitação. A conclusão é óbvia, pois não houve alteração do torque da mola, nem dos valores de resistência de  $R_v$  e  $P_c$ .

Um raciocínio análogo mostrará que no caso de uma queda de tensão na saída do gerador, o torque do motor diminui. A mola supera o torque do motor fazendo o mesmo girar no sentido horário. Como o cursor do reostato acompanha o giro, há aumento da tensão e corrente de excitação. A tensão do gerador cresce e no instante em que o torque do motor iguala o torque da mola, o sistema fica imóvel e existe novamente tensão desejada na saída do gerador. Obviamente que o valor de excitação agora é diferente do anterior.

Então como visto anteriormente, num sentido o motor faz o eixo girar, contra o torque da mola. No outro sentido, a mola vence o torque do motor e o eixo gira com a mola agindo contra o torque do motor. No entanto, nos dois casos a velocidade de giro é a mesma, pois o eixo sempre gira em função da diferença de torque e não em função de um valor de torque absoluto. Assim, a velocidade para 5% de elevação ou 5% de diminuição de tensão é a mesma.

No entanto, como o torque do motor varia em função do quadrado da tensão, a velocidade inicial então varia em função da amplitude da variação de tensão.

Este tipo de regulador, pelo exposto, tem suficiente inteligência para graduar sua velocidade de resposta em função da amplitude do desvio de tensão.

Convém notar que o ângulo de giro do eixo é relativamente pequeno, para mover o cursor do reostato da posição extrema de tensão mínima até a posição extrema de tensão máxima. No tipo de regulador descrito, o reostato costuma ser duplo como mostrado na figura 4.7.

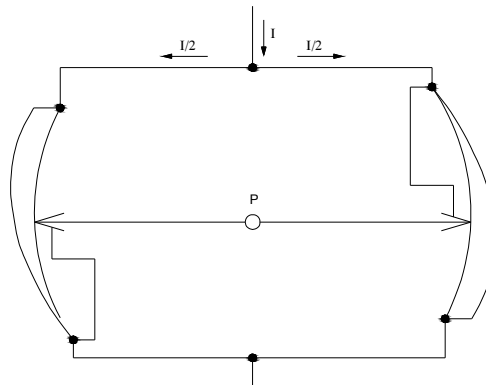


Figura 4. 7 – Duplo reostato do regulador de ação direta.

Na montagem da figura 4.7 nota-se que com o reostato duplo, formado por dois reostatos em paralelo, consegue-se diminuir bastante o ângulo de giro, o que equivale a aumentar a velocidade de resposta do regulador.

Quando a corrente no reostato é grande, exigindo um reostato avantajado, os fabricantes costumam colocar um sistema de comando hidráulico (óleo sob pressão) para mover o cursor do reostato. A peça móvel que controla o sistema é acionada pelo regulador. O sistema hidráulico representa uma simples amplificação de forças, sem influência no funcionamento básico do regulador.

Neste tipo de regulador existe o comando manual que nada mais é do que mover o cursor do potenciômetro  $P_c$ , alterando assim o valor da resistência inserida por este potenciômetro no circuito dos campos do motor. Haverá variação de corrente nos campos e o regulador observará um desvio de tensão, que deverá ser corrigido. Em todos os reguladores o operador age por tentativa. Ele move o cursor do potenciômetro e espera que a tensão se estabilize. Pelo voltímetro do painel de comando, o operador acompanha a tensão de saída do gerador e varia o cursor do potenciômetro até que esta tensão corresponda ao novo valor desejado.

A estabilidade deste regulador é dada por molas e por dashpot, como mostradas na figura 4.8.

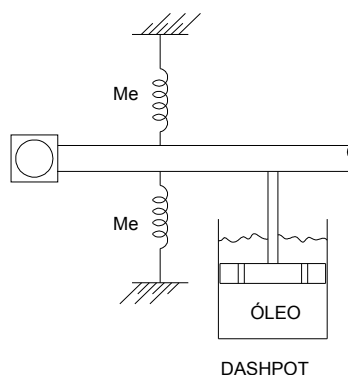


Figura 4. 8 – Dashpot do regulador de ação direta.

Há reguladores de ação direta, que em vez de reostato comum formado por resistências, ligadas a lâminas de cobre, sobre as quais corre o cursor, usam um reostato de placas de carvão. Estas placas são montadas em pilhas. O elemento eletro-mecânico do regulador movimenta as placas, num sistema basculante, de modo a variar a superfície de contato entre placas. As pilhas de placas de carvão funcionam como um reostato.

Este regulador com placas de carvão consegue lidar somente com pequenas correntes. É adequado para máquinas de pequena potência e pouca relevância dentro do sistema de potência.

Este tipo de regulador possui boa sensibilidade. Sua faixa morta é função do número de lâminas do reostato. Quanto mais lâminas houver, maior será a sensibilidade e menor a faixa morta. Os esquemas de excitação com reguladores eletro-mecânicos de ação direta costumam incorporar a excitatriz piloto.

O gráfico representativo do regulador de ação direta está mostrado na figura 4.9.

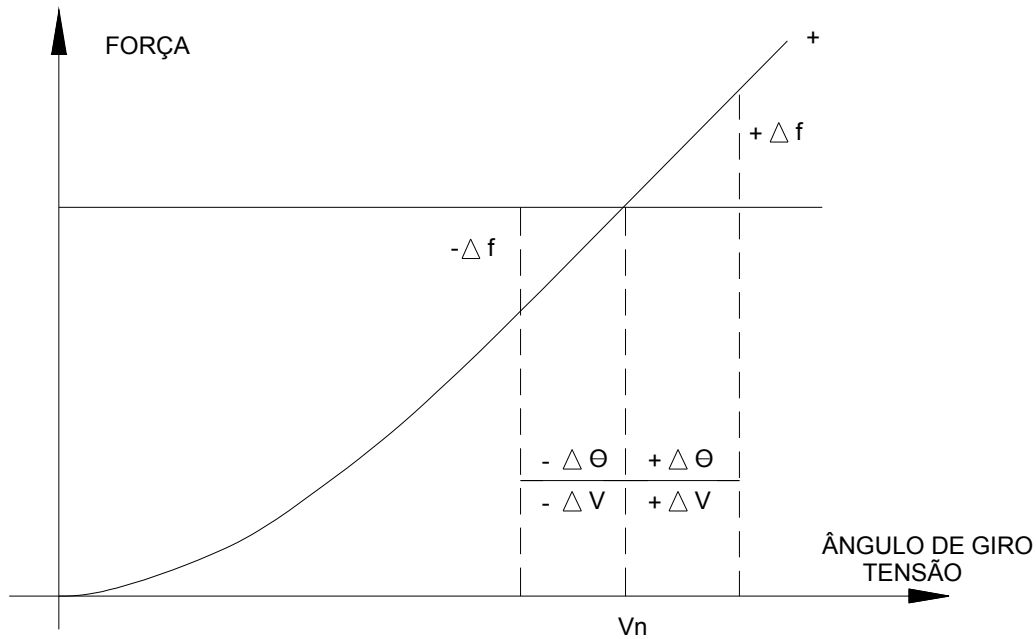


Figura 4. 9 - Gráfico do regulador eletro-mecânico de ação direta.

A força da mola é representada pela reta paralela ao eixo horizontal e é uma força invariável. A força do motor é representada pela curva exponencial. Há um só ponto de equilíbrio possível entre estas duas forças, correspondendo ao valor desejado de tensão na saída do gerador. Ao aparecer o desvio de tensão, há um desvio de forças que faz o cursor do reostato se mover. O movimento do cursor somente cessa quando o desvio de tensão está anulado. Há uma relação construtiva entre amplitude do desvio de tensão e desvio do cursor do reostato.

Neste tipo de regulador, o próprio circuito comparador tem característica integral. O sinal de saída deste circuito é o próprio desvio do cursor do reostato.

#### 4.4 – Regulador Elétrico

Os reguladores analisados possuem sistemas mecânicos-elétricos e peças móveis. A transformação da variação de uma grandeza elétrica em movimento de uma peça mecânica implica sempre em certa demora e causa degradação da sensibilidade do sistema. Também a velocidade de resposta não é muito grande, pois os sistemas mecânicos possuem massa e, portanto apresentam inércia. Para tirar uma massa do estado de repouso, é necessário fazer força, para vencer sua inércia. Isto representa degradação de sensibilidade, pois a massa somente se moverá depois que o sinal de comando (desvio de tensão) atingir certo valor. Depois que a massa está em movimento, ela não para instantaneamente. É preciso novamente fazer força para vencer sua inércia de movimento. Isto significa excesso de correção do desvio e representa uma degradação de estabilidade. Para dar sensibilidade e estabilidade aos



reguladores eletro-mecânicos, os fabricantes construíram a parte mecânica em peças pequenas, de pouca massa, de modo a diminuir os citados problemas.

Os sistemas mecânicos estão sujeitos a desgaste e necessitam de lubrificação, o que causa problema de manutenção.

É evidente que o regulador ideal deve ser sem peças móveis, sem tempo morto, de grande sensibilidade e de pouca manutenção. Este é o regulador elétrico, predecessor do regulador eletrônico, hoje usado. Como o regulador elétrico tem grande sensibilidade e como o sinal de saída dos equipamentos muito sensíveis sempre é bastante fraco, é necessário um amplificador de alto ganho entre o regulador e a excitatriz. A amplificação dada pela excitatriz piloto é insuficiente, por isto ela foi substituída por amplificadores estáticos, em conjunto com o regulador elétrico.

O regulador elétrico tem uma característica bastante desejável para um sistema de regulação de tensão, a capacidade de inverter a polaridade do seu sinal, em certas condições operativas, situação não observada no regulador eletromecânico.

Nos reguladores até agora mostrados, não havia circuitos de realimentação, seja para estabilização do regulador, seja para seu funcionamento básico. O cursor do reostato de campo funcionava como um integrador. Porém nos sistemas de excitação com regulador elétrico, não há reostato de campo. O amplificador alimenta o campo da excitatriz, de modo direto. Também o regulador elétrico tem um circuito comparador. Como se tem um sinal de controle que sai do valor zero e volta ao valor zero, após o ato de regulação, é necessário colocar entre o circuito comparador e o amplificador um integrador, ou então dar uma característica integral ao próprio amplificador. Os fabricantes costumam optar pelo amplificador com característica integral.

#### 4.5 – Regulador Eletrônico

Com o avanço da eletrônica, surgiram então os reguladores ditos eletrônicos, compostos por amplificadores operacionais. Em geral estes reguladores aparecem no sistema de excitação, atrelados a uma excitatriz estática formada por tiristores, onde a função do regulador é de controlar os ângulos de disparos dos tiristores.

Neste sistema a energia que alimenta os tiristores, é retirada dos terminais do gerador, ou seja, o sistema é auto-excitado. Para se conseguir desta forma disparar corretamente os tiristores no instante inicial, é necessária uma alimentação externa, chamada de excitação inicial, vinda geralmente do serviço auxiliar de corrente alternada ou contínua da usina. No regulador de tensão, chegam as tensões das três fases que passam pelo transformador de potencial (TP), e também as correntes das três fases ou duas fases ou apenas uma fase, que passa por um transformador de corrente (TC). As tensões entram no regulador para formar o circuito de realimentação do valor real da tensão

gerada, que será comparada com o valor de referência interna do regulador, mais conhecida como circuito gerador de valor teórico de referência. O valor de tensão da diferença desses dois circuitos é pois denominado de sinal de erro, que após passar por um circuito do tipo PID, dispara os tiristores da excitatriz estática, que alimenta o circuito de campo do gerador. Já as correntes do gerador em combinação com as tensões do mesmo, alimentarão os circuitos que servirão de base para formar os limitadores de máxima excitação, limitadores de excitação mínima e também os estabilizadores de sistema de potência.

Com o avanço da tecnologia digital a função regulação de tensão passou a ser executada não mais por componentes do tipo amplificadores operacionais e sim por um controlador lógico programável (CLP), onde a função regulação é executada por um algoritmo com linguagem própria e normatizada pela IEC.

Desta forma aos poucos está se deixando de fabricar reguladores analógicos e se fazendo uso de reguladores digitais, onde os recursos disponíveis são muitos e mais fáceis de manusear. A figura 4.10 mostra um esquema simplificado de um sistema de excitação atual com um regulador digital.

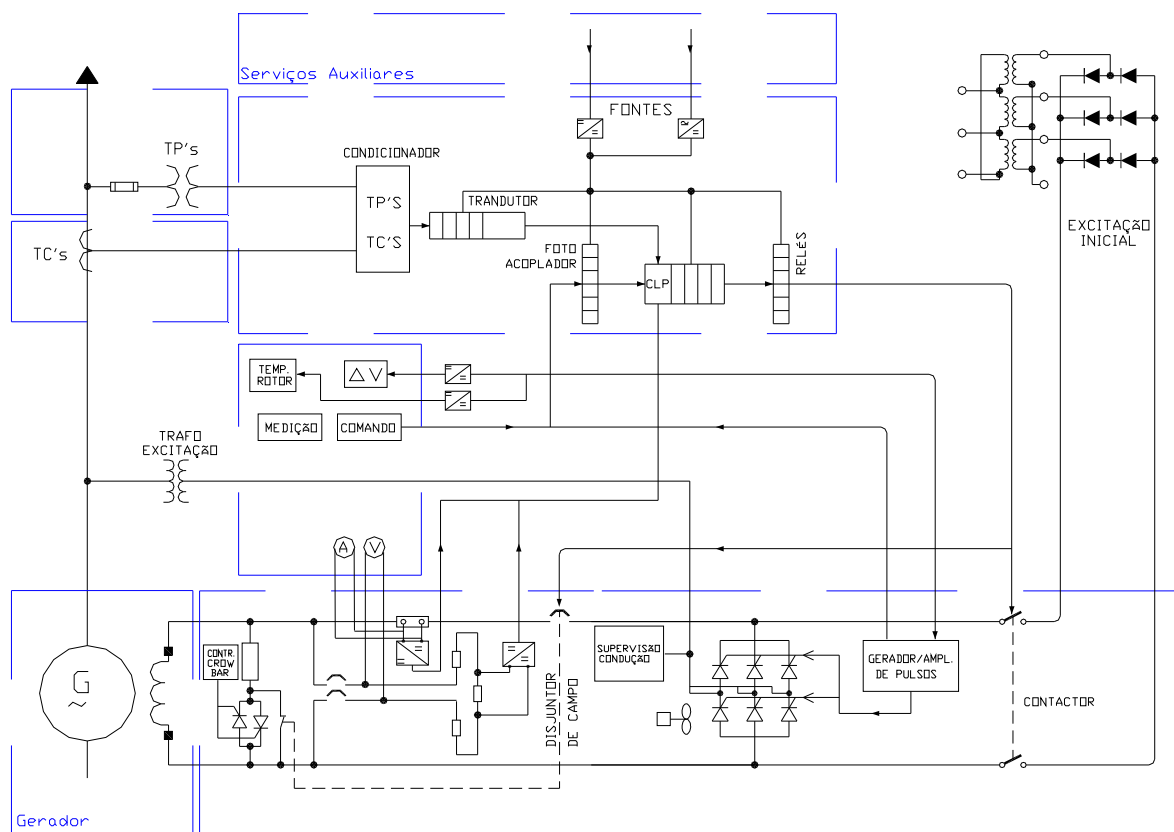


Figura 4. 10– Diagrama esquemático de um sistema de excitação com regulador de tensão digital.

#### 4.6 – Modelos matemáticos de sistema de excitação

Independente do tipo do regulador de tensão usado, sempre nos estudos envolvendo gerador, sistema elétrico, proteção e outros elementos é necessário o uso de modelagem matemática. A modelagem matemática de um sistema de excitação não é trivial, principalmente se for considerado o modelo dos reguladores de tensão mais antigos. Para uma melhor compreensão valem algumas considerações básicas sobre o assunto.

## 4.6.1 – Excitatriz

Um dos elementos que compõem o sistema de excitação é a excitatriz. Considerando-se o caso em que a excitatriz é uma máquina rotativa de corrente contínua, que poderá ser excitada em série ou em paralelo e operando em vazio, a sua representação é a mostrada na figura 4.11, onde  $R$  é a resistência total do circuito de campo,  $N$  é o número total de espiras  $V_R$  a tensão de entrada e  $\phi_f$  o fluxo no campo e que pela lei de Lenz/Faraday, pode então ser escrito:

$$N \frac{d\phi_f}{dt} = V_R - R i_f \quad (4.6)$$

O fluxo  $\phi_f$  é constituído de duas parcelas, sendo a primeira advinda do fluxo de armadura denominada  $\phi_a$  e a outra  $\phi_d$ , que é responsável pelo fluxo de dispersão.

Portanto, do exposto pode-se escrever que:

$$\phi_f = \phi_a + \phi_d \quad (4.7)$$

$$\phi_d = k_2 \phi_a \quad (4.8)$$

Substituindo-se a Equação (4.8) em (4.7), tem-se

$$\phi_f = (1 + k_2) \phi_a \quad (4.9)$$

Como a tensão  $V_f$  é proporcional ao fluxo  $\phi_a$  da armadura, tem-se:

$$V_f = k_1 \phi_a \quad (4.10)$$

Agora substituindo a equação (4.10) em (4.9), tem-se:

$$\phi_f = (1+k_2) \cdot \frac{V_f}{k_1} \quad (4.11)$$

Levando-se a equação (4.11) em (4.6) vem:

$$N \frac{(1+k_2)}{k_1} \cdot \frac{dV_f}{dt} = V_R - R i_f \quad (4.12)$$

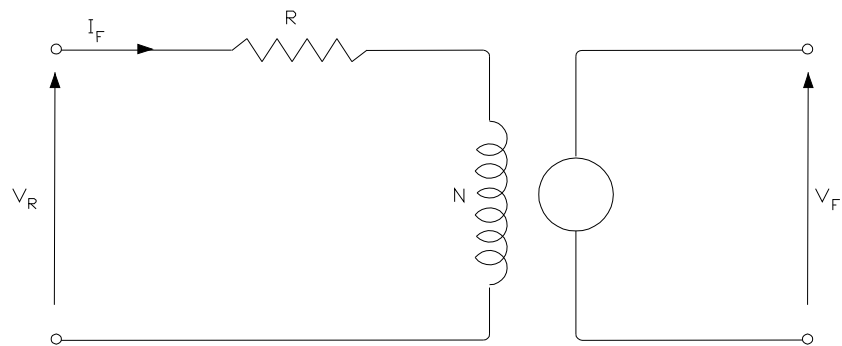


Figura 4. 11 – Excitatriz operando em vazio.

A curva de saturação em vazio para máquina de corrente contínua está representada na figura 4.12.

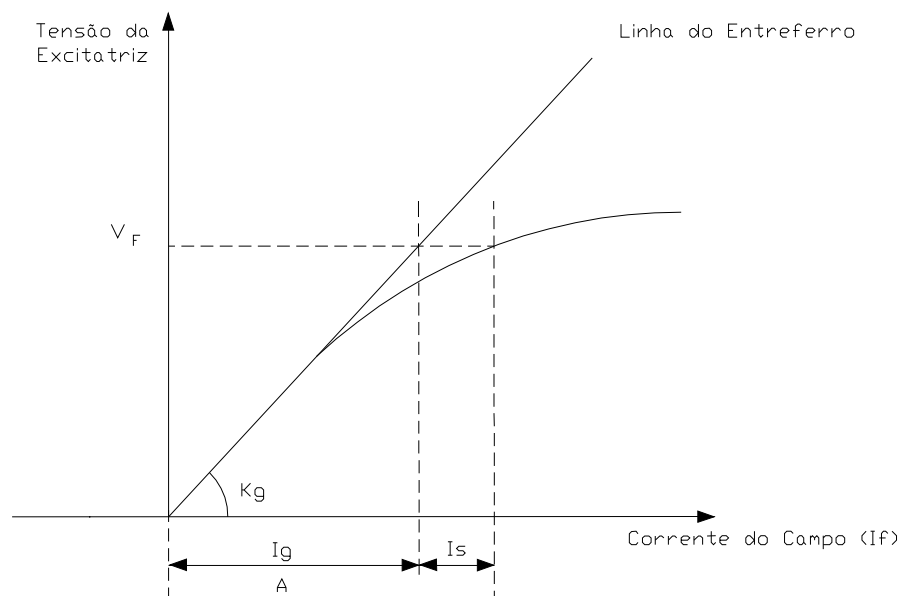


Figura 4. 12 - Curva de saturação em vazio.

Observando a figura 4.12 vê-se que a corrente total de campo pode ser decomposta em duas parcelas:

- a corrente necessária para produzir  $V_f$ , levando em consideração a linha do entreferro.

- a corrente adicional para obter-se o mesmo  $V_f$ , considerando agora a saturação.

$$\text{Logo, } i_f = i_g + i_s \quad (4.13)$$

Como  $V_f$  é proporcional a  $i_g$  tem-se:

$$V_f = k_3 i_g \quad (4.14)$$

Como  $i_s$  é função da tensão de campo  $V_f$ , tem-se também:

$$i_s = f(V_f) \quad (4.15)$$

Levando-se as equações (4.13), (4.14) e (4.15) para a equação (4.12), tem-se então:

$$\frac{N(1+k_2)}{k_1} \frac{dV_f}{dt} = V_R - R \left( \frac{V_f}{k_3} + i_s(V_f) \right) \quad (4.16)$$

Conhecendo-se que  $TE = \frac{N(1+k_2)}{k_1}$  e  $KE = \frac{R}{k_3}$ , tem-se então:

$$TE \frac{dV_f}{dt} + KE V_f = V_R - R i_s(V_f) \quad (4.17)$$

A equação (4.17) pode ser traduzida de acordo com a representação por diagrama de blocos da figura 4.13.

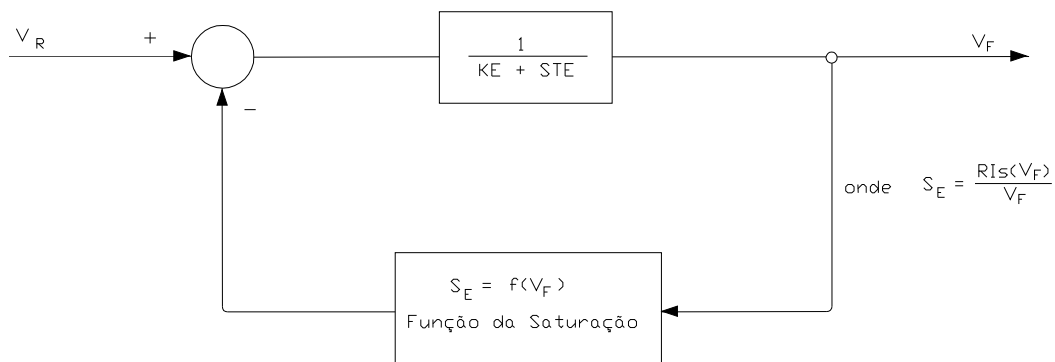


Figura 4. 13 – Diagrama de blocos correspondente à equação 4.17.

Da figura 4.13 pode ser extraído que:

KE – Representa a constante da excitatriz relacionada à excitatriz própria do campo da máquina

TE – Representa a constante de tempo da própria máquina

O efeito da saturação (SE) pode ser calculado a partir da curva de saturação da excitatriz 4.13.

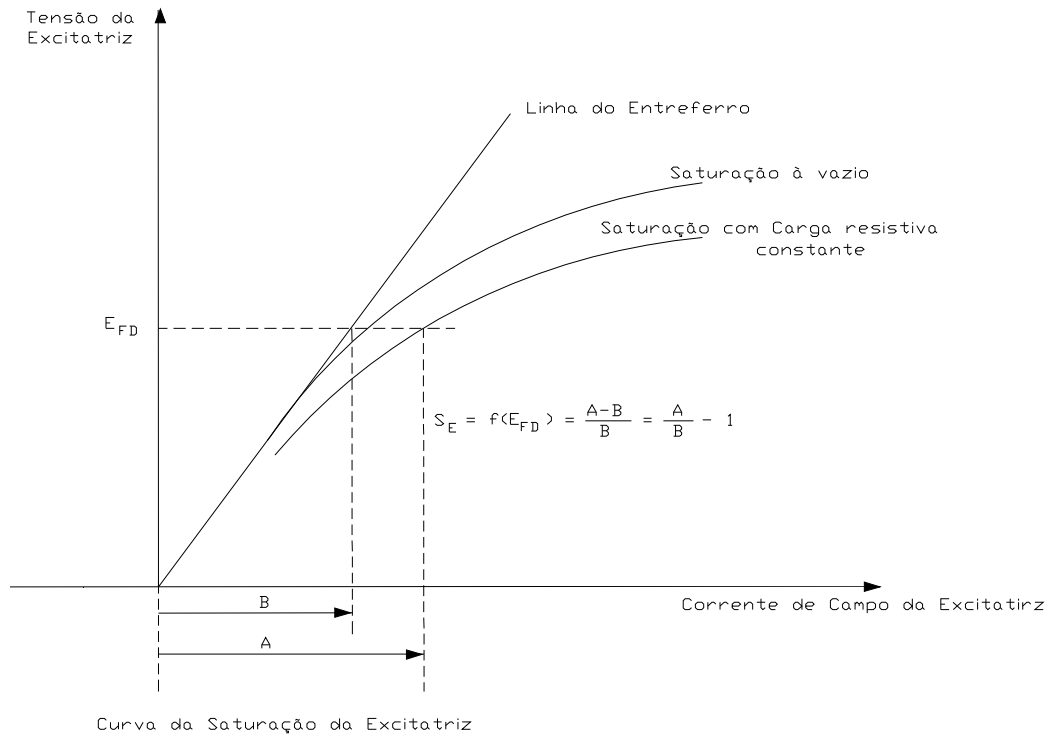


Figura 4. 14 – Curva de saturação da excitatriz.

Da figura 4.14 pode ser extraída a seguinte equação:

$$SE = \frac{A-B}{B} = \frac{A}{B} - 1 \quad (4.18)$$

Dependendo do programa a ser utilizado, o efeito da saturação pode ser representado de várias maneiras, mas em geral dois pontos de curva são suficientes para representá-la, e neste caso é sugerido que se utilize a tensão máxima como 0,75 da  $E_{fdmax}$  e a saturação como 0,75 $SE_{max}$ .

#### 4.6.2 - Amplificador

Outro elemento a ser considerado na modelagem é o amplificador. Este elemento pode ser considerado como tendo um ganho  $KA$  e uma constante de tempo  $TA$ . Como em qualquer amplificador, a tensão de saída  $V_R$  é limitada pela saturação. Logo:

$$V_R \min \leq V_R \leq V_R \max$$



O diagrama de blocos representativo está mostrado na figura 4.15.

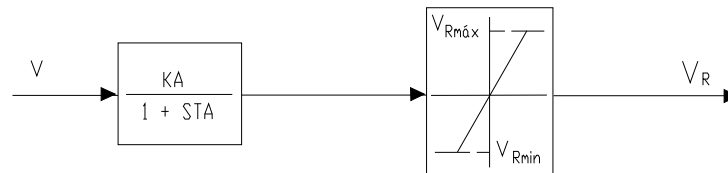


Figura 4. 15 – Diagrama de blocos de um amplificador.

#### 4.6.3 - Estabilizador

Um terceiro elemento a ser considerado nos diagramas de blocos é o estabilizador. A malha estabilizadora pode ser constituída por um simples transformador que fornece uma tensão  $V_{est}$  proporcional à derivada da corrente  $i_{est}$ , o que equivale a dizer que  $V_{est}$  é proporcional à tensão aplicada ao campo do gerador.

A tensão  $V_{est}$  pode então ser escrita como:

$$V_{est} = M \frac{di_{est}}{dt} \quad (4.19)$$

e

$$V_r = R i_{est} + L \frac{di_{est}}{dt} \quad (4.20)$$

Resulta então que:

$$\frac{V_{est}(s)}{V_r(s)} = \frac{sKf}{1 + sTf} \quad (4.21)$$

Da equação (4.21), obtém-se a função de transferência indicada na figura 4.16.

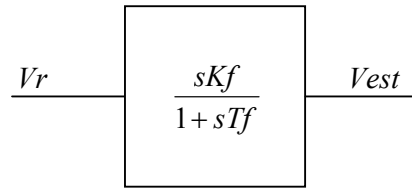


Figura 4. 16 - Função de transferência da equação (4.21).

Conhecendo-se todas estas funções de transferência anteriores, pode-se então montar o diagrama de blocos de um sistema de excitação geral, como mostrado na figura 4.17.

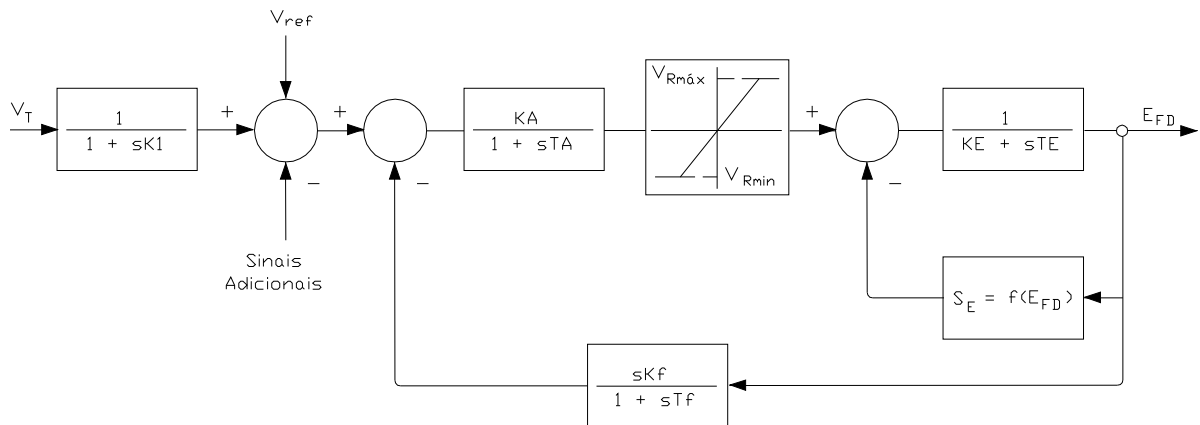


Figura 4. 17 – Diagrama de blocos geral para um sistema de excitação / regulador de tensão.

#### 4.6.4 – Modelos padronizados IEEE

De posse de todas as informações anteriores surgiram os modelos padronizados pelo IEEE. O modelo inicial foi o tipo 1.

Este modelo reúne os sistemas de excitação que possuem ação contínua do regulador e da excitatriz. O diagrama de blocos da figura 4.18 representa este tipo de sistema de excitação para uso em computador.

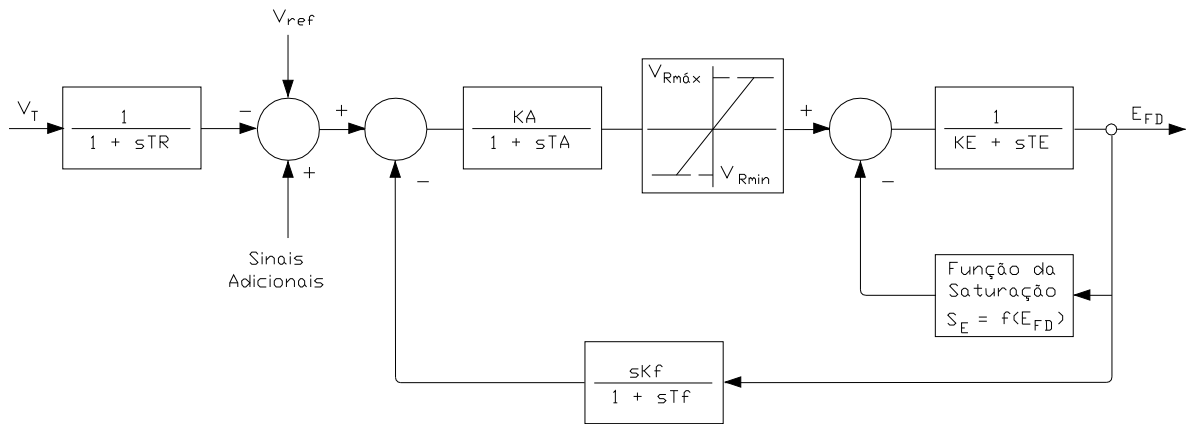


Figura 4. 18 – Representação de sistema de excitação com regulador e excitatriz de ação contínua – IEEE tipo 1.

Este diagrama pode ser usado para representar outros sistemas de excitação, bastando para isto admitir que a tensão máxima do amplificador não seja constante e sim proporcional à tensão terminal  $V_t$ , ou seja:

$$V_{R \max} = K_p V_t \quad (4.22)$$

Em geral para este tipo tem-se:

$$K_e = 1; T_e = 0 \text{ e } S_E = 0.$$

É importante observar que em regime permanente existe uma relação entre  $E_{fd \max}$ ,  $V_{R \max}$ ,  $S_E$  e  $K_e$ . Se três destas variáveis forem definidas a quarta estará também definida. A equação que rege esta dependência é:

$$V_{R \max} - (K_e + S_E \max) E_{fd \max} = 0 \quad (4.23)$$

O modelo IEEE tipo 2, é muito semelhante ao anterior, excetuando-se a malha estabilizadora. Neste caso, a realimentação não inclui a excitatriz (tensão na excitatriz não disponível) e, para compensar este fato, é implementada uma constante de tempo adicional, conforme mostrado na figura 4.19.

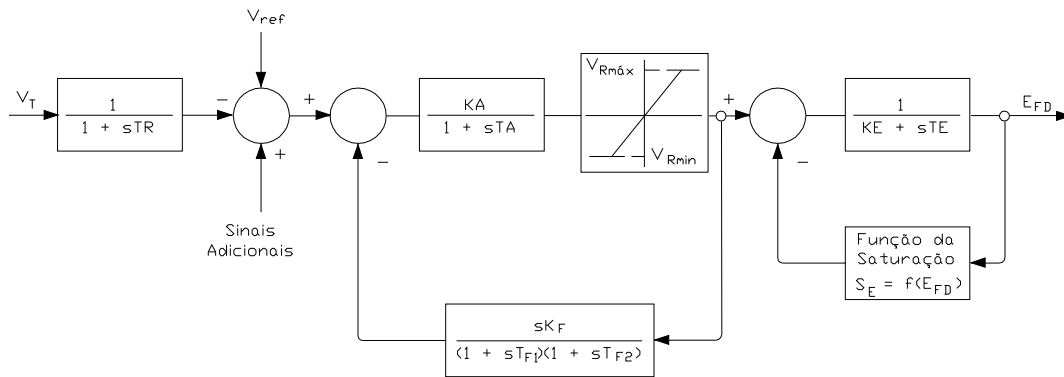


Figura 4. 19 – Representação de um sistema de excitação com retificação rotativa – IEEE tipo 2.

O modelo IEEE tipo 3, para sistemas de excitação, apresenta como característica ser estático e a alimentação de corrente e tensão para o sistema é derivada dos terminais da máquina. Na figura 4.20 encontra-se o diagrama de blocos do modelo correspondente. Após uma análise mais detalhada pode-se observar que a partir do terceiro somador é que este modelo apresenta diferença com relação ao modelo tipo 1.

Neste caso em análise o sinal de saída deste somador, é a soma do sinal de saída do amplificador, com um sinal que é função de  $V_t$ ,  $I_t$  e  $I_{fd}$ .

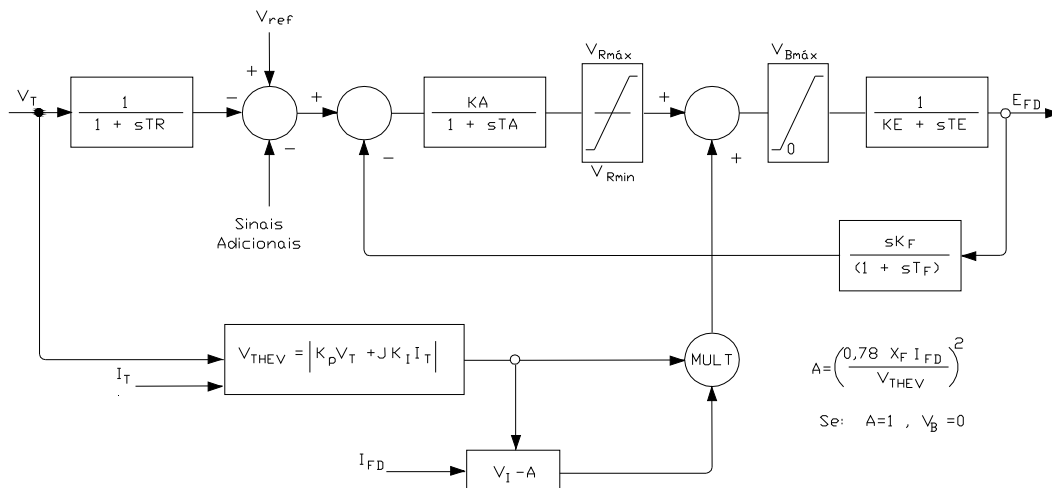


Figura 4. 20 – Representação de sistema de excitação estático com fonte terminal de tensão e corrente – IEEE tipo 3.

O modelo IEEE tipo 4, representa o sistema de excitação de ação não contínua, ou seja representa os sistemas de excitação mais antigos. Vários fabricantes se adaptaram a este modelo como, por exemplo, *General Electric* e *Westinghouse*.

Sendo de ação não contínua este sistema apresenta uma banda morta de operação na qual o sistema opera a *loop* aberto.

O tipo da resposta depende da amplitude de sinal de erro e apresenta duas velocidades. Os ajustes responsáveis por estas duas diferenças de velocidade são obtidos da seguinte forma:

1) Para erros pequenos, é feito um ajuste através de um reostato que por sua vez é ajustado por meio de um motor.

2) Para grandes erros, é feito um ajuste mediante a inserção e retirada (curto-circuito) de um reostato, de forma que um forte sinal é aplicado à excitatriz. A figura 4.21 apresenta o diagrama de blocos deste tipo de sistema de excitação.

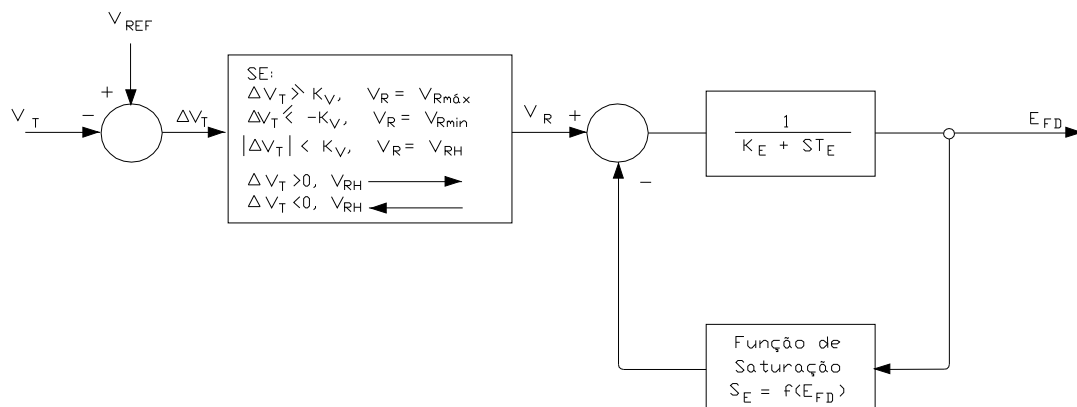


Figura 4. 21 – Representação do sistema de excitação de ação não contínua - IEEE tipo 4.

Neste sistema tem-se:

$V_{RH}$  é limitado entre  $V_{r\ min}$  e  $V_{r\ max}$ .

Nos modelos matemáticos vistos, apenas a malha principal do regulador foi mostrada. Entretanto o regulador de tensão para ser representado completo precisa que os limitadores presentes no equipamento sejam também modelados e validados. A validação se dá quando o modelo matemático representa fielmente o modelo físico. Na figura 4.22 é mostrado o modelo matemático do sistema de excitação/regulador de tensão da usina de Xingó.

