TESE
114

ESCOLA FEDERAL DE ENGENHARIA DE ITAJUBÁ

Escola Federal de Engenharia de Itajubá
BIBLIOTECA

TESE DE MESTRADO

F 6

"APLICAÇÃO DE SINAIS ADICIONAIS ESTABILIZADORES NA DINÂMICA E CONTROLE DE GERAÇÃO EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA"

José Wagner Maciel Kaehler

Dezembro-1976

AGRADECIMENTOS

Torno público o meu agradecimento à COMPANHIA ESTADUAL DE ENERGIA ELÉTRICA, a indicação da minha pessoa para o Curso de Engenharia de Sistemas Elétricos - EFEI/ELETROBRÁS - CESE IV, aos colegas Edmundo A.Pochmann da Silva e Paulo Gomes pela colaboração prestada, ao Prof. José Abel Royo dos Santos pela orientação dada no decurso de toda a elaboração do presente trabalho, ao desenhista Argemiro dos Santos e a datilógrafa Claudete Coli Junqueira pela presteza e eficiência na execução de suas tarefas, ao Engº Edgar Pereira pela co-orientação deste trabalho, e ao Prof. Hélio Mokarzel como membro da Banca Examinadora.

Itajubá, 11 de dezembro de 1976

José Wagner Maciel Kaehler

DEDICATÓRIA

À minha esposa Eliane pela compreensão e dedicação durante a elaboração deste trabalho.

HOMENAGENS PÓSTUMAS

Ao meu pai

Fernando Guilherme Kaehler

Ao colega

Marcos Renato Wood Resende

OBJETIVO

Esta tese tem por objetivo estabelecer as bases para o estudo da utilização de sinais estabilizadores em unidades geradoras de sistemas elétricos de potência.

Procuramos dar uma visão global da ação dos diferentes tipos de estabilizadores empregados, bem como as conseqüências de sua utilização no sistema.

Apresentamos também, a metodologia para a otimização dos ajustes dos sinais estabilizadores, visando a determinação das calibrações e limitações adequadas.

O presente trabalho poderá servir de ponto de partida para um maior aprofundamento e desenvolvimento no estudo da influência e otimização de funções estabilizadoras adicionais nos sistemas de controle de geração.

SIMBOLOGIA

GERADOR

a,b,c - índice de seqüência de fases

A - constante função dos parâmetros da máquina e do sistema

C - matriz de transformação a,b,c → d,q Y

e - tensão permanente

e' - tensão transitória

e" - tensão sub-transitória

E_p - tensão de Potier

E_I - tensão interna

E_{FD} - tensão de campo

E_q - tensão de eixo em quadratura

E_{pq} - tensão de Potier no eixo em quadratura

F - fluxo magnético

f - freqüência

G - coeficientes rotacionais

G(p) - ganho função da freqüência da tensão de campo e de eixo direto

i - correntes

K_{1-6} - parâmetros representativos da máquina síncrona quando representada por diferenças incrementais

L - indutâncias próprias

M - indutâncias mútuas

N - potência aparente

P - potência ativa

Q - potência reativa

R - resistência

r_{kd} - resistência do amortecedor no eixo direto

$x_{d(p)}$ - reatância função da freqüência no eixo direto

$x_{q(p)}$ - reatância função da freqüência no eixo em quadratura

X_{md} - reatância magnetizante de eixo direto

X_{mq} - reatância magnetizante de eixo em quadratura

X_a, X_o - reatâncias de enlace da armadura

X_f - reatância de enlace de campo

X_{kd} - reatância de enlace do amortecedor no eixo direto

X_{kq} - reatância de enlace do amortecedor no eixo em quadratura

X_p - reatância síncrona de eixo direto

X'_d - reatância transitória de eixo direto

X''_d - reatância sub-transitória de eixo direto

X_q - reatância síncrona de eixo em quadratura

X''_q - reatância sub-transitória de eixo em quadratura

X_T - reatância do transformador ou reatância do amortecedor no eixo em quadratura

X_S - reatância do amortecedor no eixo direto

W_R - velocidade angular rotacional

- fluxo magnético

REGULADOR DE TENSÃO E EXCITATRIZ

A - constante da função de saturação da excitatriz

A_{01} - constantes do regulador tipo IEEE 1

a_{0-3} - constantes do regulador tipo IEEE 1

B - constante da função de saturação da excitatriz

b_{0-4} - constantes do regulador tipo IEEE 1

G_{AP} - ganho do amplificador

G_{EX} - ganho da excitatriz

G_{PA} - ganho do pré-amplificador

G_{RT} - ganho da realimentação transitória

K_E - ganho da excitatriz

K_F - ganho da realimentação estabilizadora

K_A - ganho do transdutor de freqüência

K_{VD} - ganho do transdutor de tensão

K_W - constante de tempo da água

K_I - ganho integral

K_P - ganho proporcional

K_D - ganho derivativo

L_{ip} - limite de excitação superior

L_{iN} - limite de excitação inferior

L_P - valor de teto positivo base

L_N - valor de teto negativo base

L_{BP} - constante do controlador de teto positivo

L_{BN} - constante do controlador de teto negativo

S_E - função de saturação da excitatriz

T_{pA} - constante de tempo do pré-amplificador

T_{Ap} - constante de tempo do amplificaodr

T_E - constante de tempo da excitatriz

T_{RT} - constante de tempo da realimentação transitória

T_F - constante de tempo de estabilização

T_{1-4} - constantes de tempo de avanço-atraso

T_T - ganho transitório

T_I - constante de tempo do integrador

T_{FD} - constante de tempo do transdutor de freqüência

T_{VD} - constante de tempo do transdutor de tensão

V_{REF} - tensão de referência

V_{SE} - tensão do sinal estabilizador

V_o - tensão de saída

V_i - tensão de entrada

REGULADOR DE VELOCIDADE

G_{SMP} - ganho do servo motor piloto

G_D - ganho do distribuidor

G_T - ganho da turbina

G_{PM} - ganho da realimentação permanente

M - momento cinético

N - velocidade rotacional

N_{REF} - velocidade rotacional de referência

T_{SMP} - constante de tempo do servo motor piloto

T_{VP} - constante de tempo da válvula piloto

T_D - constante de tempo do distribuidor

T_{w1} - constante de tempo da água

T_{w2} - idem

T_T - constante de tempo transitória

SÍMBOLOS GERAIS

cos - cosseno

$\frac{d}{dt}$ - derivada em relação ao tempo

G - função de transferência direta

H - função de transferência da realimentação

LT - linha de transmissão

MX - valor máximo

MN - valor mínimo

p - d/dt

pu - por unidade

R - parte real

RT - regulador de tensão

RTP - relação de transformação de potencial

Δ - operador laplaciano d/dt

sen - seno

SE - sinal estabilizador

TF - transformador

$|\ |$ - valor absoluto

Δ - variação

Π - produtório

Σ - somatório

SISTEMA

D - amortecimento da carga

E - tensão

EBI - tensão do barramento infinito

f - freqüência

H - inércia

i_{LT} d,q - correntes da linha, segundo os eixos direto em quadratura

i_{TF} dq - correntes do transformador, segundo os eixos direto e em quadratura

I_{RO} - corrente reativa na linha

I_{PO} - corrente ativa da linha

M - momento cinético

R_E - resistência da linha

R_{LT} - idem

R_L - resistência da carga

X_E - reatância da linha

X_{LT} - idem

X_L - reatância da carga

X_{TF} - reatância do transformador

X_S - reatância série entre gerador e sistema barra infinita

W_o - velocidade angular nominal

Z_L - impedância de carga

Z_{LT} - impedância da linha

δ - ângulo de carga ou de potência

ζ - taxa de amortecimento

ÍNDICE

I - INTRODUÇÃO

- Generalidades
- Estabilidade
- Agentes físicos causadores de oscilações em sistemas elétricos de potência
- Enrolamentos amortecedores
- Outras fontes de amortecimento

II - SIMULAÇÃO DOS ELEMENTOS DO SISTEMA

- Representação da máquina síncrona
- Sistema elétrico simulado
- Representação do sistema pelas diferenças incrementais
- Sistemas de controle da tensão de excitação do gerador
- Regulador de velocidade da turbina

III - ANÁLISE DINÂMICA

- Comportamento dinâmico de uma máquina síncrona frente a um sistema
- Ação dos reguladores da tensão de excitação do gerador
- Efeitos dos sistemas de controle de excitação na estabilidade das máquinas
- Torques sincronizantes
- Torques amortecedores

Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul
BIBLIOTECA

IV - SINAIS ESTABILIZADORES ADICIONAIS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

- Generalidades
- Tipos de sinais adicionais
- Sinais estabilizadores, função da:
  . Velocidade da máquina
  . Freqüência do sistema
  . Potência elétrica ativa do gerador
  . Potência acelerante do gerador
  . Potência reativa do gerador
  . Corrente de excitação do gerador
  . Variação do ângulo de carga do gerador
  . Tensão terminal do gerador
- Outros sinais estabilizantes, função das características elétricas do gerador.
- Pesquisa da função estabilizadora de aplicação universal.
- Restrições gerais da função estabilizadora

V - METODOLOGIA E ORIENTAÇÃO BÁSICA PARA A ESCOLHA DO MÓDULO E ÂNGULO DE FASE DE UM SINAL ESTABILIZADOR

- Método do lugar das raízes (Root-Locus)
- Regras Básicas para a escolha do módulo e ângulo de fase de funções estabilizadoras, segundo referência 2.10.
- Análise dos autovalores das matrizes do conjunto Turbo-Gerador-Reguladores-Sistema
- Método na resposta no tempo

VI - CONCLUSÕES

ANEXO 1

Variação dos Parâmetros K da representação de uma máquina síncrona em diferenças incrementais das figuras 18, 19, 21, 22

- Fluxograma Básico
- Máquina sem carga local
  . Dados do sistema
  . Tabelas de valores
- Máquina com carga local
  . Dados do sistema
  . Tabelas de valores

ANEXO 2

Obtenção dos autovalores do conjunto máquina síncrona com regulador de tensão e sinal estabilizador frente a um sistema barra infinita, representados em diferenças incrementais.

- Fluxograma básico
- Dados do sistema
- Matriz do conjunto
- Autovalores determinados

INTRODUÇÃO

1.1. GENERALIDADES

A operação de um sistema elétrico de potência está sujeita a fenômenos elétricos transitórios e dinâmicos, que geram oscilações de potências ativas e reativas, bem como de tensão. Estas, dependendo da intensidade e do tempo de atuação da perturbação, poderão provocar a perda de máquinas por falta de sincronismo, provocando além da deficiência no fornecimento de energia elétrica, prejuízos econômicos à indústria e à comunidade, colocando em risco também os equipamentos do sistema.

O estudo das causas que geram oscilações e os meios de minorá-las ou amortecê-las, rapidamente, são de importância fundamental para a correta operação do sistema, visando à continuidade de serviço.

Estas perturbações podem ocorrer pela variação de alguma grandeza eletro-mecânica do sistema, momentânea ou permanente, como curto-circuitos, aberturas ou religamentos de linhas de transmissão, perdas de geradores ou cargas, etc.

No presente trabalho estudaremos os vários meios e métodos usados para minorar os efeitos oscilatórios em sistemas elétricos de potência.

Procuraremos dar ênfase àqueles que possam ser adicionados ao sistema já existente, como os que atuam nos sistemas de controle das grandes unidades geradoras, pois em geral os problemas se apresentam quando um sistema já se encontra em operação e expandimo-lo para atender à demanda elétrica. A disparidade de tempo de operação e de tipo entre os equipamentos de controle das unidades geradoras e destas próprias, a localização das fontes de geração em relação aos pontos de carga,

e a fragilidade das interligações entre máquinas e sistemas , são grandes causas de oscilações, requerendo portanto, do planejamento, um grande cuidado e conhecimento da evolução do sistema em termos de estabilidade.

1.2. ESTABILIDADE

Entendemos por estabilidade a capacidade de um sistema elétrico de potência de gerar, durante perturbações, torques de forma a restaurar as condições de equilíbrio estável do sistema.

Os fenômenos de estabilidade podem ser divididos em dois grandes grupos, quando examinados sob o ponto de vista das respostas das máquinas síncronas às perturbações.

a) Estabilidade na primeira oscilação

Como a própria classificação diz, analisamos apenas a primeira oscilação (swing) das máquinas, onde os agentes principais são a inércia das máquinas, a malha elétrica do sistema, os tipos de cargas e os sistemas de excitação rápidos (em geral estáticos) com pequenas constantes de tempo de atraso.

b) Instabilidade após a primeira oscilação

As subseqüentes oscilações podem resultar em instabilidade no sistema devido a fenômenos como:

- Falta de amortecimento das oscilações das máquinas, provocada, primariamente, pela fraca transmissão, e agravada pela ação dos reguladores de tensão. Há casos de grandes cargas supridas por geração remota, em sua maioria, e uma pequena parte por geração local; nesta última pode aparecer amortecimento ne

gativo, mesmo sem influência dos reguladores de tensão. Esta condição é função do estado do sistema, após o distúrbio, em lugar da intensidade transitória da perturbação.

A ação do regulador de tensão, provocando falta de amortecimento das oscilações, até uma determinada magnitude e daí auto-sustentando-se nesta intensidade, faz com que os reguladores e excitatrizes atinjam seus limites, causando o decréscimo do ganho dos mesmos, embora muitas vezes não ocorra a perda de sincronismo; neste caso o comportamento do sistema é inaceitável.

- Certos distúrbios podem provocar vários modos de oscilações, de forma que em um dado ponto haja superposição de efeitos, provocando grandes desvios angulares do rotor, podendo gerar a perda de sincronismo, mesmo que na primeira oscilação nc temos uma certa estabilidade. Este fenômeno contrasta com o da perda de amortecimento, onde este tem um crescimento sustentadc em amplitude das oscilações individuais, alcançando a possível perda de sincronismo ou um estado de sustentação das oscilações. A intensidade da perturbação afeta só o tempo decorrido antes de as oscilações alcançarem o ponto crítico de perda de sincronismo ou de sustentação de oscilações.

A ampla variação dos ângulos do rotor das máquinas além da primeira oscilação por superposição de diferentes modos é agravada pela falta de amortecimento destas, faz com que o sistema seja conduzido a um estado de instabilidade, se existirem amortecimentos condizentes, as amplitudes das oscilações individuais serão reduzidas após a primeira oscilação.

- Certas superposições de oscilações podem assemelhar-se a problemas de instabilidade dinâmica por falta de amortecimen-

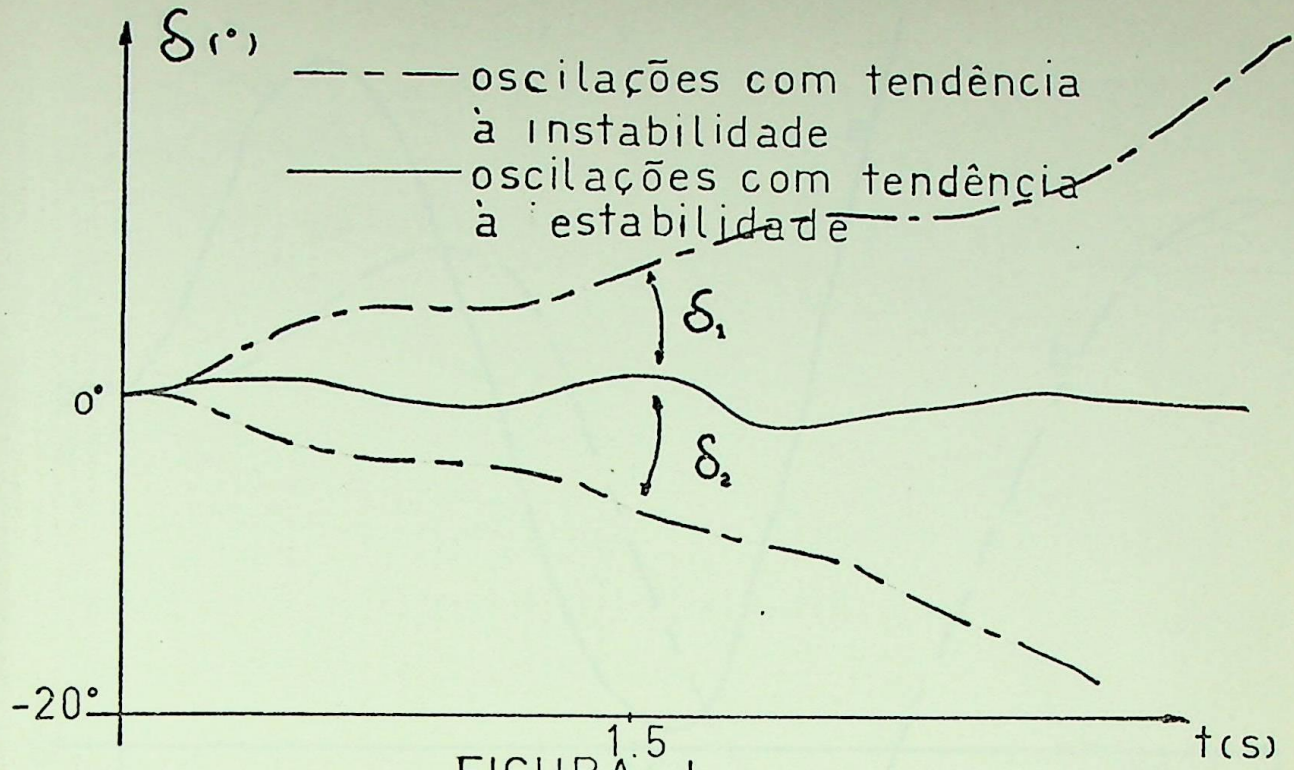


FIGURA 1

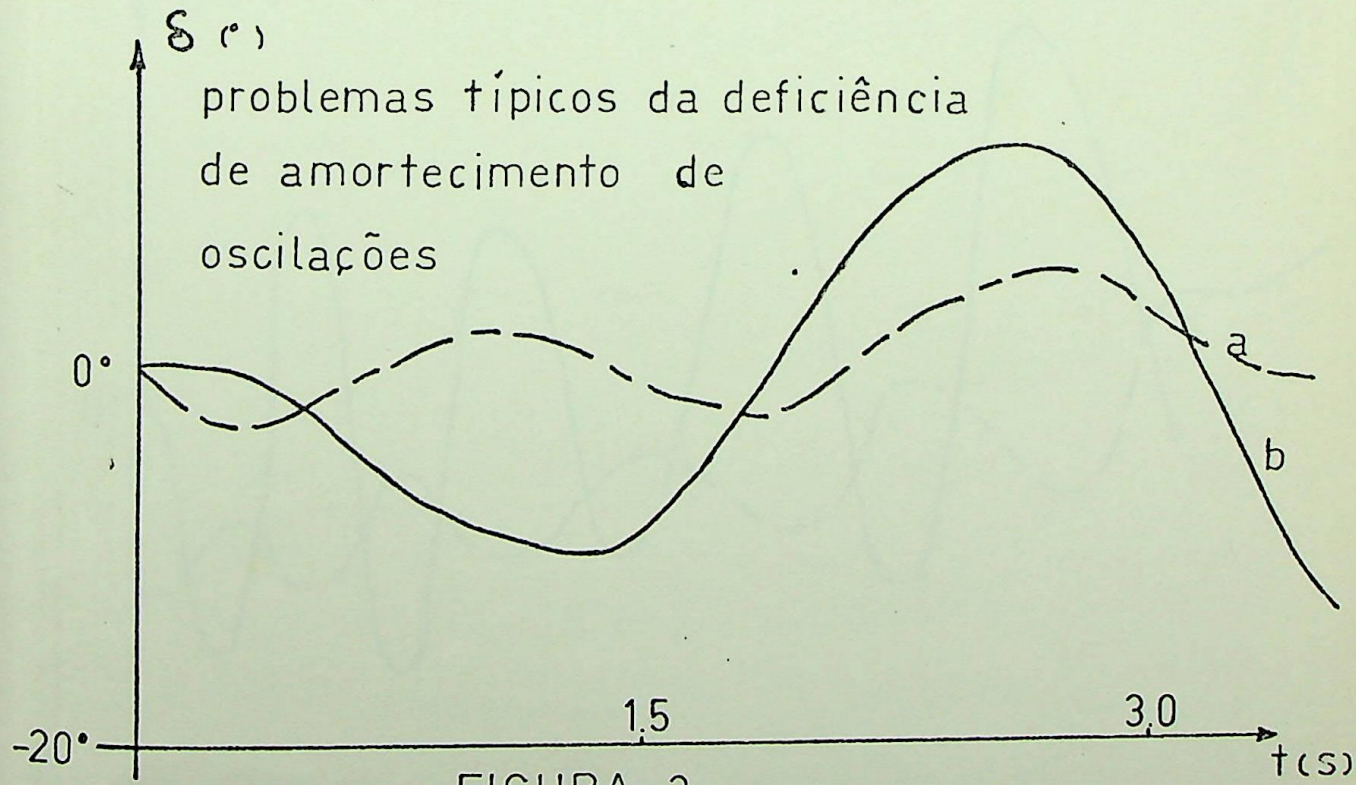


FIGURA 2

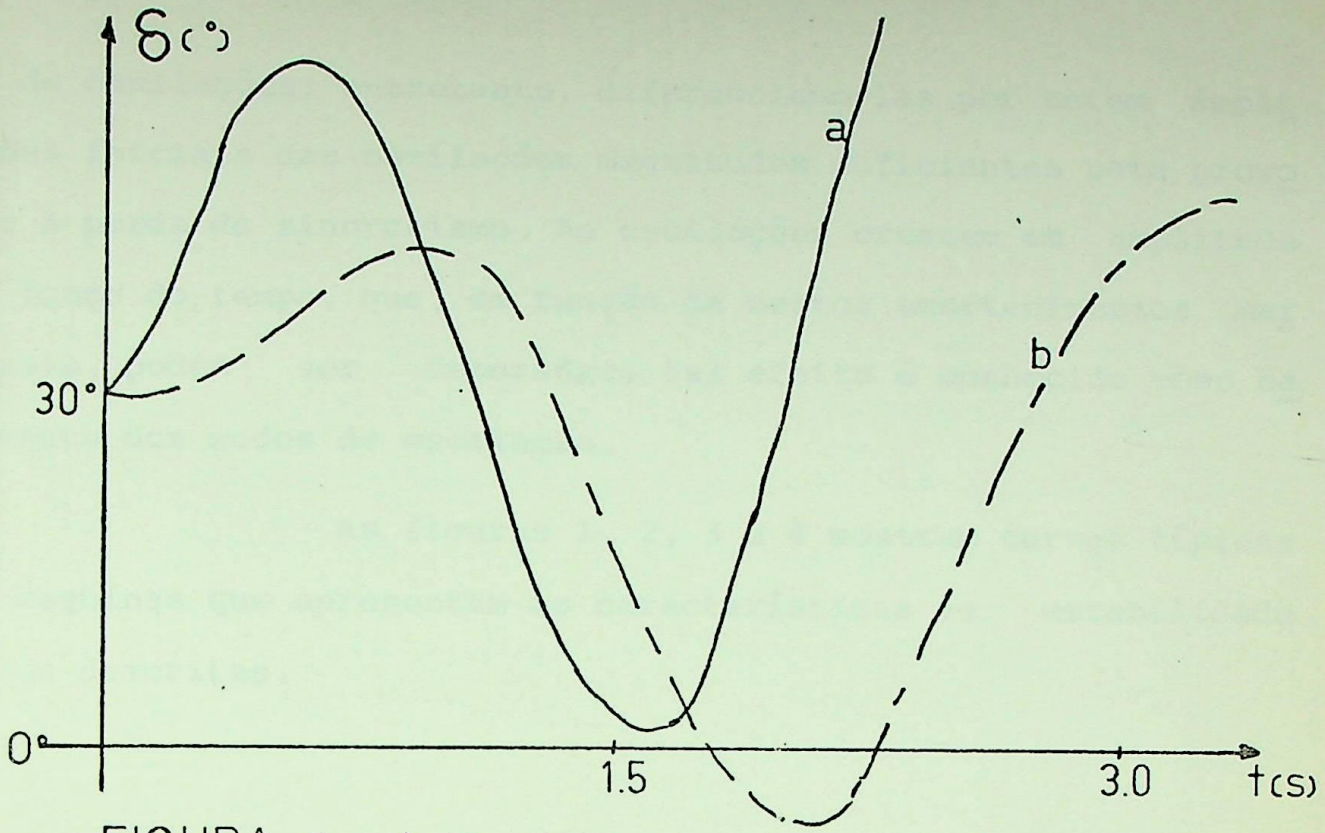


FIGURA 3 - Instabilidade, causada por falta 3 Ø, além da primeira oscilação devido a superposição de modos de oscilação

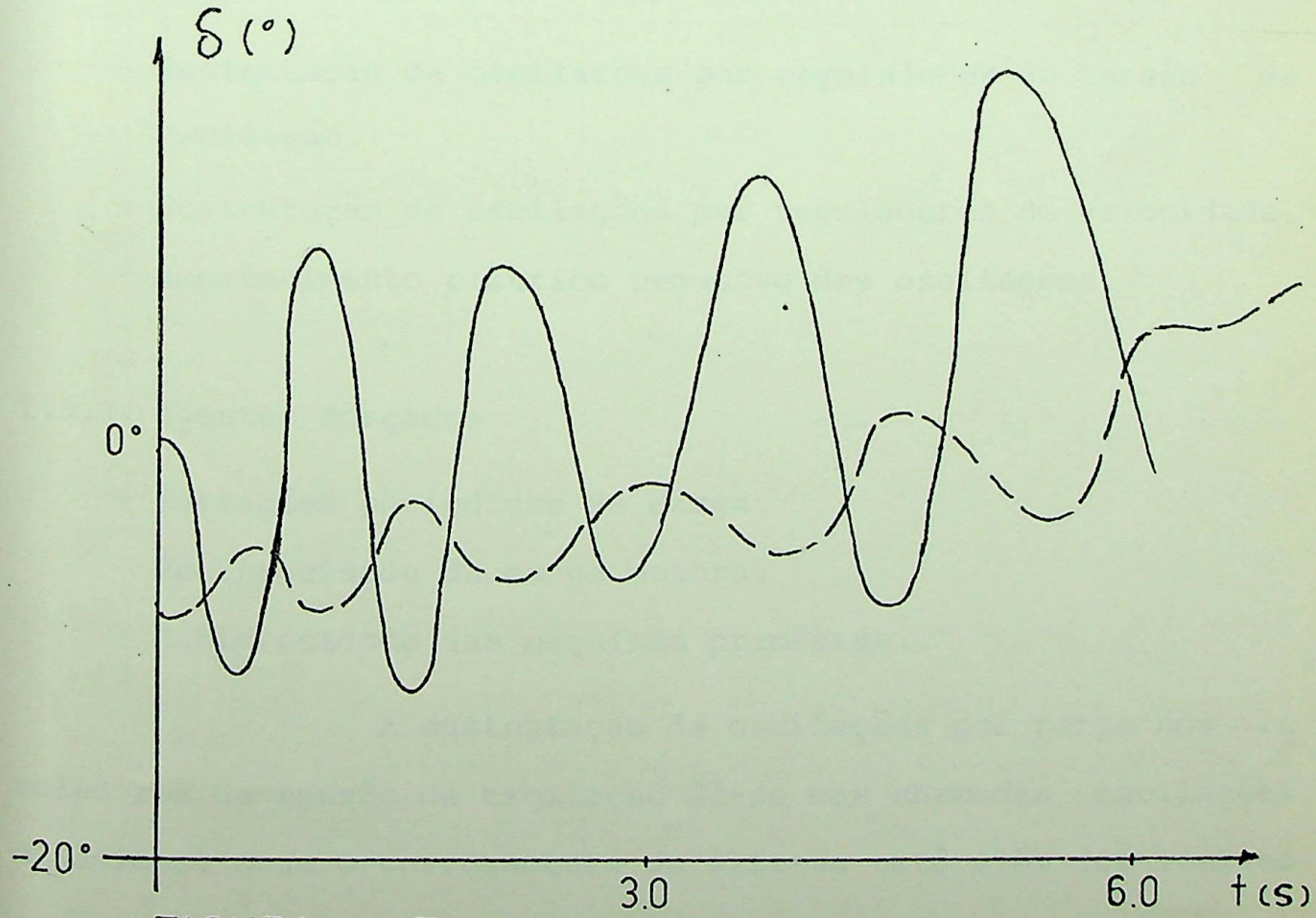


FIGURA 4 - Fenômeno de intabilidade por batimento de oscilações

to de oscilações; entretanto, diferenciamo-las por terem amplitudes iniciais das oscilações magnitudes suficientes para provocar a perda de sincronismo. As oscilações crescem em amplitude ao longo do tempo, que, em função de certos amortecimentos marginais, podem ser demoradas; tal efeito é conhecido como batimento dos modos de oscilação.

As figuras 1, 2, 3 e 4 mostram curvas típicas de máquinas que apresentam as características de estabilidade acima descritas.

1.3. AGENTES FÍSICOS CAUSADORES DE OSCILAÇÕES EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA

1.3.1. Agentes Inerentes

- Sustentação de oscilações por reguladores de tensão de excitação.
- Sustentação de oscilações por reguladores de velocidade.
- Amortecimento elétrico negativo das oscilações.

1.3.2. Agentes Forçados

- Variações periódicas da carga.
- Reciprocidade da carga motora.
- Reciprocidade das máquinas primárias.

A sustentação de oscilações por parte dos reguladores de tensão de excitação dá-se nas chamadas oscilações dinâmicas, onde o carregamento do sistema está além dos limites normais do estado permanente. A possibilidade de operação normal do regulador nestas regiões não depende apenas das caracte-

rísticas do mesmo, mas também das do sistema de excitação, da inércia, do amortecimento do gerador e das características do sistema a que está interligado.

A sustentação por parte do regulador de velocidade é grandemente acentuada se o gerador não possuir um amortecimento elétrico normal como o fornecido enrolamentos amortecedores, ou por rotores sólidos dos geradores térmicos.

Amortecimentos elétricos negativos podem ser evitados, usando-se enrolamentos amortecedores nas máquinas geradoras.

As oscilações forçadas ocorrem, principalmente devido às contínuas variações nas cargas, destacando-se as siderúrgicas pelos fornos à arco e a indústria pesada, pelo uso de máquinas de indução, compressores, etc.

1.4. ENROLAMENTOS AMORTECEDORES

1.4.1. Generalidades

Como vimos, um dos meios eficientes de evitarmos a propagação de oscilações em um sistema é a utilização de enrolamentos amortecedores nas unidades de geração. Esta é uma decisão que deve ser tomada pelo órgão responsável pelo planejamento do sistema, devendo ser implantado quando da construção dos geradores, pois sua instalação em máquinas já em operação torna-se um tanto difícil e dispendiosa.

1.4.2. Equipamentos que podem ser dotados de enrolamentos amortecedores com efeitos benéficos ao Sistema

- Geradores síncronos de polos salientes
- Compensadores síncronos
- Conversores síncronos
- Motores síncronos

1.4.3. Tipos de Enrolamentos Amortecedores

1.4.3.1. Quanto à Constituição Mecânica

- Completo, conectado ou fechado
- Incompleto, desconectado ou aberto

São barras condutoras, isoladas do rotor, colocadas em ranhuras nas faces dos polos, conectadas entre si nos extremos dos polos. Se somente as barras dos mesmos polos se encontram em paralelo, temos o tipo aberto, vide figura 5. Se as barras de todos os polos são postas em paralelo, conforme mostra a figura 6, temos o tipo fechado. Eletricamente, o tipo fechado é o mais indicado, mas por razões mecânicas é mais usado o tipo aberto.

1.4.3.2. Quanto às Características Elétricas

- Baixa Resistência Elétrica
  Produzindo grandes torques para pequenos deslizamentos do rotor em relação ao estator.
- Alta Resistência Elétrica
  Idem para grandes deslizamentos.

Podemos usar também os chamados anéis ou colares de campo, que são anéis de cobre curto-circuitados e colocados em torno da cabeça dos polos. Podem substituir os enrolamentos amortecedores ou virem junto a estes, dependendo das ca

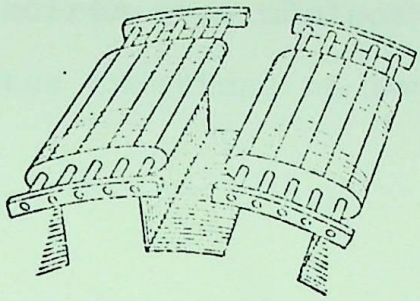


FIGURA 5

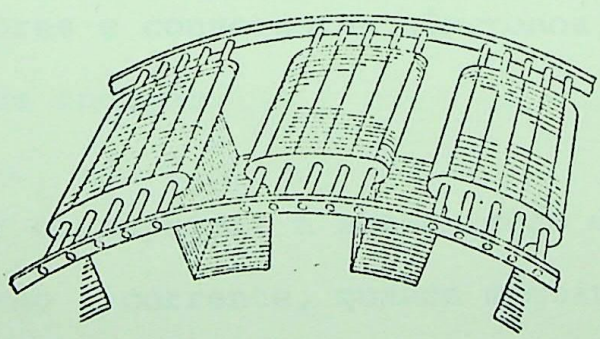


FIGURA 6

racterísticas desejadas.

Em máquinas síncronas de polos não salientes, em geral térmicas de alta velocidade, não se usa enrolamentos amortecedores por possuirem seus núcleos sólidos, propiciando a circulação das correntes induzidas no rotor e dando resultados semelhantes.

1.4.4. Meio da Ação

Através da circulação das correntes parasitas induzidas, obtemos os efeitos amortecedores pela interação destas com os fluxos gerados no rotor, quando da ocorrência de perturbações ou desbalanços elétricos.

1.4.5. Finalidades do Uso de Enrolamentos Amortecedores

1.4.5.1. Fornecer o torque inicial de partida nos motores, compensadores e conversores síncronos, semelhante à partida de máquinas de indução.

1.4.5.2. Reduzir ou suprimir a sustentação de oscilações (Hunting) de tensão e corrente, quando máquinas síncronas estiverem ligadas por circuitos com razões resistência/reatância altas. Isto pode ocorrer quando tivermos baixas frequências, condutores de fraca capacidade de carregamento ou compensação série. A sustentação é mais pronunciada nas condições de carga leve, onde se torna impossível operar o gerador com potência ativa nula, só compensando reativos.

A sustentação de oscilações pode ser minorada ou eliminada com enrolamentos amortecedores de baixa resistência elétrica.

1.4.5.3. Amortecer oscilações causadas por chaveamentos de manobra ou curtos-circuitos, quando as velocidades de resposta das excitatrizes das máquinas do sistema forem diferentes.

1.4.5.4. Prevenir distorções da forma de onda da tensão gerada, devido a cargas desbalanceadas, suprimindo os harmônicos de terceira e quinta ordem. Geradores hidráulicos, sem enrolamentos amortecedores, podem produzir sobretensões perigosas, durante a ocorrência de curtos-circuitos monofásicos, devido ao surgimento de fenômenos de ressonância entre as capacitâncias das linhas de transmissão e as indutâncias das máquinas e linhas nas freqüências dos harmônicos gerados.

1.4.5.5. Prevenir desbalanços das tensões terminais de fase, quando tivermos cargas desequilibradas, decrescendo a tensão de seqüência negativa, através da redução da reatância de seqüência negativa.

1.4.5.6. Prevenir o sobreaquecimento dos polos devido a correntes parasitas induzidas pelas correntes de armadura de seqüência negativa.

1.4.5.7. Gerar conjugados frenantes, quando o gerador está sob falta assimétrica, reduzindo o torque acelerante. Estes efeitos são conseguidos com enrolamentos de alta resistência.

1.4.5.8. Prover conjugados adicionais para a sincronização automática de geradores, forçando estes a entrarem em fase e na mesma freqüência do sistema. Torna também o mínimo possível a perda de sincronismo, após a ocorrência de perturbação do

sistema. Os enrolamentos amortecedores proporcionam conjugados adicionais além daqueles fornecidos pelos enrolamentos do campo principal, os quais podem ser completamente limitados, exceção para um deslizamento muito próximo da velocidade síncrona.

1.4.5.9. Reduzir efetivamente a razão de recuperação de tensão dos disjuntores, embora tendam a incrementar a intensidade da corrente a ser interrompida.

1.4.5.10. Reduzir o esforço no isolamento dos enrolamentos de campo, durante surtos de corrente na armadura, devido a faltas internas que não afetam os polos da mesma maneira.

1.4.5.11. O amortecimento elétrico adicional, produzido pelos enrolamentos, reduz a tendência dos turbo-geradores de sustentar oscilações através dos reguladores de velocidade na tentativa de amortecê-las. Isto é uma das razões pelas quais reguladores de mesmas características apresentam diferentes margens de estabilidade, função também do turbo-gerador e do sistema elétrico a que estão interligados.

1.4.6. Efeitos dos Enrolamentos Amortecedores na Estabilidade de Sistemas

1.4.6.1. Amortecimentos de seqüência positiva

Os conjugados são causados pela interação das correntes dos amortecedores com o campo magnético de seqüência positiva, no entreferro. Com exceção da partida da máquina ou perda de sincronismo o escorregamento do rotor com relação ao campo de seqüência positiva é pequeno e oscilatório. Conjugados de amortecimento de seqüência positiva, gerados por perturbações ape

riódicas, provocam oscilações, mas não causam a perda de sincronismo, decrescendo rapidamente em amplitude. Amortecedores de baixa resistência incrementam, grandemente, o amortecimento de seqüência positiva. Este está presente tanto durante como após ocorrer a falta, sendo mais efetivo após eliminada a falta onde o fluxo e a tensão de seqüência positiva serão maiores. O torque de amortecimento positivo, impedindo a redução do fluxo concatenado do campo evita que o gerador perca o sincronismo, após ter passado a primeira oscilação. Entretanto, ele não atua significantemente, de forma a manter o sincronismo durante a primeira oscilação, pois, durante uma parte desta, ainda temos o curto, e portanto as tensões e fluxos de seqüência positiva são pequenos.

1.4.6.2. Torques frenantes de seqüência negativa

São devidos a interação do fluxo gerado pelas correntes nos amortecedores com o campo magnético de seqüência negativa. Este campo só está presente quando ocorre um desbalanço, por exemplo quando ocorre uma falta assimétrica. O escorregamento do rotor para a seqüência negativa é (2-S), onde S é o deslizamento de seqüência positiva, como este é muito pequeno, podemos, praticamente, considerar o escorregamento de seqüência negativa igual a 2, logo, sempre positivo. Portanto, o conjugado não tem seu efeito invertido, resultando sempre no retardamento do rotor, daí o nome de torque frenante. Sua ação é equivalente a uma redução no conjugado mecânico de entrada. Em geradores que tendam a disparar durante faltas, o torque decresce a aceleração. Os efeitos frenantes estão presentes somente nos casos de faltas assimétricas e são gerados por enrolamentos de alta resistência elétrica. O conjugado frenante é semelhante

à resistência de aterramento dos geradores, reduzindo os torques acelerantes durante faltas fase-terra. Este sistema perde um pouco de significado devido à utilização de disjuntores de alta velocidade para eliminação de faltas.

1.4.6.3. Redução da Reatância de Seqüência Negativa

À exceção do curto-circuito trifásico, a impedância de falta do gerador ficará menor, logo enfraquecemos a interligação entre máquinas durante a falta no sistema. As reatâncias de transferência serão incrementadas, havendo um decréscimo de amplitude dos termos senoidais das equações potência-ângulo.

Logo temos dois efeitos contraditórios:

Conjugados frenantes que melhoram a estabilidade;

Impedâncias de seqüência negativa menores que afetam, negativamente a estabilidade.

A predominância de um destes efeitos é função da resistência elétrica do enrolamento amortecedor.

Com enrolamentos de baixa resistência a diminuição da impedância de seqüência negativa predomina, enquanto que, com os de alta resistência, os torques frenantes é que predominam. Isto porque, ao aumentarmos a resistência do amortecedor, aumentamos tanto a impedância de seqüência negativa, como o conjugado frenante.

Atualmente a redução do tempo de eliminação das faltas diminui bastante a importância destes efeitos.

1.4.7. Desvantagens do Uso de Enrolamentos Amortecedores

1.4.7.1. Apresentam um custo maior na construção do gerador, de 1% a 2% do total do preço.

1.4.7.2. Aumentam os esforços nos isolamentos do gerador e equipamentos conectados à máquina devido ao aumento da corrente de curto-circuito.

1.4.7.3. Necessitam de um enrolamento adicional que deve ser construido para suportar os esforços de isolamento e condições de sobre-velocidade.

1.4.7.4. Diminuem a reatância de seqüência negativa do sistema.

1.5. OUTRAS FONTES DE AMORTECIMENTO

1.5.1. Turbina

O amortecimento deve-se ao fato de que, num aumento do conjugado mecânico de saída, teremos um acréscimo na velocidade conforme mostra a figura 7. Definimos o coeficiente de conjugado amortecedor como a variação do torque em relação à variação da velocidade.

Para cargas parciais e em torno da velocidade nominal o coeficiente de torque amortecedor (T_d) para a turbina pode ser considerado, aproximadamente, proporcional à carga ou ao conjugado da máquina primária. Para carga média temos $T_d \approx 0,5$ e a vazio $T_d=0$.

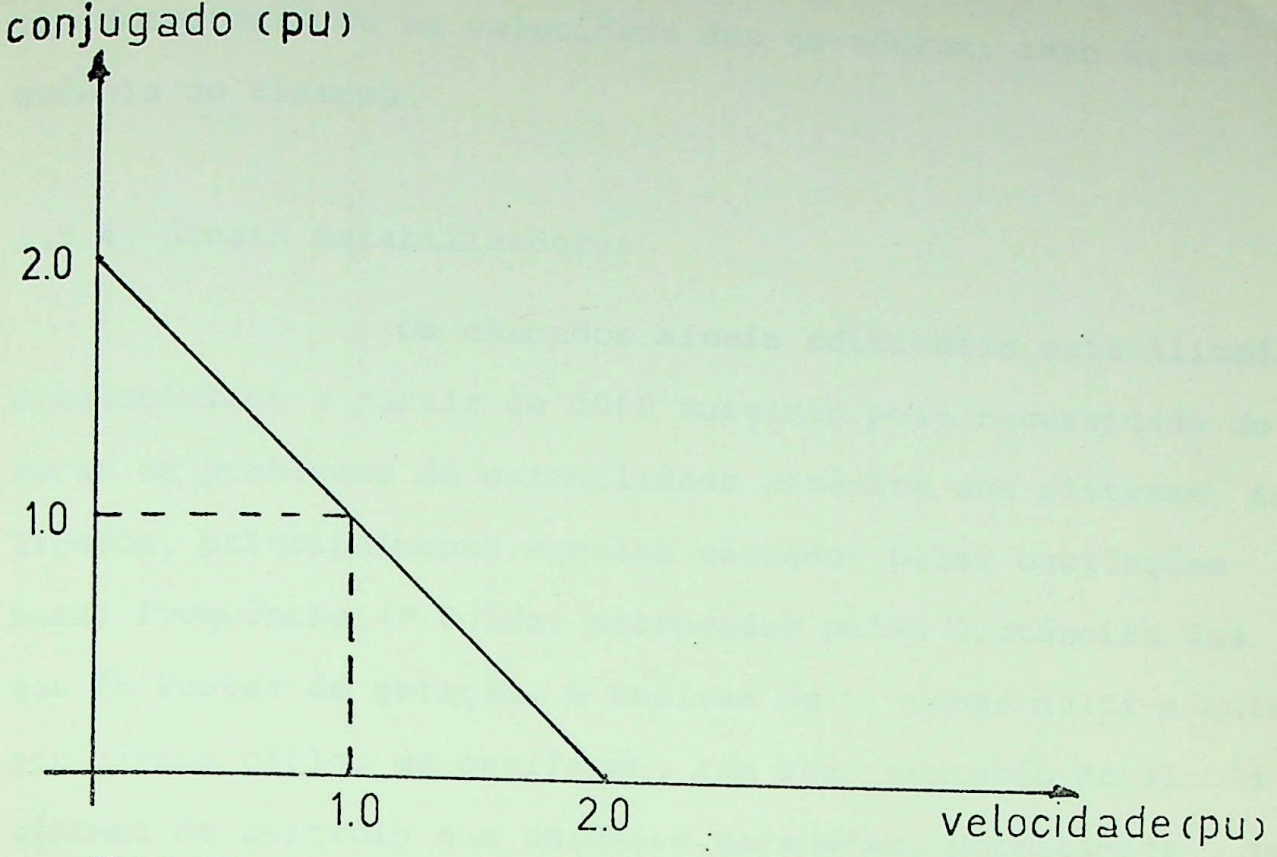


FIGURA 7

1.5.2. Excitatriz

O enrolamento do campo produz uma componente amortecedora durante oscilações, mas devido às grandes constantes de tempo de resposta dos enrolamentos de campo, estas componentes têm efeitos secundários.

1.5.3. Carga

Tanto motores síncronos como de indução desenvolvem torques amortecedores com cargas mecânicas em seus eixos.

Havendo aumento na velocidade de um gerador do sistema, é injetado neste uma componente de tensão com uma freqüência maior que a nominal. Esta desenvolve um torque elétrico adicional, devido às características da carga do sistema, o que produz um amortecimento adicional nas oscilações angula

res dosrotores ou na velocidade dos geradores, isto é, ma frequência do sistema.

1.5.4. Sinais Estabilizadores

Os chamados sinais adicionais estabilizadores, desenvolvidos a partir de 1960 surgiram pela necessidade de minorar os problemas de estabilidade dinâmica dos sistemas interligados, principalmente aqueles causados pelas oscilações de baixa frequência (≈ 0,1Hz) provocadas pelas distâncias das cargas às fontes de geração. A análise de sistemas multi-máquinas, por vários ciclos de oscilação, com representação detalhada do sistema de controle das unidades geradoras, permite-nos detectar fenômenos de instabilidade entre máquinas, por falta de amortecimento de oscilações.

