

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA ELÉTRICA
DEPARTAMENTO DE SISTEMAS E CONTROLE DE ENERGIA

EFEITO DA SATURAÇÃO NA ESTABILIDADE DA MÁQUINA SÍNCRONA

Jessica Poblete Rodríguez

Orientador : Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann

Tese apresentada à Faculdade de Engenharia Elétrica da UNICAMP
como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de
MESTRE EM ENGENHARIA ELÉTRICA.

Este exemplar corresponde à relação final da tese
defendida por Jessica Poblete Rodríguez
e aprovada pela Comissão
Julgadora em 18 / 04 / 1995.

Sigmar M. Deckmann
Orientador

Campinas, Março de 1995.



Aos meus pais,

Francisco e Florencia

À minha irmã,

Priscilla

Ao Vicente, meu companheiro de vida

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao prof. Sigmar Deckmann pela orientação e confiança no transcorrer do desenvolvimento deste trabalho.

Aos profs. Anésio, Vivaldo, Edson, Yaro, Cristina e Ernesto pelo excelente ambiente de trabalho proporcionado que tornou minha estada no Brasil muito agradável.

Aos colegas do DSCE João Paulo, José Fernando, Marconi, Paulo, Eduardo, Leo, Reinaldo pela amizade e companheirismo.

Aos amigos Carlos e Francia pelo carinho e paciência dedicados.

À CAPES pelo apoio financeiro.

SUMÁRIO

Este trabalho investiga o efeito da saturação da máquina síncrona, na estabilidade a pequenas perturbações (estabilidade oscilatória), utilizando o modelo de máquina conectada ao barramento infinito. A análise de estabilidade é feita através das componentes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico, para diferentes pontos de operação.

São determinados os limites de estabilidade oscilatória, com e sem saturação, para tensão terminal constante e são comparados com a curva de capacidade da máquina síncrona, mostrando que a saturação reduz a margem de estabilidade na região de alto carregamento indutivo.

O amortecimento adicional requerido para reduzir as oscilações eletromecânicas, é proporcionado por sinais estabilizantes adicionais através do sistema de excitação do gerador utilizando o tradicional estabilizador de sistemas de potência.

ABSTRACT

Synchronous machine saturation effect upon small signal (oscillatory) stability is investigated in this work. The stability of a generator, connected to an infinite bus, is analysed in terms of the synchronizing and damping torques, developed at different operation points.

The oscillatory stability limits are determined with and without saturation represented, assuming constant terminal voltage. These limits are compared with the steady capability curve of the generator, and it is shown that saturation reduces the stability margin for heavy inductive machine loadings.

The additional damping, required to reduce the electromechanical oscillations, is obtained from traditional power systems stabilizers (PSS), using supplementary signal feedback through the generator-excitation.

LISTA DE SÍMBOLOS

c.c.a.	curva de magnetização de circuito aberto;
D	coeficiente de amortecimento;
E'_q	componente de eixo em quadratura da tensão transitória;
E_{ag}	fem de entreferro;
E_l	tensão de excitação;
ESP	Estabilizador de Sistema de Potência;
F_d	componente de eixo direto da fmm total;
F_q	componente de eixo em quadratura da fmm total;
F_T	fmm total resultante;
H	constante de tempo de inércia;
I_d, I_q	componentes de eixo d e q da corrente de armadura;
I_a	corrente de armadura;
K_s, K_d	coeficientes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico;
K_d, K_q	fatores de saturação de eixo d e q;
K_{su}, K_{du}	coeficientes sincronizante e de amortecimento não saturados;
K_{ss}, K_{ds}	coeficientes sincronizante e de amortecimento, saturados;
K_e	ganho estático do regulador de tensão;
K_V, K_A	coeficientes de reação de armadura;

K_{esp}	ganho do Estabilizador de Sistema de Potência;
MSP	Modelo de Sensibilidade de Potência;
M	coeficiente de inércia ($M=2H$);
M_{ds}, M_{qs}	fatores de correção da tensão devido à saturação;
P_m	potência mecânica aplicada pela turbina ao eixo do gerador;
P_g, Q_g	potências ativa e reativa geradas;
P_e, Q_e	potências ativa e reativa transferidas ao barramento infinito;
P	permeância do circuito magnético para a fmm do estator;
P_0	permeância média ao longo do entreferro;
P_2	variação máxima da permeância em relação à média;
R_e	resistência externa;
s	fator de saturação; operador de Laplace;
T'_{do}	constante de tempo transitória de eixo direto com estator aberto;
T_e	constante de tempo do regulador de tensão;
V_{esp}	tensão de sinal estabilizante;
V_d, V_q	componentes de eixo d e q da tensão terminal;
V_0	tensão no barramento infinito;
V_{ref}	tensão de referência do sistema de excitação;
V_t	tensão terminal do gerador;
X_d, X_q	reatâncias síncronas de eixo direto e em quadratura;
X_l	reatância de dispersão de armadura;

X_{ad}, X_{aq}	reatâncias mútuas de eixo d e q;
X_{adu}, X_{aqu}	valores não saturados de X_{ad} e X_{aq} ;
X_{ds}, X_{qs}	reatâncias síncronas saturadas;
X	reatância interna;
X_{du}, X_{qu}	reatâncias síncronas não saturadas;
X'_d	reatância transitória de eixo direto;
X_e	reatância externa;
ΔT_m	variação do torque mecânico de entrada;
ΔT_e	variação de torque elétrico de saída;
α	distância angular entre um ponto no estator e o eixo d;
δ	ângulo elétrico entre o eixo q e o eixo síncrono;
δ_u	ângulo de carga não saturado;
δ_s	ângulo de carga saturado;
ϕ_T	fluxo total resultante;
θ	ângulo da tensão terminal resultante;
ω	velocidade angular do rotor;
ω_0	velocidade angular síncrona;
ω_n	freqüência natural de oscilação do modo eletromecânico;
ξ	taxa de amortecimento;

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO	2
2. SATURAÇÃO DE MÁQUINAS SÍNCRONAS	5
2.1 Introdução	6
2.2 Considerações gerais	7
2.3 Métodos de representação da saturação	13
2.4 Método adotado neste trabalho	19
2.4.1 Algoritmo de simulação	20
2.5 Resultados obtidos	23
3. ESTABILIDADE OSCILATÓRIA DA MÁQUINA SÍNCRONA	26
3.1 Introdução	27
3.2 Modelo de Sensibilidade de Potência	28
3.3 Programa de análise e simulação dinâmica	33
3.4 Torques sincronizante e de amortecimento	36
3.4.1 Condições de operação	40
3.4.2 Limite de estabilidade sem e com saturação	41
4. AMORTECIMENTO ÀS PEQUENAS PERTURBAÇÕES	47
4.1 Introdução	48
4.2 Efeito do regulador de tensão na estabilidade oscilatória	49
4.3 Sinais estabilizantes suplementares	51

4.3.1 Projeto do estabilizador (ESP)	53
4.3.2 Procedimento de ajuste do ESP	54
4.4 Desempenho dinâmico sob carregamento limite	55
4.5 Efeito da saturação no ajuste do ESP	57
5. CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS	63
APÊNDICES	67
APÊNDICE 1	68
APÊNDICE 2	70
APÊNDICE 3	72
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	75

CAPÍTULO 1

1. INTRODUÇÃO

Com a necessidade da interligação de grandes sistemas de energia elétrica têm surgido vários problemas dinâmicos nos sistemas de potência, entre os quais, muito importante são as oscilações eletromecânicas de baixa frequência. Estas oscilações ocorrem na faixa de frequência de 0.8 a 2.0 Hz. e são decorrentes das interações dinâmicas entre o gerador (ou grupo de geradores) e o resto do sistema, quando este é submetido a pequenas perturbações, tais como flutuações normais de carga.

Estas oscilações podem ser sustentadas por minutos e até crescer causando a separação do sistema, uma vez que para estas frequências os sistemas apresentam um baixo amortecimento natural. Apesar de este tipo de problema ter sido bastante estudado, a solução pode ser melhorada ao incluir efeitos importantes tal como a condição de saturação de operação dos geradores síncronos.

Em muitas aplicações práticas o questionamento é se os valores calculados de excitação de campo e o ângulo interno da máquina estão em concordância com os valores medidos para diversas condições de carga. Tais medidas são: potência ativa e reativa geradas, tensão terminal do estator, ângulo de carga e excitação de campo. Estas duas últimas grandezas, são requeridas para a inicialização e os cálculos subseqüentes na simulação da estabilidade dos geradores.

Neste contexto, sabe-se que a reatância síncrona de eixo em quadratura é o fator dominante na determinação do ângulo de carga. Por outro lado, a reatância síncrona de eixo direto é o fator dominante para a determinação da excitação requerida. Desta forma, a predição confiável do desempenho, tanto transitório como de regime permanente, da máquina síncrona requer a determinação precisa dos parâmetros da máquina.

No estudo da estabilidade a pequenas perturbações (que no caso é do tipo oscilatória), o cálculo do ângulo de carga inicial (δ_0) é de particular interesse

medidas a partir deste ângulo inicial. O erro entre o valor medido e o calculado do ângulo da máquina pode ser atribuído ao fato de que a saturação não tem sido adequadamente incluída no processo de simulação.

Por causa disto, a importância de incluir a saturação tem sido reconhecida por muitos autores e é evidente que a sua adequada representação leva à melhora dos modelos de simulação. Esta melhora beneficia principalmente a avaliação da estabilidade oscilatória.

O objetivo desta Tese é mostrar o efeito da saturação da máquina síncrona de grande porte na estabilidade oscilatória. O estudo é feito através das componentes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico, utilizando o modelo de máquina síncrona ligada a um barramento infinito, e operando segundo a sua curva de capacidade.

O trabalho em si, não pretende desenvolver uma nova forma de representação da saturação de máquinas síncronas, mas sim, analisar o efeito que esta produz na estabilidade oscilatória, utilizando um modelo simples de representação, que utilize os dados típicos existentes (valores não saturados de reatâncias e curva característica de circuito aberto do eixo direto).

Organização do trabalho

No Capítulo 2, além das considerações gerais necessárias para a representação da saturação, descrevem-se alguns dos métodos atuais para a sua modelagem. Também se detalha o método adotado nesta Tese, baseado num trabalho de De Mello e Hannett [4], sendo apresentado um algoritmo para a sua implementação e os resultados obtidos. Os resultados são comparados com dados medidos para gerador de grande porte, disponíveis na literatura.

No Capítulo 3 são apresentados o modelo que representa a máquina síncrona ligada a um barramento infinito, o programa de simulação dinâmica, e o efeito que tem o ponto de operação sobre os coeficientes de torque. Determina-se também a curva limite de estabilidade oscilatória com e sem saturação. Mostra-se que a saturação, restringe os pontos de operação da máquina síncrona, sob alto carregamento indutivo.

O principal objetivo do Capítulo 4 foi determinar se a saturação afetava ou não o projeto do Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP). Para isso, mostra-se que o regulador de tensão da máquina é o principal responsável por introduzir torque de amortecimento negativo no sistema, o que torna necessário utilizar sinais estabilizantes para proporcionar o amortecimento adicional e estabilizar o sistema. Descreve-se o processo de ajuste do ESP, e estuda-se o efeito da saturação no ajuste do ganho do estabilizador.

Finalmente, no Capítulo 5 apresentam-se as conclusões, comentários gerais e sugestões para futuras pesquisas na área de estabilidade, incluindo a saturação das máquinas.

CAPÍTULO 2

2. SATURAÇÃO DE MÁQUINAS SÍNCRONAS

2.1 Introdução

Representar a saturação magnética de máquinas síncronas não é simples, porém é fundamental, mesmo para realizar estudos de estabilidade de pequenas perturbações, pois ela influi diretamente nas condições iniciais de operação. Tradicionalmente este efeito não é considerado ou é considerado de forma muito simplificada, o que leva na prática ao sobredimensionamento do valor da abertura angular do rotor.

Atualmente existe um consenso de que o efeito da saturação em geradores síncronos, particularmente no eixo em quadratura, é importante para determinar corretamente o ponto de operação inicial antes de qualquer perturbação.

No entanto, dadas as dificuldades para se determinar a característica de saturação do eixo q, tem sido prática calcular o ângulo inicial do rotor do gerador, assumindo que o eixo q satura da mesma forma que o eixo d em máquinas de pólos lisos e que o eixo q não satura em máquinas de pólos salientes. Porém, ensaios específicos realizados em máquinas de pólos lisos, sem carga [1], mostram que as características de saturação nos eixos direto e em quadratura são consideravelmente diferentes. Isto é atribuído ao efeito das ranhuras do rotor, confirmando que não é correto utilizar o mesmo fator de saturação em ambos os eixos. Por outro lado, testes realizados com máquinas sob carga mostram que a reatância síncrona do eixo em quadratura é bem menor que a reatância síncrona não saturada de eixo direto, tanto para geradores de pólos salientes (hidrogeradores), quanto para geradores de pólos lisos (turbogeradores). Isto é atribuído principalmente à saturação do estator.

Assim como o erro da reatância síncrona do eixo em quadratura é o principal fator no erro de cálculo do ângulo inicial do rotor, não menos importante é a forma de representar a saturação no modelo. Na literatura, aparecem várias

formas de representação, a maioria delas baseadas em técnicas semi-empíricas que variam em simplicidade e exatidão.

Neste Capítulo, modela-se a saturação de máquinas síncronas, modificando as componentes da fmm total nos eixos d e q, mediante um fator de saturação obtido da curva de magnetização de circuito aberto (c.c.a.), e mostra-se o quanto esta afeta o cálculo inicial do ângulo do rotor. Apresenta-se também uma revisão dos métodos mais usuais de representação e são discutidas suas principais características.

2.2 Considerações gerais

Representação da máquina síncrona

Quando uma máquina síncrona está operando, em condições balanceadas e em regime permanente, podemos representar as grandezas elétricas pelo diagrama fasorial [2], mostrado na Figura 2-1. Por simplicidade não é considerada a resistência de armadura, em geral de valor desprezível em relação às reatâncias da máquina de grande porte.

Para a construção deste diagrama são necessárias as condições terminais da máquina tais como tensão terminal (V_t) e corrente de armadura (I_a). Estes valores, junto com as reatâncias da máquina permitem determinar a tensão de excitação (E_f), a tensão devido ao fluxo concatenado de campo (E'_q) e o ângulo do rotor ou ângulo de carga (δ).

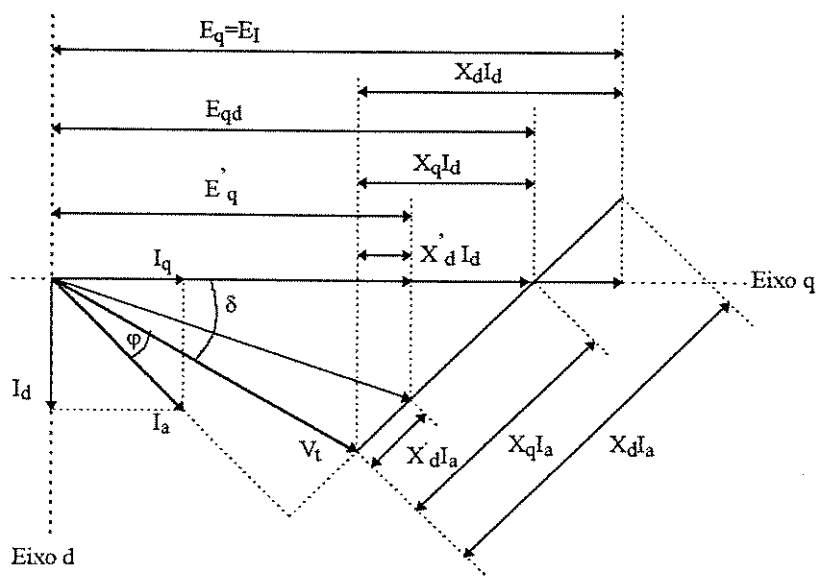


Figura 2-1 Diagrama fasorial de uma máquina síncrona.

Este diagrama pode ser utilizado tanto em máquinas de pólos salientes quanto de pólos lisos. A diferença que afeta o diagrama fasorial quando se trata de máquina de pólos lisos é que a reatância síncrona de eixo em quadratura (X_q) é próxima à reatância síncrona de eixo direto (X_d). Neste caso, a diferença existente entre X_d e X_q se deve aos dentes e ranhuras do rotor.

Saturação magnética

Na prática, os geradores podem operar na região de saturação e, portanto, deve-se considerar esta não-linearidade para obter uma melhor representação do desempenho da máquina.

A forma tradicional é considerar que o diagrama fasorial deduzido para condições não saturadas continua sendo válido, porém com parâmetros dependentes do nível de saturação. A saturação é determinada pela fem de entreferro (E_{ag}), indicada na Figura 2-2. Essa fem é gerada pelo fluxo resultante

da ação combinada da corrente de campo e da corrente de armadura. Ocorre, porém, que nem todo o fluxo concatenado com a armadura resulta dessa ação combinada das duas correntes. Parte dele consta de fluxo de dispersão de armadura, isto é, fluxo gerado pela corrente de armadura que não se concatena com o enrolamento de campo. Assume-se que esse fluxo de dispersão não é afetado pela saturação, pois uma grande parte dele se situa no ar. O anterior pode ser levado em consideração decompondo as reatâncias síncronas dos eixos d e q em duas partes, sendo só uma delas função da saturação. Assim resulta:

$$\begin{aligned} X_d &= X_{ad} + X_l \\ X_q &= X_{aq} + X_l \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.1}$$

onde X_l é a reatância de dispersão de armadura e X_{ad} e X_{aq} são as reatâncias mútuas de eixo direto e em quadratura, sujeitas à saturação.

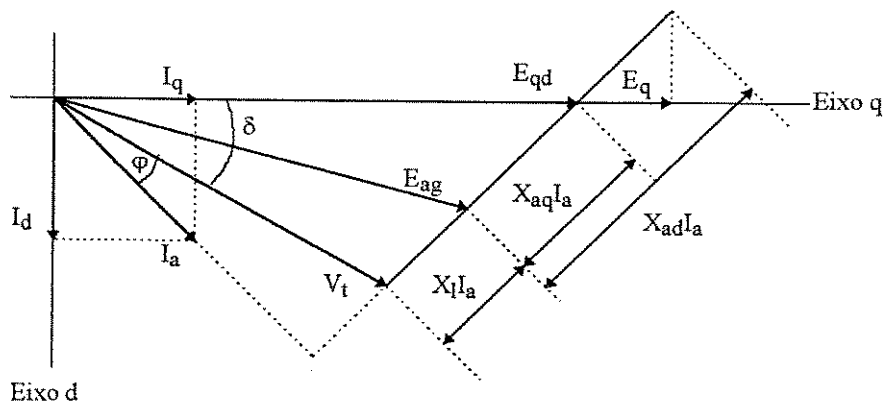


Figura 2-2 Decomposição das reatâncias síncronas

Na Figura 2-2 vemos que a fem de entreferro (E_{ag}) pode ser determinada mediante a soma fasorial da tensão terminal V_t e a queda de tensão na reatância de dispersão da armadura X_l , ou seja:

$$\vec{E}_{ag} = \vec{V}_t + jX_l \vec{I}_a \quad \text{Eq. 2.2}$$

Uma vez conhecida a fem de entreferro, é possível conhecer o grau de saturação com que está operando a máquina, observando a curva de magnetização de circuito aberto.