Este sistema é utilizado nas modelagens para estudos do Sistema Elétrico Brasileiro, tanto pela CHESF quanto pelo ONS (Operador Nacional do Sistema Elétrico). Neste modelo o limitador de mínima excitação MEL (*Minimum Excitation Limiter*) ou UEL, está representado e será apresentado no capítulo 5.

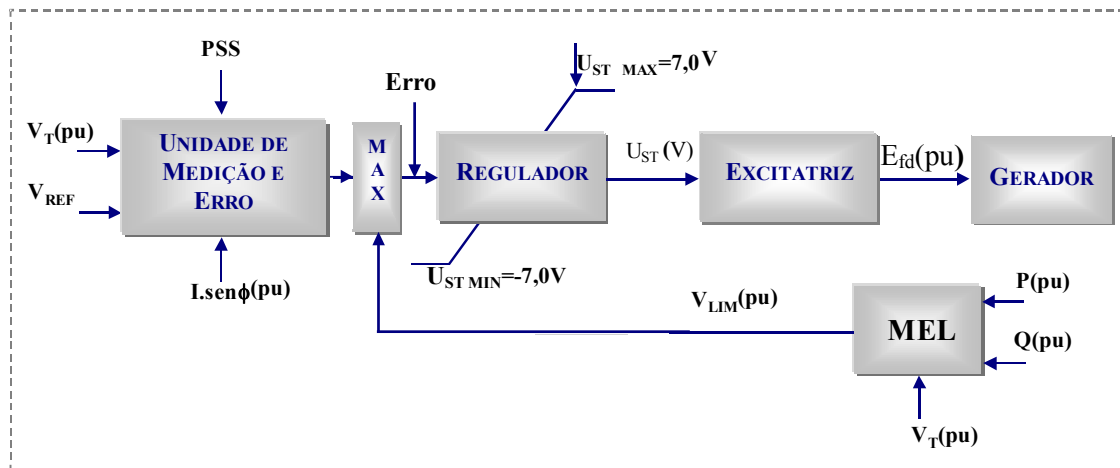


Figura 4. 22– Modelo do sistema de excitação / regulador de tensão, da usina de Xingó (CHESF).

No modelo da figura 4.22, as partes principais do sistema de excitação/regulador de tensão estão representadas.

A primeira é a unidade de medição e erro que recebe uma tensão de referência e compara com o valor medido da tensão terminal da unidade geradora. Adicionalmente outros sinais são conectados a esta unidade como o sinal de saída do PSS (*Power System Stabilizer*) e o sinal proporcional à potência reativa da unidade geradora, para formar o estatismo do regulador de tensão.

O modelo matemático que representa esta unidade é mostrado na figura 4. 23. Nesta figura, têm-se as seguintes grandezas:

- $V_{REF}$  = tensão de referência do regulador em “pu”;
- $I.sen\phi$  = componente reativa da corrente de armadura em “pu”;
- $V_T$  = tensão terminal medida em “pu”;
- $V_{SAD}$  = sinal de saída do PSS em “pu”.

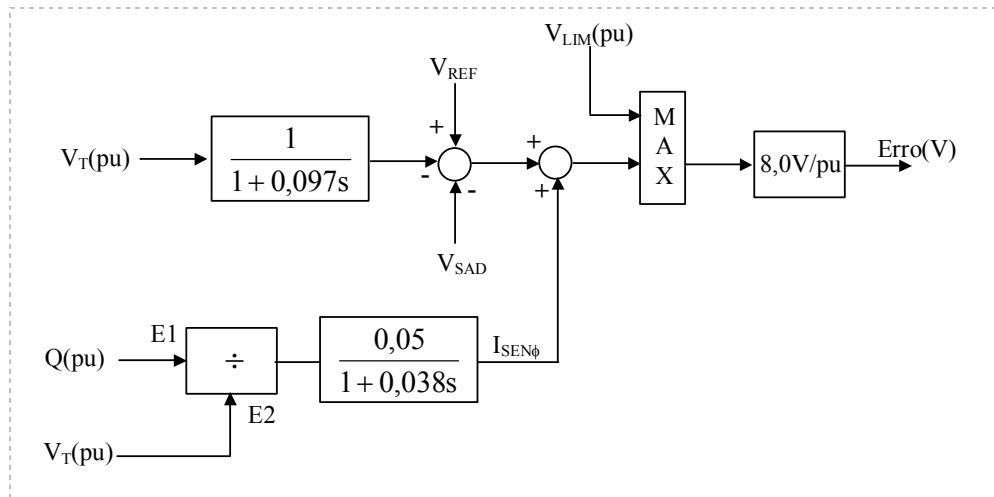


Figura 4. 23 – Unidade de medição e seleção de erro.

Outra parte importante é o regulador de tensão propriamente dito, que está representado no diagrama de blocos da figura 4.24, com todos os ganhos e limites.

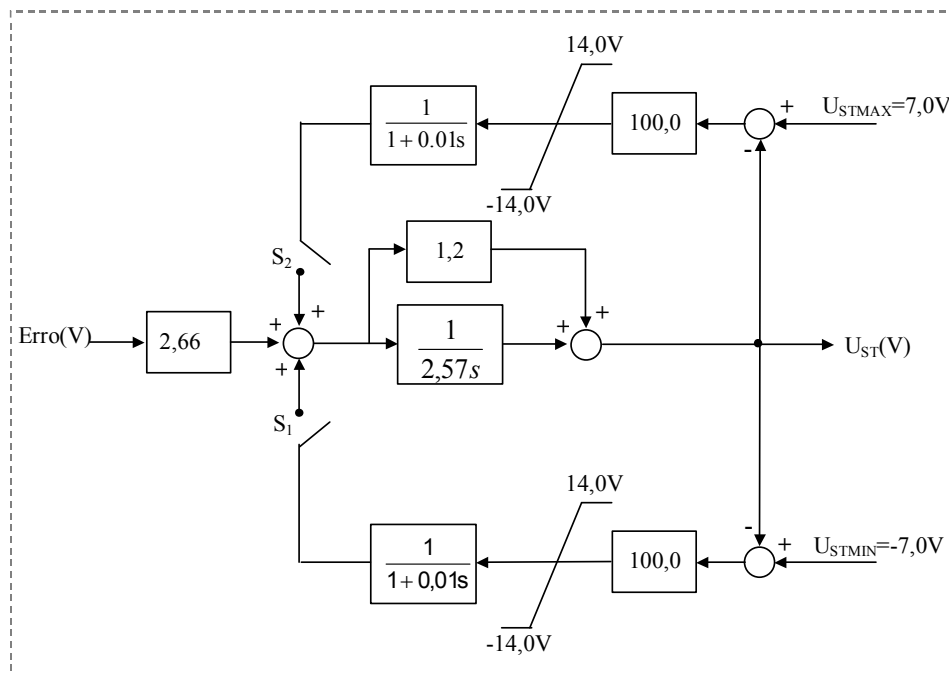


Figura 4. 24 – Diagrama de blocos do regulador de tensão da usina de Xingó.

A terceira parte importante deste modelo se refere à excitatriz. Sendo do tipo estática, a modelagem da excitatriz é bastante simples e consiste apenas na

multiplicação da tensão terminal da máquina (considerando que a ponte retificadora é alimentada diretamente da tensão terminal da máquina) e nos limites que representam os valores de teto da excitação (-3,47pu e 5,34pu). Um ganho é também usado para a interface com programas de simulação. O ganho da ponte de tiristores é 173 V/V enquanto a tensão base de campo é 221V. Tais condições são representadas no diagrama de blocos da figura 4.25.

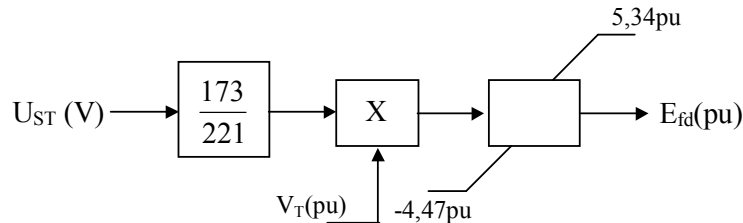


Figura 4. 25 – Modelo da excitatriz da usina de Xingó.

Os parâmetros mais importantes usados nas simulações estão representados na tabela 4.1, a seguir.

Descrição	Parâmetro	Unidade	Valor
Constante de Tempo da Medição de $V_t$	$T_E$	s	0,0970
Fator de Conversão pu/volt		pu/V	8,0
Ganho Proporcional	$K_P$	V/V	1,2
Constante de Integração	$T_N$	s	2,57
Limite Superior do Integrador	$UST_{MAX}$	V	7,0
Limite Inferior do Integrador	$UST_{MIN}$	V	-7,0
Base de Tensão de Campo ( $E_{fd0}$ )	$E_{fd}(\text{base})$	V	221,0
Ganho da Ponte de Tiristores	$K$	V/V	173
Estatismo de Tensão		%	5,0

Tabela 4.1: Valores dos Parâmetros Utilizados em Simulações do Regulador de Tensão da Usina de Xingó.

A resposta do regulador de tensão a um estímulo degrau de 5%, com a unidade geradora girando em vazio, para validação do modelo matemático, esta mostrada nas figuras 4.26 a 4.29. Os registros das figuras 4.26 e 4.27 são respectivamente a Tensão Terminal do modelo matemático e Tensão Terminal medida nos terminais da máquina e os registros das figuras 4.28 e 4.29 são respectivamente a Tensão de Campo do modelo matemático e a Tensão de Campo medida nos pólos positivo e negativo do campo da máquina. Estes registros mostram que o modelo é fiel e por conseqüência, validado.



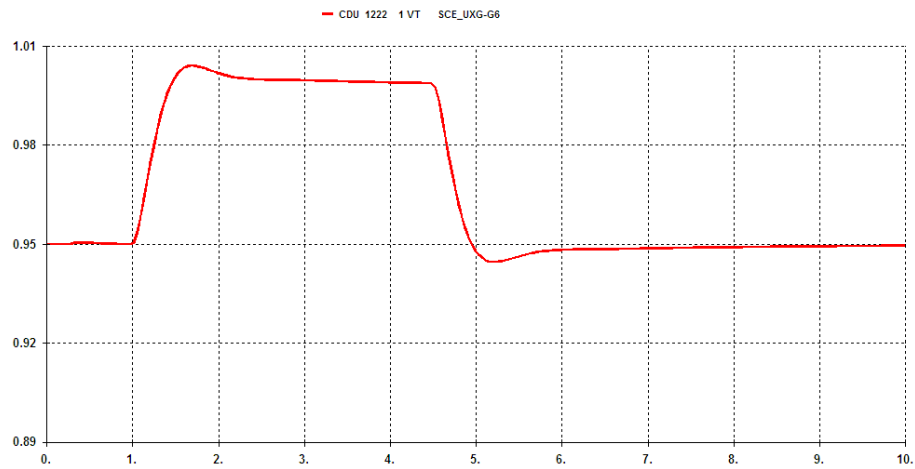


Figura 4. 26 – Tensão Terminal extraída das simulações em computador.

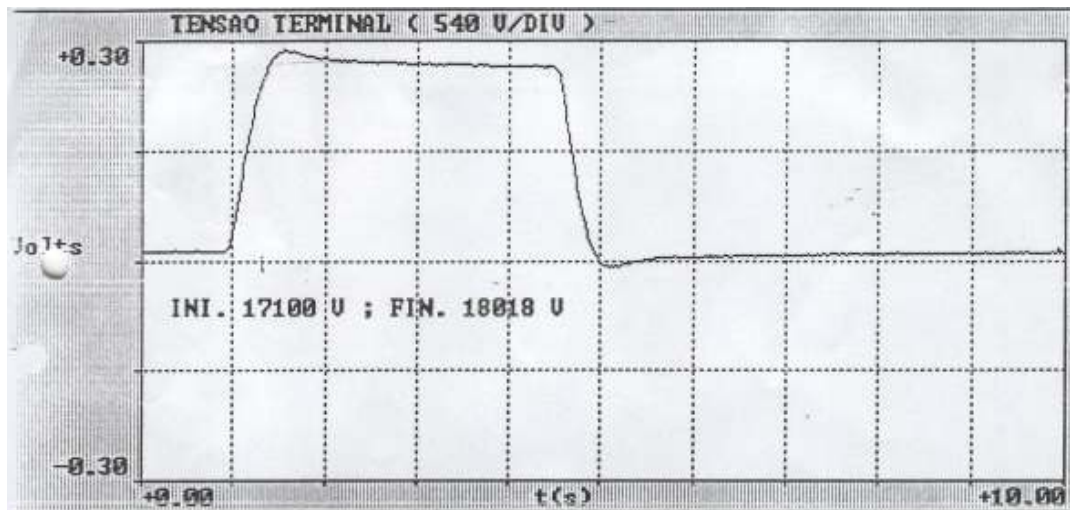


Figura 4. 27 – Tensão Terminal medida nos terminais da máquina.

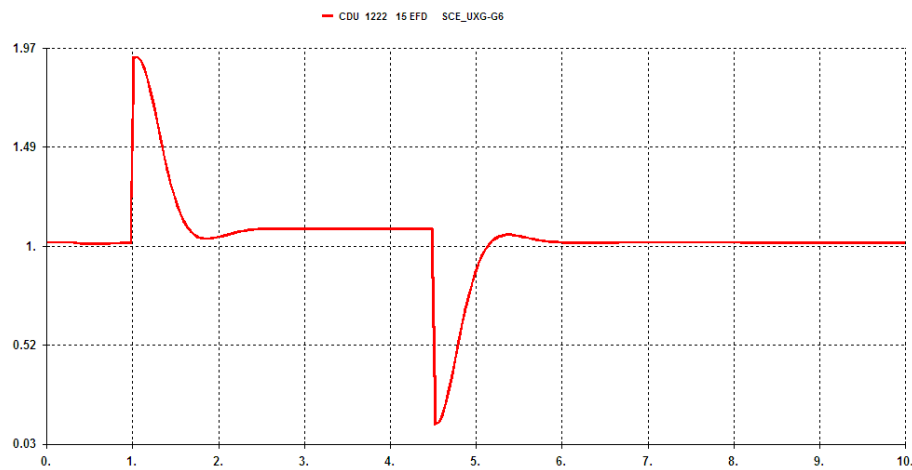


Figura 4. 28 – Tensão de Campo extraída das simulações em computador.

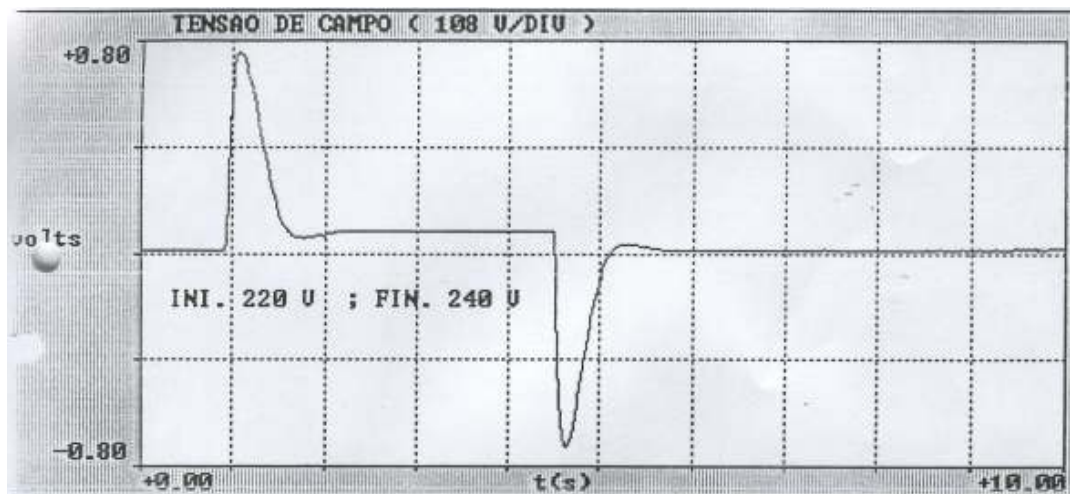


Figura 4. 29 – Tensão de Campo medida no campo da máquina.

---

## CAPÍTULO 5

### LIMITADOR DE SUBEXCITAÇÃO

#### 5.1 – Introdução

Poucos trabalhos são apresentados sobre limitadores de subexcitação (UEL – *Under Excitation Limit*, nomenclatura adotada pela IEEE-Standard) e sua interação com os Reguladores Automáticos de Tensão (AVR), Relés de Perda de Excitação (LOE – *Loss of Excitation Relay*), Estabilizadores de Sistemas de Potência (ESP ou PSS) e o Gerador Síncrono acoplado ao Sistema de Potência.

As maiorias das publicações que fazem alguma citação ao assunto são mais voltadas para os Estabilizadores de Sistemas de Potência (PSS) e sua interação com os UEL's.

Com o aumento do número de linhas de transmissão e conseqüente aumento no número de interligações do SIN (Sistema Interligado Nacional), os ajustes dos elementos de controle que integram os sistemas de excitação, passaram a ter uma atenção especial tanto para as empresas geradoras de energia elétrica como para o Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS).

Vários estudos foram realizados para que fosse possível transportar uma maior quantidade de energia através dessas interligações. No início foi dado um foco muito grande aos ajustes da malha principal do regulador de tensão e o PSS. Porém com o aumento dos casos de abertura das interligações e conseqüente aumento de áreas ilhadas, após as aberturas das linhas, que chegam a degradar os níveis de tensão e frequência nas áreas isoladas, os elementos de controle dos sistemas de excitação, com ênfase nos limitadores, tiveram que ter seus ajustes bem sintonizado com os relés de sobrecorrente de campo, sobrecorrente de armadura, perda de excitação e com os relés de subexcitação dos serviços auxiliares que alimentam a planta.

## 5.2 – Condições Anormais de Operação de um Gerador Síncrono

Operar um gerador em condições anormais produz em geral efeitos não satisfatórios tanto para o gerador como para a turbina. Os sistemas de controle devem evitar que a máquina atinja tal condição e por sua vez os dispositivos de proteção devem então retirar a unidade de operação.

Basicamente têm-se as seguintes condições que levam uma unidade geradora a operar em condições anormais:

- Perda de excitação
- Instabilidade com perda de sincronismo
- Motorização
- Operação em condições de desequilíbrio

Como o objetivo desta análise, está voltada para as interações entre os UEL, LOE e PSS, as condições anormais de operação mais típicas para estes casos são: a perda de excitação e a instabilidade com perda de sincronismo.

Quando há perda da excitação de um gerador, ou em casos de grandes perturbações como em curto-circuito ou saída de linhas de interligação, o campo do rotor reduz drasticamente de valor ou se extingue, reduzindo o torque de acoplamento da máquina com o sistema, o que leva à perda de sincronismo.

Nestes casos, a corrente do rotor decai com a taxa determinada pela constante de tempo do circuito de campo. As tensões internas do gerador decaem na mesma taxa. O fornecimento de potência reativa decai e o gerador passa a absorver potência reativa do sistema.

A redução da tensão interna do gerador enfraquece o acoplamento magnético entre rotor e estator causando a perda de sincronismo. A velocidade do rotor aumenta, e o sistema de regulação de velocidade diminui a potência da turbina conforme o estatismo, como visto no item referente ao sistema de regulação de velocidade. Um novo ponto de equilíbrio é atingido, com o gerador operando como gerador de indução, drenando potência reativa do sistema.

Na condição da máquina estar operando a plena carga, o escorregamento final fica na faixa de 2% a 5%. O valor da potência ativa fornecida ao sistema é menor do que a potência fornecida antes da falha. O escorregamento é importante, pois determina a reatância efetiva do gerador, o que determina o impacto na operação após o distúrbio.

A impedância do gerador decresce com o aumento do escorregamento e, por sua vez o escorregamento aumenta com o carregamento inicial do gerador.

Portanto, quanto maior a carga inicial do gerador, maior é a corrente assíncrona e mais severa são as conseqüências para o gerador.

A operação como máquina de indução leva à absorção de um grande valor de potência reativa. Isto tem várias conseqüências, que podem causar danos à máquina e problemas ao sistema elétrico de potência. A corrente de armadura pode aumentar de 2 a 5 vezes do valor nominal e a absorção de reativo pode atingir valores até 7 vezes o valor nominal. Correntes parasitas na frequência de escorregamento são induzidas no rotor, com uma magnitude proporcional à potência do gerador.

Para a condição inicial com carga leve, o gerador pode não perder o sincronismo após a perda de campo. Neste caso, a máquina opera como um gerador síncrono baseado no princípio de relutância. A máquina absorve então potencia reativa do sistema para estabelecer o campo magnético.

Do ponto de vista do sistema, a condição de operação com perda total ou parcial do campo da máquina, pode provocar depressão das tensões e problemas de controle de tensão. Para a unidade geradora, a operação como gerador de indução pode levar a sobreaquecimento do estator e provocar valores elevados de torque pulsante.

A gravidade do problema depende da condição de operação em que ocorre o distúrbio. Para um gerador de indução, a impedância é função do escorregamento. Quanto maior o deslizamento, menor é a impedância da máquina.

Para uma condição de alto carregamento no instante da ocorrência, tem-se uma elevada potência mecânica e, portanto um elevado escorregamento. Isto conduz a uma baixa impedância e a maior consumo de potência reativa, levando a altas correntes de estator e baixa tensão terminal, podendo em alguns casos provocar colapso no sistema.

A perda da tensão de campo de uma unidade hidráulica pode não levar à perda de sincronismo, para um carregamento de até 25% de carga nominal. Se o sincronismo for perdido, o escorregamento é maior devido à atuação mais lenta do regulador de velocidade e ao fato de que máquinas de pólos salientes são menos eficientes como geradores de indução.

### 5.3 – Relé de Perda de Excitação

A perda de excitação é geralmente detectada por relés de sobrecorrente ou subtensão no circuito de campo ou por relés direcionais de distância tipo 'mho' que olham para dentro do gerador, a partir dos terminais do mesmo.

A operação dos relés de corrente e de tensão no circuito de campo é óbvia e a operação do relé de distância pode ser mais bem visualizada pelo uso do diagrama R-X, como mostrado na figura 5.1.

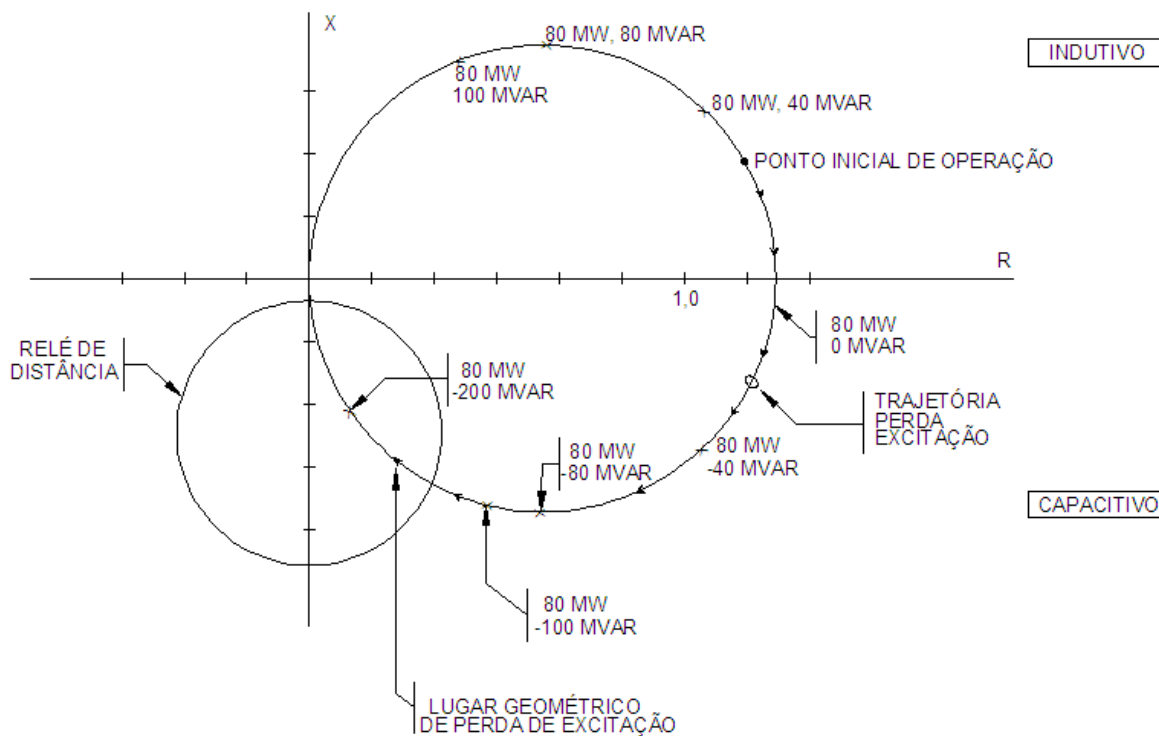


Figura 5. 1 – Trajetória da perda de campo e relé de proteção.

Quando falta o campo do gerador, o fluxo de eixo direto do rotor vai decair, e a unidade geradora vai aumentar a sua velocidade e sair de sincronismo com o resto do sistema. O impacto para o sistema, quando a máquina sai de sincronismo, não é tão grave se o nível do fluxo do rotor do gerador (ou da tensão interna da máquina) for baixo. Negligenciando qualquer oscilação de potência devido ao fluxo do rotor, a máquina fará a transição de gerador síncrono para gerador de indução, incluindo um período de velocidade aumentada do rotor com produção constante de potência. Durante a transição, no entanto, a produção de reativo irá diminuir a zero e, em seguida, ficará negativa, e a máquina absorverá sob forma de reativo de 2 a 4 vezes sua capacidade nominal.

A figura 5.1 mostra o gráfico que pode ser traçado por um gerador, inicialmente operando a plena carga e para o qual falta a excitação. Pode ser notado que ao se manter constante o fluxo de potência ativa nos transformadores de potencial (TP) e de corrente (TC) do relé e variar o fluxo de reativo de mais infinito a

menos infinito, é possível se traçar um círculo no diagrama R-X, como na figura 5.1.

Como os relés de perda de excitação são oriundos dos relés direcionais de distância do tipo mho, os mesmos são basicamente regidos por uma equação de torque. Estes relés são na sua essência relés direcionais com retenção por tensão, cuja equação de torque é:

$$T = K_1VI(\theta - \tau) - K_2V^2 - K_3 \quad (5.1)$$

Onde:

$\theta$  é o ângulo entre a tensão e a corrente.

$K_1, K_2$  e  $K_3$ , são constantes que dependem da construção do relé.

$\tau$  é o ângulo para o máximo conjugado positivo.

Pelo método de tentativa e erro, pode-se plotar a característica deste relé num diagrama R-X (substituindo os valores de  $I, V$  e  $\theta$  na equação 5.1 que dará torque positivo, ou região de disparo, se  $T > 0$ , ou a região de bloqueio se o torque for negativo, isto é,  $T < 0$ ). Ou pode-se anular  $T$  e resolver a equação para  $V/I$ , plotando estes valores no diagrama R-X, à medida que  $\theta$  varia de  $+90^\circ$  a  $-90^\circ$ .

No ponto de equilíbrio, quando  $T$  é zero:

$$K_2V^2 = K_1VI \cos(\theta - \tau) - K_3 \quad (5.2)$$

Dividindo por  $K_2VI$  tem-se

$$\frac{V}{I} = z = \frac{K_1}{K_2} \cos(\theta - \tau) - \frac{K_3}{K_2} \frac{1}{VI} \quad (5.3)$$

Se  $K_3$  for suficientemente pequeno, o último termo pode ser desprezado e o ponto de equilíbrio do relé assumirá o aspecto mostrado na figura 5.2, onde o tamanho do círculo é aproximadamente independente do valor da tensão e corrente aplicada no relé.

Desta forma, na figura 5.2, o relé desenvolverá torque positivo quando  $z$  cai dentro da característica, e desenvolverá torque negativo quando  $z$  cai fora da característica, onde  $z = \frac{V}{I} \angle \theta_z$ , como se mostra na figura 5. 2.

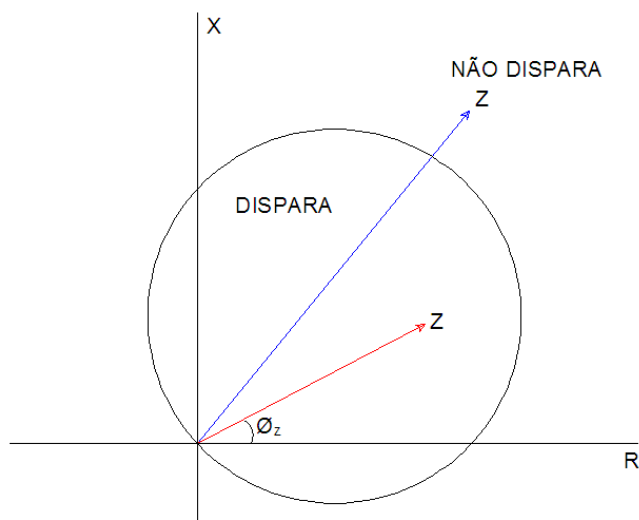


Figura 5. 2 – Característica de torque no diagrama R-X.

Para o caso de uma linha típica de transmissão ao se sobrepor sua impedância no diagrama R-X e ajustando-se convenientemente o relé, pode-se tornar o mesmo sensível para faltas em trechos selecionados da linha desde o local do relé e na sua direção. Esta condição é mostrada na figura 5.3, onde não é desejado um disparo para faltas na extremidade remota da linha, ou seja, para F1 o relé atua e para F2 o relé não atua.

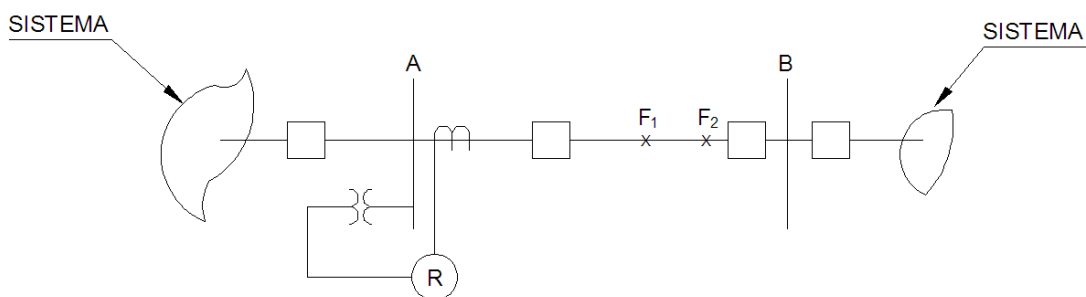


Figura 5. 3 – Linha de transmissão típica com relé de proteção seletivo.

Instalando-se dois ou três relés do tipo “mho” em local estratégico, pode-se garantir proteção instantânea para a seção de linha, bem como proteção de



retaguarda para as linhas adjacentes. Desta forma, um relé “mho” pode possuir três zonas, sendo a primeira instantânea e as outras temporizadas.

No caso de uma máquina síncrona em operação normal, conectada ao sistema elétrico, a impedância representa um ponto distante da máquina, conforme mostrado na figura 5.4 pelo lugar geométrico das cargas.

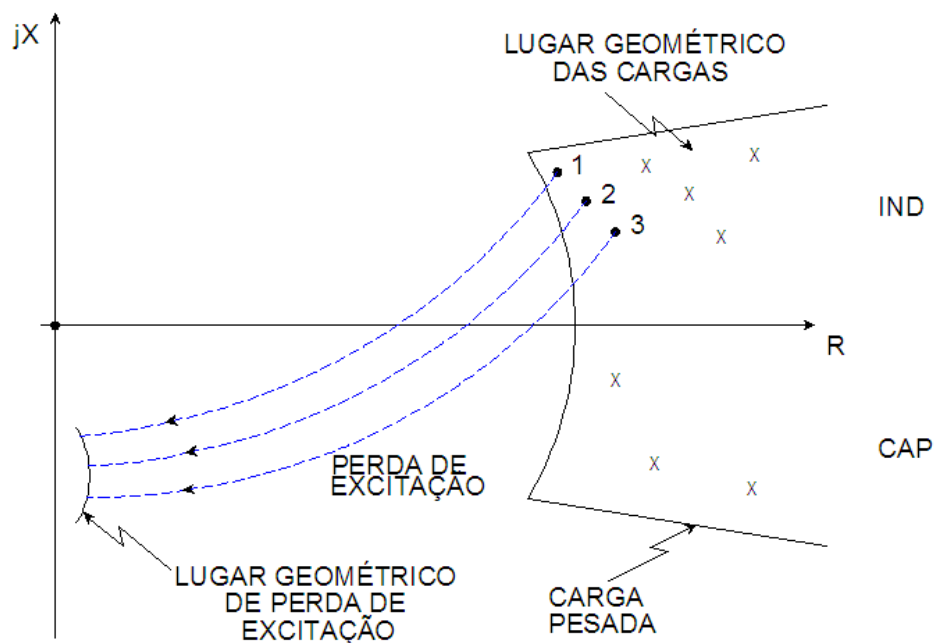


Figura 5. 4 – Lugar geométrico das cargas.

Para o caso desta máquina síncrona que está em operação normal e conectada ao sistema elétrico, a perda súbita de excitação, resulta em que a trajetória da impedância seja, por exemplo, aquela indicada para os pontos 1,2 e 3 da figura 5.4, estabilizando-se na região do lugar geométrico de perda de excitação.

Isto é, sem excitação a impedância da máquina síncrona é quase que puramente reativa e está posicionada sobre a parte negativa do eixo  $jX$  da figura 5.3. É por isso que na perda de excitação, a máquina passa a absorver muito reativo do sistema elétrico, afundando a tensão nos barramentos a ela conectados, colocando em risco os outros geradores e seus sistemas auxiliares.

Então para prover a proteção contra perda de excitação de um gerador síncrono utiliza-se a função 40 padronizada pela norma C37-2 da IEEE/ANSI (*American National Standards Institute*), que é realizada pela proteção direcional de distância tipo “mho”, como representada na figura 5.5.

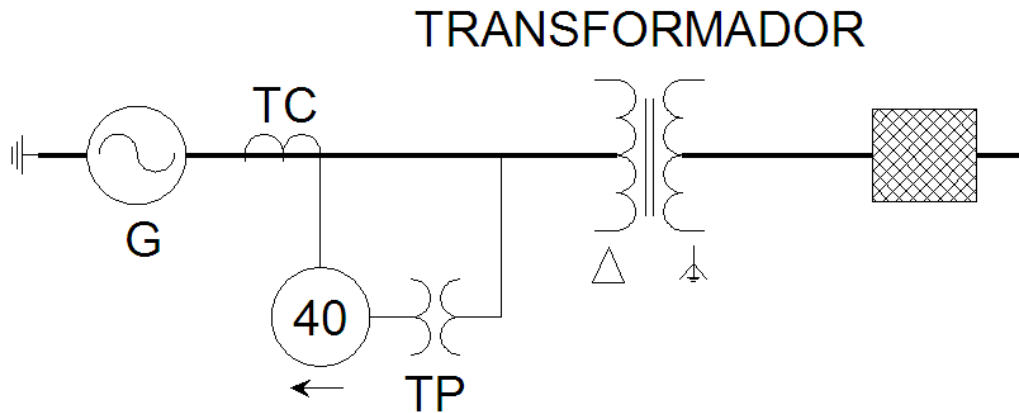


Figura 5. 5 - Proteção direcional de distância tipo "mho".

Neste esquema, o relé direcional está ajustado para o interior da máquina síncrona e seu ajuste deve cobrir a zona do lugar geométrico das impedâncias de perda de excitação da figura 5.4. Isto é conseguido com o relé que tenha um deslocamento de  $-X'd/2$  e ajustado com o valor de  $X_d$ , como mostrado na figura 5.6.

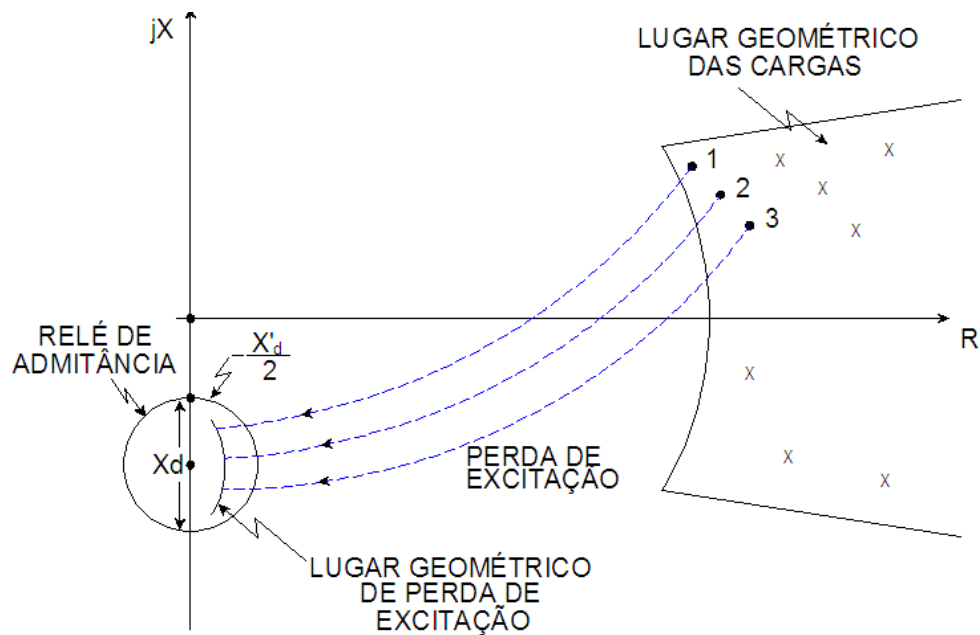


Figura 5. 6 – Característica e ajuste do relé 40.

Onde:

$X_d$  é a reatância síncrona de eixo direto da máquina.

$X'd$  é a reatância transitória de eixo direto da máquina.

Então pode ser observado pela figura 5.6 que, quando ocorre a perda de excitação a impedância da máquina síncrona entra na zona de atuação da proteção de perda de excitação.

Os ajustes dos relés 40, em sua maioria são representados por um diagrama R-X. Entretanto, a máquina síncrona é sempre representada por uma curva chamada de capacidade ou capacidade, ou seja, em um diagrama P-Q como vista em capítulo específico. Desta forma para uma melhor compreensão ou visualização, a representação do relé em um diagrama P-Q, torna-se bastante eficaz, pois a partir desta representação pode ser possível a comparação visual entre o ajuste do relé 40 e o UEL.

Desta forma, se faz necessário a conversão do diagrama R-X em diagrama P-Q. Para tanto, se torna importante o conhecimento dos dois tipos de diagrama.

O diagrama R-X consiste, pois, em um par de eixos ortogonais que leva na ordenada a resistência R e na abscissa a componente reativa X, conforme figura 5.7.

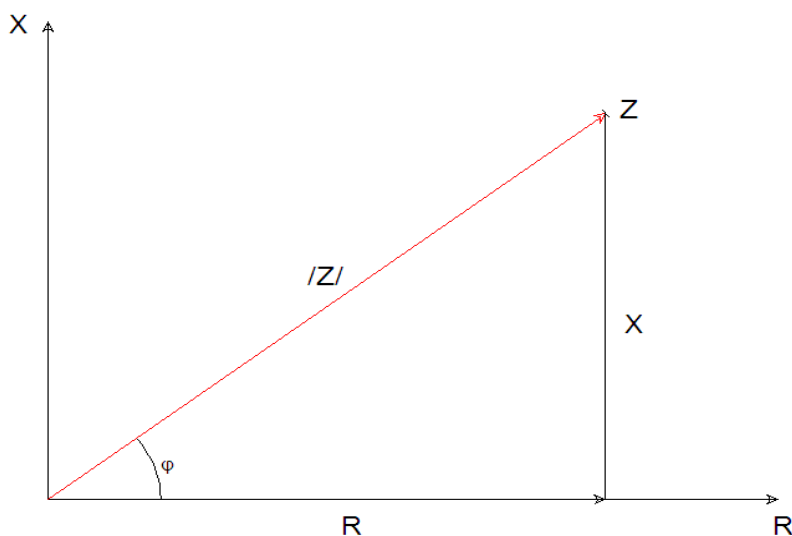


Figura 5. 7 – Diagrama R-X.