Tanto a simulação digital-analógica como os testes em campo provaram a viabilidade técnica e econômica de empregar os sistemas de controle dos grandes geradores, dotados de sinais adicionais para o amortecimento de oscilações. Portanto, a função básica de um sinal estabilizador é controlar os fluxos transitórios de potências entre geradores, de forma a amortecer as oscilações. O meio é a suplementação do sinal de erro do sistema de controle com um sinal estabilizador adequado ao sistema considerado e às finalidades desejadas.

II - SIMULAÇÃO DOS ELEMENTOS DO SISTEMA

2.1. REPRESENTAÇÃO DA MÁQUINA SÍNCRONA

2.1.1. Equações Gerais

Vamos adotar a representação da máquina síncrona apresentada na referência 1.6 cujos elementos básicos estão apresentados na figura 8.

Vamos desenvolver a máquina síncrona segundo os eixos direto e em quadratura - d, q - compreendendo um arranjo estacionário das bobinas do estator (a,b,c) e um arranjo pseudo-estacionário das bobinas do rotor com indutâncias mútuas e próprias definidas, conforme mostra a figura 9.

As tensões e conjugados para a máquina primitiva equivalente da máquina síncrona trifásica, expressas em termos das componentes dos eixos - d, q, γ são as seguintes:

$$\left|V_{dq\gamma fst}\right| = \left\{\left[R_{dq\gamma fst}\right] + \left[L_{dq\gamma fst}\right].\rho + W_r \cdot \left[G_{dq\gamma fst}\right]\right\}\left[I_{dq\gamma fst}\right] \qquad (1)$$

e

$$T_e = (\text{pares de polos}).\left[I_{dq\gamma fst}\right] \cdot \left[G_{dq\gamma fst}\right] \cdot \left[I_{dq\gamma fst}\right] \qquad (2)$$

MATRIZ DAS RESISTÊNCIAS

Sendo similares as transformações (a,b,c) para (d,q,γ) tanto para resistência como para reatâncias, teremos:

$$\left[R_{dq\gamma}\right] = \left[C\right]\left[R_{abc}\right]\left[C_t\right] \qquad (3)$$

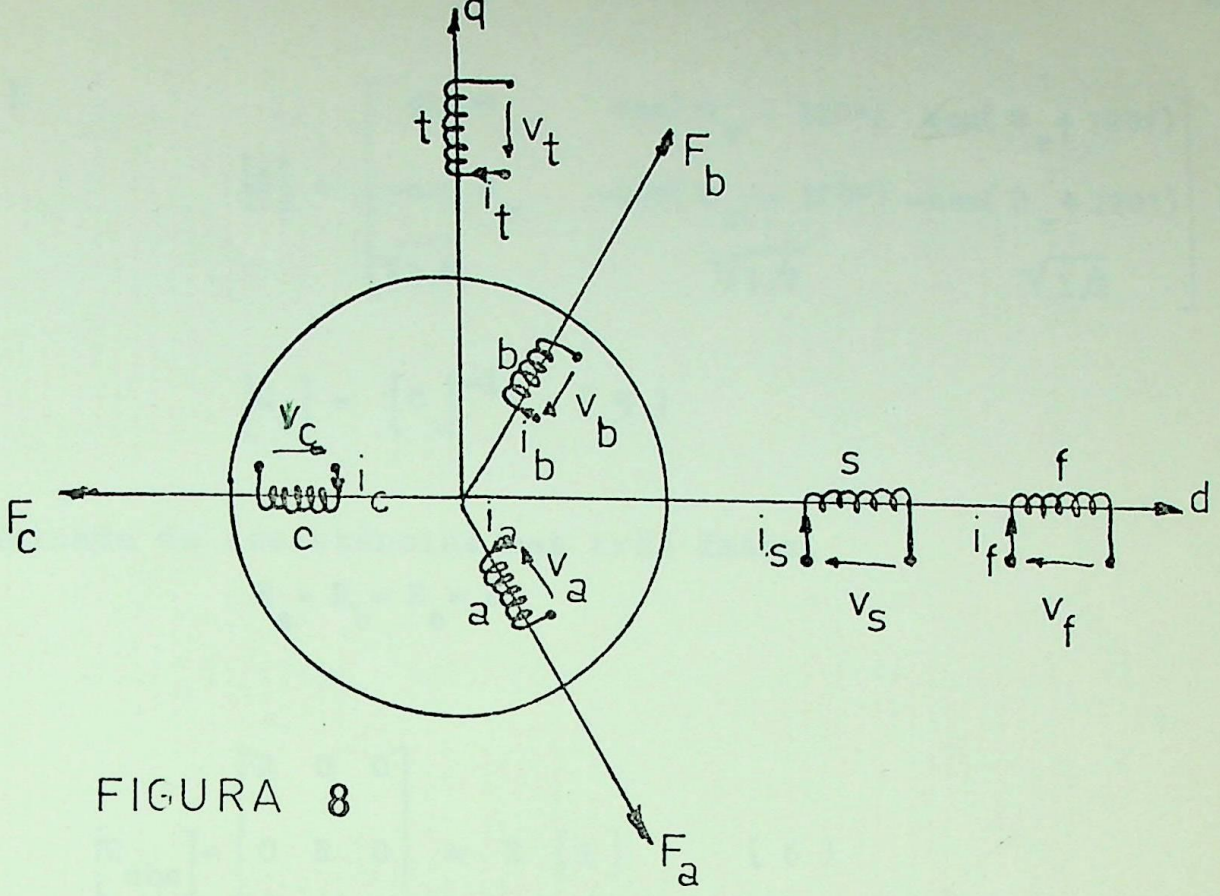


FIGURA 8

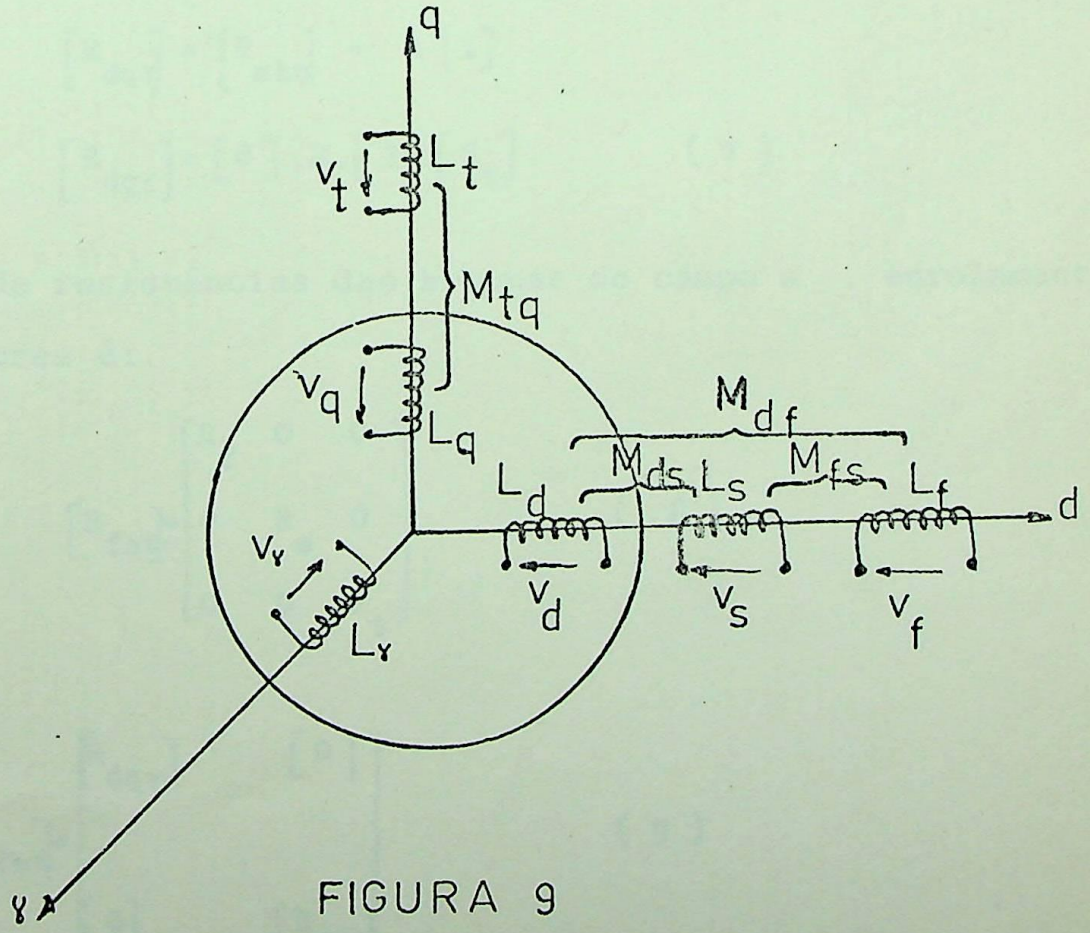


FIGURA 9

onde

$$[C] = \begin{bmatrix} \cos\theta_r & \cos(\theta_r - 120^\circ) & \cos(\theta_r + 120^\circ) \\ -\operatorname{sen}\theta_r & -\operatorname{sen}(\theta_r - 120^\circ) & -\operatorname{sen}(\theta_r + 120^\circ) \\ \sqrt{1/2} & \sqrt{1/2} & \sqrt{1/2} \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$[C_t] = [C]^{-1} \quad (5)$$

com igualdade de resistências nas três fases,

$$R_a = R_b = R_c = R$$

$$[R_{abc}] = \begin{bmatrix} R & 0 & 0 \\ 0 & R & 0 \\ 0 & 0 & R \end{bmatrix} = R\,[1] \quad (6)$$

Logo,

$$[R_{dq\gamma}] = [R_{abc}] = R\,[1]$$

$$[R_{dq\gamma}] = [C] \cdot R \cdot [1] \cdot [C_t] \quad (7)$$

A matriz de resistências das bobinas de campo e enrolamentos amortecedores é:

$$[R_{fst}] = \begin{bmatrix} R_f & 0 & 0 \\ 0 & R_s & 0 \\ 0 & 0 & R_t \end{bmatrix} \quad (8)$$

Portanto,

$$[R_{dq\gamma fst}] = \begin{bmatrix} [R_{dq\gamma}] & [0] \\ [0] & [R_{fst}] \end{bmatrix} \quad (9)$$

MATRIZ DAS INDUTÂNCIAS

A matriz dos coeficientes rotacionais possui somente elementos correspondentes as bobinas pseudo- estacionárias, d - q

$$\left[G_{dq\gamma fst}\right] = \begin{bmatrix} 0 & G_{dq} & 0 & 0 & 0 & G_{dt} \\ G_{dq} & 0 & 0 & G_{qf} & G_{qs} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \qquad (10)$$

Usando o eixo q como referência,

$$G_{dq} = -M_{qq} \cdot \operatorname{sen}\left(+\frac{\pi}{2}\right) = -L_q$$

$$G_{dt} = -M_{qt} \cdot \operatorname{sen}\left(+\frac{\pi}{2}\right) = -M_{qt}$$

$$G_{qd} = -M_{dd} \cdot \operatorname{sen}\left(-\frac{\pi}{2}\right) = L_d$$

$$G_{qf} = -M_{df} \cdot \operatorname{sen}\left(-\frac{\pi}{2}\right) = M_{df}$$

$$G_{qs} = -M_{ds} \cdot \operatorname{sen}\left(-\frac{\pi}{2}\right) = M_{ds}$$

Logo,

$$\left[G_{dq\gamma fst}\right] = \begin{bmatrix} 0 & -L_q & 0 & 0 & 0 & -M_{qt} \\ L_d & 0 & 0 & M_{df} & M_{ds} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \qquad (11)$$

EQUAÇÕES DAS TENSÕES

Sabemos que as bobinas dos enrolamentos amortecedores são curto-circuitadas; portanto,

$$V_f = V_s = 0$$

$$\left[V_{dq\gamma fst}\right] = \begin{bmatrix} R+L_d\wedge & -W_r L_q & 0 & M_{df}\wedge & M_{ds}\wedge & -W_r M_{qt} \\ W_r L_d & R+L_q\wedge & 0 & W_r M_{df} & W_r M_{ds} & M_{qt}\wedge \\ 0 & 0 & R+L_l\wedge & 0 & 0 & 0 \\ M_{df}\wedge & 0 & 0 & R_f+L_{fs}\wedge & M_{fs}\wedge & 0 \\ M_{ds}\wedge & 0 & 0 & M_{fs}\wedge & R_s+L_s\wedge & 0 \\ 0 & M_{qt}\wedge & 0 & 0 & 0 & R_t+L_t\wedge \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_d \\ I_q \\ I_\gamma \\ I_f \\ I_s \\ I_t \end{bmatrix} \qquad (12)$$

Expandindo, teremos as equações de Park:

$$\begin{aligned}
V_d &= R\,I_d + \wedge(L_d I_d + M_{df} I_f + M_{ds} I_s) - W_r(L_q I_q + M_{qt} I_t) \\
V_q &= R\,I_q + \wedge(L_q I_q + M_{qt} I_t) + W_r(L_d I_d + M_{df} I_f + M_{ds} I_s) \\
V_\gamma &= R\,I_\gamma + \wedge L_l I_\gamma \\
V_f &= R_f I_f + \wedge(L_f I_f + M_{df} I_d + M_{fs} I_s) \\
0 &= R_s I_s + \wedge(L_s I_s + M_{ds} I_d + M_{fs} I_f) \\
0 &= R_t I_t + \wedge(L_t I_t + M_{qt} I_q)
\end{aligned} \qquad (13)$$

Isto corresponderá ao circuito linearizado, segundo os eixos d, q da máquina equivalente, conforme figura 10.

Podemos expressar as tensões em termos dos fluxos concatenados totais nas bobinas. Sabemos que:

$$[\psi_{dq\gamma fst}] = [L_{dq\gamma fst}] \cdot [I_{dq\gamma fst}] \qquad (14)$$

Portanto

$$\begin{aligned}
\psi_d &= L_d I_d + M_{df} I_f + M_{ds} I_s \\
\psi_q &= L_q I_q + M_{qt} I_t \\
\psi_\gamma &= L_l I_\gamma \\
\psi_f &= L_f I_f + M_{df} I_d + M_{fs} I_s \\
\psi_s &= L_s I_s + M_{ds} I_d + M_{fs} I_f \\
\psi_t &= L_t I_t + M_{qt} I_q
\end{aligned} \qquad (15)$$

As equações das tensões tornam-se

$$\begin{aligned}
V_d &= R I_d + s\psi_d - W_r \psi_q \\
V_q &= R I_q + s\psi_q + W_r \psi_d \\
V_\gamma &= R I_\gamma + s \psi_\gamma \\
V_F &= R_F I_F + s\psi_F \\
0 &= R_s I_s + s\psi_s \\
0 &= R_t I_t + s\psi_t
\end{aligned} \qquad (16)$$

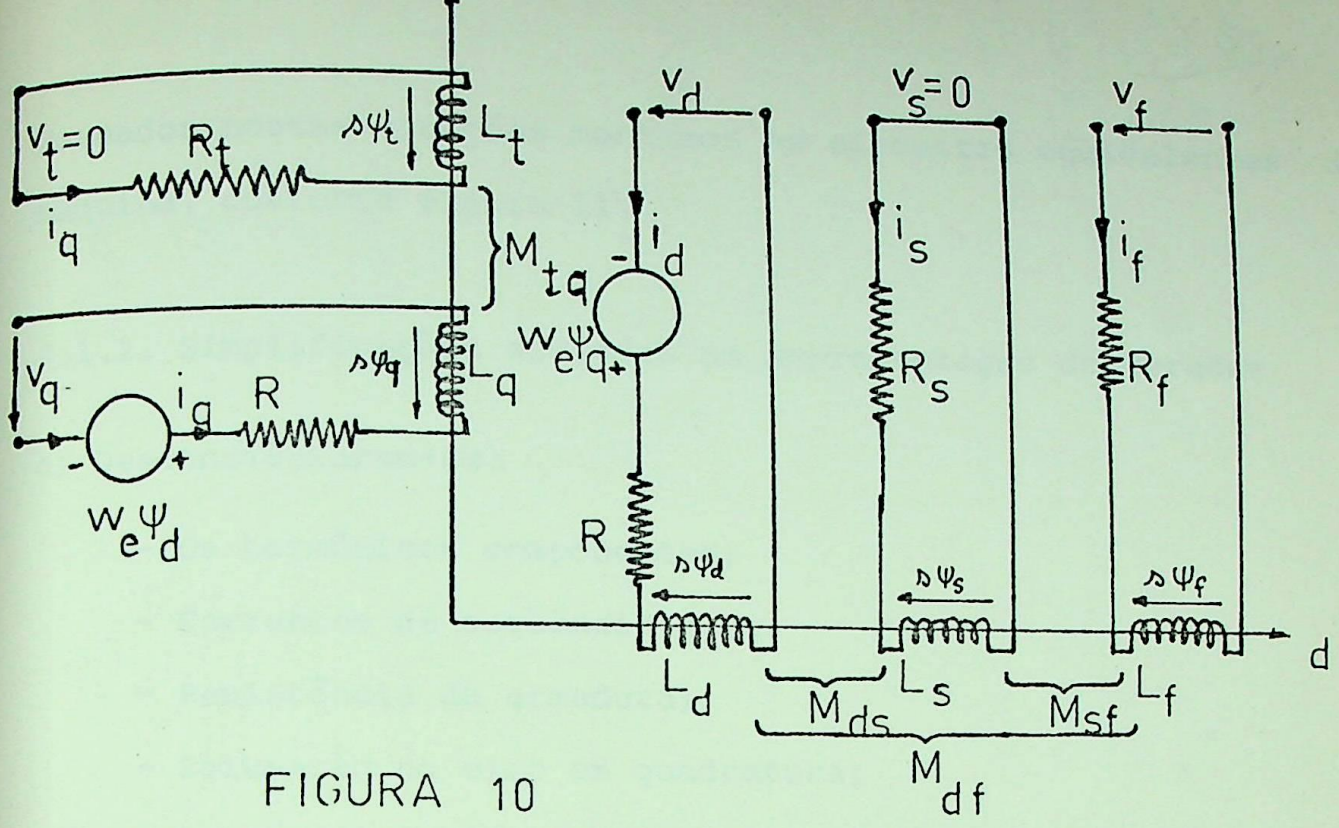
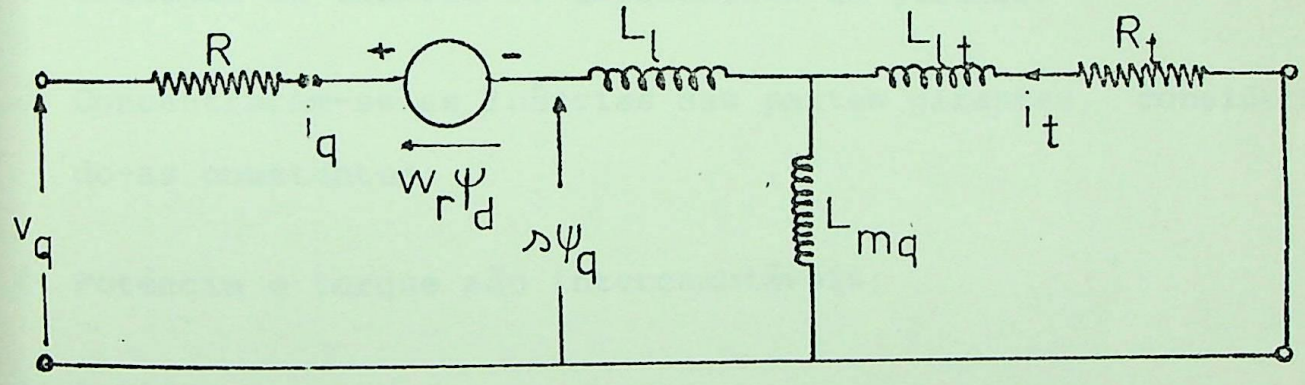


FIGURA 10



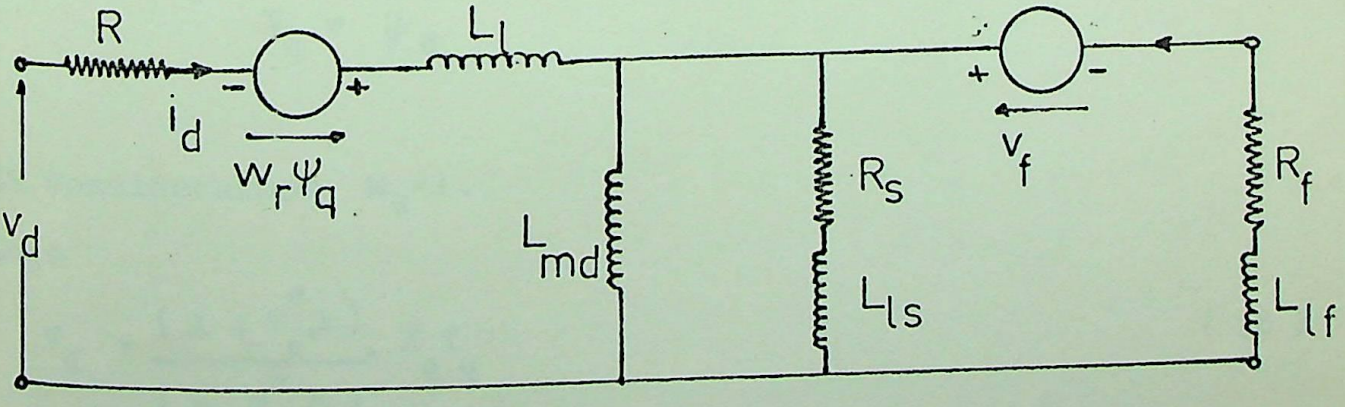


FIGURA 11 - Circuitos equivalentes

Baseados nestas equações montamos os circuitos equivalentes da máquina, conforme figura 11.

2.1.2. Simplificações adotadas na Representação do Gerador

a) Desconsideraram-se:

- Os harmônicos componentes;
- Correntes de seqüência zero;
- Resistência da armadura;
- Saturação no eixo em quadratura;
- Tensões induzidas entre eixos direto e em quadratura;

b) As variações na velocidade ou freqüência são pequenas, não afetando as tensões ou impedâncias do gerador;

c) Concentraram-se as inércias das partes girantes, considerando-as constantes;

d) Potência e torque são intercambiáveis;

Portanto;

$$V_d = -\psi_q \qquad (17)$$

$$V_q = \psi_d$$

Se considerarmos $W_R=1$.

Logo

$$V_d = \frac{(1+T''_q s)}{(1+T''_{qo} s)} \cdot X_q I_q \qquad (18)$$

$$V_q = -\frac{(1+T'_d\Delta)(1+T''_d\Delta)}{(1+T'_{do}\Delta)(1+T''_{do}\Delta)} \cdot X_d I_d + \frac{(1+T_s\Delta)\,X_{md}\,E_{fd}}{(1+T'_{do}\Delta)(1+T''_{do}\Delta).R_f} \quad (19)$$

$$V_t = \sqrt{V_d^2 + V_q^2} \quad (20)$$

onde:

$$T'_d = T'_{do}\frac{X'_d}{X_d} \quad (21) \qquad ; \qquad T''_d = T''_{do}\frac{X''_d}{X'_d} \quad (22) \qquad ; \qquad T''_q = T''_{qo}\frac{X''_q}{X_q} \quad (23)$$

se

$$X_{md} = X_d - X_o \quad (24)$$

$$X_f = X_{md}\,(X'_d - X_o) \,/\, (X_d - X'_d) \quad (25)$$

$$X_s = 1 \,/\, \left(\frac{1}{X''_d - X_o} - \frac{1}{X_{md}} - \frac{1}{X_f}\right) \quad (26)$$

$$R_s = (X_s + X'_d - X_o) \,/\, T''_{do} \quad (27)$$

$$T_s = X_s \,/\, R_s \quad (28)$$

As reatâncias do gerador X_d, X'_d, X''_d, X_q, X''_q e X_o, bem como as constantes de tempo T'_{do}, T''_{do} e T''_{qo}, podem ser calculadas ou obtidas através de ensaios de recebimento de unidades, logo com maior precisão. As demais constantes de tempo em geral são calculadas através das fórmulas apresentadas.

Se a máquina não possuir enrolamentos amorte

cedores, a parte subtransitória deixará de existir, pois:

$$X''_d = X_a + \frac{X_{md} X_f \cancel{X_s}^{0}}{X_{md} X_f + X_{md} X_s + X_f X_s} \qquad (29)$$

$$X''_q = X_a + \frac{X_{mq} X_t}{X_{mq} + X_t} \qquad (30)$$

$$T''_{do} = \frac{1}{W R_r s}\left(X_s + \frac{X_{md} X_f}{X_{md} + X_f} \right) \qquad (31)$$

$$T''_{qo} = \frac{1}{W R_r t}\left(X_t + X_{mq} \right) \qquad (32)$$

$$T''_d = T''_{do} \frac{X''_d}{X'_d} \qquad (33)$$

$$T''_q = T''_{qo} \frac{X''_q}{X_q} \qquad (34)$$

2.1.3. Representação da Saturação do Gerador

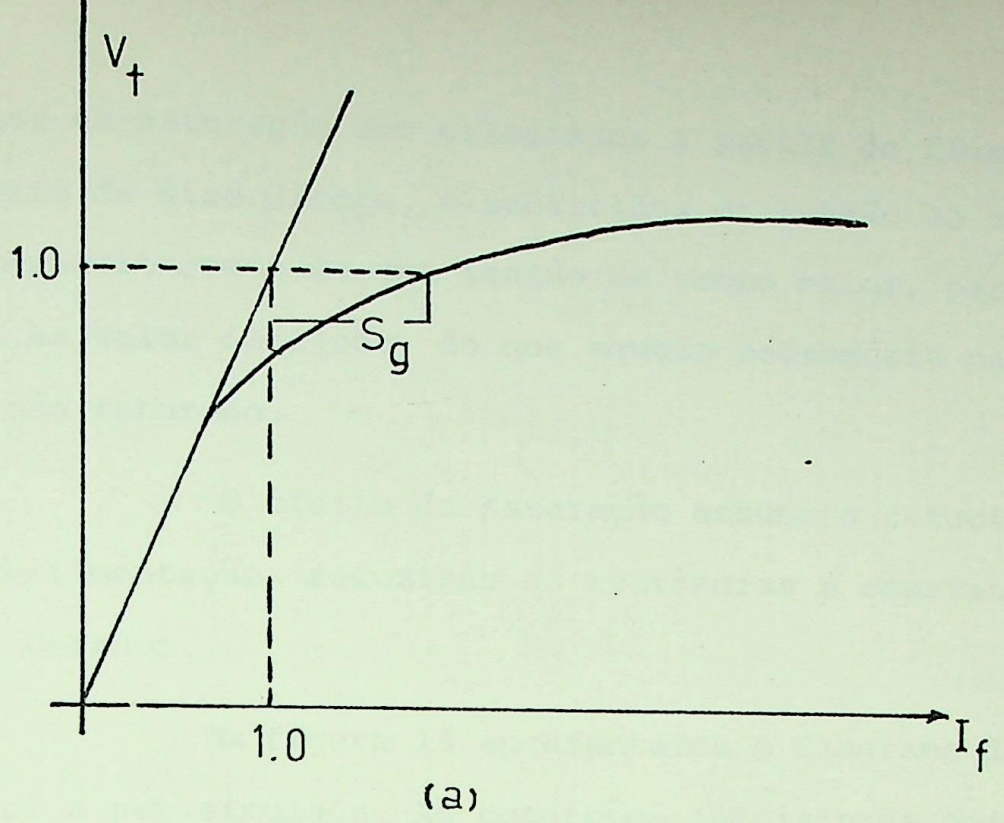
Podemos representar a saturação do gerador, supondo que a curva de saturação a vazio representa, aproximadamente, as condições encontradas pelo fluxo no entreferro no eixo direto. Segundo a referência 1.3, o cálculo do fluxo do entreferro pode ser aproximado pela tensão de Poitier, conforme figuras 12-a, b.

Onde

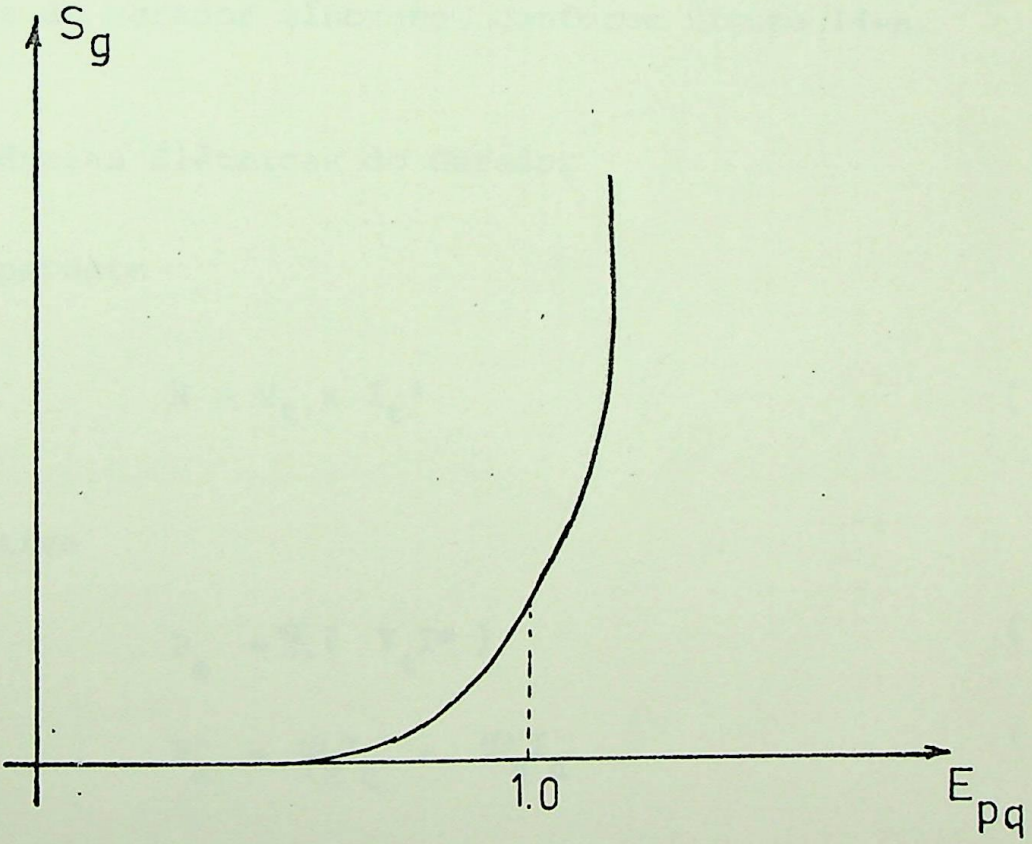
$$E_p = V_t + j I_t X_p \qquad (35)$$

No eixo em quadratura

$$E_{pq} = V_q + I_d X_p \qquad (36)$$



(a)



(b)

FIGURA 12

Os efeitos da saturação são calculados a partir do fluxo no entre-ferro de eixo direto, e subtraidos da tensão de campo. Portanto, necessitaremos de uma tensão de campo maior, para manter a tensão no valor desejado, do que aquela necessária para um gerador não saturado.

O efeito da saturação assume a característica de uma realimentação, reduzindo as reatâncias e constantes de tempo do gerador.

Na figura 13 apresentamos o diagrama de blocos do gerador a ser simulado. As condições iniciais de operação do gerador serão obtidas através do diagrama fasorial das tensões e correntes do gerador síncrono, conforme figura 14-a.

2.1.4. Potências Elétricas do Gerador

Potência aparente

$$N = V_t \times I_t^* \qquad (37)$$

Potência ativa

$$P_e = \Re (V_t I^*) \qquad (38)$$

$$P_e = \psi_d I_q - \psi_q I_d \qquad (39)$$

Admitindo as hipóteses simplificadoras

$$P_e = V_q I_q + V_q I_q \qquad (40)$$

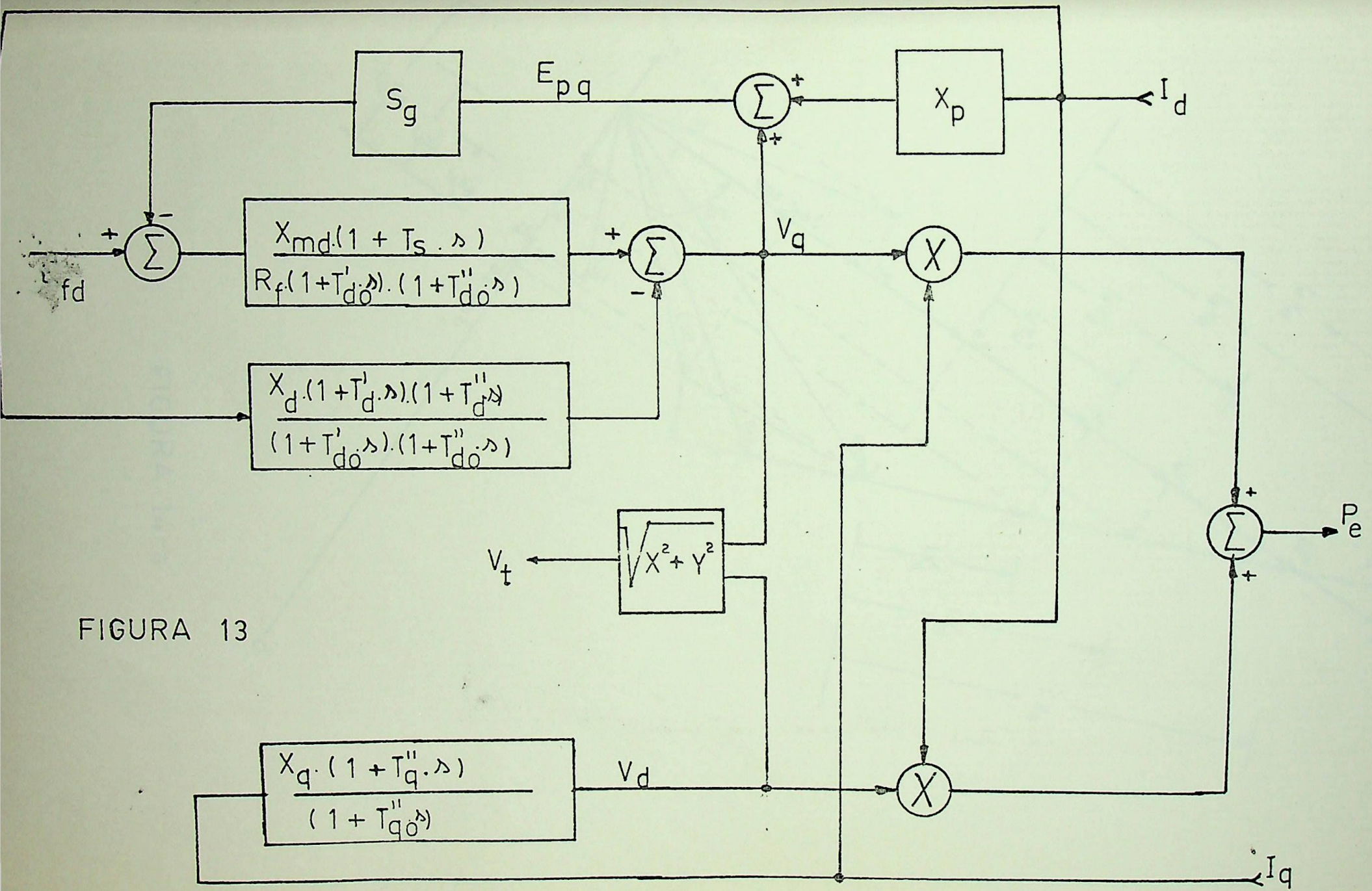

S_g
E_{pq}
X_p
I_d
V_g
V_t
V_d
I_q
P_e
fd
$\frac{X_{md}.(1+T_s.s)}{R_f.(1+T'_{do}.s).(1+T''_{do}.s)}$
$\frac{X_d.(1+T'_d.s).(1+T''_d.s)}{(1+T'_{do}.s).(1+T''_{do}.s)}$
$\frac{X_q.(1+T''_q.s)}{(1+T''_{qo}.s)}$
$\sqrt{X^2+Y^2}$

FIGURA 13

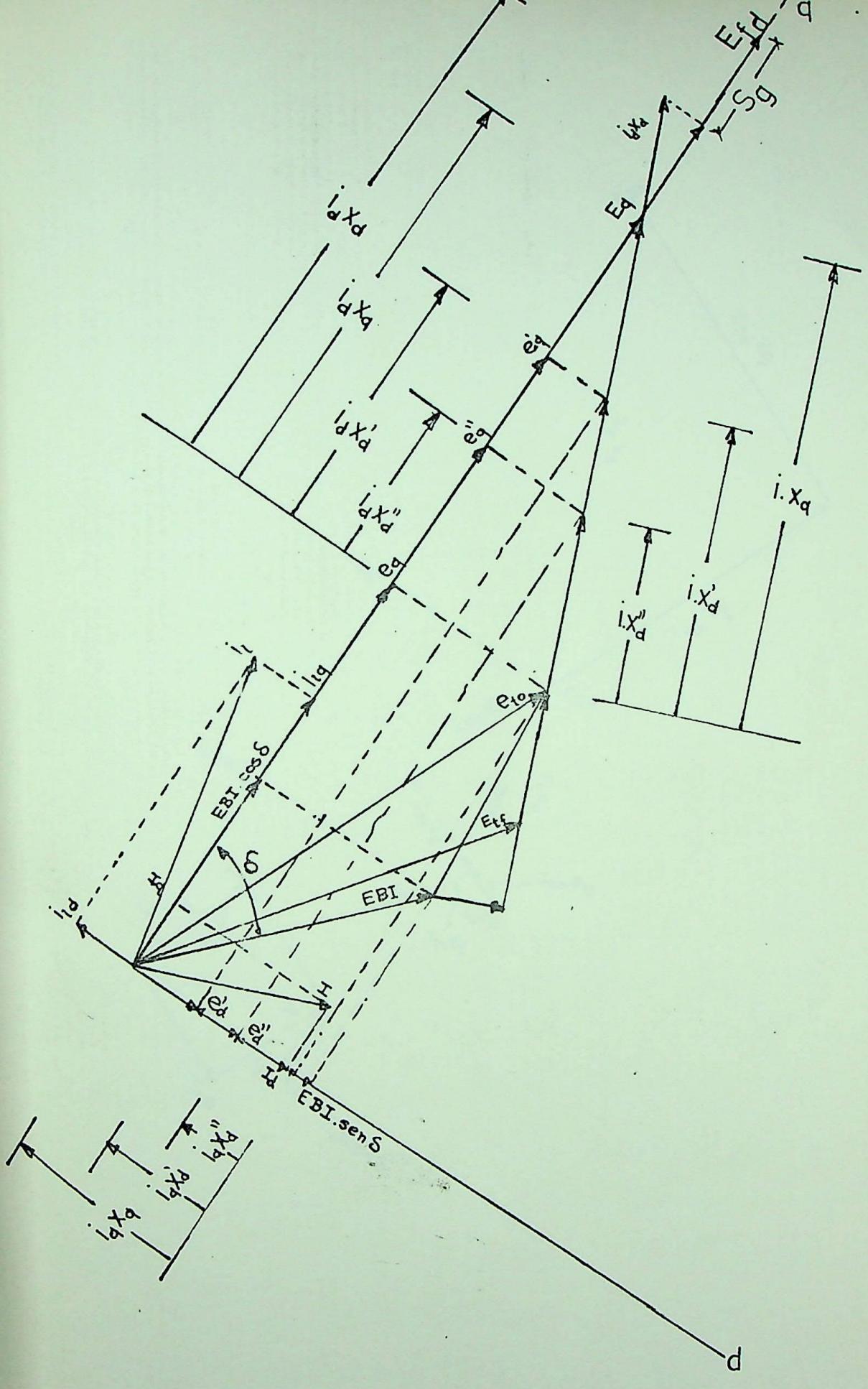


FIGURA 14-a

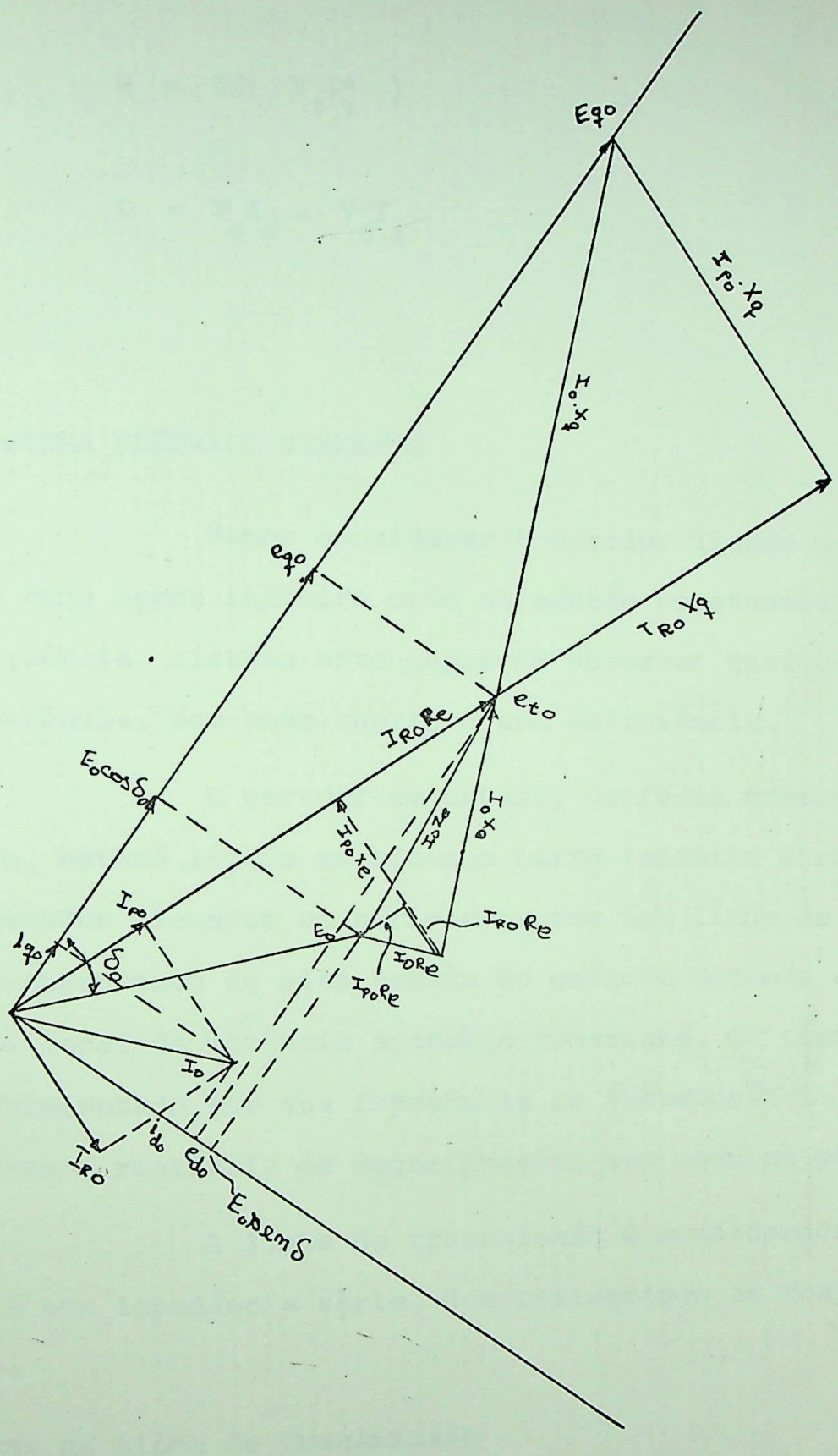

Eqo
Io·Xd
Iro·Xq
eqo
Iro Xq
eto
Iro Re
Eo cos δo
Iro Xe
Io Xd
Io
Iro
Eo
Iro Re
Iro Re
Iro Re
δo
Io
ido
Edo
Edo sen δ

FIGURA 14 - b

potência reativa

$$Q = \mathrm{Im}(V_t I_t^*) \qquad (41)$$

$$Q = V_q I_d - V_d I_q \qquad (42)$$

2.2. SISTEMA ELÉTRICO SIMULADO

Vamos considerar o gerador ligado a um sistema tido como barra infinita onde se mantêm constantes a tensão e a freqüência, sistema este capaz de absorver qualquer excesso de potência, bem como suprir a sua deficiência.