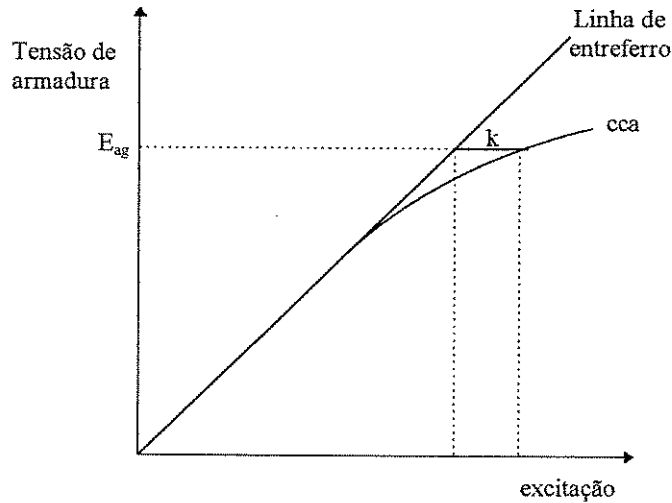


Figura 2-3 Curva de saturação de circuito aberto em pu

Uma aproximação simples para representar a saturação, é assumir que só o caminho de fluxo mútuo está sujeito à saturação, portanto seu efeito pode ser representado modificando as reatâncias mútuas X_{ad} e X_{aq} mediante fatores de saturação K_d e K_q correspondentes.

Vários dos métodos utilizados para calcular os fatores de saturação, baseiam-se na curva de circuito aberto, e são utilizados da seguinte forma:

$$\begin{aligned} X_{ad} &= K_d \cdot X_{adu} \\ X_{aq} &= K_q \cdot X_{aqu} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.3}$$

onde X_{adu} e X_{aqu} são os valores não saturados de X_{ad} e X_{aq} respectivamente.

Uma vez que a curva de saturação do eixo em quadratura geralmente não está disponível para máquinas de grande porte, é usual assumir $K_q=K_d$ para máquinas de rotor cilíndrico e $K_q=1$ para máquinas de pólos salientes.

Alguns autores [3], buscando uma representação mais exata, estimam a característica de saturação do eixo em quadratura a partir de ensaios como os de fator de potência zero, onde se excita o estator da máquina a partir do sistema e se ajusta a posição do rotor de modo que o fluxo de entreferro fique alinhado com o eixo em quadratura.

Outros autores [1], calculam o valor da reatância síncrona de eixo q a partir de dados medidos com o gerador em carga, utilizando a seguinte relação obtida do diagrama fasorial da máquina:

$$X_q = \frac{V_t \cdot \sin\delta}{I_a \cdot \cos(\delta + \varphi)} \quad \text{Eq. 2.4}$$

onde φ é o ângulo de fase entre a tensão terminal e a corrente de carga.

Em ambos os métodos, a precisão das grandezas, em particular do ângulo δ , é um fator fundamental para obter resultados confiáveis.

Outro método, um pouco mais complexo que o anterior, consiste em representar a saturação modificando as componentes da fmm resultante [4]. Obtém-se um fator de saturação a partir da curva de circuito aberto do eixo direto e se decompõe em forma proporcional às fmm's de cada eixo. Desta forma, obtém-se o valor corrigido da abertura angular. Este método será explicado em detalhe mais adiante.

Já um modelo matemático de maior precisão, (método de diferenças finitas [5, 6]), para representar a saturação em ambos os eixos, resolve toda a distribuição de campo magnético dentro da máquina para cada ponto de operação dinâmica. Porém, este método é caro e lento computacionalmente para simulações.

Efeito das saliências

Devido à saliência das máquinas de pólos lisos, mencionada anteriormente, todo turboalternador de tamanho comercial (150 MVA ou maior) apresenta diferenças entre as reatâncias de eixo direto e quadratura. Tipicamente $X_{a\text{qu}}$ está entre 85% e 95% do valor de X_{adu} em grandes turboalternadores [7]. Portanto, para uma melhor representação, estas máquinas devem ser tratadas de forma similar às máquinas de pólos salientes. As saliências do rotor produzem um deslocamento entre o eixo da componente fundamental do fluxo resultante (ϕ_T) e o eixo da força magnetomotriz total (F_T), conforme mostrado na Figura 2-4, devido à distribuição assimétrica da permeância do circuito magnético, como será explicado a seguir.

Considerando o circuito magnético para a fmm do estator, notamos que a permeância deste circuito varia com a posição do rotor, devido às variações do entreferro. Isto é mais pronunciado quando se trata de máquinas de pólos salientes.

Em geral, esta variação será periódica, com um período igual à distância entre os pólos, e se pode assumir que varia senoidalmente desde um máximo, quando $\alpha=0$, a um mínimo quando $\alpha = \pm 90^\circ$. Portanto, a permeância (P) do circuito magnético, visualizada a partir de um ponto no estator, pode ser expressa como função do ângulo entre aquele ponto e o ponto central do pólo no rotor, isto é:

$$P(\alpha) = P_0 + P_2 \cdot \cos 2\alpha \quad \text{Eq. 2.5}$$

α : distância angular entre um ponto no estator e o eixo d;

P_0 : permeância média ao longo do entreferro;

P_2 : variação máxima em relação à média.

A densidade do fluxo total resultante no entreferro se obtém da seguinte relação:

$$\phi_T = P(\alpha) \cdot F_T \quad \text{Eq. 2.6}$$

onde F_T é a fmm resultante devida ao campo e às correntes do estator. Porém, como o eixo de simetria da permeância não coincide com o eixo de

simetria dos pólos (devido às saliências), o eixo da componente fundamental do fluxo resultante ϕ_T não coincide com o eixo da fmm total. Isto é mostrado na Figura 2-4.

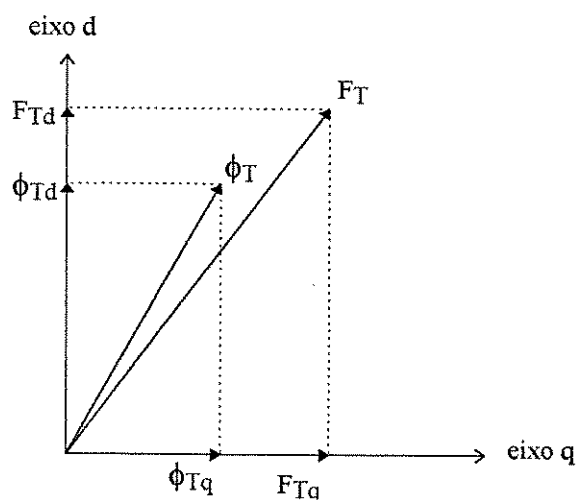


Figura 2-4 Eixos de fluxo resultante e fmm total

Devido ao fato de a saturação ser determinada pela fem de entreferro, gerada pelo fluxo resultante, e como este fluxo resultante depende da posição do rotor, então a saturação depende do ângulo de carga (δ) e vice-versa. Isso explica a dificuldade em se representar a saturação durante a operação da máquina.

2.3 Métodos de representação da saturação

A seguir apresentam-se, de forma geral, alguns dos métodos modernos de representação da saturação em máquinas síncronas, tanto para turbogeradores quanto para hidrogenadores.

Shackshaft e Henser [8] desenvolveram um modelo para representar a saturação na faixa de operação normal da máquina síncrona de grande porte.

O objetivo é obter os parâmetros saturados da máquina a partir de aproximações empíricas baseadas no estudo de dados obtidos em ensaios com turbogeradores de 500MW e 600MW, de dois pólos.

O modelo resultante é simples e consegue representar de forma precisa o desempenho da máquina testada, porém não apresenta bons resultados com uma máquina de 4 pólos.

Segundo Dandeno [9], isto se deve ao fato de que os pressupostos considerados para a dedução do modelo não são gerais, mas são particulares da máquina testada.

Uma das hipóteses utilizadas na dedução do modelo é que a diferença entre os valores saturados de X_d e X_q é constante e independe da carga. Porém Macdonald et al. [10], mostram que a diferença entre as reatâncias saturadas de eixo direto e em quadratura ($X_{ds}-X_{qs}$) varia em função do ângulo de carga, tanto para valores medidos como para valores calculados. Com isto, o modelo apresentado por Shackshaft e Hanser não pode ser aplicado a qualquer máquina e serve somente para aquelas que satisfaçam as hipóteses básicas admitidas na criação do modelo.

Harley et al. [11] realizaram um estudo comparativo de vários modelos matemáticos para representar a saturação numa máquina síncrona, e determinaram qual é o modelo que proporciona o resultado mais próximo dos dados obtidos em ensaios.

Para chegar a estes resultados os autores realizaram medições num microalternador e plotaram os fatores de saturação como função do fluxo concatenado. Compararam os resultados com os de máquinas de grande porte (37.5 MVA e 588 MVA), constatando que o grau de saturação no microalternador é comparável ao destas máquinas.

Diferentemente de máquinas grandes, a característica de saturação do eixo em quadratura do microalternador pode ser medida com bastante precisão desde que seu projeto especial permita ajustar a fmm de campo, seja no eixo d ou no eixo q.

Os modelos comparados podem ser resumidos como combinações das seguintes variáveis:

- Saturação só no eixo direto ou em ambos os eixos.

- Utilizar o fator de saturação do eixo d (K_d) em ambos os eixos ou utilizar dois fatores (K_d e K_q) quando se dispõe da c.c.a. de eixo em quadratura.
- O indicador do nível de saturação utilizado para calcular K_d e K_q pode ser:
 $\lambda_{ad} = L_{ad}(I_d + I_{fd} + I_{kd})$: fluxo concatenado mútuo do eixo d,
 $\lambda_{aq} = L_{aq}(I_q + I_{kq})$: fluxo concatenado mútuo do eixo q,
ou $\lambda_t = \sqrt{\lambda_{ad}^2 + \lambda_{aq}^2}$: fluxo concatenado total de entreferro, e que inclui o efeito dos amortecedores (I_{kd} e I_{kq}).
- Número de iterações. Calcular X_d e X_q uma vez só, no início da perturbação, ou a cada passo durante a solução.

Concluíram finalmente que, dos diferentes métodos comparados, o que apresenta melhores resultados, quanto à simplicidade e exatidão, é aquele onde se considera a saturação tanto no eixo d como no eixo q através dos fatores K_d e K_q , respectivamente.

Os fatores de saturação K_d e K_q , são obtidos a partir de ensaios no microalternador e são representados por uma expressão analítica que é função dos fluxos mútuos (λ_{md} e λ_{mq}) nos eixos d e q, respectivamente.

Outro aspecto importante a destacar é que ao invés de ignorar completamente a saturação de X_q , pela curva de magnetização do eixo q não ser disponível, é preferível assumir $K_q=K_d$, ou seja, X_q satura pelo menos no mesmo grau em que satura X_d . Outra conclusão importante destes autores é que quando se dispõe da c.c.a. do eixo q, um cálculo inicial da reatância saturada é suficiente, não sendo necessária a sua reavaliação passo a passo.

El-Serafi et al., numa série de publicações [12, 13, 14, 15], dão especial ênfase ao efeito do acoplamento magnético entre os eixos direto e em quadratura. Este efeito é similar ao efeito desmagnetizante da reação de armadura em máquinas c.c. [14], onde em uma metade do pólo o efeito da reação de

armadura é magnetizante e na outra metade o efeito é desmagnetizante. Se a máquina não estiver saturada o efeito magnetizante em uma metade do pólo será igual ao efeito desmagnetizante na outra metade, e as variações no fluxo do entreferro devido aos efeitos magnetizantes e desmagnetizantes serão iguais.

Porém, devido à saturação, a densidade do fluxo de entreferro na metade do pólo onde a reação de armadura é magnetizante é menor que no caso não saturado, portanto, as variações de fluxo devido aos efeitos magnetizantes e desmagnetizantes da reação de armadura sob saturação não são iguais. Esta diminuição faz com que o fluxo total diminua. A redução da densidade de fluxo depende das variações da corrente magnetizante dos eixos em quadratura. Uma variação na corrente magnetizante do eixo q produz uma variação no fluxo concatenado no eixo d e vice-versa; uma variação na corrente magnetizante do eixo d causa uma variação no fluxo concatenado do eixo q. O fenômeno de acoplamento magnético existe tanto em hidrogeradores quanto em turbogeradores.

El-Serafi et al., conseguiram representar separadamente o efeito no eixo em quadratura produzido pela excitação no eixo direto e vice-versa, uma vez que utilizam um microalternador com enrolamentos de campo nos dois eixos.

No método proposto por estes autores para a representação da saturação, a reatância saturada total em cada eixo é obtida a partir da ação combinada de duas parcelas de reatâncias:

- A primeira delas, corresponde à modificação do valor não saturado das reatâncias mútuas de eixo direto e em quadratura, utilizando para isso os fatores de saturação S_d e S_q que se obtêm das curvas de magnetização de eixo d e q, respectivamente. As reatâncias mútuas modificadas são dadas por:

$$\begin{aligned} X_{adm} &= S_d \cdot X_{adu} \\ X_{aqm} &= S_q \cdot X_{aqu} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.7}$$

- A segunda parcela representa o acoplamento magnético entre ambos os eixos. Através de resultados experimentais obtidos no microalternador, os autores observaram que esse acoplamento tem o efeito de diminuir os

enlaces de fluxo magnético em ambos os eixos. Observaram ainda que a variação no fluxo de um eixo devido ao efeito de magnetização cruzada é diretamente proporcional aos ampéres-espiras nesse eixo e ao grau de saturação no outro eixo. Portanto, pode-se representar este efeito em forma de reatâncias de magnetização cruzada como a seguir:

$$\begin{aligned} X_{dq} &= -\frac{\Psi_{dq}}{AT_d} \\ X_{qd} &= -\frac{\Psi_{qd}}{AT_q} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.8}$$

onde:

Ψ_{dq} (Ψ_{qd}) : variação do fluxo concatenado no eixo d (q) devido à excitação no eixo q (d)

AT_d , AT_q : componentes dos ampéres-espiras nos eixos d e q respectivamente.

Assim, os valores saturados das reatâncias mútuas X_{ads} e X_{aqs} dos eixos d e q, respectivamente, podem ser expressos da seguinte forma:

$$\begin{aligned} X_{ads} &= S_d \cdot X_{adu} - \frac{\Psi_{dq}}{AT_d} \\ X_{aqs} &= S_q \cdot X_{aqu} - \frac{\Psi_{qd}}{AT_q} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.9}$$

Finalmente, os valores saturados das reatâncias síncronas de eixo direto e em quadratura X_{ds} e X_{qs} incluem a reatância de dispersão:

$$\begin{aligned} X_{ds} &= X_1 + X_{ads} \\ X_{qs} &= X_1 + X_{aqs} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.10}$$

Os resultados com esse modelo estão de acordo com os dados obtidos nos ensaios. É preciso salientar que a máquina utilizada é um microalternador com excitação nos dois eixos e que o modelo não foi testado em máquinas convencionais de grande porte. A dificuldade na utilização deste método está principalmente na obtenção das curvas de saturação, pois a partir delas obtêm-se os parâmetros que representam o acoplamento magnético.

Minnich et al. [16], desenvolveram um algoritmo para representar a saturação de turbogeradores em regime permanente. O objetivo do algoritmo é ajustar as reatâncias a partir de cálculos de elementos finitos para a faixa de operação normal do gerador. O processo de ajuste das reatâncias se realiza através do produto de duas funções.

A primeira função é equivalente ao fator de saturação derivado das curvas de magnetização de circuito aberto e a segunda função é uma função agregada como correção do valor saturado. As funções de saturação são obtidas a partir dos dados medidos no gerador. Estas funções são únicas para cada máquina, da mesma forma que a curva de saturação de circuito aberto, o que limita a generalização do modelo.

Macdonald et al. [10], utilizaram o método de elementos finitos para simular a distribuição de fluxo e a saturação para diferentes pontos de carga, visando entender o fenômeno de variação das reatâncias. Quando a corrente circula num eixo (d ou q), é produzido fluxo nos dois eixos. Cada ponto de operação é descrito por 6 reatâncias, cada uma delas dependente da carga; 3 reatâncias próprias e 3 mútuas que representam o efeito do acoplamento entre os eixos direto e quadratura. Estas reatâncias são obtidas a partir dos gráficos de distribuição de fluxo a plena carga. Uma contribuição interessante apresentada neste trabalho são as figuras obtidas utilizando o método de elementos finitos, onde se mostra a distorção do fluxo devido à saturação assimétrica no ferro. O método em si é um método exato, porém, é caro e lento computacionalmente.

De Mello e Hannet [4] utilizaram uma forma de representação um pouco diferente das mencionadas anteriormente. O fator de saturação obtido tradicionalmente, a partir da curva de magnetização de circuito aberto, não atua modificando diretamente as reatâncias. Ele atua modificando as componentes líquidas da fem interna e a componente de eixo direto da tensão de armadura. A componente de saturação do eixo direto vai modificar (aumentar) a tensão de campo, enquanto que a componente de saturação do eixo em quadratura vai ser subtraída da tensão de armadura de eixo d, com isto o diagrama fasorial que

representa as grandezas elétricas da máquina vai mudar no sentido de diminuir a abertura angular do rotor e aumentar a excitação.

Os autores trabalham com uma máquina de pólos lisos, mas consideram o efeito das saliências. Como dito anteriormente, as saliências da máquina causam um deslocamento entre a fmm total e a componente fundamental do fluxo total resultante e por isso, a decomposição do fator de saturação é feita proporcionalmente às fmm's e não proporcionalmente às componentes do fluxo total. O modelo assim proposto é simples e mostra bons resultados em máquinas de pólos lisos de grande porte.

2.4 Método adotado neste trabalho

O método adotado para representar a saturação baseia-se no trabalho de De Mello e Hannet [4] e corresponde a uma variante de um modelo amplamente usado para representar a saturação de máquinas de pólos lisos. No modelo tradicional, a componente de saturação que se obtém a partir do fluxo total, atrás da reatância subtransitória e da curva de saturação de circuito aberto, é decomposta nos eixos direto e quadratura em proporção às componentes do fluxo total.

Devido a que, na prática, todo turboalternador de rotor cilíndrico de tamanho comercial apresenta diferenças entre as reatâncias de eixo direto e quadratura, os autores modificaram o modelo tradicional para levar em conta também esse efeito e chegaram a um modelo em que o fator de saturação se decompõe nos eixos d e q em forma proporcional às componentes líquidas de fmm's de ambos os eixos e não proporcionalmente ao fluxo total, uma vez que o eixo da fmm resultante não é o mesmo que o eixo do fluxo resultante ao considerar as saliências da máquina.

Como será mostrado a seguir, a forma de representar a saturação por esse método é considerar inicialmente, os parâmetros da máquina não saturados e incluir o efeito da saturação como uma parcela proporcional às fmm's de ambos os eixos.

A representação da saturação consiste basicamente em implementar um algoritmo para a determinação do ângulo do rotor e a tensão de excitação do

campo sob condições de saturação. O cálculo é iterativo e baseia-se nas relações obtidas a partir do diagrama fasorial da máquina onde se acrescenta um fator devido à saturação (M_{ds}) na tensão interna E_i , e se subtrai um outro fator (M_{qs}) da componente de eixo direto da tensão terminal. O fator M_{ds} é diretamente proporcional à fmm do eixo direto, porém M_{qs} além de ser proporcional à fmm do eixo q leva em conta o efeito das saliências. Isto é:

$$M_{ds} = s \cdot \frac{F_d}{\sqrt{F_d^2 + F_q^2}} \quad \text{Eq. 2.11}$$

$$M_{qs} = \sqrt{s^2 - M_{ds}^2} \cdot \frac{X_{ad}}{X_{aq}}$$

onde,

$s = \Delta(X_{ad} I_{fd})$: é a variação da excitação devido à saturação obtida da curva de saturação de circuito aberto de eixo direto, correspondente à tensão de entreferro (ver Apêndice 1);

$F_d = \frac{E_i}{X_{ad}} - I_d$: é a componente de eixo d da fmm total (pu);

$F_q = I_q$: é a componente de eixo q da fmm total (pu);

Os parâmetros X_d , X_q e X (reatância interna) utilizados nesse modelo, foram obtidos por um processo de ajuste através da minimização simultânea de erros quadráticos dos valores calculados e medidos da tensão de excitação em p.u., e do ângulo de rotor. Esse processo de ajuste dos parâmetros da máquina foi necessário porque não se dispunha dos valores confiáveis.