Deste modo, cada ponto deste diagrama determina uma impedância cuja magnitude está representada pela distância entre a origem e o ponto considerado (módulo de Z) e sua característica pelo ângulo  $\varphi$ , que represente a defasagem entre a corrente e a tensão aplicada a esta impedância. Evidentemente  $\varphi$  depende dos valores de resistência e reatância do circuito.

Se o ângulo  $\varphi$  relaciona os parâmetros Z-R e também a tensão com a corrente, existe então um gráfico tensão-corrente em que o ângulo está representado em idêntica forma.

Ao estudar este problema conclui-se que a única maneira para que todas as relações sejam corretas, é representar a corrente na abscissa e a tensão defasada do ângulo  $\varphi$ , conforme a figura 5.8.

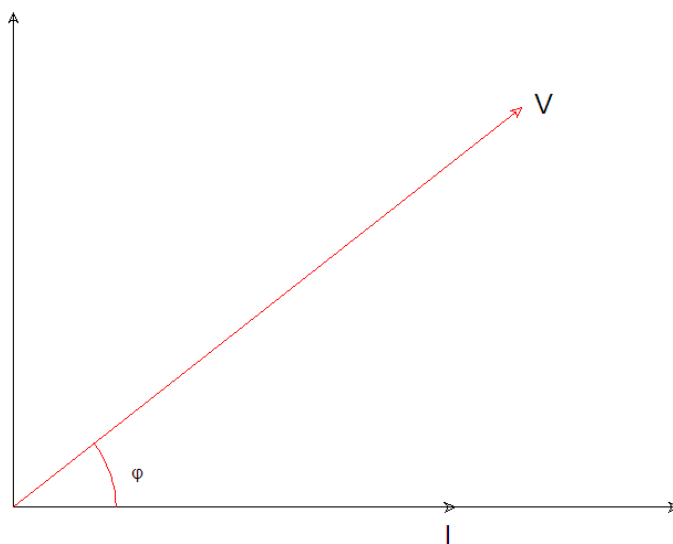


Figura 5. 8 – Representação correta do eixo das correntes.

Pode ser observado que comparando separadamente as figuras 5.7 e 5.8, o ângulo  $\varphi$  é exatamente o mesmo, em ambos os casos.

O diagrama R-X permite superpor em um mesmo gráfico as condições de operação de um sistema elétrico e os parâmetros R, X e Z deste mesmo sistema. Com efeito, em cada ponto do sistema, os valores de tensão, corrente e defasagem entre ambos, determinam um ponto no diagrama R-X, de acordo com as seguintes relações:

$$R = \frac{V}{I} \cos \varphi \quad (5.4)$$

$$X = \frac{V}{I} \operatorname{sen} \varphi \quad (5.5)$$

Conforme visto em capítulo específico,

$$S = P + jQ \quad (5.6)$$

Onde se tem que a potência aparente  $S$  corresponde a um número complexo e portanto pode ser representada em um plano complexo com dois eixos ortogonais, onde a abscissa dará a parte real e a ordenada a parte imaginária, ficando então assim definido que a parte real corresponde à potência ativa e a parte imaginária corresponde à potência reativa, conforme figura 5.9.

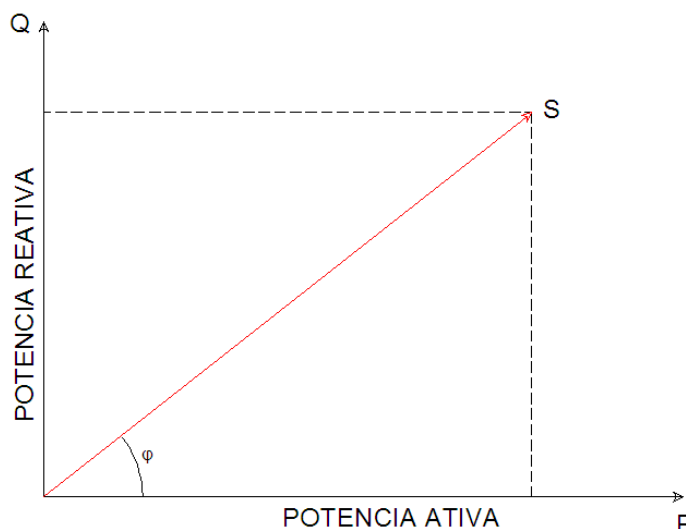


Figura 5. 9 – Representação do diagrama P-Q.

Este diagrama é denominado de diagrama P-Q e o ângulo  $\varphi$  é o mesmo que está representado nas figuras 5.7 e 5.8.

Ao se relacionar os diagramas das figuras 5.9 e 5.8, pode ser observado que os mesmos são totalmente compatíveis.

Com isto se leva a crer que os três diagramas das figuras 5.7, 5.8 e 5.9, podem se sobrepor desde que na abscissa estejam respectivamente a resistência  $R$ , a corrente  $I$  e a potência ativa  $P$ , tal como mostrado na figura 5.10.

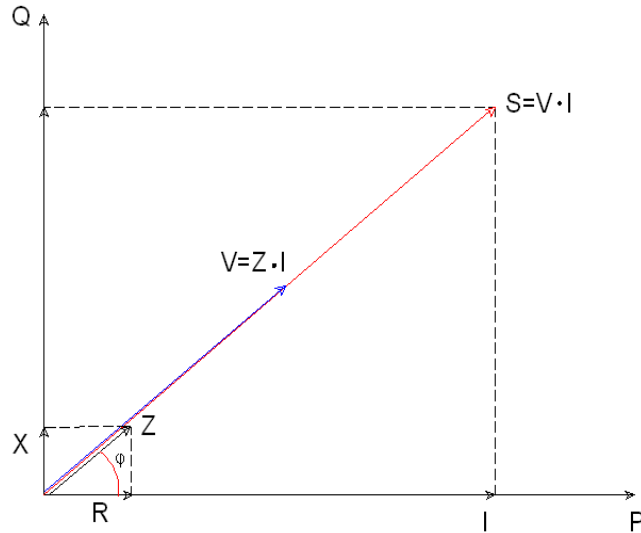


Figura 5. 10 – Sobreposição dos diagramas das figuras 5.7, 5.8 e 5.9.

O artifício de se sobrepor o diagrama de impedância R-X e o de potência P-Q, para um mesmo circuito, trás uma série de vantagens para os estudos de proteção e sua coordenação com os UEL's.

Observando a figura 5.10, focando especificamente o diagrama P-Q, podem ser então obtidas as seguintes equações:

$$P = VI \cos \varphi \quad (5.7)$$

$$Q = VI \sin \varphi \quad (5.8)$$

$$S = V \cdot I = \sqrt{P^2 + Q^2} \quad (5.9)$$

Logo

$$I = \frac{\sqrt{P^2 + Q^2}}{V} \quad (5.10)$$

Focando, agora, a parte da figura correspondente ao diagrama R-X tem-se:

$$R = \frac{V}{I} \cos \varphi = Z \cos \varphi \quad (5.11)$$

$$X = \frac{V}{I} \sin \varphi = Z \sin \varphi \quad (5.12)$$

$$Z = \frac{V}{I} = \sqrt{R^2 + X^2} \quad (5.13)$$

Logo

$$I = \frac{V}{\sqrt{R^2 + X^2}} \quad (5.14)$$

De onde as equações 5.10 e 5.14, permitem obter as relações de transformação seguintes:

De 5.14 e 5.11 em 5.7 tem-se:

$$P = \frac{VI^2 \cos \varphi}{I} = I^2 \frac{V}{I} \cos \varphi = V^2 \frac{R}{R^2 + X^2} \quad (5.15)$$

De 5.14 e 5.12 em 5.8 tem-se:

$$Q = \frac{VI^2 \sin \varphi}{I} = I^2 \frac{V}{I} \sin \varphi = V^2 \frac{X}{R^2 + X^2} \quad (5.16)$$

De 5.10 e 5.7 em 5.11 tem-se:

$$R = \frac{VI \cos \varphi}{I^2} = V^2 \frac{P}{P^2 + Q^2} \quad (5.17)$$

De 5.10 e 5.8 em 5.12 tem-se:

$$X = \frac{VI \sin \varphi}{I^2} = V^2 \frac{Q}{P^2 + Q^2} \quad (5.18)$$

As equações 5.15, 5.16, 5.17 e 5.18 são exatamente as equações de transformação entre os diagramas P-Q e R-X.

De modo a facilitar o entendimento e ajuste desse tipo de proteção alguns fabricantes deram outra roupagem para o modo de apresentação dos relés de subexcitação 40, de tal forma que não é necessária a conversão do diagrama R-X para o diagrama P-Q.

Com isto fica mais fácil visualizar a característica deste relé frente à curva de capacidade da unidade geradora fornecida pelo fabricante da máquina, observando principalmente seus limites operacionais, com isso evitando que a unidade geradora venha a trabalhar fora dos seus limites.

Para avaliar a subexcitação, o relé processa todas as correntes de fase dos três terminais e todas as tensões dos três terminais quanto ao critério do circuito do estator. Ele também processa a tensão de excitação disponibilizada por um transdutor de medição, para critério de circuito do rotor.

Para o critério do circuito do estator a admitância é calculada a partir das correntes e tensões de seqüência positiva. A medição da admitância sempre produz o limite de estabilidade fisicamente apropriado, independentemente dos desvios da tensão nominal. Mesmo nessa circunstância a característica da proteção pode ser casada otimamente com a característica de estabilidade da máquina. Em razão da avaliação do sistema de seqüência positiva a proteção opera de forma confiável, mesmo durante condições de corrente ou tensão assimétricas.

A figura 5.11 mostra o diagrama de carregamento da máquina síncrona no plano da admitância ( $P/U^2$ ;  $-Q/U^2$ ) com o limite estatístico de estabilidade que cruza o eixo reativo próximo a  $1/X_d$  (valor recíproco da reatância síncrona de eixo direto).

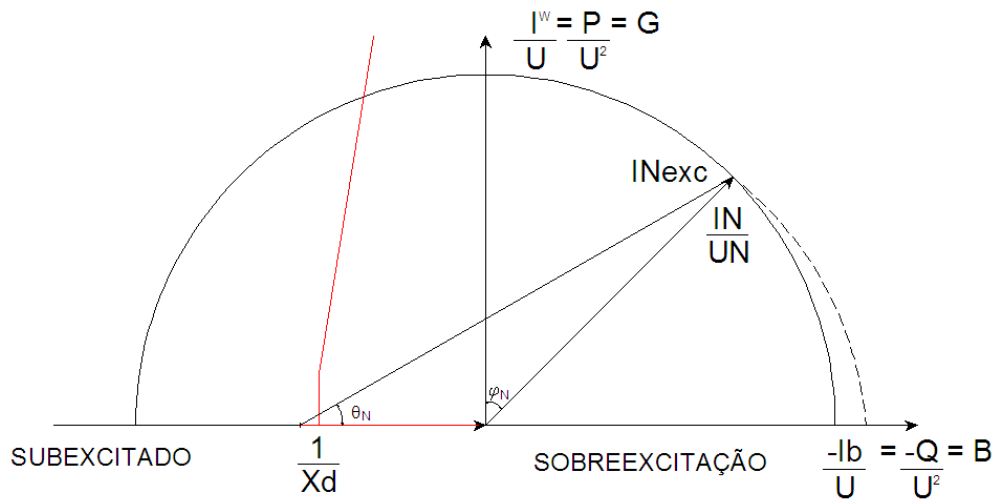


Figura 5. 11 - Diagrama de admitância.

Esta proteção de subexcitação disponibiliza três características independentes combináveis livremente. Como ilustrado na figura 5.12, seguinte, é possível, por exemplo, modelar a estabilidade de regime permanente da máquina por meio de duas características parciais com as mesmas temporizações (T CARAC. 1 = T CARAT. 2). As características parciais são distinguidas pela distância correspondente do ponto zero ( $1/X_d$  CARAC. 1) e ( $1/X_d$  CARAC. 2) assim como o ângulo de inclinação correspondente  $\alpha_1$  e  $\alpha_2$ .



Se a característica resultante  $(1/X_d \text{ CARAC. 1}) / \alpha_1$  e  $(1/X_d \text{ CARAC. 2}) / \alpha_2$  for excedida à esquerda, na figura 5.12, um aviso de temporização (por exemplo, de 10s) ou um sinal de trip é transmitido. A temporização é necessária para assegurar que o regulador de tensão tenha tempo suficiente para aumentar a tensão de excitação.

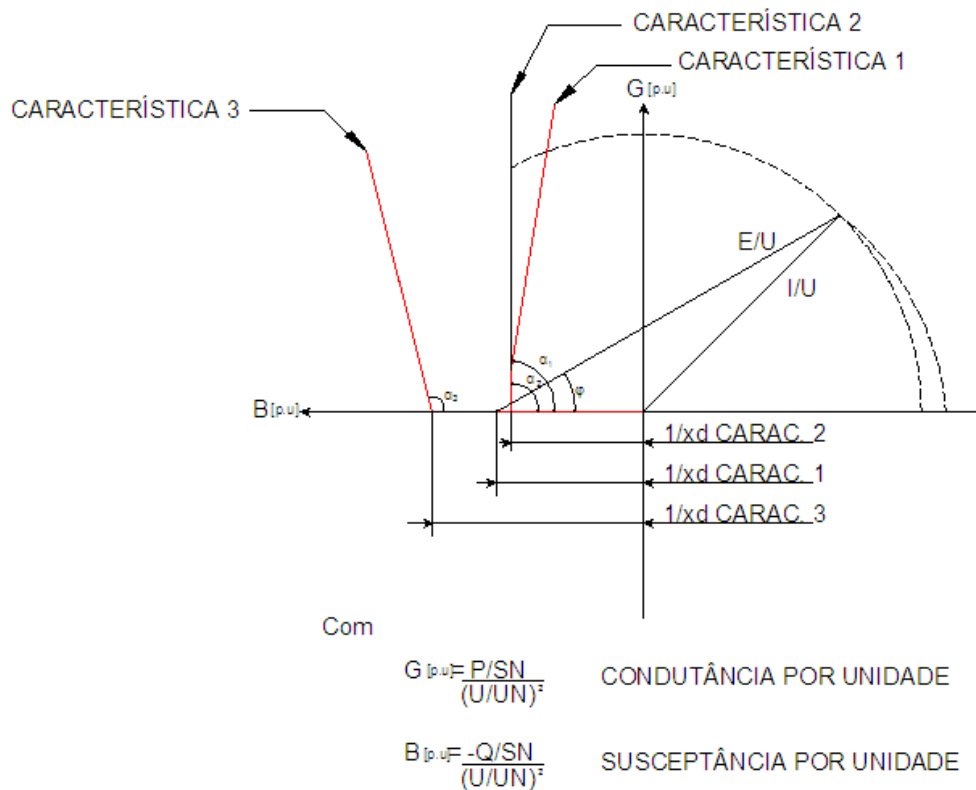


Figura 5. 12 - Critério do circuito estator: característica de pick-up no diagrama de admitância.

Outra característica  $(1/X_d \text{ CARAC. 3}) / \alpha_3$  pode ser casada com a característica de estabilidade transitória da máquina síncrona. Como a operação estável é impossível se essa característica for excedida, é então necessário trip imediato (estágio de tempo T CARAC 3).

A característica de trip da proteção de subexcitação no diagrama de valor de admitância é composta de segmentos retos que são respectivamente definidos por sua admitância  $1/X_d$  (coordenada distância) e seu ângulo de inclinação  $\alpha$ .

Os segmentos retos  $(1/X_d \text{ CARAC. 1}) / \alpha_1$  (característica 1) e  $(1/X_d \text{ CARAC. 2}) / \alpha_2$  (característica 2) formam o limite da subexcitação de regime permanente conforme observado na figura 5.13. Nesta figura  $(1/X_d \text{ CARAC. 1})$  corresponde ao valor recíproco da reatância síncrona de eixo direto relacionada.

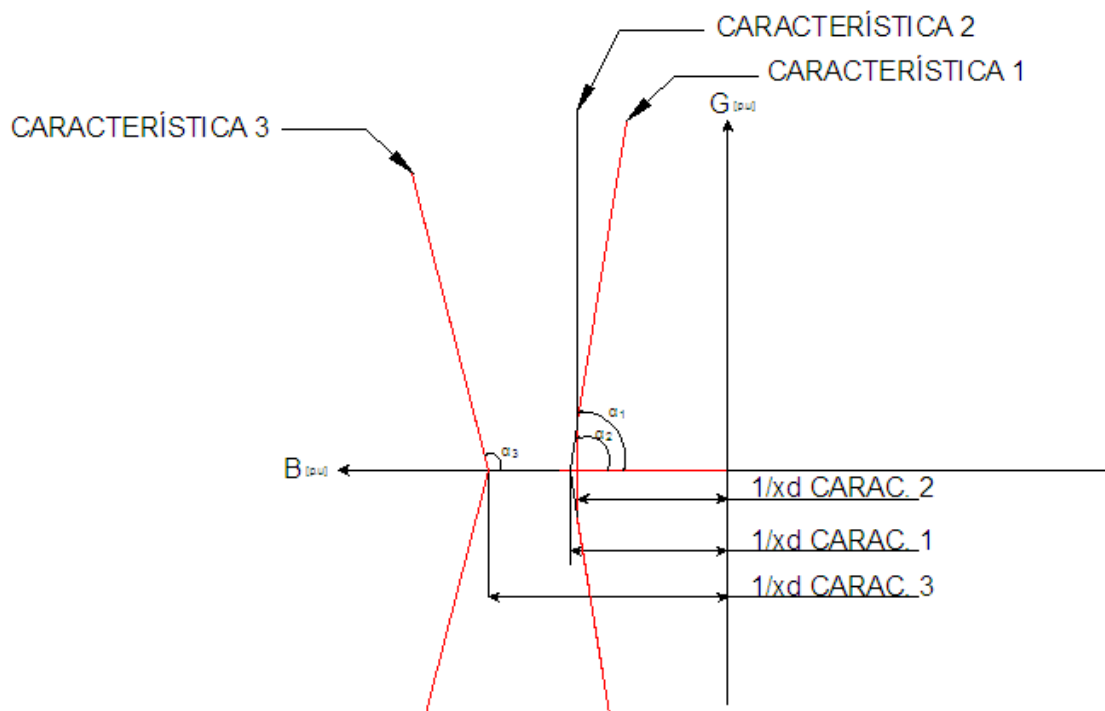


Figura 5. 13 - Características da proteção de subexcitação no plano de admitância.

Se a curva de capacidade do gerador em sua representação preferida (abscissa = potência reativa e ordenada = potência ativa) é transformada para o plano da admitância (divisão por  $U^2$ ), a característica de trip pode ser casada diretamente com a característica de estabilidade da máquina. Se os tamanhos dos eixos forem divididos pela potência aparente nominal, o diagrama do gerador é indicado por unidade. A figura 5.13 corresponde a uma representação por unidade do diagrama de admitância.

Algumas considerações, para que o ajuste deste tipo de proteção venha a ter coordenação com o UEL, têm que ser observadas e aplicadas e um desses pré-requisitos são os dados do sistema de potência.

Em uma operação normal, se o regulador de tensão da máquina síncrona atingiu o limite da subexcitação, as características de regime permanente são ajustadas de maneira que a limitação de subexcitação do regulador de tensão intervenha antes da característica 1 ser alcançada, conforme figura 5.14.

Caso a característica de regime permanente seja alcançada com o regulador de tensão com falta ou falha da tensão de excitação, é possível desligar a unidade geradora com uma curta temporização (estágio de tempo de, por exemplo, 1,5 s).

Um ajuste típico indicado é conseguido multiplicando-se  $1/X_d$  CARAC. 1 por um fator de segurança de 1,05pu.

Para  $\alpha_1$ , o ângulo de limitação da subexcitação do regulador de tensão é selecionado ou o ângulo da inclinação da característica de estabilidade da máquina é usado. O valor de ajuste está tipicamente situado entre  $60^\circ$  e  $80^\circ$ .

Na maioria dos casos, o fabricante da máquina prescreve um valor de excitação mínimo para potências ativas pequenas. Para esse propósito, a característica 1 é cortada da característica 2 para carga de potência ativa baixa. Conseqüentemente,  $1/X_d$  CARAC. 2 é ajustada para cerca de 0,9 ( $1/X_d$  CARAC. 1), com um ângulo de  $90^\circ$ .

A característica 3 serve para adaptar a proteção aos limites da estabilidade transitória da máquina. Se não existirem indicações precisas deverá ser selecionado um valor  $1/X_d$  CARAC. 3 situado, aproximadamente, entre a reatância  $X_d$  e a reatância transitória  $X_d'$ . Entretanto, deverá ser maior do que 1. Um valor entre  $80^\circ$  e  $110^\circ$  é usualmente selecionado para o correspondente ângulo  $\delta_3$ , que assegura que somente uma instabilidade transitória pode conduzir a uma operação do relé, com a característica 3.

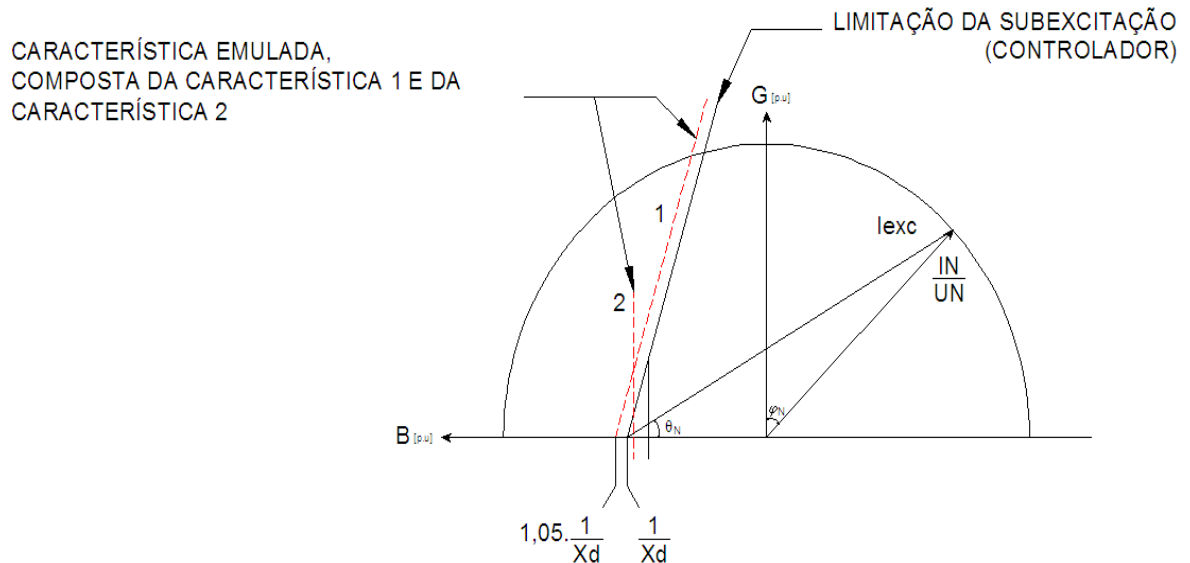


Figura 5. 14 – Diagrama de admitância de um gerador.

## 5.4 – Estabilizador de Sistema de Potência (ESP ou PSS)

A necessidade de utilização de sinais estabilizantes começou a ser detectada por volta de 1972, quando da fase de planejamento das grandes usinas hidráulicas do Sistema Elétrico Brasileiro, as quais, situadas em locais distantes dos centros consumidores, apresentariam, de acordo com os estudos efetuados na época, oscilações dinâmicas muito pouco amortecidas.

Por volta de 1978, com a entrada em operação destas usinas os sinais começaram a ser implantados nos sistemas, no entanto, muitos destes equipamentos permaneceram desligados em virtude dos ajustes sugeridos pelos fabricantes não oferecerem bons resultados.

A utilização de sistemas de excitação rápidos, com valores elevados de ganho e tensão de teto, como no caso dos sistemas estáticos, permite elevar consideravelmente os limites de estabilidade transitória mediante o aumento do torque sincronizante, uma recuperação de tensão muito rápida frente aos transitórios de rejeição de carga.

Estes, entretanto, apresentam como inconveniência a introdução de um valor mais elevado de torque de amortecimento negativo nas oscilações do conjunto regulador-máquina, dado aos altos ganhos transitórios, associados à sua maior rapidez de resposta.

A aplicação de sistemas de excitação estáticos nas unidades geradoras das usinas aumenta a necessidade da utilização de equipamentos adicionais para amortecimento das oscilações eletromecânicas.

O uso de sinais estabilizantes visa deste modo, a introdução de torque de amortecimento positivo, não só para eliminar o efeito negativo do sistema de excitação, mas também para amortecer outras oscilações eletromecânicas indesejáveis no sistema de transmissão, sem, entretanto, prejudicar o torque sincronizante do gerador.

Isto é conseguido através da introdução de um sinal na referência do regulador de tensão de tal forma a produzir componente de torque elétrico exatamente em fase com os desvios de velocidade angular  $\Delta\omega$

Se este resultar ligeiramente adiantado em relação aos desvios de velocidade, apesar de introduzir torque de amortecimento positivo, estará introduzindo uma componente negativa de torque sincronizante, o que é indesejável.

Desta forma, na prática, procura-se deixá-lo um pouco atrasado em relação à  $\Delta\omega$ , situação em que haverá uma contribuição positiva também para o torque sincronizante.

Um conhecimento detalhado dos fatores que afetam os torques é fundamental para o ajuste apropriado do sistema de excitação e para a correta especificação

dos geradores, no que diz respeito às características dos enrolamentos amortecedores. O objetivo é, pois, a obtenção de maior amortecimento positivo para as oscilações, ainda que em níveis não tão apreciáveis quanto aqueles que podem ser obtidos com o emprego dos sinais adicionais estabilizantes. Com a efetivação destes ajustes é possível evitar, em algumas situações, a ocorrência de oscilações não amortecidas, o que é importante no caso da ausência dos sinais estabilizantes. Além disto, o conhecimento das condições em que a ação do sistema de excitação conduz a deterioração dos torques de amortecimento produzidos pelo gerador é importante no sentido de confirmar a necessidade real do emprego de sinais estabilizadores.

A avaliação dos torques, sincronizante e de amortecimento, pode ser baseada na hipótese de que as oscilações de ângulo de carga  $\Delta\delta$  e velocidade  $d\Delta\delta/dt$  são perfeitamente ortogonais, o que é suficientemente preciso na hipótese de sistemas com baixo coeficiente de amortecimento relativo, como é o caso dos sistemas elétricos, no que diz respeito aos modos de oscilações de frequências relativamente baixas, tal como os modos de oscilação eletromecânica inter-áreas e os modos eletromecânicos locais.

A equação a seguir representa a equação de oscilação, vista no anexo de geradores:

$$\frac{Md^2\delta}{dt^2} + D\frac{d\delta}{dt} = T_m - T_e \quad (5.19)$$

Onde:

$M = 2H$  - Momento cinético das massas girantes

$D$  - Coeficiente de amortecimento que engloba as contribuições para o amortecimento não incluídas na avaliação do torque eletromagnético

$T_e$  - Torque eletromagnético

$T_m$  - Torque mecânico

Considerando pequenas variações das grandezas na frequência  $\omega$  e desprezando as variações no torque mecânico, pode então ser escrito:

$$Md^2\frac{\Delta\delta}{dt^2} + D\frac{d\Delta\delta}{dt} + \Delta T_e = 0$$

Considerando também as componentes do torque elétrico em fase com as variações na velocidade e em fase com as variações no ângulo de carga, de modo que:

$$\Delta T_e = T_s \cdot \Delta\delta + T_A \cdot \frac{d\Delta\delta}{dt} \quad (5.20)$$

Tem-se então:

$$Md^2 \frac{\Delta\delta}{dt^2} + (D + T_A) \cdot \frac{d\Delta\delta}{dt} + T_S \cdot \Delta\delta = 0 \quad (5.21)$$

Onde:

$T_S$  - Coeficiente de torque sincronizante

$T_A$  - Coeficiente de torque de amortecimento

Os coeficientes de torque sincronizante e de amortecimento são obtidos, portanto, através da avaliação das componentes da variação de torque  $\Delta T_e$  em fase com as variações de ângulo de carga  $\Delta\delta$  e em fase com as variações de velocidade  $\frac{d\Delta\delta}{dt}$ , considerando uma frequência de oscilação  $\omega$  especificada.

Na equação 5.21, D representa a parcela de torque de amortecimento não incluída na avaliação de torque  $\Delta T_e$ . Portanto,  $D \frac{d\Delta\delta}{dt}$  representa o amortecimento produzido pela carga e pelas variações nos torques de atrito e ventilação durante a oscilação de ângulo de carga na frequência  $\omega$ .

As contribuições para os torques sincronizante e de amortecimento incluídas em  $\Delta T_e$ , dependem do grau de detalhamento na modelagem do gerador síncrono. Em geral,  $\Delta T_e$  incorpora as contribuições do enrolamento de campo, dos enrolamentos amortecedores de eixo direto e de quadratura e o efeito do sistema de excitação na avaliação dos torques sincronizante e de amortecimento.

O torque eletromagnético pode ser expresso em termos dos enlaces de fluxo e correntes dos enrolamentos fictícios de eixo direto e de quadratura da armadura. Neste caso a equação de torque  $T_e$  é dada por:

$$T_e = i_q \psi_d - i_d \psi_q \quad (5.22)$$

Onde:

$$\psi_d = M_d (i_f + i_{kd}) - L_d i_d$$

$$\psi_q = M_q i_{kq} - L_q i_q$$

Na equação 5.22  $\psi_d$  e  $\psi_q$  representam os enlaces de fluxo dos enrolamentos de eixo direto e de quadratura da armadura. Considerando que:

$$L_d = M_d + \ell_e \quad (5.23)$$

Onde:

$M_d$  - Indutância de entreferro segundo o eixo direto

$\ell_e$  - Indutância de dispersão dos enrolamentos de fase da armadura

Bem como:

$$L_q = M_q + \ell_e \quad (5.24)$$

Onde:

$M_q$  - Indutância de entreferro segundo o eixo de quadratura

Então a equação do torque eletromagnético pode ser expressa da seguinte forma:

$$T_e = i_q M_d (i_f + i_{kd} - i_d) - i_d M_q (i_{kq} - i_q) \quad (5.25)$$

Ou então:

$$T_e = i_q \psi_{dg} - i_d \psi_{qg} \quad (5.26)$$

Onde:

$$\psi_{dg} = M_d (i_f + i_{kd} - i_d)$$

$$\psi_{qg} = M_q (i_{kq} - i_q)$$

E representam respectivamente os enlaces de fluxo de entreferro segundo os eixos direto e de quadratura.

A linearização da expressão de torque elétrico, da equação 5.25, fornece:

$$\Delta T_e = i_{q0} \Delta \psi_{dg} + \psi_{dg0} \Delta i_q - i_{d0} \Delta \psi_{qg} - \psi_{qg0} \Delta i_d \quad (5.27)$$

Onde:

$i_{d0}, i_{q0}, \psi_{dg0}, \psi_{qg0}$ , representam as correntes e enlaces de fluxo de entreferro de eixo direto e de quadratura no ponto de operação em torno do qual a linearização é realizada.

Diante do exposto e considerando que a ação do controle da excitação pode modificar sensivelmente os coeficientes de torque sincronizante  $T_s$  e de amortecimento  $T_A$ , a avaliação do efeito do sistema de excitação é de grande

importância para o entendimento do mecanismo em que se processa a instabilidade dinâmica.

Cabe observar que apesar do sinal estabilizante permitir um maior amortecimento às custas de maiores oscilações momentâneas de tensão, este, desde que convenientemente ajustado, não deve prejudicar o ciclo de controle de tensão uma vez que esta, indiretamente resultará também mais amortecida.

Desta forma, os sinais estabilizantes devem ser ajustados para proporcionar torque de amortecimento e sincronizante positivos para todos os modos de oscilação eletromecânicos.

Esses modos de oscilação eletromecânicos (MOE) são os modos mais preocupantes em sistemas elétricos. Eles se tornam críticos com a interligação das centrais de geração de energia elétrica para proporcionar uma maior disponibilidade de potência elétrica e mais confiabilidade ao sistema interligado.

Os modos locais são devido às oscilações que podem ocorrer quando os geradores são ligados a um sistema de potência relativamente grande através de linhas de transmissão fracas. A frequência natural de um desses modos é típica entre 0,8 a 1,8Hz. Um modo local é fortemente controlável e fortemente observável em um único gerador.

Os modos inter-área são modos devidos as respostas de um grupo coerente de geradores (uma área) contra outro grupo (área). A frequência natural desses modos é tipicamente entre 0,1 a 0,8Hz.

Os modos intra-área são devidos às respostas dos geradores oscilando uns contra os outros numa mesma área. Um modo intra-área tem a frequência natural no mesmo intervalo de frequência dos modos locais. Assim, esses modos são usualmente tratados como modos locais, embora tenham características específicas de controlabilidade e observabilidade.

Os modos intraplanta são devidos às oscilações entre geradores numa mesma central de geração. A frequência desses modos é usualmente superior a 1Hz.

Os modos de excitação são modos de oscilação, associados aos sistemas de excitação dos geradores. Em geral, eles são originalmente bem amortecidos, mas seus amortecimentos podem deteriorar com a ajustagem dos parâmetros dos ESP's.

Modos torcionais são devidos às vibrações do eixo do grupo turbina-gerador. As frequências naturais desses modos são, usualmente, acima de 10Hz. Esses modos são, em geral, suficientemente amortecidos, mas podem ter o amortecimento diminuído pelo ESP.

Existem dois tipos mais populares de ESP's, os que são derivados da potência elétrica e os derivados do desvio de frequência da tensão terminal.



Os sinais derivados do desvio de frequência apresentam boas características em baixas frequências do tipo modo locais para baixo e problema nas altas frequências (instabilização do modo da excitatriz, ruídos, oscilações torcionais). Os derivados da potência elétrica não apresentam problemas nas altas frequências e sim na região abaixo do modo local (distúrbios na tensão por variação de geração, rejeição de carga, oscilações do controle automático de geração e por distúrbios hidráulicos na turbina).

Uma solução seria utilizar um esquema como o da figura 5.15.

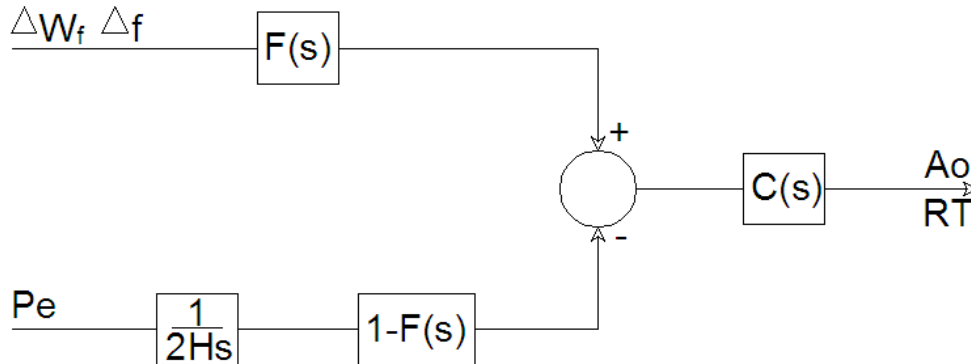


Figura 5. 15 – ESP com sinal de velocidade e potência, idéia básica.

Pode ser observado na figura 5.15 que  $F(s)$  é um filtro passa baixas que bloqueia a ação de “f” nas altas frequências e seu complementar passa altas  $1-F(s)$  bloqueia a ação de  $Pe$  nas baixas frequências. Como o filtro  $F(s)$ , e também, por conseguinte  $1-F(s)$  podem ser bastante complicados, fica mais fácil introduzir um somador e realizar apenas o filtro  $F(s)$  como apresentado na figura 5.16.

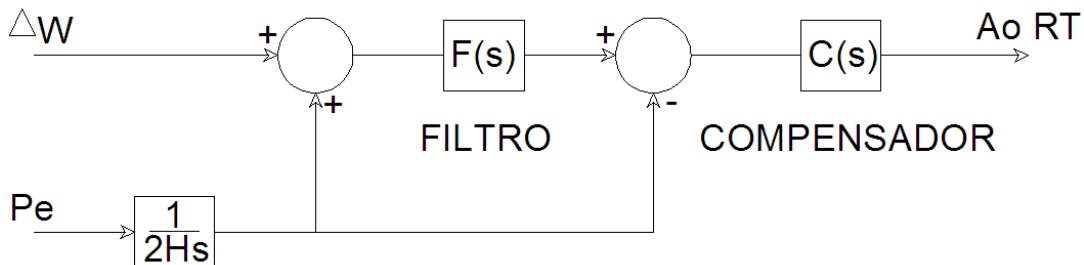


Figura 5. 16 – ESP de potência acelerante.

Como pode ser observada na figura 5.16, as saídas dos somadores passam a ter significado físico. No primeiro somador tem-se o sinal sintetizado da integral da potência  $P_m$  e no segundo somador, a integral da potência acelerante  $P_a$ .

Esta forma de sintetizar a potência acelerante é universal, completamente independente de medição de variáveis mecânicas e requer apenas conhecimento da constante de inércia  $2H$  da unidade.

Na figura 5.17, está representado um diagrama de bloco de um ESP baseado em potência acelerante. A partir dos sinais padrões de transformadores de correntes (TC's) e transformadores de potencial (TP's) obtêm-se as informações de frequência ( $f$ ), potência elétrica ( $P_e$ ) e tensão terminal ( $V_t$ ) em transdutores cuja resposta pode ser aproximada por constantes de tempo. Há filtros ajustáveis do tipo biquadrático corta-faixa na saída desses transdutores de forma a eliminar ruídos em 60Hz ou múltiplos, causados por excessivo desequilíbrio de fase dos TP's.

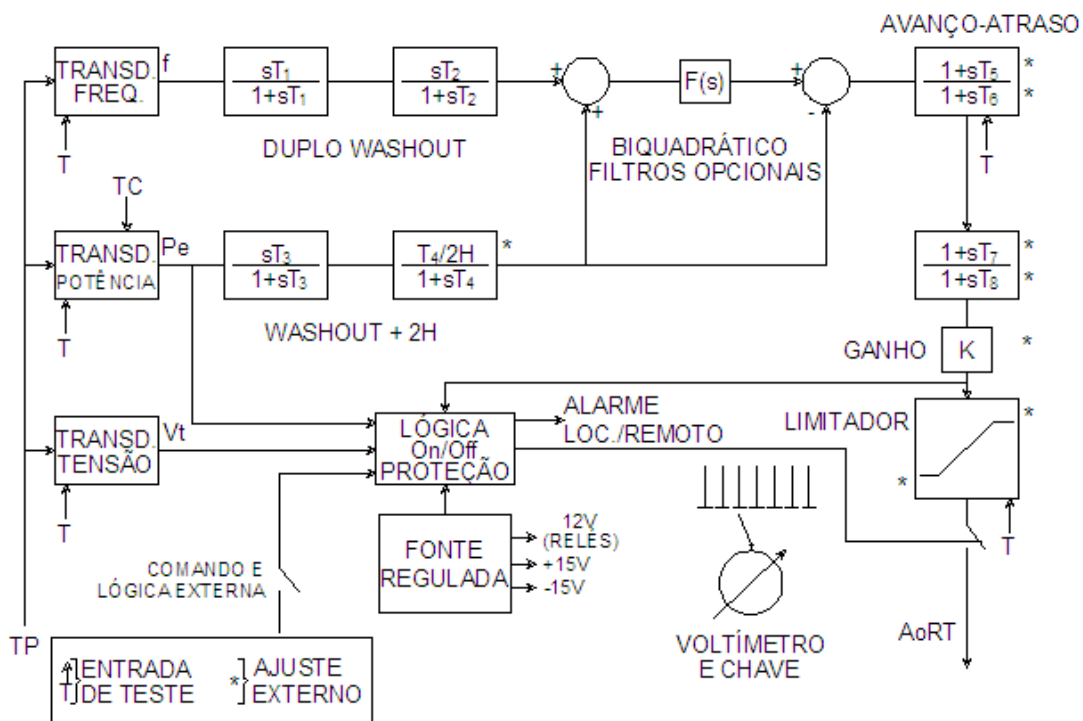


Figura 5. 17 – Diagrama de blocos de um ESP de potência acelerante.