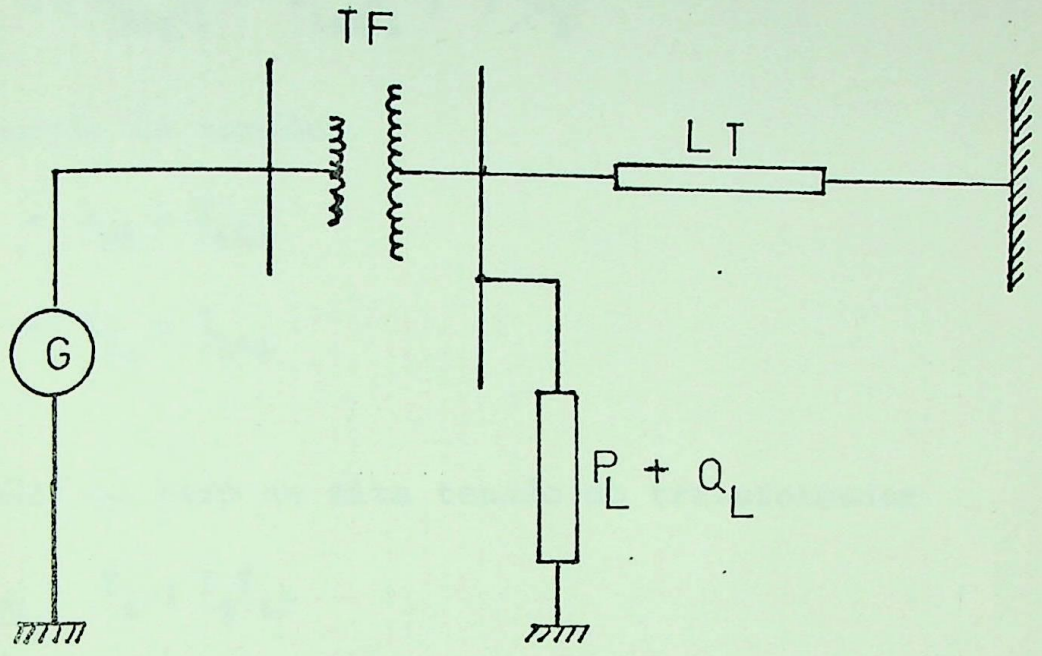
O gerador em estudo, conforme mostra a figura 15-a e b, estará ligado ao sistema barra-infinita através de um transformador elevador em série este, com uma linha de interligação. No barramento de alta tensão do gerador podemos admitir uma carga local de potência aparente constante. O transformador será representado por sua impedância de transferência, desconsiderando-se a reatância de magnetização, bem como as perdas.

A linha de transmissão é considerada somente quanto à sua impedância série, desconsiderando as reatâncias de derivação.

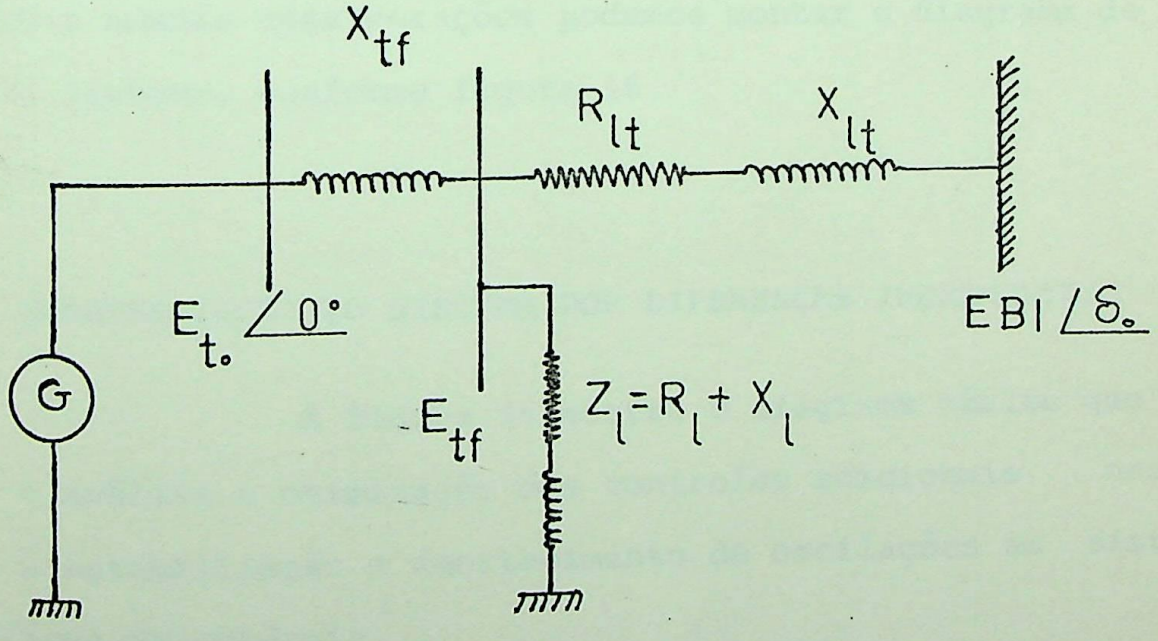
Correntes na Linha de Transmissão

$$I_{ltd} = (R_{lt}(E_{tfd} - EBI.\mathrm{sen}\delta) + X_{lt}(E_{tfq} - EBI.\cos\delta))/|Z_{lt}|^2 \qquad (43)$$

$$I_{ltq} = (X_{lt}(EBI.\mathrm{sen}\delta - E_{tfd}) + R_{lt}(E_{tfq} + EBI.\cos\delta))/|Z_{lt}|^2 \qquad (44)$$


TF
LT
G
$P_L + Q_L$

(a)


X_{tf}
R_{lt}
X_{lt}
$E_{t_o} \angle 0°$
EBI $\angle \delta_o$
G
E_{tf}
$Z_l = R_l + X_l$

(b)

FIGURA 15

Correntes de carga

$$I_{ld} = (E_{tfd} R_l + E_{tfq} X_l) / |Z_l|^2 \qquad (45)$$

$$I_{lq} = (E_{tfq} R_l - E_{tfd} X_l) / |Z_l|^2 \qquad (46)$$

Correntes do gerador

$$I_d = I_{ld} + I_{ltd} \qquad (47)$$

$$I_q = I_{lq} + I_{ltq} \qquad (48)$$

Tensões no lado de alta tensão do transformador

$$E_{tfd} = V_d + I_q X_{tf} \qquad (49)$$

$$E_{tfq} = V_q - I_d X_{tf} \qquad (50)$$

Baseados nestas considerações podemos montar o diagrama de blocos do sistema, conforme figura 16.

2.3. REPRESENTAÇÃO DO SISTEMA POR DIFERENÇAS INCREMENTAIS

A figura 16 mostra o diagrama básico que permite a análise e otimização dos controles adicionais necessários à estabilização e amortecimento de oscilações em sistemas elétricos de potência.

Visando a uma análise expedita da influência dos vários parâmetros de uma máquina síncrona, podemos considerá-la em seu estado permanente, sujeita a pequenas perturbações, as quais podem ser linearizadas.

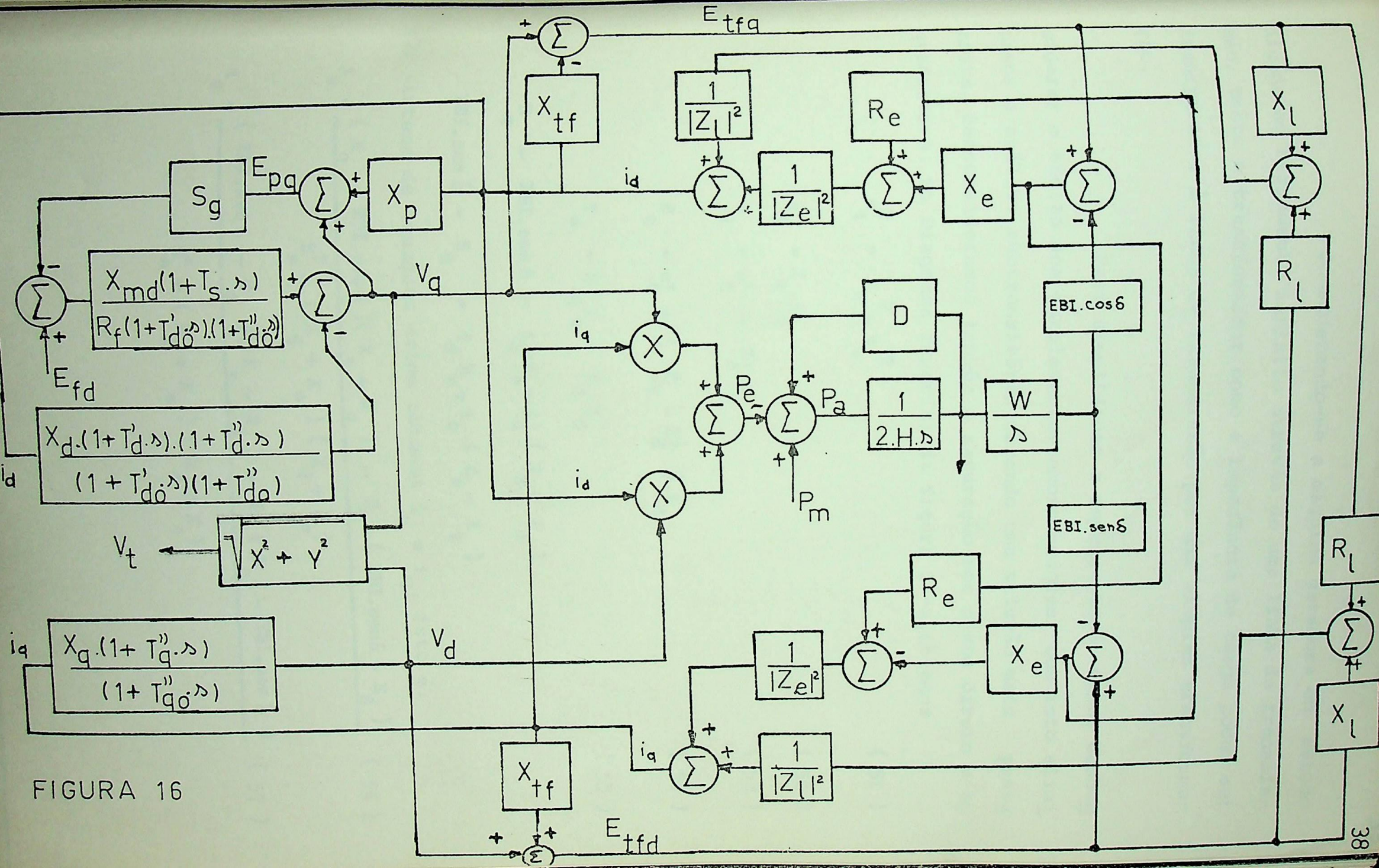

E_{tfq}
X_{tf}
$\frac{1}{|Z_l|^2}$
R_e
X_l
S_g
E_{pq}
X_p
i_d
$\frac{1}{|Z_e|^2}$
X_e
R_l
$\frac{X_{md}(1+T_s.s)}{R_f(1+T'_{do}.s).(1+T''_{do}.s)}$
V_q
D
EBI.cosδ
i_q
P_e
P_a
$\frac{1}{2.H.s}$
$\frac{W}{s}$
E_{fd}
$\frac{X_d.(1+T'_d.s).(1+T''_d.s)}{(1+T'_{do}.s)(1+T''_{do})}$
i_d
P_m
EBI.senδ
V_t
$\sqrt{X^2+Y^2}$
i_q
$\frac{X_q.(1+T''_q.s)}{(1+T''_{qo}.s)}$
V_d
$\frac{1}{|Z_e|^2}$
R_e
X_e
R_l
X_l
X_{tf}
i_q
$\frac{1}{|Z_l|^2}$
E_{tfd}

FIGURA 16

Considerando-se a máquina geradora em estudo ligada ao barramento infinito através de uma linha de transmissão, tanto o transformador como a impedância de carga podem ser incorporadas à linha de transmissão por uma simples transformação.

Para simplificar a representação vamos desconsiderar o efeito dos enrolamentos amortecedores; com isto eliminamos a análise subtransitória obtendo uma solução mais pessimista, desconsideramos também a saturação nos eixos direto e em quadratura. Do Diagrama fasorial da figura 14-a, obtemos

$$e_t^2 = e_d^2 + e_q^2 \qquad (51)$$

$$e_d = X_q . i_q \qquad (52)$$

$$e_q = e'_q - X'_d . i_d \qquad (53)$$

$$E_q = e'_q + (X_q - X'_d) . i_d \qquad (54)$$

$$T_e = E_q . i_q = E_d . i_d \qquad (55)$$

$$E_q - EBI . \cos\delta = i_q . R_e + i_d . (X_e + X_d)$$

$$EBI . \operatorname{sen}\delta - E_d = i_d . R_e + i_q . (X_e + X_q)$$

Do sistema de equações acima obtemos i_d e i_q, isto é:

$$i_d = \frac{(E_q - EBI . \cos\delta)(X_e + X_q) - R_e . (EBI . \operatorname{sen}\delta - E_d)}{R_e^2 + (X_q + X_e) (X_d + X_e)} \qquad (56)$$

$$i_q = \frac{(EBI . \operatorname{sen}\delta - E_d)(X_e + X_d) + R_e (E_q - EBI . \operatorname{sen}\delta)}{R_e^2 + (X_q + X_e) (X_d + X_e)} \qquad (57)$$

Se $X_d = X_q$, logo $E_d = 0$ e teremos:

$$i_d = \frac{(E_q - EBI.\cos\delta)(X_e + X_q) - R_e.EBI.\operatorname{sen}\delta}{R_e^2 + (X_q + X_e)^2} \qquad (58)$$

$$i_q = \frac{(E_q - EBI.\cos\delta).R_e + EBI.\operatorname{sen}\delta\,(X_e + X_q)}{R_e^2 + (X_q + X_e)^2} \qquad (59)$$

Do diagrama fasorial ainda obtemos:

$$E'_q = X_{ad} I_{fd} - (X_d - X'_d).i_d \qquad (60)$$

$$E'_q = E_I - (X_d - X'_d).i_d$$

mas

$$T'_{do}\left(\frac{d E'_q}{d t}\right) = E_{fd} - X_{ad} I_{fd} \qquad (61)$$

$$T_m - T_e = M.\left(\frac{d p\delta}{d t}\right) \qquad (62)$$

Para pequenas perturbações, podemos expressar as variáveis básicas e_t, E'_q e δ em termos de diferenças incrementais; vimos que

$$e_t^2 = e_d^2 + e_q^2,$$

Considerando uma pequena variação na tensão terminal, bastante pequena para ser linearizada:

$$(e_{to} + \Delta e_t)^2 = (e_{do} + \Delta e_d)^2 + (e_{qo} + \Delta e_q)^2$$

$$e_{to}^2 + 2.e_{to}\Delta e_t + \cancel{\Delta e_t^2}^{\,0} = e_{do}^2 + 2.e_{do}\Delta e_d + \cancel{\Delta e_d^2}^{\,0} + e_{qo}^2 + 2.e_{qo}\Delta e_q + \cancel{\Delta e_q^2}^{\,0}$$

mas

$$e_{to}^2 = e_{qo}^2 + e_{do}^2$$

Logo

$$2\, e_{to} \Delta e_t = 2\, e_{do} \Delta e_d + 2\, e_{qo} \Delta e_q$$

ou

$$\Delta e_t = \frac{e_{do}}{e_{to}} \Delta e_d + \frac{e_{qo}}{e_{to}} \Delta e_q \qquad (63)$$

mas

$$e_d = X_q\, i_q$$

Logo,

$$e_{do} + \Delta e_d = X_q\, (\, i_{qo} + \Delta i_q\,)$$

ou

$$\Delta e_d = X_q\, \Delta i_q \qquad (64)$$

De (58), temos:

$$i_{qo} + \Delta i_q = \frac{(\, E'_{qo} + \Delta E'_q - EBI.\cos(\delta_o + \Delta\delta))R_e + EBI.(X_e + X'_d).\operatorname{sen}(\delta_o + \Delta\delta)}{A}$$

onde

$$A = R_e^2 + (\, X_q + X_e)^2$$

mas

$$\cos(\delta_o + \Delta\delta) = \cos\delta_o \underbrace{\cos\Delta\delta}_{\approx 1} - \operatorname{sen}\delta_o \underbrace{\operatorname{sen}\Delta\delta}_{\Delta\delta} = \cos\delta_o - \Delta\delta \operatorname{sen}\delta_o$$

$$\operatorname{sen}(\delta_o + \Delta\delta) = \operatorname{sen}\delta_o \underbrace{\cos\Delta\delta}_{\approx 1} + \cos\delta_o \underbrace{\operatorname{sen}\Delta\delta}_{\approx \Delta\delta} = \operatorname{sen} + \Delta\delta \cos\delta_o$$

Logo,

$$i_{qo} + \Delta i_q = \frac{(E''_{qo} + \Delta E'_q - EBI.\cos\delta_o + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o).R_e +}{A}$$

$$\frac{EBI.(Xe + Xd').\operatorname{sen}\delta_o + EBI.(Xe + Xd').\Delta\delta\cos\delta_o}{A}$$

$$\Delta i_q = \frac{(\Delta E'_q + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o).R_e + EBI.(X_e + X'_d).\Delta\delta.\cos\delta_o}{A} \quad (65)$$

Substituindo (65) em (64)

$$\Delta e_d = X_q \cdot \frac{(\Delta E'_q + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta).R_e + EBI.(X_e + X'_d).\Delta\delta.\cos\delta_o)}{A} \quad (66)$$

De (53) sabemos:

$$e_q = E'_q - X'_d.i_d$$

$$e_{qo} + \Delta e_q = E'_{qo} + \Delta E'_q - X'_d.(i_{do} + \Delta i_d)$$

$$\Delta e_q = \Delta E'_q - X'_d.\Delta i_d \quad (67)$$

Necessitamos determinar de (59) Δi_d

$$i_{do} + \Delta i_d = \frac{1}{A}((E'_{qo} + \Delta E'_q - EBI.\cos(\delta_o + \Delta\delta))(X_e + X_q) -$$

$$- R_e.EBI.\operatorname{sen}(\delta_o + \Delta\delta))$$

$$i_{do} + \Delta i_d = \frac{1}{A}((E'_{qo} + \Delta E'_q - EBI.\cos\delta_o + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o)(X_e + X_q) -$$

$$- R_e.EBI.\operatorname{sen}\delta_o - R_e.EBI.\Delta\delta.\cos\delta_o)$$

$$\Delta i_d = \frac{1}{A}((\Delta E'_q + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o)(X_e + X_q) - R_e.EBI.\Delta\delta.\cos\delta_o) \quad (68)$$

Substituindo em (67)

$$\Delta e_q = \Delta E'_q - \frac{X'_d}{A}\left((\Delta E'_q + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o)(X_e + X_q) - R_e.EBI.\Delta\delta.\cos\delta_o\right) \quad (69)$$

Substituindo em (63)

$$\Delta e_t = \frac{e_{do}}{e_{to}}.X_q.(\Delta E'_q \frac{R_e}{A} + \frac{1}{A}(EBI.R_e\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o + EBI(X_e + X'_d).\Delta\delta.\cos\delta_o) +$$

$$+ \frac{e_{qo}}{e_{to}}(\Delta E'_q - \frac{X'_d}{A}.\Delta E'_q.(X_e + X_q) - \frac{X'_d}{A}.EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o(X_e + X_q)$$

$$+ \frac{X'_d}{A}.R_e.EBI.\Delta\delta.\cos\delta_o)$$

Rearranjando

$$\Delta e_t = (\frac{e_{do}}{e_{to}}.\frac{X_q}{A}(EBI.R_e.\operatorname{sen}\delta_o + EBI.(X_e + X'_d).\cos\delta_o) +$$

$$+ \frac{e_{qo}}{e_{to}}.\frac{X'_d}{A}.(R_e EBI.\cos\delta_o - EBI.\operatorname{sen}\delta_o.(X_e + X_q))).\Delta\delta +$$

$$+ (\frac{e_{do}}{e_{to}}.\frac{X_q R_E}{A} + \frac{e_{qo}}{e_{to}}(1 - \frac{X'_d(X_e + X_q)}{A}))\Delta E'_q$$

Considerando

$$K_5 = \frac{e_{do}}{e_{to}}.\frac{X_q}{A}(EBI.R_e.\operatorname{sen}\delta_o + EBI.(X_e + X'_d).\cos\delta_o) +$$

$$+ \frac{e_{qo}}{e_{to}}.\frac{X'_d}{A}(R_e.EBI.\cos\delta_o - EBI.\operatorname{sen}\delta_o.(X_e + X'_q))$$

$$K_6 = \frac{e_{do}}{e_{to}}.\frac{X_q R_e}{A} + \frac{e_{qo}}{A.e_{to}}(A - \frac{X'_d}{A}(X_e + X_q))$$

Logo,

$$\Delta e_t = K_5 \Delta\delta + K_6 \Delta E'_q \qquad (70)$$

Necessitamos agora obter a variação do torque elétrico

$$T_{eo} + \Delta T_e = (E_{qo} + \Delta E_q)(i_{qo} + \Delta i_q)$$

$$T_{eo} + \Delta T_e = E_{qo} i_{qo} + i_{qo} \Delta E_q + E_{qo} \Delta i_q + \Delta E_q \Delta i_q \quad (\Delta E_q \Delta i_q \approx 0)$$

$$\Delta T_e = i_{qo} \Delta E_q + E_{qo} \Delta i_q \qquad (71)$$

Mas

$$E_q = E'_q + (X_q - X'_d).i_d$$

$$E_{qo} + \Delta E_q = E'_{qo} + \Delta E'_q + (X_q - X'_d).i_{do} + (X_q - X'_d).\Delta i_d$$

Logo

$$\Delta E_q = \Delta E'_q + (X_q - X'_d).\Delta i_d \qquad (72)$$

Substituindo (65), (68) e (72) em (71), temos:

$$\Delta T_e = i_{qo}.\Delta E'_q + i_{qo}(X_q - X'_d).\Delta i_d + E_{qo}\Delta i_q$$

$$\Delta T_e = i_{qo}.\Delta E'_q + i_{qo}.(X_q - X'_d).\frac{1}{A}.(\Delta E'_q.(X_e + X_q) + EBI.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o.(X_e + X_q) - R_e.EBI.\Delta\delta.\cos\delta_o) + \frac{E_q}{A}(R_e.\Delta E'_q + EBI.R_e.\Delta\delta.\operatorname{sen}\delta_o + EBI.(X_e + X'_d).\Delta\delta.\cos\delta_o)$$

Rearranjando

$$\Delta T_e = (i_{qo} + \frac{i_{qo}}{A}(X_q - X'_d)(X_e + X_q) + E_q \frac{R_e}{A}).\Delta E'_q + (\frac{i_{qo}(X_q - X'_d).}{A} .(X_e + X_q).EBI.\operatorname{sen}\delta_o - \frac{i_{qo}}{A}.(X_e - X'_d).R_e.EBI.\cos\delta_o + \frac{E_{qo}}{A}.EBI.R_e.\operatorname{sen}\delta_o + \frac{E_{qo}}{A}.EBI.(X_e + X'_d).\cos\delta_o).\Delta\delta \qquad (73)$$

Assumindo

$$K_1 = \frac{E_{qo}\,EBI}{A}\,(\,R_e.\operatorname{sen}\delta_o + (\,X_e + X'_d\,).\cos\delta_o) + \frac{i_{qo}\,EBI}{A}\,(\,(\,X_q - X'_d\,)(\,X_e + X_q\,).\operatorname{sen}\delta_o - R_e\,(X_q - X'_d\,).\cos\delta_o)$$

$$K_2 = (\,R_e\,\frac{E_{qo}}{A} + i_{qo}\,(\,1 + \frac{(\,X_e + X_q\,)(\,X_q - X'_d\,)}{A}\,)$$

Logo

$$\Delta T_e = K_1 \Delta\delta + K_2 \Delta E'_q \qquad (74)$$

Necessitamos uma expressão que forneça a variação incremental da tensão proporcional ao fluxo de enlace de eixo direto, $\Delta E'_q$.

Sabemos, por (60) e (61) que

$$E'_q = X_{ad} I_{fd} - (\,X_d - X'_d\,).\,i_d$$

e

$$T'_{do}\,(\,\frac{dE'_q}{dt}\,) = E_{fd} - X_{ad} I_{fd}$$

Considerando o operador de Laplace;

$$T'_{do} \cdot \wp \cdot E'_q = E_{fd} - X_{ad} I_{fd}$$

ou

$$X_{ad} I_{fd} = E_{fd} - \wp \cdot T'_{do}\, E'_q$$

Substituindo em (60), temos:

$$E'_q = E_{fd} - \wp T'_{do}\, E'_q - (\,X_d - X'_d\,).\,i_d$$

ou

$$(\,1 + \wp T'_{do}\,).\,E'_q = E_{fd} - (\,X_d - X'_d\,)\,i_d$$

Considerando as diferenças incrementais

$$(\,1 + \wp T'_{do}\,)(\,E'_{qo} + \Delta E'_q\,) = E_{fdo} + \Delta E_{fd} - (\,X_d - X'_d\,)(\,i_{do} + \Delta i_d\,)$$

ou

$$(1 + \Delta T'_{do}) \Delta E'_q = \Delta E_{fd} - (X_d - X'_d) \Delta i_d$$

Substituindo (68) na expressão acima

$$(1 + \Delta T'_{do}) \Delta E'_q = \Delta E_{fd} - (X_d - X'_d) . \frac{1}{A} ((\Delta E'_q + EBI . \operatorname{sen}\delta_o . \Delta\delta) . (X_e + X_q) - R_e . EBI . \cos\delta_o . \Delta\delta)$$

ou

$$(1 + \Delta T'_{do}) \Delta E'_q = \Delta E_{fd} - \frac{(X_d - X'_d)(X_e + X_q)}{A} \Delta E'_q - \frac{(X_d - X'_d)(X_e + X_q)}{A} . EBI . \operatorname{sen}\delta_o \Delta\delta + \frac{(X_d - X'_d)}{A} R_e . EBI \cos\delta . \Delta\delta$$

Reunindo os termos comuns

$$(1 + \Delta T'_{do} + \frac{(X_d - X'_d)(X_e + X_q)}{A}) \Delta E'_q = \Delta E_{fd} - \frac{(X_d - X'_d)}{A} . EBI . ((X_e + X_q) . \operatorname{sen}\delta_o - R_e . \cos\delta_o) . \Delta\delta$$

Considerando:

$$\frac{1}{K_3} = 1 + \frac{(X_d - X'_d)(X_e + X_q)}{A}$$

$$K_4 = \frac{(X_d - X'_d)}{A} . EBI . ((X_e + X_q) . \operatorname{sen}\delta_o - R_e . \cos\delta_o)$$

Temos

$$\left(\Delta T'_{do} + \frac{1}{K_3} \right) . \Delta E'_q = \Delta E_{fd} - K_4 \Delta \delta$$

ou

$$\left(1 + \Delta . T'_{do} . K_3 \right) . \Delta E'_q = K_3 \Delta E_{fd} - K_3 K_4 \Delta \delta$$

Finalmente,

$$\Delta E'_q = \frac{K_3}{1 + \Delta T'_{do} K_3} \Delta E_{fd} - \frac{K_3 K_4}{1 + \Delta . T'_{do} K_3} \Delta \delta \qquad (75)$$

Os valores do estado permanente (δ_o, E_{qo}, e_{do}, e_{qo}) são obtidos do diagrama fasorial básico da máquina, conforme a figura 14-b, expressos como uma função da tensão terminal e_{to} e das correntes de carga ativa (I_{po}) e reativa (I_{Ro})

$$E_{qo} = \sqrt{\left(e_{to} + I_{Ro} X_q \right)^2 + \left(I_{po} X_q \right)^2} \qquad (76)$$

$$E_o = \sqrt{\left(e_{to} - I_{po} R_e - I_{Ro} X_e \right)^2 + \left(I_{po} X_e - I_{Ro} R_e \right)^2} \qquad (77)$$

$$\cos \delta_o = \left(e_{to} \left(e_{to} + I_{Ro} \left(X_q - X_e \right) - I_{po} R_e \right) - X_e X_q \left(I^2_{po} + I^2_{Ro} \right) \right) / E_{qo} . E_o \qquad (78)$$

$$\operatorname{sen} \delta_o = \left(e_{to} I_{po} \left(X_q + X_e \right) - R_e X_q \left(I^2_{po} + I^2_{Ro} \right) - e_{to} I_{Ro} R_e \right) / E_{qo} E \qquad (79)$$

$$i_{qo} = \left(I_{po} \left(e_{to} + I_{Ro} X_q \right) - I_{Ro} I_{po} X_q \right) / E_{qo} \qquad (80)$$

$$i_{do} = \left(I^2_{po} X_q + i_{qo} \left(e_{to} + I_{Ro} X_q \right) \right) / E_{qo} \qquad (81)$$

$$e_{qo} = \left(\left(e_{to} + I_{Ro} X_q \right) / E_{qo} \right) . e_{to} \qquad (82)$$

$$e_{do} = i_{qo} X_q \qquad (83)$$

portanto, temos para o modelo da máquina:

$$\Delta e_t = K_5 \Delta\delta + K_6 \Delta E'_q \qquad (70)$$

$$\Delta E'_q = \frac{K_3}{1 + \Lambda . T'_{do} . K_3} \Delta E_{fd} - \frac{K_3 K_4}{1 + \Lambda . T'_{do} . K_3} \qquad (75)$$

$$\Delta T_e = K_1 \Delta\delta + K_2 \Delta E'_q \qquad (74)$$

$$\Delta T_m - \Delta T_e = M . \Lambda . p\delta \qquad (62)$$

Podendo montar o diagrama de blocos correspondente, conforme figura 17.

Se a resistência da linha de interligação for nula, $R_E=0$, as constantes se tornam:

$$K_1 = \frac{(X_q - X'_d)}{(X_e + X'_d)} i_{qo} . \operatorname{sen}\delta_o + E_{qo} \frac{EBI . \cos\delta_o}{(X_e + X_q)}$$

$$K_2 = \frac{EBI . \operatorname{sen}\delta_o}{(X_e + X'_d)} = i_{qo} \frac{(X_e + X_q)}{(X_e + X'_d)}$$

$$K_3 = \frac{X'_d + X_e}{X_d + X_e}$$

$$K_4 = \frac{X_d - X'_d}{X_e + X'_d} . EBI . \operatorname{sen}\delta_o$$

$$K_5 = \frac{X_q}{X_e + X_q} . \frac{e_{do}}{e_{to}} . EBI . \cos\delta_o - \frac{X'_d}{X_e + X'_d} . \frac{e_{qo}}{e_{to}} . EBI . \operatorname{sen}\delta_o$$

$$K_6 = \frac{X_e}{X_e + X'_d} . \frac{e_{qo}}{e_{to}}$$

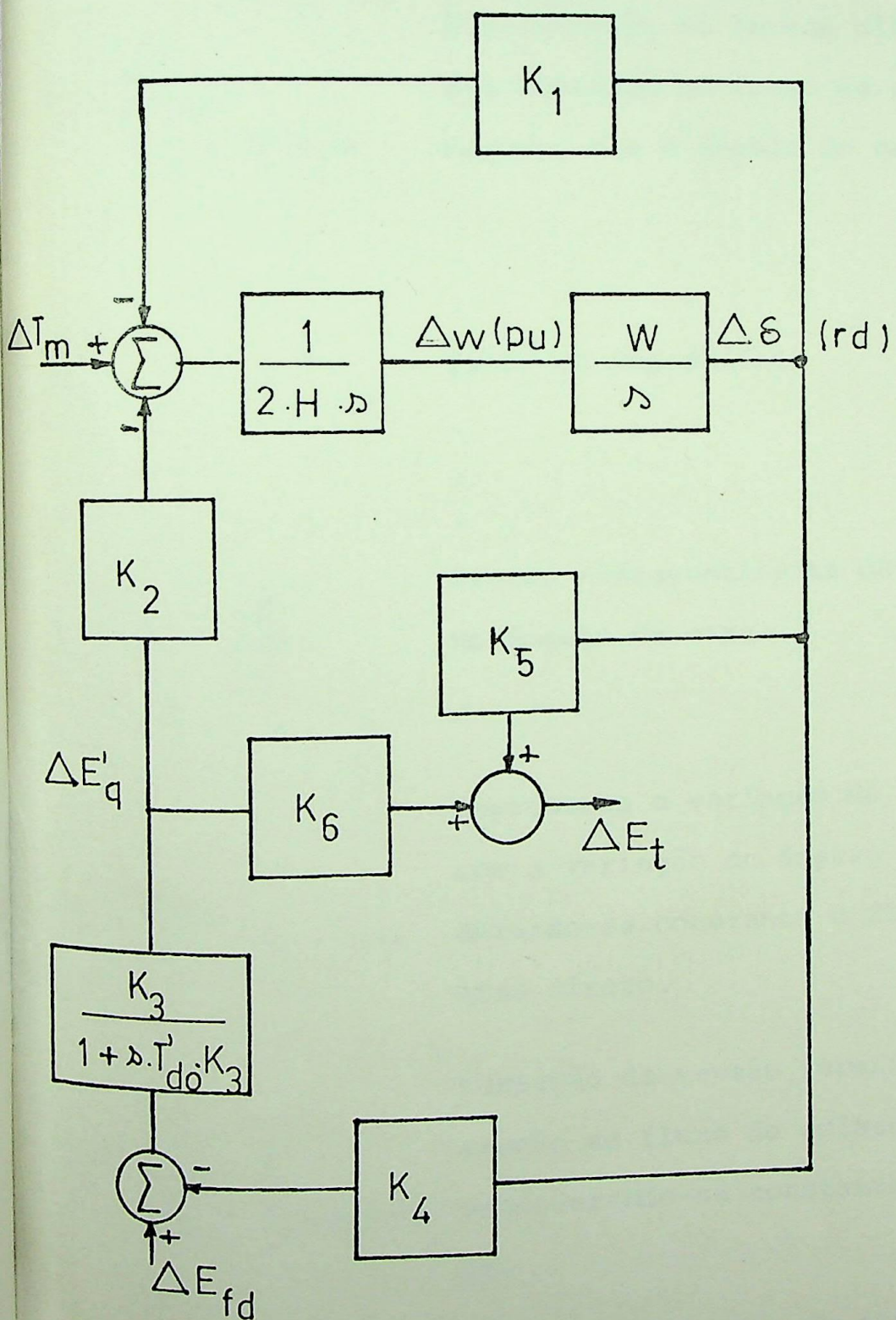


FIGURA 17

O significado físico das constantes de tempo é o seguinte:

$K_1 = \left.\frac{\Delta T_e}{\Delta \delta}\right|_{E' = C.te}$ — É a variação do torque elétrico com a variação no ângulo de carga, considerando-se, constante o fluxo de enlace magnético de eixo em quadratura.

$K_2 = \left.\frac{\Delta T_e}{\Delta E'_q}\right|_{\delta = C.te}$ — É a variação no torque elétrico, devido a uma variação no fluxo de enlace de eixo direto, com o ângulo de carga constante.

.
.
.

K_3 — Fator de impedância

.
.
.

$K_4 = \frac{1}{K_3} \cdot \frac{\Delta E'_q}{\Delta \delta}$ — Efeito desmagnetizante devido à variação no ângulo de carga.

.
.

$K_5 = \left.\frac{\Delta e_t}{\Delta \delta}\right|_{E'_q = C.te}$ — Representa a variação da tensão terminal, com a variação do ângulo de carga, considerando-se constante o fluxo de enlace no eixo direto.

$K_6 = \left.\frac{\Delta e_t}{\Delta E'_q}\right|_{\delta = C.te}$ — Variação da tensão terminal, devido à variação no fluxo de enlace de eixo direto, considerando-se constante o ângulo de carga.

T'_{do} — Constante de tempo de circuito aberto do campo magnético.

$T'_{do} K_3$ — Constante de tempo efetiva quando sob carga.

Devemos notar que a maioria dos parâmetros, à exceção de K_3, que é função só das impedâncias, variam com o carregamento da máquina. Portanto, o comportamento do sistema simulado é dinâmico, variando para diferentes pontos de operação.

Na referência 2.23 é apresentado um trabalho de investigação da variação dos parâmetros K função de diferentes condições de geração. Foram realizadas duas pesquisas, a primeira não levando em conta a carga local, resultando em $X_E >> R_E \approx 0$, e no segundo caso considerando-se uma carga resistiva local. Os parâmetros elétricos da máquina síncrona, linha de transmissão e carga local são indicados no anexo 1, ítem:"Dados do Sistema".

Foi desenvolvido um programa de computador para a execução da variação dos parâmetros, cujo fluxograma encontra-se no Anexo 1 sob o ítem: "Fluxograma Básico". Os resultados obtidos estão contidos no referido anexo em "Tabelas de Valores" e nas curvas das figuras 18, 19, 21 e 22.

Para o primeiro caso estudado, isto é, $R_e = 0$ obtivemos a série de curvas de variação dos parâmetros K, à exceção de K_3, que independe do carregamento, conforme figura 18 (a - e) para uma melhor visualização do comportamento dos parâmetros, mostramos na figura 20 o diagrama fasorial do sistema para a potência ativa (P) e reativa (Q). Neste caso o ângulo de potência está compreendido entre 0^o e 90^o para fator de potência atrasado. Aumentando-se (P) ou (Q), os parâmetros K permanecem positivos à exceção de K_5, vide figura 18; se aumentarmos a potência ativa (P), mantendo constante a reativa (Q), o ângulo de carga aumentará, tornando negativo o valor de K_5. Podemos concluir que os parâmetros K, para qualquer potência des

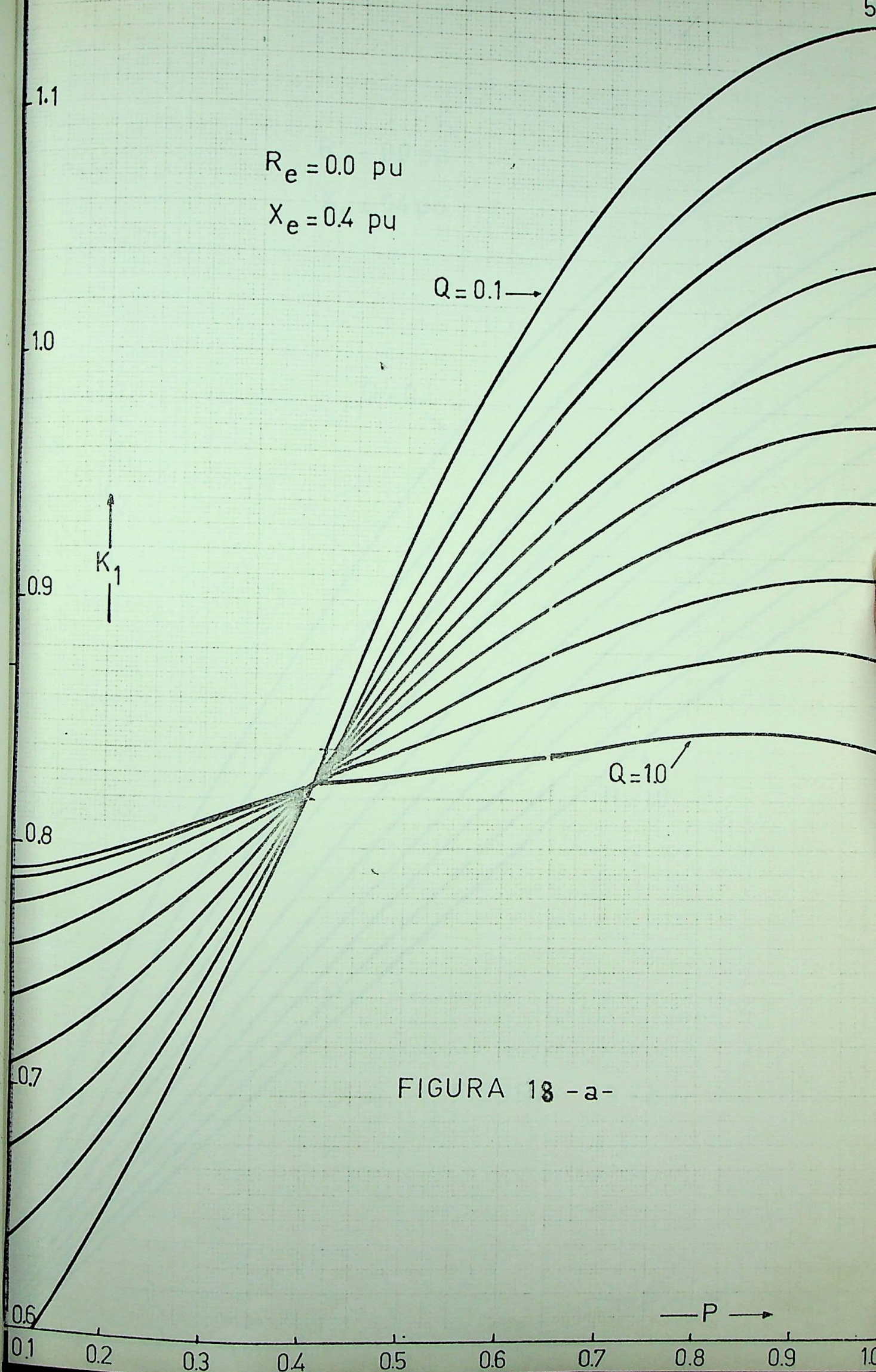

$R_e = 0.0$ pu
$X_e = 0.4$ pu
Q = 0.1
Q = 1.0
K_1
1.1
1.0
0.9
0.8
0.7
0.6
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 18 -a-

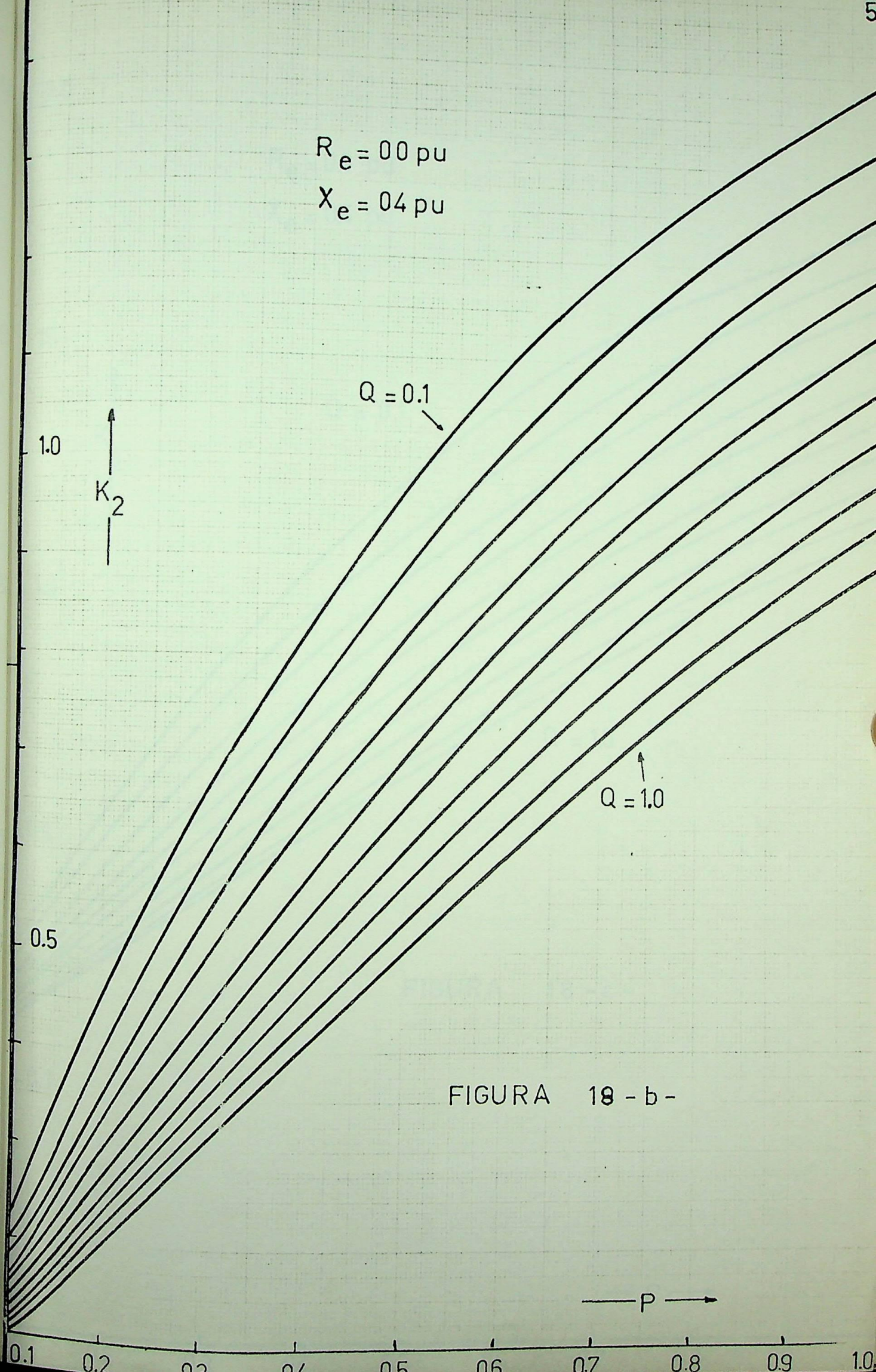


FIGURA 18 - b -

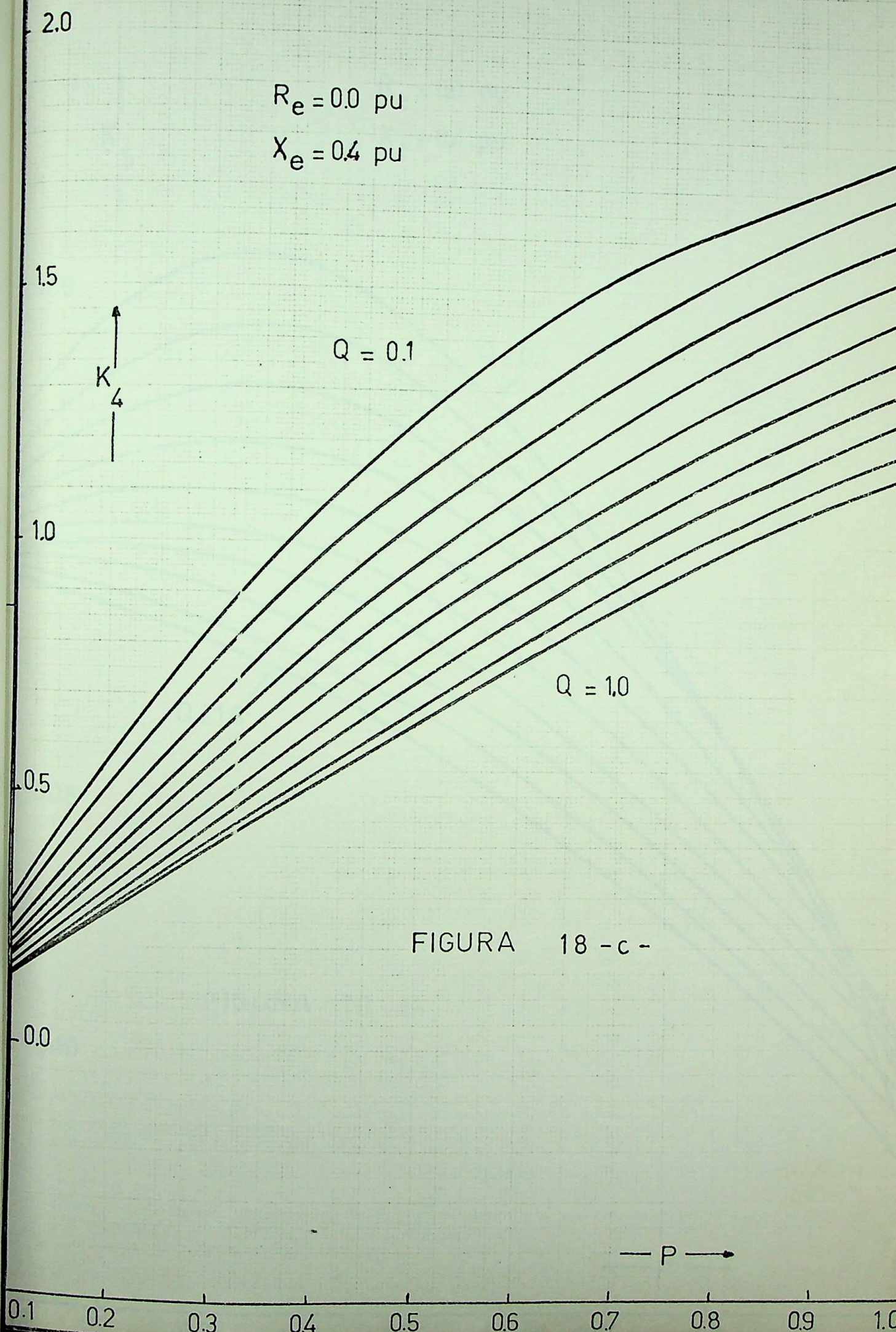

2.0
$R_e = 0.0$ pu
$X_e = 0.4$ pu
1.5
K
4
Q = 0.1
1.0
Q = 1.0
0.5
0.0
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 18 - c -