Para testar a validade do modelo, utilizou-se um conjunto de dados obtidos de ensaios em regime permanente do gerador Lambton da Ontário Hydro [4] de pólos lisos e 555 MVA. Estes dados consistem em tensão terminal, potência ativa, potência reativa, corrente de estator, tensão de excitação e ângulo do rotor para várias condições de operação.

2.4.1 Algoritmo de simulação

A Figura 2-5, mostra o diagrama de blocos correspondente ao algoritmo para incluir a saturação em função do ponto de operação da máquina síncrona.

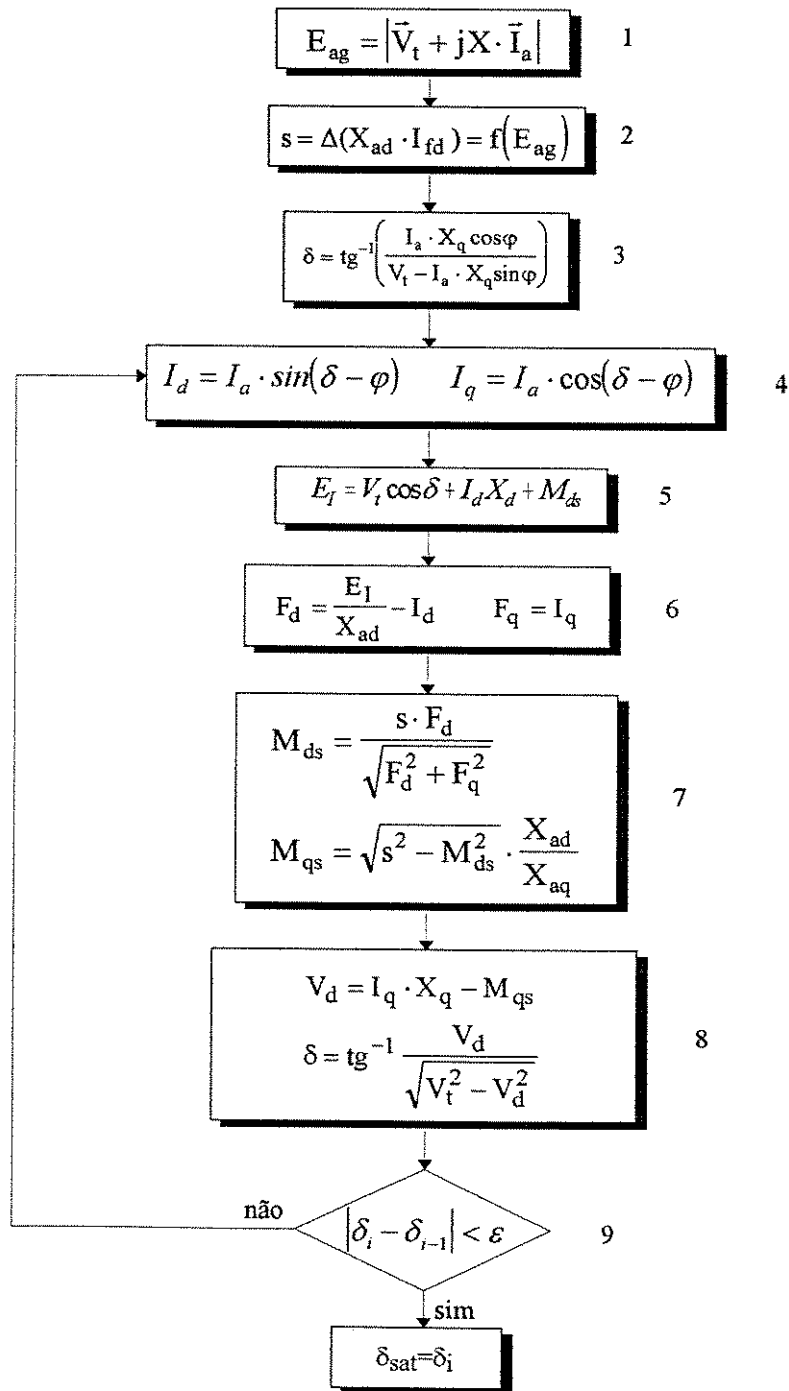


Figura 2-5 Algoritmo para calcular o ângulo do rotor sob saturação

O objetivo deste algoritmo é determinar a abertura angular da máquina, o ângulo interno δ , e a excitação de campo (E_f) em diferentes pontos de operação. Os dados necessários são (Apêndice 1):

- Parâmetros não saturados da máquina X_d , X_q e X ;
- Característica de saturação de eixo direto em circuito aberto;
- Pontos de operação P, Q e tensão terminal V_t

Os passos indicados pelos números ao lado de cada bloco da Figura são os seguintes:

1. Calcula-se a tensão de entreferro a partir das condições terminais;
 2. Com o valor dessa tensão, determina-se o fator de saturação s na característica de magnetização de circuito aberto;
 3. Obtém-se a primeira estimativa do ângulo de rotor, a partir do diagrama fasorial da máquina, onde $\varphi = \text{tg}^{-1}\left(\frac{-Q}{P}\right)$ é o ângulo do fator de potência.
 4. Calculam-se as componentes da corrente nos eixos direto e em quadratura;
 5. Calcula-se a tensão de excitação E_f , considerando inicialmente a componente devido à saturação de eixo d (M_{ds}) igual a zero;
 6. Obtém-se as fmm's relativas ao eixo d (F_d) e ao eixo q (F_q);
 7. A partir dessas fmm's e do fator de saturação, determinam-se as correções das tensões sobre os eixos d (M_{ds}) e q (M_{qs});
 8. Calcula-se a tensão de eixo direto V_d incluindo o termo devido à saturação M_{qs} , e atualiza-se o ângulo de rotor, a partir dessa correção;
 9. Testa-se se a diferença entre o novo valor do ângulo e o valor anterior é menor que um determinado erro ϵ ;
- Repete-se o processo, passos 4 a 9, até se obter a convergência.

Pode-se salientar que nesse processo o efeito da saturação é levado em conta implicitamente ao se ajustar o ângulo δ , utilizando os parâmetros não saturados da máquina. Uma vez conhecido o valor saturado de δ , calculam-se os valores saturados de V_d , V_q , I_d e I_q que permitem, por sua vez, determinar as reatâncias saturadas X_{ds} e X_{qs} , a partir das seguintes relações obtidas do diagrama fasorial;

$$\begin{aligned} X_{qs} &= \frac{V_{ds}}{I_{qs}} \\ X_{ds} &= \frac{V_{qs} + X_l \cdot I_{fd}}{I_{fd} - I_{ds}} \end{aligned} \quad \text{Eq. 2.12}$$

Finalmente, no item seguinte são apresentados resultados obtidos para uma máquina de grande porte, onde se mostra o efeito da saturação na abertura angular do rotor e nas reatâncias síncronas de eixo direto e quadratura, para diversos pontos de operação.

2.5 Resultados obtidos

Na Tabela 2-1 são mostrados os valores calculados do ângulo do rotor usando o algoritmo anterior onde o sub-índice 's' do δ , significa valor saturado e o sub-índice 'u', significa valor não saturado. Os pontos de operação P_g , Q_g e V_t são valores obtidos de [4]. Os parâmetros da máquina são apresentados no Apêndice 1.

Para os diferentes pontos de operação da Tabela 2-1, observa-se que tanto o ângulo do rotor quanto os valores das reatâncias da máquina sob saturação, são menores que os valores não saturados. Os valores não saturados das reatâncias são $X_{du}=2.08$ pu e $X_{qu}=1.55$ pu.

Utilizando-se os mesmos pontos de operação desta tabela, são plotadas a seguir, as variações de X_{ds} e X_{qs} em função da excitação de campo da máquina. Os pontos de operação da Tabela 2-1 podem ser agrupados em quatro curvas de $P_g=\text{cte}$, onde se varia Q_g desde valores positivos (carga indutiva) até valores negativos (carga capacitiva).

Tabela 2-1

P_g [pu]	Q_g [pu]	V_t [pu]	δ_m [graus]	δ_v [graus]	δ_s [graus]	X_{ds} [pu]	X_{qs} [pu]
0.212	0.284	1.04	11.1	12.18472	10.9233	1.77705	1.32794
0.208	0.369	1.04	9.8	11.0328	9.87252	1.75292	1.30917
0.208	0.388	1.04	9.7	10.84436	9.70183	1.74756	1.30531
0.208	0.325	1.041	10.3	11.48037	10.28358	1.7651	1.31928
0.208	0.234	1.037	11.5	12.63618	11.34612	1.79238	1.33986
0.207	0.287	1.042	10.7	11.83902	10.60724	1.77552	1.32682
0.208	0.194	1.03	12.2	13.32118	11.98536	1.80642	1.3501
0.209	0.1	1.015	14.2	15.28692	13.82494	1.83975	1.37492
0.209	0	0.999	17.2	17.98337	16.36321	1.87641	1.40206
0.209	-0.037	0.994	18.4	19.19181	17.50346	1.88986	1.41204
0.21	-0.127	0.98	22.7	23.08847	21.20537	1.92391	1.43716
0.21	-0.168	0.972	25.1	25.43624	23.46057	1.94051	1.44933
0.21	-0.217	0.973	27.7	28.0699	25.95172	1.95486	1.45991
0.378	0.356	1.035	17.9	19.84921	17.88862	1.75738	1.31422
0.377	0.309	1.036	18.7	20.62907	18.60684	1.77065	1.32376
0.383	0.236	1.035	20.5	22.44603	20.30033	1.79223	1.34009
0.385	0.191	1.027	21.9	23.83498	21.62282	1.80827	1.35175
0.379	0.098	1.014	24.6	26.46405	24.15153	1.8411	1.37602
0.38	-0.001	0.995	28.9	30.78934	28.35048	1.87916	1.40379
0.379	-0.088	0.981	33.6	35.42166	32.90122	1.9124	1.42822
0.379	-0.168	0.966	39.3	41.12744	38.58912	1.94408	1.45137
0.38	-0.241	0.965	44.1	46.56482	44.00051	1.96635	1.46766
0.547	0.474	1.041	22.3	24.99806	22.56342	1.7191	1.28634
0.551	0.339	1.043	25.1	27.8959	25.28593	1.75738	1.3148
0.557	0.24	1.033	28.2	30.96073	28.22758	1.78918	1.33787
0.551	0.147	1.019	31.3	33.99938	31.20475	1.82172	1.36154
0.55	0.005	0.997	37.8	40.39789	37.5591	1.87324	1.39953
0.552	-0.149	0.967	47.4	50.54641	47.86483	1.93185	1.44218
0.554	-0.211	0.968	50.5	54.61208	51.98806	1.94929	1.45497
0.912	0.462	1.04	34.3	38.17932	34.89933	1.70818	1.27946
0.912	0.361	1.042	36.6	40.66809	37.32083	1.73641	1.2999
0.918	0.26	1.029	40.2	44.22661	40.88199	1.76772	1.32282
0.919	0.158	1.022	43.7	47.84923	44.50687	1.79828	1.34433
0.918	0.021	1.005	49.5	53.76934	50.58099	1.84218	1.37687
0.917	-0.108	0.987	56.2	60.42043	57.48676	1.88317	1.40676

Na Figura 2-6 plotam-se as reatâncias síncronas saturadas de eixo direto e quadratura em função da corrente de campo I_{fd} . Observa-se que para cada curva de $P_g = \text{cte}$ ao aumentar-se a excitação, o valor das reatâncias X_{ds} e X_{qs} diminui em até 16%. As variações são mais acentuadas em alto carregamento.

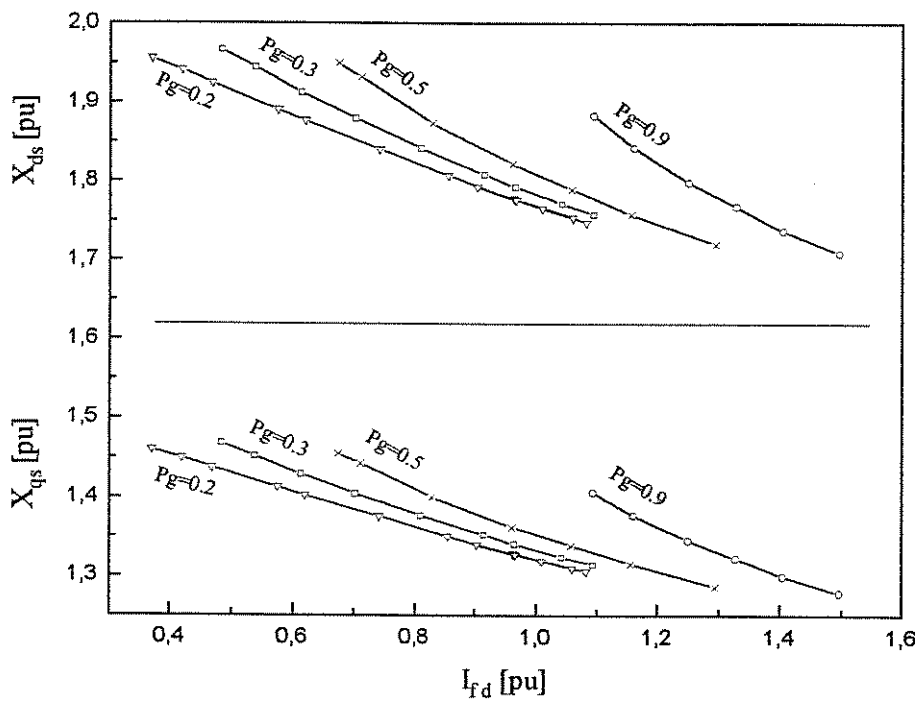


Figura 2-6 X_{ds} e X_{qs} versus excitação

CAPÍTULO 3

3. ESTABILIDADE OSCILATÓRIA DA MÁQUINA SÍNCRONA

3.1 Introdução

As oscilações de baixa frequência, ou modos eletromecânicos, que se produzem na faixa de frequência de 0.8 a 2.0 Hz, são fracamente amortecidas e são decorrentes das interações dinâmicas que ocorrem entre os geradores do sistema quando este é submetido a pequenas perturbações. Estas oscilações podem ser sustentadas por minutos e até crescer, causando a separação de partes do sistema.

Embora o problema de estabilidade a pequenas perturbações ou estabilidade oscilatória, tenha sido bastante estudado na literatura [17, 18, 22], sua representação pode ser melhorada ao se incluir efeitos importantes tal como a condição de saturação na qual operam os geradores, efeito que é usualmente desprezado neste tipo de estudos.

A máquina síncrona pode ter suficiente amortecimento para o modo próprio de oscilação, mas não suficiente para a operação em conjunto com um grande sistema de energia elétrica, devido a outros modos, com frequência menor. Assim, o estudo adequado da estabilidade deve ser feito utilizando-se um modelo que represente a máquina ligada a um sistema. A análise pode ser feita através das componentes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico, obtidas do modelo linearizado de uma máquina síncrona conectada a um barramento infinito. O modelo utilizado nesta Tese relaciona as variáveis de torque elétrico, velocidade, ângulo, tensão terminal, tensão de excitação e fluxos concatenados. Estas relações aplicam-se à representação da máquina nos eixos d e q, com um circuito de campo no eixo direto e sem considerar os enrolamentos amortecedores.

O fenômeno básico em questão é a estabilidade do laço torque-ângulo, ou seja, o comportamento do ângulo do rotor quando acontece uma pequena perturbação, tal como variação de torque mecânico ou elétrico.

Neste Capítulo são apresentados o modelo que representa a máquina síncrona ligada a um barramento infinito, o programa de simulação dinâmica, e o efeito de diferentes pontos de operação sobre os coeficientes de torque. Determina-se também a curva limite de estabilidade oscilatória com e sem saturação, e se verifica como estas curvas restringem os pontos de operação normais da máquina síncrona.

3.2 Modelo de Sensibilidade de Potência

O Modelo de Sensibilidade de Potência (MSP) [19 , 20], é um modelo linearizado, usado neste trabalho para representar um gerador síncrono conectado a um barramento infinito através de uma impedância externa, Figura 3-1.

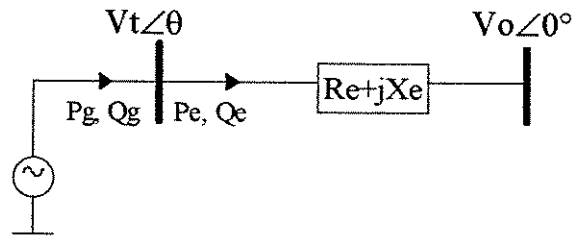


Figura 3-1 Máquina síncrona conectada a um barramento infinito

A dedução do modelo baseia-se no balanço de potência no barramento terminal do gerador, que deve ser satisfeito em qualquer instante. Isto pode ser expresso pelas seguintes equações:

$$\begin{aligned} P_g - P_e &= 0 \\ Q_g - Q_e &= 0 \end{aligned} \quad \text{Eq. 3.1}$$

onde P_g e Q_g são as potências ativa e reativa injetadas pelo gerador em sua barra terminal, enquanto P_e e Q_e são as potências ativa e reativa

transferidas ao barramento infinito. Para se considerar as condições dinâmicas deste balanço, são utilizadas as seguintes expressões para P_g e Q_g :

$$P_g = \frac{E'_q V_t}{X'_d} \text{sen}(\delta - \theta) + \frac{V_t^2}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d} \right) \text{sen} 2(\delta - \theta)$$

$$Q_g = \frac{E'_q V_t}{X'_d} \text{cos}(\delta - \theta) - \frac{V_t^2}{X'_d} - \frac{V_t^2}{2} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d} \right) (1 - \text{cos} 2(\delta - \theta))$$

Eq. 3.2

Com o intuito de simplificar a dedução do MSP, são desprezadas as perdas externas ($R_e=0$). Nessas condições as potências P_e e Q_e são expressas por:

$$P_e = \frac{V_t V_0}{X_e} \text{sen}(\theta)$$

$$Q_e = \frac{V_t^2}{X_e} - \frac{V_t V_0}{X_e} \text{cos}(\theta)$$

Eq. 3.3

Para pequenas excursões em torno de um ponto de equilíbrio, definido como estado básico, os pares de equações (Eq. 3.2 e Eq. 3.3) podem ser expandidas em séries de Taylor, retendo-se somente os termos de derivadas parciais de primeira ordem. Assim, o par de equações do balanço de potência (Eq. 3.1) pode ser expresso pelo seguinte par de equações incrementais:

$$A1_g \Delta(\delta - \theta) + A2_g \Delta E'_q + A3_g \Delta V_t - A1_e \Delta \theta - A2_e \Delta V_t = 0$$

$$R1_g \Delta(\delta - \theta) + R2_g \Delta E'_q + R3_g \Delta V_t - R1_e \Delta \theta - R2_e \Delta V_t = 0$$

Eq. 3.4

onde os coeficientes (A_g , A_e) e (R_g , R_e), dados no Apêndice 2 representam, respectivamente, as sensibilidades locais das funções de potência ativa e reativa (Eq. 3.2 e Eq. 3.3), em relação às variáveis de estado correspondentes.

As equações incrementais (Eq. 3.4) representam o balanço instantâneo de potência que deve ser satisfeito em qualquer instante durante um processo dinâmico.

Na forma polar, os pares de variáveis $(\Delta E'_q, \Delta\delta)$ e $(\Delta V_t, \Delta\theta)$ apresentam uma propriedade de ortogonalidade incremental, como se mostra na Figura 3-2.