Os sinais de  $f$  e  $P_e$ , passam por circuitos duplos de “*washout*” para eliminar o nível DC bem como as oscilações em frequências muito baixas, sem provocar perda de torque sincronizante para o modo inter-área. Esses circuitos, juntamente com a compensação de off-set presente nos amplificadores utilizados e com a lógica “On-Off” garantem entradas e saídas de operação sem provocar distúrbios na tensão terminal.

Para o caso da potência elétrica ( $P_e$ ), o segundo *washout* é composto com a relação  $f/PA$  da equação “*swing*”,  $1/(2Hs)$ , onde  $2H$  é um ganho correspondente à constante de aceleração da unidade, ajustável externamente através de um potenciômetro. A soma dos dois sinais assim processados resulta em um sinal proporcional à integral da potência mecânica, disponível na saída do primeiro somador. Este sinal é convenientemente filtrado das componentes indesejáveis da alta frequência nos filtros programáveis e ajustáveis  $F(s)$ , sendo o sinal resultante subtraído da integral da potência elétrica, obtendo-se finalmente o sinal proporcional à integral da potência acelerante.

O sinal anteriormente obtido vai para a entrada do circuito duplo de avanço-atraso que, dispõe também de um compensador complexo biquadrático ajustável para dar a compensação adequada de fase para sistemas de excitação lentos, tipo excitatriz rotativa, de maneira similar a um sinal convencional derivado da frequência. Desta forma, torna-se possível dar a compensação de fase correta para frequências de oscilação desde 0,2Hz até 3Hz. O sinal após passar por um ganho ajustável passa por um circuito limitador de amplitude, positivo e negativo, independentemente ajustáveis. A saída do estabilizador pode ser invertida internamente para ajuste da polaridade necessária para interface com o regulador de tensão.

Cuidados especiais devem ser tomados na proteção e lógica de liga/desliga do estabilizador, de modo a impedir que o mesmo seja colocado inadvertidamente em operação em condições não favoráveis, religá-lo imediata e automaticamente cessados os motivos do desligamento, estando sua saída dentro de limites normais, e retirá-lo de operação em certas condições tais como:

- falha na fonte de alimentação
- sobretensão ou subtensão do gerador com contribuição do estabilizador para agravar o problema
- operação em baixa carga
- abertura do disjuntor da máquina
- defeito no estabilizador
- presença de modos torcionais

## 5.5 – Nova filosofia para o limitador de mínima excitação - UEL

O UEL deve ser empregado para prevenir a atuação da proteção contra perda de excitação LOE, nomenclatura padronizada pelo IEEE. Alguns distúrbios do sistema de potência podem levar à atuação indevida do LOE por uma ação incorreta do PSS. Por isso o PSS teve ter suas proteções e lógicas de controle bem sintonizadas.

A escolha da estrutura do UEL deve ser baseada em vários estudos e simulações, até se obter um resultado satisfatório, para todos os regimes de trabalho a que a unidade geradora vai ser submetida.

A figura 5.18 mostra um diagrama de blocos básico de um Sistema de Excitação, contendo todos os blocos necessários para executar a função de regulação.

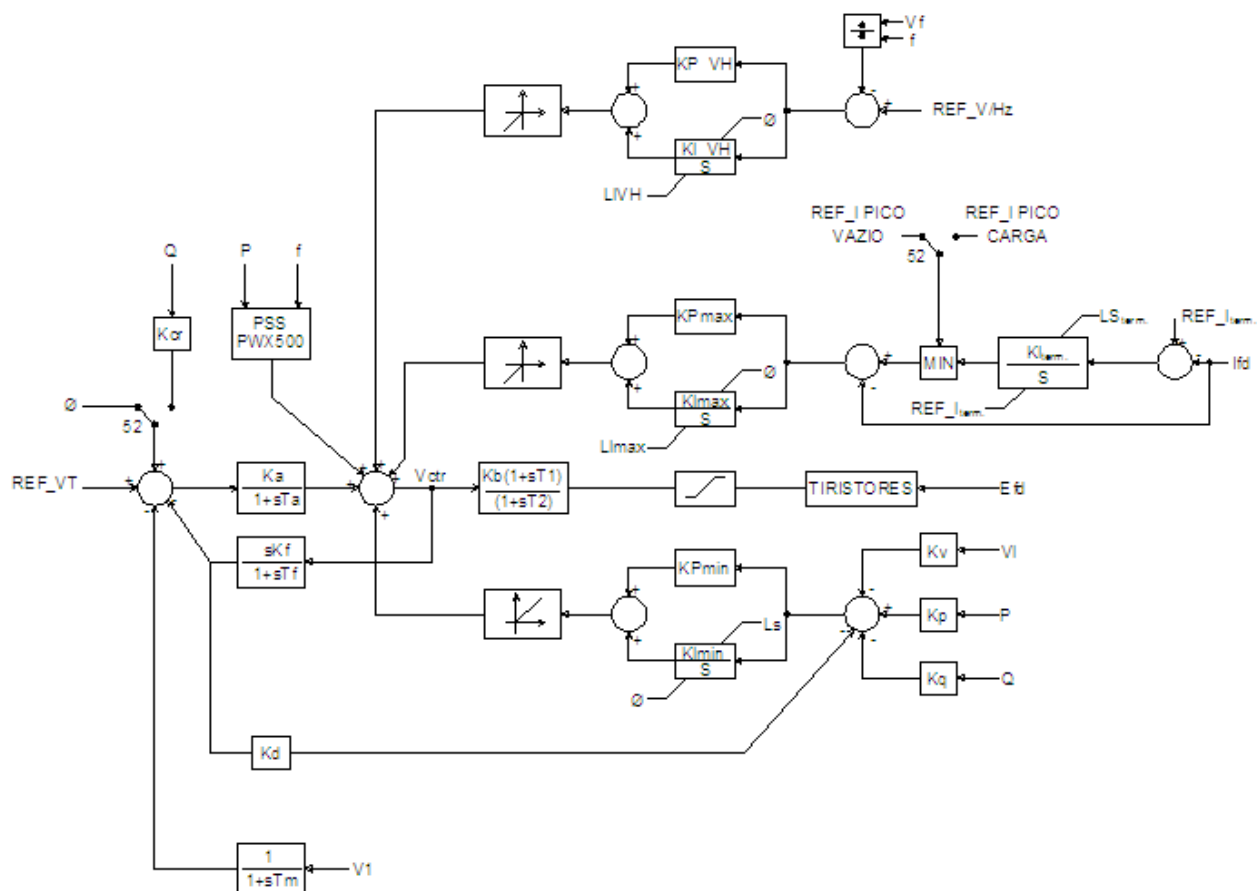


Figura 5. 18 – Diagrama básico de um sistema de excitação.

Pode ser observado na figura 5.18 que os sinais de  $V_t$ ,  $p$  e  $q$ , são adicionados e amplificados por um bloco PI cuja saída é adicionada ao somador da malha de controle do regulador de tensão sendo ai uma estrutura possível para um UEL.

Entretanto outras estruturas podem ser utilizadas, mas via de regra, basicamente as mesmas se resumem em duas características estáticas de atuação:

- Característica Circular
- Reta característica

Na figura 5.19, estão representadas as duas características, traçadas no plano  $P \times Q$ , onde UEL1 é a característica circular e UEL2 a característica reta.

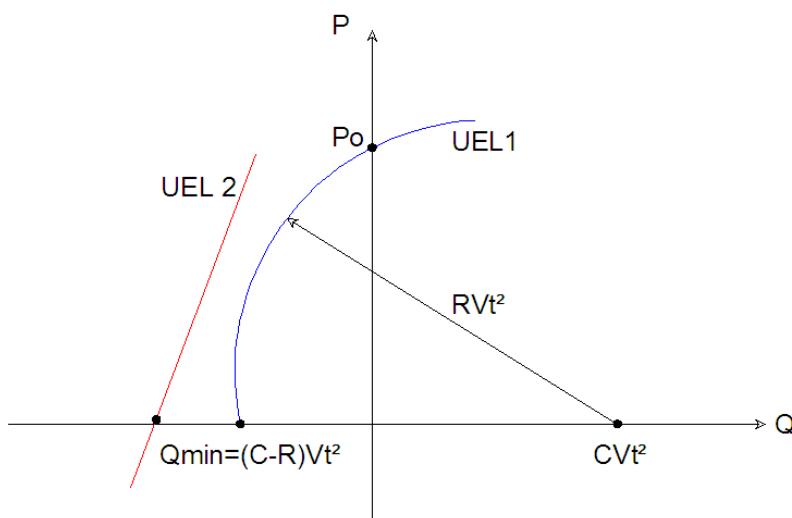


Figura 5. 19 – Características estáticas para UEL.

A característica circular pode ser simulada pelo diagrama apresentado na figura 5.20, onde  $I_r$  é a imagem da corrente ativa,  $I_x$  é a imagem da corrente reativa ambas fornecidas em pu e,  $C$  e  $R$  constantes de transdução.

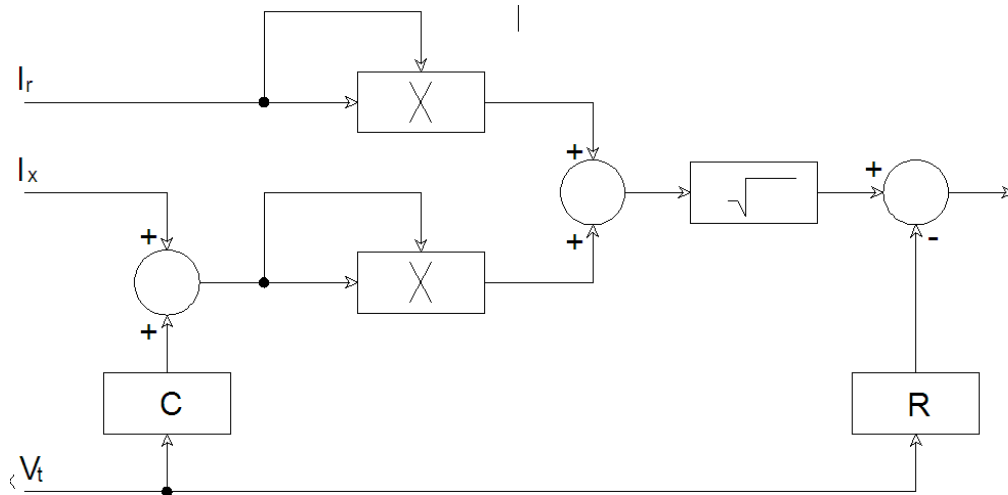


Figura 5. 20 – Diagrama para simulação da característica circular.

Tomando-se como premissa que a atuação do UEL ocorre quando a saída do mesmo está em torno de zero volt, resulta:

$$(C.Vt + Ix)^2 + Ir^2 = (R.Vt)^2 \quad (5.28)$$

Indo para o plano PxQ, considerando  $P = Vt.Ir$  e  $Q = -Vt.Ix$ , resulta então:

$$(C.Vt^2 - Q)^2 + P^2 = (R.Vt^2)^2 \quad (5.29)$$

A equação 5.29 representa a equação de um círculo sobre o plano PxQ com centro em  $(C.Vt^2, 0)$  e raio  $R.Vt^2$ .

Para efeito de ajustes os pontos de interesse são aqueles em que as curvas interceptam os eixos P e Q, que resulta em:

$$Q_{\min} = (C - R)Vt^2 = C - R, \text{ se } Vt = 1pu \quad (5.30)$$

$$P_0 = Vt^2 \sqrt{R^2 - C^2} = \sqrt{R^2 - C^2}, \text{ se } Vt = 1pu \quad (5.31)$$

Para o UEL característica reta, tem-se:

$$P = \left( \frac{K_q}{K_p} \right) Q + \left( \frac{K_v}{K_p} \right) Vt \quad (5.32)$$

A máxima absorção de reativo permitida é dada, se todos os coeficientes são positivos, por:

$$Q_{\min} = -\left(\frac{K_v}{K_q}\right)V_t \quad (5.33)$$

Onde:

$K_v$  - Transdução de  $V_t$

$K_p$  - Transdução de  $P$

$K_q$  - Transdução de  $Q$

Estes parâmetros são usados no modelo representado na figura 5.18.

O sinal do UEL pode ser misturado com o sinal do regulador de tensão através de um somador ou de um circuito seletor, conforme apresentado na figura 5.21 e figura 5.22. O sinal do PSS deve ser adicionado após o somador, ou seja, somado com o sinal de erro do regulador e saída do UEL ou após o seletor de sinais, desde que não tenha a sua ação bloqueada.

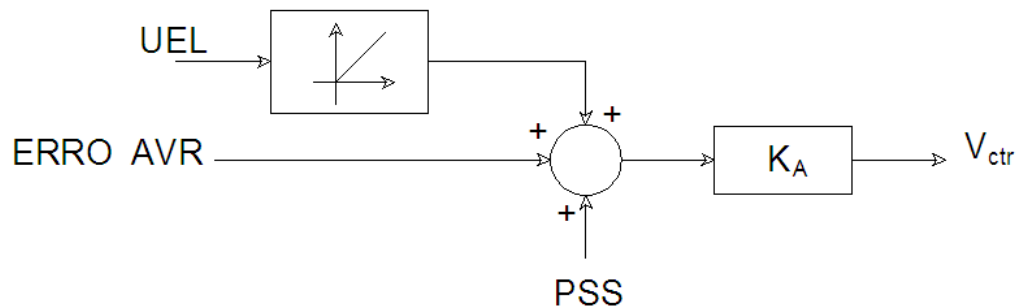


Figura 5. 21 – UEL misturado ao RT por um somador.

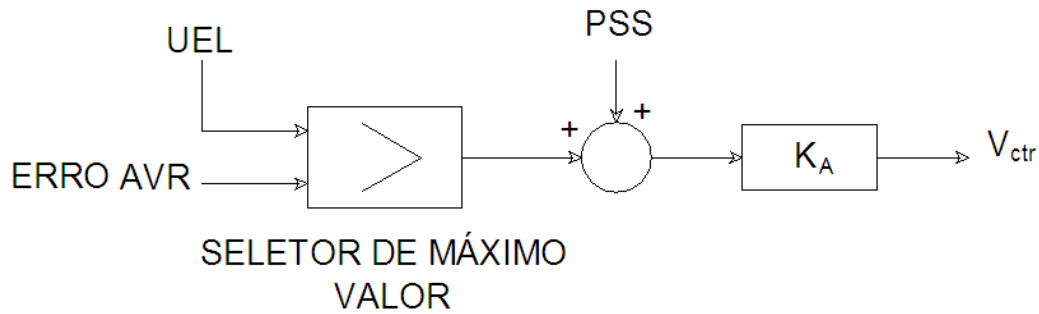


Figura 5. 22 – UEL misturado ao RT por um seletor.

Para o UEL tipo 2, normalmente a inclinação ( $Kq/Kp$ ) é positiva, desde que o UEL tenha uma realimentação positiva da potência ativa e da tensão terminal. Considerando pois  $\Delta Q = \Delta V_t / X_e$ , então a sensibilidade da tensão terminal para esta realimentação positiva de P, será dada por:

$$\frac{\Delta V_t}{\Delta P} = \frac{K_p}{K_v + K_q / X_e} \quad (5.34)$$

Portanto, quanto maior  $K_p$  e para um  $X_e$  elevado, condição mais favorável à instabilidades, maior o efeito da instabilidade do UEL tipo 2, para a oscilação do modo local. Para o UEL tipo 1 (circular), a situação pode ser ainda mais grave, porque a declividade do mesmo diminui com o aumento da potência, como pode ser observado na figura 5.19 UEL tipo 1(circular).

Uma amostra de simulação de um sistema de excitação estático de um gerador hidráulico subexcitado sem PSS, contra uma barra infinita, onde a referência do regulador de tensão automático foi rampeada de 1 a 0,85pu em 3 segundos, pode ser observada na figura 5.23 onde está registrado somente o sinal de potência reativa.



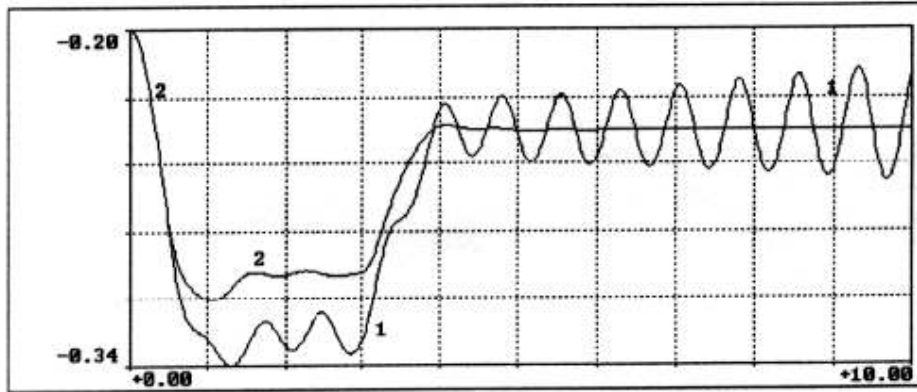


Figura 5. 23 – Resposta da potência reativa a uma variação em rampa para o UEL 1, curva 1 e para o UEL 2, curva 2.

Como pode ser observado o UEL 1(característica circular e usando bloco somador), detém o gerador dentro do limite da curva de capacidade em estado estacionário, entretanto é instável para o modo local. O UEL tipo 2 (característica reta), limita o valor de absorção de reativo do gerador fixado neste exemplo em 0,24pu porém não instabiliza a unidade geradora para o modo local. A princípio, esta limitação imposta pelo UEL 2, na absorção de reativo pode ser inaceitável, entretanto esta característica será melhor explorada quando da proposta para uma nova estrutura de UEL.

Pode ser observado que o UEL 1, que atua através de um somador, mesmo tendo um ganho semelhante ao do regulador de tensão, apresenta um erro considerável de 0,1pu, enquanto dura a rampa. Uma solução para este caso seria a colocação de um segundo integrador em série, para rejeitar este distúrbio. Entretanto esta solução não resolve de forma satisfatória o problema pois para o caso de resposta a um estímulo degrau o *overshoot* torna-se excessivo, como pode ser observado na figura 5.24 curva 2.

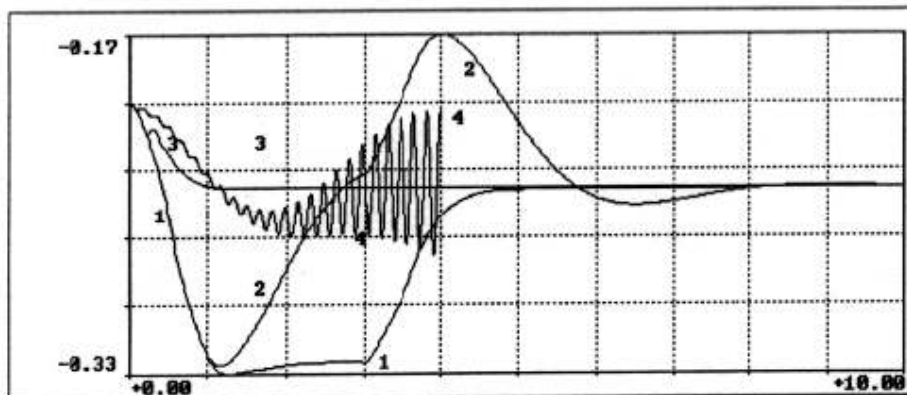


Figura 5. 24 – Desempenho do UEL com PSS – Registro da potência reativa.

Com o PSS ativado, várias simulações foram efetuadas, com e sem UEL, e todas apresentaram um completo amortecimento das oscilações para modo local.

Algumas foram objeto de análise mais detalhada, como a que usa o UEL 1, que tem função de transferência semelhante à do regulador de tensão. Neste caso o desempenho do PSS juntamente com o UEL tornaram-se bastante estável, como observado na figura 5.24, curva 1.

Em caso de uso do UEL 2, sem qualquer redução de ganho, o modo de excitação foi instabilizado, apesar do bom desempenho para o modo local.

A alternativa de redução de ganho, através de uma constante de tempo adicional, não funcionou com o PSS, porque a função de transferência do regulador de tensão se tornou muito diferente daquela para o qual o PSS foi ajustado (ver figura 5.24, curva 4).

Entretanto um melhor desempenho tanto para degrau como para rampa foi obtido pelo UEL 2 (reta) quando implantados ganhos menores em relação ao regulador de tensão, de modo a não desestabilizar para modo local (ver figura 5.24, curva 3).

A figura 5.25 mostra um teste de campo feito em condições semelhantes aquelas descritas anteriormente, com um sistema de excitação estático e usando um UEL tipo 2, como apresentado na figura 5.18. O PSS foi desligado e na referência do regulador de tensão foi aplicado um degrau de -10%. Observa-se então um desempenho totalmente satisfatório para este tipo de UEL.

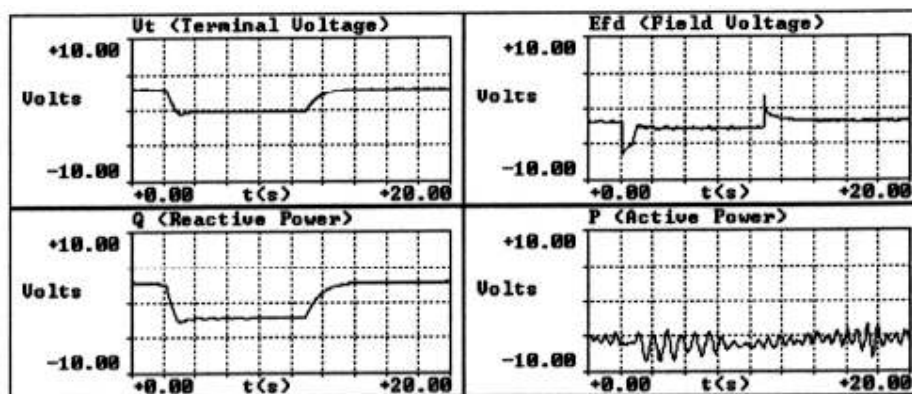


Figura 5. 25 – Teste de campo do UEL tipo 2.

Então a proposta aqui é a de utilização de um UEL tipo 2, por apresentar melhor desempenho tanto para estímulo degrau como para rampa, como foi observado tanto nos teste de simulação, figuras 5.23 e 5.24, como nos testes de campo, figura 5.25, porém com algumas mudanças a serem implementadas.

O novo UEL deverá ser composto por dois blocos, um com atuação temporizada e outro com atuação instantânea. Os mesmos deverão ser formados por vários segmentos de retas superpostas de tal forma a contornar a curva de capacidade da máquina, simulando o UEL circular, tendo em vista que as simulações e ensaios de campo comprovaram um melhor desempenho do UEL reta e também evitando limitar a absorção de reativo no caso de ser usada apenas uma reta. A figura 5.26 mostra uma curva de capacidade típica, onde o novo modelo de UEL está representado por duas características, sendo a primeira, tipo T, com ação temporizada e a segunda, tipo I, com ação instantânea.

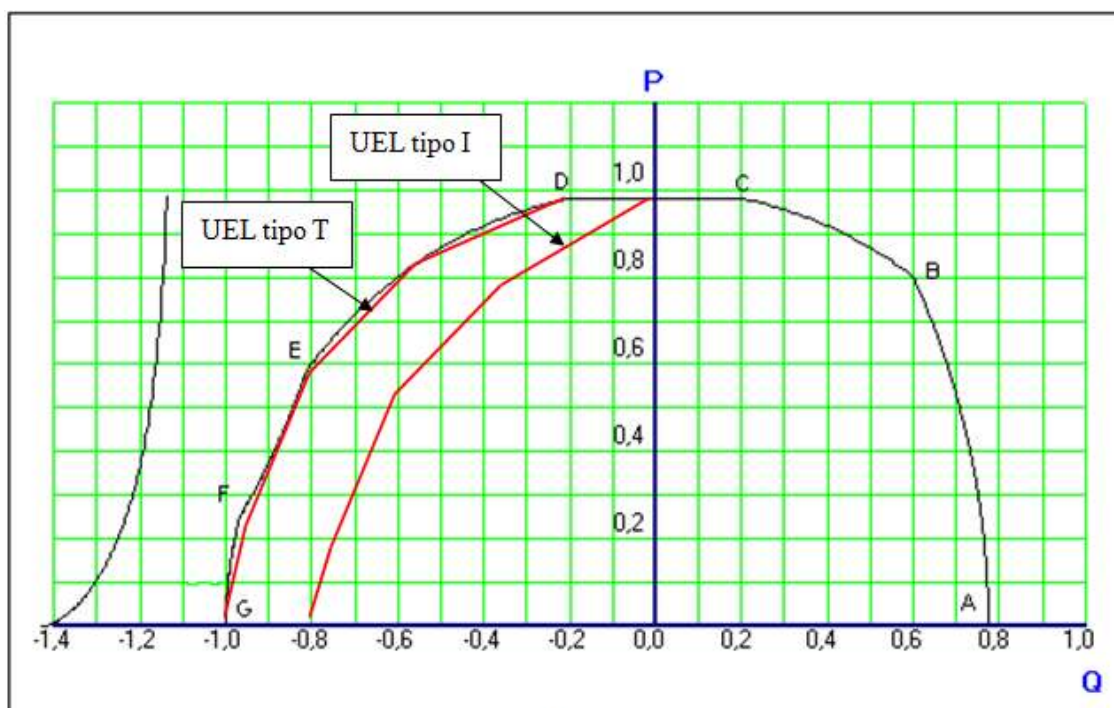


Figura 5. 26 – Curva de capacidade com as características estáticas do novo UEL.

A sugestão inicial é que o UEL instantâneo seja ajustado no limite contorno da região de subexcitação da curva de capacidade da máquina, evitando que a

mesma possa operar fora desta nos casos de distúrbios sistêmicos, cujas conseqüências já foram anteriormente analisadas. Desta forma o LOE, deverá ser ajustado com certa distância fora da curva a fim de se obter uma melhor seletividade com o UEL.

Para o UEL temporizado, o ajuste deverá levar em consideração fatores como permitir que a unidade seja subexcitada até o limite estabelecido pelo UEL instantâneo e por um tempo definido pelas simulações de sistemas, para distúrbios onde seja necessária a absorção de reativo. Uma vez passado este tempo, o mesmo deve retornar ao seu limite estabelecido, onde a máquina deverá operar com níveis de tensão terminal abaixo da nominal, porém em coordenação com os relés de subtensão dos serviços auxiliares, evitando desligamentos desnecessários como o grande desligamento de fevereiro de 2011, quando a região nordeste do Brasil foi submetida a um *black out* quase que total.

#### 5.6 – Ensaios realizados no limitador UEL proposto

Para que os ensaios sejam efetuados com segurança algumas precauções devem ser tomadas, já no momento da solicitação da unidade geradora, aos órgãos que liberam a mesma. Como para a realização desses testes, a unidade deverá esta acoplada ao sistema de potência, a característica estática do limitador deverá ser deslocada para o mais próximo possível do eixo da potência ativa e o valor da potência ativa, o mais baixo possível, evitando desta forma um impacto significativo no sistema, caso venha ocorrer um desligamento intempestivo. Os valores de, potencia ativa e reativa, do ensaio deverão ser informados previamente para que as empresas controladoras preparem o sistema de potência, caso seja necessário.

Para uma melhor percepção da resposta dinâmica da característica do novo UEL, registros das grandezas tipo potência ativa, potência reativa, tensão terminal, tensão de campo, corrente de campo e saída de controle do regulador de tensão, foram efetuados e serviram para a validação da nova estrutura de UEL.

As grandezas anteriormente citadas foram alocadas em blocos de registros, assim distribuídas:

- Bloco de registro N° 1 - Sinais de potência ativa, potência reativa, tensão terminal, corrente de campo, tensão de campo e tensão de saída de controle, obtidos após a aplicação de um degrau de - 5% no somador do regulador de tensão, respectivamente registros de 1.1 a 1.6.
- Bloco de registro N° 2 - Sinais de potência ativa, potência reativa, tensão terminal, corrente de campo, tensão de campo e tensão de saída de

controle, também obtidos após a aplicação de um degrau de - 5% no somador do regulador tensão, respectivamente registros de 2.1 a 2.6.

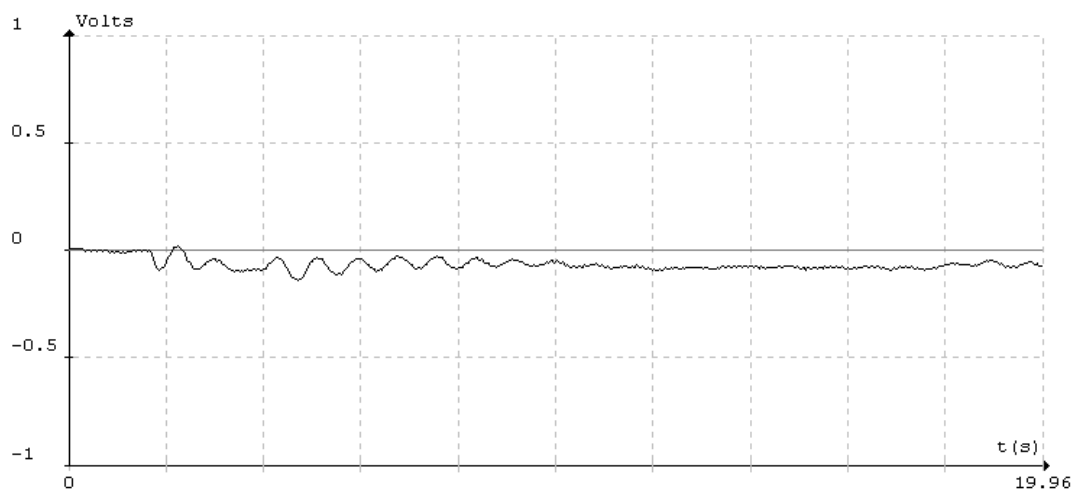
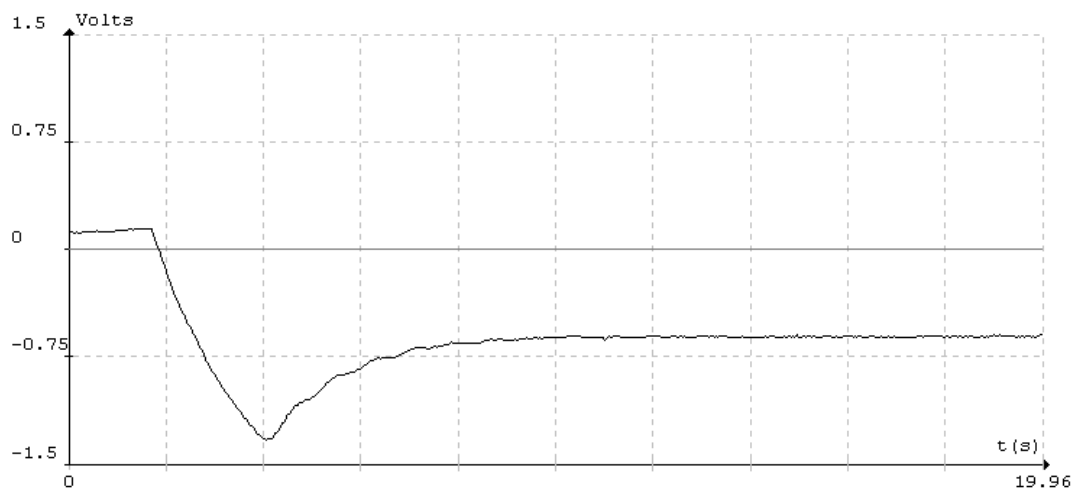
No bloco N° 1, estão as grandezas que foram estimuladas pelo degrau, com a característica do UEL tipo T, ou seja, característica temporizada, ativada. No bloco N° 2, estão as grandezas que foram estimuladas pelo degrau com a característica do UEL tipo 2, ou seja característica instantânea, ativada. A escala utilizada para registro, não foi de engenharia por facilitar o ensaio e torná-lo mais rápido.

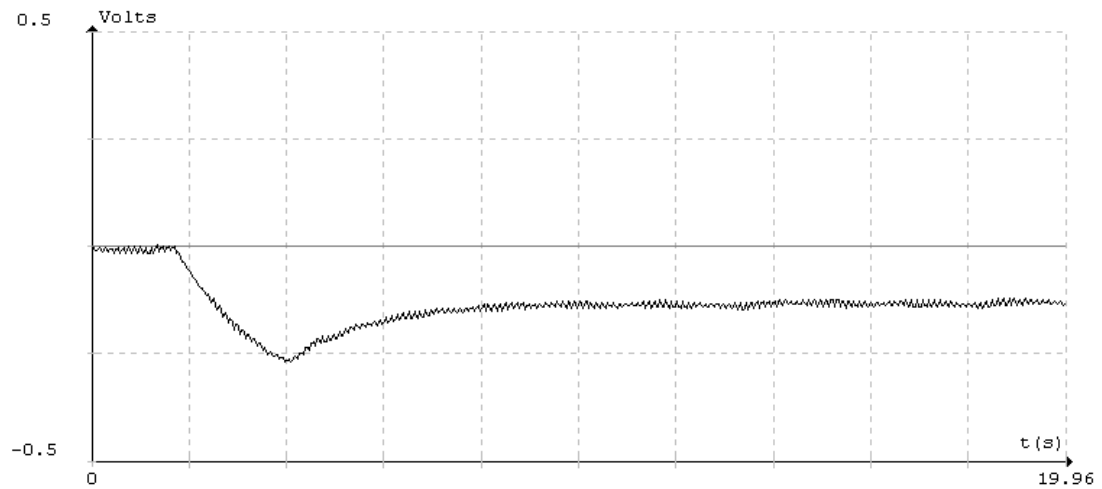
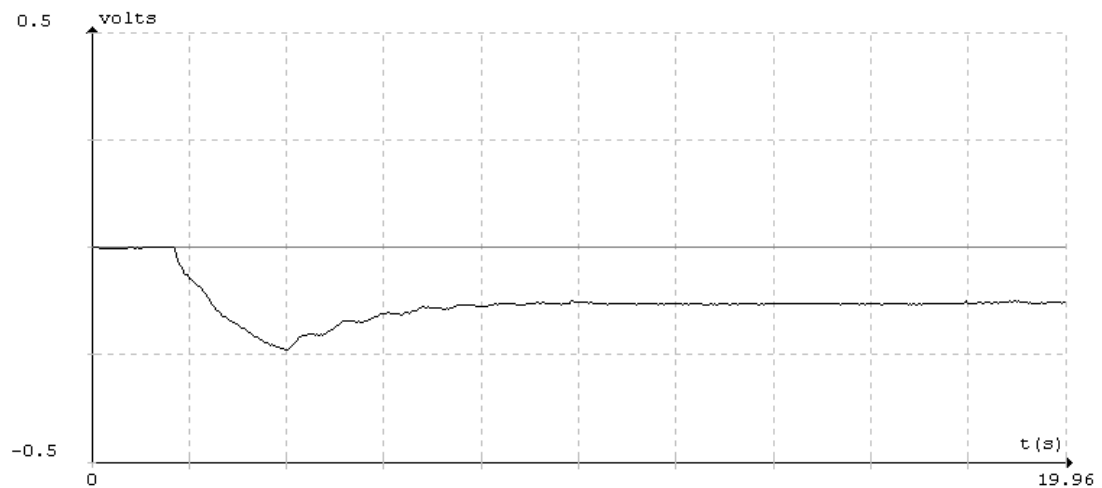
No bloco N°1, o registro 1.1 apresenta a variação da potência ativa ao ser aplicado um estímulo degrau no somador do Regulador de Tensão, no sentido da subexcitação da unidade geradora, para a atuação do UEL tipo T. Uma análise deste gráfico mostra que a potência ativa apresentou uma pequena oscilação de modo local, extinta em poucos ciclos.

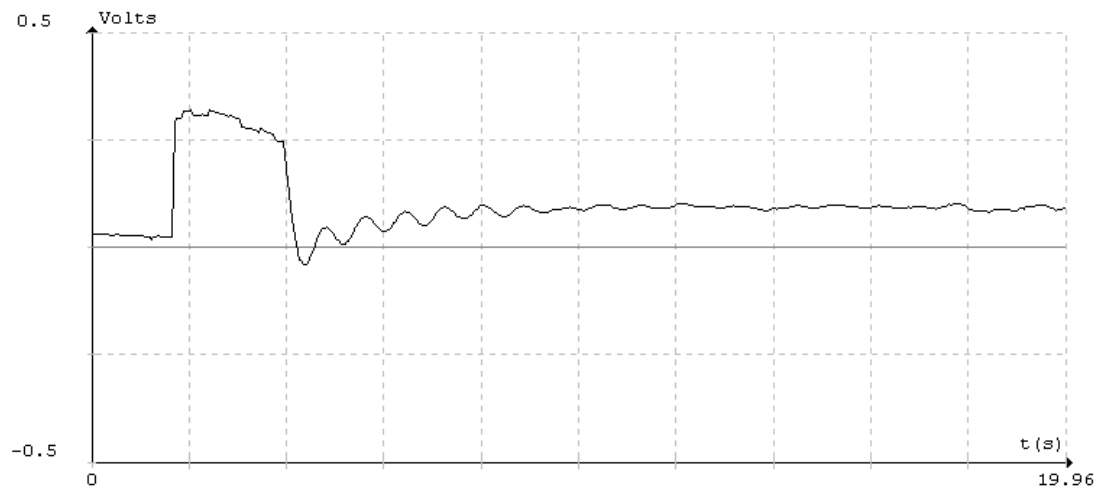
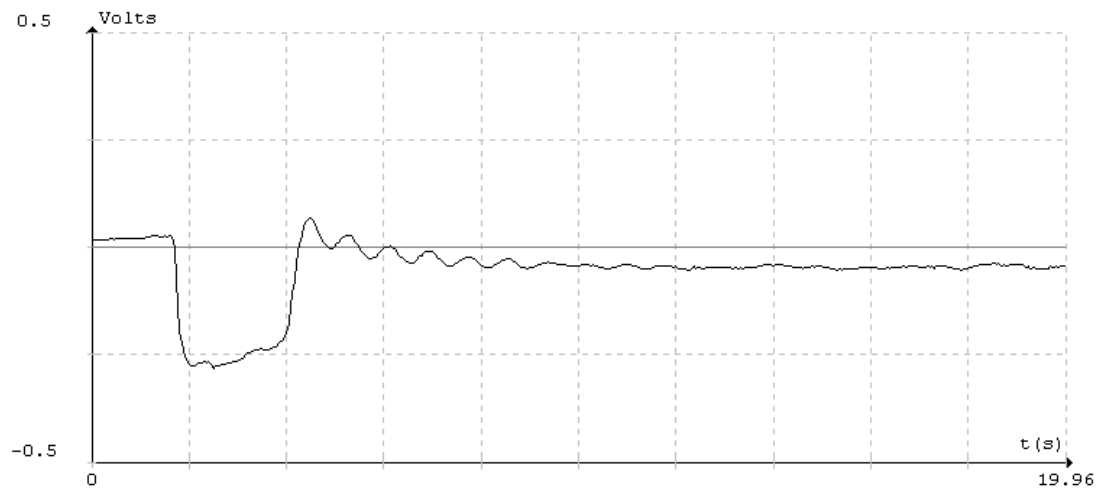
Os registros 1.2 a 1.4 mostram respectivamente as variações da potência reativa, tensão terminal e a corrente de campo. Neste caso por ser um UEL temporizado estes três sinais apresentam sobre passo, ou seja, os mesmos excursionam fazendo com que a tensão da máquina atinja valores abaixo do limite imposto pelo UEL, em um intervalo de tempo de 2 segundos.