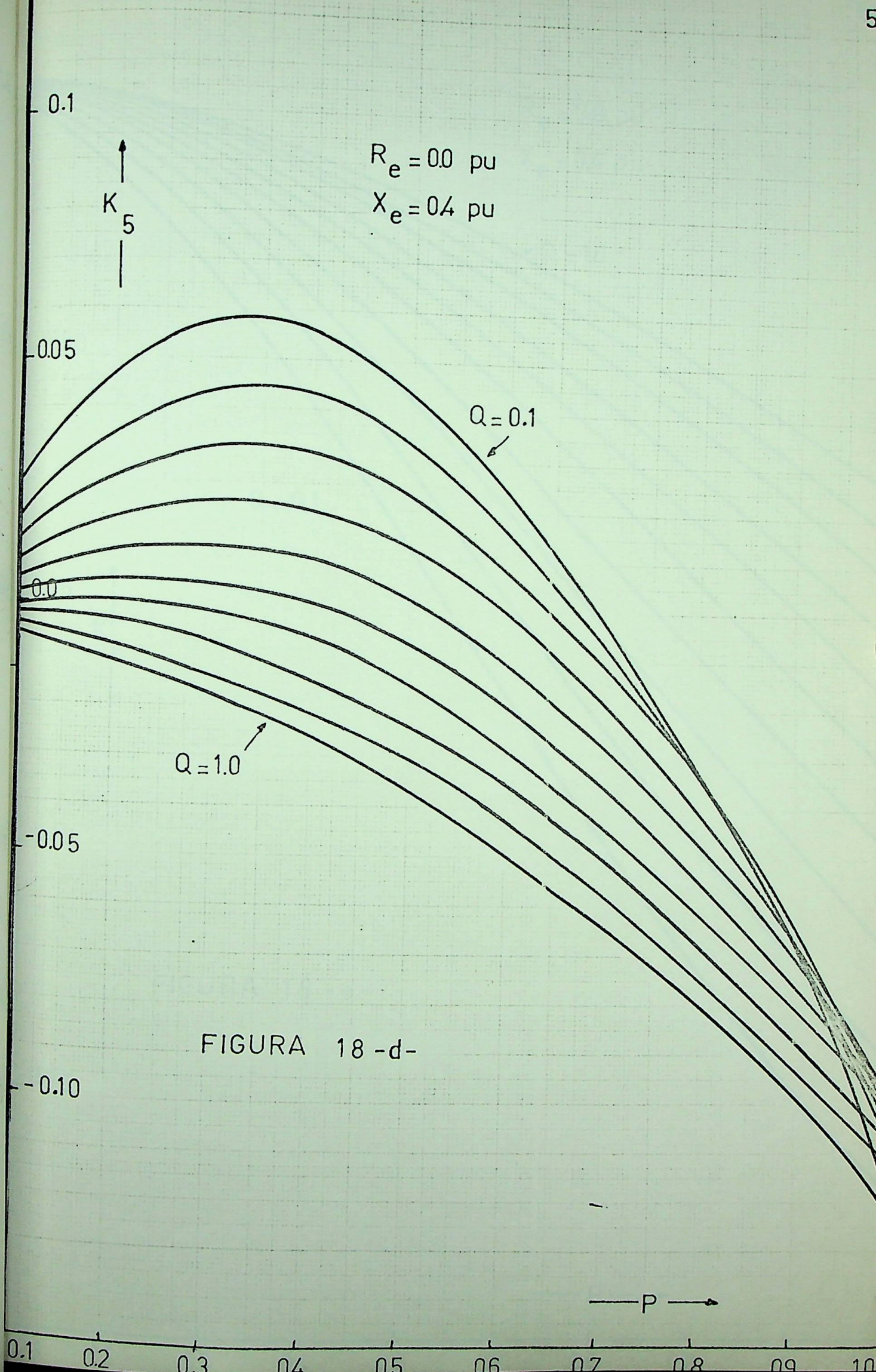

0.1
K5
$R_e = 0.0$ pu
$X_e = 0.4$ pu
0.05
Q = 0.1
0.0
Q = 1.0
-0.05
-0.10
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 18 -d-

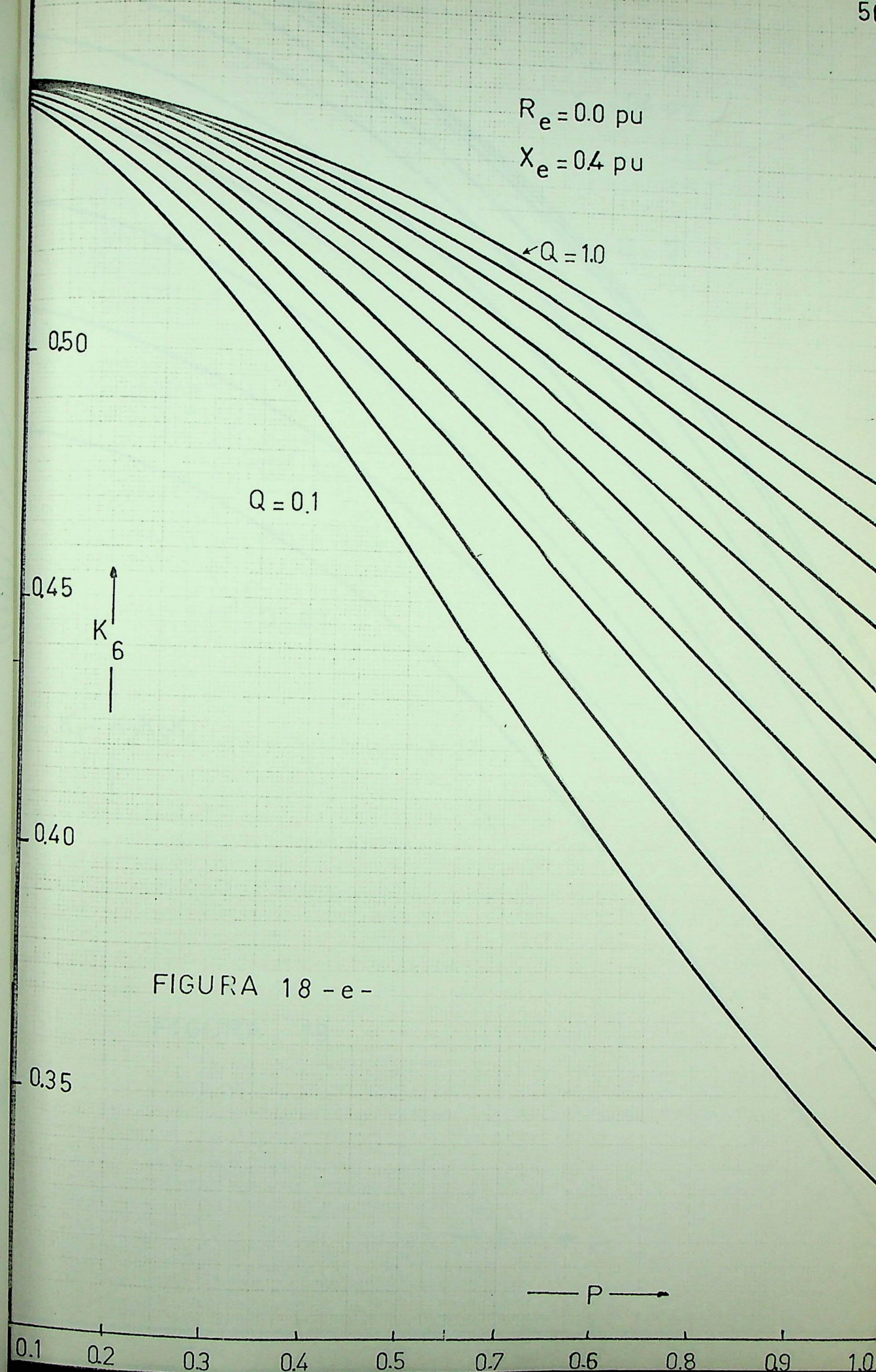

$R_e = 0.0$ pu
$X_e = 0.4$ pu
Q = 1.0
Q = 0.1
0.50
0.45
0.40
0.35
K 6
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.7
0.6
0.8
0.9
1.0

FIGURA 18 - e -

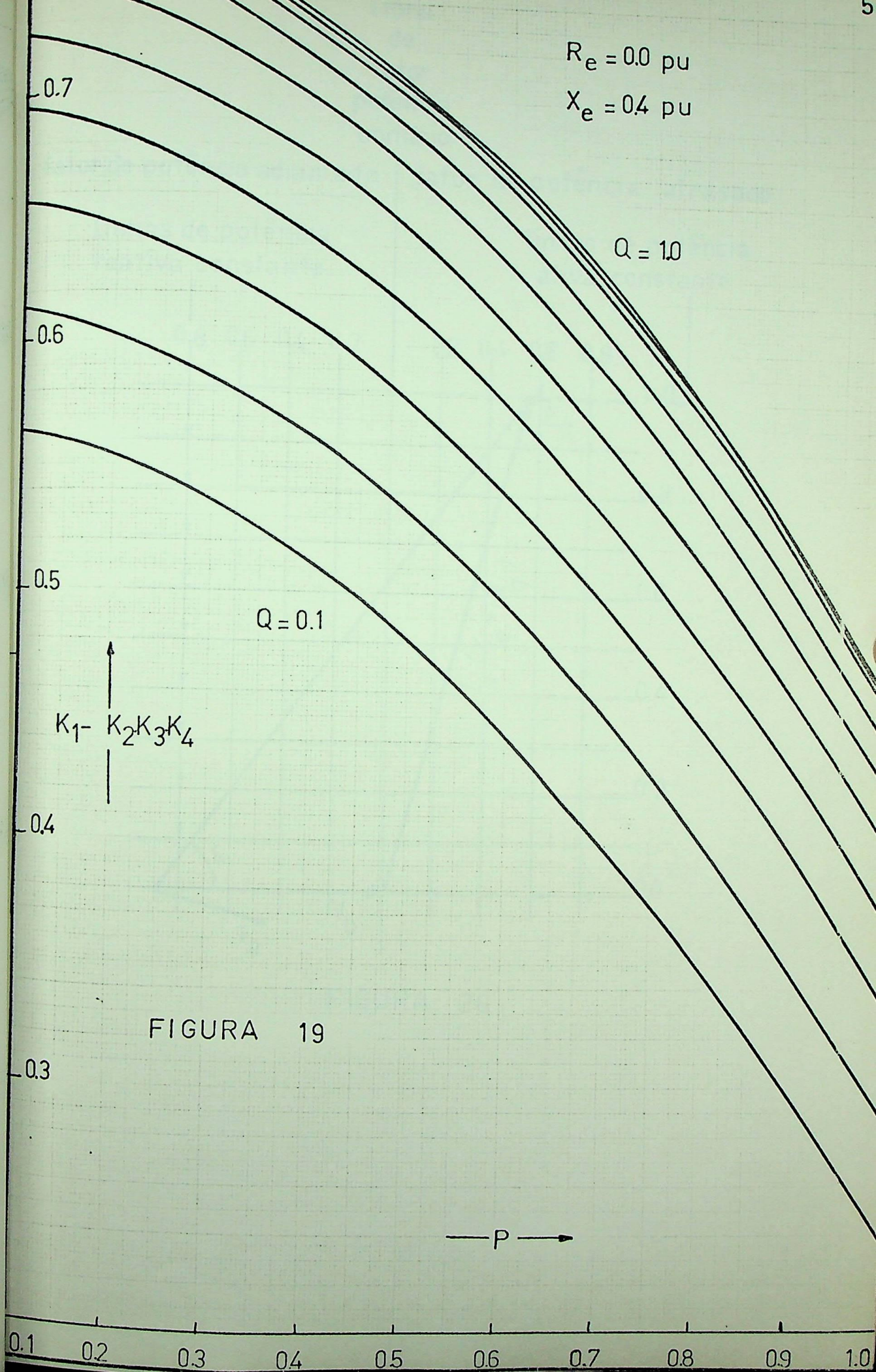

R_e = 0.0 pu
X_e = 0.4 pu
Q = 1.0
Q = 0.1
K_1- K_2-K_3-K_4
0.7
0.6
0.5
0.4
0.3
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 19

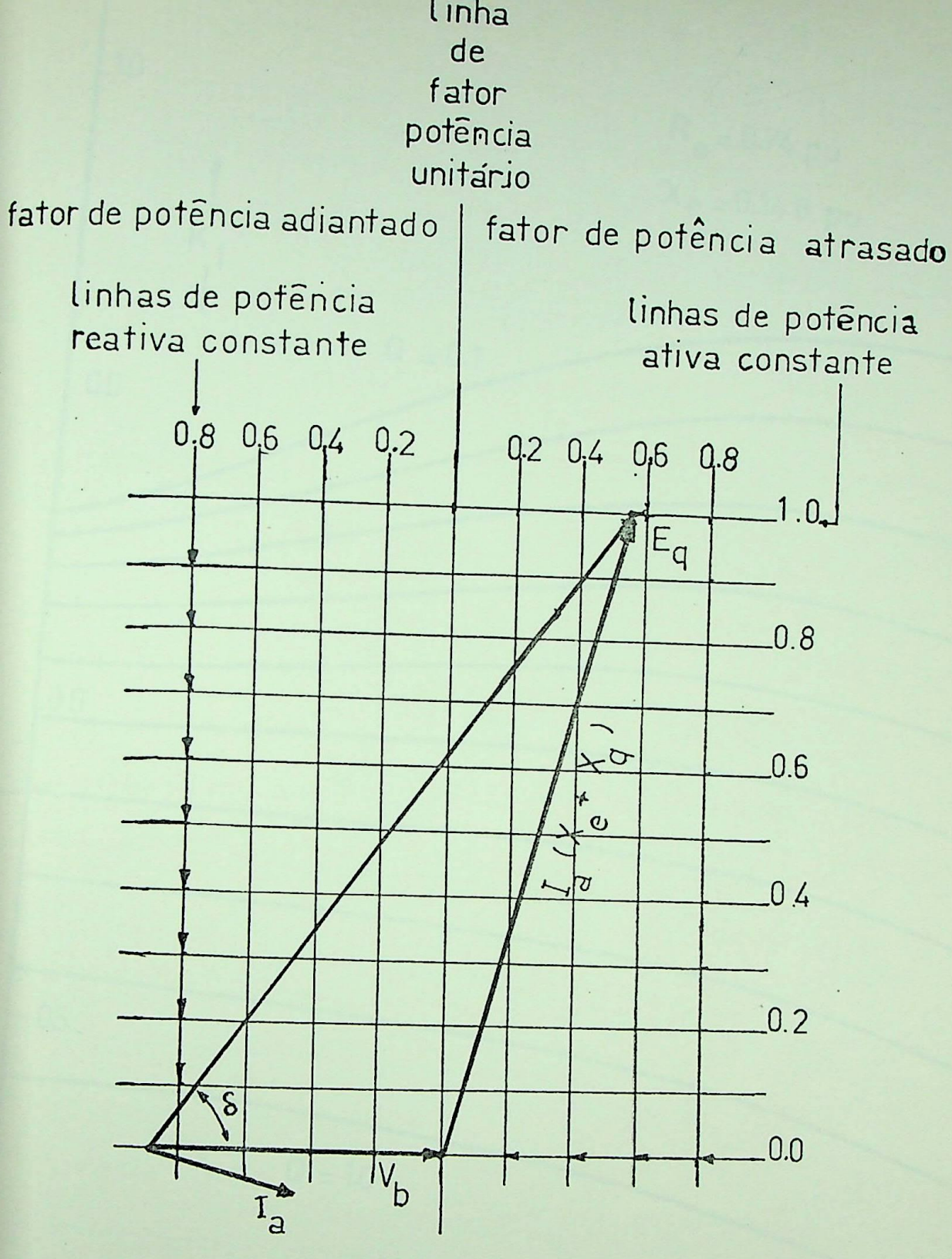

linha
de
fator
potência
unitário
fator de potência adiantado
fator de potência atrasado
linhas de potência
reativa constante
linhas de potência
ativa constante
0.8 0.6 0.4 0.2
0.2 0.4 0.6 0.8
1.0
0.8
0.6
0.4
0.2
0.0
E_q
$I_a X_q$
$I_a r_e$
δ
V_b
I_a

FIGURA 20

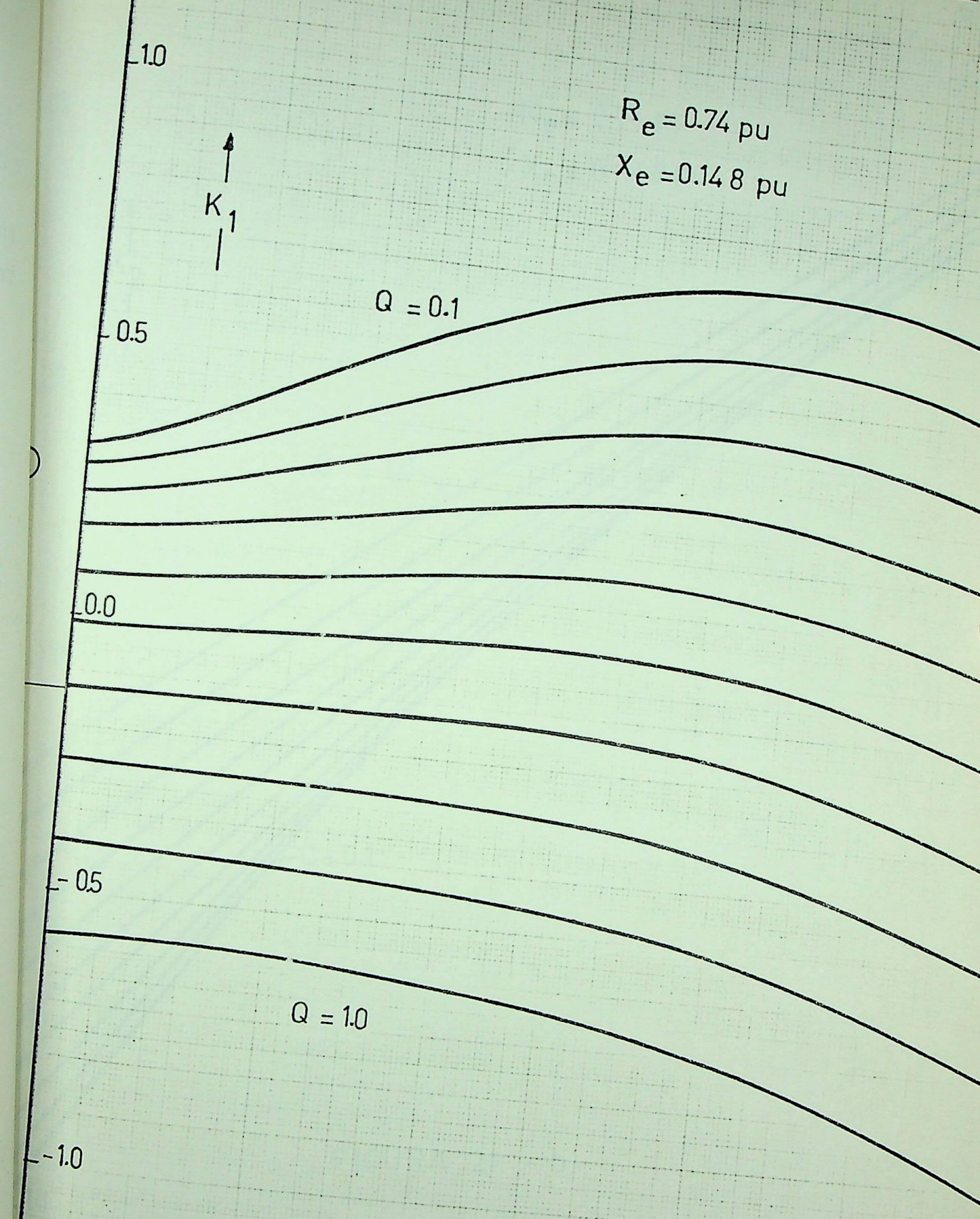

1.0
$R_e = 0.74$ pu
$X_e = 0.148$ pu
K_1
Q = 0.1
0.5
0.0
- 0.5
Q = 1.0
- 1.0
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8

FIGURA 21 - a -

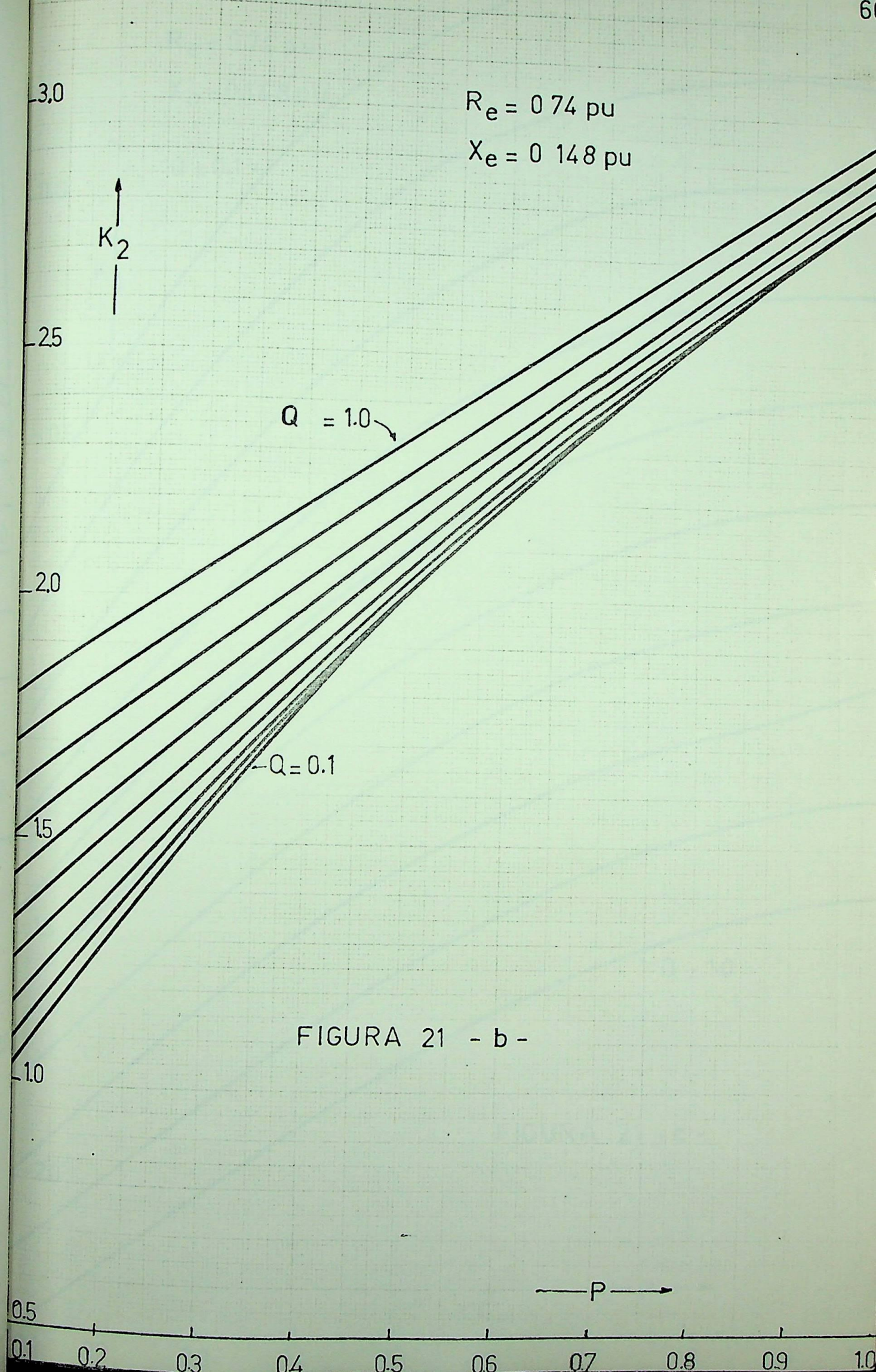

R_e = 0 74 pu
X_e = 0 148 pu
K_2
3.0
2.5
2.0
1.5
1.0
Q = 1.0
Q = 0.1
P
0.5
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 21 - b -

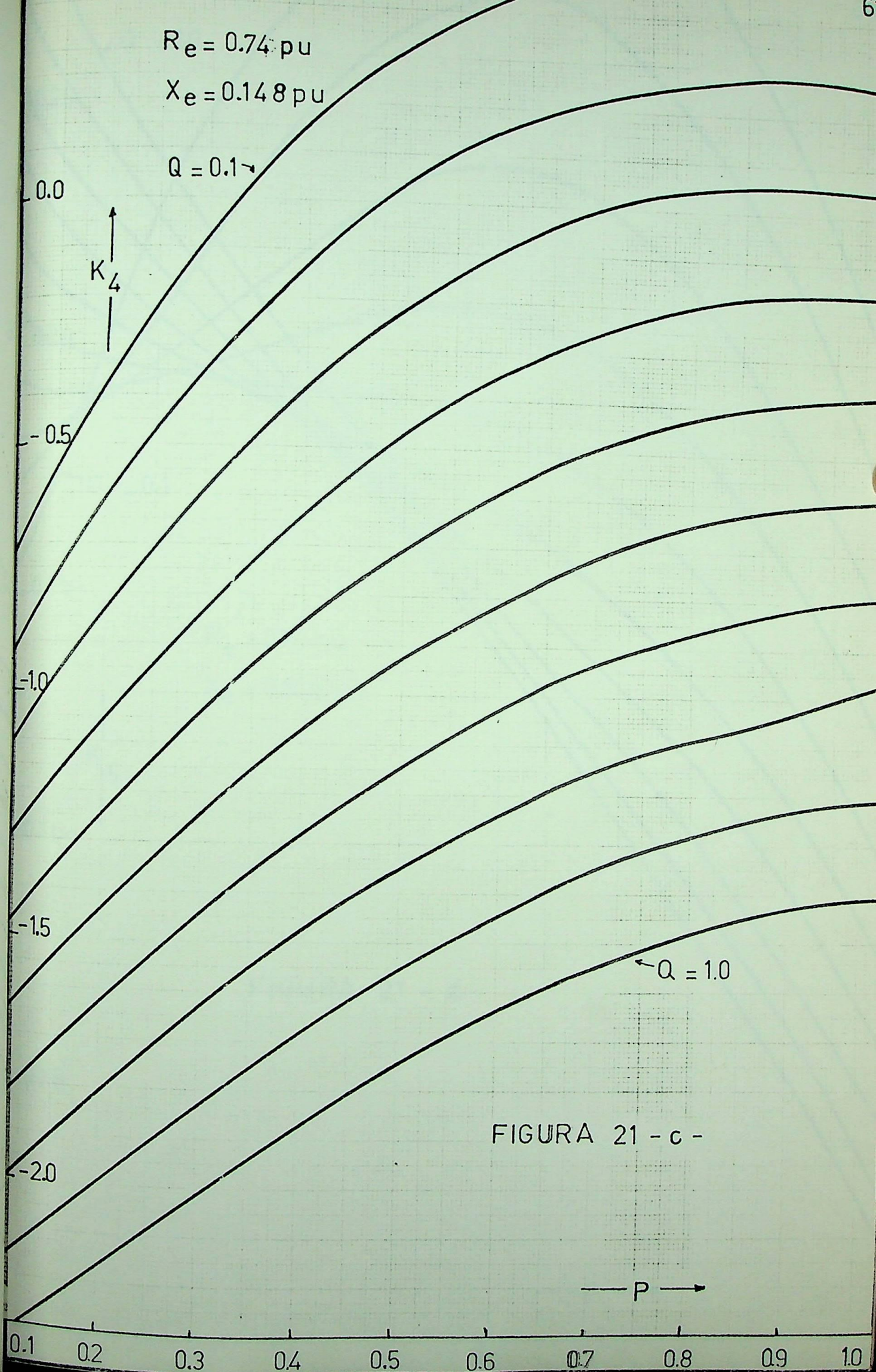

$R_e = 0.74$ pu
$X_e = 0.148$ pu
Q = 0.1
0.0
K_4
- 0.5
-1.0
-1.5
Q = 1.0
-2.0
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 21 - c -

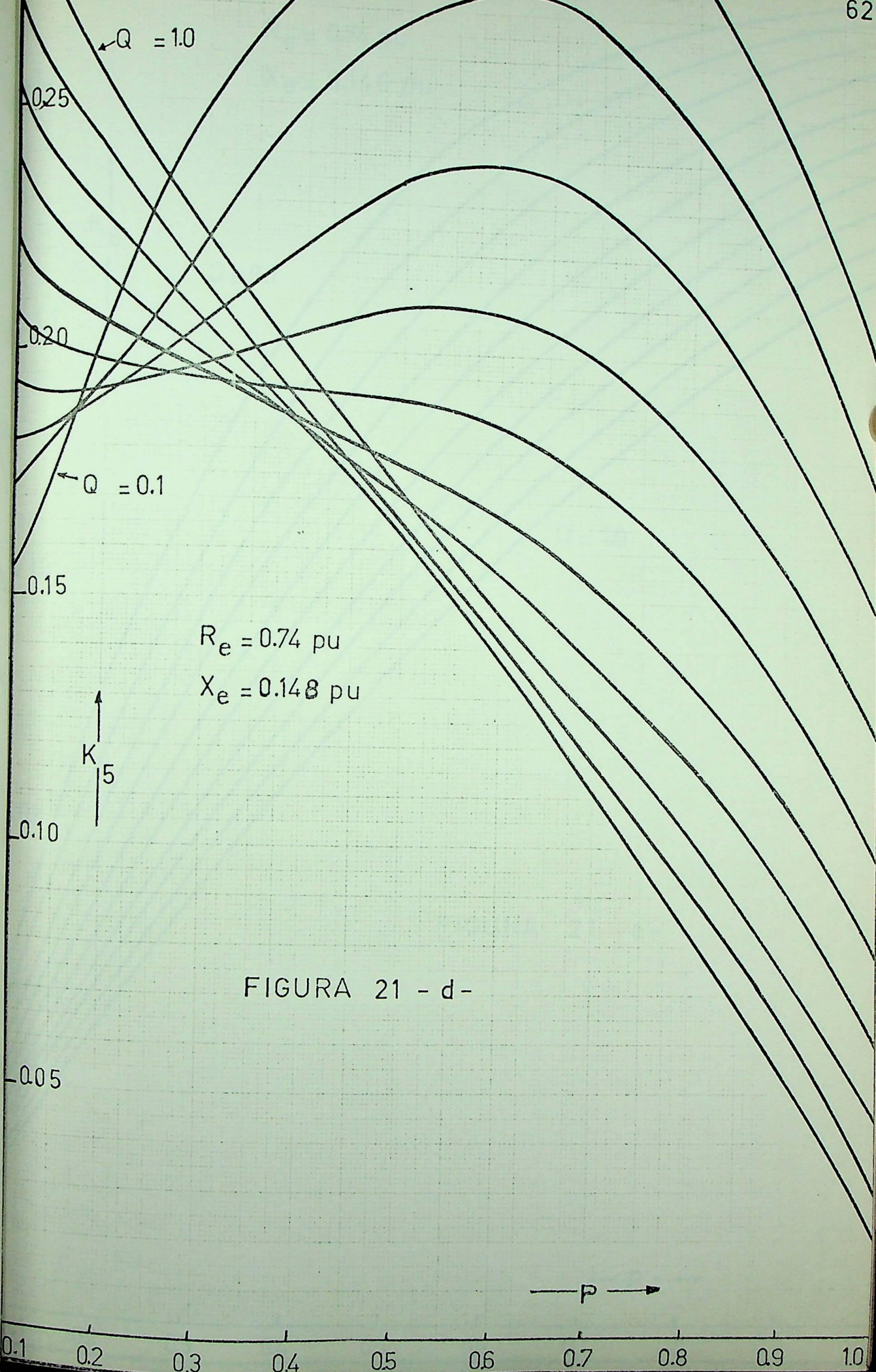

Q = 1.0
0.25
0.20
Q = 0.1
0.15
R_e = 0.74 pu
X_e = 0.148 pu
K
5
0.10
0.05
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 21 - d -

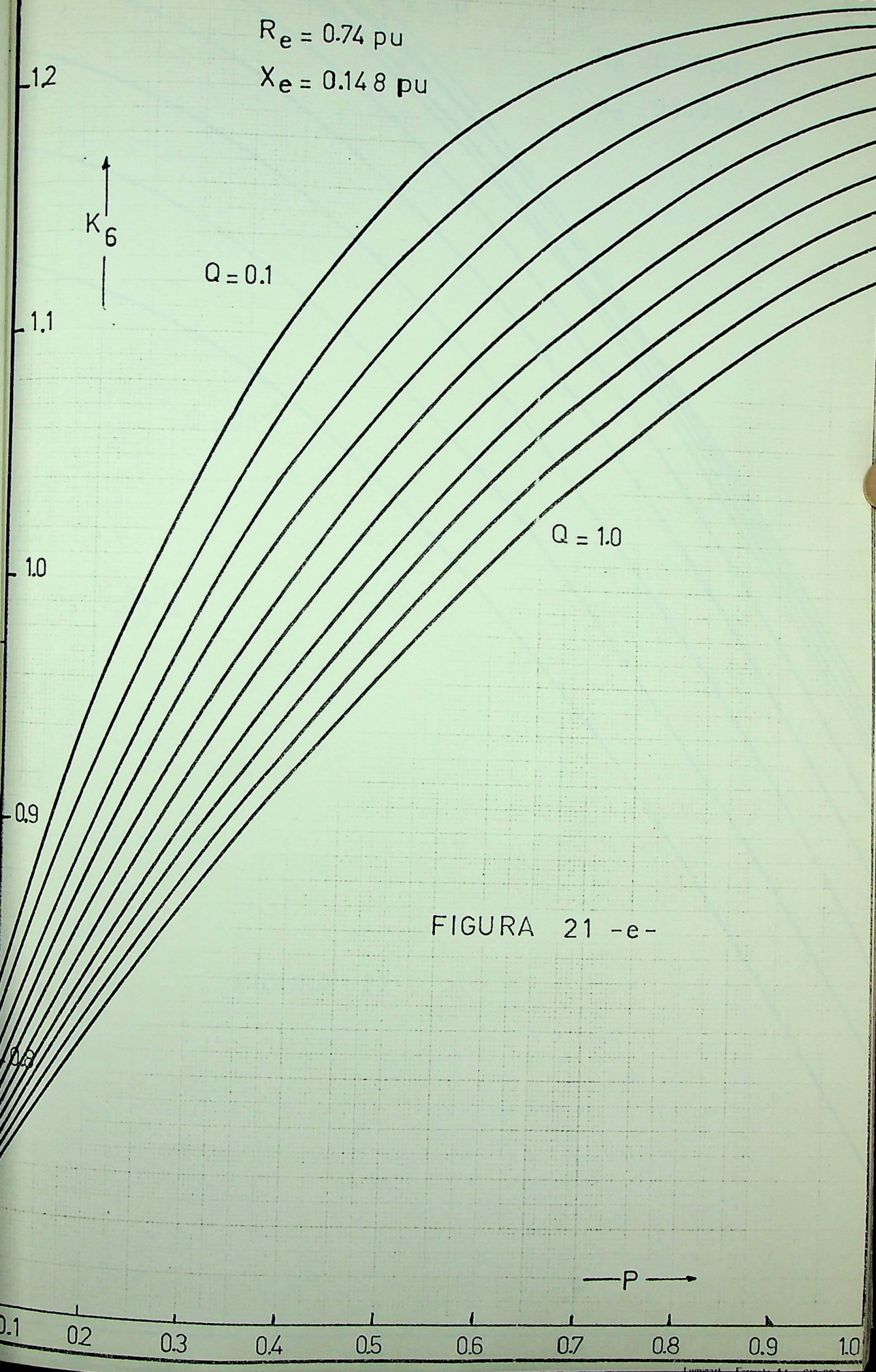

R_e = 0.74 pu
X_e = 0.148 pu
1.2
K_6
Q = 0.1
1.1
1.0
Q = 1.0
0.9
0.8
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 21 -e-

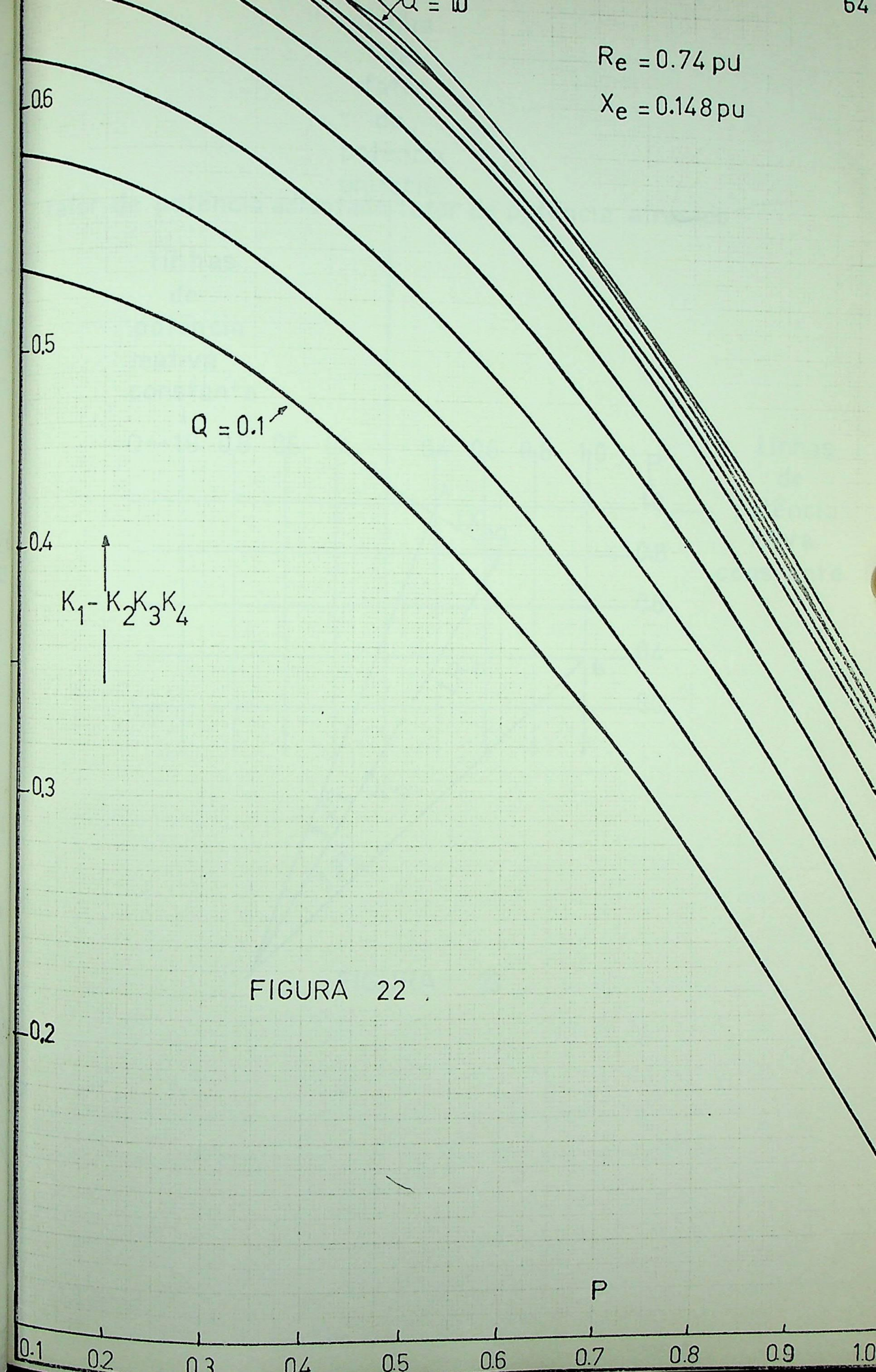

Q = 10
R_e = 0.74 pu
X_e = 0.148 pu
0.6
0.5
Q = 0.1
0.4
$K_1 - K_2 K_3 K_4$
0.3
0.2
P
0.1
0.2
0.3
0.4
0.5
0.6
0.7
0.8
0.9
1.0

FIGURA 22

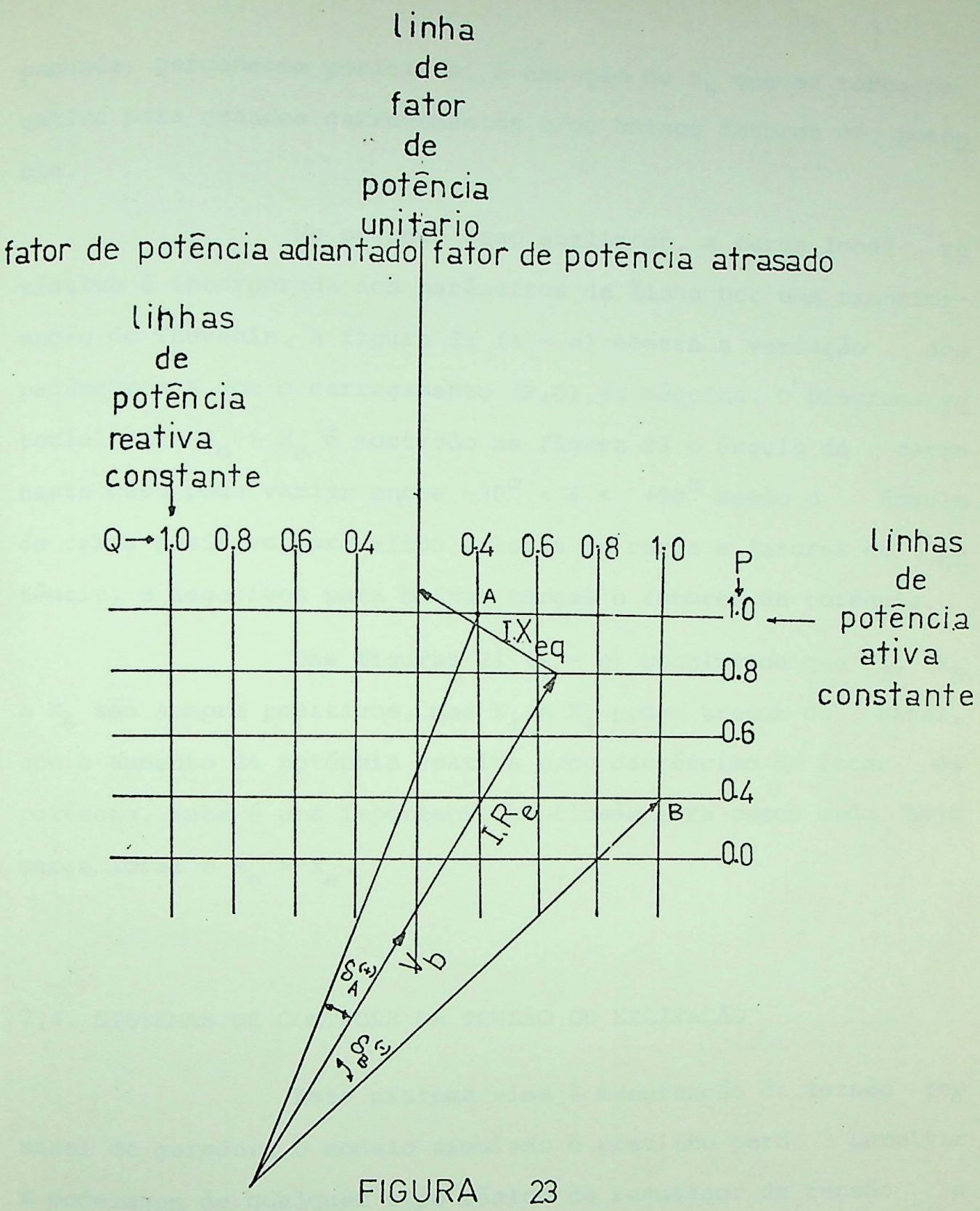

linha
de
fator
de
potência
unitario
fator de potência adiantado
fator de potência atrasado
linhas
de
potência
reativa
constante
Q
1.0
0.8
0.6
0.4
0.4
0.6
0.8
1.0
P
linhas
de
potência
ativa
constante
A
I.X eq
I.Re
B
Vb
δA(+)
δB(-)

FIGURA 23

pachada, permanecem positivos, à exceção de K_5 que se torna negativo para grandes carregamentos e/ou baixos fatores de potência.