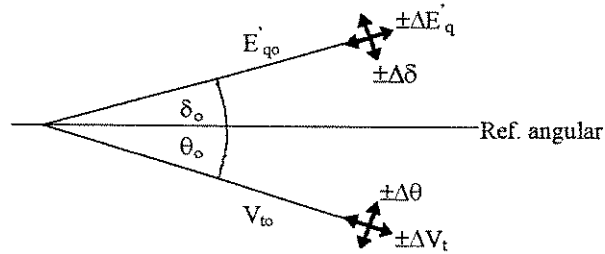


Figura 3-2 Incrementos ortogonais de tensão e ângulo.

Essa ortogonalidade será levada em conta para decompor as equações de balanço de potência (Eq. 3.4), de modo a se obter uma solução desacoplada para as variáveis de tensão e ângulo. Esta decomposição é obtida, isolando-se à direita nas equações de potência ativa e reativa (Eq. 3.4), os termos $\Delta\theta$ e ΔV_t , respectivamente. Desta forma, obtém-se:

$$A1_g \Delta\delta + A2 \Delta E'_q + (A3_g - A2_e) \Delta V_t = (A1_g + A1_e) \Delta\theta \quad \text{Eq. 3.5}$$

$$R1_g (\Delta\delta - \Delta\theta) + R2_g \Delta E'_q - R1_e \Delta\theta = (R2_e - R3_g) \Delta V_t \quad \text{Eq. 3.6}$$

Os membros à esquerda das equações (Eq. 3.5 e Eq. 3.6) representam respectivamente, as variações de potência ativa e reativa, e serão expressos por:

$$\begin{aligned} \Delta P &= A1_g \Delta\delta + A2_g \Delta E'_q + (A3_g - A2_e) \Delta V_t \\ \Delta \left(\frac{Q}{V_t} \right) &= R1_g (\Delta\delta - \Delta\theta) + R2_g \Delta E'_q - R1_e \Delta\theta \end{aligned} \quad \text{Eq. 3.7}$$

Para se resolver as equações (Eq. 3.5 e Eq. 3.6), ou seja, para satisfazer o balanço nodal dinâmico de potência é necessário agregar as

equações diferenciais que estão implícitas nas variáveis $\Delta\delta$ e $\Delta E'_q$. Estas equações adicionais, representadas no domínio da frequência, são:

- a equação de oscilação do rotor "swing",

$$\Delta\delta = \frac{\omega_0}{s(Ms + D)} (\Delta P_m - \Delta P_g) \quad \text{Eq. 3.8}$$

onde ΔP_m representa as variações de potência mecânica;

- e a equação de balanço do fluxo de campo,

$$\Delta E'_q = \frac{\frac{X'_d}{X_d}}{1 + sT'_{do} \frac{X'_d}{X_d}} [\Delta E_{fd} + K_V \Delta V_t - K_A \Delta(\delta - \theta)] \quad \text{Eq. 3.9}$$

A solução no tempo das equações (Eq. 3.8 e Eq. 3.9) exigem um esquema de integração passo a passo com as seguintes entradas:

$$\Delta P_g = A1_g \Delta(\delta - \theta) + A2_g \Delta E'_q + A3_g \Delta V_t \quad \text{Eq. 3.10}$$

$$\Delta E_{fd} = \frac{K_e}{1 + sT_e} (\Delta V_{ref} - \Delta V_t) \quad \text{Eq. 3.11}$$

onde ΔV_{ref} representa as variações da tensão de referência do sistema de excitação, e ΔP_g , descrito pela equação (Eq. 3.10), representa a potência elétrica solicitada pela rede ao gerador.

As equações (Eq. 3.5, Eq. 3.6, Eq. 3.8, Eq. 3.9, Eq. 3.10 e Eq. 3.11) representam integralmente o modelo de sensibilidade de potência para uma máquina conectada a um barramento infinito, que pode ser representado na forma de diagrama de blocos mostrada na Figura 3-3.

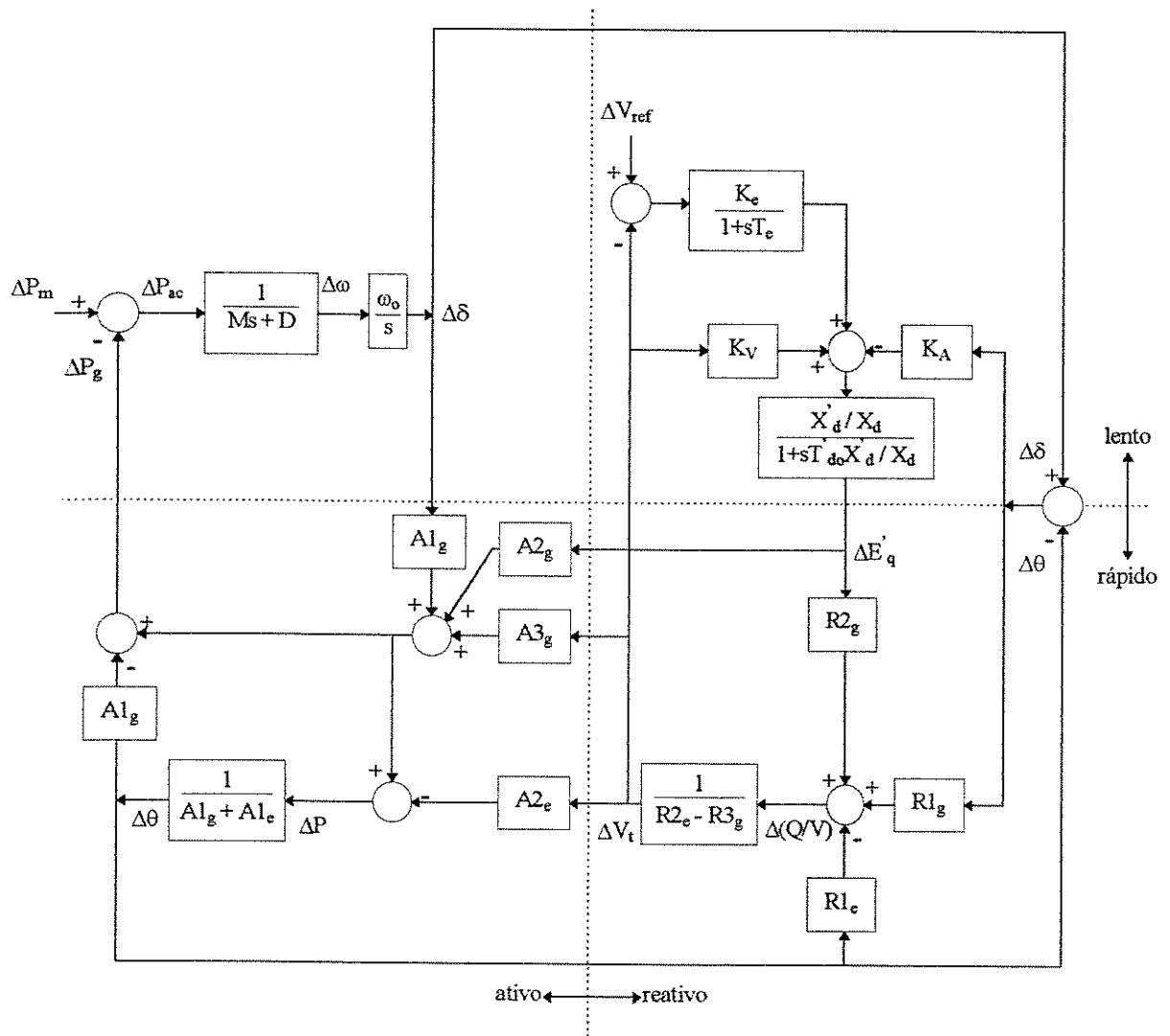


Figura 3-3 Diagrama de blocos do MSP

O esquema geral de simulação dinâmica do MSP consiste em se realizar, a cada passo no tempo, um ciclo completo de solução. Um passo no tempo ou ciclo de solução é completado, quando cada subsistema ilustrado na Figura 3-3 tiver sido resolvido uma única vez.

Cada ciclo de solução reflete exatamente as condições do balanço instantâneo de potência (Eq. 3.4) em relação às condições iniciais, ou seja, pré-perturbação. Assim, após n passos no tempo ($n\Delta t$), as saídas dos principais blocos do MSP podem ser interpretadas como:

$\Delta\delta(n\Delta t)$, $\Delta\theta(n\Delta t)$: representam os deslocamentos angulares das tensões interna e terminal do gerador, a partir da sua posição angular original, ou seja, da sua posição angular na velocidade síncrona.

$\Delta E'_q(n\Delta t)$, $\Delta V_t(n\Delta t)$: representam os desvios de magnitude das tensões interna e terminal, a partir de seus valores iniciais.

Assim, a evolução temporal da variação angular $\Delta\delta$ reflete o modo de oscilação do gerador em relação à posição inicial. De forma similar, as variações de magnitude das tensões interna e terminal reproduzem a modulação em amplitude decorrente da perturbação inicial.

3.3 Programa de análise e simulação dinâmica

O programa de simulação dinâmica para estudar o comportamento dos coeficientes sincronizante e de amortecimento foi desenvolvido em ambiente MATLAB 4.0 [21]. O MSP foi implementado no SIMULINK em forma de diagrama de blocos e incluído como rotina no programa principal.

Cabe salientar que para a implementação do MSP no SIMULINK foi necessário agregar um bloco de primeira ordem com constante de tempo muito rápida em relação ao resto do sistema devido ao fato de o diagrama de blocos do MSP resulta em um sistema misto, ou seja, a metade superior dele corresponde a equações diferenciais (dinâmica lenta), enquanto a metade inferior do diagrama corresponde a equações algébricas (dinâmica rápida).

O método de integração utilizado no SIMULINK para a resolução do MSP foi o método preditor-corretor (Linsim). Este método é especialmente indicado para sistemas que possuam ao mesmo tempo, dinâmicas lentas e rápidas (sistemas mistos).

O programa, além de resolver o MSP, inclui uma rotina para o cálculo da saturação para cada ponto de operação. Embora o principal objetivo deste Capítulo seja analisar a estabilidade oscilatória da máquina síncrona através das componentes de torque, o programa permite obter qualquer variável do MSP e

também permite fazer uma análise paramétrica, proporcionando saídas numéricas e gráficas.

Na Figura 3-4 é apresentado o diagrama de blocos do programa. A seqüência de solução é resolvida para cada ponto de operação e toda a informação é armazenada em forma vetorizada. Isto permite relacionar para cada ponto de operação, todas as variáveis correspondentes, com e sem saturação.

Os dados de entrada requeridos para o análise deste Capítulo são, tensão terminal nominal da máquina, que é mantida constante, e a potência aparente S constante, com Q variando desde $-S$ até S , em pequenos incrementos, de tal forma a se obter uma varredura completa do fator de potência, para cada valor de S considerado. Mudando o valor de S pode-se variar o carregamento da máquina, cobrindo todos os pontos de operação do gerador, o que é necessário para determinar os limites de estabilidade em função dos coeficientes sincronizante e de amortecimento resultantes.

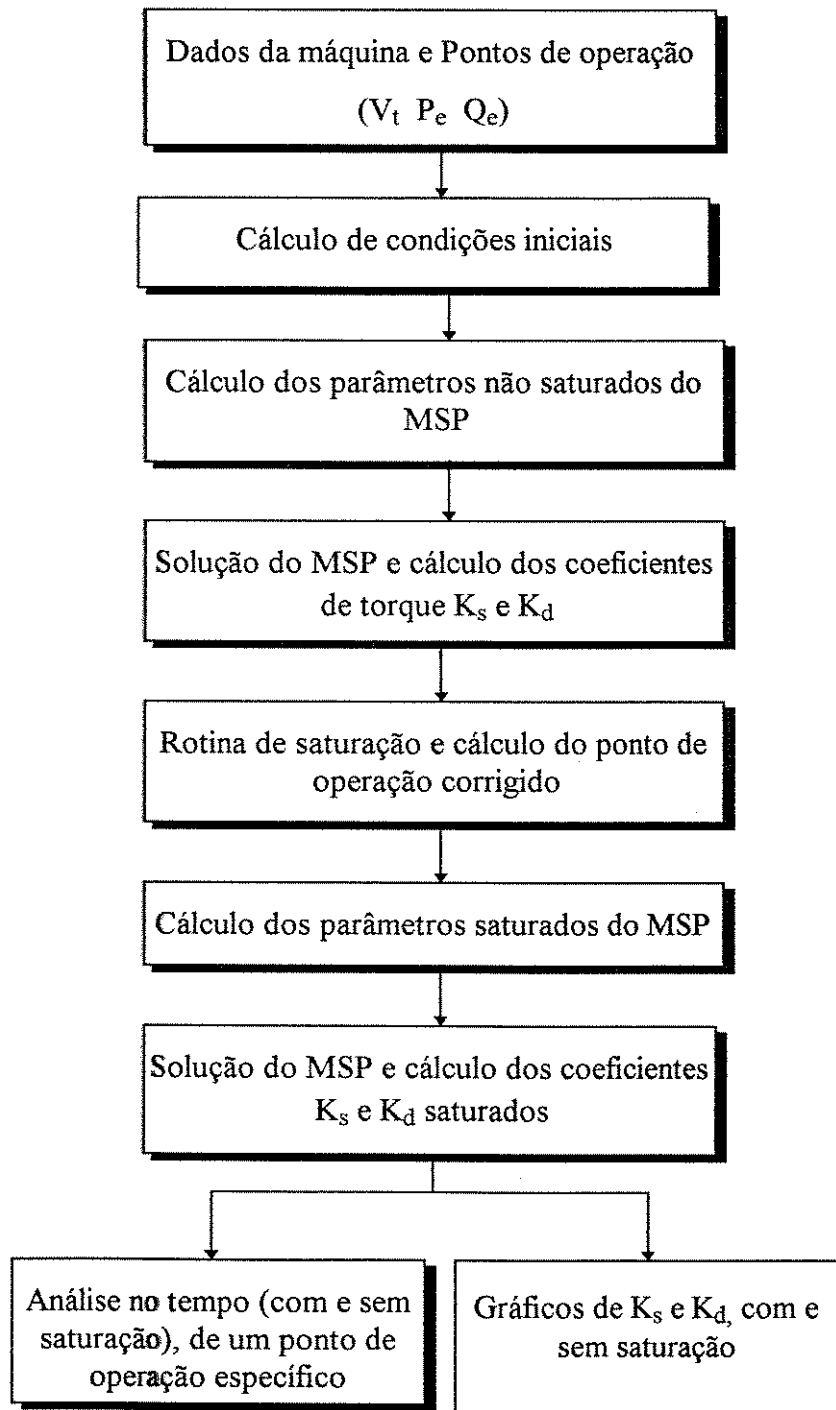


Figura 3-4 Diagrama de blocos do programa de simulação

3.4 Torques sincronizante e de amortecimento

Como dito anteriormente, o estudo da estabilidade oscilatória pode ser feito através da análise das componentes de torque sincronizante e de amortecimento.

A equação linearizada do torque pode ser escrita como a equação de balanço dinâmico seguinte:

$$M\dot{\Delta\omega} = \Delta T_m - \Delta T_e \quad \text{Eq. 3.12}$$

onde $M\dot{\Delta\omega}$ representa o torque acelerante, ΔT_m a variação do torque mecânico de entrada, e ΔT_e a variação do torque elétrico de saída, em valores pu.

Na representação fasorial, válida para oscilações periódicas, a variação do torque elétrico pode ser decomposta em duas componentes (ver Apêndice 3), denominadas torque sincronizante e torque de amortecimento [22] resultando:

$$\Delta T_e = K_s \Delta\delta + K_d \Delta\omega \quad \text{Eq. 3.13}$$

A componente sincronizante $K_s \Delta\delta$ é proporcional à variação angular e oscila em fase com ela, enquanto que a componente de amortecimento $K_d \Delta\omega$ é proporcional e varia em fase com a variação da velocidade.

Uma vez que existe quadratura de fase entre $\Delta\delta$ e $\Delta\omega$, mostrada na Figura 3-5, as componentes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico podem ser consideradas variáveis independentes.

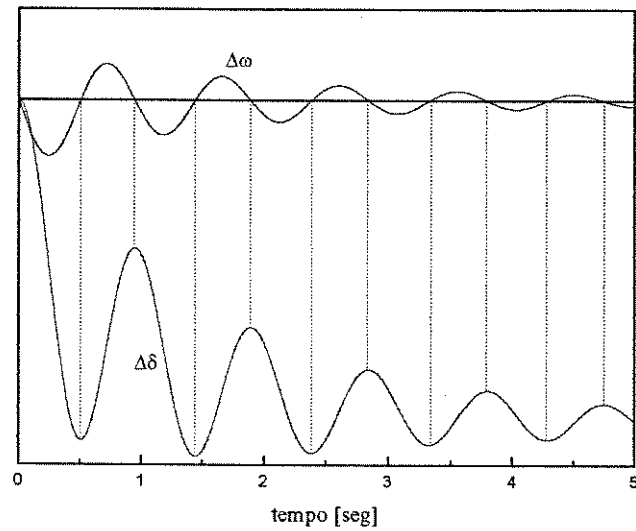
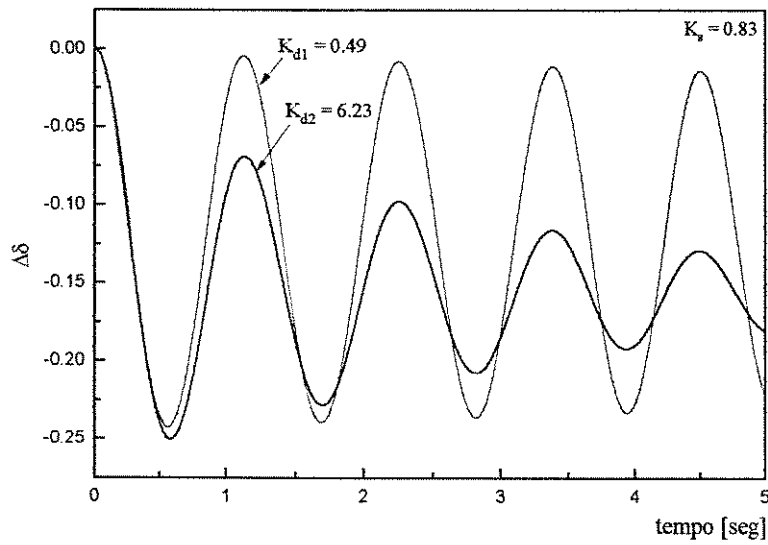
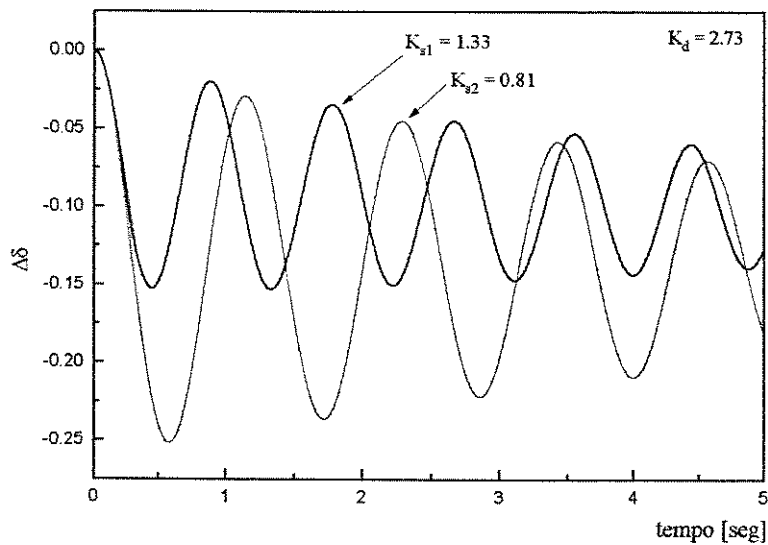


Figura 3-5 Quadratura entre $\Delta\omega$ e $\Delta\delta$.