Nos registros 1.5 e 1.6, estão gravados os sinais de tensão de saída do regulador e a tensão de campo, onde se vê claramente a atuação do UEL no instante de tempo de 4 segundos após a aplicação do degrau, mostrando então a temporização. Observa-se nesses registros um UEL bastante estável, rápido e sem oscilação.

## **Bloco de Registro N° 1**

**Registro 1.1 - Potência Ativa (P)****Registro 1.2 - Potência Reativa (Q)**

**Registro 1.3 - Tensão Terminal ( $V_T$ )****Registro 1.4 - Corrente de Campo ( $I_F$ )**

**Registro 1.5 - Saída do Regulador ( $U_{ST}$ )****Registro 1.6 - Tensão de Campo ( $V_F$ )**



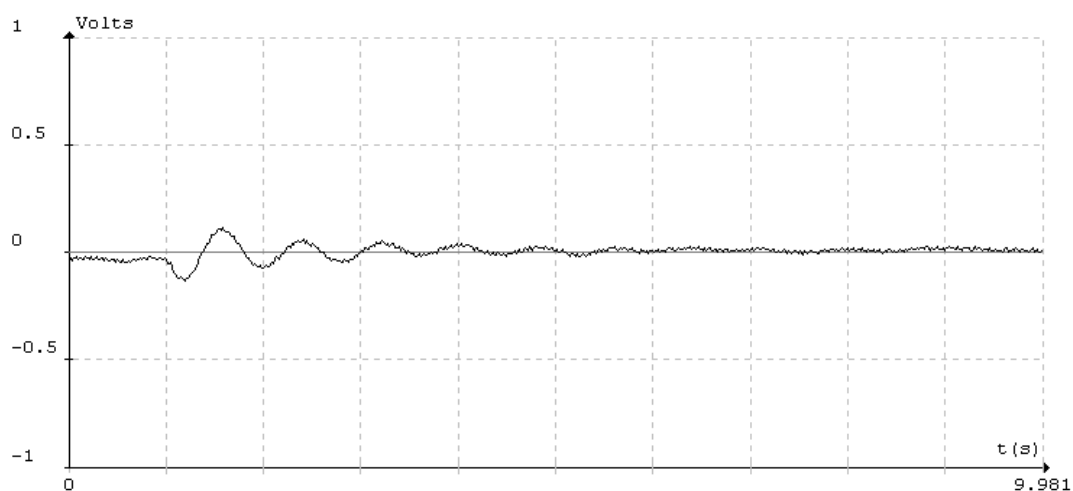
Para o bloco N° 2, o registro 2.1 apresenta a variação da potência ativa ao ser aplicado um estímulo degrau no somador do Regulador de Tensão, no sentido da subexcitação da unidade geradora, para a atuação do UEL tipo I. Uma análise deste gráfico mostra que a potência ativa apresentou uma pequena oscilação de modo local, extinta em poucos ciclos.

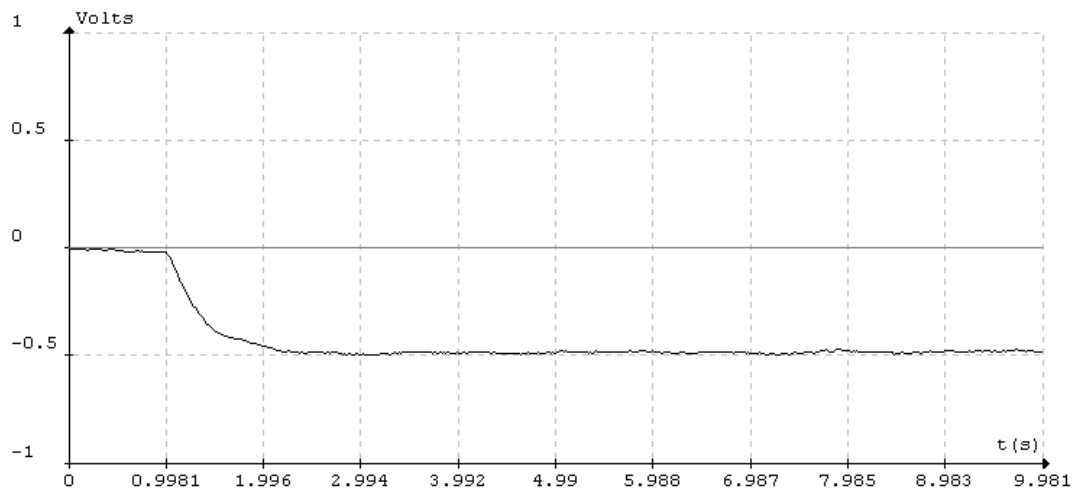
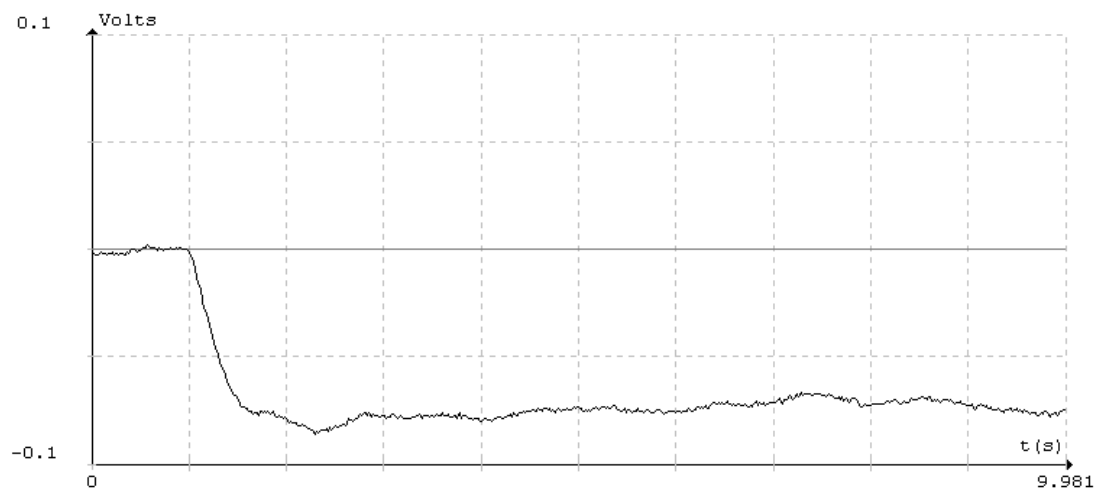
Os registros 2.2 a 2.4 mostram respectivamente as variações da potência reativa, tensão terminal e a corrente de campo. Neste caso, por ser um UEL instantâneo, estes três sinais não apresentaram sobre passo, ou seja, os mesmos não excursionaram e a tensão da máquina não atingiu valores abaixo do limite imposto pelo UEL.

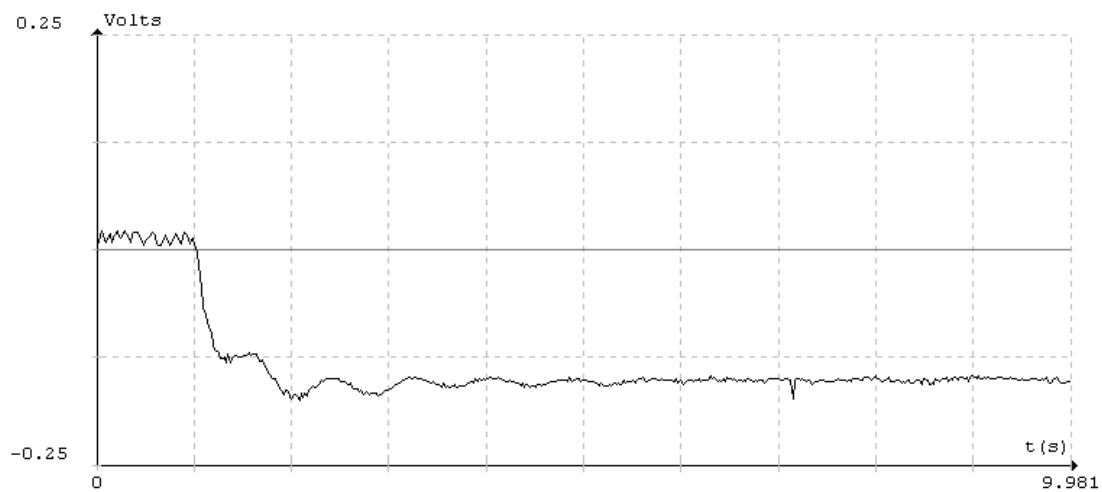
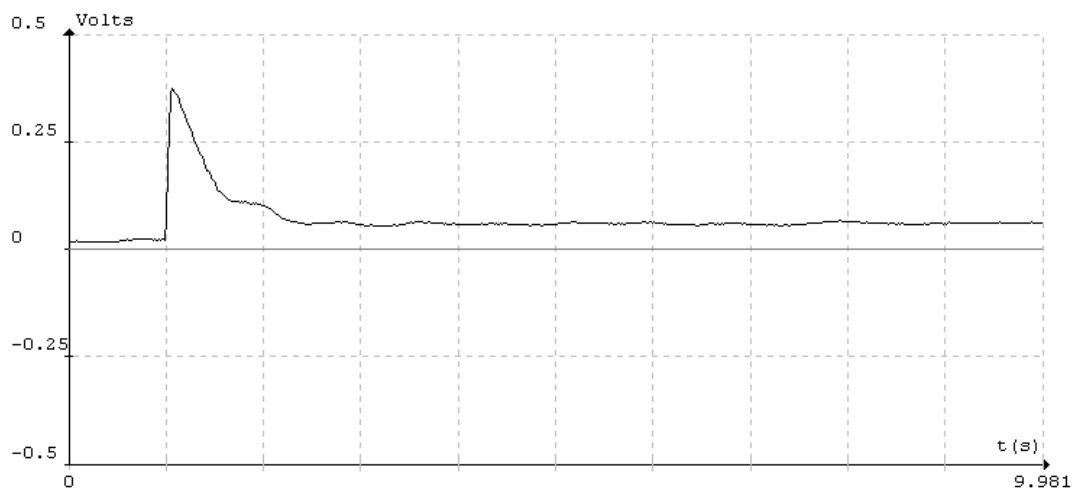
Nos registros 2.5 e 2.6, estão gravados os sinais de tensão de saída do regulador e tensão de campo, onde se vê claramente a atuação do UEL de modo instantâneo após a aplicação de degrau. Mesmo com uma atuação rápida o UEL não estabilizou a unidade geradora mostrando um bom desempenho.

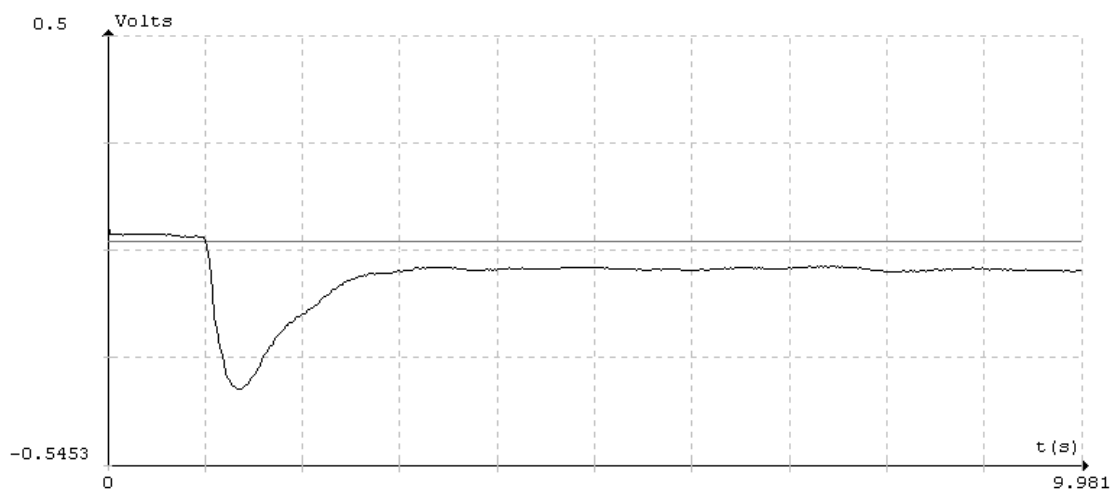
## Bloco de Registro N° 2

### Registro 2.1 - Potência Ativa (P)



**Registro 2.2 - Potência Reativa (Q)****Registro 2.3 - Tensão Terminal ( $V_T$ )**

**Registro 2.4 - Corrente de Campo ( $I_F$ )****Registro 2.5 - Saída do Regulador ( $U_{ST}$ )**

**Registro 2.6 - Tensão de Campo ( $V_F$ )**

## CAPÍTULO 6

### CONCLUSÕES

Com a expansão do SIN (Sistema Interligado Nacional), é de extrema importância que a coordenação entre elementos de controle e proteção esteja em perfeita sintonia. A não observação desta coordenação pode ser sentida quando de um distúrbio de grande porte no sistema de potência, quando todos estes elementos são solicitados ao mesmo tempo.

Outro aspecto que também merece atenção se refere aos ajustes dos elementos de controle do sistema que alimentam os auxiliares da planta. Quando ocorre um distúrbio de grande intensidade, e no sentido de levar a unidade geradora à subexcitação, as tensões nos terminais da máquina podem chegar a valores tais que atinjam os níveis de tensão mínimos definidos em projeto, ou recomendados pelo submódulo de rede definido pelo Operador Nacional do Sistema Elétrico (ONS).

Desta forma é de extrema importância que novas estruturas sejam elaboradas para os UEL's para que os mesmos atendam a todos estes requisitos e com isto se ter um melhor aproveitamento da curva de capacidade, onde os UEL's deverão ter sua atuação efetiva.

Outro ponto a ser focado é a possibilidade que se abre para as empresas de geração de energia elétrica de serem remuneradas pela potência reativa gerada, forçando com isto que toda a curva de capacidade seja explorada ao máximo, cabendo aos UEL's a responsabilidade de acompanhar os limites do gerador, e deixar os relés LOE's apenas como retaguarda, caso estes limitadores venham a falhar. Desta forma os LOE's não necessariamente teriam que estar dentro da curva de capacidade, uma vez que sua atuação provoca o desligamento da unidade geradora a ele associada.

A nova estrutura, proposta no presente trabalho, para o limitador UEL traz mais segurança, não só para o sistema elétrico, mas também para a unidade geradora a ele conectada. A arquitetura apresentada leva em consideração as técnicas já estudadas no passado, ensaios de campo que validam a resposta e eficácia do método e experiências de campo.

A proposta do UEL aqui desenvolvida é mais flexível e segura. Com isso é bastante provável que em grandes distúrbios no SIN as áreas que ficarem ilhadas, não apresentem transtornos significativos nos casos em que estas áreas sejam submetidas à forte absorção de potência reativa, que podem levar a unidade geradora a trabalhar fora da curva de capacidade por um longo período.

Conforme comprovado em ensaios de campo a resposta deste novo UEL, se mostra robusta e eficiente e é factível que o modelo aqui apresentado possa se enquadrar, como um dos modelos a ser indicado para uso em Reguladores de Tensão.

Novos estudos poderão ser realizados para que se cubram todas ou quase todas as variantes que possam ocorrer em grandes distúrbios, de modo a dirimir possíveis deficiências, que neste trabalho não foram levadas em consideração.

---

**REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

**Anderson, P.M. and Fouad, A.A.**,1977, "Power System Control and Stability", Iowa State Univ. Press, Ames, Iowa U.S.A.

**Berdy, J.**, 1975, "Loss of Excitation Limits of Synchronous Machine", IEEE Transactions on Power Apparatus and System, Vol. PAS-93.

**Berube, G. R.,Hajagos, L. M., Beaulieu R. E.**, 1995, "A Utility Perspective on Under-Excitation Limiters", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 10, NU All.

**Carleton, J. T., Bobo, P. O., Burt, D. A.**, 1954, "Minimum Excitation Limit for Magnetic Amplifier Regulating System", AIEE Transaction on Power Apparatus and System, Vol. PAS-7All.

**DeMello, F.P.**, 1979. Dinâmica das Máquinas Elétricas I. Santa Maria, RS: Universidade Federal de Santa Maria.

**DeMello, F.P.**, 1979. Dinâmica das Máquinas Elétricas II. Santa Maria, RS: Universidade Federal de Santa Maria.

**Eberly,T. W.,Schaefer, R. C.**,1995, "Minimum i Maximum Excitation Limiter Performance Goals for Small Generation", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol.10, NU3.

**Elgerd, O.I.**, 1976, "Introdução à Teoria de Sistemas de Energia Elétrica", Mc Graw-Hill do Brasil.

**Girgis, G. K, Vu, H. D.**, 1995, "Verification of Limiter Performance in Modern Excitation Control Systems", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 10, NU All.

**Fitzgerald, A.E., Jr, C.K., Kusku, A.**, 1975, "Máquinas Elétricas", Mc Graw-Hill do Brasil.

**IEEE**, 1992, "Recommended Practice for Excitation System Models", IEEE STD 421.5

**IEEE**, 1995, "Underexcitation Limiter Models for Power System Stability Studies", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 10.N° 3

**Jordão, R.G.**, 1980, "Máquinas Síncronas", LTC EDUSP.

**Kundur, P**, 1994, "Power System Stability and Control", Mc Graw-Hill, Inc.

**Landgren, G.L., Box, P.O.**, 1980, "Extended Use of Generator Reative Capability by Dual Underexcitation Limiter",IEEE Transactions on Apparatus and System,Vol. PAS-99,N°4

**Mendes, P.P.C., Ferreira, C.**, “Análise de Sistemas Elétricos 1 e 2”, notas de aulas, 2005, Edição da UNIFEI Universidade Federal de Itajubá.

**Miranda, P.E.S., Camargo, L.A.R.**, 1983, “ Curvas de Capabilidade”

**Mummert, C.R.**, 1998, “Excitation System Limiter Models for use in System stability Studies”, IEEE Cutler Hammer Division of Eaton Corp. Arden, N.C. 28704, USA.

**Nagy, I.**, “Analysis of Minimum Excitation Limits of Synchronous Machines”, IEEE Transaction on Power Apparatus and Systems, Vol. Pas-89, N° 6, July/August 1970.

**Ribeiro, J. R.**, 1991, "Minimum Excitation Limiter Effects on Generator Response to System Disturbances", IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 6, NU 1.

**Rubenstein, A.S., Temoshok, M.**, 1954, “ Underexcited Reative Amper Limit of Modern Amplidyne Voltage Regulator”, AIEE Transaction on Power Apparatus and System, Vol. PAS-7All.

**Soares, J.M., Pons, F.H., Paiva, P.M., Souza, J.A. e Valgas. H.M.**, 1996, “Operational Aspects of the Actuation of Power System Stabilizers: Coordination with Protection and others Controllers”, V SEPOPE.

**Yu, Yao-Nan**, 1983, “Electric Power System Dynamics”, Academic Press.



## ANEXO I

## CERTIFICADO

Esta dissertação resultou no seguinte trabalho publicado em simpósio internacional:

**Silva, William Seal; Mendes, P.P.C.; 201AII.** “Nova Estrutura para o Limitador de Subexcitação UEL usado em Sistemas de Excitação.” XV ERIAC – Encontro Regional Ibero-americano do Cigré, Brasil, Maio 201AII.

O trabalho foi apresentado no grupo de estudos A1- Máquinas Elétricas Rotativas e foi classificado em primeiro lugar conforme certificado:



## ANEXO II

### GERADORES

#### All. 1 – Introdução

O comportamento dinâmico de máquinas em Sistemas de Potência é de importância fundamental para o desempenho global e a continuidade do fornecimento de potência. Neste anexo são vistos modelos que relacionam fluxos, tensões, correntes e velocidades rotacionais. É dada ênfase ao comportamento dinâmico da máquina e não a métodos de projeto. As seguintes referências foram usadas para a descrição deste anexo: DeMello, F.P., 1979, Fitzgerald, A.E., Jr, C.K., Kusku, A., 1975 e Kundur, P, 1994.

No tratamento da teoria de circuito CA, o gerador síncrono costuma ser representado por uma fonte ideal de tensão atrás de uma impedância, conforme figura All. 1.

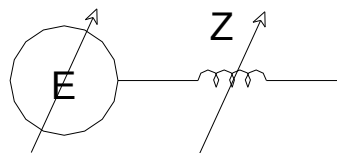


Figura All. 1 – Representação Simplificada do Gerador Síncrono

Este é um conceito muito útil, mas pode servir como uma restrição desnecessária no entendimento do desempenho das máquinas síncronas. A fim de explicar o desempenho das máquinas, com esse modelo simplificado, necessita-se adotar alguns conceitos artificiais como a mudança das tensões da fonte e a mudança das reatâncias.

Sob um ponto de vista conceitual, tem-se a tensão gerada como o produto do fluxo pela velocidade angular. A FEM, assim obtida, é a fonte de tensão que é ligada à rede CA, através da reatância de dispersão e da resistência do estator. O comportamento do fluxo do entreferro, como função da carga da máquina, da excitação, etc., é regido por equações diferenciais que definem sua resposta a estas variáveis. Desta forma, o modelo do gerador é descrito como na Figura All. 2.

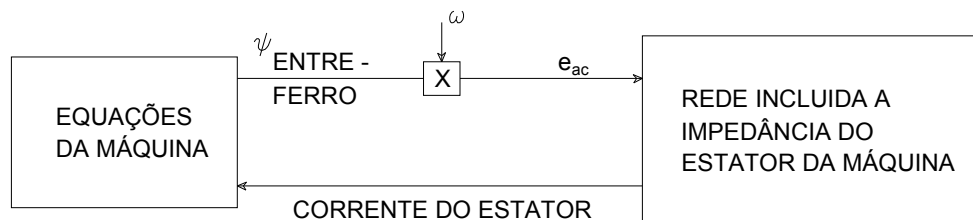


Figura All. 2– Modelo Simplificado do Gerador Síncrono

Considerando os comentários anteriores, o comportamento da máquina síncrona é abordado no texto a seguir, a partir das equações fundamentais de fluxo, FMM, tensão e corrente.

#### All. 2 – Descrição de uma Máquina Síncrona

A Figura All. 3 é uma representação esquemática de uma máquina síncrona de dois pólos. Os enrolamentos do estator são trifásicos, uniformemente distribuídos com centros defasados de  $120^\circ$  [Fitzgerald et al., 1975].

As equações básicas são as mesmas para máquinas com mais de dois pólos, visto que a armadura é igualmente enrolada com conjuntos correspondentemente múltiplos de bobinas. Definindo-se as equações em termos de graus elétricos, onde 180 graus elétricos é o ângulo entre pólos norte e sul adjacentes, o número de pares de pólos não fará nenhuma diferença na maneira de se analisar uma máquina.

A relação entre graus elétricos e mecânicos é:  $p/2$  (graus mecânicos) = graus elétricos, onde  $p/2$  é o número de pares de pólos.

Examinando-se, primeiramente, a força magnetomotriz produzida por correntes senoidais equilibradas passando pelo estator, observa-se que a distribuição dos enrolamentos em volta do estator é usualmente projetada para fornecer um formato de curva bastante senoidal, com pouco conteúdo harmônico. A título ilustrativo, na Figura All. 4, tem-se o enrolamento de um alternador trifásico com duas ranhuras por pólo, por fase, e um enrolamento de passo 5/6. As ranhuras são rotuladas por números, e as letras A, B e C indicam os lados das bobinas para as fases a, b e c respectivamente.

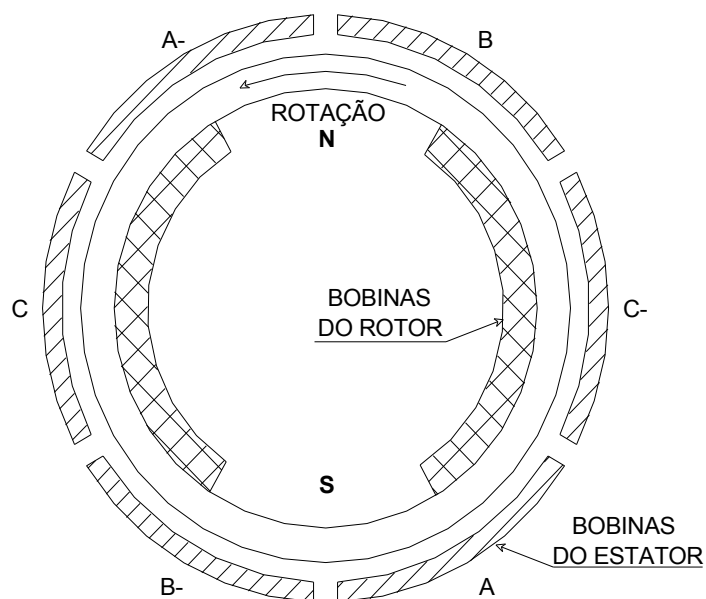


Figura AII. 3— Representação esquemática de uma máquina síncrona de dois pólos.

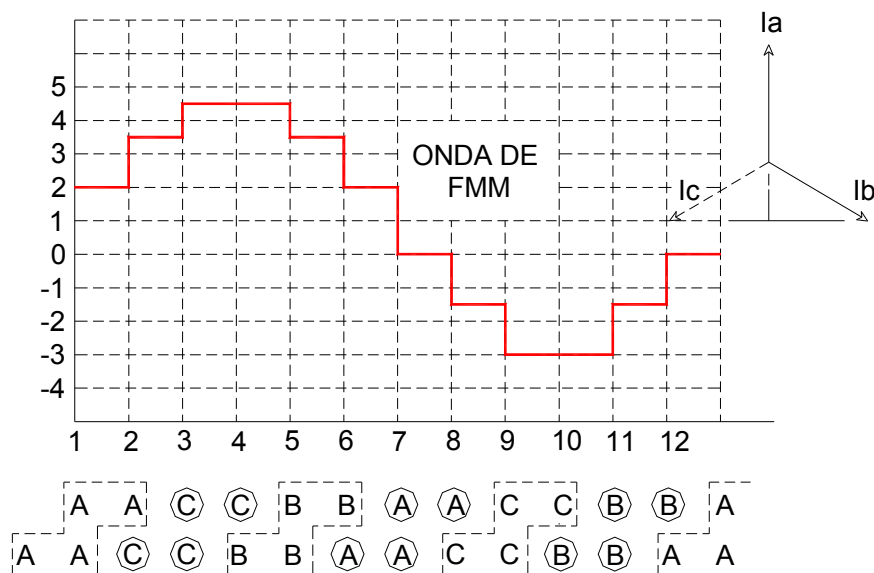


Figura AII. 4 – Ilustração do enrolamento de um alternador trifásico

São examinadas as condições no instante em que a corrente da fase "a" está no pico da senóide, ou seja,  $i_a = I_m$

A partir das relações de fase indicadas na figura All. 4, as correntes nas fases  $i_b, i_c$  serão  $i_b = I_m/2$  e  $i_c = -I_m/2$ . A força magnetomotriz desenvolvida ao longo da periferia do estator é prontamente estabelecida pela superposição das contribuições de cada bobina, carregando o valor apropriado da corrente no instante em questão.

Ao se examinar, agora, as condições em um instante posterior, por exemplo, 90 graus elétricos mais tarde, e repetindo o procedimento com os valores de corrente para este instante, ou seja,  $i_a = 0$ ,  $i_b = +(\sqrt{3}/2)I_m$ ,  $i_c = -(\sqrt{3}/2)I_m$ , verifica-se que a onda da FMM avançou, agora, 90° em sua distribuição espacial.

Seja  $\alpha$  o ângulo que define um ponto na periferia do estator, em relação ao centro da fase "a" e considerando uma distribuição espacial, senoidal, equilibrada e uniforme das bobinas das fases ao longo das ranhuras do estator, a contribuição da FMM em cada fase, em qualquer instante, é proporcional ao descrito no conjunto de equações (All. 1):

$$FMM_a \propto i_a \cos \alpha; FMM_b \propto i_b \cos(\alpha - 2\pi/3); FMM_c \propto i_c \cos(\alpha + 2\pi/3) \quad (\text{All. 1})$$

onde  $i_a$ ,  $i_b$  e  $i_c$  são os valores instantâneos das correntes nas três fases.

Para correntes senoidais equilibradas com amplitude máxima e frequência  $\omega$ , pode então ser escrito o conjunto de equações (All. 2):

$$i_a = I_m \text{sen} \omega t; i_b = I_m \text{sen}(\omega t - 2\pi/3); i_c = I_m \text{sen}(\omega t + 2\pi/3) \quad (\text{All. 2})$$

De (All. 1) e (All. 2), a onda total da FMM é proporcional a:

$$FMM \propto I_m \left[ \text{sen} \omega t \cos \alpha + \text{sen}(\omega t - 2\pi/3) \cos(\alpha - 2\pi/3) + \text{sen}(\omega t + 2\pi/3) \cos(\alpha + 2\pi/3) \right] \quad (\text{All. 3})$$

por meio de identidade trigonométrica (All.3) é reduzida a:

$$FMM \propto 3/2 I_m \text{sen}(\omega t - \alpha) \quad (\text{All. 4})$$

A equação (AII.4) mostra que a onda de FMM caminha ao longo da periferia, com uma velocidade  $\omega$ . Portanto, para condições de operação com velocidade síncrona e correntes equilibradas no estator, a onda de FMM, produzida por essas correntes, parece estacionária quando vista do rotor.

A Figura AII. 5 ilustra este fato, mostrando a estrutura do rotor relativa à FMM do estator.

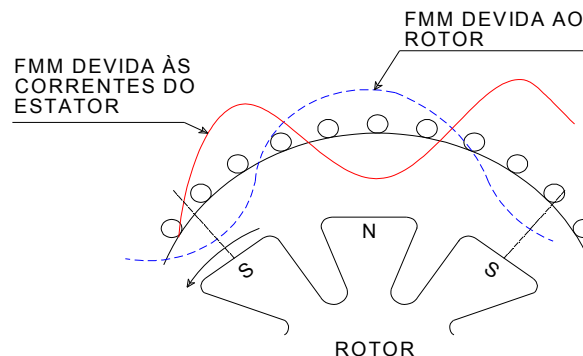


Figura AII. 5– Estrutura do rotor relativa à FMM do estator.

Na Figura AII. 5 é também mostrada a FMM devida à excitação no campo do rotor. A FMM líquida, que produz fluxos através do entreferro, é obtida pela superposição destas duas componentes. A fase da FMM de reação da armadura relativa à FMM de excitação de campo é uma função da carga, tanto em amplitude como em fator de potência.

### AII. 3 - Equações Básicas

As equações fundamentais que descrevem a máquina incluem a importante transformação dq0, conduzindo às equações de Park, que são universalmente usadas para descrever o comportamento da máquina.

#### AII. 3.1 - Fluxo e Enlace de Fluxo na Armadura

A partir da teoria do acoplamento magnético de circuitos, conforme é usado na análise de transformadores, para qualquer instante de tempo dado, pode-se definir indutância própria e mútua entre circuitos da armadura e circuitos do rotor e escrever o enlace de fluxo total no circuito da armadura na fase "a", por exemplo, como:

$$\psi_a = -\ell_{aa}i_a + \ell_{ab}i_b + \ell_{ac}i_c + \ell_{afd}i_{fd} + \ell_{akd}i_{kd} + \ell_{akq}i_q \quad (\text{AII. 5})$$

Onde:

$\ell_{aa}$  = auto indutância do enrolamento "a" no estator

$\ell_{ab}$  = indutância mútua entre os enrolamentos "a" e "b"

$\ell_{ac}$  = indutância mútua entre os enrolamentos "a" e "c"

$\ell_{afd}, \ell_{akd}, \ell_{akq}$  = indutâncias mútuas entre o enrolamento "a" no estator e o campo do rotor, amortecedor do eixo direto e do amortecedor do eixo em quadratura respectivamente.

Se a máquina fosse um dispositivo estático, as várias indutâncias em (AII. 5) seriam constantes como no caso de um transformador. Entretanto na máquina síncrona, por causa do movimento do rotor, estas indutâncias de enrolamento da armadura são uma função da posição do rotor. Desta forma tem-se que as indutâncias mútuas entre circuitos do rotor e do estator são (Kundur 1994):

$$\ell_{afd} = L_{afd} \cos \theta \quad (\text{AII. 6})$$

$$\ell_{akd} = L_{akd} \cos \theta \quad (\text{AII. 7})$$

$$\ell_{akq} = -L_{akq} \sin \theta \quad (\text{AII. 8})$$

onde  $L_{afd}, L_{akd}, L_{akq}$  são constantes. Os valores máximos destas indutâncias mútuas ocorrem quando os circuitos de campo correspondentes estão concêntricos com o circuito do estator na fase "a", ( $\theta = 0$ ).

As equações para as indutâncias mútuas das outras fases "b" e "c" são semelhantes àquelas para a fase "a" exceto que o ângulo  $\theta$  é substituído por  $(\theta - 2\pi/3)$  e  $(\theta + 2\pi/3)$ , respectivamente.

A indutância própria na fase "a",  $\ell_{aa}$  tem a forma da equação da permeância, ou seja:

$$\ell_{aa} = L_{aa0} + L_{aa2} \cos 2\theta \quad (\text{AII. 9})$$

Da geometria da trajetória magnética, fica evidenciado que a indutância mútua entre as fases do estator é um mínimo toda vez que o eixo q bissecciona o ângulo entre as fases, ou seja:

$$\ell_{ab} = L_{ab0} + L_{ab2} \cos(2\theta + \pi/3) \quad (\text{AII. 10})$$

$$\ell_{ac} = L_{ac0} + L_{ac2} \cos(2\theta - \pi/3) \quad (\text{AII. 11})$$

Por causa da simetria, os coeficientes  $L_{ab0}, L_{ac0}, L_{bc0}$  são todos iguais, como também são os coeficientes  $L_{ab2}, L_{ac2}, L_{bc2}$ .

### All. 3.2 - Equações de Tensão

As leis da indução eletromagnética aplicadas a um circuito fechado ou bobina, como mostrado na figura All. 6, podem ser expressa como (Kundur 1994):

$$e = \frac{d\psi}{dt} - ri \quad (\text{All. 12})$$

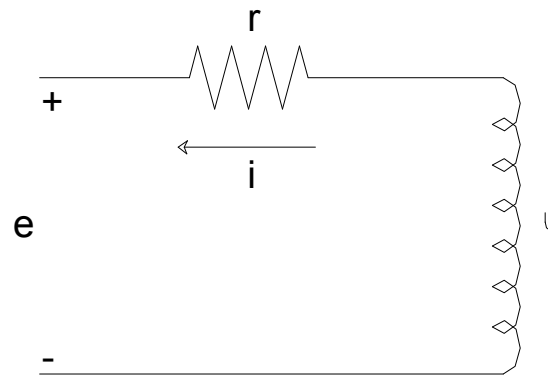


Figura All. 6– Circuito elétrico com uma bobina

onde  $e$  é a tensão que aparece nos terminais da bobina,  $\psi$  é o enlace de fluxo na bobina,  $i$  é a corrente circulando na bobina e  $r$  é a resistência da bobina. Observando as direções da tensão e corrente na Figura All. 6, a equação (All.12) aplicada ao caso de um circuito estático, como o da bobina de um transformador ou linha de transmissão, pode ser expressa como:

$$e = L \frac{di}{dt} - ri \quad (\text{All. 13})$$

onde  $L = \frac{\psi}{i}$  é a indutância do circuito.

Deve ser salientado que a equação (All. 13) é um caso especial da equação geral (All. 12), para o caso do circuito estático e linear.

Em geral, a taxa de variação do enlace de fluxo  $\frac{d\psi}{dt}$ , pode ser composta de termos devidos a correntes variantes (ação transformadora), bem como de termos devidos a enlaces de fluxo sendo cortados por rotação ou movimento, ou de termos devidos a alterações das propriedades magnéticas, como ocorre com a saturação de materiais magnéticos.

A equação (All. 13) aplicada ao circuito da armadura torna-se o conjunto de equações (All. 14):



$$e_a = \frac{d\psi_a}{dt} - r_i i_a; e_b = \frac{d\psi_b}{dt} - r_i i_b; e_c = \frac{d\psi_c}{dt} - r_i i_c \quad (\text{All. 14})$$

Que são as equações básicas de tensão para os circuitos da armadura.

Aplicando então ao circuito de campo, ficará:

$$e_{fd} = \frac{d\psi_{fd}}{dt} + r_{fd} i_{fd} \quad (\text{All. 15})$$

Pode também ser notado que a escolha de sinais é devida à definição da direção da corrente relativa à tensão através do enrolamento. No caso do campo, é costume considerar a corrente fluindo no campo, como um resultado da tensão  $e_{fd}$  aplicada. De modo semelhante, para os circuitos amortecedores nos eixos, direto e em quadratura, tem-se:

$$0 = \frac{d\psi_{kd}}{dt} + r_{kd} i_{kd} \quad (\text{All. 16})$$

$$0 = \frac{d\psi_{kq}}{dt} + r_{kq} i_{kq} \quad (\text{All. 17})$$

Os zeros no lado esquerdo de (All. 16) e (All. 17) provêm da natureza fechada dos circuitos, com tensão aplicada nula.

### All. 3.3 - Equações de Tensão em Componentes d, q, 0 (Equações de Park)

As equações básicas do circuito de armadura, quando expressas em termos de componentes d, q, 0 se transformam em:

$$e_d = 2/3 [e_a \cos \theta + e_b \cos(\theta - 2\pi/3) + e_c \cos(\theta + 2\pi/3)] \quad (\text{All. 18})$$

$$e_q = -2/3 [e_a \text{sen} \theta + e_b \text{sen}(\theta - 2\pi/3) + e_c \text{sen}(\theta + 2\pi/3)] \quad (\text{All. 19})$$

$$e_0 = 1/3 (e_a + e_b + e_c) \quad (\text{All. 20})$$

Com algumas substituições e o uso das relações de transformação d-q para correntes tem-se:

$$e_d = 2/3 [\cos \theta d\psi_a/dt + \cos(\theta - 2\pi/3) d\psi_b/dt + \cos(\theta + 2\pi/3) d\psi_c/dt] - ri_d \quad (\text{All. 21})$$

$$e_q = -2/3 [\sen \theta d\psi_a/dt + \sen(\theta - 2\pi/3) d\psi_b/dt + \sen(\theta + 2\pi/3) d\psi_c/dt] - ri_q \quad (\text{All. 22})$$

$$e_0 = d\psi_0/dt - ri_0 \quad (\text{All. 23})$$

Expressando  $\psi_a, \psi_b, \psi_c$  em termos de  $\psi_d, \psi_q, \psi_0$  com o uso de transformação inversa chega-se a:

$$\psi_a = \psi_d \cos \theta - \psi_q \sen \theta + \psi_0 \quad (\text{All. 24})$$

$$\psi_b = \cos(\theta - 2\pi/3) \psi_d - \sen(\theta - 2\pi/3) \psi_q + \psi_0 \quad (\text{All. 25})$$

$$\psi_c = \cos(\theta - 4\pi/3) \psi_d - \sen(\theta - 4\pi/3) \psi_q + \psi_0 \quad (\text{All. 26})$$

Diferenciando (All. 24, All. 25 e All. 26) com relação à “t” e usando artifícios matemáticos obtém-se:

$$e_d = d\psi_d/dt - \psi_q d\theta/dt - ri_d \quad (\text{All. 27})$$

$$e_q = d\psi_q/dt + \psi_d d\theta/dt - ri_q \quad (\text{All. 28})$$

$$e_0 = d\psi_0/dt - ri_0 \quad (\text{All. 29})$$

As equações (All. 27), (All. 28) e (All. 29) são chamadas equações de Park, em homenagem a R. H. Park que as desenvolveu.