No segundo caso analisado, a carga local resistiva é incorporada aos parâmetros da linha por uma transformação de Thevenin. A figura 21 (a - e) mostra a variação dos parâmetros K com o carregamento (P,Q) da máquina. O Diagrama vetorial para $R_e > X_e$ é mostrado na figura 23 o ângulo de carga neste caso pode variar entre $-90^o < \delta < +90^o$ sendo o ângulo de carga positivo para altos valores de carga e fatores de potência, e negativos para baixas cargas e fatores de potência.

Das figuras 21 (a - e) concluimos que K_2, K_5 e K_6 são sempre positivos, mas K_1 e K_4 podem trocar de sinal, com o aumento da potência reativa e/ou decréscimo do fator de potência. Esta é uma importante conclusão para casos onde haja carga local e $R_e > X_e$.

2.4. SISTEMAS DE CONTROLE DA TENSÃO DE EXCITAÇÃO

Este sistema visa à manutenção da tensão terminal do gerador. O modelo simulado é previsto para permitir a modelagem de qualquer tipo básico de regulador de tensão e excitatriz indicado pelo I.E.E.E. A figura 24 apresenta o modelo básico com possibilidade de chaveamentos, para a inserção ou não de blocos de controle, bem como são apresentadas as realimentações padronizadas das tensões de campo e terminal.

Nos reguladores modernos, os elementos rotativos inexistem, sendo a excitação alimentada por um sinal retificado de tensão dos terminais do gerador, via o transformador de

Lumiprint - Formato A4 - 210x297

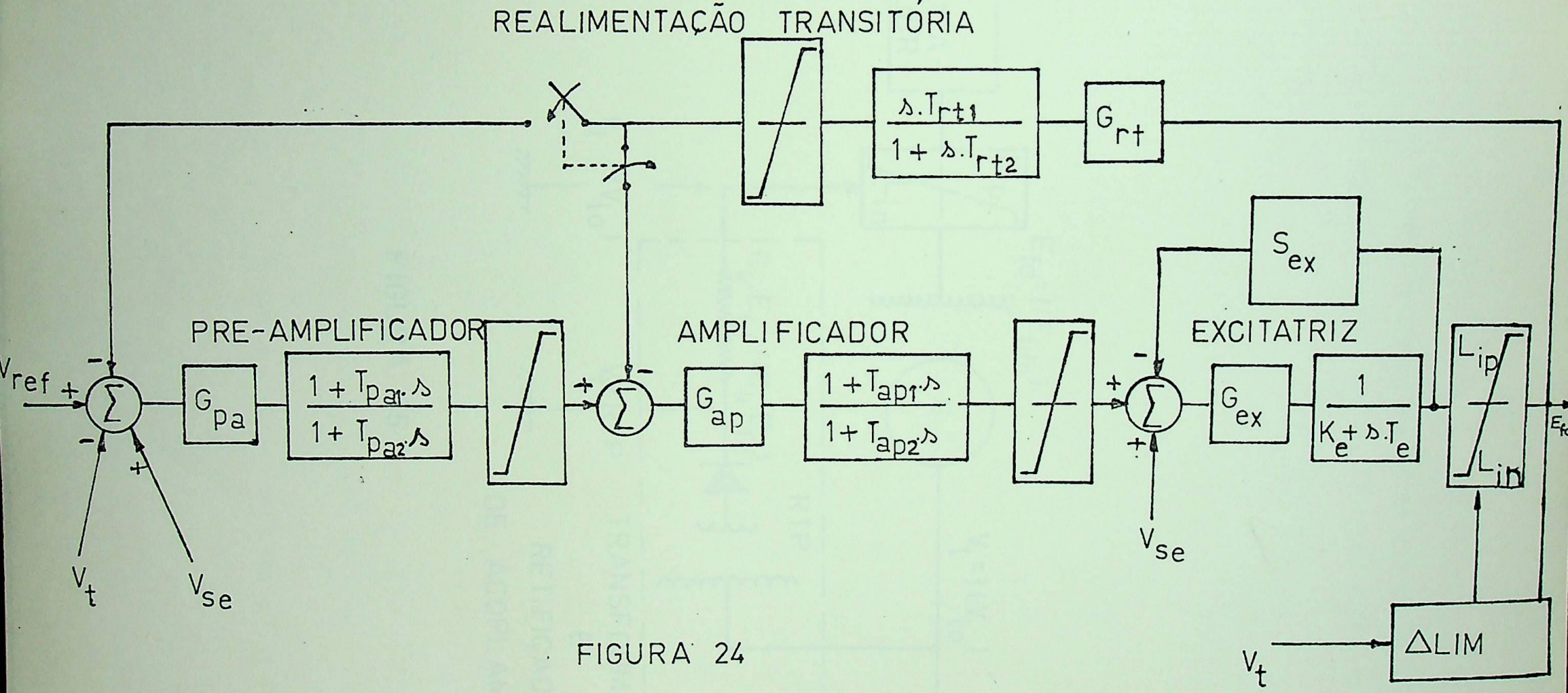

REALIMENTAÇÃO TRANSITÓRIA
$\frac{s.T_{rt1}}{1+s.T_{rt2}}$
G_{rt}
S_{ex}
PRE-AMPLIFICADOR
AMPLIFICADOR
EXCITATRIZ
V_{ref}
G_{pa}
$\frac{1+T_{pa1}.s}{1+T_{pa2}.s}$
G_{ap}
$\frac{1+T_{ap1}.s}{1+T_{ap2}.s}$
G_{ex}
$\frac{1}{K_e+s.T_e}$
L_{ip}
L_{in}
E_{fd}
V_t
V_{se}
V_{se}
V_t
ΔLIM
LIMITADOR
VARIAVEL

FIGURA 24

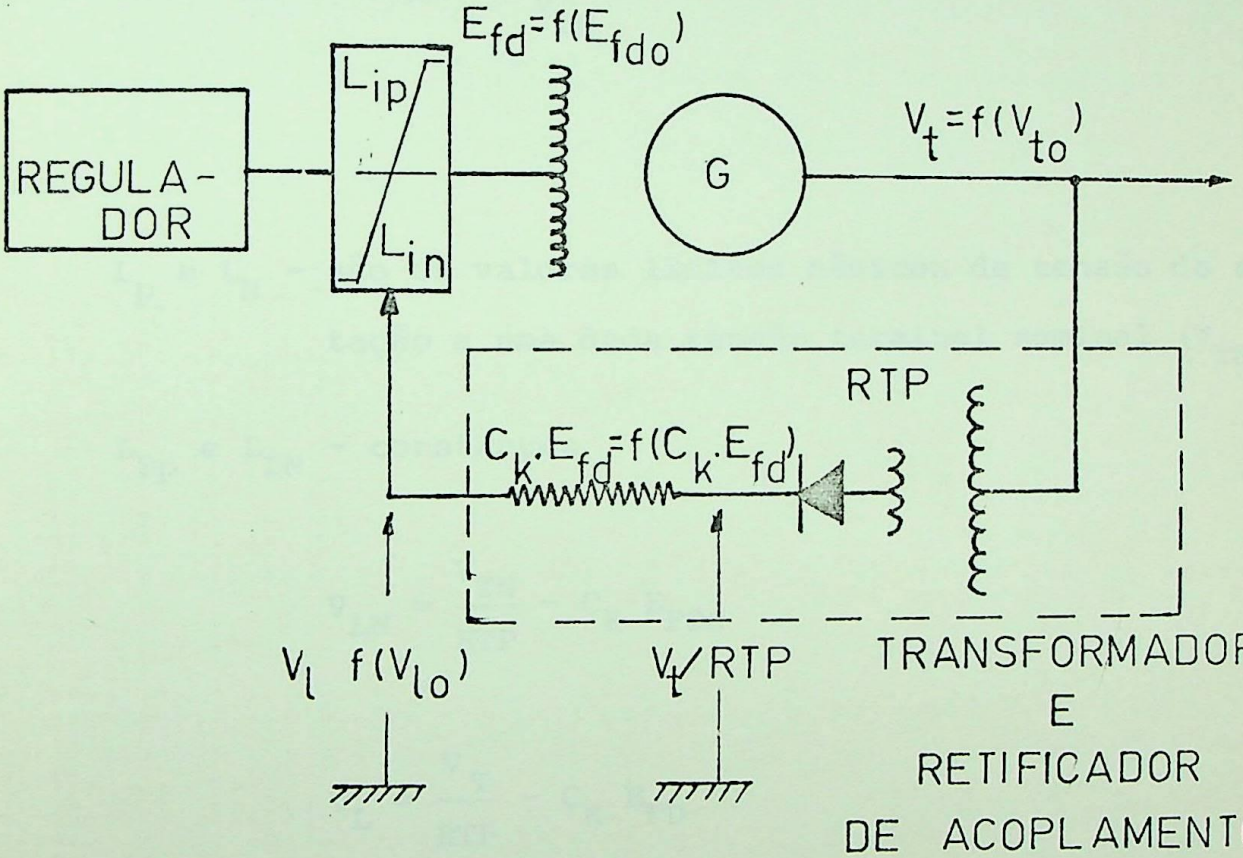

REGULA-
DOR
L_{ip}
L_{in}
$E_{fd}=f(E_{fdo})$
G
$V_t=f(V_{to})$
RTP
$C_k.E_{fd}=f(C_k.E_{fd})$
V_l $f(V_{lo})$
V_t/RTP
TRANSFORMADOR
E
RETIFICADOR
DE ACOPLAMENTO

FIGURA 25

potencial, conforme figura 25.

Ao variarmos a tensão terminal da máquina, variamos os limites de tensão de excitação, que podem ser calculados, por:

$$L_{ip} = L_p \left| 1 - L_{Bp} \left(1 - \frac{V_L}{V_{LN}} \right) \right| \qquad (84)$$

$$L_{iN} = L_N \left| 1 - L_{BN} \left(1 - \frac{V_L}{V_{LN}} \right) \right| \qquad (85)$$

onde:

L_p e L_N - são os valores limites básicos da tensão de excitação a uma dada tensão terminal nominal (V_{TN})

L_{Bp} e L_{BN} - constantes

$$V_{LN} = \frac{V_{TN}}{RTP} - C_K \, E_{FDN}$$

$$V_L = \frac{V_T}{RTP} - C_K \, E_{FD}$$

$\frac{V_{TN}}{RTP}$ e $\frac{V_T}{RTP}$ tensões no secundário do transformador de acoplamento sem quedas internas.

$C_K . E_{FDN}$ e $C_K . E_{FD}$ são as quedas no transformador

E_{FDN} e E_{FD} - tensões de campo na saída dos limitadores.

Em alguns reguladores, possuímos uma realimentação proporcional à corrente terminal do gerador. Em caso de curto-circuito, os limitadores não tendem a zero devido à parcela proporcional à corrente ser, neste instante, grande.

2.5. REGULADORES DE VELOCIDADE DAS TURBINAS

Permitem-nos a variação da potência ativa fornecida pelo turbo-gerador, detectando as flutuações de frequência do sistema. O diagrama de blocos básico é apresentado na figura 26, considerando o regulador do tipo proporcional- integral-derivativo.

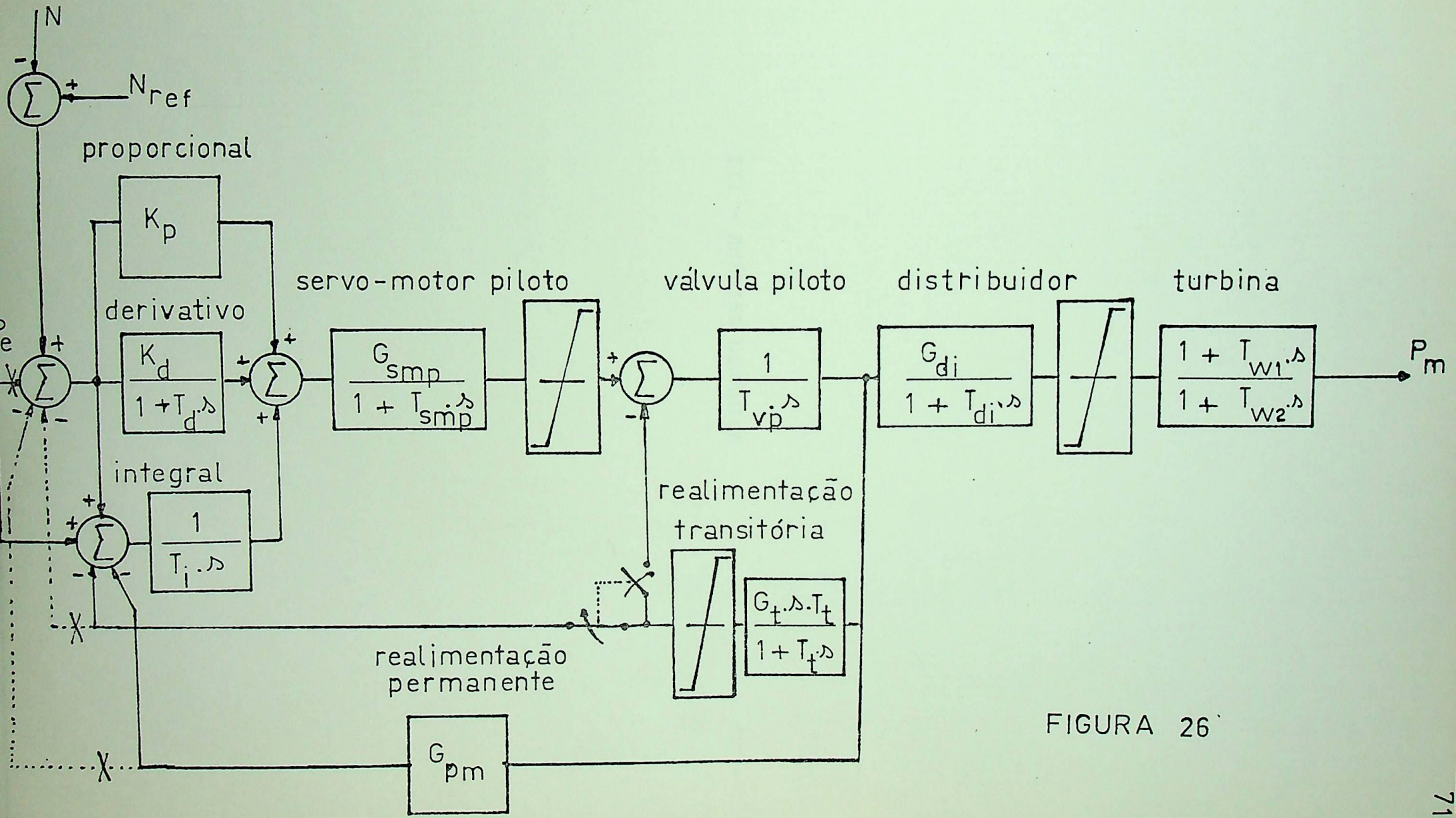

N
N_{ref}
proporcional
K_p
derivativo
$\frac{K_d}{1+T_d.s}$
integral
$\frac{1}{T_i.s}$
servo-motor piloto
$\frac{G_{smp}}{1+T_{smp}.s}$
válvula piloto
$\frac{1}{T_{vp}.s}$
distribuidor
$\frac{G_{di}}{1+T_{di}.s}$
turbina
$\frac{1+T_{w1}.s}{1+T_{w2}.s}$
P_m
realimentação transitória
$\frac{G_t.s.T_t}{1+T_t.s}$
realimentação permanente
G_{pm}

FIGURA 26

III - ANÁLISE DINÂMICA

3.1. COMPORTAMENTO DINÂMICO DE UMA MÁQUINA FRENTE A UM SISTEMA

Vamos considerar a representação linearizada da máquina, conforme figura 19.

Um gerador, operando em um sistema, comporta-se dinamicamente, como um oscilador, obedecendo à equação de balanço deste. Podemos fazer uma analogia do gerador a um sistema mola-massa, conforme figura 27.

Cuja equação é:

$$\left(\frac{M}{W_o}\cdot s^2 + \frac{D}{W_o}s + K_1\right)\Delta\delta = \Delta T_m \qquad (86)$$

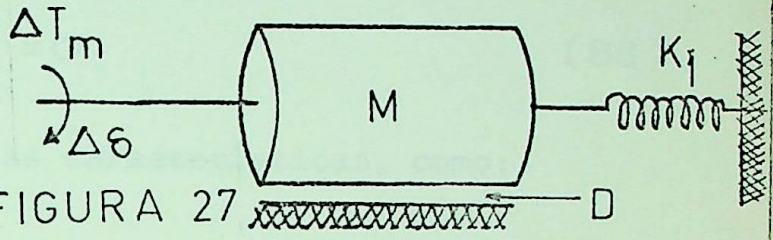


FIGURA 27

A equação característica deste sistema, para $\Delta T_m = 0$ é

$$\frac{M}{W_o}s^2 + \frac{D}{W_o}s + K_1 = 0 \qquad (87)$$

Em termos de diagrama de blocos, (86) torna-se:

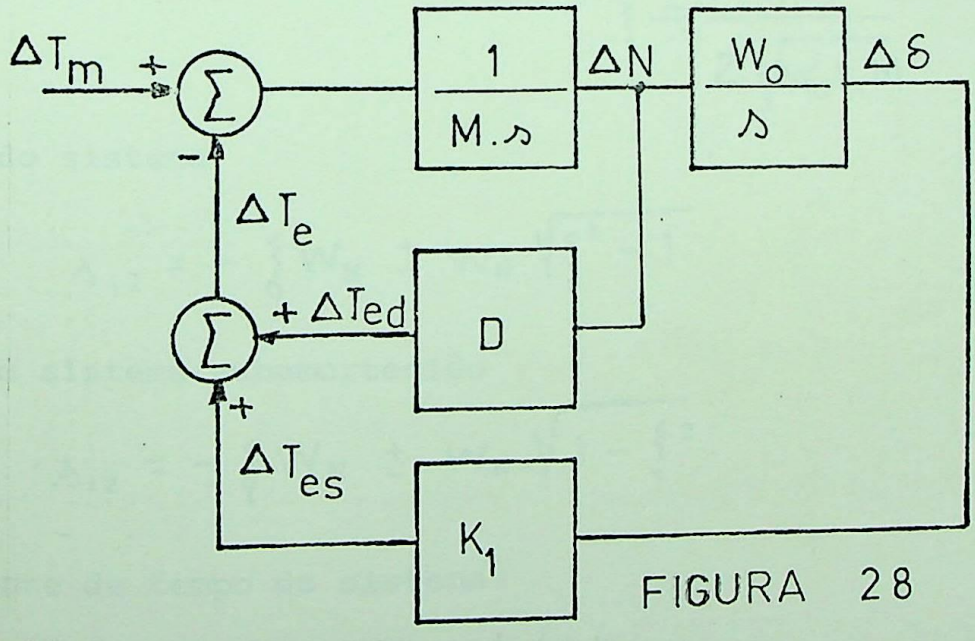


FIGURA 28

Se considerarmos

$M = 2H$ $\qquad W_o = 2\pi f_o$ $\qquad f_o = 60Hz$

D - coeficiente de amortecimento eletro-mecânico

T_m - torque mecânico

Podemos dizer que o presente diagrama é o mesmo da figura 17, desde que, consideremos constante o fluxo de enlace magnético do campo, no eixo direto, e que tenhamos incluído em uma constante D os efeitos amortecedores da turbina, enrolamentos amortecedores e cargas do sistema.

Comparando a equação (87) com a equação diferencial de segundo grau típica

$$s^2 + 2\zeta W_N . s + W_N^2 = 0 \qquad (88)$$

podemos obter algumas grandezas características, como:

Freqüência natural não amortecida

$$W_N = \sqrt{\frac{W_o K_1}{M}} \qquad (89)$$

Taxa ou razão de amortecimento

$$\zeta = \frac{D}{2.\sqrt{W_o K_1 M}} \qquad (90)$$

Polos do sistema

$$s_{12} = -\zeta W_N \pm W_N \sqrt{\zeta^2 - 1} \qquad (91)$$

Para um sistema subamortecido

$$s_{12} = -\zeta . W_N \pm W_N . \sqrt{1 - \zeta^2} \qquad (92)$$

Constante de tempo do sistema

$$T = 1 / \zeta . W_N \qquad (93)$$

Freqüência natural amortecida

$$W_d = W_N . \sqrt{1 - \zeta^2} \qquad (94)$$

Neste sistema, uma das formas de instabilidade ocorre quando a taxa de amortecimento tende para zero. Para valores normais de razão de amortecimento, a freqüência de oscilação não difere em muito dos valores nulos da razão de amortecimento.

Dentro da faixa normal de valores de inércia, impedâncias e cargas, a freqüência de oscilação se encontra entre 0,5 e 2,0 Hz, com a possibilidade de valores extremos chegando a 4 Hz no máximo e 0,1 Hz no mínimo.

A resposta deste sistema, a um degrau de perturbação, é:

$$\Delta\delta(t) = 1 - \frac{e^{-\zeta W_N t}}{\sqrt{1-\zeta^2}} \cdot \operatorname{sen}\left(\sqrt{1-\zeta^2}\, W_N t + \phi\right) \qquad (95)$$

onde

$$\phi = \arccos \zeta$$

o inverso da constante de tempo do sistema (ζW_N) determina o decréscimo exponencial das oscilações do gerador, sendo função do coeficiente de amortecimento D. A frequência natural amortecida ($W_N \sqrt{1-\zeta^2}$) é afetada, principalmente, pelo coeficiente de sincronização (K_1), função esta do grau de interligação do gerador com o sistema e do ângulo de potência da máquina com relação ao barramento infinito.

Considerando os elementos da figura 28 como fasores, podemos representá-los em um diagrama fasorial conforme figura 29, lembrando que:

$$\Delta T_{ea} + \Delta T_{es} = \Delta T_e \qquad (96)$$

Em qualquer freqüência de oscilação geram- se torques frenantes em fase, tanto com o ângulo de potência (δ) da máquina, como com a velocidade de variação deste.

Denominam-se torques sincronizantes àqueles em fase com o ângulo de potência da máquina. Estes são os torques que a estabilidade tradicional analisava para verificar a existência ou não de forças restaurativas do ângulo (δ) da máquina.

Os torques amortecedores são aqueles em fase com a velocidade de variação do ângulo de potência, principal função do controle automático da tensão de excitação.

A falta de algum destes torques pode por em risco a estabilidade do sistema.

O diagrama da figura 29 nos mostra que o torque amortecedor está adiantado de 90^{o} em relação ao torque de sincronismo.

Como vimos, o torque amortecedor depende do coeficiente de amortecimento (D) do sistema, e o sincronizante, do coeficiente de torque sincronizante (K_1).

No caso de termos o coeficiente de amortecimento nulo, o sistema oscilará sem amortecimento, e teremos só o torque sincronizante, em fase com a variação do ângulo de potência (δ).

Se o coeficiente de amortecimento for maior que zero, haverá amortecimento pelo aparecimento dos torques em fase com a variação da velocidade do rotor.

Da figura 29 observamos que o fasor torque elétrico T_{e1} gera torques sincronizantes positivos, aumentando

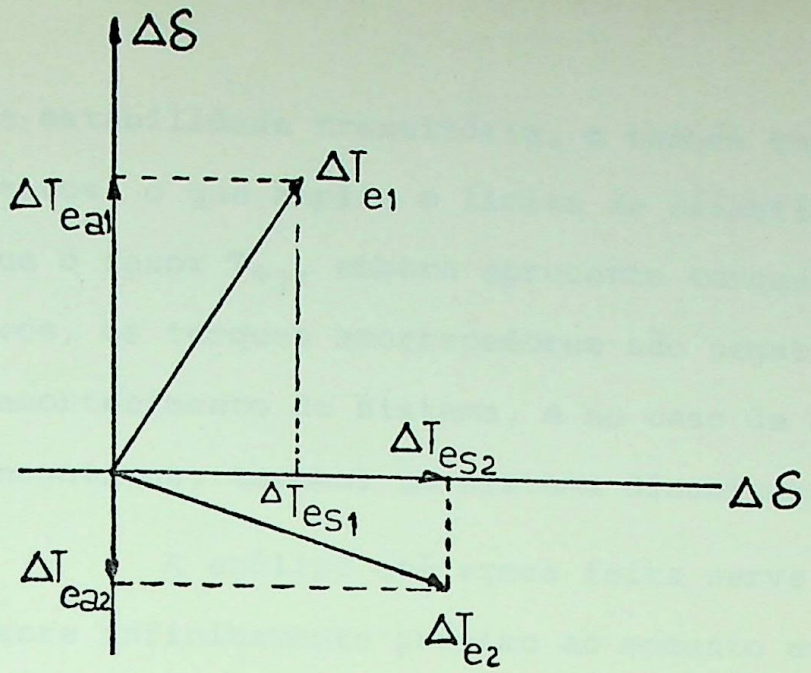


FIGURA 29

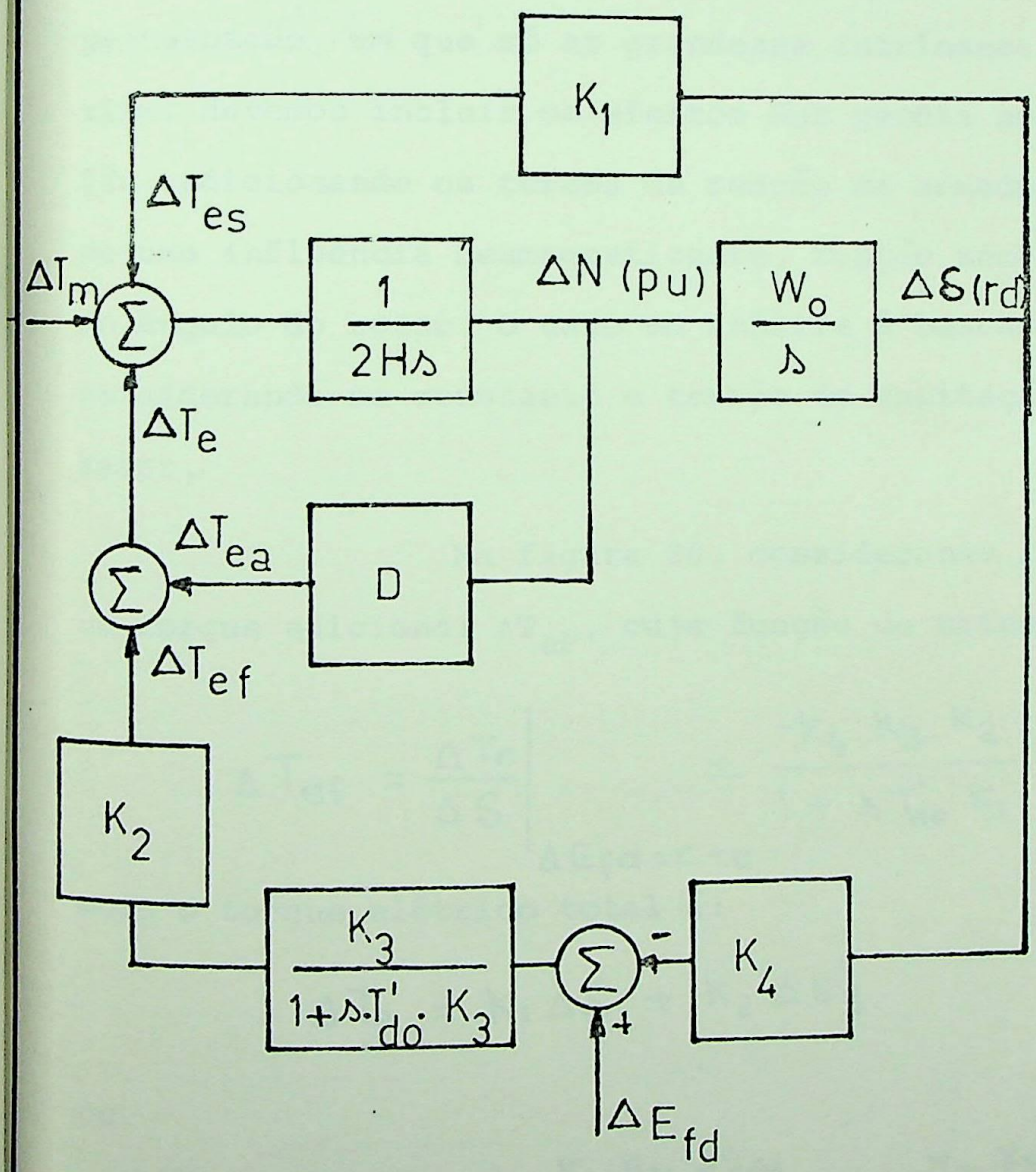


FIGURA 30

o limite de estabilidade transitória, e também torques amortecedores positivos, o que amplia o limite de estabilidade dinâmica, enquanto que o fasor T_{e_2}, embora apresente torques sincronizantes positivos, os torques amortecedores são negativos, o que diminuirá o amortecimento do sistema, e no caso de anulá-los ou torná-los negativos, teremos um sistema dinamicamente instável.

A análise até agora feita serve para a máquina no instante infinitamente próximo ao momento em que sofreu a perturbação do seu estado permanente; para avançarmos um pouco mais no tempo, mas ainda dentro do período transitório da perturbação, em que só as grandezas intrínsecas à máquina variam, devemos incluir os efeitos das perdas no campo de excitação, adicionando os termos da reação da armadura, expressos como uma influência desmagnetizante, função também da variação do ângulo do rotor. O caso em análise é baseado na figura 17 , considerando-se constante a tensão de excitação de campo do gerador.

Na figura 30, considerando $\Delta E_{FD}=0$, teremos um torque adicional ΔT_{eF}, cuja função de transferência é

$$\Delta T_{ef} = \left.\frac{\Delta Te}{\Delta S}\right|_{\Delta E_{fd}=C.te} = \frac{-K_4 . K_3 . K_2}{1 + s T'_{do} K_3} \qquad (97)$$

pois o torque elétrico total é:

$$\Delta T_e = K_1 \Delta S + K_2 \Delta E'_q$$

ou

$$\Delta T_e = K_1 \Delta S + \frac{K_2 . K_3 . \Delta E_{Fd}}{1 + s . T'_{do} K_3} - \frac{K_2 . K_3 K_4 \Delta S}{1 + s . T'_{do} K_3}$$

ou ainda

$$\Delta T_e = \left(K_1 - \frac{K_2 \cdot K_3 \cdot K_4}{1 + s T'_{do} K_3} \right) \Delta\delta + \frac{K_2 K_3}{1 + s T'_{do} K_3} \Delta E_{fd} \qquad (98)$$

Sendo ΔE_{FD} nulo, o último termo desaparece.

Isto nos permite montar o diagrama fasorial da figura 31.

Notamos que ΔT_{eF} possui um torque amortecedor positivo, porém a parte sincronizante negativa.

Portanto, se representarmos a máquina com tensão de campo constante, teremos um torque sincronizante menor do que na representação com fluxo de campo constante.

Considerando-se a inexistência de carga local, os parâmetros K de (97) serão todos positivos; para o estado permanente ou freqüência nula de oscilação, esta componente desmagnetizante do torque é $-K_2K_3K_4\Delta\delta$, oposta em sinal à componente sincronizante transitória $+K_1\Delta\delta$.

A aplicação dos critérios de estabilidade permanente, num sistema com tensão de campo constante, define o que se chama limite de estabilidade, como sendo a condição para a qual o coeficiente de potência sincronizante é nulo, vide figuras 19 e 22, ou seja

$$K_1 - K_2K_3K_4 = 0$$

se

$$w >> \frac{1}{T'_{do} K_3}$$

Então

$$\left.\frac{\Delta T}{\Delta \delta}\right|_{\Delta E_{fd}} = - \frac{K_2 \cdot K_4 / T'_{do}}{s} \qquad (99)$$

Nas altas freqüências de oscilação, teremos portanto, o ângulo de fase igual a $+90^{o}$; os torques nestas freqüências serão inteiramente amortecedores.

Concluimos que os torques da máquina irão sendo cada vez mais atenuados com o aumento da freqüência.

Experiências práticas com o sistema elétrico mostraram que, para freqüências de oscilação em torno de 1 Hz , o campo contribuiria com uma razão de amortecimento entre 0,03 a 0,05 Hz.

No caso extremo de termos condições de carga local ou de compensação série de linhas, que estabeleça a condição de $R_E > X_E$, os torques sincronizantes não serão minorados , pois, se K_4 tornar-se positivo, teremos $K_1+K_2K_3K_4 > 0$; mesmo nas altas freqüências não teríamos o amortecimento positivo.

Baseados no que foi visto, podemos fazer alguns comentários sobre o comportamento de um sistema no domínio do tempo, quando ocorrer uma pequena perturbação no torque mecânico.

Se supusermos E'_q constante, desconsiderando o amortecimento próprio da máquina e do sistema (D), o sistema poderá encontrar-se em duas situações, ou sejam:

a) Se $K_1 > 0$, o comportamento do sistema será muito semelhante ao de um oscilador puro, com

$$W_N = \sqrt{\frac{\omega_o K_1}{M}}$$

conforme figura 32.

b) Se $K_1 < 0$, embora muito raro de ocorrer, indicará um fenômeno de instabilidade, sem aparecimento de oscilação, conforme figura 33.

Se considerarmos a tensão de campo constante, teremos também duas situações:

c) Estando a máquina em regime permanente, sendo seu coeficiente de torque sincronizante positivo:

$$K_1 - K_2K_3K_4 > 0$$

o efeito desmagnetizante do campo resultará em um tipo de oscilação semelhante a a), porém com um pequeno amortecimento superposto, arrastando a máquina para um novo estado onde o fluxo atinja a condição de estado permanente conforme figura 34.

d) Este ocorre quando tivermos o coeficiente de torque sincronizante menor que zero:

$$K_1 - K_2K_3K_4 < 0$$

Teremos superposição de oscilações, sendo uma das componentes instável. Seria uma ação semelhante aos efeitos de b e c conjuntos, conforme figura 35.

Conseguiríamos uma estabilidade operacional, adicionando os efeitos do regulador da tensão de excitação, o qual procuraria cancelar a componente instável. Esta condição é chamada operação em estabilidade dinâmica ou condicional.

O objetivo principal da estabilização de sistemas, através do controle de tensão de excitação, requer o can

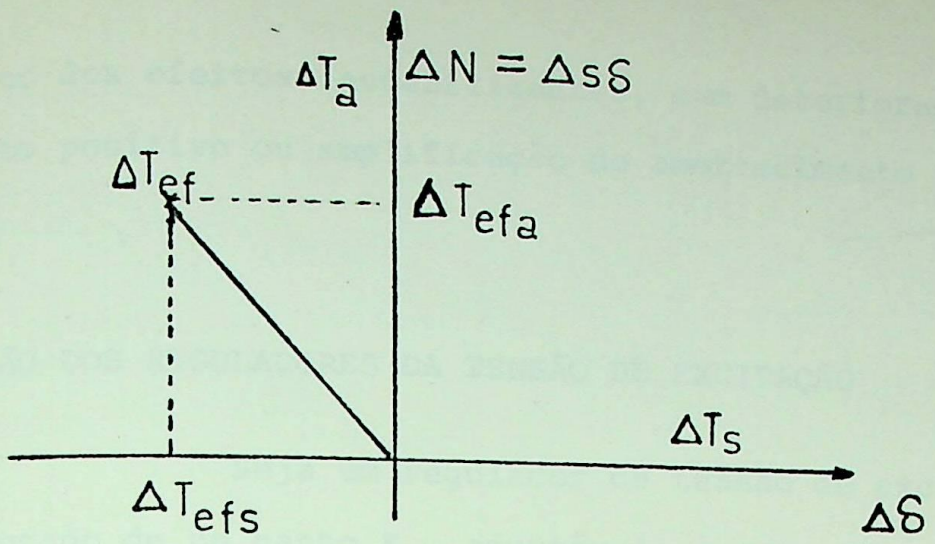


FIGURA 31

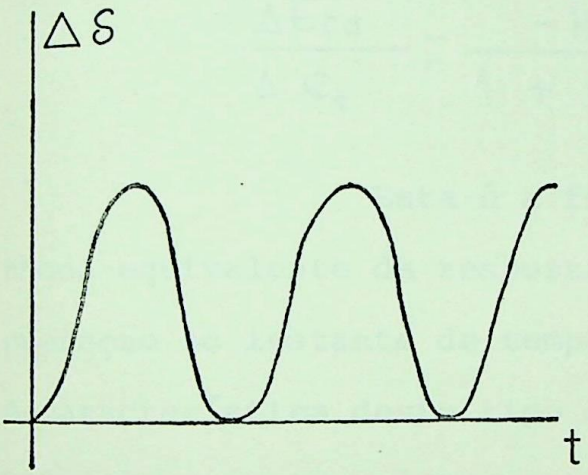


FIGURA 32

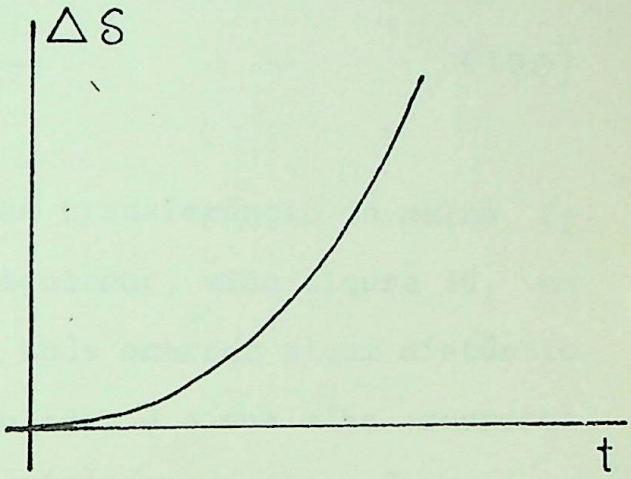


FIGURA 33

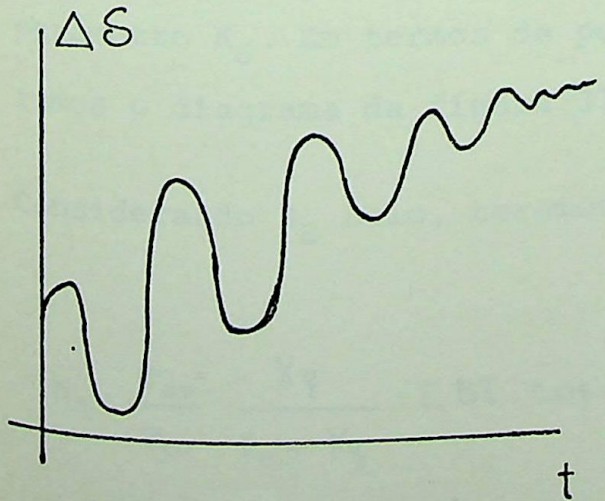


FIGURA 34

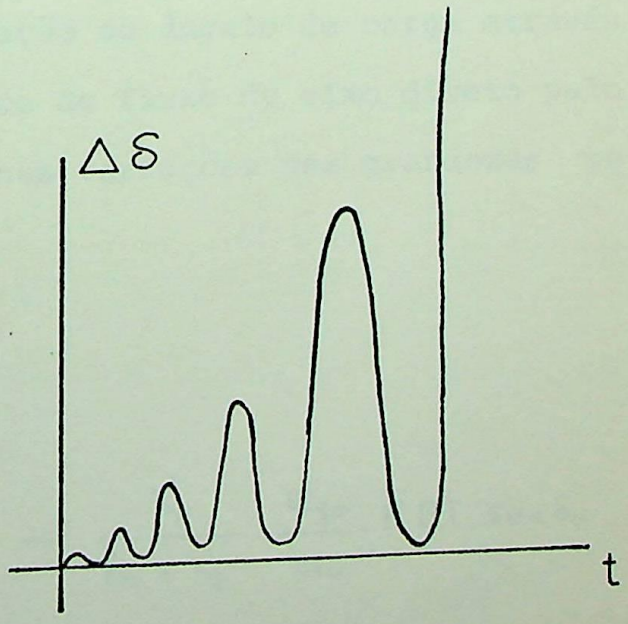


FIGURA 35

celamento dos efeitos instabilizantes, sem deterioração do amortecimento positivo ou amplificação do amortecimento negativo.

3.2. AÇÃO DOS REGULADORES DA TENSÃO DE EXCITAÇÃO

Seja um regulador de tensão de excitação simples, dotado de um ganho K_e, ajustável, e uma pequena constante de tempo, T_e, típica dos reguladores estáticos, tipo THYRISTOR, ou seja:

$$\frac{\Delta E_{fd}}{\Delta e_t} = \frac{-K_e}{1 + s.T_e} \qquad (100)$$

Esta é a função de transferência da malha fechada equivalente da resposta do regulador, vide figura 36, em operação no instante de tempo logo após ocorrer algum distúrbio. A característica deste tipo de regulador é a sua alta resposta inicial, capaz de alcançar a tensão limite de excitação em menos de 1/20 segundos segundo o I.E.E.E., consequentemente possuindo uma alta tensão limite de excitação, da ordem de 6,3 pu.

Pela equação (70) sabemos que a variação da tensão terminal é função da variação do ângulo de carga através do fator K_5 e a variação do enlace de fluxo do eixo direto pelo parâmetro K_6. Em termos de pequenas variações das grandezas teremos o diagrama da figura 37.