O torque sincronizante é responsável pela restauração do ângulo do rotor da máquina, enquanto que o torque de amortecimento indica o grau de amortecimento das oscilações devido a uma perturbação. Para ilustrar estes efeitos, na Figura 3-6, são apresentadas curvas de variação angular produzidas por uma pequena perturbação do torque mecânico, $\Delta T_m = -10\%$, para casos com $K_s = \text{cte}$ ou $K_d = \text{cte}$.



(a) $K_s = \text{cte}$



(b) $K_d = \text{cte}$

Figura 3-6 Efeito dos coeficientes do torque.

Na Figura 3-6 (a) para dois pontos de operação diferentes e mesmo valor do coeficiente sincronizante ($K_s=0.83$), têm-se dois valores diferentes do coeficiente de amortecimento. Uma vez que a frequência da oscilação depende do coeficiente sincronizante, é esperado que as curvas em (a) apresentem o mesmo período de oscilação, enquanto que o valor de K_d determina o amortecimento resultante.

De forma similar, na Figura 3-6 (b), para dois pontos de operação diferentes e mesmo coeficiente de amortecimento ($K_d=2.73$), têm-se valores diferentes para K_s . Na curva em que K_s é maior, o valor médio e o período das oscilações da abertura angular são menores. Portanto K_s é uma medida da rigidez do acoplamento eletromecânico entre o rotor e a referência síncrona.

Assim, em um caso extremo, pode ocorrer instabilidade por falta de torque sincronizante (coeficiente sincronizante baixo ou negativo) ou por falta de torque de amortecimento (oscilações crescentes), como mostrado na Figura 3-7 (a) e (b) respectivamente.

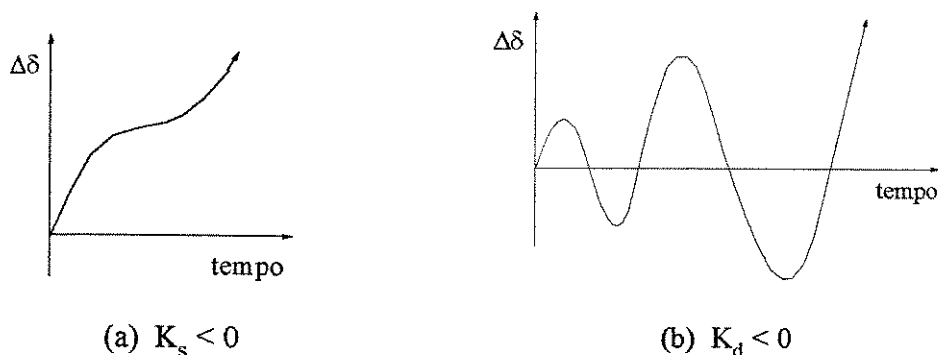


Figura 3-7 Formas de instabilidade angular do sistema de potência elétrico

No primeiro caso, ocorre a chamada instabilidade de regime permanente que é caracterizada pelo crescimento contínuo do ângulo de carga do gerador, e no segundo caso, ocorre a instabilidade oscilatória, caracterizada por oscilações de amplitude crescente do ângulo de carga.

Desta forma, o limite de estabilidade de regime permanente é caracterizado pela anulação da componente de torque sincronizante e o limite de estabilidade oscilatória é caracterizado pela anulação da componente de amortecimento.

3.4.1 Condições de operação

O ponto de operação determina tanto a saturação como as componentes de torque sincronizante e de amortecimento. O programa descrito anteriormente Figura 3-4 permite obter valores numéricos dos coeficientes K_s e K_d e assim, pode-se constatar se o ponto de operação é instável, crítico ou estável, tanto no caso sem saturação como no caso com saturação.

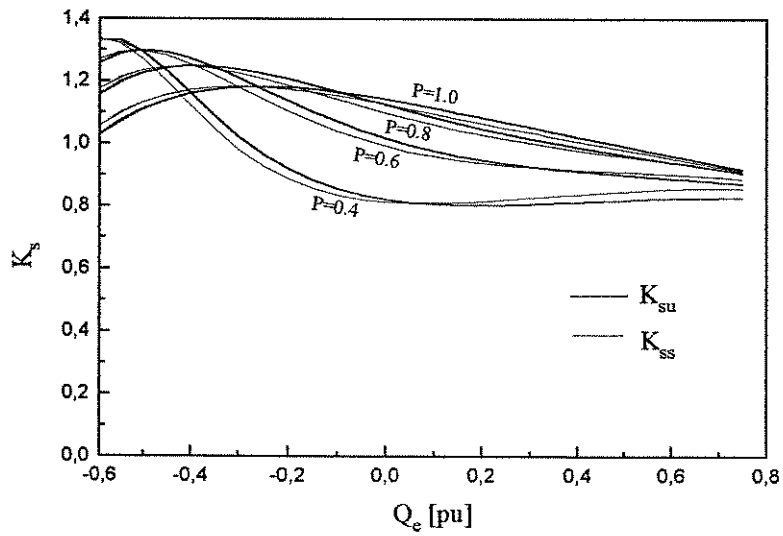
As Figura 3-8 (a) e (b), mostram as variações dos coeficientes sincronizantes e de amortecimento ao variar o ponto de operação numa ampla faixa de condições de carregamento da máquina. Nessas figuras, as curvas grossas correspondem aos coeficientes sem saturação (K_{su} e K_{du}), enquanto que as curvas finas correspondem aos coeficientes com saturação (K_{ss} e K_{ds}).

Aparentemente, as variações do coeficiente sincronizante não são significativas, mas é importante notar que seu valor é sempre positivo. No entanto, o coeficiente de amortecimento apresenta variações significativas, chegando a tornar-se negativo.

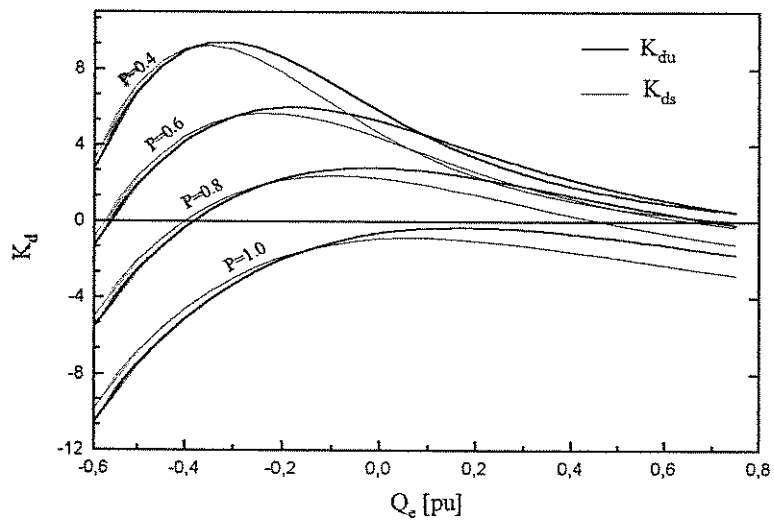
À medida que o fator de potência aumenta capacitivamente, K_d inicialmente cresce mas logo diminui até valores negativos. Em geral, para maior demanda de potência ativa, o sistema apresenta menor amortecimento positivo.

O efeito da saturação sobre estes coeficientes é apresentado nas curvas mais finas, e depende também do ponto de operação. Na Figura 3-8 (b), observa-se que a saturação tem um efeito negativo sobre o coeficiente de amortecimento, piorando-o consideravelmente nos casos de alto carregamento indutivo.

O anterior sugere que obtendo-se valores numéricos para K_d é possível determinar-se a região de operação estável para a máquina síncrona. Por outro lado, também se depreende do anterior que essa região estável vai mudar se a máquina é considerada sob saturação.



(a) Coef. torque sincronizante



(b) Coef. torque de amortecimento

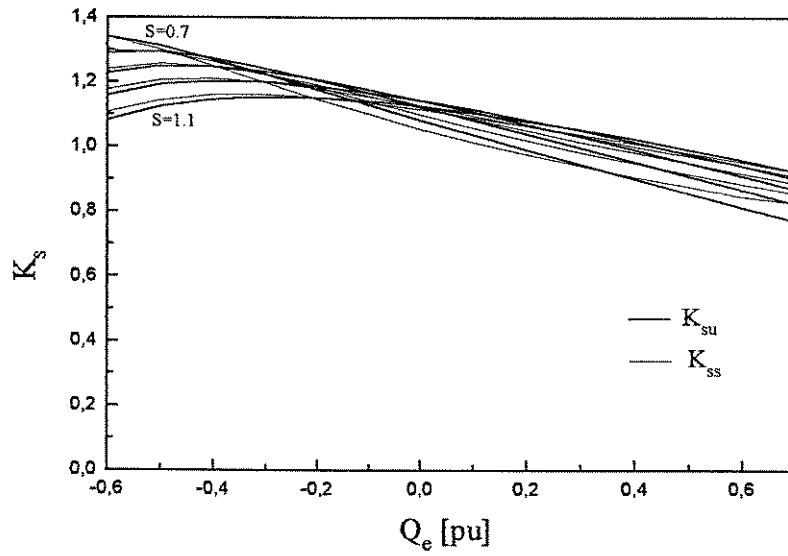
Figura 3-8 Curvas de K_s e K_d para $P=cte$

3.4.2 Limite de estabilidade sem e com saturação

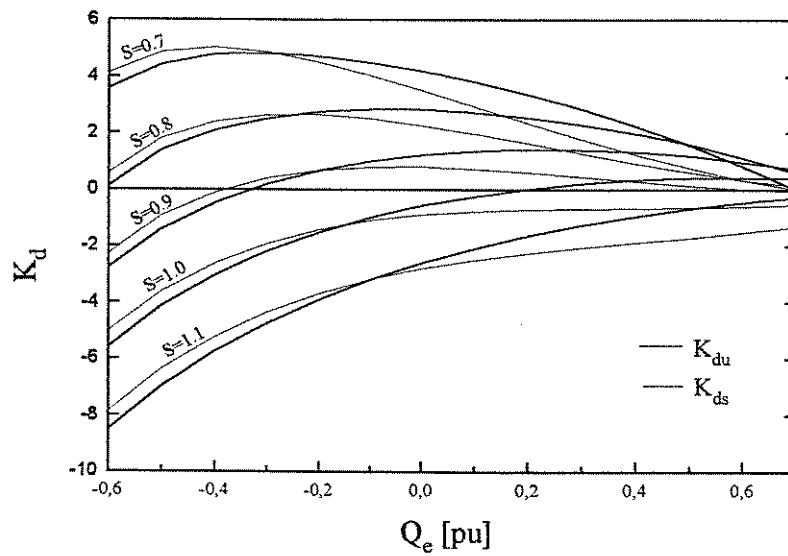
A condição necessária e suficiente para que o sistema seja estável é que ambas as componentes do torque sejam positivas [22]. Uma vez que K_s normalmente é positivo, Figura 3-9 (a), e que a saturação não a afeta

significativamente, pode-se obter o limite de estabilidade oscilatória, determinando a região onde K_d se torna zero.

Na Figura 3-9 (b) são mostradas as variações de K_d mantendo-se a potência aparente S constante. Para cada curva de S constante, podemos determinar o carregamento limite da máquina para o qual o coeficiente de torque de amortecimento torna-se negativo, em ambos os casos, com e sem saturação. Esse ponto de operação crítico ($K_d=0$), corresponde ao limite de estabilidade oscilatória.



(a) Coef. torque sincronizante



(b) Coef. torque de amortecimento

Figura 3-9 Curvas para $S=cte$

Fazendo-se o mesmo procedimento, mas desta vez para pequenos incrementos de S , obtém-se a série de pontos de $K_d=0$ que permitem construir a curva limite de estabilidade oscilatória. Essa curva é mostrada na Figura 3-10. As

regiões envolvidas pelas curvas de $K_d=0$ apresentam estabilidade oscilatória ($K_d>0$).

Observa-se que para carga capacitiva (gerador subexcitado), a saturação não ocorre e, portanto, não há diferença significativa no limite da máquina com ou sem saturação. Enquanto que para carga indutiva (gerador sobreexcitado), o limite de amortecimento da máquina sob saturação é bem menor que no caso em que esse efeito é desprezado.

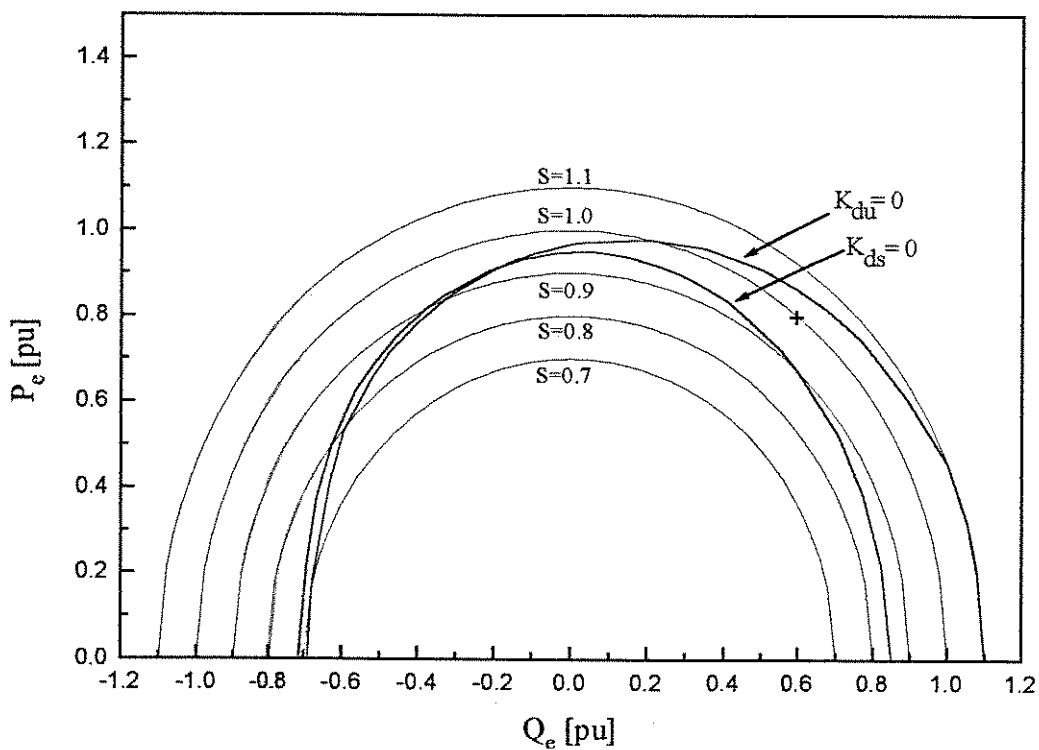


Figura 3-10 Limites de estabilidade oscilatória

A fim de exemplificar o efeito danoso da saturação em altos carregamentos, toma-se o ponto marcado com "x" na Figura 3-10, que corresponde a um carregamento de $P_e=0.8$ pu e $Q_e=0.6$ pu, e observa-se a variação no tempo da abertura angular do rotor da máquina.

Na Figura 3-11 são plotadas ambas as curvas, com e sem saturação, da variação angular da máquina quando esta é submetida a uma pequena perturbação de torque mecânico ($\Delta T_m = -10\%$).

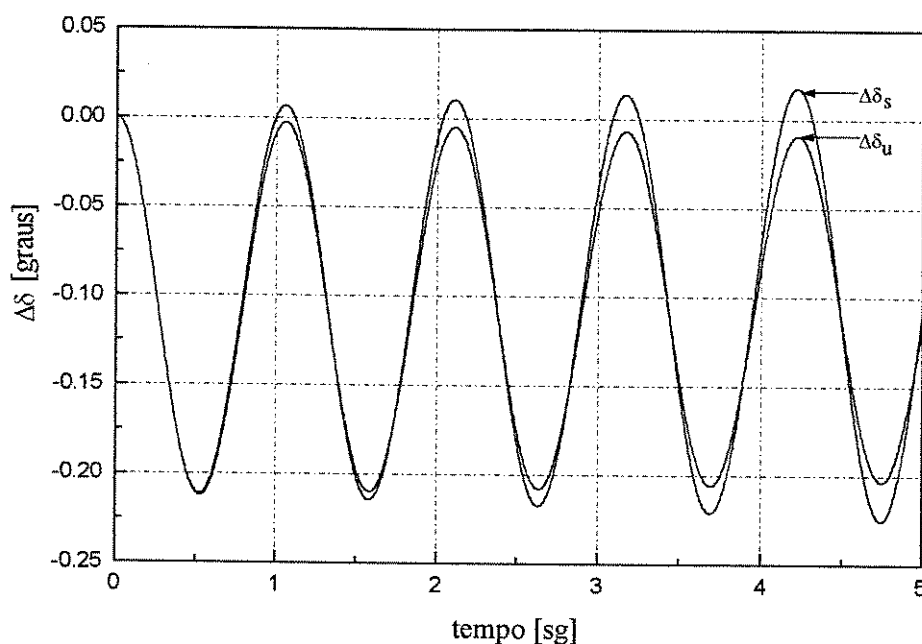


Figura 3-11 Abertura angular versus tempo

Nesta figura observa-se que sem saturação as oscilações são decrescentes, ou seja, o amortecimento é positivo, embora com saturação as oscilações sejam crescentes, como era de se esperar ao se observar a Figura 3-10.

Resta saber se a curva limite de estabilidade oscilatória, assim determinada, tem alguma influência limitativa nos pontos de operação normais da máquina. Para isso, superpõe-se a curva de capacidade da máquina síncrona [23], como é mostrado na Figura 3-12.

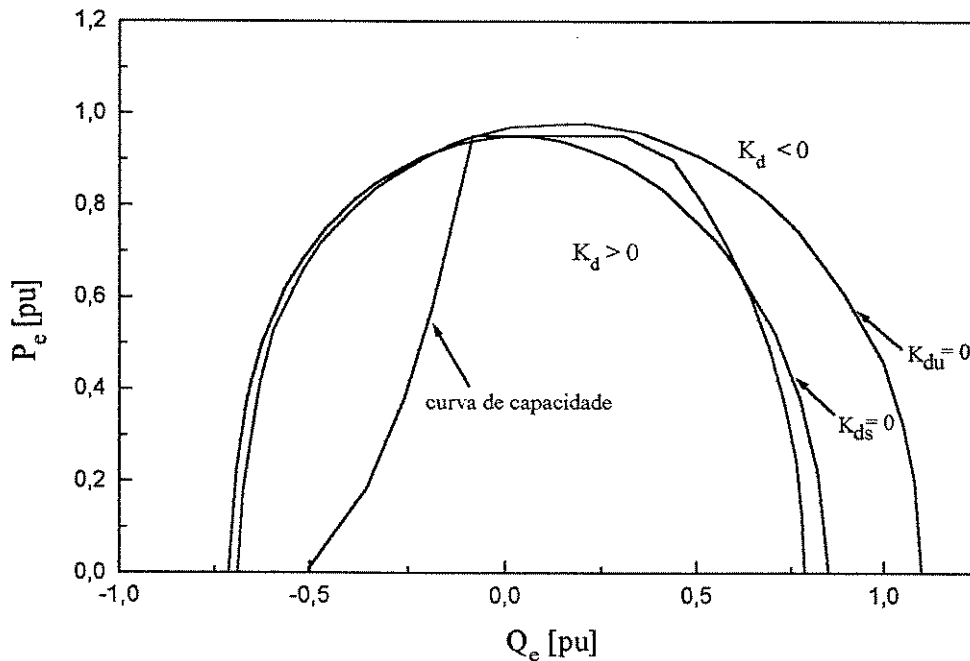


Figura 3-12 curva de capacidade

Fica evidente nesta figura que o limite de estabilidade oscilatória da máquina sob saturação, restringe pontos de operação, particularmente na região de alto carregamento indutivo. Confirma-se assim o fato já conhecido de que o sistema torna-se vulnerável exatamente sob condições de pico de carga.