### All. 3.4 - Conjugado de Potência

A potência instantânea medida nos terminais da máquina é dada por:

$$P = [e_a i_a + e_b i_b + e_c i_c]$$

Em termos de componente d, q, 0, a expressão para potência é:

$$P = 3/2 (e_d i_d + e_q i_q + 2e_0 i_0) \quad (\text{All. 30})$$

Sob operação equilibrada normal, com  $e_0$  e  $i_0$  nulos:

$$P = 3/2 (e_d i_d + e_q i_q) \quad (\text{All. 31})$$

Se não houvesse perdas na máquina, nem alteração na energia magnética armazenada, o conjugado seria igual a  $P/\omega$ , onde  $\omega$  é a velocidade angular do rotor.

Como saída de potência é igual à taxa de redução da energia magnética da armadura, mais a transferência de potência através do entreferro subtraído das perdas por resistência de armadura, o conjugado do entreferro pode ser obtido usando-se as equações anteriores gerando então:

$$T = 3/2(i_q\psi_d - i_d\psi_q) \quad (\text{All. 32})$$

#### All. 4 - Comportamento das Máquinas Síncronas (Operação em Regime Permanente)

##### All. 4.1 – Saturação Desprezada

O diagrama vetorial de regime permanente da máquina, para operação em uma dada carga de regime permanente, será visto desprezando-se a saturação.

Considerado o caso de uma máquina que opera como um gerador fornecendo potência a uma barra infinita em seus terminais e as tensões de fase da máquina em valores por unidade têm-se:

$$e_a = e \cos(\omega t) \quad (\text{All. 33})$$

$$e_b = e \cos(\omega t - 2\pi/3) \quad (\text{All. 34})$$

$$e_c = e \cos(\omega t + 2\pi/3) \quad (\text{All. 35})$$

Considerando-se também a corrente de fase em por unidade, que está sendo suprida pelo gerador como:

$$i_a = i \cos(\omega t - \theta) \quad (\text{All. 36})$$

$$i_b = i \cos(\omega t - 2\pi/3 - \theta) \quad (\text{All. 37})$$

$$i_c = i \cos(\omega t + 2\pi/3 - \theta) \quad (\text{All. 38})$$

Aplicando as transformações d, q, 0 em (All.33, All.34 e All.35) obtém-se:

$$e_d = 2/3[e_a \cos \theta + e_b \cos(\theta - 2\pi/3) + e_c \cos(\theta + 2\pi/3)] \quad (\text{All. 39})$$

$$e_q = 2/3[e_a \sin \theta + e_b \sin(\theta - 2\pi/3) + e_c \sin(\theta + 2\pi/3)] \quad (\text{All. 40})$$

$$e_0 = 1/3[e_a + e_b + e_c] \quad (\text{All. 41})$$

onde  $\theta = \omega t - \theta_0$ , é o ângulo entre o eixo d e o centro da fase "a". Como a análise em questão é de uma operação em regime permanente, então se pode dizer que velocidade por unidade do rotor  $\omega$ , é a mesma da frequência  $\omega$ , das ondas de corrente e tensão.

Substituindo (All. 33, All. 34 e All.35) em (All.39, All.40 e All.41) gera-se:

$$e_d = e \cos \theta_0 \quad (\text{All. 42})$$

$$e_q = e \sin \theta_0 \quad (\text{All. 43})$$

De forma semelhante para as equações de corrente tem-se:

$$i_d = i \cos(\theta_0 - \phi) \quad (\text{All. 44})$$

$$i_q = i \sin(\theta_0 - \phi) \quad (\text{All. 45})$$

As equações (All. 42, All. 43, All. 44 e All. 45) mostram que, para operação de regime permanente equilibrada,  $e_d, e_q, i_d, i_q$ , são quantidades constantes.

As equações de tensão do estator em pu, sob condições de regime permanente, tornam-se:

$$e_d = -\psi_q - r i_d \quad (\text{All. 46})$$

$$e_q = \psi_d - r i_q \quad (\text{All. 47})$$

Visto que, para condições equilibradas de regime permanente:  $\frac{d}{dt}\psi_d$  e

$$\frac{d}{dt}\psi_q = 0 \text{ e } \omega = 1$$

As equações de tensão do rotor, para condições de regime permanente, e fazendo-se todas as taxas de variação dos enlaces de fluxo iguais a zero, chega-se a:

$$e_{fd} = i_{fd} r_{fd} \quad (\text{All. 48})$$

$$i_{kd} = 0 \quad (\text{All. 49})$$

$$i_{kq} = 0 \quad (\text{All. 50})$$

Também as equações de enlace de fluxo, para estas condições, tornam-se:

$$\psi_d = L_{ad} i_{fd} - L_d i_d \quad (\text{All. 51})$$

$$\psi_q = -L_q i_q \quad (\text{All. 52})$$

$$\psi_{fd} = L_{ffd} i_{fd} - L_{ad} i_d \quad (\text{All. 53})$$

$$\psi_{kd} = L_{ad} (i_{fd} - i_d) \quad (\text{All. 54})$$

Das equações (All. 48 a All. 50),  $i_{fd} = e_{fd} / r_{fd}$ , quando usada na equação (All. 51 a All. 54), fornece:

$$\psi_d = e_{fd} (L_{ad} / r_{fd}) - L_d i_d \quad (\text{All. 55})$$

$$\psi_q = -L_q i_q \quad (\text{All. 56})$$

Lembrando que as equações (All. 55) e (All. 56) representam enlaces de fluxo em eixos ortogonais, pode-se desenhar estas equações como vetores, conforme mostrado na Figura All.7. Embora todas as quantidades nas equações acima sejam escalares, elas podem ser expressas, simbolicamente, como vetores onde todas as quantidades do eixo q estejam  $90^\circ$  adiantado das quantidades do eixo d. Uma escolha de relações vetoriais seria ter o eixo d como real e o eixo q como imaginário. Estes eixos giram no espaço à velocidade elétrica do rotor e, neste sentido, estão conceitualmente relacionadas ao fasor que representa uma quantidade CA, a qual gira em velocidade síncrona. A Figura All. 7 define as tensões e correntes em forma vetorial.

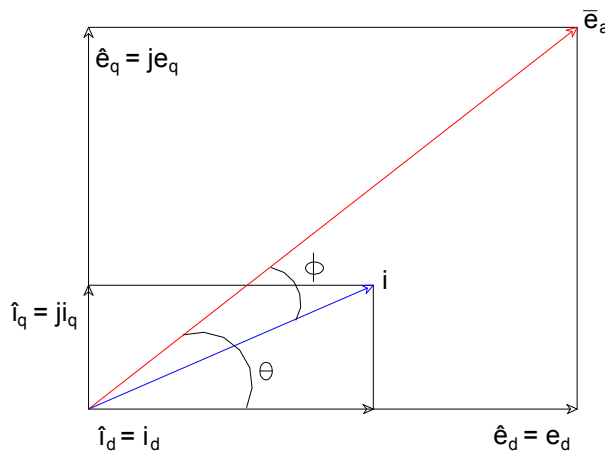


Figura All. 7– Tensões e correntes em forma vetorial

Escrevendo-se o sinal ‘^’ para denotar uma quantidade vetorial, pode ser estabelecido que:

$$\hat{i}_d = i_d; \hat{\psi}_d = \psi_d; \hat{e}_d = e_d; \hat{i}_q = j i_q; \hat{\psi}_q = j \psi_q; \hat{e}_q = j e_q$$

A partir das equações (All. 33, All. 34 e All.35) e (All.42 e All.43), chega-se a:

$$\hat{e} = e_d + je_q = e \cos \theta_0 + j e \sin \theta_0 \quad (\text{All. 57})$$

A equação (All. 57) foi deduzida de uma definição de  $e_a = e \cos(\omega t)$  e  $\theta = (\omega t - \theta_0)$ , onde ( $\theta$  é o ângulo pelo qual o eixo d está adiantado do centro da fase "a"). Em  $t = 0$ , o eixo d está atrasado da fase "a" de  $\theta_0$ . Portanto, exprimir  $e_a$  no plano dos eixos d-q equivale a alinhar o vetor  $e_a$  com  $\hat{e}$  conforme dado pela equação (All. 57) da qual se nota que  $e_a$  está adiantada do eixo d de  $\theta_0$ . Na dedução do diagrama vetorial, são necessárias relações geométricas para localizar os eixos d e q, dadas a tensão e a corrente do terminal da máquina. Isto será feito pelas seguintes relações de vetor, também descritas no diagrama da Figura All. 8. Por definição, o eixo d é o eixo real e o eixo q é o eixo imaginário.

Tomando-se as equações (All. 55) e (All. 56) expressas na forma vetorial:

$$\hat{\psi}_d = e_{fd} (L_{ad}/r_{fd}) - L_d \hat{i}_d \quad (\text{All. 58})$$

$$\hat{\psi}_q = -jL_q \hat{i}_q \quad (\text{All. 59})$$

Substituindo as equações (All. 58) e (All. 59) em (All. 46) e (All. 47) e exprimindo-as em forma vetorial tem-se:

$$\hat{e}_d = X_q \hat{i}_q - r \hat{i}_d \quad (\text{All. 60})$$

$$\hat{e}_q = je_{fd} (X_{ad}/r_{fd}) - jX_q \hat{i}_d - j(X_d - X_q) \hat{i}_d - jr \hat{i}_q \quad (\text{All. 61})$$

Combinado (All. 60) e (All. 61) tem-se:

$$\hat{e}_d + \hat{e}_q = e_d + je_q = je_{fd} (X_{ad}/r_{fd}) - jX_q (\hat{i}_d + j\hat{i}_q) - j(X_d - X_q) \hat{i}_d - r(\hat{i}_d + j\hat{i}_q) \quad (\text{All. 62})$$

Transpondo a equação (All. 62):

$$e_d + je_q + (\hat{i}_d + j\hat{i}_q)(r + jX_q) = je_{fd} (X_{ad}/r_{fd}) - j(X_d - X_q) \hat{i}_d = jE_q \quad (\text{All. 63})$$

O lado esquerdo da equação (All. 63) forma um vetor ao longo do eixo q, como está evidente pelo fato de que todos os termos, do lado direito são imaginários, portanto no eixo q. A tensão fictícia  $E_q$  é obtida somando-se à tensão terminal  $\hat{e}$ , um aumento de tensão devido à corrente da armadura  $\hat{i}$  através da impedância  $(r + jX_q)$ . O ângulo de fase de  $\hat{E}_q$  relativo à "e", localiza o ângulo do eixo q relativo ao ângulo da tensão terminal na fase "a". A tensão  $E_q$  é usada somente para determinar o ângulo do eixo q, e não tem nenhum outro significado físico.

A tensão de campo, ou melhor, corrente de campo:

$$e_{fd} = (X_{ad}/r_{fd}) = i_{fd} X_{ad}$$

pode ser facilmente determinada da equação (AII.63).

O procedimento para determinar as relações de regime permanente, partindo das condições de tensão e de corrente nos terminais da máquina, baseado na figura AII. 8, pode ser realizado tomando-se como referência a tensão nos terminais  $\hat{e} = e$ . Partindo do conhecimento da carga, é possível determinar a corrente  $i$  em amplitude e fase relativa a  $\hat{e} \left( \hat{i} \right) = |i| \underline{\theta}$

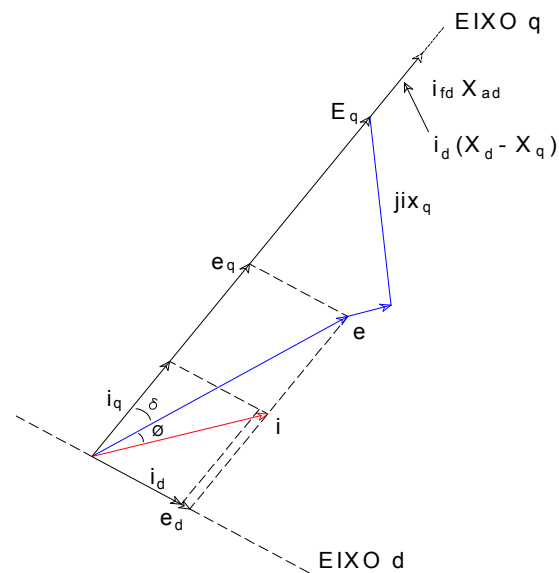


Figura AII. 8– Diagrama de regime permanente

Fazendo-se a soma vetorial tem-se:

$$\hat{E}_q = \hat{e} + \hat{i} (r + jX_q) = |E_q| \underline{\delta}$$

O ângulo  $\delta$  é conhecido como o ângulo de potência interno da máquina. A direção do eixo q é determinada pela direção  $\hat{E}_q$ .

As componentes d e q de tensão e corrente podem ser agora, determinadas pela decomposição de  $\hat{e}$  e  $\hat{i}$ , nos eixos d e q:

$$\begin{aligned} e_d &= e \sin \delta \\ e_q &= e \cos \delta \\ i_d &= i \sin(\delta - \phi) \\ i_q &= i \cos(\delta - \phi) \end{aligned}$$

A FMM interna do campo  $e_{fd} X_{ad}/r_{fd}$  ou  $i_{fd} X_{ad}$  é determinada a partir de qualquer das seguintes equações que são equivalentes, conforme diagrama vetorial da Figura All.8.

$$i_{fd} X_{ad} = E_q + (X_d - X_q) i_d = e_q + r i_q + X_d i_d \quad (\text{All. 64})$$

Neste caso, em especial, a saturação não foi levada em consideração.

Também fica explícito que a expressão  $e_{fd} X_{ad}/r_{fd}$  somente é igual  $i_{fd} X_{ad}$  em regime permanente.

#### All. 4.2 – Operação em Circuito Aberto

A operação em circuito aberto de regime permanente será analisada, partindo de que  $i_d = 0$ , e  $i_q = 0$  nas equações anteriores, resultando:

$$e_q = E_q = i_{fd} X_{ad} = e \quad \text{e} \quad e_d = 0$$

Em todas as deduções anteriores pode ser observado que a quantidade significativa no campo é  $X_{ad} i_{fd}$  que, em valor por unidade, tem uma magnitude comparável à magnitude da tensão. No caso da operação em circuito aberto de regime permanente,  $X_{ad} i_{fd} = \psi_d = e_q = e$

Portanto, em vez de se falar sobre a corrente de campo  $i_{fd}$  em p.u. é costume e conveniente falar sobre  $X_{ad} i_{fd}$  em p.u.

Da dedução das quantidades por unidade, pode ser observado que, para se obter um circuito equivalente com indutâncias mútuas recíprocas, a base volt-ampere no campo tem que ser igual à base volt-ampere trifásica do estator. Visto que, na operação real, os volt-ampères de campo são da ordem de 0,5% dos volt-ampères do estator, o valor de  $e_{fd}$  por unidade, para condições típicas de operação, acabariam sendo um número da ordem de 0,005 p.u.

Por esta razão, outro conjunto de quantidades por unidade é geralmente usado na análise de operação de máquina. Ainda preservando as relações do sistema



por unidade com indutâncias mútuas recíprocas, uma variável adicional será definida como:

$$E_I = X_{ad} i_{fd} \quad (\text{All. 65})$$

que é uma variável proporcional à corrente de campo  $i_{fd}$  de modo que, quando  $i_{fd} = 1/X_{ad}$  p.u.,  $E_I = 1$  p.u. Novamente, em circuito aberto, desprezando a saturação, quando  $E_I = 0$ ,  $e_a$  ou  $E_a$  (tensão por unidade) = 1,0.

Um ponto a ser lembrado é que  $E_I$  é proporcional à corrente ou FMM de campo e não à tensão de campo.

A tensão de campo é somente proporcional à corrente de campo, no regime permanente, ou seja:

$$i_{fd} = e_{fd} / r_{fd}, \text{ em regime permanente} \quad (\text{All. 66})$$

Quando a tensão de campo é objetivada, a equação (All.65) pode ser expressa usando-se a equação (All. 66), como:

$$E_{fd} = \frac{X_{ad}}{r_{fd}} e_{fd} \quad (\text{All. 67})$$

Em regime permanente pode ser observado que:

$$E_{fd} = E_I = X_{ad} i_{fd} = X_{ad} e_{fd} / r_{fd}$$

e todas estas quantidades são iguais a 1,0 p.u., quando  $e_a$  ou  $E_a = 1,0$ . É importante ser observado que, quando  $E_f = 1,0$ ,  $e_{fd}$  é da ordem de 0,005.

#### All. 4.3 - Efeito da Saturação

As relações de circuito aberto, vistas anteriormente são mostradas na figura All. 9.

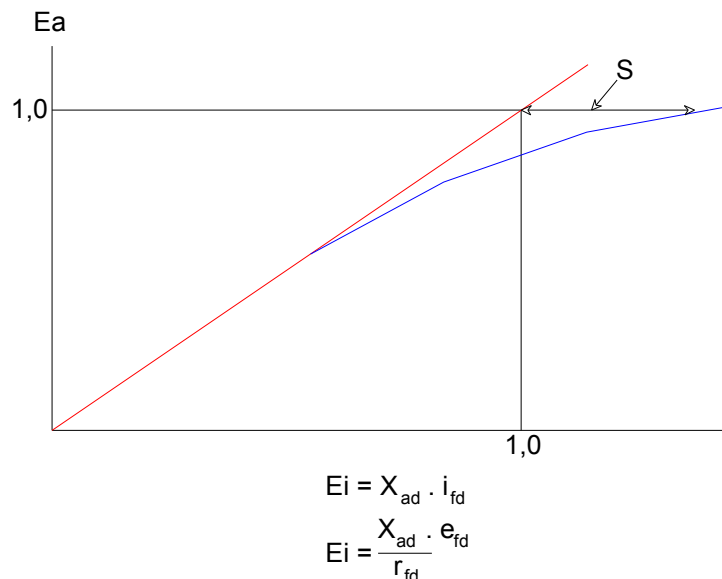


Figura All. 9 – Relações de circuito aberto

Essa figura mostra a relação em linha reta "não saturada" entre a tensão da armadura  $E_a$  em p.u. e a excitação de campo em p.u.  $E_f = X_{ad} i_{fd}$  ou tensão de campo  $E_{fd}$ , em p.u.

Os efeitos da saturação são indicados na Figura All. 9, mostrando que a excitação real é maior que a mostrada pela linha reta, também conhecida como a linha do entreferro. A quantidade de excitação "S", em excesso mostrada pela linha do entreferro, necessária devido à saturação, é uma função do nível de fluxo nas partes saturáveis da máquina.

A curva de saturação do circuito aberto é geralmente fornecida como parte dos dados em parâmetros de máquina. Para uma previsão dos efeitos da saturação sob condições de carga, seria necessária uma grande quantidade de informação sobre a distribuição de fluxo nas várias partes do ferro. Entretanto, as aproximações são feitas e a curva de saturação em circuito aberto é geralmente usada nestas aproximações. As aproximações envolvem a determinação do nível de fluxo interno correto da máquina que, quando usado com as características de saturação em circuito aberto, dá a quantidade certa do efeito da saturação sob condições de carga.

#### All. 4.4 - Saturação em Máquinas de Pólos Salientes

Em máquinas de pólos salientes, por causa do entreferro muito maior no eixo q, o fluxo neste eixo raramente experimentará saturação. Portanto, no caso de

máquinas de pólos salientes, a saturação é uma função do fluxo no eixo d, em vez do fluxo total, como no caso das máquinas de rotor cilíndrico. Visto que a saturação não ocorre no eixo q, fica evidente, que o ângulo de potência  $\delta$  da máquina não será afetado pela saturação, no caso da máquina de pólos salientes, enquanto que a saturação, através de seus efeitos em  $X_d$  e  $X_q$ , no caso da máquina de rotor cilíndrico, afeta de fato o ângulo de potência.

O procedimento para determinar a corrente de campo sob condições de carga em regime permanente para máquinas de pólos salientes segue uma seqüência tendo como primeiro passo a construção do diagrama vetorial normal como na Figura All. 8, localizando o eixo q a partir do ângulo de  $E_q$ , com relação à tensão nos terminais.

$$\hat{E} = \hat{e} + i \hat{i} (r + jX_q) = |E_q| \underline{\delta}$$

Em seguida deverão ser obtidas as componentes d e q de tensão e corrente.

$$e_d = e \sin \delta$$

$$e_q = e \cos \delta$$

$$i_q = i \sin(\delta - \phi)$$

$$i_d = i \cos(\delta - \phi)$$

onde  $\phi$  é o ângulo do fator de potência da carga aplicada à máquina.

No passo seguinte determina-se um nível de fluxo no eixo d, do qual a quantidade de saturação será deduzida. Este nível de fluxo é geralmente obtido somando-se uma queda na "reatância transitória" ao fluxo do eixo d representando algum nível de dispersão de campo. Algumas vezes, este valor de reatância é tomado como reatância de dispersão ou de Potier.

$$\psi_d = e_q + ri_q$$

$$\psi'_d = e'_q = e_q + ri_q + i_d X'_d$$

Da curva de saturação do circuito aberto, determina-se o componente de  $X_{ad} i_{fd} = S$ , que é devido à saturação a uma tensão em p.u. igual a  $e'_q$ .

Em seguida determina-se a parte não saturada de  $(i_{fd} X_{ad})$  da maneira normal seguindo a equação seguinte:

$$(i_{fd} X_{ad})_u = e_q + ri_q + X_d i_d$$

Por último obtém-se a corrente de campo real  $(i_{fd} X_{ad})_s$  adicionando à equação anterior o componente "S" chegando-se a:

$$(i_{fd} X_{ad})_s = (i_{fd} X_{ad}) + "S"$$

## All. 5 - Modelos das Máquinas

Na simulação do comportamento dinâmico de Sistemas Elétricos de Potência, as máquinas são representadas na forma de modelos que podem ser executados em computadores.

Estes modelos são expressos em termos dos parâmetros derivados ( $L_d, L'_d, T'_{do}, etc.$ ) em vez dos parâmetros originais do circuito equivalente ( $L_{ad}, L_\ell, r_{fd}, L_{kd}, etc.$ ).

### All. 5.1 - Máquinas de Pólos Salientes sem Amortecedores

A Figura All. 10 mostra o circuito equivalente básico para os eixos d e q da máquina de pólos salientes, sem o efeito dos amortecedores.

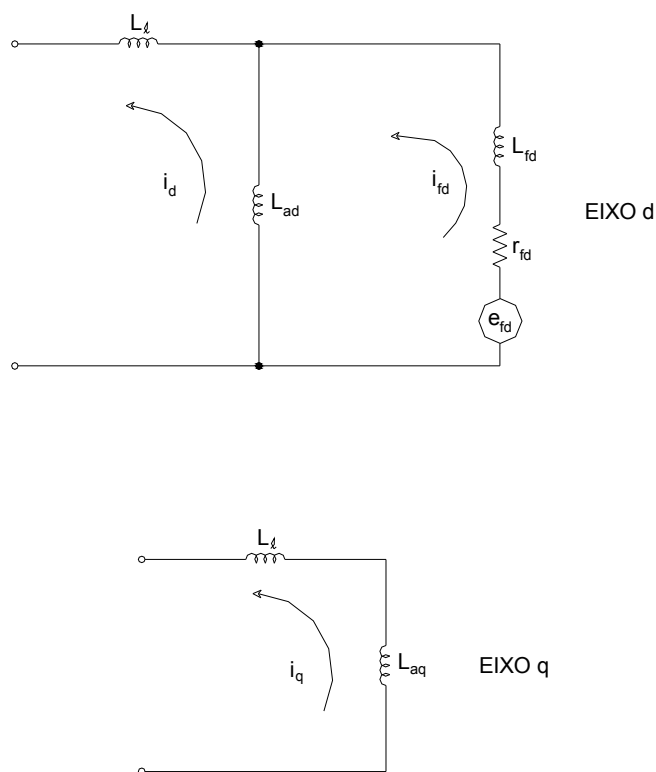


Figura AII. 10– Circuito equivalente para os eixos d e q.

A figura AII. 11 mostra a curva de saturação de circuito aberto.

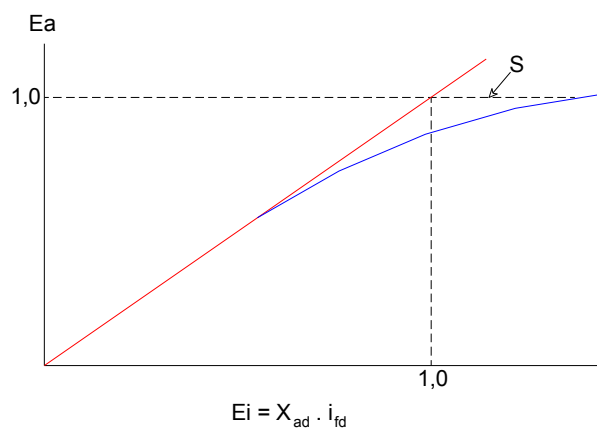


Figura AII. 11– Curva de saturação de circuito aberto

S representa a componente de FMM, requerida pela saturação. Em circuito aberto, S pode ser expresso como função da tensão terminal que é proporcional ao fluxo interno da máquina. Sob condições de carga, o valor da tensão ou fluxo que determina S da curva é usualmente tomado como a tensão atrás da reatância transitória, ou tensão proporcional aos enlaces do campo.

$$S = f\left(E'_q / \omega\right)$$

O circuito equivalente da Figura AII.10 define as seguintes relações:

Eixo d:

$$\psi_{ad} = L_{ad}(i_{fd} - i_d) - f\left(\psi_{fd} \frac{L_{ad}}{L_{ffd}}\right) \quad (\text{AII. 68})$$

onde  $f\left(\psi_{fd} \frac{L_{ad}}{L_{ffd}}\right) = f\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) = \text{Componente da FMM relativa à saturação.}$

$$\psi_{fd} - \psi_{ad} = L_{fd}i_{fd} - \frac{L_{fd}}{L_{ad}}f\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) \quad (\text{AII. 69})$$

onde a hipótese é que a saturação do fluxo de dispersão do campo está em proporção com a saturação do fluxo mútuo do entreferro, como a indutância de dispersão do campo  $L_{fd}$  está para a indutância mútua  $L_{fd}$ .

$$\psi_d - \psi_{ad} = -L_\ell i_d \quad (\text{AII. 70})$$

Das equações (AII.68) e (AII.69), eliminando  $\psi_{ad}$ :

$$\psi_{fd} = (L_{ad} + L_{fd})i_{fd} - \left(1 + \frac{L_{fd}}{L_{ad}}\right)f\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) - i_d L_{ad} \quad (\text{AII. 71})$$

Multiplicando a equação (AII. 71) por  $L_{ad}/L_{ffd}$  e transpondo:

$$L_{ad}i_{fd} = \frac{L_{ad}}{L_{ffd}}\psi_{fd} + \frac{L_{ad}^2}{L_{ffd}}i_d + f\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) \quad (\text{AII. 72})$$

Relembrando as relações entre as indutâncias derivadas e as indutâncias do circuito equivalente como:

$$L'_d = L_\ell + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ffd}}$$

$$L_d = L_\ell + L_{ad}$$

$$(L_d - L'_d) = \frac{L_{ad}^2}{L_{ffd}}$$

e aplicando estas na equação (All.72) obtém-se:

$$L_{ad}i_{fd} = \frac{E'_q}{\omega} + (L_d - L'_d)i_d + f\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) \quad (\text{All. 73})$$

A equação de tensão de campo torna-se:

$$e_{fd} = \frac{d}{dt}\psi_{fd} + r_{fd}i_{fd} \quad (\text{All. 74})$$

Multiplicando a equação (All. 74) por  $L_{ad}/r_{fd}$  obtém-se:

$$\frac{L_{ad}}{r_{fd}}e_{fd} = \frac{L_{ffd}}{r_{fd}}\frac{d}{dt}\frac{L_{ad}}{L_{ffd}}\psi_{fd} + L_{ad}i_{fd} \quad (\text{All. 75})$$

ou

$$E_{fd} = T'_{do}\frac{d}{dt}\left(\frac{E'_q}{\omega}\right) + L_{ad}i_{fd} \quad (\text{All. 76})$$

onde

$$E_{fd} = \frac{e_{fd}L_{ad}}{r_{fd}}$$

e

$$T'_{do} = \frac{L_{ffd}}{r_{fd}}$$

Usando as equações (All. 69 a All. 71) para expressar  $\psi_d$  como função de  $\psi_{fd}$

e  $i_d$ :

$$\psi_d = \frac{E'_q}{\omega} - i_d X'_d \quad (\text{All. 77})$$

### EIXO q

Da figura All. 15, a única relação para eixo q é:

$$\psi_q = -i_q(L_{aq} + L_\ell) = -i_q L_q \quad (\text{All. 78})$$

As equações (All. 76), (All. 77) e (All. 73) para o eixo d e (All. 78) para o eixo q estão descritas no diagrama de bloco da figura All. 12.

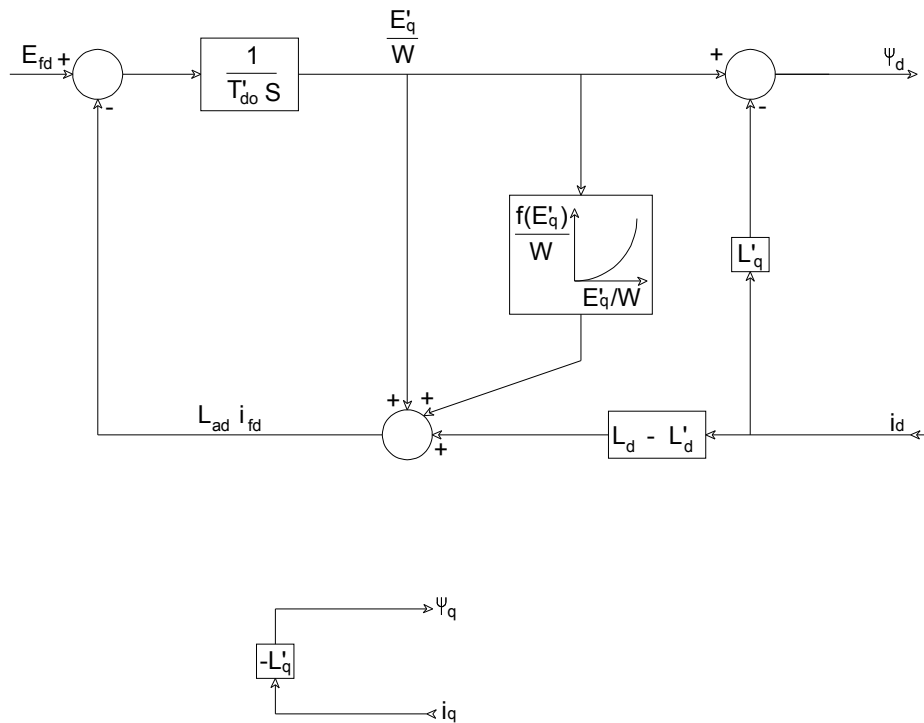


Figura AII. 12– Digrama de bloco das equações (AII. 76 a AII. 78 e AII. 73)

### AII. 5.2 - Máquinas de Pólos Salientes com Amortecimento

A Figura AII. 13 mostra o circuito equivalente básico para os eixos d e q da máquina de pólos salientes, com o efeito do amortecimento.



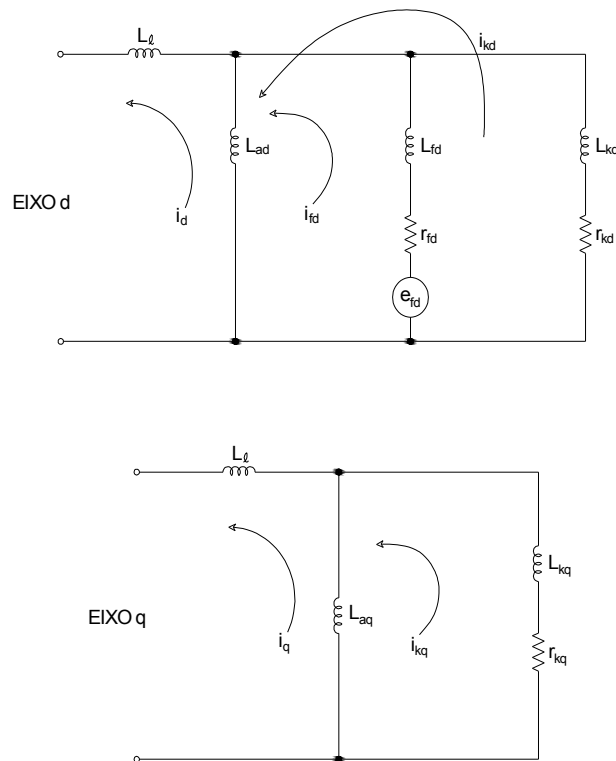


Figura All. 13– Circuito equivalente para os eixos d e q de uma máquina de pólos salientes com amortecimento.

Da figura All. 13, as seguintes relações são definidas para o eixo d:

$$\psi_{ad} = L_{ad} (i_{fd} + i_{kd} - i_d) - f \left( \frac{E'_q}{\omega} \right) \quad (\text{All. 79})$$

$$\psi_{fd} - \psi_{ad} = L_{fd} i_{fd} - \frac{L_{fd}}{L_{ad}} f \left( \frac{E'_q}{\omega} \right) \quad (\text{All. 80})$$

$$\psi_{kd} - \psi_{ad} = L_{kd} i_{kd} \quad (\text{All. 81})$$

$$\psi_d - \psi_{ad} = -L_l i_d \quad (\text{All. 82})$$

As equações All. 79 a All. 82, após tratamentos matemáticos podem ser transformadas nas equações abaixo:

$$\psi''_d = \psi_{kd} \left( \frac{L'_d - L_d}{L'_d - L_l} \right) + \frac{E'_q}{\omega} \left( \frac{L'_d - L_l}{L'_d - L_l} \right) \quad (\text{All. 83})$$

$$\psi_d = \psi_d'' - i_d L_d'' \quad (\text{AII. 84})$$

$$\psi_{kd} = -\frac{1}{T_{do}} \int \left[ \psi_{kd} - \frac{E_q'}{\omega} + (L_d' - L_l) i_d \right] dt \quad (\text{AII. 85})$$

$$\frac{E_q'}{\omega} = \frac{1}{T_{do}} \int [E_{fd} - L_{ad} i_{fd}] dt \quad (\text{AII. 86})$$

$$L_{ad} i_{fd} = \frac{E_q'}{\omega} + f \frac{E_q'}{\omega} + i_d (L_d - L_d') \left( 1 - \frac{L_d - L_d''}{L_d' - L_l} \right) + \left( \frac{E_q'}{\omega} - \psi_{kd} \right) \left[ \frac{(L_d - L_d')(L_d' - L_d'')}{(L_d' - L_l)^2} \right] \quad (\text{AII. 87})$$

De forma semelhante às equações para o eixo q podem ser obtidas, considerando um único amortecimento.

Na figura AII. 14 está representado o diagrama de blocos das equações. Deve ser observado que, com a hipótese de  $\omega=1$ , as indutâncias L e as reatâncias  $X=L\omega$  têm o mesmo valor em pu. Desta forma é comum estarem os parâmetros, no diagrama de bloco, expressos em X em lugar L, e a tensão 'e' em lugar de enlace de fluxo  $\psi$ .

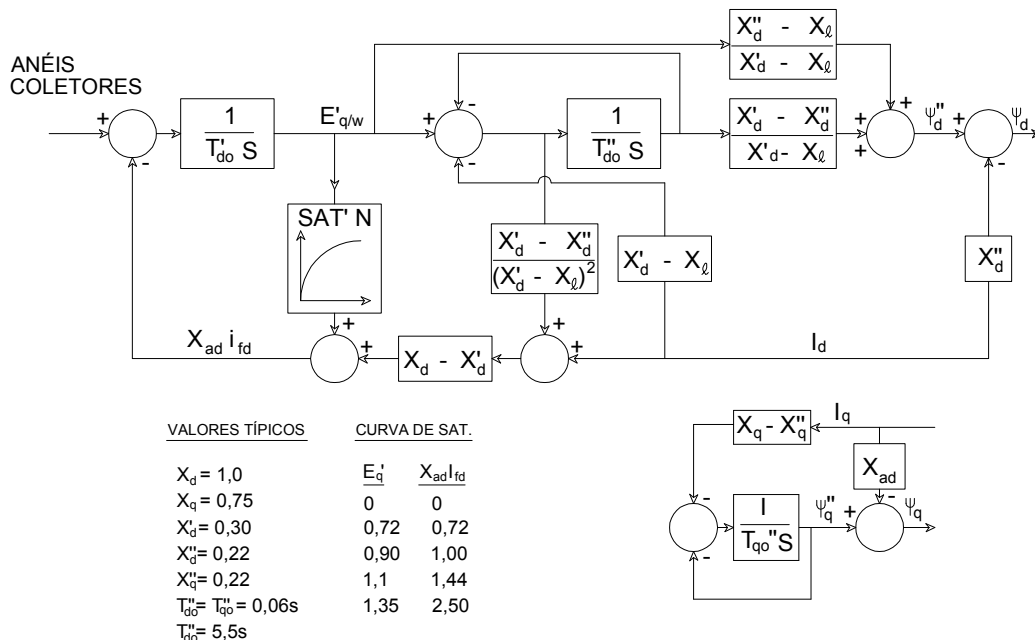


Figura AII. 14– Diagrama de bloco para geradores de pólos salientes

## All. 6 - Conceito de Estabilidade (Máquinas Idealizadas)

O mecanismo pelo qual as máquinas síncronas se mantêm em sincronismo, com outra máquina, é feito através de forças restauradoras, tal que, a cada instante, uma dada unidade tende a acelerar ou desacelerar com respeito a outras unidades ligadas à mesma rede.

A velocidade constante no eixo é mantida quando existe equilíbrio entre o conjugado mecânico e o conjugado elétrico. Qualquer desequilíbrio entre esses dois conjugados produz aceleração ou desaceleração do rotor da máquina, seguindo as leis de rotação de um corpo.

As derivações da equação do movimento e as constantes de inércia  $M$  e  $H$  são resumidas pela equação (All. 88):

$$p\delta(t) = \frac{1}{M} \int (T_m - T_e) dt \quad (\text{All. 88})$$

onde:  $p\delta(t)$  é igual ao desvio da frequência normal, em por unidade.

$T_m$  = conjugado inicial, em p.u.

$T_e$  = conjugado elétrico, em p.u.

$M = 2H$

$H$  = constante de inércia, em segundos

$t$  = tempo em segundos

Dos estudos de dinâmica e controle de geração, obtém-se para a equação (All. 88) a equação (All. 89), naturalmente com pequenos erros:

$$p\delta(t) = \frac{1}{M} \int (P_m - P_e) dt \quad (\text{All. 89})$$

onde  $P_m$  e  $P_e$  são respectivamente as potências mecânica e elétrica em p.u.

A Figura All. 15 mostra um diagrama de bloco, que descreve a equação do momento (também chamada equação de oscilação) na forma incremental, aplicado a uma máquina simples.

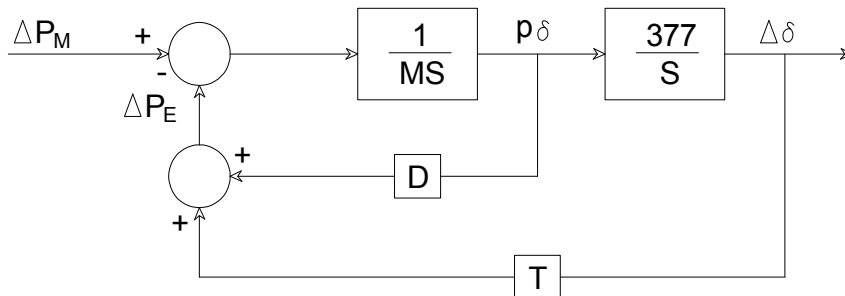


Figura All. 15- Diagrama de bloco da equação de oscilação.

A potência de aceleração  $P_A = \Delta P_m - \Delta P_e$  se transforma por integração, na variação de uma velocidade  $p\delta$  que por sua vez é integrada na variação de um ângulo  $\Delta\delta$ . A variação na potência elétrica  $\Delta P_e$  é vista como consistindo de dois componentes, um que é função da velocidade e o outro que é função de um ângulo. Na forma linearizada, estas funções podem ser representadas por constantes.  $D = \partial P_e / \partial p\delta$  é chamado de coeficiente de amortecimento.  $T = \partial P_e / \partial \delta$  é chamado de coeficiente de potência de sincronização.