Considerando R_E nulo, teremos:

$$K_5 = \frac{e_{do}}{e_{to}} \cdot \frac{X_q}{X_e + X_q} \cdot EBI \cdot \cos\delta_o - \frac{X'_d}{X_e + X'_d} \cdot \frac{e_{qo}}{e_{to}} \cdot EBI \cdot \operatorname{sen}\delta_o$$

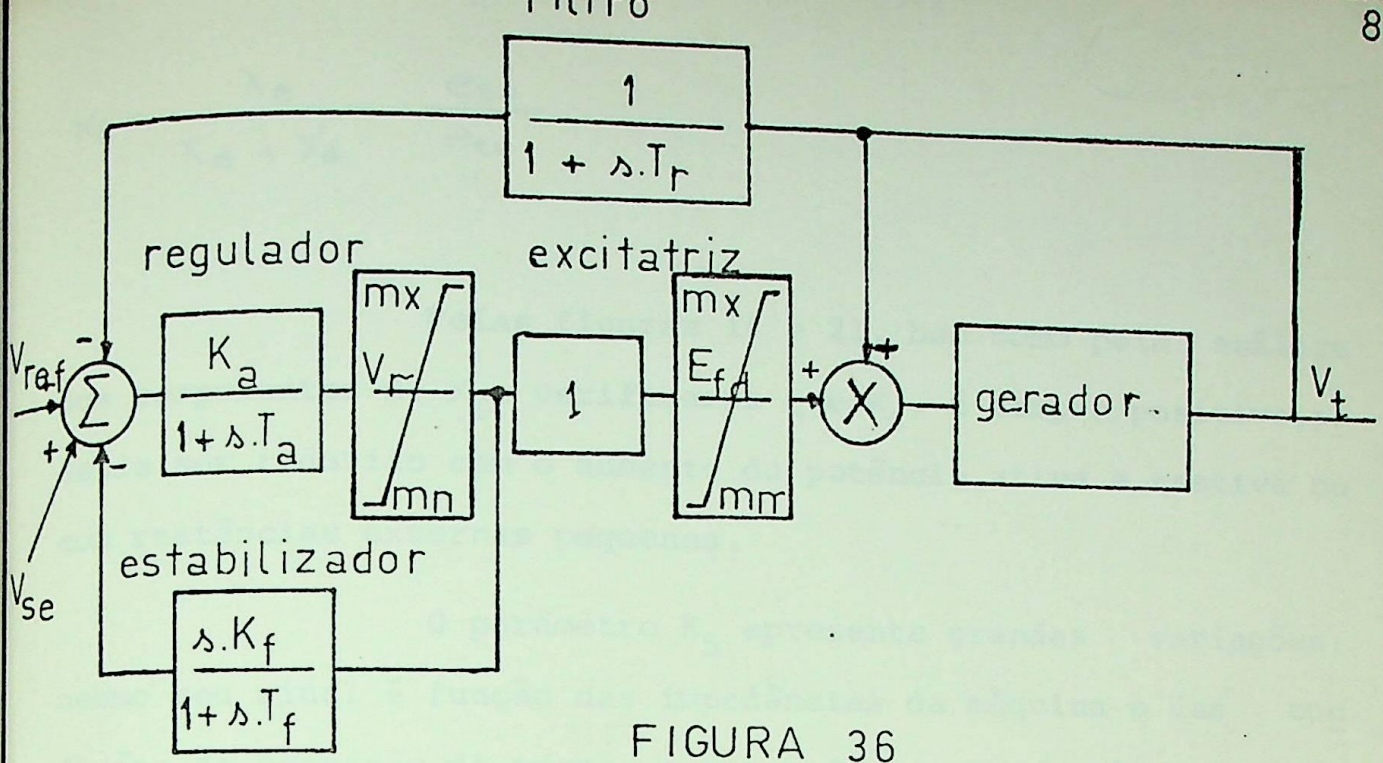


FIGURA 36

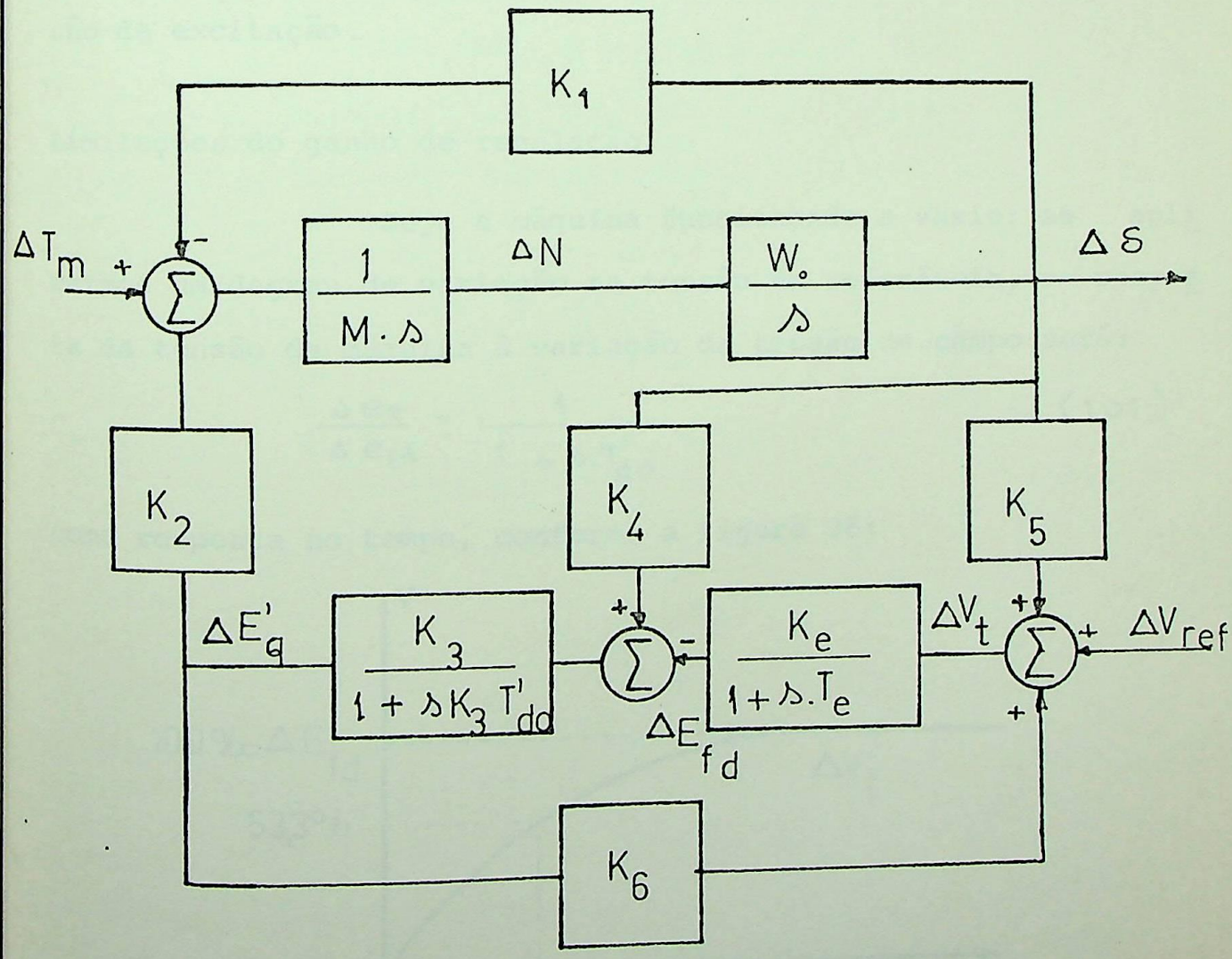


FIGURA 37

$$K_6 = \frac{X_e}{X_e + X'_d} \cdot \frac{e_{qo}}{e_{to}}$$

Pelas figuras 18 e 21, bem como pela análise dos componentes de K_6, verificamos que K_6 é sempre positivo, podendo ser reduzido com o aumento da potência ativa e reativa ou com reatâncias externas pequenas.

O parâmetro K_5 apresenta grandes variações; mesmo seu sinal é função das impedâncias da máquina e das condições de operação da mesma, o que pode ser observado através das figuras 18 e 21. No caso de cargas locais, onde $R_E > X_E$, o parâmetro K_5 será sempre positivo. Este parâmetro tem uma grande influência nos efeitos amortecedores dos reguladores de tensão de excitação.

Limitações do ganho de regulação

Seja a máquina funcionando a vazio; se aplicarmos um degrau de variação na tensão de referência, a resposta da tensão da máquina à variação da tensão de campo será:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta e_{fd}} = \frac{1}{1 + s.T'_{do}} \qquad (101)$$

como resposta no tempo, conforme a figura 38:

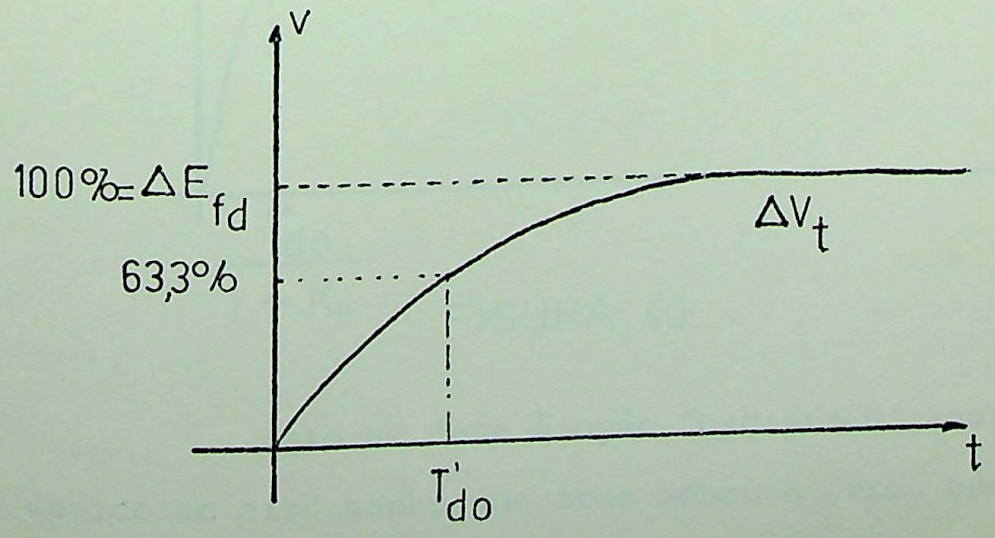


FIGURA 38

Adicionando ao sistema gerador um regulador e excitatriz represe tado por um ganho simples, fechando a ma lha, conforme figura 39.

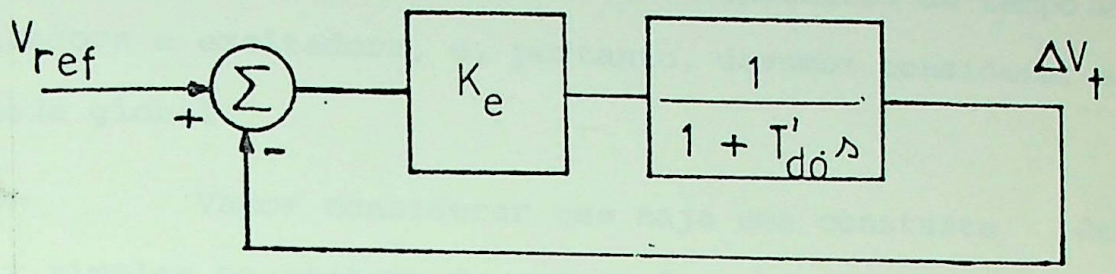
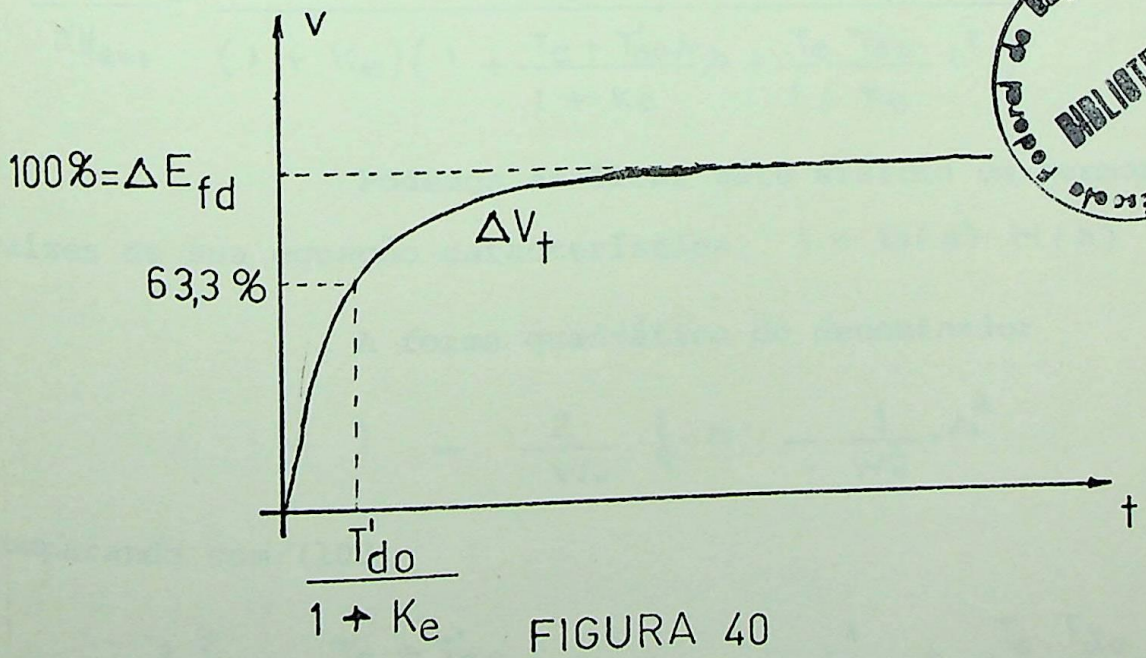


FIGURA 39

teremos como resposta

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta E_{fd}} = \frac{K_e}{1 + K_e\left(1 + s.\frac{T'_{do}}{K_e}\right)} \qquad (102)$$

Se tivermos um ganho de regulação (K_e) muito grande, o ganho no estado permanente tenderá para a unidade, e a resposta da constante de tempo ($\frac{T'_{do}}{1+K_e}$) será $1+K_e$ vezes mais rápida que no caso de resposta de malha aberta.



Escola Politécnica de Engenharia do Piauí BIBLIOTECA

FIGURA 40

Isto se deve à ação forçante da resposta do campo, devido ao alto ganho que atua sobre o erro, conforme fi

gura 40.

Teoricamente, não teríamos limite para o valor deste ganho. Na prática, porém, temos constantes de tempo da ação reguladora e excitadora, e, portanto, devemos considerar a estabilidade global.

Vamos considerar que haja uma constante de tempo (T_e) simples no sistema de regulação-excitação, conforme figura 41.

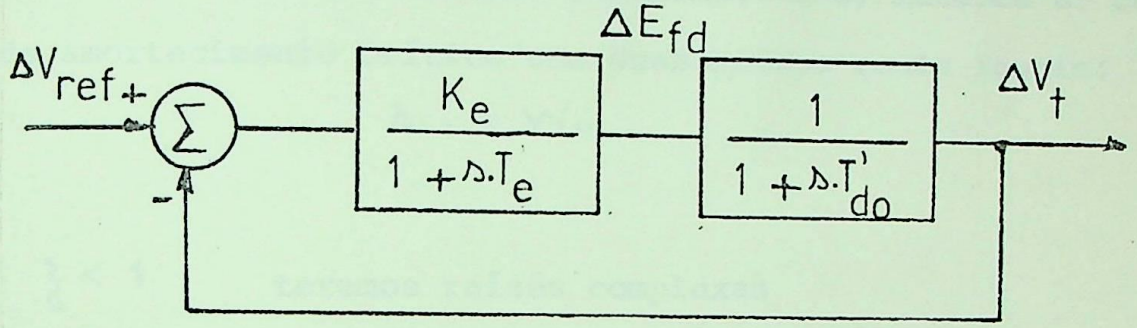


FIGURA 41

A resposta ao degrau de variação na tensão de referência, será:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{REF}} = \frac{K_e}{(1+K_e)\left(1+\frac{T_e+T'_{do}\cdot s}{1+K_e}s+\frac{T_e.T'_{do}}{1+K_e}s^2\right)} \qquad (103)$$

Podemos analisar este sistema em termos das raízes de sua equação característica $1 + G(s).H(s)$

A forma quadrática do denominador

$$1 - \frac{2}{W_N}\{.s - \frac{1}{W_N^2}.s^2$$

comparando com (103)

$$\frac{2\{}{W_N} - \frac{T_e + T'_{do}}{1+K_e} \qquad \frac{1}{W_N^2} - \frac{T_e.T'_{do}}{1+K_e}$$

As raízes serão

$$s_{12} = \left(-\zeta \pm j\sqrt{1-\zeta^2} \right) . W_N$$

onde

$$\zeta = \frac{T_e + T'_{do}}{2.\sqrt{1+K_e}\,(T_e . T'_{do})}$$

$$W_N = \sqrt{\frac{1+K_E}{T_E T'_{do}}}$$

para uma taxa de amortecimento unitária, (ζ=1) teremos a condição de amortecimento crítico com duas raízes reais iguais:

$$s_{12} = W_o$$

Se

$\zeta < 1$ teremos raízes complexas

$\zeta > 1$ raízes reais

Com grandes valores de ganhos de regulação (K_E), teremos freqüências naturais (W_N) altas e taxas de amortecimento (ζ) baixas.

Para verificar a estabilidade do sistema, vamos aplicar o critério de Nyquist, isto é, em todo sistema de malha fechada, cuja equação característica é do tipo $(1+G(s).H(s))$ podemos verificar sua estabilidade, verificando a característica da resposta da função de malha aberta $(G(s).H(s))$; isto será feito procurando-se o ângulo de fase para a freqüência no qual o valor de $G(s).H(s)$ é unitário. O limite de estabilidade será atingido se o ângulo de fase situar-se em torno de 180^o; a instabilidade ocorrerá se o limite for ultrapassado.

O ângulo de fase para a condição de $G(s).H(s)=1$ é chamado de ângulo de corte ou de cruzamento, e a freqüência,

em tal ponto, de freqüência de corte.

Será obtido um bom amortecimento das oscilações, com uma sobrelevação na resposta no tempo em torno de 25%, quando o ângulo de corte situar-se entre 130^{o} e 140^{o}.

Para o presente sistema é desejável manter a frequência de corte menor do que $1/2T_e$, significando um ganho de regulação K_e menor do que $T'_{do}/2T_e$. Este ganho é interpretado como o ganho de regulação transitória.

Se desejarmos um ganho de regulação permanente, conjuntamente a redução no ganho transitória será obtida com uma compensação do tipo avanço-atraso.

$$\frac{1 + s.T_T}{1 + s.T_P} \qquad (104)$$

onde

$$\frac{T_T}{T_P} = \frac{\text{ganho transitório}}{\text{ganho permanente}}$$

ou, alternativamente, como a razão de realimentação, vinda da tensão de excitação.

Se optarmos por um valor do inverso de T_T, consideravelmente inferior à freqüência de corte, os efeitos não serão muito diferentes daqueles em que o regulador era representado por;

$$\frac{\Delta E_{fd}}{\Delta e_t} = \frac{K_{et}}{1 + s T_e} \qquad (105)$$

è equivalente à função real,

$$\frac{K_e (1 + s T_T)}{(1 + s T_P)(1 + s T_e)} \qquad (106)$$

sendo

$$K_{et} = K_e \frac{T_T}{T_\phi}$$

o ganho transitório.

Quando a máquina está sob carga, esta malha de regulação influi também; basta considerarmos nulas as variações de ângulo. Nestas condições, e sob carga, a malha de regulação apresenta-se conforme figura 42.

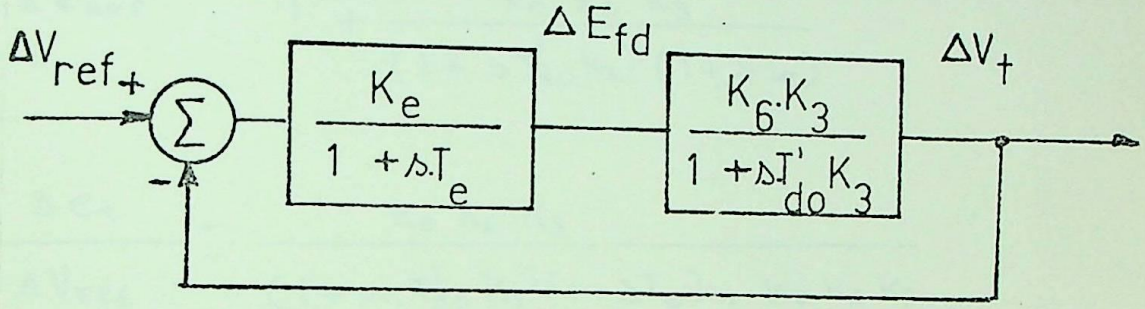


FIGURA 42

ou, reduzindo:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{Ref}} = \frac{K_6 \cdot K_3}{1 + s\, T'_{do} K_3}$$

ou

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta E_{fd}} = \frac{K_6 \left(T'_{dz} / T'_{do} \right)}{1 + s\, T'_{dz}}$$

onde $T'_{dz} = T'_{do} \cdot K_3$ é a constante de tempo efetiva do campo quando sob carga.

Podemos notar, através das figuras 18 e 21 , que o valor de K_6 é de modo geral baixo, a menos que haja reatâncias externas altas combinadas com cargas resistivas em derivação de valor significante. Desprezando o parâmetro K_6 devido ao seu baixo valor, o efeito de T'_{dz}, sendo também pequeno, é compensado pelo baixo valor de ganho T'_{dz}/T'_{do}. A resposta de

malha fechada deste sistema pouco difere da resposta de malha fechada da máquina a vazio.

Considerando a malha da figura 42, numa primeira aproximação, considerando o ganho de regulação grande, a componente da variação da tensão terminal em função da variação do fluxo de enlace, e a variação da tensão de referência, teremos:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta \Psi_{REF}} = \frac{\dfrac{K_e K_6 K_3}{(1+s.T_e)(1+s.T'_{do}K_3)}}{1+\dfrac{K_e K_6 K_3}{(1+sT'_{do}K_3)(1+sT_e)}} \qquad (107)$$

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_e K_6 K_3}{(1+s.T'_{do}K_3)(1+sT_e)+K_e K_6 K_3}$$

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{ref}} = \frac{1}{(1+sT_e)\left(\dfrac{1}{K_e K_6 K_3}+\dfrac{s.T'_{do}}{K_6 K_3}\right)+1} \qquad (108)$$

Podemos aproximar a função considerando-a como um ganho com duas constantes de tempo; para determinar o ganho vamos verificar a condição de regime permanente, ou seja:

Para $s=0$

$$\left.\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{ref}}\right|_{s=0} = \frac{1}{\frac{1}{K_e K_6 K_3} + 1} = \frac{K_3 K_6}{1/K_e + K_3 K_6}$$

As constantes de tempo são as mesmas da equação (108), portanto a função simplificada será:

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_3 K_6}{\left(1/K_e + K_e K_6\right)\left(1 + sT_e\right)\left(1 + s.\frac{T'_{do}}{K_3 K_6}\right)} \qquad (109)$$

Se tivermos K_E muito grande,

$$\frac{\Delta e_t}{\Delta V_{ref}} = \frac{1}{\left(1 + s.\frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)\left(1 + sT_e\right)} \qquad (110)$$

Similarmente:

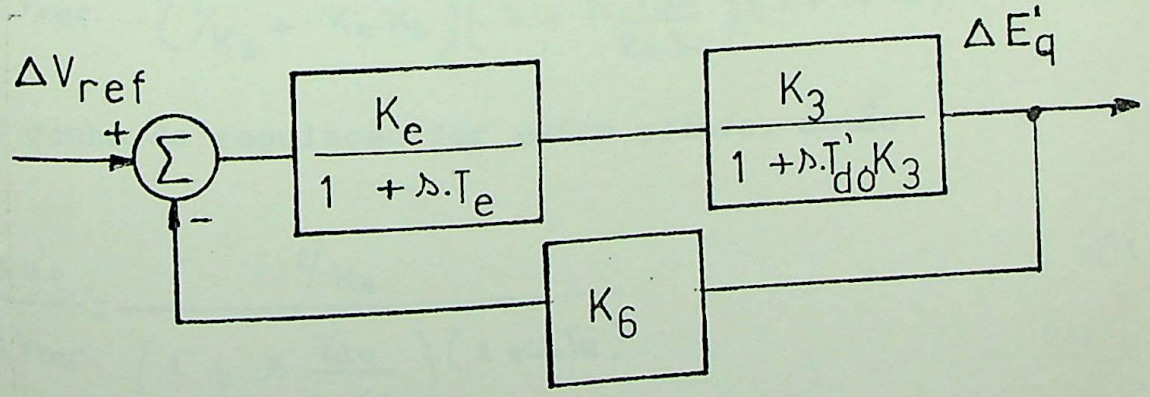


FIGURA 43

Donde

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}} = \frac{\dfrac{K_e K_3}{(1+sTe)(1+s.T'_{do}K_3)}}{1+\dfrac{K_3 K_3 K_6}{(1+sTe)(1+sT'_{do}K_3)}}$$

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_e K_3}{(1+sTe)(1+sT'_{do}K_3)+K_e K_6 K_3}$$

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}} = \frac{1/K_6}{(1+sTe)\left(\dfrac{1}{K_e K_6 K_3}+s\dfrac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)+1} \qquad (111)$$

A qual pode ser aproximada a uma função com um ganho e duas constantes de tempo. O ganho será determinado por:

$$\left.\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}}\right|_{s=0} = \frac{1/K_6}{\dfrac{1}{K_e K_6 K_3}+1} = \frac{K_e}{\dfrac{1}{K_3}+K_e K_6}$$

e as constantes de tempo serão as mesmas de (111); logo,

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_e}{\left(1/K_3+K_e K_6\right)\left(1+s\dfrac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)(1+sTe)} \qquad (112)$$

Se o ganho de regulação for muito grande, então:

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta V_{ref}} = \frac{1/K_6}{\left(1+s\dfrac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)(1+sTe)} \qquad (113)$$

3.3. EFEITOS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO NA ESTABILIDADE DE MÁQUINA

Ao compararmos a figura 30 com a 37 verificamos que, se considerarmos a ação do regulador, a componente gerada devido ao efeito desmagnetizante, função da variação do ângulo de carga ($K_4 \Delta\delta$), tem a sua atuação grandemente atenuada, relativamente comparada ao caso da tensão de excitação constante. A variação do torque elétrico, sem a ação do regulador de tensão, quando sujeito a uma variação do ângulo de carga, devido unicamente à ação desmagnetizante, será:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta\delta} = \frac{-K_2 K_3 K_4}{1 + sT'_{do} K_3} \qquad (97)$$

Já anteriormente analisado em termos dos torques amortecedores e de sincronização.

Considerando a ação dos reguladores de tensão pela figura 37, temos:

$$-\left(K_4 \cdot \Delta\delta + \left(\frac{Ke}{1+sTe}\right)\left(K_5 \Delta\delta + K_6 \Delta E'_q + \Delta V_{ref}^{\,0} \right)\right)\left(\frac{K_3}{1+sT'_{do}K_3}\right) = \Delta E'_q$$

$$-\left(K_4 + \frac{Ke\,K_5}{1+sTe}\right)\frac{K_3}{1+sT'_{do}K_3}\Delta\delta = \Delta E'_q + \frac{Ke\,K_6\,K_3}{(1+sT'_{do}K_3)(1+sTe)}\Delta E'_q$$

ou

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta\delta} = \frac{-\left(\dfrac{K_4 K_3 (1+sTe) + K_3 Ke K_5}{(1+sTe)(1+sT'_{do}K_3)} \right)}{1 + \dfrac{Ke\,K_6\,K_3}{(1+sTe)(1+sT'_{do}K_3)}}$$

$$\frac{\Delta E'_q}{\Delta\delta} = \frac{-K_3\left(K_4(1+sTe) + Ke\,K_5\right)}{(1+sTe)(1+sT'_{do}K_3) + Ke\,K_6\,K_3} \qquad (114)$$

mas

$$\Delta Te = K_2 \Delta E'_q$$

Logo

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-K_2 \left(K_4 (1 + s Te) + K_e K_5 \right)}{(1 + s Te)\left(\frac{1}{K_3} + s T'_{do} \right) + K_e K_6}$$

ou

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-K_2 / K_e K_6 \left(K_4 (1 + s Te) + K_e K_5 \right)}{(1 + s Te)\left(\frac{1}{K_3 K_e K_6} + s \frac{T'_{do}}{K_e K_6} \right) + 1}$$

ou ainda

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-\frac{K_2}{K_e K_6} \left((K_4 + K_e K_5) + s Te K_4 \right)}{(1 + s Te)\left(\frac{1}{K_3 K_6 K_5} + s \frac{T'_{do}}{K_E K_6} \right) + 1} \qquad (115)$$

Se o sistema de excitação tiver uma constante de tempo da excitatriz muito pequena e o ganho de excitação alto, então podemos simplificar (115):

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-\frac{K_2}{K_e K_6} \left(K_4 + K_e K_5 \right)}{1 + s \frac{T'_{do}}{K_E K_6}}$$

ou

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-K_2 K_6}{K_e K_6 \left(1 + \frac{s T'_{do}}{K_e K_6} \right)} - \frac{K_2 K_5}{K_6 \left(1 + \frac{s T'_{do}}{K_e K_6} \right)} \qquad (116)$$

ou aproximadamente:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} \simeq \frac{-K_2 K_6}{K_e K_6 \left(1 + \frac{s T'_{do}}{K_e K_6}\right)} \qquad (117)$$

Se compararmos (97) com (117)

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta \delta}\right|_{C/R} = \frac{-K_2 K_4}{K_e K_6 \left(1 + \frac{s T'_{do}}{K_e K_6}\right)} \quad ; \quad \left.\frac{\Delta T_e}{\Delta \delta}\right|_{S/R} = \frac{-K_2 K_3 K_4}{(1 + s T'_{do} K_3)}$$

em baixas freqüências ($s \to 0$), teremos:

$$\frac{\left.\frac{\Delta Te}{\Delta \delta}\right|_{C/R}}{\left.\frac{\Delta Te}{\Delta \delta}\right|_{S/R}} = \frac{-\frac{K_2 K_4}{K_e K_6}}{-K_2 K_3 K_4} = \frac{1}{K_3 K_e K_6}$$

e nas freqüências altas ($s \to \infty$)

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta \delta}\right|_{C/R} \simeq \frac{-K_2 K_4}{s T'_{do}} \qquad \left.\frac{\Delta Te}{\Delta \delta}\right|_{S/R} \simeq \frac{-K_2 K_4}{s T'_{do}}$$

Verificamos que nas altas freqüências a função $T_e/\Delta\delta$ adquire a mesma característica. Isto se deve ao fato de que a componente negativa, no estado permanente do coeficiente de potência sincronizante, é praticamente eliminada com o regulador de tensão de ganho elevado. Entretanto, desde que a constante de tempo efetiva tenha sido reduzida de $K_3 T'_{do}$ para $T'_{do}/K_e K_6$, a componente amortecedora do torque devida ao seu efeito é reduzida correspondentemente, isto é, há um atraso na fase de aproximadamente 90^o nas altas freqüências.

Se desprezarmos K_4, a malha reguladora tor

na-se:

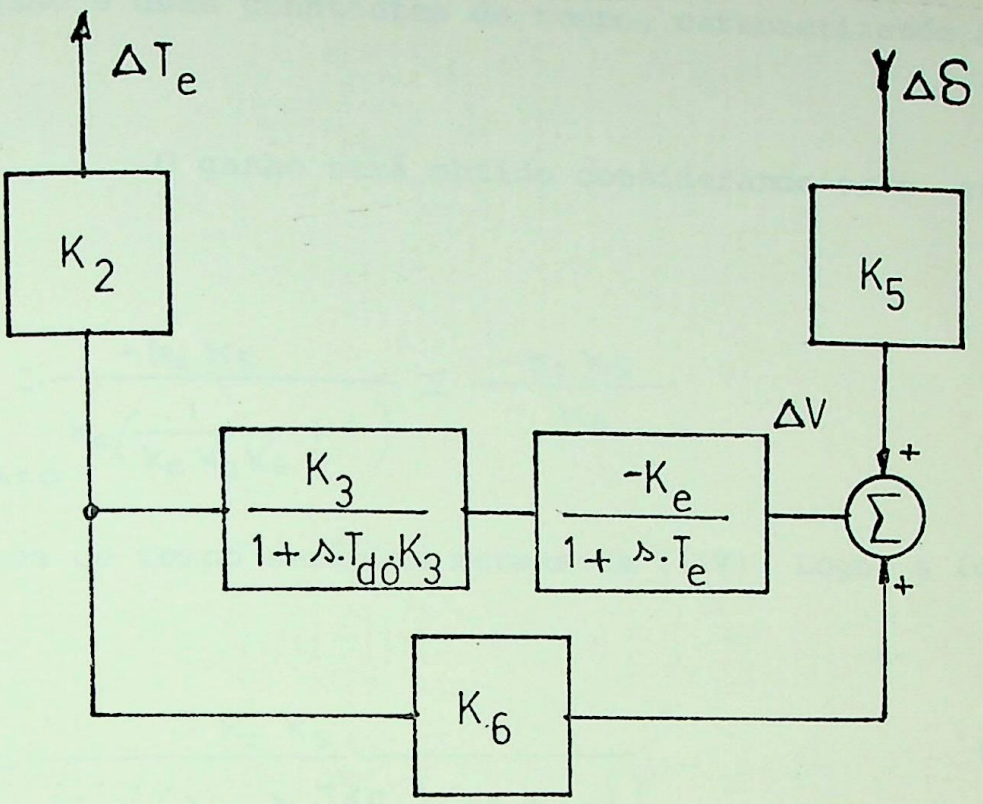


FIGURA 44

Tendo como função de transferência

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta \delta} = \frac{\dfrac{-K_2 K_3 K_e K_5}{(1+s T'_{do} K_3)(1+s T_e)}}{1 + \dfrac{K_e K_3 K_6}{(1+s T'_{do} K_3)(1+s T_e)}}$$

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta \delta} = \frac{-K_2 K_3 K_e K_5}{(1+s T'_{do} K_3)(1+s T_e) + K_e K_3 K_6} \qquad (118)$$

$$\frac{\Delta T_e}{\Delta \delta} = \frac{-K_2 K_e K_5}{\frac{1}{K_3} + K_e K_6 + s\left(T'_{do} + \frac{T_e}{K_3}\right) + s^2 T'_{do} T_e} \qquad (119)$$

Mas, a partir de (118) podemos obter uma solução aproximada, ou seja, um ganho e duas constantes de tempo, caracterizando a função.

O ganho será obtido considerando-se o estado permanente

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta\delta}\right|_{s=0} = \frac{-K_2 K_5}{K_6\left(\frac{1}{K_e K_3 K_6} + 1\right)} = \frac{-K_2 K_5}{K_6}$$

As constantes de tempo serão as mesmas de (118). Logo, a função será

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta\delta}\right| = \frac{-K_2 K_5}{K_6\left(\left(1 + s\frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)(1 + sTe)\right)} \qquad (120)$$

Se considerarmos a ação desmagnetizante da variação do ângulo de carga produzida através de K_4, teremos a expressão completa da variação do torque devida à variação do ângulo de carga através de E'_q, ou seja:

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta\delta}\right|_{\Delta E'_q} = \frac{-K_2\left((K_e K_5 + K_4) + sTe K_4\right)}{1/K_3 + K_e K_6 + s\left(\frac{Te}{K_3} + T'_{do}\right) + T'_{do} Te\, s^2}$$

Visando a uma análise das contribuições dos torques sincronizantes e de amortecimento em diferentes freqüências de oscilação, vamos utilizar a expressão completa da variação do torque elétrico, ou seja:

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta\delta}\right|_{E'q} = \frac{-K_2\left((K_e K_5 + K_4) + \lambda Te\, K_4\right)}{1/K_3 + K_e K_6 + \lambda\left(Te/K_3 + T'_{do}\right) + \lambda^2 T'_{do} Te} \qquad (121)$$

Vamos considerar a expressão acima, no domínio da freqüência:

$$\left.\frac{\Delta Te}{\Delta\delta}\right|_{E'q} = \frac{-K_2\left((K_e K_5 + K_4) + j\omega Te\, K_4\right)}{\left(1/K_3 + K_e K_6 - \omega^2 T'_{do} Te\right) + j\omega\left(Te/K_3 + T'_{do}\right)}$$

Se desprezarmos $K_4 \Delta\delta$ devido às razões anteriormente expostas, teremos:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta\delta} = \frac{-K_2 K_e K_5\left(\left(1/K_3 + K_e K_6 - \omega^2 T'_{do} Te\right) - j\omega\left(Te/K_3 + T'_{do}\right)\right)}{\left(1/K_3 + K_e K_6 - \omega^2 T'_{do} Te\right)^2 + \omega^2\left(\frac{Te}{K_3} + T'_{do}\right)^2} \qquad (122)$$

Como sabemos que

$$\Delta\delta = \frac{\omega_o}{j\omega}\,\Delta N$$

Logo,

$$\Delta N = j\omega\,\frac{\Delta\delta}{\omega_o}$$

Portanto, a variação do torque é composta de duas partes, uma em fase com a variação do ângulo, denominado torque sincronizante

$$Ts = \frac{-K_2 K_e K_5\left(\left(1/K_e + K_e K_6 - \omega^2 T'_{do} Te\right)\right)}{\left(1/K_e + K_e K_6 - \omega^2 T'_{do} Te\right)^2 + \omega^2\left(Te/K_3 + T'_{do}\right)^2} \qquad (123)$$

e a parte do torque em fase com a velocidade é denominada torque de amortecimento.

$$T_d = \frac{K_2 K_e K_5 \left(T_e/K_3 + T'_{do}\right) W}{\left(1/K_e + K_e K_6 - W^2 T'_{do} T_e\right)^2 + W^2 \left(\frac{T_e}{K_3} + T'_{do}\right)^2} \qquad (124)$$

Fasorialmente, teremos o diagrama da figura 44. Devemo-nos lembrar de que T_e é introduzido no sistema com sinal negativo, daí a inversão dos sinais no gráfico.

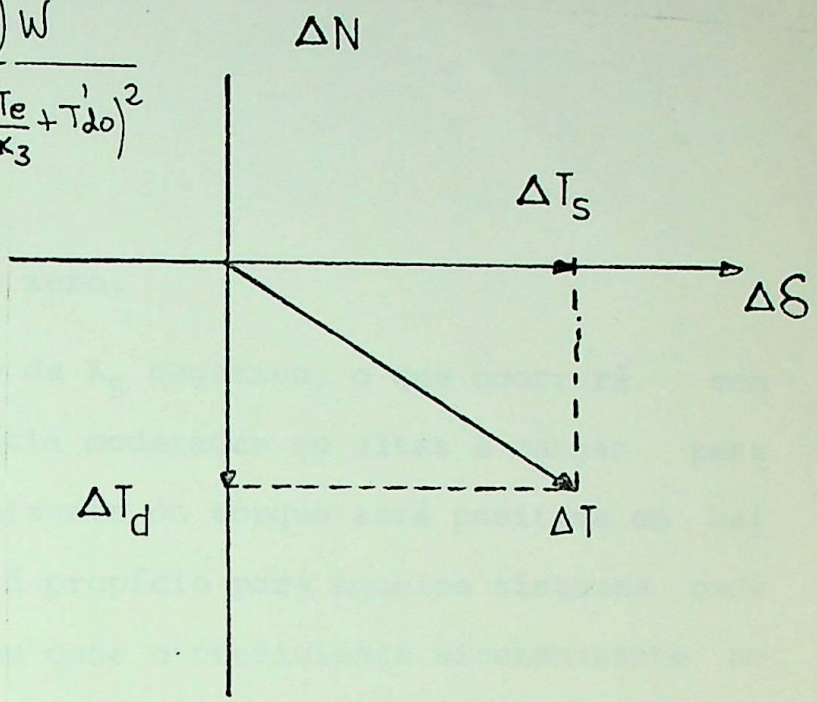


FIGURA 45

3.4. TORQUES SINCRONIZANTES

Considerando a equação ( ), vamos observá-la em baixas freqüências, que são as típicas das oscilações eletro-mecânicas.

$$T_S \approx \frac{-K_2 K_e K_5}{1/K_E + K_e K_6}$$

pois

$$W^2 \approx 0$$

Se o ganho de excitação for grande,

$$T_S \approx \frac{-K_2 \cdot K_5}{K_6}$$

Se K_5 for positivo, pois é um dos parâmetros que admitem ambos os sinais (vide figura 18), a componente sincronizante será negativa; isto acontece quando tivermos impedân

cias médias ou baixas e carregamentos normais. Há casos em que K_5, embora positivo, e K_1, como é usual, alto, teremos a componente sincronizante como

$$K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6}$$

sendo ainda bem maior que zero.

No caso de K_5 negativo, o que ocorrerá com impedâncias de transferência moderadas ou altas e cargas pesadas, a componente sincronizante do torque será positiva em baixas freqüências. Isto será propício para aqueles sistemas onde K_1 é baixo ou negativo, ou onde o coeficiente sincronizante no estado permanente sem regulador $(K_1 - K_2 K_3 K_4)$ for negativo. O aumento das oscilações de freqüência tendendo para um

$$W_N = \sqrt{\left(1/K_3 + K_e K_6\right)/T'_{do} T_e}$$

o torque sincronizante tenderá para o infinito. Em freqüências superiores à freqüência natural W_N, o torque reverterá de sinal.

Atualmente, antes de isto ocorrer, as freqüências de oscilação crescentes provocarão instabilidade, devido à falta de amortecimentos positivos.

3.5. TORQUES AMORTECEDORES

Os torques amortecedores devido à ação do regulador de tensão, são dados pela equação (124). Teremos um amortecimento positivo sempre que o parâmetro K_5 for positivo. No caso de ser negativo, o que pode acontecer em função do sistema, se incrementarmos o ganho de regulação, causaremos um aumento

do amortecimento negativo, portanto instabilizamos o sistema. por outro lado, se zerarmos o ganho do regulador, apenas tornamos menor a parte do amortecimento do campo. Logo, estamos em frente a um problema conflitante, nos casos onde K_5 é negativo, responsável pelos maiores problemas de estabilidade dos sistemas elétricos; o regulador de tensão é o principal contribuinte do torque sincronizante positivo; em compensação elimina o amortecimento natural da máquina.

O recurso será ajustar K_E de forma tal que forneça um coeficiente de torque sincronizante adequado, sem cancelar o amortecimento da máquina.

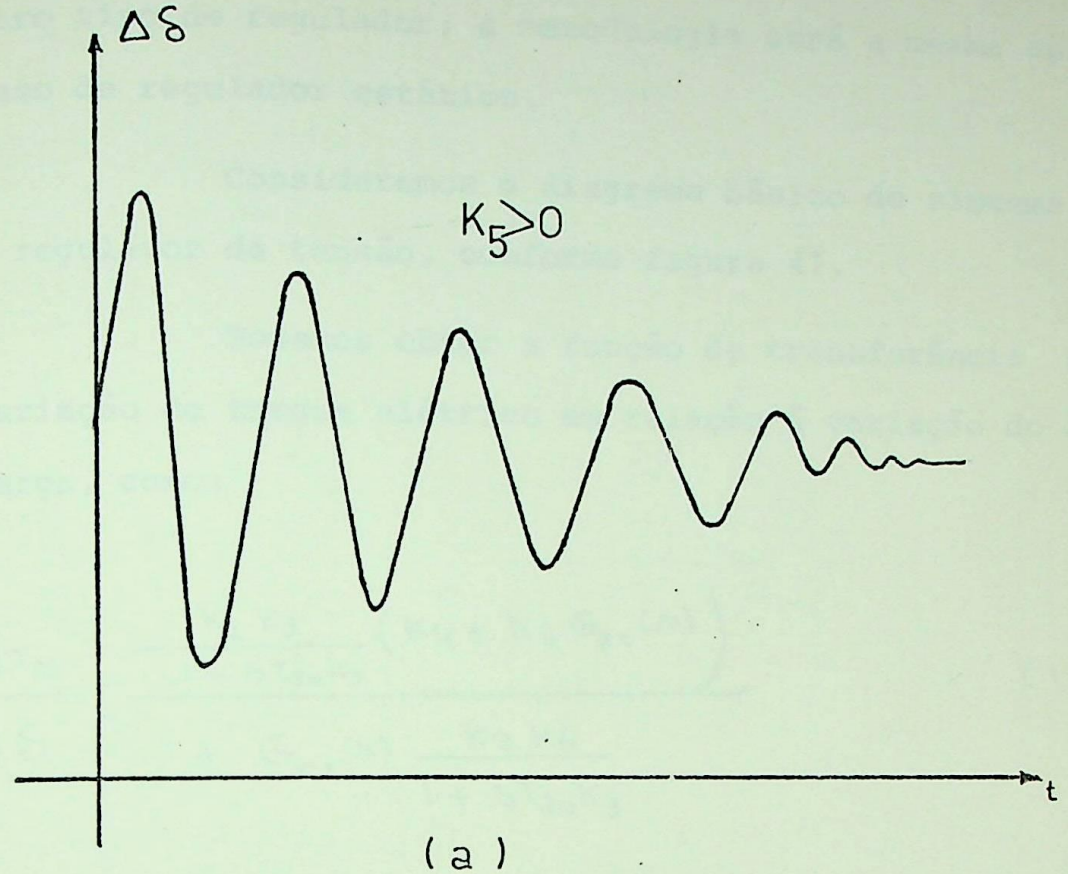
Na maioria dos casos isto satisfaz, mas, quando tivermos reguladores com amortecimento pobre, a operação se torna extremamente oscilante. Em casos de linhas muito longas, em que a operação se dá no limite das linhas, a solução é ter o ganho certo do regulador, para prever o coeficiente sincronizante adequado e procurar resolver o problema do amortecimento, com sinais estabilizantes, tanto elétricos como mecânicos.

Podemos concluir que:

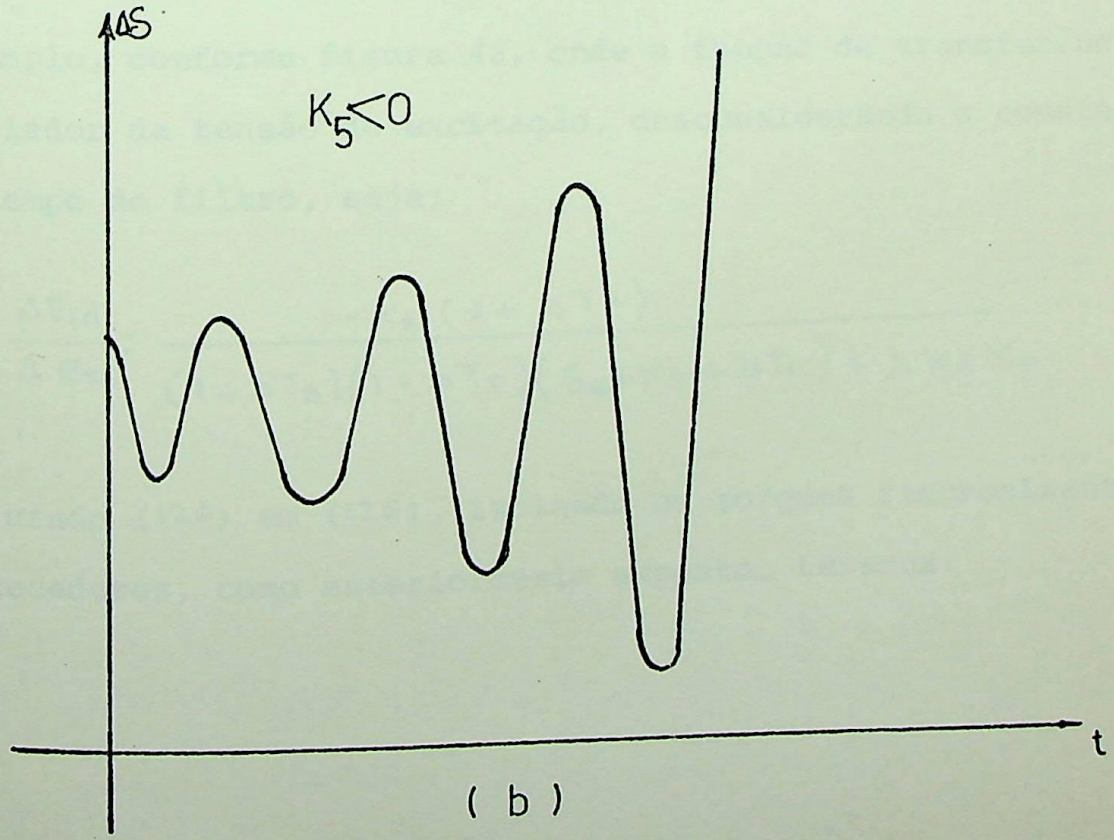
a) Se K_5 é positivo, como é o caso de sistemas dotados de cargas e impedâncias médias ou baixas, a margem de estabilidade será diminuída devido ao decréscimo do torque sincronizante, porém o torque amortecedor neste caso será positivo.

b) Se K_5 for negativo, como acontece quando tivermos cargas e impedâncias externas de moderadas a altas, ocorrerá instabilidade devido ao amortecimento negativo. Ambas as situações são mostradas na figura 46, para um ganho de regulação de 50 pu.