Cabe salientar que o ganho do regulador de tensão é mantido constante em $K_e=25$. Uma vez que o aumento do valor do ganho torna o sistema mais instável, como será mostrado no Capítulo 4, a diminuição no limite de estabilidade oscilatória acontece para ambas as curvas, com e sem saturação.

Devido ao fato de a saturação modificar o limite de estabilidade oscilatória, e de normalmente utilizarem-se sinais estabilizantes para proporcionar amortecimento adicional a estas oscilações, é interessante saber se a saturação tem alguma influência no projeto do estabilizador. Este aspecto e o efeito do ganho do regulador de tensão na estabilidade, são tratados no próximo Capítulo.

CAPÍTULO 4

4. AMORTECIMENTO ÀS PEQUENAS PERTURBAÇÕES

4.1 Introdução

É sabido que o uso de altos ganhos e pequenas constantes de tempo nos reguladores estáticos de tensão dos geradores síncronos, visando maior rapidez de resposta, tem agravado o problema de instabilidade oscilatória [24 , 25 , 22]. Por um lado aumenta-se o torque sincronizante, o que possibilita que o gerador opere além do seu limite normal de estabilidade de regime permanente, por outro lado, o alto ganho do regulador, normalmente utilizado para melhorar o desempenho transitório, introduz torque de amortecimento negativo ao sistema, podendo levá-lo à instabilidade oscilatória.

Para manter os benefícios que os altos valores do ganho do regulador acarretam à estabilidade de regime permanente da máquina, bem como à sua regulação de tensão em regime permanente, torna-se necessário monitorar os problemas que eles acarretam à estabilidade oscilatória através da utilização de sinais estabilizantes suplementares no controle da excitação.

A análise modal permite determinar se o sistema é estável, porém, não proporciona uma clara idéia do desempenho dinâmico global. Este aspecto se consegue através da simulação dinâmica do processo. As curvas resultantes, no entanto, não proporcionam informação clara acerca da causa do problema de instabilidade. Assim, neste estudo, o cálculo dos coeficientes do torque e a análise modal são utilizados de forma complementar para proporcionar uma visão mais abrangente acerca da estabilidade oscilatória do sistema.

Verifica-se também a influência da saturação no ajuste do ganho do estabilizador de sistemas de potência para condições marginais de estabilidade oscilatória.

4.2 Efeito do regulador de tensão na estabilidade oscilatória

Para visualizar o efeito do regulador de tensão sobre a estabilidade da máquina pode-se desprezar, no diagrama da Figura 3-3, a realimentação devido à reação de armadura (coeficientes K_v e K_a). Desta maneira, o torque elétrico resultante é devido apenas à ação do regulador de tensão em resposta às variações da tensão terminal da máquina, as quais são produzidas pelas variações angulares de $\Delta\delta$ - $\Delta\theta$. Considera-se um modelo simples para o sistema estático excitatriz-regulador de tensão, cuja função de transferência está dada por [22]:

$$\frac{\Delta E_{fd}}{\Delta V_t} = \frac{K_e}{1 + sT_e}$$

Para analisar a contribuição do torque devido ao regulador de tensão, em termos dos coeficientes sincronizante e de amortecimento, são considerados diferentes pontos de operação, desde carga indutiva até carga capacitiva, num percurso de S constante. Como se pode notar na Figura 4-1, o regulador de tensão produz um coeficiente de torque de amortecimento (K_d) negativo, cuja magnitude aumenta com o ganho K_e do regulador. Por outro lado, ele também contribui com um coeficiente de torque sincronizante (K_s) positivo.

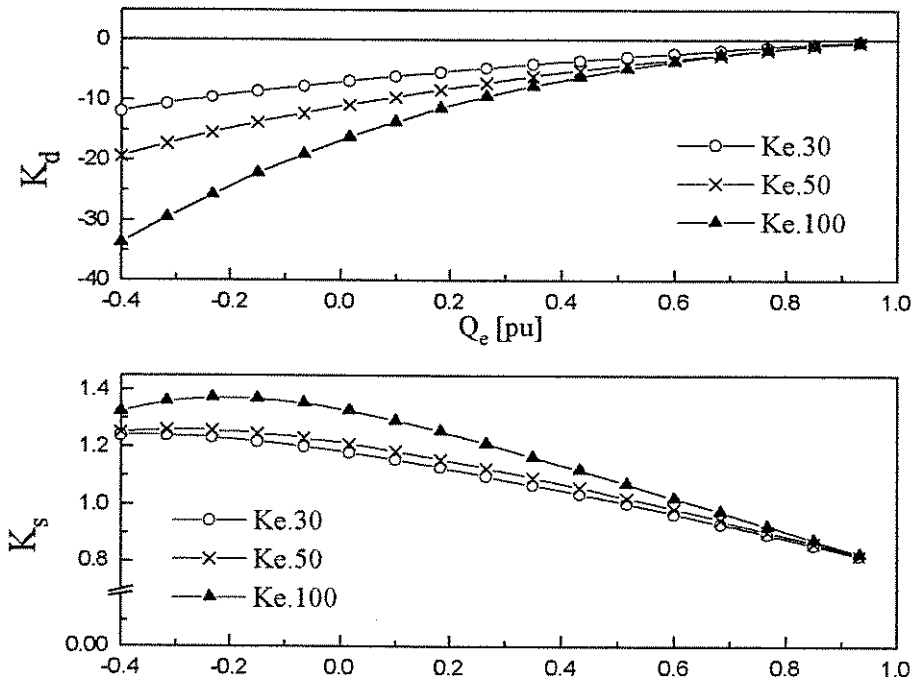


Figura 4-1 Componentes sincronizante e de amortecimento devidas ao regulador de tensão para $S=1$ pu

A influência danosa que a ação do regulador de tensão causa na estabilidade oscilatória é mais acentuada na região de carga capacitiva.

A evolução dos coeficientes de torque pode ser visualizada no plano K_s - K_d , mostrado na Figura 4-2, onde o ponto mais próximo da origem corresponde à carga com fator de potência indutivo e o ponto mais afastado da origem corresponde ao fator de potência capacitivo. O semiplano esquerdo corresponde à região estável ($K_d > 0$), ficando evidente que o regulador contribui negativamente à estabilidade oscilatória.

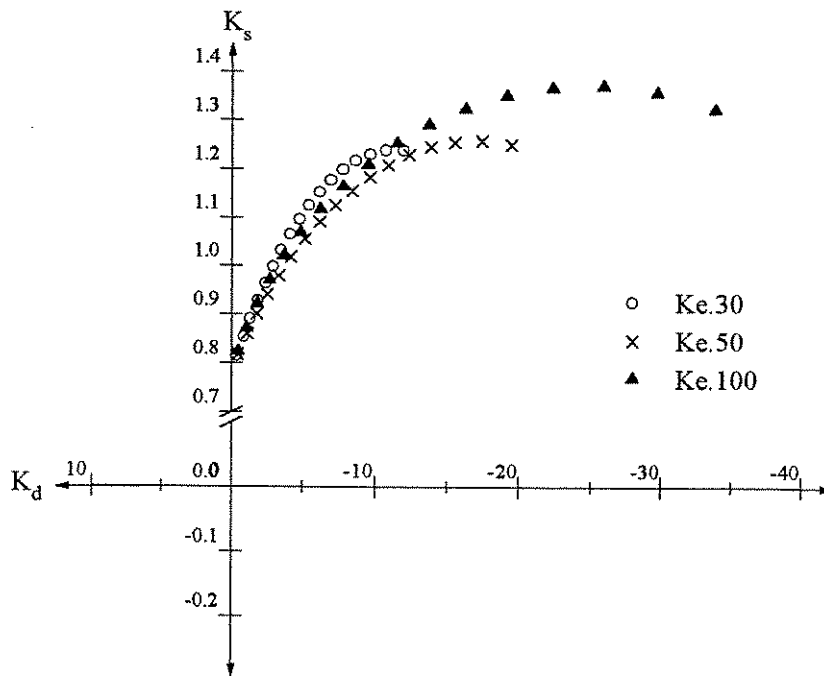


Figura 4-2 Coeficientes de torque elétrico devido ao regulador de tensão ($S=1\text{ pu}$)

O aumento do ganho K_e fortalece o acoplamento entre a máquina e o sistema (aumento do coeficiente sincronizante), melhorando a estabilidade de regime permanente, mas pode cancelar o amortecimento natural (aumento da magnitude do coeficiente de amortecimento negativo), podendo levar à instabilidade oscilatória. Daí a necessidade da ação de sinais estabilizantes suplementares, que ajudem a reverter a tendência instabilizante do regulador de tensão.

4.3 Sinais estabilizantes suplementares

A ação do controle suplementar das oscilações de baixa frequência é exercido através do Estabilizador de Sistemas de Potência (ESP). A idéia básica é aplicar um sinal de modulação da tensão de referência ao regulador de tensão de forma que produza torque de amortecimento no gerador.

O ESP pode ser ajustado para amortecer os modos locais ou os modos inter-área de oscilação. Em alguns casos, os estabilizadores são ajustados para proporcionar amortecimento para ambos os modos. O ajuste desejado do

estabilizador para amortecer o modo local da máquina e o modo inter-área pode ser diferente e é necessário um compromisso de ajuste quando se requer estabilizar ambos os modos.

Uma vez que neste trabalho se pretende verificar a influência da saturação da máquina, o projeto do estabilizador basear-se-á no modelo de uma máquina síncrona ligada ao barramento infinito, não refletindo portanto, as interações dinâmicas entre as máquinas. Cabe salientar que os modos locais são predominantes num sistema em que as máquinas estão ligadas à rede de transmissão através de ligações fracas (linhas longas ou de baixa capacidade).

O estabilizador projetado para proporcionar torque de amortecimento para as oscilações de modo local deve gerar um torque elétrico que esteja em fase com a variação de velocidade do rotor. Tomando-se as variações de velocidade como sinal de entrada, é necessário proporcionar uma componente de avanço de fase para compensar os atrasos entre a entrada do regulador e a variação do torque elétrico resultante. Embora não seja possível obter-se a compensação de fase ideal para todas as frequências, normalmente pode-se conseguir suficiente avanço de fase para uma faixa desejada de frequências. A quantidade de amortecimento das oscilações do rotor depende dos ganhos do estabilizador e do sistema de excitação.

O modelo do ESP, apresentado na Figura 4-3, consiste de um bloco de ganho K_{esp} , um bloco de sinal de "washout" (constante de tempo t_w) e dois blocos de compensação avanço-atraso (constantes de tempo t_1 , t_2 , t_3 e t_4). O sinal de entrada para o estabilizador é o desvio de velocidade do rotor $\Delta\omega$.

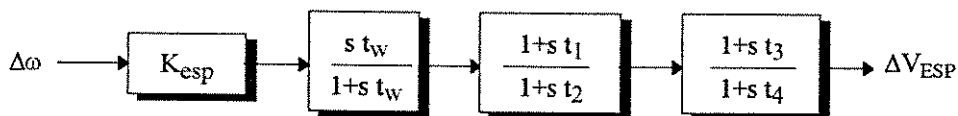


Figura 4-3 Diagrama de blocos do ESP

O ganho do estabilizador (K_{esp}) é escolhido examinando-se o efeito de vários valores, visando produzir o máximo amortecimento possível. Não entanto, esse valor é limitado por instabilidade de um modo associado principalmente com a tensão de excitação. Este modo tem uma frequência na faixa de 3.0 a 6.0 Hz e é conhecido como modo da excitatriz. O amortecimento deste modo diminui com o aumento do ganho do estabilizador.

O sinal de “washout” funciona como um filtro passa alto que elimina sinais cc da entrada, e que tem por finalidade impedir que as variações da velocidade em regime permanente modifiquem a tensão terminal da máquina, assim, sua saída é atenuada para frequências de oscilação inferiores a um valor prefixado ($\omega=1/t_w$). Do ponto de vista da função “washout”, o valor da constante de tempo t_w associada não é crítico e situa-se em geral na faixa de 1 a 20 segundos.

Como já foi dito, para proporcionar amortecimento, o estabilizador deve produzir uma componente de torque elétrico em fase com as variações de velocidade do gerador. Portanto, a função de transferência do ESP deve ter uma característica apropriada de avanço de fase para compensar o atraso de fase produzido entre a entrada da excitatriz e o torque elétrico. A característica de fase a ser compensada varia com as condições de operação do sistema. Por isso, o projeto do circuito de compensação deve ser aceitável na faixa de frequência das oscilações eletromecânicas e para diferentes condições de operação do sistema. Geralmente é preferível uma leve subcompensação ao invés de uma sobrecompensação, de forma que ambas componentes do torque sejam incrementadas [26].

4.3.1 Projeto do estabilizador (ESP)

O projeto do estabilizador é feito através da análise de resposta em frequência utilizando Nyquist. A resposta em frequência entre a entrada do sistema de excitação e o torque elétrico do gerador, necessária para determinar a compensação de fase é calculada assumindo-se que o ângulo do rotor permanece constante ($\Delta\delta=0$) [22]. Com isso elimina-se o efeito de realimentação devido às variações do ângulo do rotor, causadas por variações no torque elétrico. O diagrama de blocos que descreve a ação do estabilizador ESP é mostrado na

Figura 4-4, onde $GEP(s)$ corresponde à função de transferência entre a saída do estabilizador e a componente de torque ΔT_{esp} . Nela estão incluídos os atrasos de fase causados pelo regulador de tensão e pelo circuito de campo da máquina.

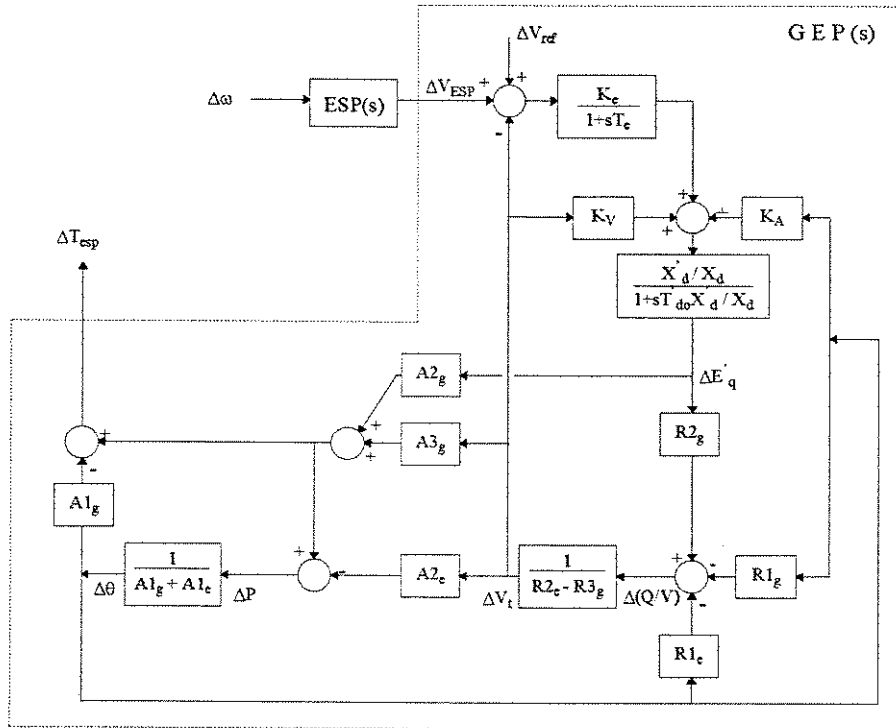


Figura 4-4 Diagrama de blocos do $GEP(s)$

O processo de projeto do ESP consiste basicamente em se calcular os parâmetros do circuito de compensação, em termos de ganho e fase requeridos na frequência do modo eletromecânico a ser estabilizado.

4.3.2 Procedimento de ajuste do ESP

De forma geral, pode-se resumir o processo de cálculo de parâmetros do circuito estabilizador na seguinte seqüência [27]:

1. Calcular a frequência natural não amortecida do modo eletromecânico ($j\omega_n$) a partir do diagrama de blocos do Modelo de Sensibilidade de Potência (Figura 3-3), para o ponto de operação que se deseja compensar;

2. Para essa frequência de oscilação calcular o atraso de fase produzido pela malha GEP(s), Figura 4-4. Para dois blocos de compensação de fase tem-se:

$$\angle \text{GEP}(s) / j\omega_n = 2 \cdot \phi$$

onde ϕ é o ângulo a ser compensado por cada bloco;

3. Determinar as constantes de tempo da rede avanço-atraso. Para isso calcula-se o fator de atenuação α , que permite no caso, determinar as constantes de tempo $t_1 = t_3$ e $t_2 = t_4$;

$$\alpha = \frac{1 - \text{sen}(\phi)}{1 + \text{sen}(\phi)}$$

$$t_2 = \frac{1}{\omega_n \sqrt{\alpha}}$$

$$t_1 = \alpha t_2$$

4. Ajustar o ganho do estabilizador K_{esp} para produzir uma taxa de amortecimento do modo eletromecânico para o sistema compensado da ordem de $\xi=0,25$.

4.4 Desempenho dinâmico sob carregamento limite

Como mencionado anteriormente, o aumento do ganho do estabilizador produz aumento do torque de amortecimento, porém reduz o torque sincronizante. Por causa disto, o critério de ajuste inicial será proporcionar apenas o amortecimento necessário que faça com que o sistema seja marginalmente estável para todos os pontos de carregamento situados sobre a curva de capacidade da máquina síncrona, uma vez que esta refere-se à operação adequada, não somente porque permissíveis, mas, principalmente porque correspondem a carregamentos em que se estará utilizando plenamente a máquina.

Para os pontos da curva de capacidade da máquina síncrona descrita no Apêndice 1, e para um ganho do regulador de tensão de $K_e=50$, a resposta do sistema a uma perturbação de torque mecânico de $\Delta P_m=-0.1$, é instável na região de alto carregamento, como se mostra na Figura 4-5.

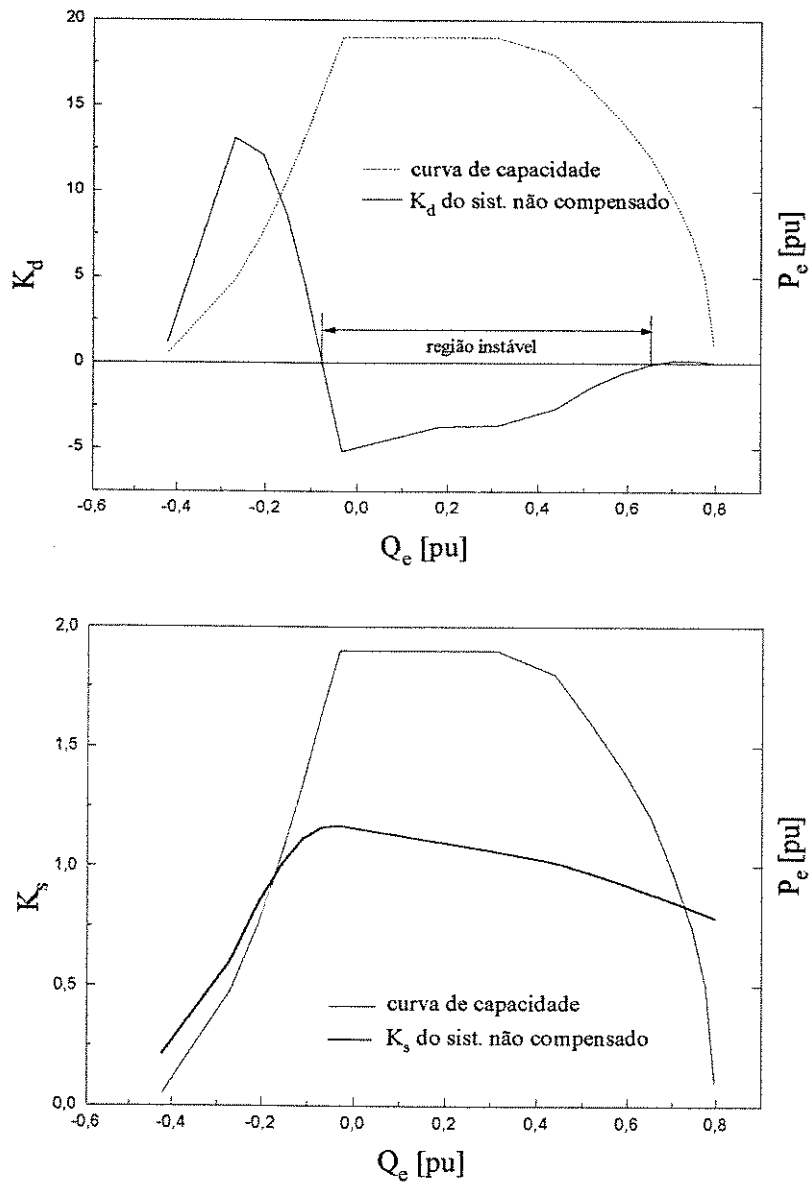


Figura 4-5 Coeficientes K_d e K_s do sistema não compensado

Considera-se um ESP ajustado no ponto de carregamento que produz o coeficiente de amortecimento mais negativo. Esse ponto corresponde a $P_e=0.95$ pu e $Q_e=-0.03$ pu. Mediante simulação determina-se o ganho mínimo do estabilizador K_{esp} que torna K_d positivo para todos os pontos de carregamento.