A estabilidade deste sistema pode ser analisada por álgebra padrão de diagrama de bloco, a fim de se obter as raízes da equação característica tal como:

$$s = \frac{-D}{2M} \pm \sqrt{\left(\frac{D}{2M}\right)^2 - \frac{377T}{M}} \quad (\text{All. 90})$$

É conhecido que um sistema com laço fechado é estável quando as raízes da equação característica não possuem parte real positiva.

A aplicação desse critério em (All. 90) requer que  $D \geq 0$  e  $T \geq \frac{D^2}{4 \times 377M}$  para a estabilidade. Este resultado corresponde bem à ressonância física, uma vez que valores negativos de  $D$  e  $T$  constituiriam um laço de realimentação positiva, o que, obviamente, conduziria à instabilidade.

#### All. 6.1 - Relação Potência - Ângulo

Inicialmente será considerado o sistema da Figura All. 16, que mostra duas fontes síncronas ligadas por uma impedância  $Z$ .

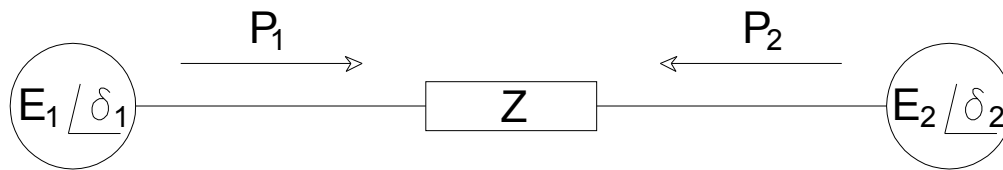


Figura All. 16 – Diagrama de interligação de duas fontes síncronas.

O diagrama vetorial das correntes e tensões referente à figura All. 16 é mostrado na Figura All. 17.

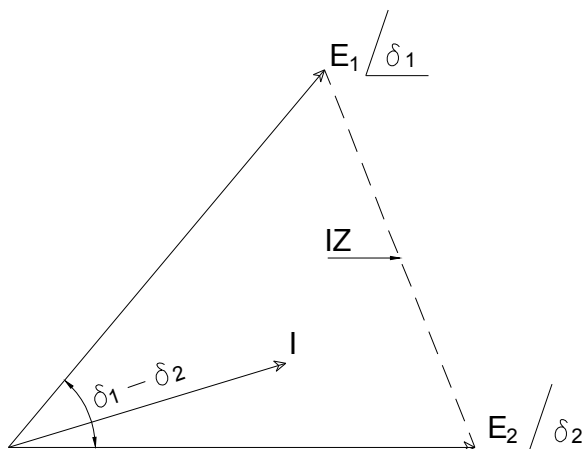


Figura All. 17– Diagrama vetorial de corrente e tensão de duas fontes interligadas

Em notação vetorial:

$$I = \frac{E_1 - E_2}{z} \quad (\text{All. 91})$$

A expressão para potência fica:

$$P = R_e [EI^*] \text{ onde } * \text{ significa conjugado} \quad (\text{All. 92})$$

Logo:

$$P_1 = R_e [E_1 I^*] = \frac{E_1^2}{|Z|} \operatorname{sen} \alpha + \frac{E_1 E_2}{|Z|} \operatorname{sen}(\delta_1 - \delta_2 - \alpha) \quad (\text{All. 93})$$

onde:  $Z = R + jX = |Z| \underline{90 - \alpha} = |Z|(\operatorname{sen} \alpha + j \cos \alpha)$ ,  $\alpha = \operatorname{tg}^{-1}(R/X)$

Similarmente:

$$P_2 = \frac{E_2^2}{|Z|} \operatorname{sen} \alpha + \frac{E_1 E_2}{|Z|} \operatorname{sen}(\delta_2 - \delta_1 - \alpha) \quad (\text{All. 94})$$

onde a direção do fluxo da potência é, por convenção, selecionada como sendo a de saída da fonte.

As equações (All. 93) e (All. 94) são as expressões familiares de potência-ângulo que relacionam a potência, que flui entre duas fontes síncronas de tensão, como função do ângulo de fase entre elas.

A figura All. 18 apresenta  $P_1$  e  $P_2$  para o caso  $E_1 = E_2$ .

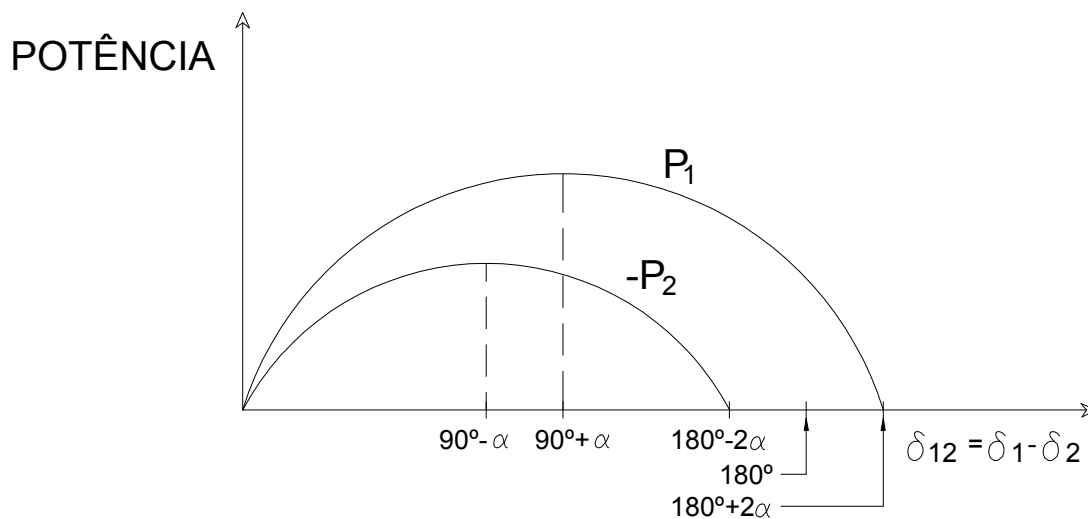


Figura All. 18– Curvas das potências  $P_1$  e  $P_2$

Observando-se a forma senoidal da função potência-ângulo e também que  $P_1 - P_2$  representa perdas e que, para o caso de uma reatância pura, o caso sem perdas, a expressão da potência-ângulo é uma onda senoidal, como mostrado na figura All. 19 e está representado matematicamente na equação (All. 95).

$$P = \frac{E_1 E_2}{X} \text{sen}(\alpha_1 - \alpha_2) \quad (\text{All. 95})$$

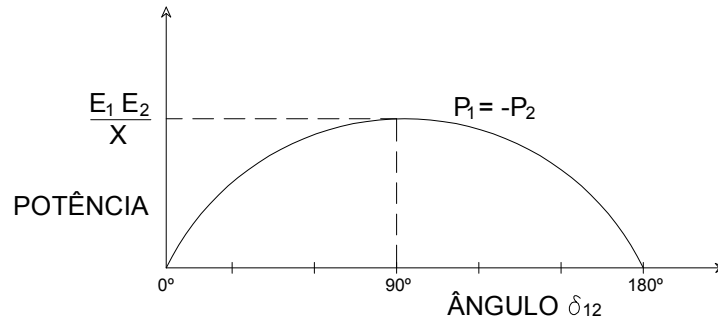


Figura All. 19– Forma senoidal da função potência-ângulo.

O ângulo das fontes de tensão  $E_1$  e  $E_2$  pode ser relacionado ao ângulo do eixo do rotor da máquina. Estes rotores produzem FMM e ondas de fluxo, cuja rotação, com respeito ao estator, gera tensão CA.

É evidente, a partir do diagrama vetorial da Figura All. 17 e das expressões (All. 93) e (All. 94), que a transferência de potência através de impedâncias envolve uma variação no ângulo entre as tensões através da impedância.

No caso geral de uma rede de impedâncias entre diversas fontes, como na Figura All. 20, a expressão de potência- ângulo é:

$$P_1 = \frac{E_1^2}{|Z_{11}|} \text{sen}\alpha_{11} + \frac{E_1 E_2}{|Z_{12}|} \text{sen}(\delta_{12} - \alpha_{12}) + \frac{E_1 E_3}{|Z_{13}|} \text{sen}(\delta_{13} - \alpha_{13}) \quad (\text{All. 96})$$

onde:

$$Z_{11} = |Z_{11}| \angle 90 - \alpha_{11}$$

$$Z_{12} = |Z_{12}| \angle 90 - \alpha_{12}$$

$$Z_{13} = |Z_{13}| \angle 90 - \alpha_{13}$$

Procedimento semelhante é válido para  $P_2$  e  $P_3$ .

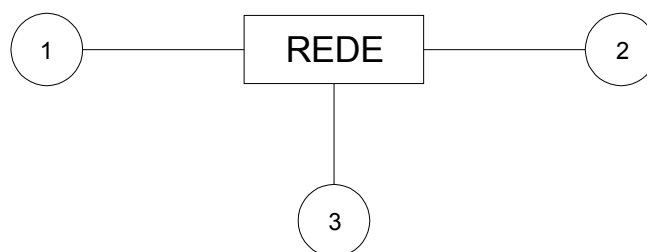


Figura All. 20– Rede de impedância com várias fontes.

No caso de haver impedâncias em paralelo, como na Figura All. 21,  $Z_{11} \neq Z_{12}$  e, para redes com resistências e reatâncias indutivas,  $\alpha_{12}$  é negativo, tal que o pico da curva potência-ângulo ocorre em  $(\delta_1 - \delta_2)$ , abaixo de  $90^\circ$ , como é mostrado na Figura All. 22.

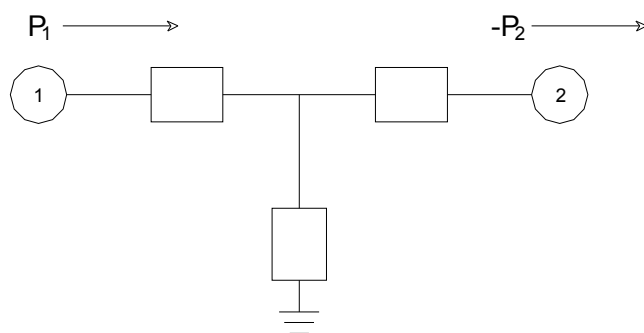


Figura All. 21– Rede com impedância em paralelo.



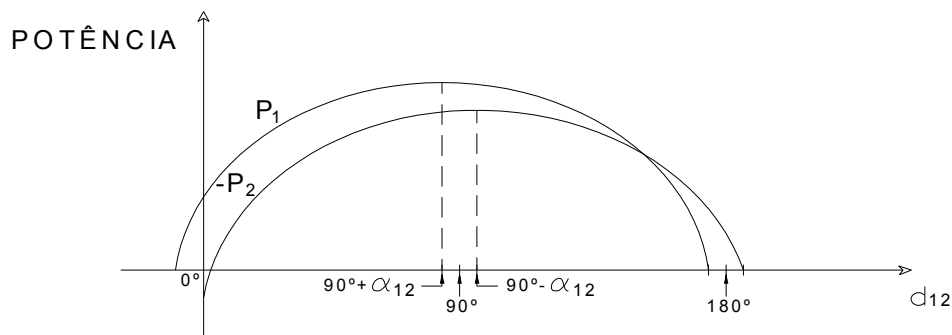


Figura AII. 22– Pico da curva potência-ângulo.

### AII. 6.2 - Potência de Saída

Para um sistema com uma máquina síncrona conectada a uma barra infinita através de uma linha de transmissão, pode-se considerar o diagrama unifilar da figura AII. 23. Neste caso a máquina, aqui, está sendo representada por uma fonte de tensão constante atrás de uma reatância equivalente. Sem elaboração e desconsiderando a saliência, pode ser visto que o estudo do diagrama vetorial de regime permanente mostra que a reatância é a reatância síncrona  $X_{eq} = X_d = X_q$ , e que a tensão  $E_1$  é proporcional à tensão devida à corrente de campo  $X_{ad} I_{fd}$ .

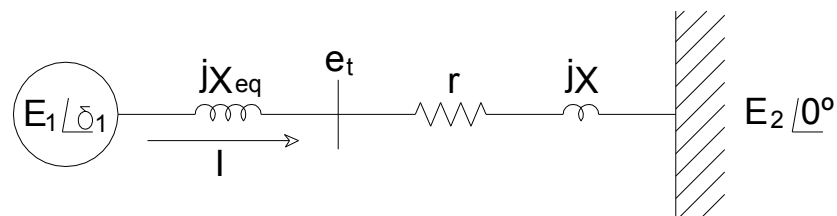


Figura AII. 23– Sistema com uma máquina ligada a uma barra infinita.

A aplicação de (AII. 94) permite, pois, derivar a relação potência-ângulo.

$$P_1 = \frac{E_1^2}{|Z|} \operatorname{sen} \alpha + \frac{E_1 E_2}{|Z|} \operatorname{sen} (\delta_1 - \alpha) \quad (\text{AII. 97})$$

onde:

$$Z = r + j(X + jX_{eq}) = |Z| \angle 90 - \alpha$$

$$\alpha = \text{tg}^{-1} \left[ r / (X + X_{eq}) \right]$$

$$|Z| = \left[ r^2 + (X + X_{eq})^2 \right]^{1/2}$$

O coeficiente da potência de sincronização para a máquina é a inclinação da curva potência-ângulo, ou:

$$T = \frac{\partial P_1}{\partial \delta_1} = \frac{E_1 E_2}{Z} \cos(\delta_1 - \alpha) \quad (\text{AII. 98})$$

a qual é não negativa sempre que  $-90 + \alpha \leq \delta_1 \leq 90 + \alpha$

A potência máxima que pode ser estavelmente transferida ocorre, conseqüentemente, quando  $\delta = 90 + \alpha$ . Esta potência é chamada "potência máxima de sincronismo com corrente de campo constante". Sua magnitude é dada por:

$$P_{MAX} = \frac{E_1^2}{|Z|} \text{sen} \alpha + \frac{E_1 E_2}{|Z|} \quad (\text{AII. 99})$$

### AII. 6.3 - Estabilidade em Regime Permanente

Embora o conceito de potência de saída seja um conceito essencial, o caso de máquinas síncronas com corrente de campo constante não é, usualmente, encontrado na prática. Os geradores mais modernos são equipados com reguladores automáticos de tensão que ajustam a corrente de campo a fim de manter constante a tensão terminal ( $e_t$ ). É, portanto mais útil, pois, desenvolver o equivalente da potência máxima de sincronismo para o caso de  $e_t$  constante do que para  $E_{fd}$  constante. Este limite é referido como "potência limite para o regime permanente".

O diagrama vetorial para o sistema da Figura AII. 23 pode ser desenhado como na Figura AII. 24, usando a corrente como referência.

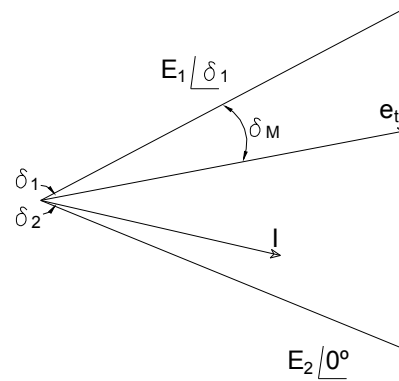


Figura All. 24– Diagrama vetorial do sistema da figura All. 23.

Inicialmente sem carga tem-se:  $I = 0$  e  $E_1 = e_t$ . À medida que é aumentada a carga, são necessários valores cada vez mais altos de  $E_1$  para manter  $e_t$  constante. Pode-se, então, dizer que a excitação em regime permanente é uma função da potência em regime permanente,  $E_1 = E_1(P)$ . Para cada valor de  $E_1(P)$ , pode ser definida uma potência máxima de sincronismo com corrente de campo constante, como uma função da potência em regime permanente e escrita como:

$$P_{MAX} = \frac{[E_1(P)]^2 \text{sen}\alpha + E_1(P)E_2}{[r^2 + (X + X_{eq})^2]^{1/2}} \quad (\text{All. 100})$$

onde:

$$\text{sen}\alpha = \frac{r}{[r^2 + (X + X_{eq})^2]^{1/2}}$$

Obviamente, a definição para limite de potência em regime permanente é quando:

$$P_{MAX}(P) = P \quad (\text{All. 101})$$

#### All. 6.4 - Critério de Igualdade das Áreas

Muito se tem avançado sobre estabilidade transitória, a partir do estudo da equação do momento básico:

$$p\delta(t) = 1/M \int (P_M - P_e) dt$$

A potência em por unidade é usada no lugar de conjugado, baseado no fato de que a velocidade permanece muito próxima da unidade.

Por definição, no regime permanente (se existir um regime permanente),  $p\delta(t) = 0$  para uma máquina, se ela permanece em sincronismo com o sistema, operando em frequência nominal. Então:

$$0 = \frac{1}{M} \int [P_M(t) - P_e(t)] dt + p\delta(0) \quad (\text{AII. 102})$$

Partindo de um regime permanente inicial,  $p\delta(0) = 0$ . a equação (AII. 102) se torna:

$$0 = \int_0^{\infty} P_A(t) dt \quad (\text{AII. 103})$$

A Figura AII. 25 mostra o gráfico de  $P_A$  e  $p\delta$  contra o tempo. A interpretação gráfica de (AII. 103) é que a área de aceleração líquida ( $P_A > 0$ ) deve ser igual à área de desaceleração ( $P_A < 0$ ), a fim de que  $p\delta$  retorne a zero.

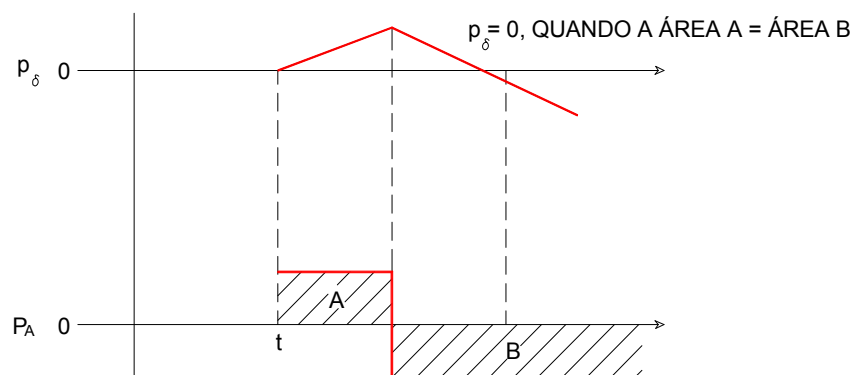


Figura AII. 25 – Gráfico de  $P_A$  e  $p\delta$ .

Sem perda de generalidade, a equação (AII. 103) pode ser escrita em termos de ângulo ( $\delta$ ), em vez de desvio de velocidade ( $p\delta$ ), já que esta forma pode ser mais útil. A equação que relaciona o ângulo com  $P_A$  é:

$$\frac{d^2\delta(t)}{dt^2} = \frac{377}{M} P_A(t) \quad (\text{All. 104})$$

Multiplicando ambos os lados por  $2\frac{d\delta}{dt}$ , obtém-se:

$$d\left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2 = \frac{2 \times 377}{M} P_A d\delta$$

Agora aplicando a integral chega-se a:

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2 \delta_2 = \frac{2 \times 377}{M} \int_{\delta_1}^{\delta_2} P_A dt + \left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2 \delta_1 \quad (\text{All. 105})$$

Supondo um regime permanente inicial à velocidade síncrona,  $\omega_0$  para  $\delta = \delta_1$ :

$$\left(\frac{d\delta}{dt}\right)^2 \delta_1 = \omega_0^2$$

Logo, para a condição subsequente de  $d\delta/dt = \omega_0$  para  $\delta = \delta_2$ , a equação (All. 105) torna-se:

$$0 = \int_{\delta_1}^{\delta_2} P_A d\delta \quad (\text{All. 106})$$

#### All. 7- Curva de Capacidade

A maneira útil de se dar informações sobre a estabilidade está na forma de traçar os lugares geométricos de estabilidade do plano ativo e reativo da carga (P, Q) na máquina, para uma tensão terminal fixa. A Figura All. 26 mostra o caso a ser considerado.

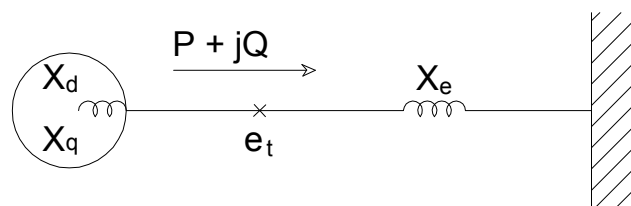


Figura All. 26– Máquina ligada à barra infinita para estudo de estabilidade do plano P e Q.

Desprezando a resistência e a saturação, a expressão da potência-ângulo em regime permanente é:

$$P_e = \frac{E_1 E}{X_d + X_e} \text{sen} \delta + \frac{E^2 (X_d - X_q) \text{sen} 2\delta}{2(X_d + X_e)(X_q + X_e)} \quad (\text{All. 107})$$

Agora, para as curvas de capacidade ou capabilidade, onde P e Q e Et são dados, os valores de  $E_1$  e E são variáveis dependentes que variam em função das condições de carga. Para o caso de máquina de rotor cilíndrico onde  $X_d = X_q$ , a figura All. 27 mostra o diagrama vetorial, onde  $I_p$  e  $I_Q$  são componentes da corrente, relativa às potências ativa e reativa.

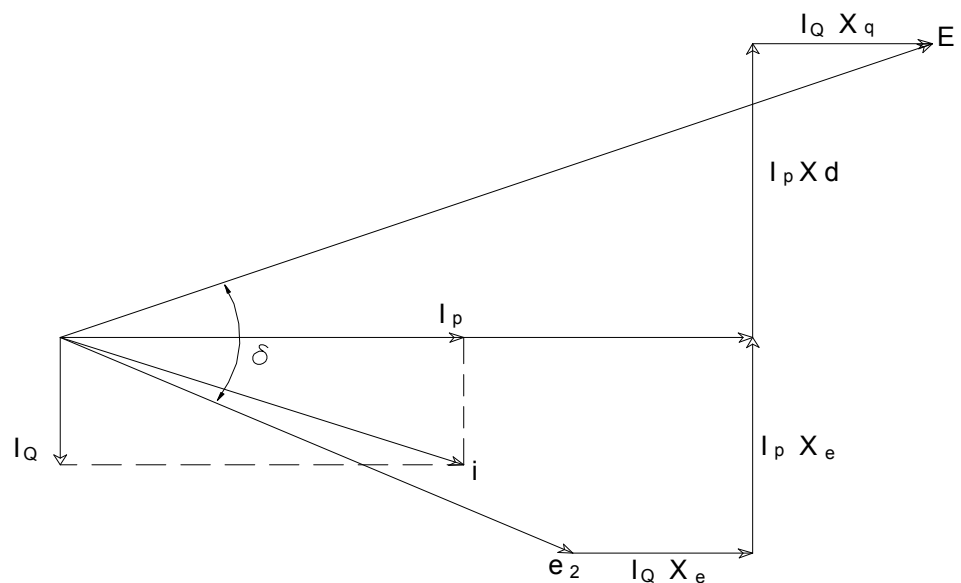


Figura All. 27– Diagrama vetorial de  $I_p$  e  $I_Q$ , para máquinas de rotor cilíndrico.

Para o caso de máquinas de pólos salientes, o diagrama vetorial está mostrado na figura All. 28

As curvas de capacidade ou capabilidade são objeto de análise no capítulo específico sobre o assunto. Neste capítulo são vistos com detalhe todo o traçado dos lugares geométricos da estabilidade no plano PxQ.

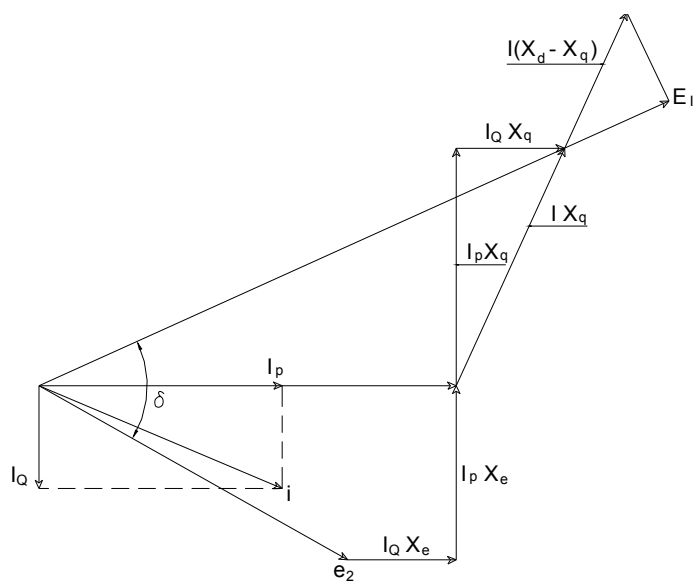


Figura AII. 28 – Diagrama vetorial de  $I_p$  e  $I_q$ , para máquinas de rotor de pólos salientes.

## ANEXO III

### SISTEMA DE REGULAÇÃO DE VELOCIDADE

#### AIII. 1 – Introdução

A base de geração do Sistema Elétrico de Potência, atualmente no Brasil, é de Usinas Hidrelétricas. Esta energia é produzida sob forma de corrente alternada.

Exigência do consumidor para este tipo de energia é que a frequência seja estável. Os limites de variação de frequência, ao redor da frequência nominal deverão ser mínimos. Para tal, faz-se necessário que as máquinas que produzem energia elétrica, mantenham a rotação constante.

Em um grande sistema de potência, existem várias usinas produzindo energia elétrica, bem como uma infinidade de consumidores, que a todo tempo variam seu consumo. As máquinas que produzem a energia, para atender este consumo variável, devem então variar também sua potência, a todo instante.

Apesar desta contínua variação de consumo, permanece a exigência de frequência invariável.

Para que uma máquina interligada ao sistema de potência, possa manter a frequência no padrão exigido, tem que trabalhar de modo a integrar as três variáveis que compõem o sistema de regulação de velocidade: o medidor, o regulador e o órgãos de controle.

Portanto, existe uma interdependência entre as três variáveis envolvidas. Não é necessário conhecer o valor do desvio entre fornecimento e consumo, para corrigi-lo, basta alterar o fornecimento até que o mesmo volte ao valor desejado.

O grande problema existente é a escolha da variável a ser medida, para que se possa regular a turbina.

Ao se alterar o consumo, a potência da turbina não se altera. Seria necessário comparar potência fornecida e potência consumida. Porém para o caso de uma única máquina fornecendo a uma dezena de consumidores, seria necessária a mesma dezena de medidores, um para cada consumidor, pois cada um altera o seu consumo de forma independente, tornando este sistema pouco prático.

Entretanto o uso de medidor de rotação da máquina resolve o problema, pois a cada variação de consumo que reflita na mudança de rotação da respectiva máquina, o medidor verifica esta alteração no valor da rotação, informando-a ao regulador, que irá agir no elemento de controle, para que o mesmo tome as ações necessárias. Por este motivo, os sistemas de regulação das turbinas hidráulicas usam a rotação como parâmetro para regular sua potência. Esta mesma solução também é usada em máquinas termelétricas.



Sob o ponto de vista da máquina o Sistema Elétrico de Potência é considerado uma barra infinita, ou seja, o mesmo é muitas vezes maior que a máquina a ele acoplada.

Ao ser feita a integração, ou seja, a sincronização da máquina ao sistema elétrico de potência coloca-se a turbina na mesma frequência do sistema. Neste instante o Sistema de Regulação de Velocidade ficará no estado de equilíbrio. O regulador corrigirá, portanto, os desvios, a partir deste estado mantendo deste modo a frequência no valor desejado. Pode-se dizer que em algum tempo, em algum lugar, alguém começou a fornecer energia elétrica a uma certa frequência.

Portanto é válido afirmar que, os reguladores das turbinas não são dotados de uma referência, desta forma, como dito antes, ao se integrar a máquina ao sistema, a mesma fica com a frequência do sistema ao qual ela foi acoplada.

No entanto os reguladores mais modernos, dotados de recursos da eletrônica, possuem uma referência de partida que leva a máquina a uma frequência de 60Hz ou 50Hz.

Em um grande sistema de potência, uma única máquina é praticamente desprezível. Dificilmente a mesma conseguirá alterar a rotação do mesmo de modo apreciável. Sob este ponto de vista então, não haveria necessidade de Sistemas de Regulação de Velocidade com muita eficiência, porém algumas qualidades são imprescindíveis para que este sistema contribua de forma adequada.

Uma qualidade é que o mesmo seja rápido, pois caso ocorra uma queda parcial no Sistema Elétrico de Potência, a máquina deve responder imediatamente.

É necessário que o Sistema de Regulação de Velocidade seja muito sensível, para detectar mínimas variações de rotação, provocadas pelo sistema uma vez que as flutuações de carga no sistema de potência, quando este está estável, são lentas e relativamente pequenas, na unidade de tempo

Os Sistemas Elétricos de Potência possuem uma frequência de oscilação própria. Na presença de uma fonte que provoque uma perturbação de frequência, deste mesmo valor, o sistema poderá entrar em ressonância e causar desligamentos indesejáveis. Mesmo que, a fonte perturbadora tenha potência muito pequena, pelo fenômeno da ressonância, as oscilações resultantes serão grandes. Por este motivo o sistema de regulação de velocidade deve ser muito estável, evitando oscilações de potência.

Em resumo o Sistema de Regulação de velocidade para turbinas hidráulicas tem que ser rápido sensível e com alto grau de estabilidade.

O sistema de regulação deve ter de um lado, alta sensibilidade e de outro, alta potência. As duas exigências são incompatíveis e, portanto, não podem ser executadas por um único elemento. Por esta razão, a regulação é realizada por um sistema composto por diversos equipamentos representando sucessivos

---

estágios de amplificação de forças. Por este motivo, não é correto se chamar apenas de Regulador de Velocidades e sim Sistema de Regulação de Velocidade, onde o regulador é parte integrante.

Tomando como premissa básica as considerações anteriores, deverão compor o Sistema de Regulação de Velocidade, os seguintes componentes:

- A fonte de informação, ou seja, o Medidor, que mede continuamente a rotação da turbina e informa o valor de sua variação ao regulador.
- O Regulador de Velocidade, que recebe informação da variação da rotação e comanda o motor que aciona o distribuidor.
- O Motor de grande potência ou órgão de controle, que recebe os comandos vindos do regulador e varia a abertura do distribuidor.
- O sistema auxiliar, que fornece potência ao motor e mecanismos amplificadores de potência do regulador.

Foram usadas como referências básicas para o desenvolvimento deste anexo, Kundur, P, 1994 e Anderson, P.M. and Fouad, A.A,1977.

### AIII. 2 – Regulador Isócrono

O primeiro sistema de regulação de velocidade eficiente foi o de Watt, mostrado na figura AIII. 1. Este é um regulador de ação indireta, ou seja, a força exercida pelas massas centrífugas, não é a que atua na abertura ou fechamento da alimentação de água, mas sim sobre uma válvula direcional de um circuito hidráulico, chamado válvula distribuidora, que controla a ação de abertura ou de fechamento de um servomotor hidráulico.

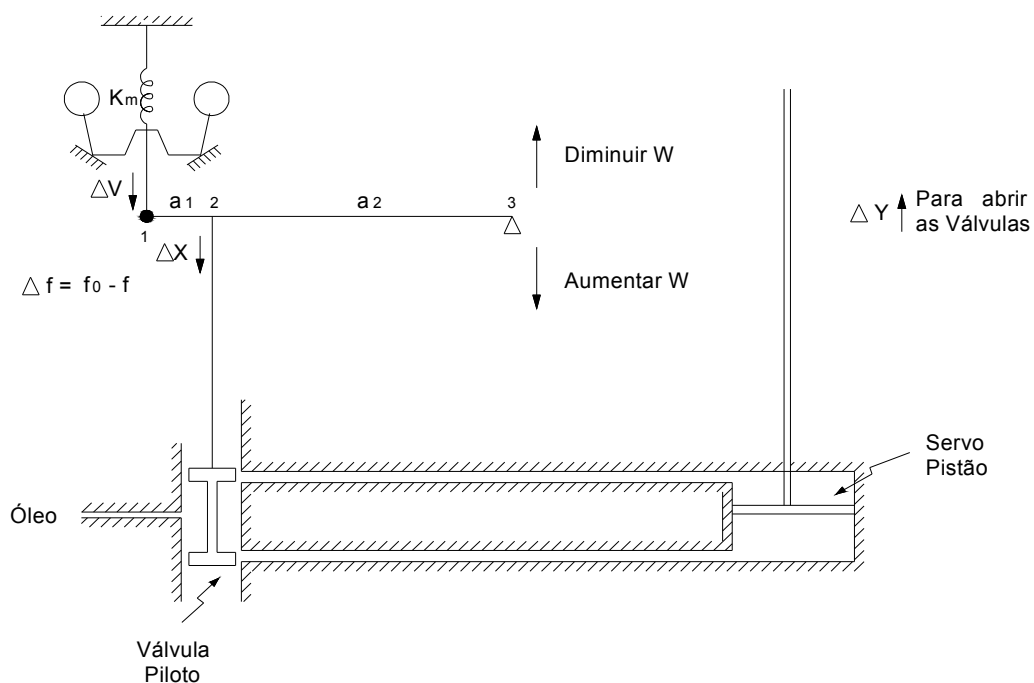


Figura AIII. 1– Regulador de Velocidade de Watt.

O sistema de massas girantes é normalmente conhecido pelo nome de pêndulo de Watt ou *flyballs* ou sensor centrífugo.

Desprezando as forças gravitacionais, duas forças agirão sobre as esferas: a força centrífuga e a força dirigida para dentro devido á mola. O sensor é projetado de tal maneira que os desvios  $\Delta x$  são proporcionais aos desvios de velocidade angular, isto é:

$$\Delta x = k_m \Delta w \quad (\text{AIII. 1})$$

onde:

$x$  = deslocamento linear da válvula piloto

$K_m$  = Constante da mola

$w$  = velocidade angular

O conjunto válvula distribuidora e servomotor, responsáveis pela amplificação hidráulica tem seus movimentos iniciados pelos pequenos deslocamentos dos sensores centrífugos. O deslocamento do sensor aciona a válvula distribuidora que aciona o servomotor principal. O servomotor abre então o distribuidor.

O estado permanente deste sistema é alcançado quando a válvula distribuidora conduz a igual pressão de óleo em ambos os lados do pistão do servomotor. Tomando-se como base a figura AIII. 1, tem-se que:

$$\Delta v = \frac{\Delta f}{km} \quad (\text{AIII. 2})$$

$$\Delta x = \frac{a2}{a1+a2} \Delta v \quad (\text{AIII. 3})$$

$$\Delta x = \frac{a2}{a1+a2} \cdot \frac{\Delta f}{km} \quad (\text{AIII. 4})$$

$$\Delta x = k1 \Delta f \quad (\text{AIII. 5})$$

Onde:

$\Delta f$  - Desvio de frequência

$K1$  – Constante de proporcionalidade (massa, mola, e reposições).

$\Delta v$ = Desvio de velocidade

Ainda tendo como base a figura AIII. 1, ao se levar em consideração o fluxo de óleo no mecanismo hidráulico, obtém-se que:

$$Q = Q(x, P) \quad (\text{AIII. 6})$$

Onde  $Q$  e  $P$  são vazão e pressão do óleo, respectivamente.

Como a pressão é mantida constante, pelos componentes periféricos do regulador propriamente dito, tem-se que:

$$\Delta Q = kQ \Delta x \quad (\text{AIII. 7})$$

Baseado em que a variação no volume de óleo está ligada a  $\Delta v$  tem-se então:

$$\Delta Q = \frac{d(\Delta v)}{dt} = \frac{d[A(-\Delta y)]}{dt} \quad (\text{AIII. 8})$$

onde:

$A$  = área do servo-pistão, e o sinal negativo aparece devido ao fato que  $\Delta y$  diminui quando aumenta  $\Delta x$ .

Na figura AIII. 1, pode ser observado que um aumento positivo de  $\Delta x$  aumenta-se por consequência o volume de óleo que exerce pressão na parte superior do pistão do servomotor.

Manipulando as equações (AIII. 7) e (AIII.8), tem-se:

$$kQ \Delta x = -A \frac{d\Delta y}{dt} \quad (\text{AIII. 9})$$

ou

$$\frac{d\Delta y}{dt} = k2 \Delta x \quad (\text{AIII. 10})$$

Onde:

$K2$  - Constante de proporcionalidade (pressão, orifício e área do servo – pistão ou válvula distribuidora).

$\Delta y$  - Deslocamento do servo – pistão ou válvula distribuidora

Baseando-se nas equações anteriores tem-se então:

$$\frac{d\Delta y}{dt} = k1 k2 \Delta f \quad (\text{AIII. 11})$$

Ou

$$\Delta y = \int k1 k2 \Delta f dt \quad (\text{AIII. 12})$$

Aplicando-se a transformada de Laplace, obtém-se então o diagrama de bloco da figura AIII. 2.

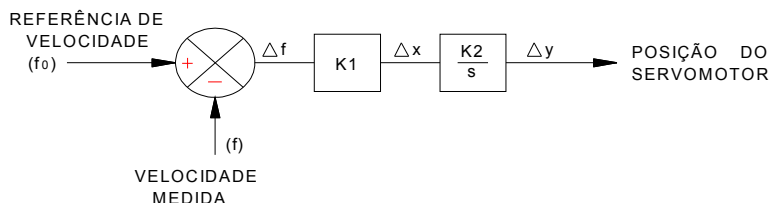


Figura AIII. 2- Diagrama de blocos de um sistema básico de Regulação de Velocidade.

A partir do diagrama de bloco da figura AIII. 2, pode ser observado que o servomotor em questão, não passa de um elemento cuja função de transferência é a de um integrador.

Por causa da ação integral, é evidente que  $\Delta y$  alcançará um novo estado permanente quando  $\Delta f$  chegar à zero.

O regulador com a configuração anterior irá movimentar a válvula distribuidora para uma posição que reduza o erro de frequência para zero no estado permanente.

O regulador estudado anteriormente é chamado de isócrona, pois o mesmo mantém a mesma velocidade para qualquer carga. Isto a princípio pode parecer ser fundamental para um regulador, mas esta conclusão não é verdadeira.

Como todos os desenvolvimentos que são apresentados, estão centrados em reguladores de velocidade apenas de máquinas síncronas, que são na verdade máquinas rotativas pode-se afirmar que:

$$P = T \cdot w \quad (\text{AIII. 13})$$

sendo:

P - potência

T - torque

w - velocidade angular

Baseado no fato de permanecer a velocidade constante, a potência e o torque são então proporcionais.

Quando uma turbina gira à velocidade constante, o torque requerido é igual ao torque de saída entregue pela turbina ao eixo. Este torque de saída por sua vez é igual ao torque desenvolvido pela turbina menos as perdas resultantes de atrito e outras perdas integradas da máquina.

Como o torque de saída tende a acelerar a máquina, o mesmo leva o nome de torque motor e o torque requerido, de torque resistente, pois sua ação é no sentido de diminuir a velocidade da máquina, chegando-se então a seguinte igualdade:

$$T = T_M - T_R \quad (\text{AIII. 14})$$

Sendo:

T - torque líquido

$T_M$  - torque mecânico ou de saída ou motor

$T_R$  - torque resistente ou torque requerido

Analisando-se a figura AIII. 3, e supondo que o sistema esteja funcionando com uma velocidade  $N_0$ , com uma potência de entrada  $P_i$  e uma potência de saída  $P_o$ , se ocorre uma redução de carga, haverá uma diminuição de potência de saída e, por conseguinte a velocidade aumentará para um valor  $N_1$  e a carga atual passa a ser  $T_r$ . Com o aumento da velocidade da máquina, o servomotor começa a fechar o distribuidor, diminuindo o torque motor.