Toda a presente análise foi feita para o caso de inexistência de regulador da tensão de excitação, ou quando



(a)



(b)

FIGURA 46

este for estático (Thyristor), porém poderá ser aplicada a qualquer outro tipo de regulador; a metodologia será a mesma aplicada ao caso de regulador estático.

Consideremos o diagrama básico do sistema gerador e regulador de tensão, conforme figura 47.

Podemos obter a função de transferência básica da variação do torque elétrico em relação à variação do ângulo de carga, como:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = \frac{-\frac{K_2 K_3}{1 + s T'_{do} K_3}\left(K_4 + K_5 G_{Rt}(s)\right)}{1 + G_{rt}(s)\frac{K_3 K_6}{1 + s T'_{do} K_3}} \qquad (125)$$

onde:

$G_{rt}(s)$ - é a função de transferência do regulador de tensão considerado.

Se tivermos um regulador tipo 1 do I.E.E.E., por exemplo, conforme figura 48, onde a função de transferência do regulador da tensão de excitação, desconsiderando a constante de tempo do filtro, seja:

$$G_{rt}(s) = \frac{\Delta E_{fd}}{\Delta e_t} = \frac{-K_A (1 + s T_F)}{(1 + s T_A)(1 + s T_F)(S_E + K_E + s T_E) + s K_A K_F}$$

Substituindo (126) em (125), isolando os torques sincronizantes e amortecedores, como anteriormente exposto, teremos:

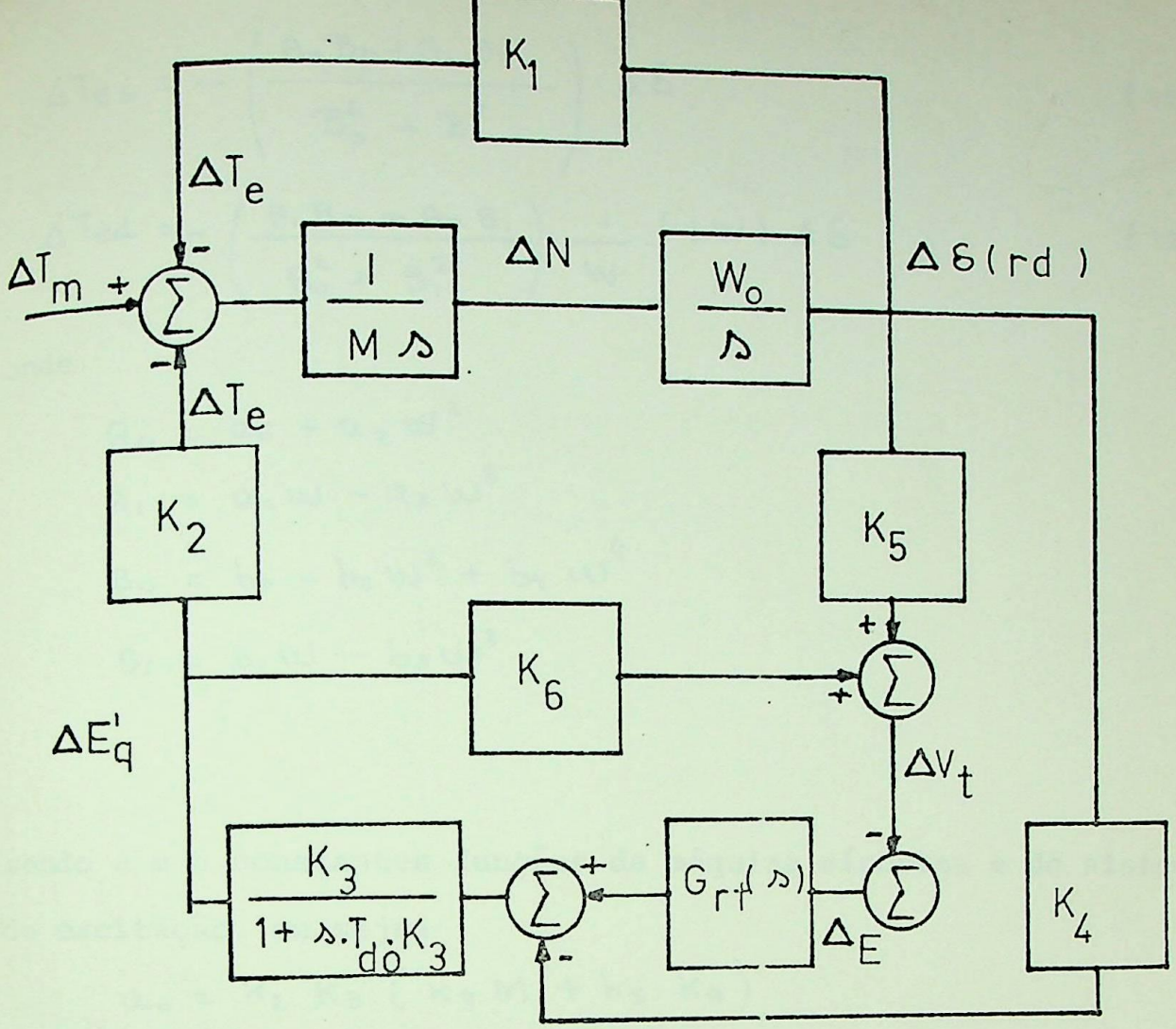


FIGURA 47

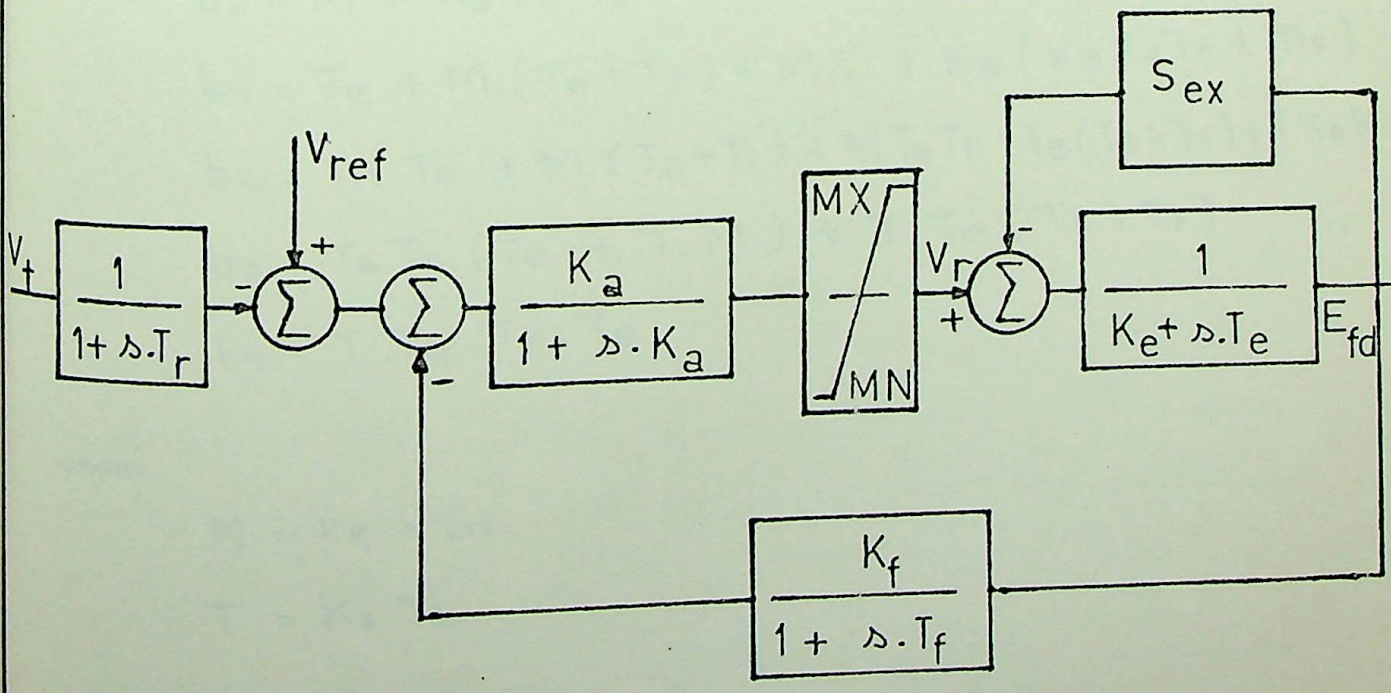


FIGURA 48

$$\Delta Tes = -\left(\frac{A_0 B_0 + A_1 B_1}{B_0^2 + B_1^2}\right) \cdot \Delta\delta \qquad (126)$$

$$\Delta Ted = -\left(\frac{A_1 B_0 - A_0 B_1}{B_0^2 + B_1^2}\right) \cdot \frac{1}{W} \cdot (jW) \cdot \Delta\delta \qquad (127)$$

onde

$$A_0 = a_0 + a_2 W^2$$

$$A_1 = a_1 W - a_3 W^3$$

$$B_0 = b_0 - b_2 W^2 + b_4 W^4$$

$$B_1 = b_1 W - b_3 W^3$$

sendo a e b constantes funções da máquina síncrona e do sistema de excitação, ou seja:

$$a_0 = K_2 . K_3 . (K_4 . M + K_5 . K_A)$$

$$a_1 = K_2 . K_3 . (K_5 . T_A . T_F + K_4 . (K_A . K_F + M . (T_A + T_F) + T_e))$$

$$a_2 = K_2 . K_3 . K_4 . (M . T_A . T_F + T_e . (T_A + T_F))$$

$$a_3 = K_2 . K_3 . K_4 . T_A . T_F . T_e$$

$$b_0 = M + K_3 . K_6 . K_A$$

$$b_1 = T_e + M . (T_A + T_F) + M . T + K_A . (K_3 . K_6 . T_F + K_F)$$

$$b_2 = T . (T_e + M . (T_A + T_F) + M . T_A . T_F + T_e . (T_A + T_F) + T . K_A . K_F$$

$$b_3 = T_A . T_F (T_e + T . M) + T . T_e . (T_A + T_F)$$

$$b_4 = T . T_4 . T_F . T_e$$

onde:

$$M = K_e + S_E$$

$$T = K_3 T'_{do}$$

Analisando em termos de baixas frequência (W < 1) os torques serão:

$$\Delta T_s \approx \left(K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6} \right) \Delta\delta \qquad (128)$$

$$\Delta T_d \approx F.M.K_5.(jW\Delta\delta) \qquad (129)$$

onde:

$$F = \frac{(K_A^2 . K_2 . K_3 . K_4)}{b_0 + b_1^2 w^2}$$

$$M = \frac{K_F}{K_4} - \frac{K_3 K_6 K_F}{K_5}$$

A estabilidade é função dos sinais dos coeficientes K.

a) Para os casos de K_5 positivo, os torque sincronizantes dados pela equação (128) serão reduzidos. O valor de M é sempre negativo para os intervalos práticos da figura 18; isto resultará em instabilidade do sistema, devido ao amortecimento negativo. Isto é contraditório, com o caso de excitação estática.

b) Sendo K_5 negativo, M será positivo e o torque amortecedor para o sistema será negativo, causando instabilidade.

Podemos montar uma tabela comparativa dos torques sincronizantes e amortecedores de uma máquina síncrona para as condições:

- sem sistema de excitação
- sistema de excitação estática
- sistema de excitação tipo 1 do I.E.E.E. em baixa e alta freqüência, ou seja:

	BAIXAS FREQÜÊNCIAS $W \ll 1$		ALTAS FREQÜÊNCIAS $W \gg 1$	
	T_s	T_d	T_s	T_d
sem sistema excitação	$K_1 - K_2 K_3 K_4$	$TK_2 K_3 K_4$	$K_1 - \frac{K_2 K_3 K_4}{W^2 T^2}$	$\frac{K_2 K_3 K_4}{W^2 T}$
sistema excitação estático	$K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6}$	$\frac{TK_2 K_5}{K_e K_6^2 K_3}$	$K_1 - \frac{K_2 K_3^2 K_5 K_6 - K_e^2}{W^2 T^2}$	$\frac{K_2 K_3 K_5 K_e}{W^2 T}$
sistema excitação tipo 1 I E E E	$K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6}$	MFK_5	$K_1 - \frac{K_2 K_3 K_4 b_3}{T_A T_F T_e T^2 W^2}$	$\frac{K_2 K_3 K_4}{W^2 T}$

-onde

$$T = T'_{do} K_3$$

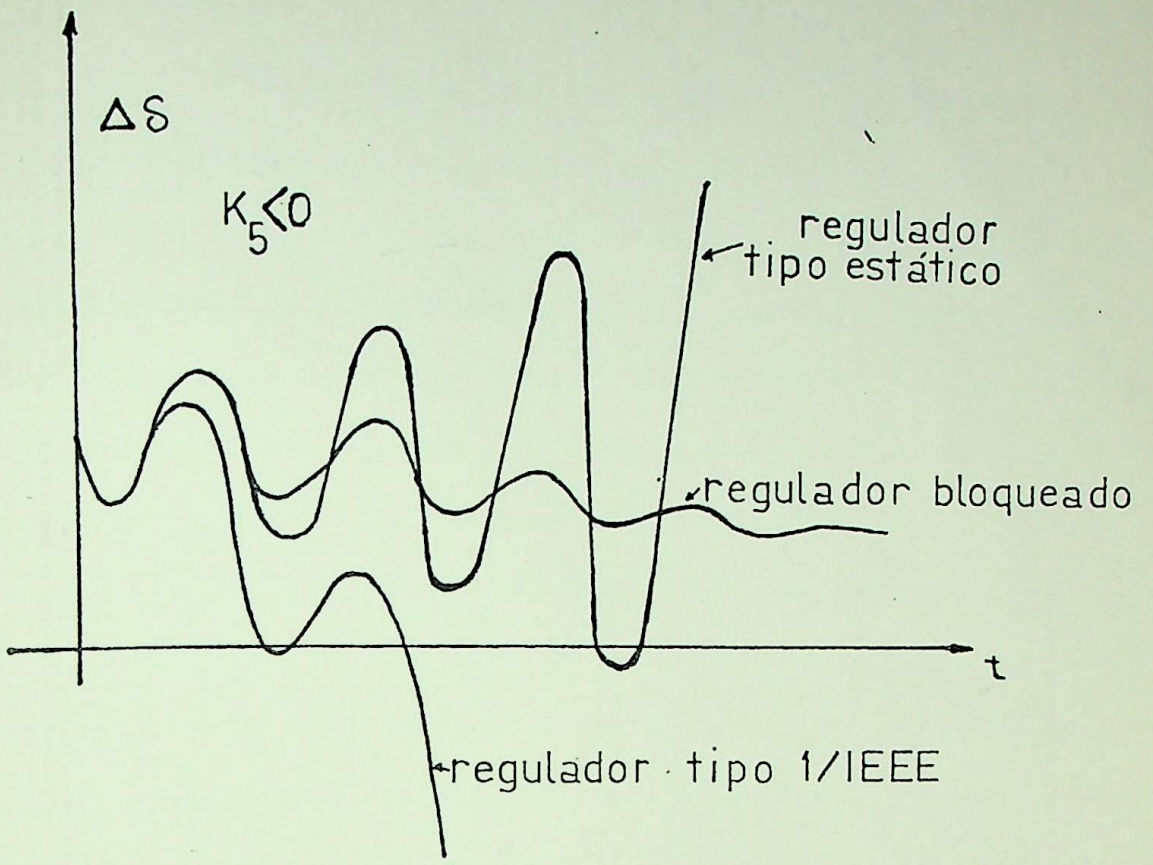
$$F = K_A^2 K_2 K_3 K_4 / (b_o^2 \quad b_1^2 W^2)$$

$$M = \frac{K_F}{K_4} - K_3 K_6 \frac{K_F}{K_5}$$

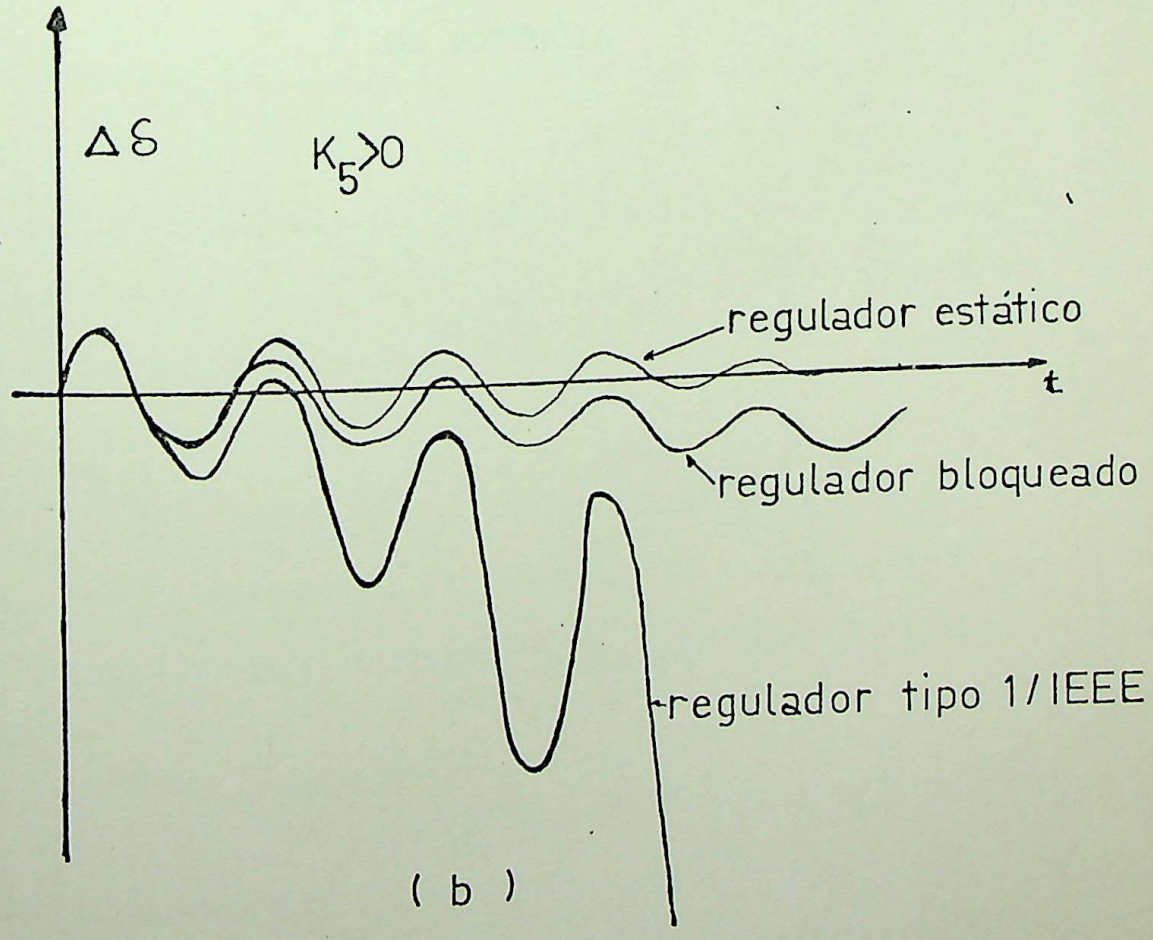
Podemos observar que a estabilidade do sistema é função do sinal dos parâmetros K.

Podemos comparar os três casos acima considerando o sinal de K_5, conforme figura 49. Para $K_5 < 0$, a ação dos dois tipos de regulação causará instabilidade, o sistema estático de regulação será devido ao torque amortecedor negativo, e no tipo 1 do I.E.E.E. haverá torques amortecedores negativos em baixas freqüências, bem como um torque sincronizante em altas frequências. No caso de $K_5 > 0$, o sistema estático apresentará uma melhor margem de estabilidade, devido ao amortecimento positivo, enquanto que o tipo 1 causa instabilidade do sistema.

Concluímos, portanto, que os sistemas de excitação tipo estático (Thyristor) possuem efeitos adversos na estabilidade dinâmica somente nos casos de sistemas com impedâncias e cargas médias a altas. O sistema tipo 1 tem, em todos os casos, efeitos adversos na estabilidade do sistema, devido ao amortecimento negativo.


ΔS
K5<0
regulador
tipo estático
regulador bloqueado
t
regulador tipo 1/IEEE

(a)


ΔS
K5>0
regulador estático
t
regulador bloqueado
regulador tipo 1/IEEE

(b)

FIGURA 49

IV - SINAIS ESTABILIZADORES ADICIONAIS EM SISTEMA DE POTÊNCIA

4.1. GENERALIDADES

Como vimos, as características elétricas da configuração dos sistemas elétricos de potência, bem como os sistemas de controle das unidades geradoras destes, podem afetar a estabilidade dinâmica do sistema gerada por pequenas perturbações. Em geral o torque sincronizante existe no sistema devido à otimização dos ajustes dos reguladores da tensão de excitação, porém o torque amortecedor é muitas vezes prejudicado pela ação do regulador. O problema da falta de amortecimento pode ser resolvido com a adição, ao sistema de controle da unidade geradora, de um sinal estabilizante vindo da velocidade da máquina, da freqüência do sistema ou da potência ativa fornecida, etc.

Com o uso de sinais adicionais, eliminamos muitas restrições quanto ao valor do ganho de regulação, restando aquelas mostradas no ítem "Limitações do ganho de Regulação". Como existem relações elétricas e mecânicas fixas entre as grandezas, como velocidade, freqüência, potência, etc, podemos obter o efeito desejado, através de qualquer uma das variáveis, desde que estabeleçamos exatamente as funções de transferência do sinal estabilizador.

Muitas vezes a preferência sobre um determinado sinal recai, devido às facilidades de sua obtenção mecânica e/ou elétrica, ou melhoramentos complementares de outras funções.

Vamos observar a figura 50, onde apresentamos o diagrama em blocos do sistema; a parte em linha cheia representa a máquina e a linha de transmissão de interligação; a linha interrompida, o regulador da tensão de excitação e a linha

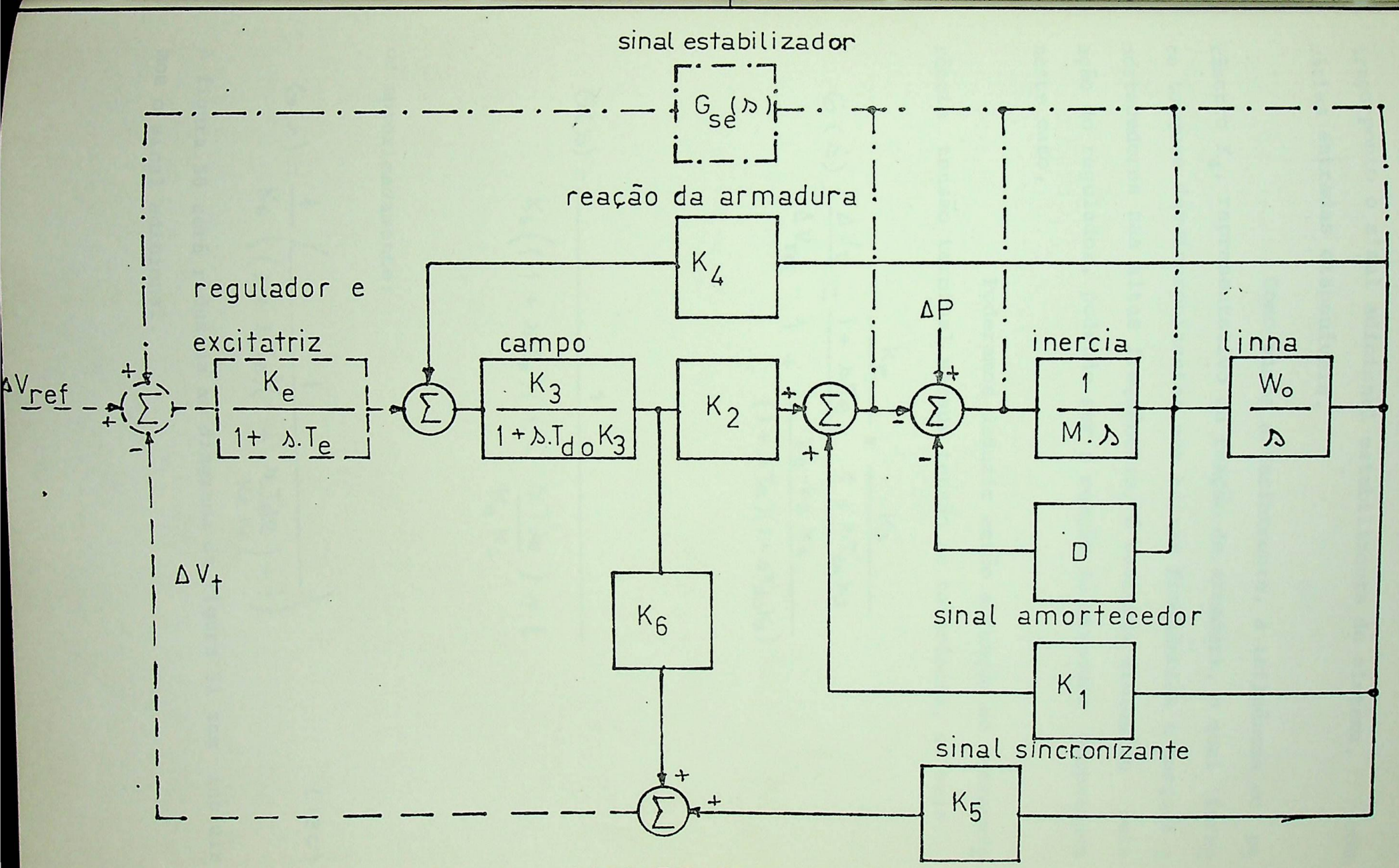

sinal estabilizador
$G_{se}(s)$
reação da armadura
K_4
regulador e
excitatriz
ΔV_{ref}
$\frac{K_e}{1+s.T_e}$
campo
$\frac{K_3}{1+s.T_{do}K_3}$
K_2
ΔP
inercia
$\frac{1}{M.s}$
linha
$\frac{W_o}{s}$
ΔV_t
K_6
D
sinal amortecedor
K_1
sinal sincronizante
K_5

FIGURA 50

traço-ponto o sinal adicional estabilizante do sistema, com várias entradas disponíveis.

Como vimos anteriormente, a influência do parâmetro K_4, representativo da reação da armadura, o qual fornece torques dessincronizantes nas baixas freqüências e torques amortecedores nas altas frequências, é bastante diminuído pela ação do regulador, podendo ser a reação da armadura desprezada neste caso.

Poderemos deduzir então a função de transferência tensão terminal versus tensão de referência, ou seja:

$$G(s) = \frac{\Delta V_t}{\Delta V_{ref}} = \frac{\dfrac{K_e}{1 + sT_e} \times \dfrac{K_3}{1 + sT'_{do}K_3}}{1 + \dfrac{K_e \cdot K_3 \cdot K_6}{(1 + sT_e)(1 + sT'_{do}K_3)}}$$

$$G(s) = \frac{1}{K_6\left((1 + sT_e)\left(1 + \dfrac{sT'_{do}}{K_e K_6}\right)\right) + 1}$$

ou aproximadamente:

$$G(s) = \frac{1}{K_6}\left(\frac{1}{(1 + sT_e)\left(1 + \dfrac{sT'_{do}}{K_e K_6}\right) + 1}\right) \qquad (130)$$

A figura 50 será reduzida ao diagrama da figura 51 sem incluirmos o sinal adicional.

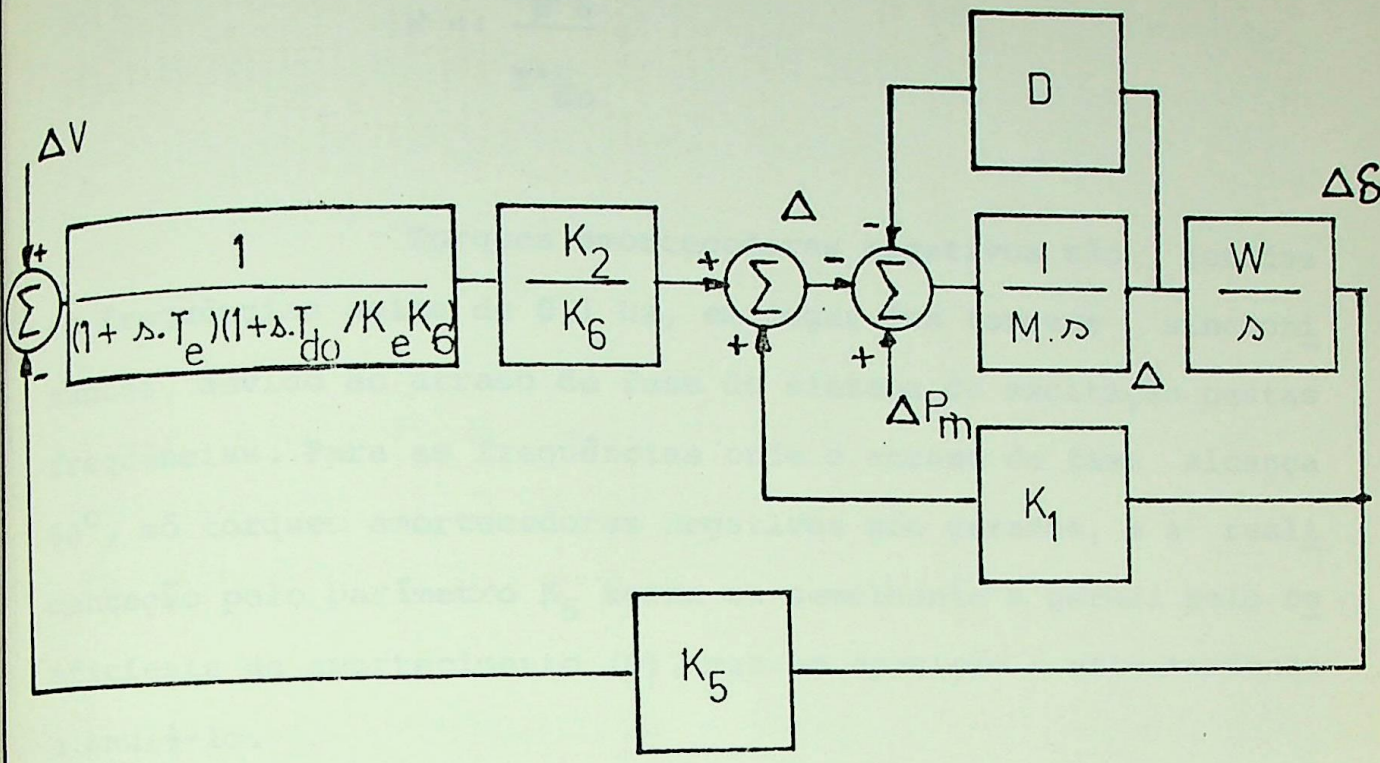


FIGURA 51

Do diagrama temos:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = - \frac{K_2 . K_5}{K_6} G(s)$$

Se considerarmos $G_r(s) = \frac{K_2}{K_6} G(s)$

$$\frac{\Delta Te}{\Delta \delta} = - K_5 G_r(s) \qquad (131)$$

Como vimos, K_5 pode ser positivo, ou negativo, sendo negativo em máquinas com amortecimento insuficiente, especialmente na operação em plena carga. Seu efeito será então, semelhante ao dado pelo parâmetro K_1, isto é, um torque sincronizante para baixas freqüências de oscilação:

$$W << \frac{K_E K_6}{T'_{do}}$$

Torques amortecedores negativos são gerados em freqüências acima de 0,1 Hz, em lugar dos torques sincronizantes, devido ao atraso de fase do sistema de excitação nestas freqüências. Para as freqüências onde o atraso de fase alcança 90^o, só torques amortecedores negativos são gerados, e a realimentação pelo parâmetro K_5 torna-se semelhante à gerada pelo coeficiente de amortecimento (D), mas em oposição a este, tendendo a anulá-lo.

Portanto, o regulador não somente reduz o amortecimento positivo, da reação da armadura, como também gera amortecimentos negativos.

4.2. TIPOS DE SINAIS ADICIONAIS ESTABILIZANTES NOS SISTEMAS DE CONTROLE DE GERAÇÃO

A característica das oscilações que ocorrem em sistemas elétricos de potência faz-nos pensar num controle das mesmas através do sistema que as controla normalmente; em outras palavras, tendo-se como oscilações típicas as oscilações de potência ativa e freqüência, deveríamos atuar no sistema de regulação de velocidade para melhorar a estabilidade do sistema. Se observarmos a freqüência de oscilação dos sistemas, verificamos sua dependência da inércia e das impedâncias do sistema. Em geral, as chamadas oscilações locais, que correspondem às geradas por dois geradores ligados por uma linha, estão em torno de 1 Hz. Em sistemas de porte, a experiência mostra que es

tas freqüências caem para 0,2Hz a 0,4Hz durante uma perturbação, qualquer delas, ou todas estas freqüências podem ocorrer simultaneamente, adicionando complexidade ao problema. A presença de oscilações é característica dos sistemas elétricos de potência, devido às flutuações de carga,manobras ou perturbações imprevistas; o problema é o seu amortecimento rápido e efetivo. As oscilações amortecidas em tempo hábil, não reduzem a confiabilidade e disponibilidade do sistema, caso contrário a segurança do sistema será severamente reduzida.

Em função das baixas freqüências de oscilação dos sistemas, é muito difícil, mesmo com um regulador de velocidade do tipo aceleromêtrico, melhorar a estabilidade do regulador de velocidade;isto é concluído através da observação das constantes de tempo do sistema hidráulico, que é muito grande , devido à inclusão de transdutores mecânicos no sistema de regulação de velocidade e da inércia da água e das partes mecânicas da máquina primária. Nos sistemas térmicos temos constantes de tempo ainda maiores, devido ao maior número de elementos mecânicos envolvidos tanto no sistema de controle de velocidade como na própria máquina primária; porém a inércia do vapor é mínima, o que permite uma resposta mais rápida.

A prática usual, atualmente, é a utilização do sistema de regulagem da tensão de excitação para melhorar a estabilidade do sistema.

Como vimos, o regulador de tensão é vital no sistema, fornecendo o sincronismo necessário, e o adequado controle de reativos cancela a maior parte do amortecimento produzido pela reação da armadura com o enrolamento de campo e elimina efetivamente o amortecimento das oscilações entre 0,1 e

0,5Hz. Tanto a simulação como testes em campo têm mostrado que os sistemas de controle de ação contínua, principalmente os modernos (estáticos), com baixas constantes de tempo de atraso de resposta, alcançando as tensões limites de excitação em menos de 0,05s, atualmente não amortecem estas oscilações, devido aos atrasos de fase nas malhas de controle. A prática também mostra que nos hidrogeradores os torques amortecedores obtidos através de enrolamentos amortecedores são pequenos em algumas freqüências que ocorrem as oscilações naturais do sistema.

É necessário, portanto, adicionar ao regulador de tensão um sinal que atue positivamente na excitação, a tempo de criar uma condição de estabilidade no sistema. Em estado permanente, sua ação deve ser nula, visando a manter uma regulação de tensão nominal nos terminais da máquina.

Dentre as várias possibilidades de obtenção do sinal de entrada para estabilização, podemos destacar:

- razão de variação da tensão terminal pe_t
- erro de velocidade ΔN
- erro de freqüência ΔF
- razão de variação da corrente de campo pI_{fd}
- corrente de campo subtransitória de eixo direto I_{sd}
- corrente de campo subtransitória de eixo em quadratura I_{sd}
- razão de variação da corrente da armadura pI_a
- razão de variação da potência reativa pQ
- integral de variação da potência ativa P_e/p
- razão de variação do ângulo do rotor $p\delta$

4.3. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA VELOCIDADE DA MÁQUINA

Vamos considerar a malha de regulação da tensão de excitação da figura 44. A ela adicionaremos um sinal $G_{SE}(s)$ adicional estabilizador para fornecer o amortecimento pela manipulação transitória da tensão de referência, em resposta à variação da velocidade da máquina. A função estabilizadora $G_{SE}(s)$ atuará através da malha do regulador, produzindo uma componente que afetará $\Delta E'_q$, e, conseqüentemente, o torque elétrico.

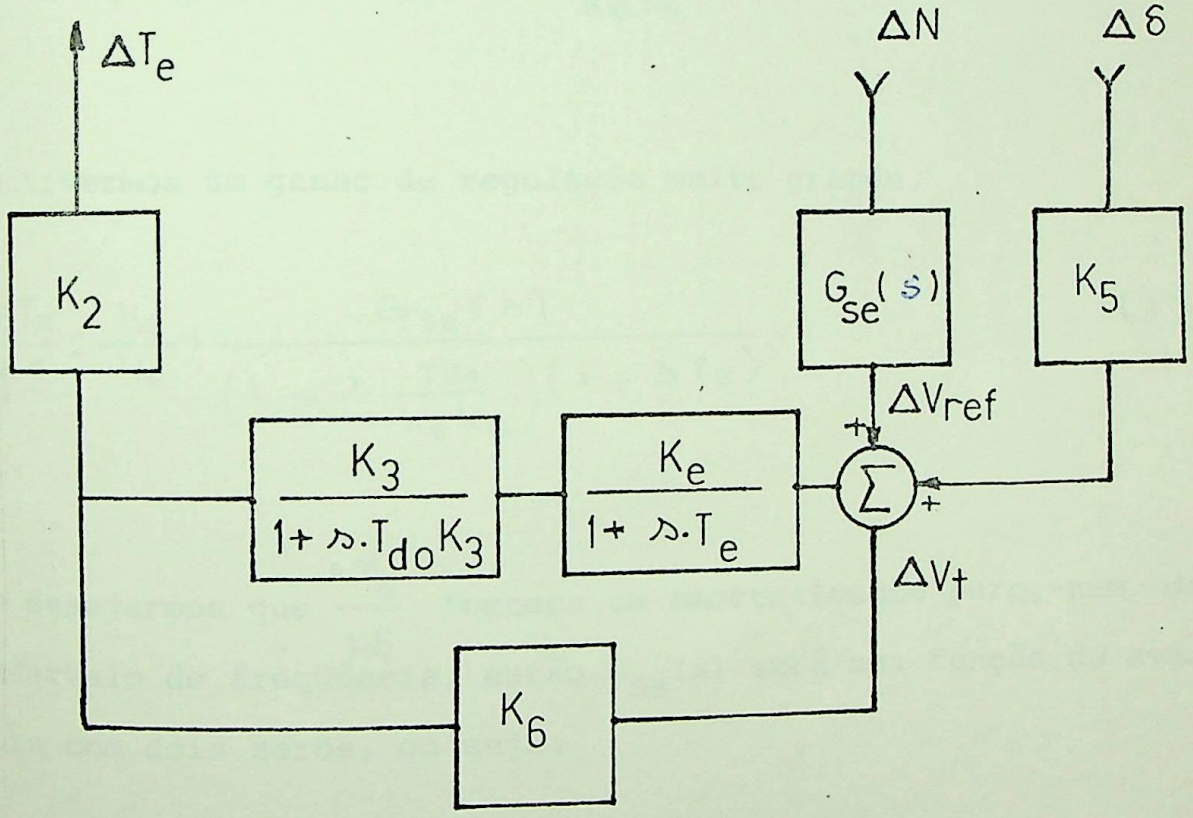


FIGURA 52

A pergunta é esta: que função será $G_{SE}(s)$ para prover o adequado amortecimento em todo o intervalo de variação dos parâmetros do sistema-máquina e das condições iniciais?

Vamos obter a função de transferência do diagrama da figura 52:

$$\frac{\Delta Te}{p\delta} = \frac{G_{se}(s) \cdot K_2 \cdot K_e}{\left(1/K_3 + K_e K_6\right) + s\left(Te/K_3 + T'_{do}\right) + s^2 T'_{do} Te}$$

$\frac{G}{1+GH}$

ou, usando a aproximação (112): no ganho de regulação for muito grande

$$\frac{\Delta Te}{\Delta\delta} = \frac{G_{se}(s) \cdot K_2 \cdot K_e}{\left(1/K_3 + K_e K_6\right)\left(1 + s\frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)(1 + sTe)}$$

Se tivermos um ganho de regulação muito grande,

$$\frac{\Delta Te}{p\delta} = \frac{K_2}{K_6} \times \frac{G_{se}(s)}{\left(1 + s \cdot \frac{T'_{do}}{K_6 K_e}\right)(1 + sTe)} \qquad (132)$$

Se desejarmos que $\frac{\Delta T_e}{p\delta}$ forneça um amortecimento puro, num dado intervalo de freqüência, então $G_{SE}(s)$ será uma função de avanço puro com dois zeros, ou seja:

$$G_{se}(s) = K\left(1 + s\frac{T'_{do}}{K_E K_6}\right)(1 + sTe)$$

Porém tal função é fisicamente irrealizável, pois o parâmetro K_6 é função do carregamento do sistema e teremos um efeito permanente da velocidade sob a tensão de referência. Logo, a função estabilizadora deverá ser limitada de forma tal que só forneça

o amortecimento no intervalo das freqüências de oscilação esperadas, isto é, uma função com bastante avanço de fase para compensar uma significante parte do atraso de fase causado pela máquina e o regulador.

Se recordarmos os conceitos de componentes amortecedoras e de sincronização do torque, podemos notar que, para uma dada frequência de oscilação W, $G_{SE}(jw)$ possui um ângulo de avanço maior do que o atraso de fase da função gerador-regulador, ou seja, usando (132):

$$\frac{\Delta Te}{\Delta V_{ref}} = \frac{K_2}{K_6\left(1 + \sqrt{w}\,\frac{T'_{do}}{K_E K_6}\right)(1 + s\,Te)} \qquad (133)$$

sendo esta diferença menor do que 90^o, então teremos em adição à componente amortecedora uma componente sincronizante negativa. O módulo destas duas componentes estará relacionado com o seno e o cosseno da diferença entre ângulos, isto é, seja θ o ângulo de avanço de $G_{SE}(s)$ na freqüência de oscilação W, e o atraso de fase para a mesma freqüência da função T_e / e_{REF}. Logo, o módulo relativo do torque sincronizante T_{es} com o torque amortecedor T_{ed}, para a freqüência W, produzido pelo sinal estabilizante, será:

$$\frac{Tes}{Ted} = \frac{\operatorname{sen}(\gamma - \theta)}{\cos(\gamma - \theta)} \qquad (134)$$

Sendo difícil prever uma função que sintetize todos os exatos cancelamentos dos ângulos ($\gamma=\theta$) para todas as condições, e mais ainda, desde que o problema de estabilidade é freqüentemente ajudado por outras componentes sincronizantes, temos algumas conclusões sobre a natureza da função estabilizadora, válidas não só para este tipo de sinal adicional, mas também expandido aos demais sinais a serem analisados:

- Para freqüências de oscilação baixas, indicativo claro de torques sincronizantes fracos, a função deverá procurar manter $\theta<\gamma$ ou no mínimo em torno de γ. Para estas baixas freqüências a função $\Delta T_e/\Delta e_t$ terá pequenos ângulos de atraso de fase; portanto, $G_{SE}(s)$ terá correspondido com um pequeno ângulo de avanço de fase. Um regulador com ganho de médio a alto fornece torques sincronizantes, devido à variação do ângulo de carga através do parâmetro K_5; portanto, em baixas freqüências de oscilação devemos fornecer amortecimento sem depreciar os torques sincronizantes.

- Para os valores extremos do espectro de freqüências de oscilação não há perigo na minimização dos torques sincronizantes, pois, desde que os ângulos de fase da função gerador/regulador vão atrasando com o incremento da freqüência, em paralelo, devido às limitações dos equipamentos, a função estabilizante cessa de fornecer avanços no ângulo de fase nestas altas freqüências, sendo natural esperar que θ seja menor que γ. Entretanto, neste espectro de freqüências a diferença $\gamma-\theta$ pode não ser tão grande que adicione algo significante à componente sincronizante com sua participação no incremento da freqüência de oscilação. Resultados práticos aceitáveis para a diferença $\gamma - \theta$ estão em torno de $\pm 30^{o}$.

Método de Obtenção

Sendo um sinal estabilizador função de uma grandeza mecânica a velocidade do rotor do gerador, está sujeita a ruídos gerados por oscilações e vibrações eletromecânicas dos eixos do turbo-gerador.