Na Figura 4-6 apresenta-se o resultado dessa simulação para o sistema compensado e compara-se com o sistema sem compensar. Ambos os

coeficientes do torque K_d e K_s são plotados em função da potência reativa Q_e e também em função da abertura angular da máquina $\delta-\theta$.

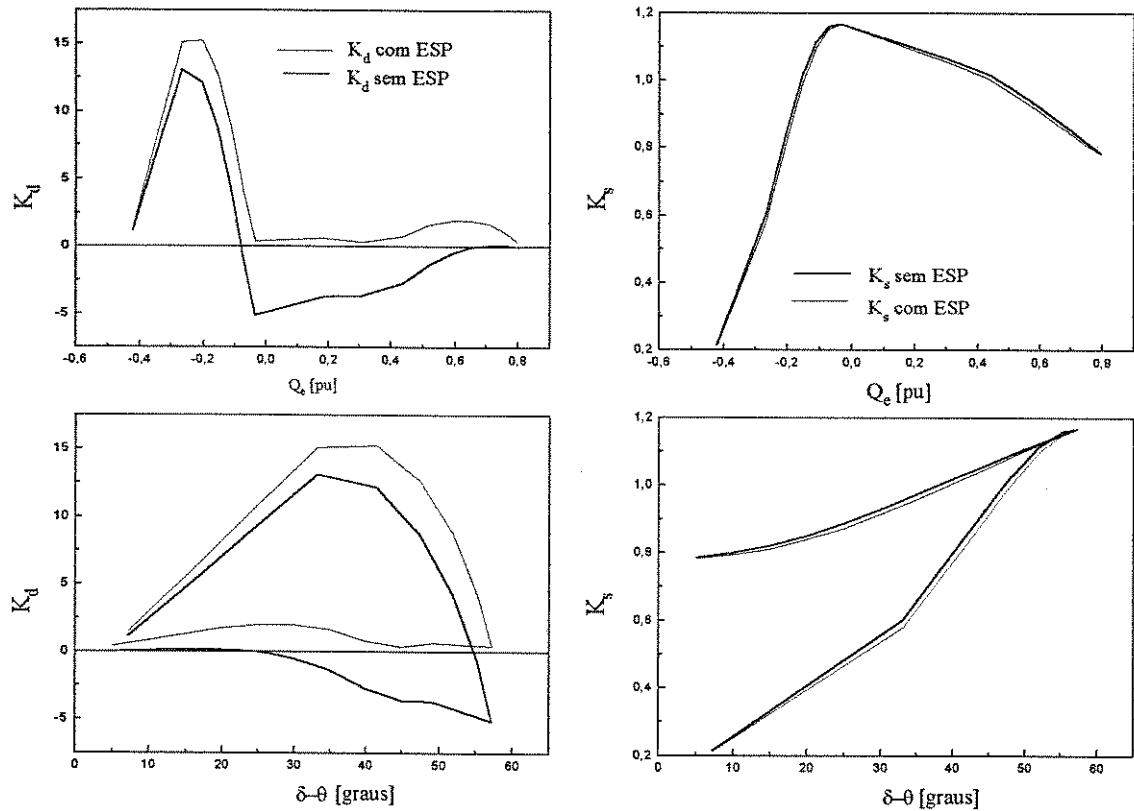


Figura 4-6 Coeficientes do torque do sistema compensado para $K_{esp}=0.6$

O ganho mínimo do estabilizador $K_{esp}=0.6$ produz amortecimento positivo e quase nenhuma diminuição no coeficiente sincronizante, para todos os pontos de operação sobre a curva de capacidade da máquina síncrona.

4.5 Efeito da saturação no ajuste do ESP

Ao se considerar a saturação, o ganho do K_{esp} , ajustado pelo critério anterior, ainda não é suficiente para estabilizar todos os pontos de carregamento, como se observa na Figura 4-7.

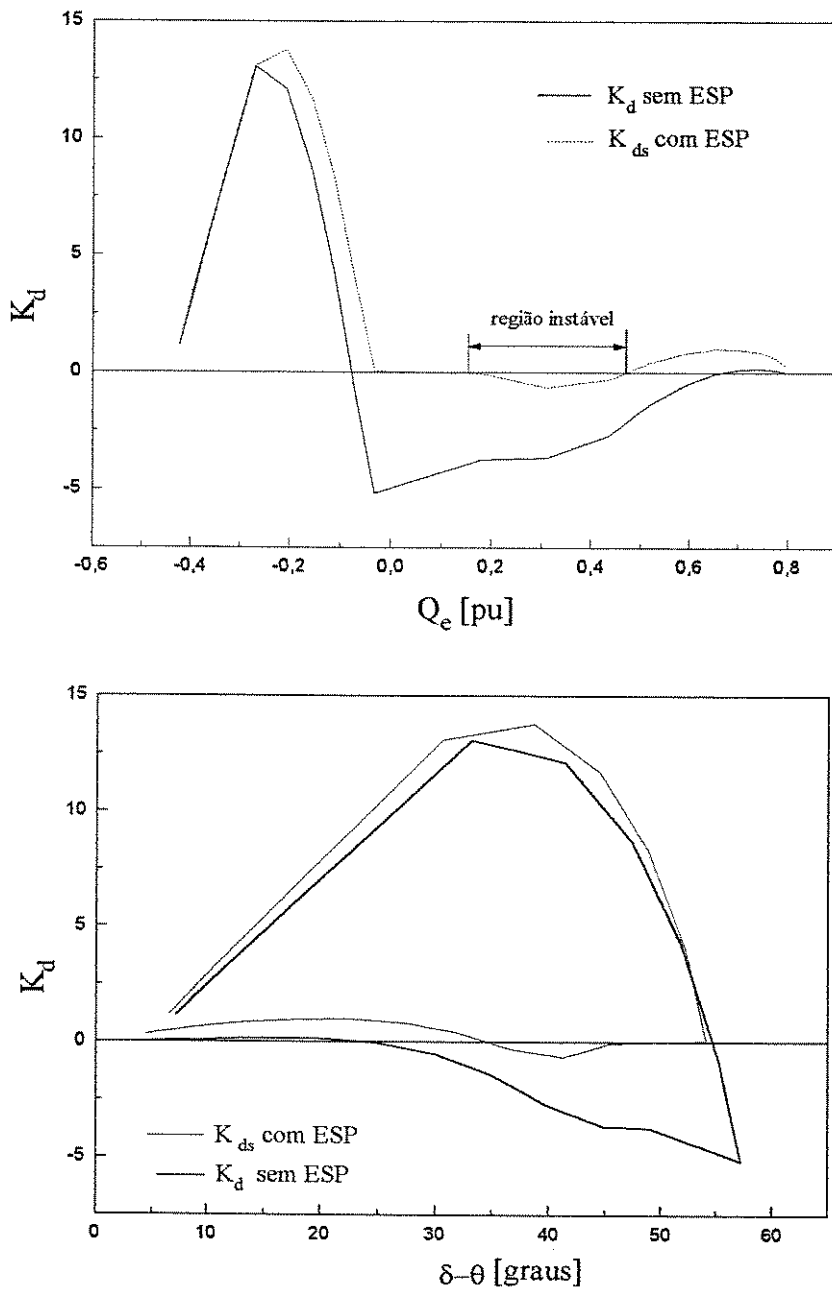


Figura 4-7 K_d do sistema compensado considerando a saturação

Nesta figura K_{ds} denota o coeficiente de amortecimento do sistema sob saturação, com um estabilizador utilizando um ganho de $K_{esp}=0.6$. Na região de alto carregamento indutivo ainda se tem amortecimento negativo, o que indica que o sistema é instável. Isto é comprovado na Figura 4-8 onde se comparam as

variações, no tempo, da abertura angular para o ponto $P_e=0.95$ e $Q_e=0.31$ do sistema com e sem compensador (ESP).

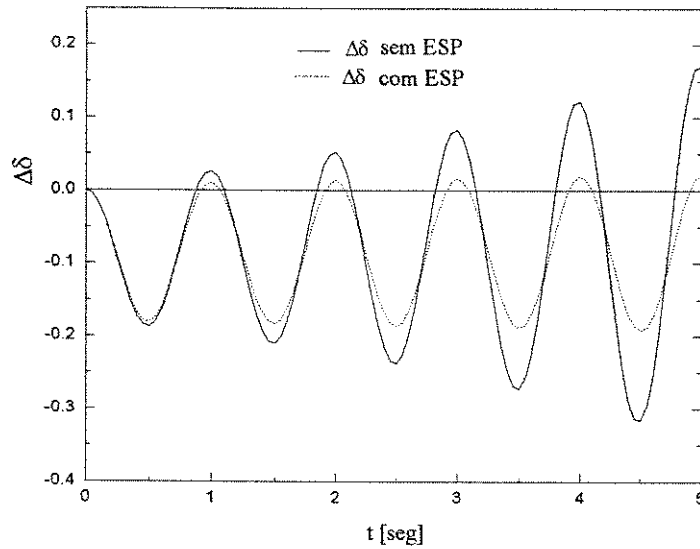


Figura 4-8 Variação do $\Delta\delta$ vs. tempo do sistema com saturação

Para garantir estabilidade sob saturação, deve-se aumentar o ganho do estabilizador. Isto se consegue com $K_{esp}=0.8$, como se mostra na figura seguinte.

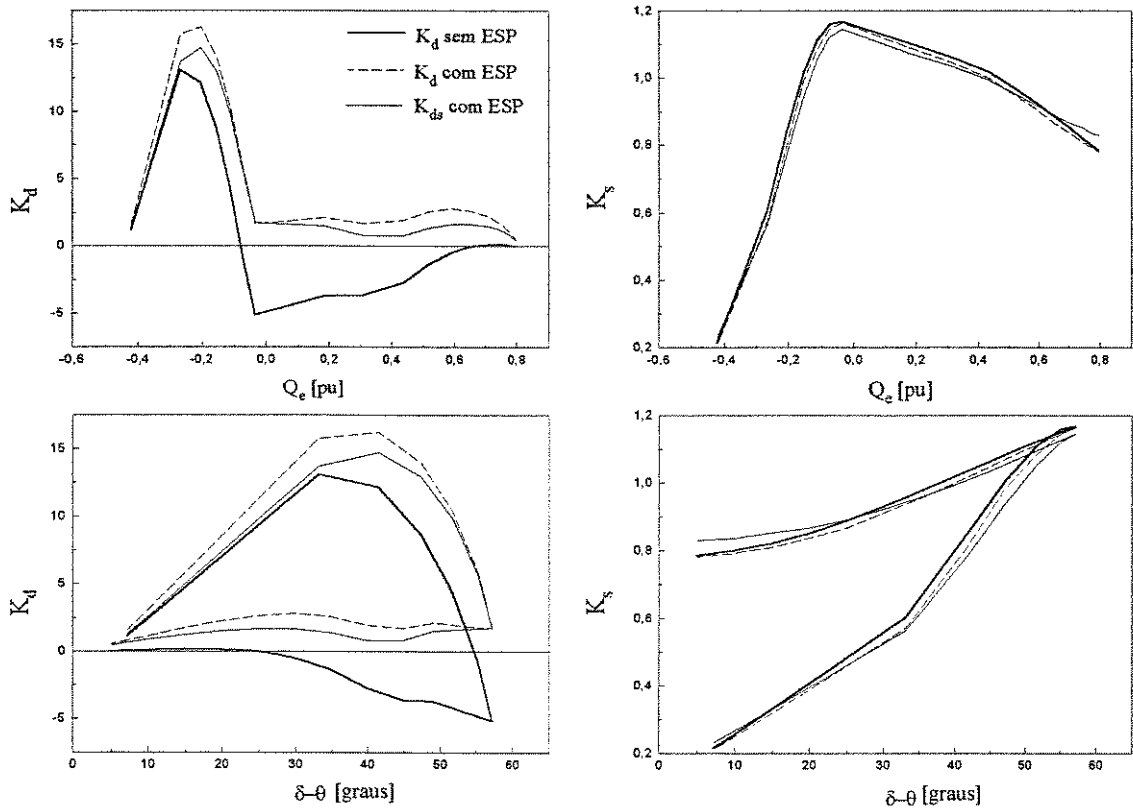


Figura 4-9 Sistema com e sem saturação compensado com $K_{esp}=0.8$

Assim, o ganho mínimo do estabilizador que garante que o sistema seja marginalmente estável em todos os pontos de carregamento situados sobre a curva de capacidade da máquina síncrona é $K_{esp}=0.8$. A redução do coeficiente sincronizante do sistema compensado continua mínima.

Ao utilizar como técnica de projeto do estabilizador um valor desejado de amortecimento do sistema compensado à frequência de oscilação do modo eletromecânico, não se está levando em conta a redução que se produz no torque sincronizante devido ao alto ganho do ESP. A título de exemplo, para obter um amortecimento de $\xi=0.25$ (valores típicos encontram-se entre 0.1 e 0.3), no mesmo ponto de carregamento testado anteriormente, o ganho do estabilizador deveria ser $K_{esp}=3.9$. No ponto de ajuste do ESP, pode-se observar que as oscilações de $\Delta\delta$ no tempo são rapidamente amortecidas. Como nesse caso a margem de estabilidade é bastante grande, a influência da saturação no ajuste do ganho do ESP torna-se secundária.

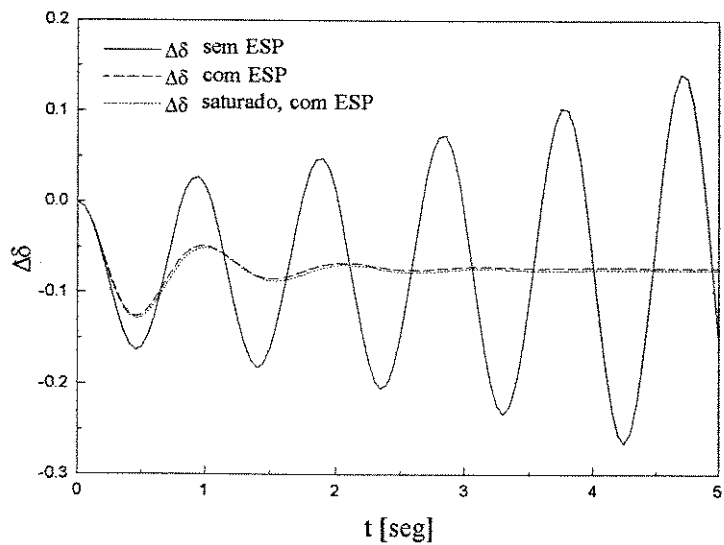


Figura 4-10 $\Delta\delta$ vs tempo com e sem ESP

Nesta figura, embora a resposta seja adequadamente amortecida, pode-se observar uma diminuição da frequência de oscilação. Este efeito é mais evidente ao ser observado nos gráficos dos coeficientes sincronizante e de amortecimento, da Figura 4-11.

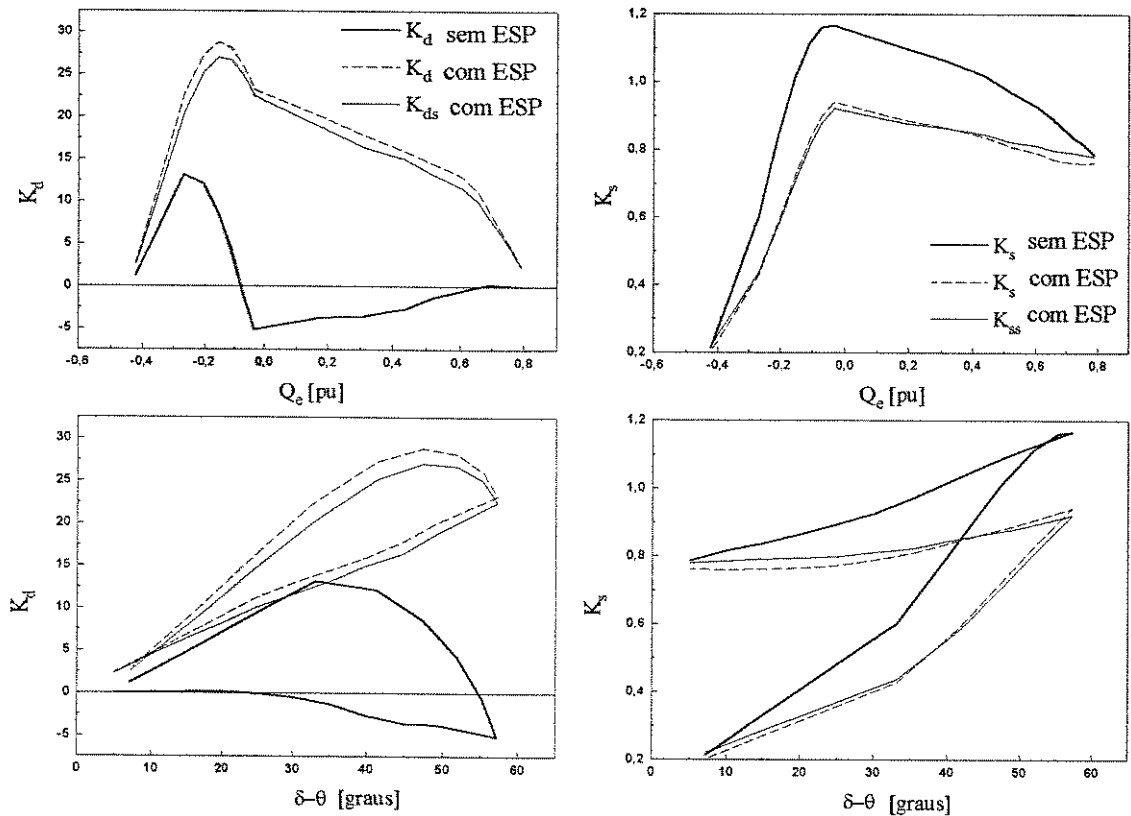


Figura 4-11 Sistema compensado utilizando $K_{esp}=3.9$

O coeficiente de amortecimento resultante é bem superior ao do caso anterior, mas o coeficiente sincronizante do sistema, compensado dessa forma, diminui em até 25%.