No tempo  $t_1$  da figura AIII. 3, o torque motor  $T_m$ , é igual ao torque resistente  $T_r$ . A aceleração é nula, mas a velocidade é superior a  $N_0$ , de modo que o servomotor continua a fechar. O conjugado motor continua a diminuir e a velocidade começa a decrescer, pois  $T_r$  fica maior que  $T_m$ .

Em  $t_2$ , a velocidade é  $N_0$ , a válvula distribuidora está na posição neutra. Porém estando  $T_r$  maior que  $T_m$  a velocidade continua a diminuir e torna-se inferior a  $N_0$ . O servomotor atua no sentido de abrir o distribuidor, aumentando o fluxo de água na turbina e conseqüentemente o torque motor cresce e assim por diante, sem, no entanto, amortecer as oscilações.

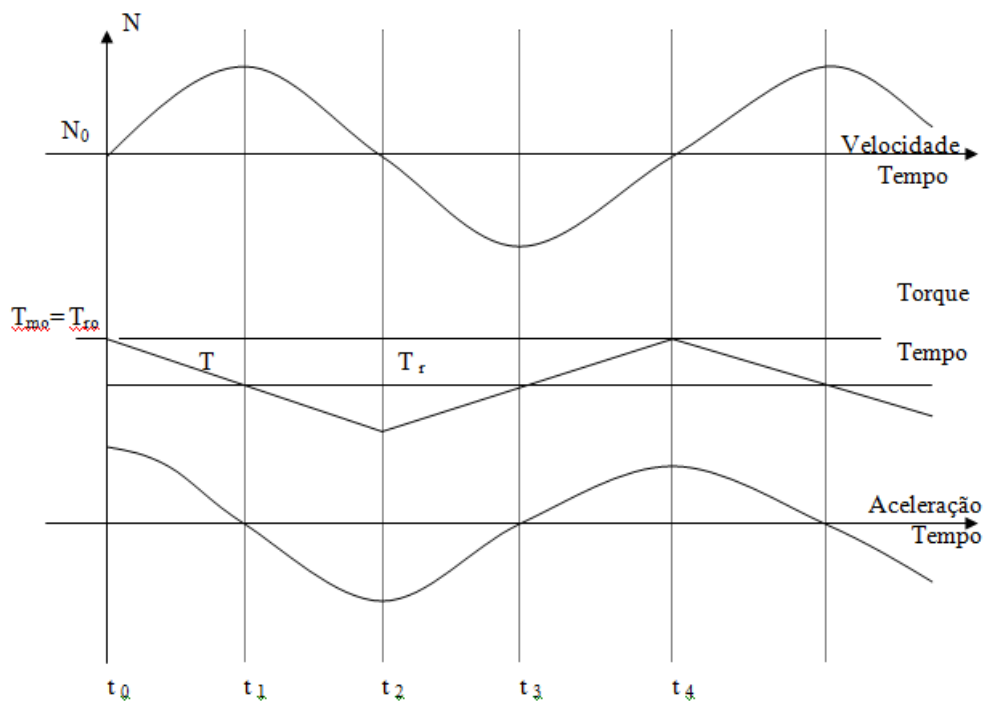


Figura AIII. 3 – Análise qualitativa do Regulador Isócrono.

onde:

$N_0$  - velocidade inicial da máquina em RPM

$T_{mo}$  - torque motor inicial

$T_{ro}$  - torque resistente inicial

$a$  - aceleração da máquina

$N$  - velocidade da máquina em RPM

$T_m$  - torque motor

$T_r$  - torque resistente



### AIII. 3 – Regulador com Queda

Outro tipo muito conhecido é o regulador com queda de velocidade. Este regulador foi projetado para eliminar o inconveniente do regulador isócrono. O mesmo foi dotado de um elemento novo chamado de estatismo.

Define-se como estatismo médio a variação relativa de velocidade entre a condição de plena carga e a marcha em vazio.

$$S = \frac{N_o - N_c}{N_n} \quad (\text{AIII. 15})$$

onde:

S - Estatismo

$N_o$  - velocidade em vazio em RPM

$N_c$  - velocidade com plena carga em RPM

$N_n$  - velocidade nominal em RPM

A curva característica do estatismo de uma máquina é aquela que possui como abscissa a potência e como ordenada a velocidade, caracterizando a regulação primária, isto é, aquela feita pelo regulador sem interferência manual, por parte do operador, como representado na figura AIII. 4.

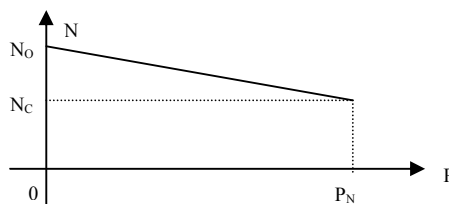


Figura AIII. 4- Curva característica do estatismo.

A figura AIII. 5 mostra o esquema de um regulador com queda de velocidade ou regulação de estado permanente.

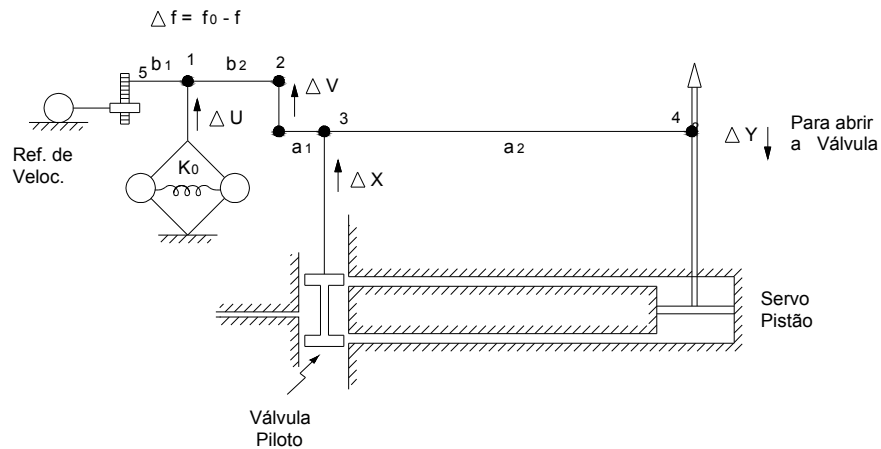


Figura AIII. 5– Regulador com queda de velocidade.

Da figura AIII. 5 pode ser extraído que:

$$\Delta x = \Delta x1 + \Delta x2 \quad (\text{AIII. 16})$$

$\Delta x1$  e  $\Delta x2$  - Deslocamento do trecho  $a1$  e  $a2$ , respectivamente.

$$\Delta u = \frac{\Delta f}{km} \quad (\text{AIII. 17})$$

$$\Delta v = \frac{b1 + b2}{b1} \Delta u \quad (\text{AIII. 18})$$

$$\Delta x1 = \frac{a2}{a1 + a2} \Delta v = \frac{a2}{a1 + a2} \frac{b1 + b2}{b1} \frac{\Delta f}{km} \quad (\text{AIII. 19})$$

Logo:

$$\Delta x1 = k1 \Delta f \quad (\text{AIII. 20})$$

$$\Delta x_2 = \frac{-a_1}{a_1 + a_2} \Delta y \quad (\text{AIII. 21})$$

$$\Delta x_2 = -k_3 \Delta y \quad (\text{AIII. 22})$$

E tomando-se como base a equação (AIII.9), tem-se que:

$$\Delta y = \int k_2 \Delta x dt \quad (\text{AIII. 23})$$

Nas equações (AIII. 19, AIII. 20, AIII. 21 e AIII. 22), após a aplicação da transformada de Laplace, chega-se então a construção do diagrama de blocos da figura AIII.6, onde  $K_3$  é o efeito provocado pela haste de comando representada na figura AIII.5, principal diferença em relação à figura AIII.1.

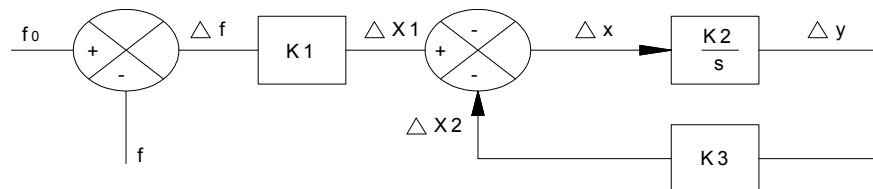


Figura AIII. 6 - Diagrama de blocos de um regulador com queda de velocidade.

A resposta no tempo da posição da válvula distribuidora, após a aplicação de um degrau na entrada do bloco de frequência, está mostrada na figura AIII. 7, onde  $T_G$  é a constante de tempo do regulador de velocidade.

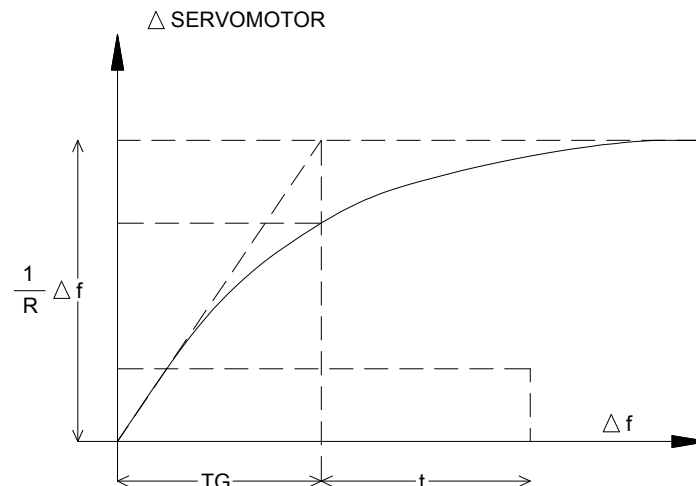


Figura AIII. 7- Resposta no tempo da válvula distribuidora a um estímulo degrau de frequência.

O diagrama de blocos da figura AIII.6 pode ser reduzido ao seguinte diagrama equivalente:

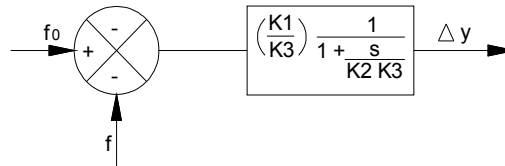


Figura AIII. 8 - Diagrama de blocos reduzido de um regulador com queda de velocidade.

ou ao diagrama equivalente da figura AIII.9:

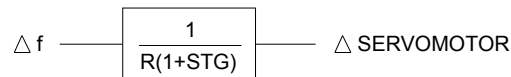


Figura AIII. 9 - Diagrama de blocos do regulador com queda usando-se parâmetros de norma.

No diagrama anterior tem-se que  $\frac{1}{R} = \frac{k1}{k3}$ . Sendo este parâmetro conhecido como regulação de velocidade.

Do diagrama de bloco da figura AIII. 9 pode-se obter a seguinte equação:

$$\frac{\Delta_{servomotor}}{\Delta f} (\text{pu}) = \frac{1}{R(1+STg)} \quad (\text{AIII. 24})$$

Da equação (AIII. 24), tem-se claramente que o valor de estado permanente do desvio de freqüência  $\Delta f$ , exigido para produzir uma variação de 1 pu, na posição do servomotor é R.

Desta forma ao se ajustar o parâmetro R em 5% significa então que, um desvio de freqüência de 5%, corresponde a 100% de variação na posição do

servomotor ou na potência de saída. O comportamento dinâmico desse tipo de regulador pode ser visto na figura AIII. 10 a seguir:

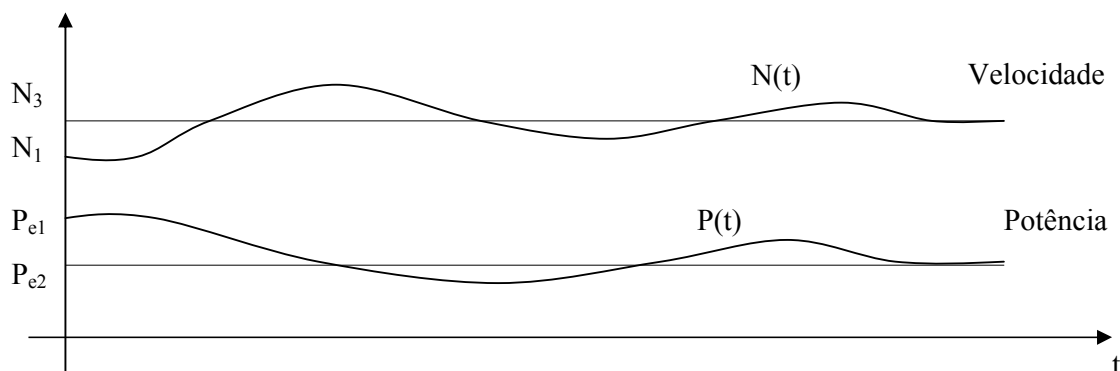


Figura AIII. 10 – Comportamento dinâmico de um regulador com queda de velocidade.

Supondo-se que o sistema esteja recebendo uma potencia  $P_{e1}$  e fornecendo  $P_{s1}$ , a uma rotação  $N_1$ , se ocorrer uma redução de carga, a máquina irá acelerar, passando a uma rotação  $N_2$ , e com isso as massas girantes se separarão, elevando o ponto 1, da figura AIII.5 e conseqüentemente o ponto 2, levando com ele o ponto 3. O óleo sob pressão será liberado para o servomotor, fazendo fechar o distribuidor. O ponto 4 se desloca junto com o servomotor, fazendo o ponto 3 baixar. Isso faz com que a válvula se feche com o ponto 1 fora de sua posição inicial (mais alta), ou seja, com uma rotação  $N_3$ , diferente de  $N_1$  ( $N_3 > N_1$ ).

Voltando a figura AIII. 5, do regulador com queda, ao se elevar o ponto 5, observa-se que, no estado permanente, o ponto 1 terá que subir para que, assim, a válvula distribuidora não saia de sua posição original, não alterando a posição do servomotor e conseqüentemente, a potência. Então é necessário um aumento de velocidade.

O efeito de uma elevação do ponto 5 é mostrado na figura AIII.11 a seguir, em linhas tracejadas.

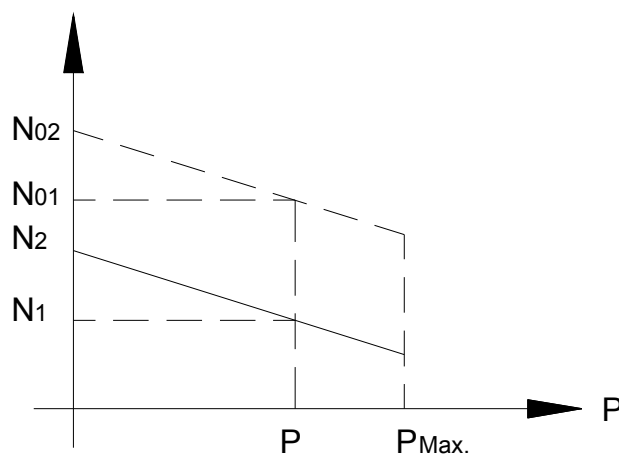


Figura AIII. 11- Curva característica do estatismo de uma máquina.

A análise que foi feita anteriormente se baseou sempre na suposição de que a máquina estava alimentando uma carga isolada.

Se, ao contrário, a máquina estiver conectada a um sistema muito grande (barra infinita) a sua freqüência não se alterará, pois quem impõe a freqüência à máquina é o sistema de potência.

Nestas condições, ao se elevar o ponto 5 da figura AIII.5 a velocidade da máquina não se altera e como conseqüência, tem-se uma variação de potência da máquina. A figura AIII. 12 mostra esta condição.

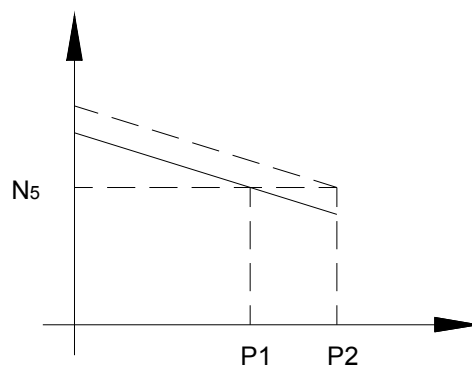


Figura AIII. 12 - Efeito da elevação do ponto 5 da figura AIII.5.

Entretanto em ambos os casos, o efeito da elevação do ponto 5 da figura AIII.5, é um deslocamento da reta paralelamente a si mesma, isto é, não alterando o valor do estatismo.

Da figura AIII. 13, a seguir, pode-se então fazer uma análise qualitativa, do amortecimento próprio causado pelo efeito do estatismo, na malha de regulação de velocidade.

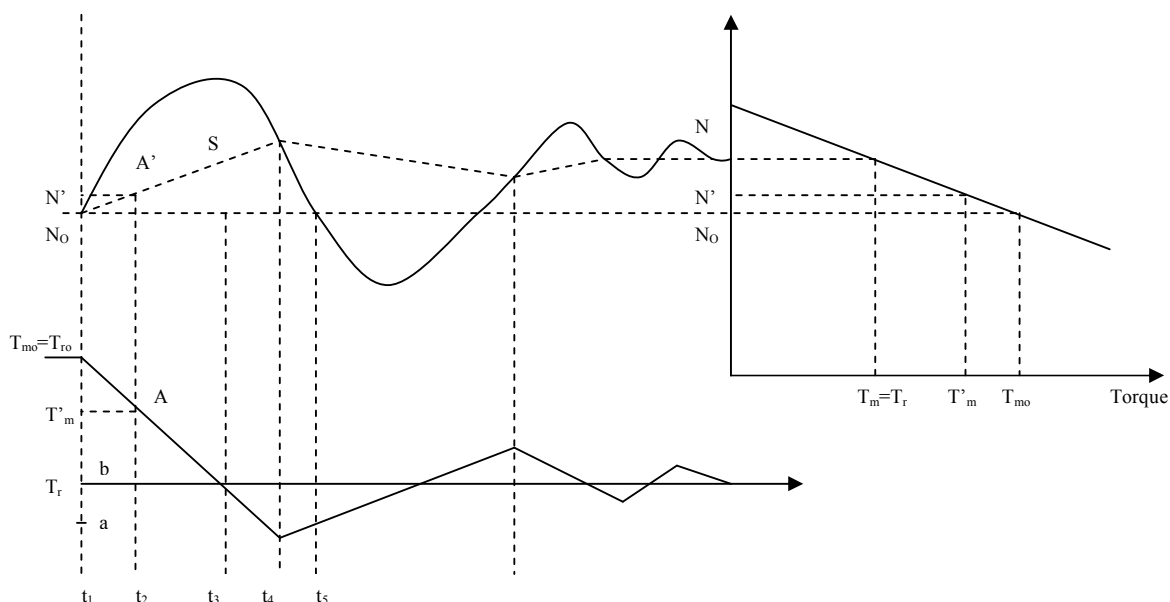


Figura AIII. 13 - Amortecimento causado pelo estatismo.

Baseado em que a velocidade inicial da máquina seja  $N_0$ , correspondente ao torque  $T_{m0}$ , em  $t_1$ , o torque motor excessivo provoca uma aceleração positiva da máquina. A velocidade aumenta e o servomotor inicia o fechamento do distribuidor. Fazendo-se uma análise inicial do ponto A no tempo  $t_2$ , tem-se que o torque motor é  $T_m$ . De acordo com a curva de estatismo acima e à direita, a velocidade normal correspondente a  $T'_m$  e  $N'$ , que deverá ser levada a  $A'$ , na curva à esquerda, conforme figura AIII. 12. A linha tracejada S na qual se encontra  $A'$ , determina as velocidades normais para cada valor de  $T_m$ , de acordo com o estatismo. Em  $t_2$ , porém, a velocidade real da máquina, em A' é superior  $N'$ . O servomotor continua a fechar o distribuidor.

A partir de  $t_3$ , a velocidade começa a diminuir, pois  $T_r$  torna-se maior que  $T_m$ , e continua até  $t_4$ , onde a velocidade da máquina é igual à determinada pelo estatismo. A válvula distribuidora está, então, na posição neutra e o fechamento

é interrompido e muda de sentido, pois a velocidade começa a diminuir. Sem o estatismo, a parada do servomotor só se daria em  $t_5$ .

O regulador com estatismo interrompe então a primeira oscilação antes que o afastamento entre os torques tenha tomado uma amplitude igual à inicial.

O amortecimento acentua-se nas oscilações seguintes e um regime estável se estabelece para uma velocidade de rotação da máquina igual a  $N$ , imposta pelo estatismo, um pouco superior à velocidade inicial.

#### AIII. 4 – Regulador com Estatismo Transitório

Devido às características das instalações, os reguladores de velocidade de turbinas hidráulicas, não podem atuar muito rapidamente, pois poderia implicar em pressões excessivas na tubulação de adução.

Para este fim, foi então elaborado o regulador com estatismo transitório, que apresenta duas realimentações, sendo uma que determina o estatismo permanente, ou seja, uma variação de velocidade para uma variação de carga e outra que determina o estatismo transitório, que é um estatismo provisório, ou seja, uma variação de velocidade que prevalece no início do regime transitório e gradativamente vai diminuindo, até desaparecer por completo no final.

Desta forma pode-se afirmar que o estatismo transitório tem seu comportamento de tal forma que para desvios rápidos na frequência, o regulador demonstra uma alta regulação  $R$  (baixo ganho) enquanto que para alterações lentas e no estado permanente o regulador tem uma baixa regulação  $R$  (alto ganho).

A figura AIII. 14 mostra o esquema de um regulador de velocidade com estatismo transitório ou também chamado de regulador de velocidade com compensação de queda.

Neste esquema pode-se observar que foi adicionada uma realimentação de posição do servomotor em paralelo basicamente ao estatismo permanente.



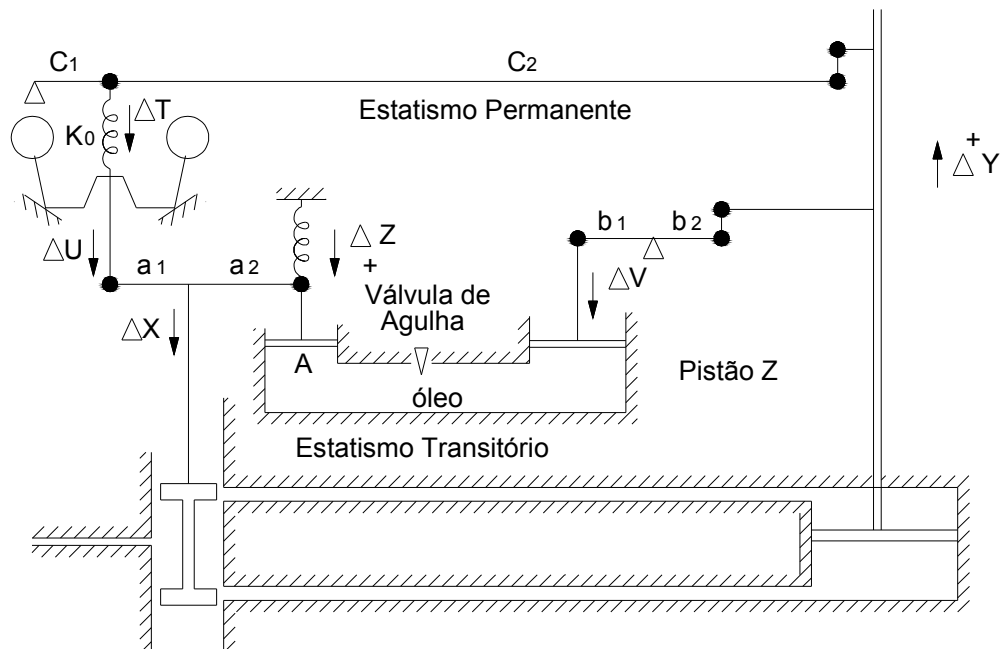


Figura AIII. 14 - Regulador com estatismo transitório.

A função de transferência deste regulador pode ser determinada como segue:

$$\Delta u = \frac{\Delta f}{km} + \Delta t = \frac{\Delta f}{km} - \frac{c1}{c1+c2} \Delta y \quad (\text{AIII. 25})$$

$$\Delta x = \frac{a2}{a1+a2} \Delta u + \frac{a1}{a1+a2} \Delta z \quad (\text{AIII. 26})$$

Usando alguns artifícios de substituição e agrupamentos de constantes, algumas já vistas anteriormente, chega-se a equação seguinte.

$$\Delta x = k1\Delta f - k3\Delta y + k10\Delta z \quad (\text{AIII. 27})$$

Por outro lado:

$$\Delta z = -k_{11} \Delta v + \int \frac{Q}{A} dt \quad (\text{AIII. 28})$$

Onde:

Q = vazão que sai através da válvula de agulha.

A = área do pistão Z

A pressão de óleo é proporcional a Z, e Q é proporcional à pressão, logo:

$$\frac{Q}{A} = -k_5 \Delta z \quad (\text{AIII. 29})$$

e também:

$$\Delta v = \frac{b_1}{b_2} \Delta y \quad (\text{AIII. 30})$$

Fazendo-se as devidas substituições obtém-se:

$$\Delta z = -k_{11} \frac{b_1}{b_2} \Delta y - \int k_5 \Delta z dt = -k_{14} \Delta y - k_5 \int \Delta z dt \quad (\text{AIII. 31})$$

Aplicando-se a transformada de Laplace na equação (AIII.31) vem:

$$\Delta z = -k_{14} \Delta y - k_5 \frac{\Delta z}{s} \quad (\text{AIII. 32})$$

Logo

$$\Delta z = \frac{-k_{14}}{1 + \frac{k_5}{s}} \Delta y \quad (\text{AIII. 33})$$

Substituindo  $\Delta z$  em (AIII. 26), tomando  $K_{10} \cdot K_{14} = K_4$  e fazendo as devidas simplificações vem:

$$\Delta x = k_1 \Delta f - k_3 \Delta y - \frac{k_4}{k_5} \frac{s}{1 + \frac{s}{k_5}} \Delta y \quad (\text{AIII. 34})$$

onde:

$$\Delta y = \frac{k_2}{s} \Delta x \quad (\text{AIII. 35})$$

O diagrama de blocos da figura AIII. 15 a seguir, traduz as equações (AIII. 34) e (AIII.35):

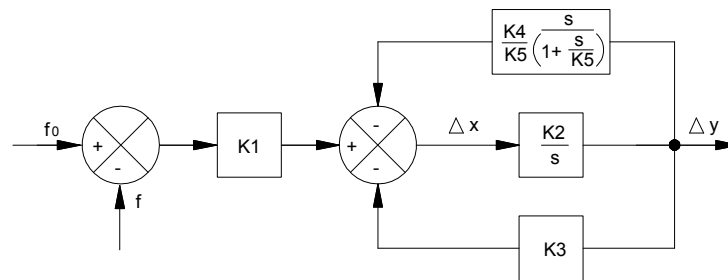


Figura AIII. 15 – Diagrama de blocos do regulador com estatismo transitório.

A função de realimentação transitória reduz o ganho para variações rápidas, mas visto que no estado permanente sua saída é nula, o ganho em estado permanente é o mesmo do regulador com queda de velocidade.

A função de transferência obtida da figura AIII. 15 pode ser apresentada na forma:

$$\frac{\Delta_{servomotor}}{\Delta f} = \frac{1 + sTr}{R \left( 1 + s \frac{r}{R} Tr \right) (1 + sTg)} \quad (\text{AIII. 36})$$

onde:

R = Regulação de estado permanente.

r = Regulação transitória.

$$\frac{rTr}{R} = \text{Tempo de washout.}$$

Tg = Constante de tempo do regulador.

### AIII. 5 – Regulador PID

As estruturas mostradas anteriormente representam os reguladores que eram classificados de acordo com a natureza física e seus componentes. Inicialmente surgiram os reguladores mecânicos e mecânicos-hidráulicos. Depois com o avanço apareceram os reguladores eletros-hidráulicos que na verdade utilizam o mesmo princípio dos reguladores mecânico-hidráulico. Acrescentou-se ainda a classificação em função do tipo do estabilizador.

Apareceram também os reguladores taquimétricos e os acelerométrico. Os primeiros tinham elementos chamados *dashpot* e os outros tinham elementos chamados acelerômetros.

Atualmente a classificação passou a obedecer a função dos componentes e circuitos. Tais componentes podem apresentar as seguintes características, quanto à natureza de seu sinal de saída, em função do sinal de entrada:

P = Proporcional. O sinal de saída é proporcional ao sinal de entrada. O circuito faz uma multiplicação ou divisão de sinal.

I = Integral. A saída é uma integração da variação da entrada.

D = Derivativo. A saída é a derivada da entrada.

$\Sigma$  = somador. É o circuito que soma diversos sinais da entrada e tem como saída o valor desta soma.

Nos reguladores mais antigos, incluindo-se os taquimétricos e acelerométricos, os órgãos hidráulicos de potência faziam parte do regulador, não sendo apenas órgãos executivos. A idéia mais recente é que estes órgãos sejam desvinculados do regulador propriamente dito. Esta é então a filosofia da configuração moderna do regulador de velocidade.

Este regulador é eletrônico e sua saída é um sinal elétrico. Este sinal é reproduzido e transformado em um deslocamento de um dispositivo eletro-hidráulico que inclui o servomotor.

Com esta estrutura, o esquema do regulador propriamente dito não precisa ser taco – acelerométrico ou taquimétrico. Ele pode assumir a configuração que for mais conveniente, de modo a satisfazer as características hoje exigidas. Sendo eletrônico, este tipo de regulador oferece maior flexibilidade para que sejam atendidas as várias condições de funcionamento.

A Figura AIII. 16 mostra o esquema de um regulador do tipo PID. Esta estrutura apresenta as seguintes vantagens:

- Independência dos canais para regulação primária e secundária e conseqüentemente eliminação da comutação de parâmetros.
- Disponibilidade de um canal de resposta rápida para a demanda de carga, independente do ajuste dos parâmetros para a regulação primária e, por conseguinte eliminação das comutações na passagem de vazio para carga.
- Possibilidade de esquemas particulares para reduzir os picos de freqüência, frente a grandes perturbações.
- Compensação em cascata da não linearidade da abertura do distribuidor em relação à potência gerada e conseqüentemente possibilidade de uma freqüência de corte mais alta.

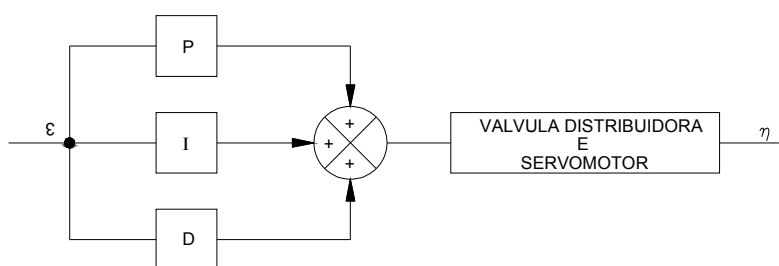


Figura AIII. 16 – Diagrama esquemático do regulador PID.

O diagrama de blocos deste tipo de regulador está representado na figura AIII. 17.

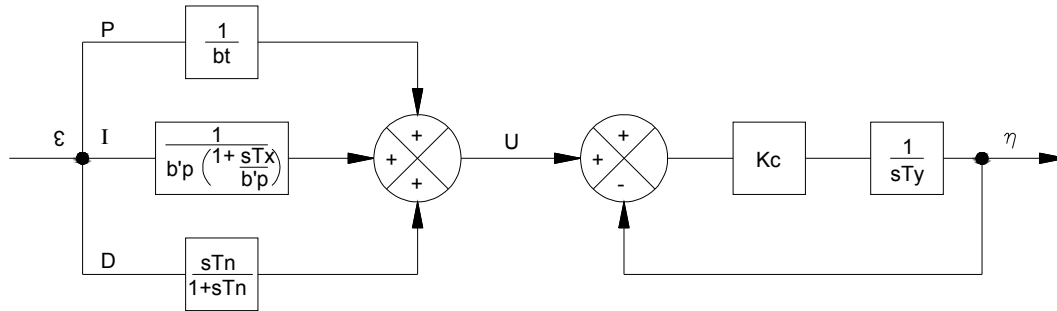


Figura AIII. 17 - Diagrama de blocos do regulador PID.

A função de transferência da parte de força é dada por:

$$\frac{\eta(s)}{u(s)} = \frac{kc}{kc + sTy} = \frac{1}{1 + \frac{sTy}{kc}} = \frac{1}{1 + sTc} \quad (\text{AIII. 37})$$

A constante de tempo  $Tc$  em geral é considerada bem pequena, da ordem de 0,1 s, por efeito do alto ganho  $Kc$ , de forma a reduzir a sensibilidade com relação à pressão e a temperatura do óleo.

Como a ação derivativa é usada principalmente para a sincronização, a mesma pode ser desprezada, e aproximando a função de transferência da parte de força de um ganho unitário, a função de transferência geral pode ser expressa da seguinte forma:

$$\frac{\eta(s)}{\varepsilon(s)} = \frac{1}{bt} + \frac{1}{b'p \left(1 + \frac{sTx}{b'p}\right)} = \frac{b'p + bt}{btb'p} \cdot \frac{1 + s \frac{Tx}{b'p + bt}}{1 + s \frac{Tx}{b'p}} \quad (\text{AIII. 38})$$

Considerando-se que:

$$\frac{Tx}{b'p + bt} = Tr \quad (\text{AIII. 39})$$

$$\frac{b' p b t}{b' p + b t} = R \quad (\text{AIII. 40})$$

$$r = b t \quad (\text{AIII. 41})$$

A função de transferência do regulador pode ser representada, então, pela seguinte expressão:

$$\frac{\eta(s)}{\varepsilon(s)} = \frac{1 + s T r}{1 + s T r \frac{r}{R}} \quad (\text{AIII. 42})$$

Onde:

Tr = Constante de tempo de relaxação para ação de queda temporária.

R = Regulação de estado permanente, ou queda permanente.

r = Regulação transitória.

Esta função produz uma redução no ganho transitório (alta frequência), deixando o ganho de estado permanente inalterado.

Os valores de r e Tr devem ser escolhidos de maneira a produzir uma quantidade aceitável de redução de ganho na faixa de frequência onde a fase da malha aberta está na região de 180°. Com relação à questão dos valores ótimos para r e Tr, muitas pesquisas já foram realizadas. Critérios bem aceitos atualmente para usinas hidráulicas, onde os efeitos de elasticidade não são relevantes, são os seguintes:

$$R = 2 \text{ Tw/M a } 2,5 \text{ Tw/M}$$

$$Tr = 4 \text{ Tw a } 5 \text{ Tw}$$

Onde:

Tw é o tempo que a água leva para se adaptar a uma nova condição de abertura do distribuidor, conhecido como tempo transitório hidráulico.

M é a constante de inércia do rotor da máquina

O cálculo de Tw é dado pela seguinte equação:

$$T_w = \frac{lv}{gH} \quad (\text{AIII. 43})$$

Onde:

$l$  - Representa o caminho que a água percorre desde a tomada d'água até a saída da turbina.

$v$  - É a velocidade média da água neste percurso.

$g$  - Aceleração da gravidade, no local da usina.

$H$  - Queda bruta nominal da turbina.

#### AIII. 6 – Análise do regulador com máquina acoplada ao sistema de potência

Até aqui foi visto como funciona o sistema de regulação de velocidade comandado pelo regulador de velocidade. Outra análise pode ser feita de forma generalizada, a de como o regulador se comporta com a máquina integrada ao sistema de potência, bem como os fenômenos mecânicos e hidráulicos da máquina que influenciam neste comportamento.

Em um sistema em que há muitas máquinas é necessário que seus reguladores trabalhem de maneira coordenada.

A turbina neste caso é obrigada a seguir a frequência do sistema. A turbina está no eixo do rotor do gerador. Ambos estão na mesma rotação. Entre o rotor e o estator do gerador existe o entreferro, como visto no anexo referente ao gerador. Não há ligação física entre a turbina e o sistema de potência, representado pelo estator do gerador. Em condições normais de trabalho existe entre o rotor e o estator, um fluxo magnético de altíssima intensidade.

Sob o ponto de vista da turbina, o fluxo concatenado, tem duas funções: permitir-lhe fornecer ao sistema a energia que é retirada da água e amarrar sua rotação à do sistema.

Isto acontece porque o fluxo, atuando sobre os pólos do rotor do gerador, obriga este a acompanhar a rotação das grandezas elétricas do sistema. Como a turbina está no mesmo eixo do rotor do gerador, ela acompanha sua rotação. Ao ocorrer um princípio de alteração de rotação da turbina, em função de alteração da vazão de água, por exemplo, o fluxo concatenado cresce de intensidade, tornando mais forte o elo magnético entre o rotor e o estator.



Descontados os fenômenos elétricos de ordem sub-transitória e transitória, de até 0,08 segundos, que estão fora do tempo de atuação do regulador, o acoplamento turbina/sistema é rígido.

Há uma faixa de operação do gerador, comandada pelo regulador de tensão, em que o fluxo concatenado fica enfraquecido. Neste caso a ligação turbina / sistema passa a ser flexível.

Desta forma se a máquina operar nesta faixa pode haver avanço ou atraso de rotação da turbina em relação ao sistema. Aparecem oscilações de potência, cuja amplitude pode superar a potência da máquina, causando danos à mesma e comprometendo a estabilidade do sistema.

Existe certa confusão quanto à ação dos reguladores de velocidade, quando a máquina está conectada ao sistema de potência. Há uma tendência de atribuir ao regulador de velocidade característica de manutenção de estabilidade do sistema de potência. Entretanto o regulador de velocidade pode em casos específicos ajudar no amortecimento de oscilações, e conseqüentemente na estabilidade angular de regime permanente.

Credita-se ao regulador maior rapidez do que realmente ele possui e tende-se a lhe dar atributos que não merece. A estabilidade existe quando não há oscilação de potência. As oscilações de potência, em sua absoluta maioria, são causadas por fenômenos elétricos, e não pela oscilação de potência oriunda das turbinas.

De uma maneira bastante sucinta pode-se descrever a estabilidade do seguinte modo: entre o gerador e o consumidor há a linha de transmissão. É, pois um elo rígido, sob condições normais e elásticas em condições anormais. As grandezas elétricas no gerador e no consumidor têm a mesma frequência. Para que o gerador possa fornecer energia para o consumidor, é necessário colocá-lo num nível energético mais alto. Seus vetores, por isto, giram na mesma velocidade do consumidor, mas com um pequeno adiantamento. Nos geradores das máquinas hidrelétricas este ângulo, entre gerador e consumidor, é da ordem de 30 a 35 graus elétricos.

Este ângulo cresce em função da potência transmitida. Seu limite máximo é de 90 graus elétricos para máquinas de pólos lisos operando em regime permanente e abaixo de 90 graus elétricos para máquinas de pólos salientes. Com ângulo maior há instabilidade e oscilação de potência.

Ocorrendo a instabilidade, as fortes oscilações fazem atuar dispositivos de proteção, como limitadores nos sistemas de excitação e relés de proteção. As oscilações de potência nada têm a ver com a potência entregue pela turbina ao gerador desde que não haja variação na posição do distribuidor desta turbina.

O distribuidor do sistema de regulação de velocidade não se mexe, uma vez que a frequência continua fixa. Desta forma os fenômenos que podem causar ângulos de potência elevados são todos de natureza elétrica, tais como: descargas atmosféricas na linha, surtos de tensão causados por desligamento

de máquinas, curtos-circuitos entre fases ou fase-terra. Como tais fenômenos são muito mais freqüentes que os desvios entre potência consumida e gerada, a estabilidade do sistema é ditada principalmente pelos fenômenos elétricos.

Embora os sistemas de regulação de velocidade tenham avançado bastante com novas malhas de controle e diminuição de tempo morto de resposta, ainda assim seu tempo de resposta aos estímulos é da ordem de dezenas de segundos.

Desta forma, estes sistemas devem controlar com exatidão duas grandezas correlatas: manter o nível de fornecimento de energia adequado, às exigências do consumidor e fazer com que esta energia seja fornecida na freqüência desejada pelo consumidor.