Os parâmetros do estabilizador, calculados à frequência natural de oscilação, para adequada compensação de avanço de fase, podem produzir um substancial aumento do coeficiente de torque de amortecimento e por sua vez uma significativa diminuição do coeficiente de torque sincronizante. Isto resulta numa menor frequência de oscilação o que, por sua vez, faz com que a compensação original de avanço de fase seja incorreta, e de fato, pode levar a situações nas quais é difícil obter-se um correto avanço de fase para adequado amortecimento, sendo que uma solução "satisfatória" nestas circunstâncias é obter um compromisso entre o ganho e o avanço de fase para condições típicas de operação. Técnicas de controle adaptativo têm sido aplicadas e podem incorporar os efeitos da saturação, nesse problema.

CAPÍTULO 5

5. CONCLUSÕES E COMENTÁRIOS FINAIS

Para pequenas perturbações e variações gradativas da carga, o comportamento da máquina síncrona saturada foi representado através das reatâncias características de cada ponto de operação. Assume-se que a não linearidade que caracteriza a saturação é linearizada numa pequena região em torno do ponto de operação.

O método utilizado para sua representação consistiu em determinar, o ângulo do rotor e a tensão de excitação do campo sob condições de saturação para cada ponto de operação, através do algoritmo apresentado no Capítulo 2. Estas grandezas permitem determinar os valores das reatâncias saturadas da máquina, e obter a condição inicial de operação que foi o ponto de partida para os processos de simulação.

Como era de se esperar, o ângulo do rotor e as reatâncias da máquina sob condições de saturação diminuíram com respeito aos valores não saturados. A diminuição nos valores das reatâncias é levemente superior para X_d , na ordem de 0.3% (diferença de X_{ds} para X_{qs}), uma vez que se trata de uma máquina síncrona de pólos lisos, com saliências.

No sistema de uma máquina conectada a um barramento infinito, o modo local, correspondente às oscilações eletromecânicas, influencia predominantemente a dinâmica da máquina.

A análise da estabilidade oscilatória foi feita através do estudo dos coeficientes sincronizantes e de amortecimento do torque elétrico, definidos como as componentes da variação do torque elétrico em fase com o ângulo do rotor e com a velocidade, respectivamente. Neste caso, os torques sincronizante e de amortecimento da máquina, definem a frequência e amortecimento destas oscilações.

A anulação do coeficiente de torque sincronizante caracteriza o limite de estabilidade de regime permanente uma vez que o torque sincronizante é uma medida da rigidez do acoplamento eletromecânico entre o rotor e a referência

síncrona. Por outro lado, a anulação do coeficiente de torque de amortecimento determina o limite de estabilidade oscilatória, caracterizado por oscilações de magnitude crescente do ângulo de carga δ .

Quando a máquina opera sob saturação (sem estabilizador), o limite de estabilidade oscilatória diminui e restringe pontos de operação normal dados pela curva de capacidade da máquina síncrona. Este efeito é mais acentuado na região de alto carregamento indutivo, confirmando assim o fato já conhecido de que o sistema torna-se vulnerável exatamente sob condições de pico de carga industrial.

O aumento do ganho do regulador de tensão, apesar de fortalecer o efeito sincronizante, reduz o amortecimento das oscilações, razão principal que torna necessária a ação de sinais estabilizantes suplementares.

O ganho do sistema estabilizador, responsável pela magnitude do torque de amortecimento adicional, também faz com que o torque sincronizante diminua. Por causa disto, o critério inicial de ajuste do estabilizador foi proporcionar apenas o amortecimento necessário para que o sistema seja marginalmente estável para todos os pontos de carregamento situados sobre a curva de capacidade da máquina. O ganho mínimo assim determinado, não proporcionou suficiente amortecimento quando se considerou a máquina operando sob saturação.

Logo, a saturação tem uma influência no projeto do estabilizador, mas somente quando se trata de tornar o sistema marginalmente estável.

Quando o estabilizador de sistemas de potência é projetado para fazer com que o sistema tenha um alto valor de amortecimento (pré-determinado), a influência da saturação no ajuste do estabilizador torna-se secundária. Neste caso, a preocupação maior é com o efeito dessincronizante (redução de K_s), e esse é um outro problema a ser analisado no projeto de ESP.

Sugestões para futuras pesquisas

- Aplicar técnicas de controle adaptativo, que incorporem o efeito da saturação no projeto do Estabilizador de Sistema de Potência, visando proporcionar adequada compensação do sistema sem reduzir o torque sincronizante.
- Análise da influência das cargas nas componentes sincronizante e de amortecimento do torque elétrico.
- Investigar o fenômeno da instabilidade de tensão (colapso de tensão) sob saturação incluindo, no MSP, a dinâmica das cargas.

APÊNDICES

APÊNDICE 1

Dados do gerador síncrono

Dados nominais: $S=555.555$ MVA, 24 KV; f.p. =0.9;

$V_t=1$ [pu];

$X_l=0.15$ [pu];

$X =0.5$ [pu];

$X_d=2.08$ [pu];

$X'_d=0.32$ [pu];

$X_q=1.55$ [pu];

$M=10$ [seg];

$D=1$ [pu];

$T'_{do}=6$ [seg];

Potência máxima da turbina

$P_{max}=0.95$ [pu];

Regulador de tensão

$K_e=25$ e $K_e=50$;

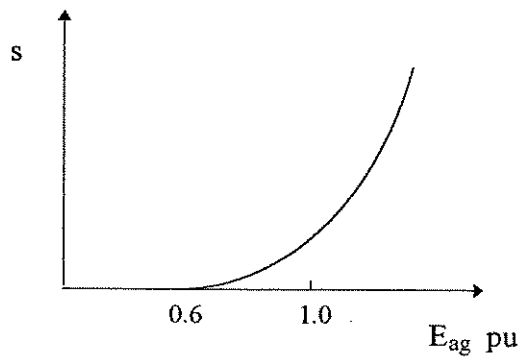
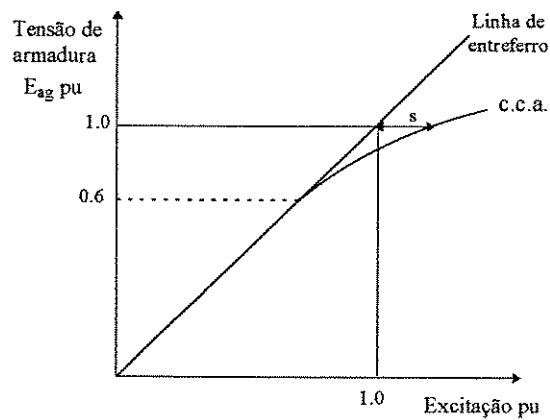
$T_e=0.05$ [seg];

Reatância externa

$X_e=0.4$ [pu];

Fator de saturação

A quantidade de excitação "s", em excesso àquela indicada pela linha de entreferro, necessária devido à saturação, é uma função do nível de fluxo nas partes saturáveis da máquina.



Para a máquina utilizada neste trabalho [4], o fator de saturação é dado pela função:

$$s = \begin{cases} 0.29 \cdot (E_{ag} - 0.6)^2 + 0.182 \cdot (E_{ag} - 0.6) & \text{para } E_{ag} > 0.6 \\ 0 & \text{para } E_{ag} < 0.6 \end{cases}$$

APÊNDICE 2

Coeficientes de sensibilidade do MSP

Para um gerador síncrono de pólos salientes (resistência de armadura desprezada), as potências ativa e reativa dadas pelo par de equações (Eq. 3.2) do Capítulo 3 apresentam os seguintes coeficientes de sensibilidade:

$$A1_g = \frac{\partial P_g}{\partial(\delta - \theta)} = \frac{E'_q V_t}{X'_d} \cos(\delta - \theta) + V_t^2 \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d} \right) \cos 2(\delta - \theta)$$

$$A2_g = \frac{\partial P_g}{\partial E'_q} = \frac{V_t}{X'_d} \sin(\delta - \theta)$$

$$A3_g = \frac{\partial P_g}{\partial V_t} = \frac{E'_q}{X'_d} \sin(\delta - \theta) + V_t \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X'_d} \right) \sin 2(\delta - \theta)$$

$$R1_g = \frac{\partial(Q_g / V_t)}{\partial(\delta - \theta)} = -A3_g$$

$$R2_g = \frac{\partial(Q_g / V_t)}{\partial E'_q} = \frac{\cos(\delta - \theta)}{X'_d}$$

$$R3_g = \frac{\partial(Q_g / V_t)}{\partial V_t} = -\frac{\sin^2(\delta - \theta)}{X_q} - \frac{\cos^2(\delta - \theta)}{X'_d}$$

$$A1_e = \frac{\partial P_e}{\partial \theta} = \frac{V_t V_0}{X_e} \cos(\theta)$$

$$A2_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_t} = \frac{V_0}{X_e} \sin(\theta)$$

$$A3_e = \frac{\partial P_e}{\partial V_0} = \frac{V_t}{X_e} \sin(\theta)$$

$$R1_e = \frac{\partial(Q_e / V_t)}{\partial \theta} = \frac{V_0}{X_e} \sin(\theta)$$

$$R2_e = \frac{\partial(Q_e / V_t)}{\partial V_t} = \frac{1}{X_e}$$

$$R3_e = \frac{\partial(Q_e / V_t)}{\partial V_0} = -\frac{\cos(\theta)}{X_e}$$

Coefficientes de reação de armadura:

$$K_v = \frac{X_d - X'_d}{X_d} \cos(\delta_0 - \theta_0)$$

$$K_A = \frac{X_d - X'_d}{X_d} V_{t0} \sin(\delta_0 - \theta_0)$$

APÊNDICE 3

Decomposição do torque em componentes sincronizante e de amortecimento

Seja $H(s)$ a função de transferência entre a variação do ângulo do rotor e o torque elétrico:

$$\Delta T_e(s) = H(s) \Delta\delta(s) \quad (1)$$

fazendo-se $s=j\omega$ resulta:

$$\Delta T_e(j\omega) = H(j\omega) \Delta\delta(j\omega) \quad (2)$$

e decompondo-se $H(j\omega)$ em partes real e imaginária, obtém-se:

$$\Delta T_e(j\omega) = \text{Re} [H(j\omega)] \Delta\delta(j\omega) + j \text{Im} [H(j\omega)] \Delta\delta(j\omega) \quad (3)$$

Por outro lado, como

$$\Delta\omega(s) = s \Delta\delta(s) \quad (4)$$

tem-se que, para $\Delta\omega(s=j\omega)$ em pu na base ω_0 :

$$\Delta\omega(j\omega) = j \frac{\omega}{\omega_0} \Delta\delta(j\omega) \quad (5)$$

que mostra a quadratura entre $\Delta\omega$ e $\Delta\delta$. Logo,

$$j \Delta\delta(j\omega) = \frac{\omega_0}{\omega} \Delta\omega(j\omega) \quad (6)$$

e substituindo-se (6) em (3) resulta,

$$\Delta T_e(j\omega) = \text{Re} [H(j\omega)] \Delta\delta(j\omega) + \text{Im} [H(j\omega)] \frac{\omega_0}{\omega} \Delta\omega(j\omega) \quad (7)$$

Chamando-se

$$K_s = \text{Re} [H(j\omega)] \quad (8)$$

$$K_d = \text{Im} [H(j\omega)] \frac{\omega_0}{\omega}$$

pode-se escrever

$$\Delta T_e = K_s \Delta\delta + K_d \Delta\omega \quad (9)$$

Através da eq. (5) percebe-se que a eq. (9) representa a decomposição do torque em componentes quadratura de amortecimento ($\sim\Delta\omega$) e sincronizante ($\sim\Delta\delta$).

A determinação dos valores de K_s e K_d pode ser feita mediante o seguinte procedimento:

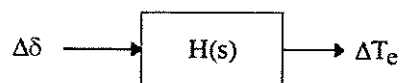
1. O primeiro passo consiste em se determinar, a partir dos pontos de carregamento (P, Q), a condição de operação e os coeficientes de sensibilidade do MSP.
2. Depois, utiliza-se a função *linmod* do SIMULINK para transformar o MSP (na forma de diagrama de blocos), na forma de espaço de estado,

$$[A,B,C,D]=\text{linmod}('MSP');$$

3. Na continuação, calcula-se a frequência natural do modo eletromecânico (ω_n), e o fator de amortecimento (ξ) do sistema, dados pela função:

$$[\omega_n,\xi] = \text{damp}(A);$$

4. Determina-se a função que relaciona a variação do torque com a variação angular,



Esse passo requer que se abra o bloco correspondente à equação "swing", no diagrama do MSP da Figura 3-3, especificando (para o

SIMULINK), como porta de entrada $\Delta\delta$ e como porta de saída $\Delta T_e \cong \Delta P_g$ [pu] e se transforma o sistema resultante ($H(s)$) à forma de espaço de estado, através do comando:

$$[Ah, Bh, Ch, Dh] = \text{linmod} ('H');$$

5. Obtém-se a resposta em frequência deste sistema para a frequência natural ω_n , usando a função:

$$[R_e, I_m] = \text{nyquist}(Ah, Bh, Ch, Dh, \omega_n);$$

onde R_e e I_m contêm as partes real e imaginária da resposta em frequência do sistema, calculadas na frequência ω_n .

6. Finalmente, como expresso na equação (8) deste Apêndice, os coeficientes de torque sincronizante (K_s) e de amortecimento (K_d) resultam da associação:

$$K_s = R_e$$
$$K_d = \frac{\omega_0}{\omega} I_m$$

Para o cálculo de K_s e K_d sob saturação, só é necessário, no início, calcular a condição de operação saturada. O procedimento então é idêntico aos passos 1 a 6 acima.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

-
- [1] Shackshaft G., "Generator parameters for stability studies", CIGRE, 1976, paper 32-15.
- [2] Kimbark E. W., "Power system stability: Synchronous machines", Dover publications, Inc., New York, 1968.
- [3] Shackshaft G. And Neilson R., "Results of stability tests on an underexcited 120 MW generator", Proc. IEE, Vol. 119, 1972, pp. 175-188.
- [4] de Mello F. P. and Hannett L.N. "Representation of saturation in synchronous machines", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. PWRS-1, No. 4, Nov. 1986, pp. 8-18.
- [5] Fuchs E. F. and Erdélyi E. A., "Determination of waterwheel alternator steady-state reactances from flux plots", IEEE Trans. on Power Apparatus and systems, Vol. PAS-91, Nov./Dec. 1972, pp. 2510-2527.
- [6] Fuchs E. F. and Erdélyi E. A., "Nonlinear theory of turboalternators, Part I and Part II", IEEE Trans. on Power Apparatus and systems, Vol. PAS-92, March/April 1973, pp. 583-599.
- [7] Dandeno P. L., discussão do artigo, "Determination of the parameters representing the cross-magnetizing effect in saturated synchronous machines", El-Serafi A. M. and Wu J., IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 8, No. 3, Set. 1993, pp. 333-342.
- [8] Shackshaft G. and Henser P., "Model of generator saturation for use in power system studies", Proc. IEE, Vol. 126, No. 8, August 1979. pp. 759-763.
- [9] Dandeno P. L., Discussão do artigo, "Saturated synchronous reactances of synchronous machines", El-Serafi A. M. and Adballah A.S.", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 7, No. 3, Sep. 1992, pp 578.
- [10] Macdonald D. C., Reece A.B.J., and Turner P. J., "Turbine-generator steady-state reactances", IEE Proc, Vol. 132, Pt. C, No. 3, May 1985, pp 101-108.

-
- [11] Harley R. G., Limebeer D. J. N. and Chirricozzi E., "Comparative study of saturation methods in synchronous machine models", IEE Proc, Vol. 127, Pt. B, No. 1, Jan 1980, pp 1-7.
- [12] El-Serafi A. M., Abdallah A.S., El-Sherbiny M. K. and Badawy E.H., "Experimental study of the saturation and the cross-magnetizing phenomenon in saturated synchronous machines", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 3, No. 4, Dec. 1988, pp 815-823.
- [13] El-Serafi A. M. and Abdallah A. S., "Saturated synchronous reactances of synchronous machines", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 7, No. 3, Sep. 1992, pp 570-579.
- [14] El-Serafi A. M. and Wu J., "Determination of the parameters representing the cross-magnetizing effect in saturated synchronous machines", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 8, No. 3, Sep. 1993, pp 333-342.
- [15] El-Serafi A. M. and Abdallah A. S., "Effect of saturation on steady-state stability of synchronous machines connected to an infinite bus system", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. 6, No. 3, Sep. 1991, pp 514-521.
- [16] Minnich S. H., Sharma D. K., Farmer R. G. and Fish J.H., "Saturation function for synchronous generators from finite elements", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. EC-2, No. 4, Dec. 1987, pp 680-692.
- [17] El-Sherbiny, M. K., Metha, D. M., "Dynamic system stability part I", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, vol. PAS-92, No. 5, pp. 1538-1546, 1973.
- [18] Alden, R. T., Shaltout, A. A., "Analysis of damping and synchronizing torques. Part I and part II", IEEE Trans. Power Apparatus and Systems, vol. PAS-98, No. 5, pp. 1696-1708, Set/Oct. 1979.
- [19] da Costa, V. F., "Modelo de sensibilidade de potência para análise de oscilações de baixa frequência em sistemas de energia elétrica", tese de doutorado, FEC/UNICAMP, 1992.

-
- [20] Deckmann, S. M. and da Costa, V. F. "A power sensitivity model for electromechanical oscillation studies", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 9, No. 3, May 1994.
- [21] Matlab, Simulink, "A program for simulating dynamic systems, User's Guide", The Math Works, Inc. March 1992.
- [22] deMello F. P. and Concordia C., "Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control", IEEE trans. Power Apparatus and Systems, vol. PAS-88, pp. 316-329, April 1969.
- [23] Feijó de Melo, J. A., "Geradores Síncronos; curvas de capacidade", Recife, CHESF, 1977, (Pub. Téc. CHESF-02).
- [24] Sen Gupta D. P., Narahari M. E. And Hogg B. W., "An adaptive power-system stabilizer which cancels the negative damping torque of a synchronous generator", IEE Proc., Vol. 132, Pt. C, No. 3, May 1985, pp. 109-117.
- [25] Kundur P., Lee D. C. And Zein El-Din H. M., "Power system stabilizers for thermal unit: Analytical techniques and on-site validation", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, No. 1, Jan. 1981, pp. 81-95.
- [26] Kundur P., Klein M., Rogers G. J. And Zywno M. S., 'Application of power system stabilizer for enhancement of overall system stability", IEEE Trans. on Power Systems, Vol. 4, No. 2, May 1989, pp. 614-626.
- [27] Yu Y. N., "Electric power system dynamics", Academic Press, Inc., New York, 1983.
- [26] de Mello F. P., "Dinâmica das máquinas elétricas I", Santa Maria, Universidade Federal de Santa Maria, 1979.
- [27] Fuchs E. F., Erdelyi E. A., "Nonlinear theory of turboalternators, part I and II", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, March/April 1973, pp. 583-599.

-
- [28] El-Sherbiny M. K. And El-Serafi A. M., "Analysis of dynamic performance of saturated machine and analog simulation", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-101, No. 7, July 1982, pp. 1899-1906.
- [29] Vas P., Hallenius K. E. And Brown J. E., "Cross-saturation in smooth-air-gap electrical machines", IEEE Trans. on Energy Conversion, Vol. EC-1, No. 1, March 1986, pp 103-112.
- [30] El-Sherbiny M. K. And Mehta D. M., "Dynamic system stability, part I - investigation of effect of different loading and excitation systems", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, No. 5, 1973, pp. 1538-1546.
- [31] Shaltout A. A. And Alden R. T., "Analysis of damping and synchronizing torques, part II - Effect of operation conditions and machine parameters", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-98, No. 5, Sep/Oct 1979, pp. 1701-1708.
- [32] Larsen E. V. And Swann D. A., "Applying power systems stabilizers, part I and II", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-100, No. 6, June 1981, pp. 3017-3033.
- [33] Mobarak M., Thorne D. And Hill E., "Contrast of power system stabilizer performance on hydro and thermal units", IEEE Trans. On Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-99, No. 4, July/Aug 1980, pp. 1522-1533.