A constante de tempo de atraso do transdutor mecânico deve ser pequena, da ordem de 0,1 segundos, para a efetividade da atuação do sinal. Um dos tipos empregados é o que, Ontaryo Hidro do Canadá usa em máquinas hidráulicas de grande porte do seu sistema. O sinal deve ser extremamente sensível a pequenas variações na velocidade, pois um desvio de 0,15% desta, é o bastante para que a excitatriz atinja seus limites de tensão de excitação. Com tão alto grau de sensibilidade, devemos ter cuidado com o problema de "ruídos" capazes de causar oscilações na tensão de excitação. Ruídos de baixa freqüência, como os gerados pela rotação do eixo de turbo-geradores, não podem ser removidos por filtros elétricos, convencionais, e sua eliminação é inerente ao método de obtenção do sinal. O grande diâmetro do eixo e o pouco espaço entre as conexões gerador-turbina complicam o problema. O sensor de velocidade é em geral instalado na parte inferior do mancal-guia e consta de uma engrenagem de aço com 600 dentes, montada no eixo, e cinco detectores magnéticos fixos, posicionados em torno da engrenagem. O movimento do disco dentado (velocidade do turbo-gerador: 100 rotações/minuto), através de cada detector, gera uma tensão alternada na bobina. A saída é da ordem de 1000 Hz para a velocidade nominal do gerador. O sistema é mostrado na figura 53. Os principais problemas solucionados quando da construção, instalação e operação deste sinal foram:

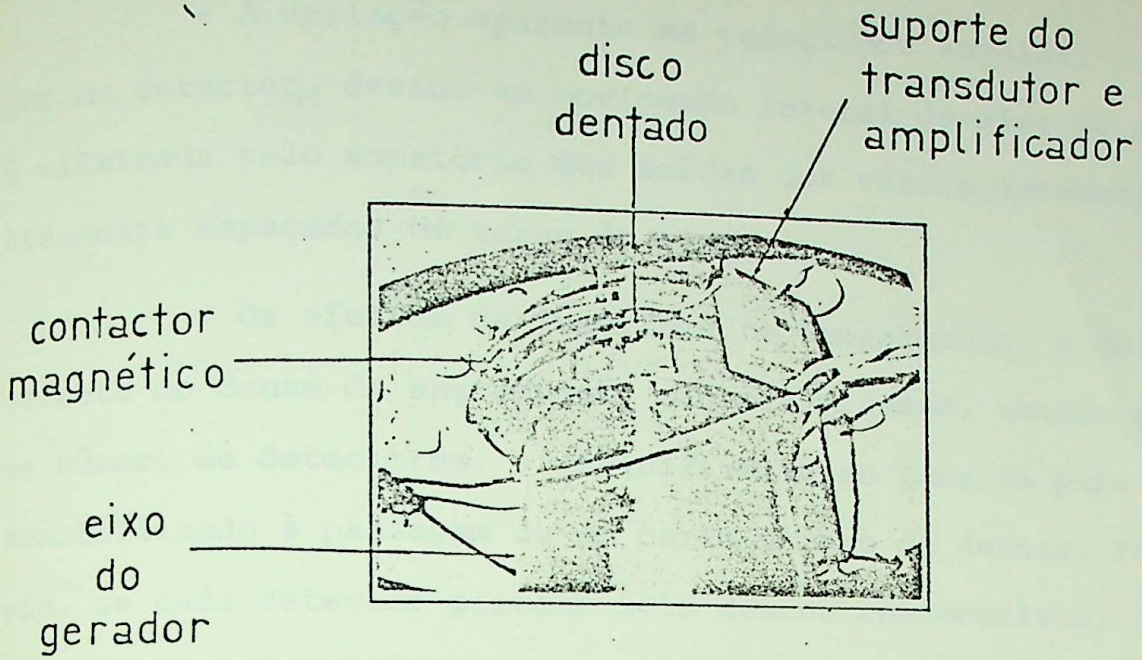


FIGURA 53

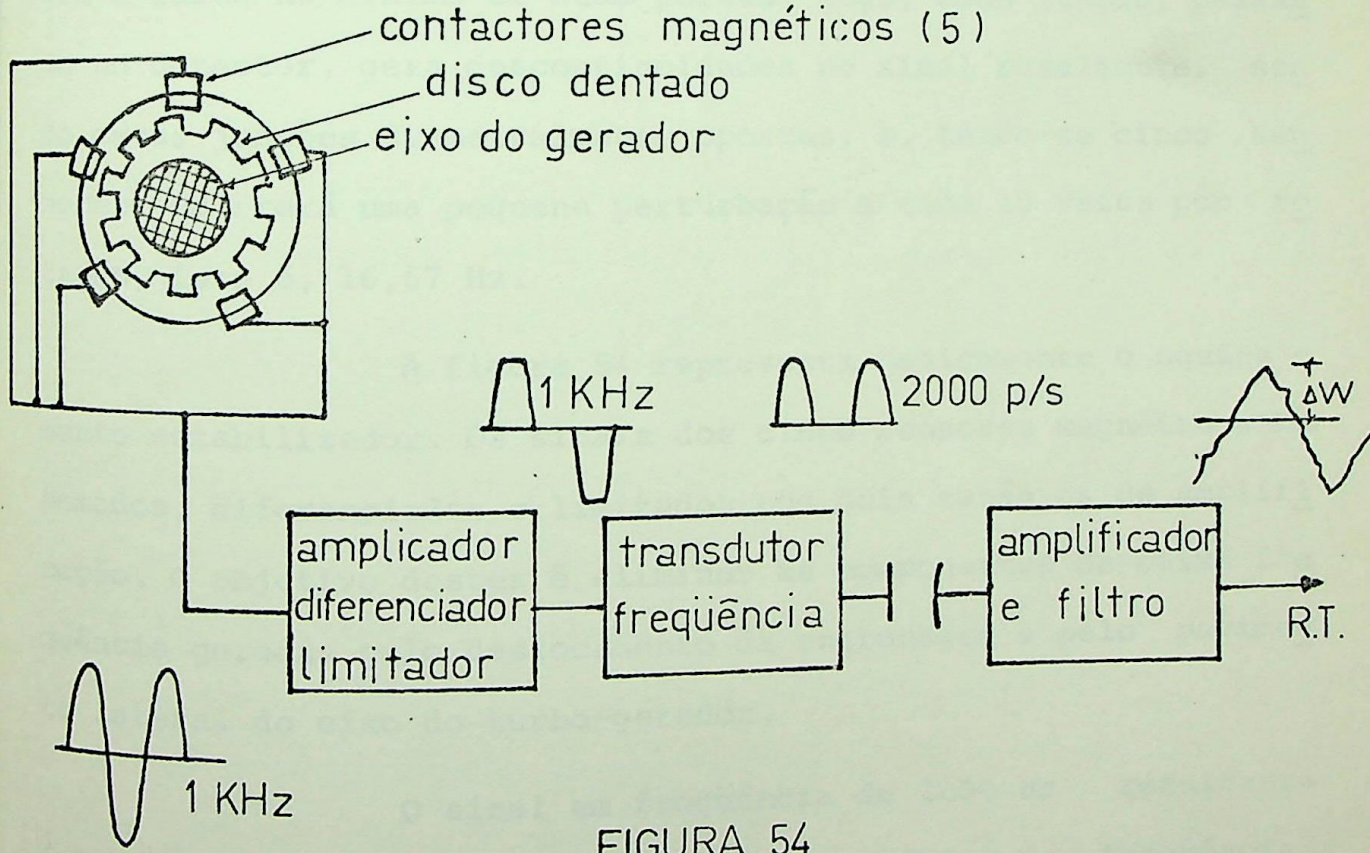


FIGURA 54

- A variação aparente na velocidade angular, vista por um detector, devido ao movimento lateral do eixo do gerador, é eliminada pelo somatório das saídas dos vários detectores, devidamente espaçados em torno do eixo;

- Os efeitos da incerteza no espaçamento, e do perfil correto do dente da engrenagem, são minimizados, usando um certo número de detectores, e especificando-se cada um para ser sensibilizado à passagem de um certo número de dentes. Por exemplo, se cada detector percebe sete dentes consecutivos, e temos cinco sensores, então teremos a posição média de 35 dentes a cada instante;

- Para permitir a fixação em torno do eixo, a engrenagem é feita no mínimo em duas partes: logo, cada junção, passando no detector, gera descontinuidades no sinal resultante, sendo estas junções diametralmente opostas; e, tendo-se cinco sensores, ocorrerá uma pequena perturbação a cada 10 vezes por rotação, isto é, 16,67 Hz.

A figura 54 representa basicamente o equipamento estabilizador. Os sinais dos cinco sensores magnéticos são somados, diferenciados e limitados nos dois estágios de amplificação. O objetivo destes é eliminar as componentes de baixa freqüência geradas pelo deslocamento da engrenagem e pelo movimento lateral do eixo do turbo-gerador.

O sinal em freqüência de 1000 Hz resultante é convertido em um sinal D.C. por um transdutor de freqüência; a seguir injetâmo-lo em um transformador de núcleo saturado, o qual fornece uma tensão de saída constante de 1 volt-segundo para cada meio ciclo. A saída do transformador é retificada, dando pulsos unidirecionais, possuindo uma freqüência dupla da fre

qüência de entrada. Cada um destes pulsos possui o mesmo valor médio, fazendo com que o nível médio da saída seja proporcional ao número de pulsos e consequentemente à freqüência de entrada. A saída do transdutor é filtrada para remover a componente de 2000 Hz, e amplificada em dois estágios de amplificação operacional acoplados com capacitores. O primeiro destes tem uma constante de tempo da ordem de 10s, eliminando a componente DC permanente; o segundo capacitor de acoplamento tem a função de zerar a saída do sinal após algum tempo, para variações fixas na velocidade (mudanças de carga no sistema). Sua constante de tempo é da ordem de 1,6s.

O sinal de saída do último estágio de amplificação é injetado no ponto de soma do sinal de tensão de referência do regulador de tensão. Um valor da ordem de 2 a 5 V/Rd/s é um dado prático empregado; a máxima saída do amplificador fica em torno de 10 volts. O sinal é injetado através de uma resistência de acoplamento no ponto de soma do amplificador operacional, normalmente usado nos sistemas de excitação.

Visando a facilitar a sincronização do gerador ao sistema, o sinal estabilizador somente é ligado ao regulador quando o disjuntor principal for fechado. Para prevenir uma tensão terminal excessiva, devido a um aumento de velocidade resultante da perda de carga, um circuito limitador é usado para evitar que a tensão terminal exceda 15% da tensão terminal nominal.

A função de transferência típica é apresentada na figura 55; o sinal é proporcional à variação da velocidade (ΔN), juntamente com uma componente acelerante ($p\Delta N$), através da compensação de avanço-atraso.

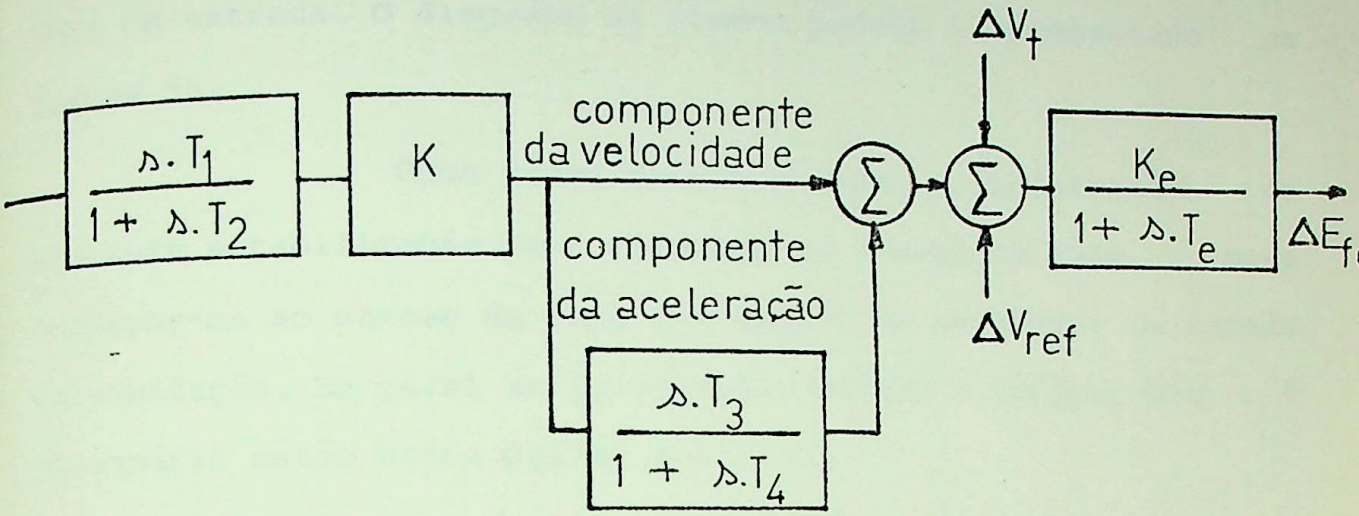


FIGURA 55

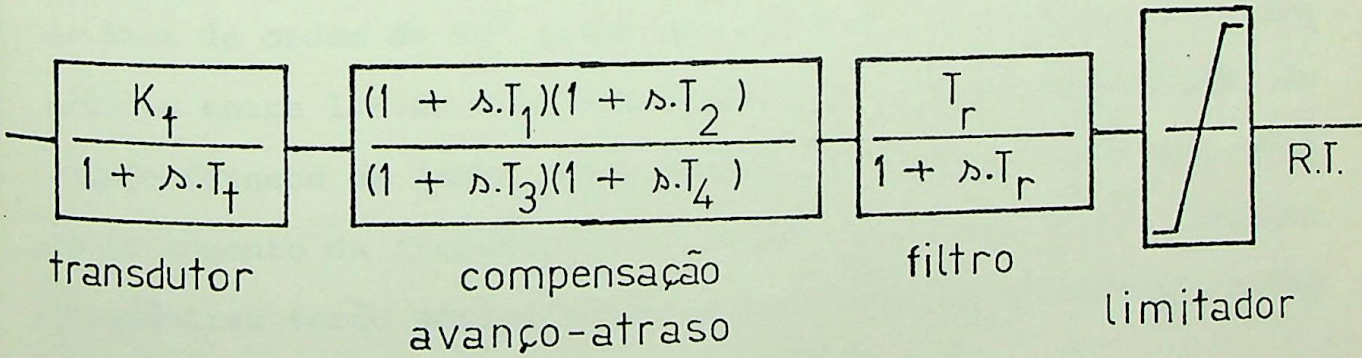


FIGURA 56

Em geral os circuitos estabilizadores já são fabricados em série, segundo as características dos reguladores de tensão a que se destinam, podendo servir para múltiplos sinais de entrada. O diagrama de blocos padrão é apresentado na figura 56.

Como vimos anteriormente, o equipamento de controle estabilizante deve fornecer um avanço de fase, para sobrepor-se ao atraso de fase que ocorre no regulador de tensão de excitação. Em geral as freqüências em que a compensação é necessária estão entre 0,017Hz e 1,67Hz.

A maioria dos equipamentos possui de dois a três elementos, para compensação de avanço. Um é fixo, fornecendo um adianto de fase de 90^{o} em qualquer freqüência, o outro ou outros possuem constantes de tempo ajustáveis, fornecendo, cada um, adianto de fase da ordem de 45^{o} num espectro de freqüência entre 0,17 Hz a 0,83 Hz. Um avanço de fase nulo pode ser obtido em freqüências da ordem de 0,02Hz a 0,08Hz. Avanços de fase da ordem de 90^{o} podem ser obtidos em espectros de freqüência entre 1,67Hz e 8,33Hz. Cada elemento de compensação de avanço fornece um ganho amplificador da ordem de 20db por década de aumento da freqüência; os ruídos que ocorrerem nestas freqüências serão amplificados pelos elementos de avanço, podendo sobrecarregar os amplificadores.

Os elementos de atraso de fase são usados para limitar o ganho nas freqüências superiores àquelas em que deve ocorrer a operacionalidade do controle estabilizador.

Sinais estabilizadores, função da variação de velocidade, bem como de freqüência, apresentam excitação remanescente por longos períodos de tempo, porém os sistemas de ex

citação não devem corrigir desvios de velocidade permanentes; isto é função do regulador de velocidade. Uma ação de controle de resíduos provê uma ação de remoção da variação da corrente de campo, causada por desvios de velocidade de longa duração. A constante de tempo residual pode situar-se entre 5 e 50 segundos. O elemento residual fornece um atraso de 90° na freqüência de oscilação considerada, cancelando o avanço fixo de 90° que a compensação de avanço fornece.

A obtenção das compensações de avanço-atraso, função residual, ganho de regulação, bem como amplificação de potência, é feita através de amplificadores operacionais.

A transmissão dos sinais de desvio de velocidade entre os detectores magnéticos e equipamento eletrônico de controle deve ser feita através de um cabo especial blindado, visando a reduzir ao mínimo o ruído induzido na transmissão dos dados.

Ajustes e Calibração do Sinal Estabilizador

As considerações e metodologia aqui apresentadas servem também para os demais sinais estabilizantes, que serão apresentados mais adiante.

Ajuste das constantes de tempo em geral, as constantes de tempo dos equipamentos estabilizantes fornecidos pelos fabricantes possuem potenciômetros de calibração, bem como curvas padrões de ajuste. Porém, tanto os potenciômetros como as curvas apresentam pouca precisão; portanto a compensação de fase deverá ser ajustada através de medição. Em geral usamos um analisador de resposta em freqüência, por exemplo o Solartron; com este instrumento fornecemos um sinal de entrada senoi

dal; conhecendo o módulo e fase do mesmo, determinamos estas grandezas no sinal de saída, definindo o ganho e o adianto ou atraso de fase fornecido pela malha de controle em qualquer frequência.

Ajuste do Ganho

Em geral o ganho vem pré-ajustado segundo os testes operacionais. O ajuste final do ganho estabilizante é feito no campo, levando o ganho em acréscimos sucessivos até que detecte oscilação na corrente de campo, tensão terminal, ou na potência terminal. O teste de detecção da presença de oscilação é feito com o gerador a plena carga.

Ajuste dos Limitadores

O ganho do amplificador ajustável tem controles que permitem fixar as variações da corrente de campo, limitando-as a ±10% do valor nominal a plena carga.

Ajuste da Proteção

É previsto um circuito de proteção para retirar de serviço o sinal, se a saída deste exceder os limites positivo ou negativo por um curto espaço de tempo pré- estabelecido.

Esta proteção é coordenada também com o estado do disjuntor principal (aberto/fechado), de forma que, quando a máquina não estiver ligada ao sistema, o sistema estabilizante estará inoperante; isto permitirá o perfeito sincronismo da máquina ao sistema.

4.4. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA FREQÜÊNCIA DO SISTEMA

Este sinal é uma derivação do anterior; no sinal proporcional à variação da velocidade da máquina, usávamos um transdutor eletromecânico, sujeito a vibrações torcionais, que resultam em ruídos capazes de provocar a operação indevida do sinal estabilizante. A detecção do desvio de freqüência é feita por processos elétricos sujeitos à minimização de ruídos por processos simples de filtragem.

O desvio de freqüência é incrementado com o desvio da velocidade e tem uma interrelação de amplitude dada por

$$\frac{\Delta f}{\Delta N} \quad \frac{X_s}{X_g + X_s} \qquad (135)$$

onde X_s é a reatância efetiva entre os terminais do gerador e a barra infinita criada pela oscilação do sistema. Para o caso das oscilações locais, X_s é a reatância do transformador e $\Delta F/\Delta N$ é pequena. Com o decréscimo da frequência de oscilação da interligação, a barra infinita move-se efetivamente, para longe do gerador. Com freqüências de oscilação natural do sistema em torno de 0,3Hz, a relação (135) tende para a unidade. Portanto, o desvio da freqüência terminal é um excelente substituto para o desvio de velocidade em oscilações de baixa freqüência. A análise é idêntica à feita para o sistema de estabilização usando a variação de velocidade segundo o diagrama da figura 52.

Método de Obtenção

Vamos considerar um dos tipos de equipamentos estabilizantes comercializados atualmente: é o tipo FT ; com a variante FV-8, da referência 2.60.

A utilização da freqüência terminal como excitação do sinal estabilizante é obtida através de circuitos eletrônicos estáticos. Os problemas de montagem, calibração e manutenção dos transdutores mecânicos são eliminados, e a sensibilidade às perturbações é minimizada. A figura 57 mostra em blocos o princípio de operação do transdutor de desvio de freqüência, baseado no princípio da retenção do sinal amostrado.

A saída do transdutor é linear no intervalo de 50 a 70 Hz, com um ganho de 1 volt/Hz. A constante de tempo efetiva do sistema é da ordem de 0,03 segundos.

A saída do transdutor de desvio de freqüência é aplicada no módulo de acondicionamento do sinal, que consiste em um circuito duplo de avanço-atraso com quatro constantes de tempo ajustáveis. Estes circuitos produzem um sinal, que é essencialmente proporcional ao desvio de freqüência para pequenas taxas de variação da freqüência, e é modificado, quando em altas taxas de variação da freqüência, para um sinal proporcional à derivada da freqüência. As constantes de tempo de avanço servem para compensar os atrasos de fase do sistema de excitação considerado. As constantes de atraso de tempo, normalmente ajustadas em valores baixos, permitem limitar a amplificação de ruídos dos circuitos estabilizantes.

A saída dos circuitos de avanço-atraso são amplificadas e aplicadas através do circuito de restrição de resíduos no amplificador de saída, que contém malhas limitadoras conjugadas. O circuito de restrição de resíduos possui uma constante de tempo ajustável e funções para prevenir a estabilização do sinal em um valor determinado, devido a variações prolongadas da freqüência, permitindo também a eliminação de polariza

ções dos módulos que o precedem com constantes de tempo do circuito de restrição de resíduos superiores a 10 segundos, não teremos efeitos na fase do sinal estabilizador dentro do intervalo de freqüências em que ocorrem as oscilações do sistema.

O sinal estabilizante na saída dos limitadores do amplificador de saída operam com ganho de tensão unitário, podendo-se admitir uma corrente de saída de ± 20 mA d.c.Este ajuste correspondente a uma variação de 0,218 a 0,286 por unidade do desvio da tensão terminal em função do tipo de regulador que é empregado. Em operação a saída é normalmente limitada entre 0,05 a 0,10 por unidade. Os limitadores do amplificador de saída são obtidos através de realimentações com diodos polarizados. Os limitadores permitem evitar que o sinal estabilizante cause excessivas variações na tensão terminal quando da rejeição de carga, e também permitem a ação benéfica do regulador de tensão durante o período transitório da perturbação.

Para prevenir que a ação estabilizadora suplementar cause um sinal de desvio de freqüência fictício, devido a falhas no equipamento estabilizador, a saída do sinal suplementar é controlada por um detector de nível estático e por um contador de tempo. Esta proteção aciona o alarme e retira o sinal estabilizante se o sinal de saída do estabilizador permanecer acima de um nível pré-selecionado por um intervalo de tempo de duração pré-determinada.

A figura 58 mostra o diagrama de blocos do sinal, notando-se a semelhança com o sistema estabilizador baseado no erro de velocidade da máquina. Neste diagrama são mostrados elementos adicionais, que podem ser incluídos no estabilizador através de uma reatância de compensação e um detector

de desvio de tensão secundário. A função da reatância de compensação é aproximadamente igual à reatância síncrona de eixo em quadratura da máquina (X_q), fornecendo um sinal de tensão do circuito estabilizador proporcional à tensão interna da máquina. O sinal de desvio de freqüência derivado desta tensão é aproximadamente igual ao desvio da velocidade do rotor. Em alguns casos a aplicação deste tipo de sinal é preferível a um único proporcional ao desvio de freqüência terminal.

Em sistemas de excitação mais antigos, empregando amplificadores rotativos, os quais possuem uma capacidade de resposta lenta, a ação do controle suplementar pode ser necessária para se obter um melhor amortecimento do sistema. Nestas aplicações a limitação pode ser conseguida, desconectando-se o sinal estabilizante com um circuito de chaveamento. Este circuito é parte integrante da saída do amplificador, constituindo o módulo limitador. A chave se abre instantaneamente quando o desvio da tensão terminal alcança níveis pré- selecionados ajustáveis em 0,02 a 0,10 p.u. O tempo de rearme do circuito de chaveamento é da ordem de 0,1 segundos, quando o desvio da tensão terminal da máquina for inferior ao valor pré-selecionado. O sinal de controle do circuito de chaveamento, quando usado, é derivado do segundo transdutor de desvio de tensão. O detector de desvio de tensão número dois é idêntico ao número um, com exceção do seu alto ganho e da sensibilidade contínua do desvio da tensão terminal da máquina.

Ajustes e Calibrações

Transdutor de desvio de freqüência conforme a figura 58, este equipamento é ajustado pelo fabricante. Sua função de transferência típica é:

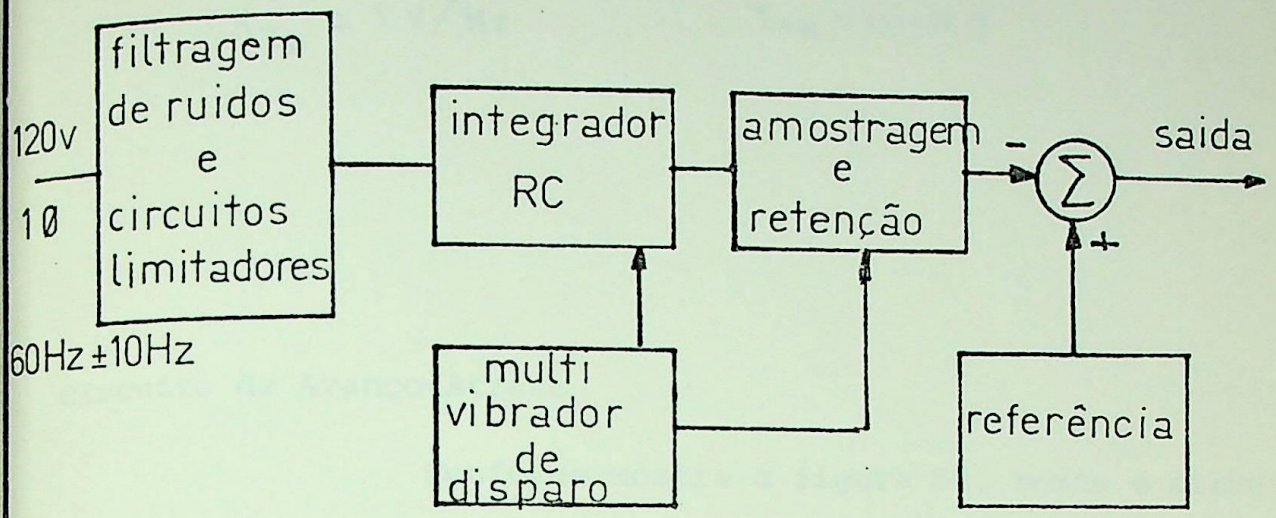


FIGURA 57

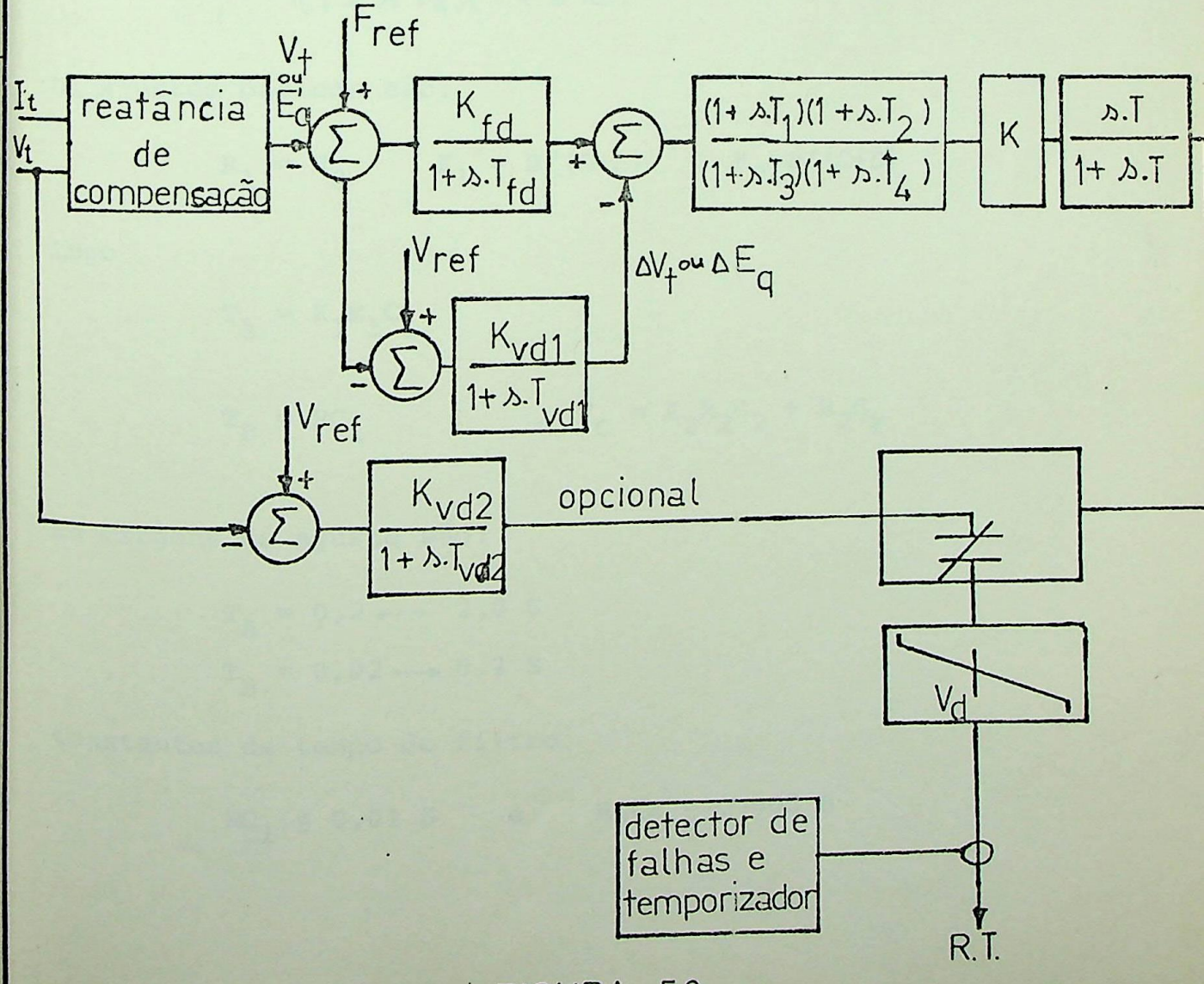


FIGURA 58

$$\frac{r_o \approx \Delta F}{r_{ae}} = \frac{K_{TD}}{1 + sT_{TD}}$$

$K_{TD} = 1\ V/Hz$ $\qquad$ $T_{TD} = 0.03\ s$

Circuito de Avanço-Atraso

Conforme mostra a figura 59, temos o circuito condicionador o sinal, através de uma função de avanço-atraso , possui uma função de transferência do tipo:

$$\frac{1 + s(T_A + T_B)}{(1 + sT_B)(1 + sT_C)}$$

Os ajustes básicos são:

$R_1 = R_2$ $\qquad$ $K_1 = B/(A+B)$ $\qquad$ $K_2 = D/(C+D)$

Logo

$$T_A = K_1 R_1 C_1$$

$T_B = RC_1$ $\qquad$ $T_C = K_2 R_2 C_2 + R_2 C_F$

As margens de ajuste são:

$T_A = 0,2 \longleftrightarrow 2,0\ S$

$T_B = 0,02 \longleftrightarrow 0,2\ S$

Constantes de tempo do filtro

$RC_1 \leq 0,01\ S$ $\quad$ e $\quad$ $R_2 C_F \leq 0,005\ S$

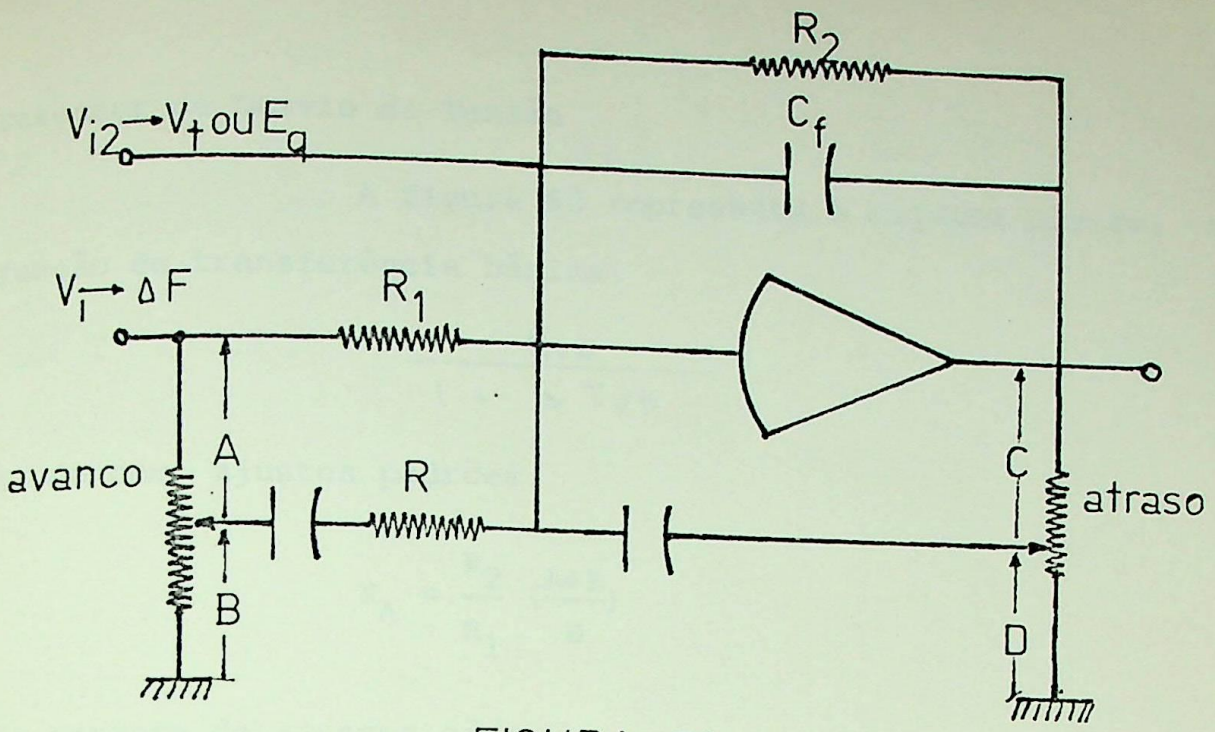


FIGURA 59

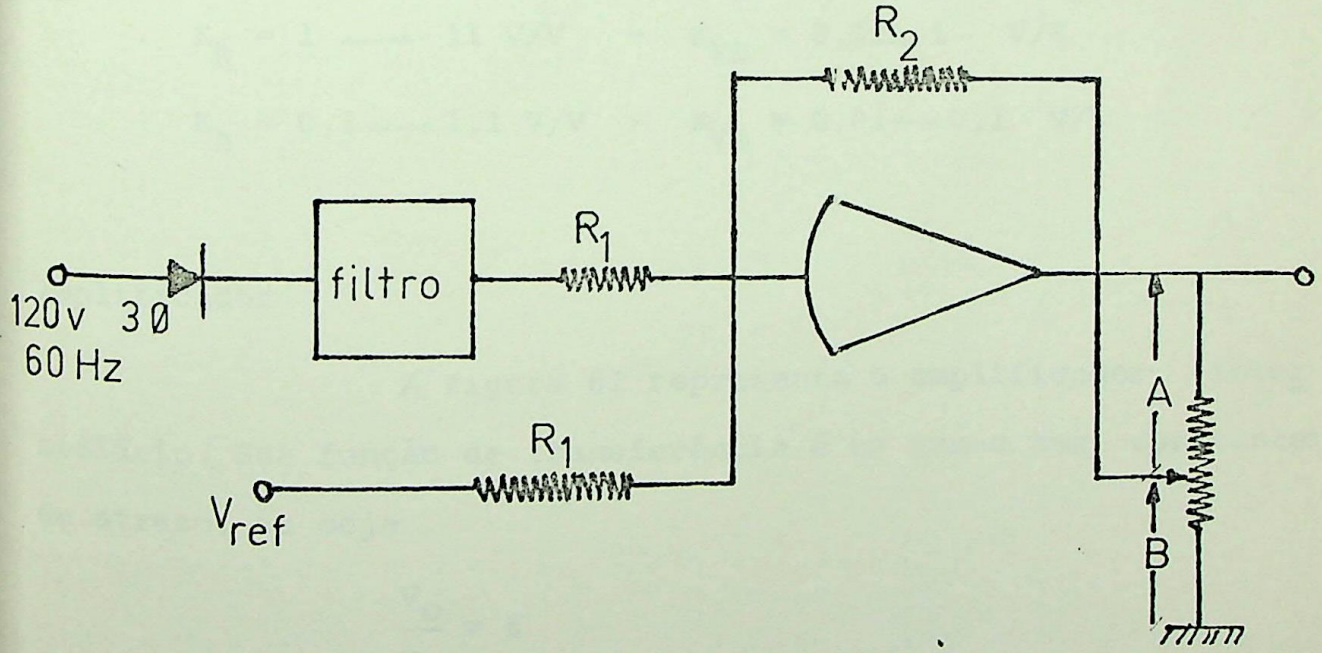


FIGURA 60

Detector de Desvio de Tensão

A figura 60 representa o esquema básico, com função de transferência básica:

$$\frac{K_{VD}}{1 + s\,T_{VD}}$$

tendo como ajustes padrões:

$$K_A = \frac{R_2}{R_1}\left(\frac{A+B}{B}\right)$$

As margens de ajustes são:

$$T_{VD} = 0{,}02 \longleftrightarrow 0{,}05 \text{ S}$$

considerando que 120 V corresponde a 1 p.u. do sinal; logo,

$K_A = 10 \longleftrightarrow 110$ V/V - $K_{VD} = 1 \longleftrightarrow 10$ V/%

$K_A = 1 \longleftrightarrow 11$ V/V - $K_{VD} = 0{,}1 \longleftrightarrow 1$ V/%

$K_A = 0{,}1 \longleftrightarrow 1{,}1$ V/V - $K_{VD} = 0{,}01 \longleftrightarrow 0{,}1$ V/%

Amplificador

A figura 61 representa o amplificador intermediário. Sua função de transferência é um ganho sem constantes de atraso, ou seja

$$\frac{V_o}{V_i} = K$$

Ajuste:

$$K = R_2/R_1$$

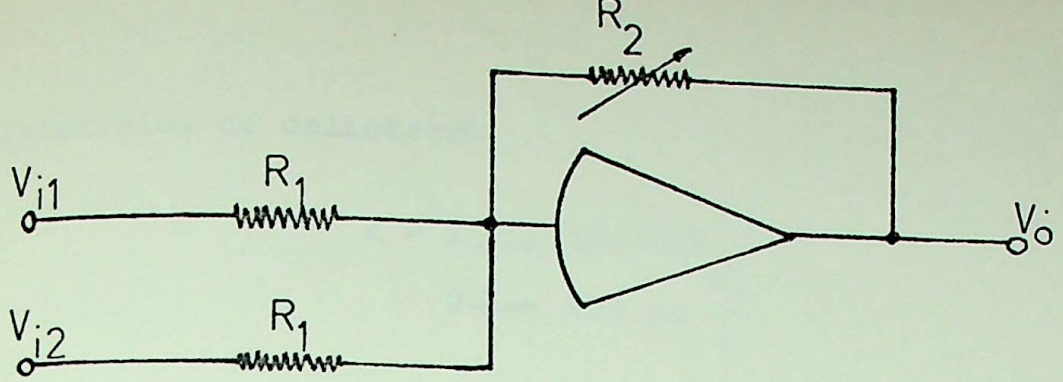


FIGURA 61

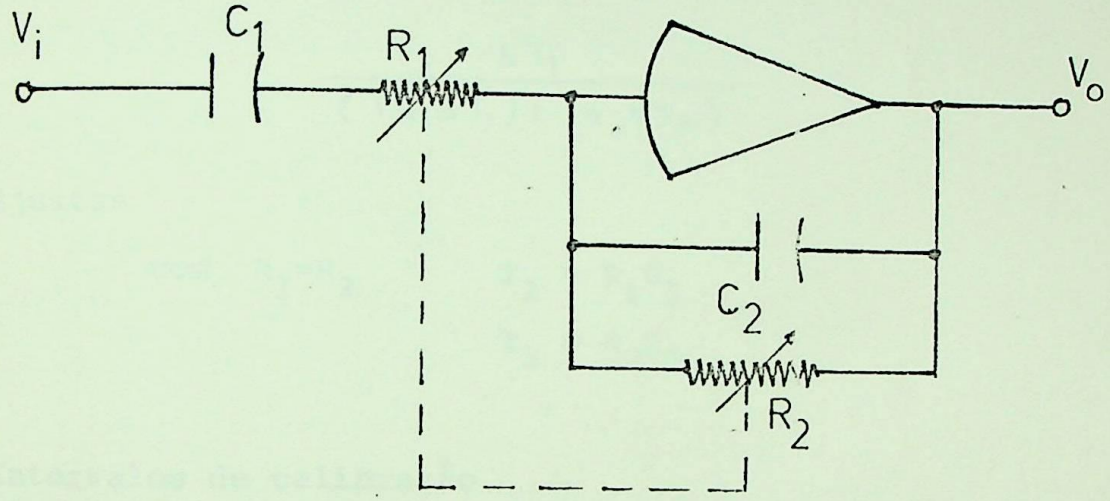


FIGURA 62

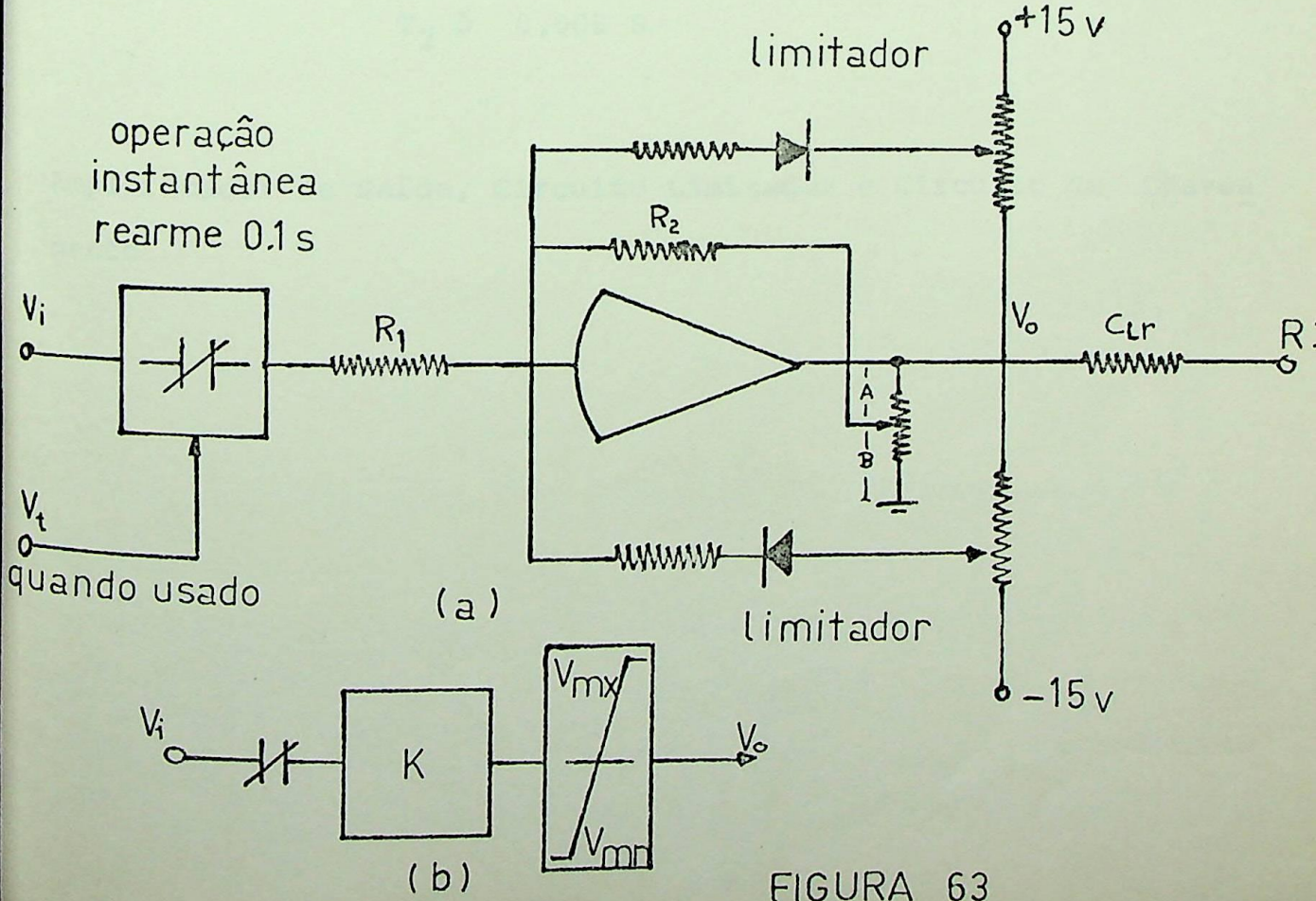


FIGURA 63

Intervalos de calibração

$$K = 1 \longleftrightarrow 110 \text{ V/V}$$
$$2 \longleftrightarrow 100 \text{ pu } \frac{e_t}{f}$$

Circuito de restrição de Resíduos

A figura 62 o representa, tendo por função de transferência:

$$\frac{s T_1}{(1 + s T_1)(1 + s T_2)}$$

Ajustes

com $R_1 = R_2$ $\qquad T_1 = R_1 C_1$

$\qquad\qquad\qquad\qquad T_2 = R_2 C_2$

Intervalos de calibração

$$T_1 = 0{,}05 \longleftrightarrow 50 \text{ S}$$
$$T_2 \leq 0{,}005 \text{ S}$$

Amplificador de Saída, Circuito Limitador e Circuito de Chaveamento

A figura 63 apresenta o diagrama básico, cuja função de transferência é mostrada na figura 63-b.

Ajustes:

$$K = \left(\frac{R_2}{R_1}\left(\frac{A+B}{B}\right)\right)$$

Ajustáveis entre 0,1 V/V até 110 V/V, dependendo da entrada; em geral este ganho é unitário. Os limitadores são ajustáveis em função da tensão terminal ou quando usamos o detector de tensão para limitar o sinal deste.

$$V_{o_{nx}} = 0,7 \longleftrightarrow 10 \text{ V}$$

$$V_{o_{nN}} = -0,7 \longleftrightarrow -10 \text{ V}$$

Análise da resposta do Sistema Estabilizador quanto à sua Influência no Sistema de Excitação da Máquina e Subseqüente Influência no Sistema Elétrico.

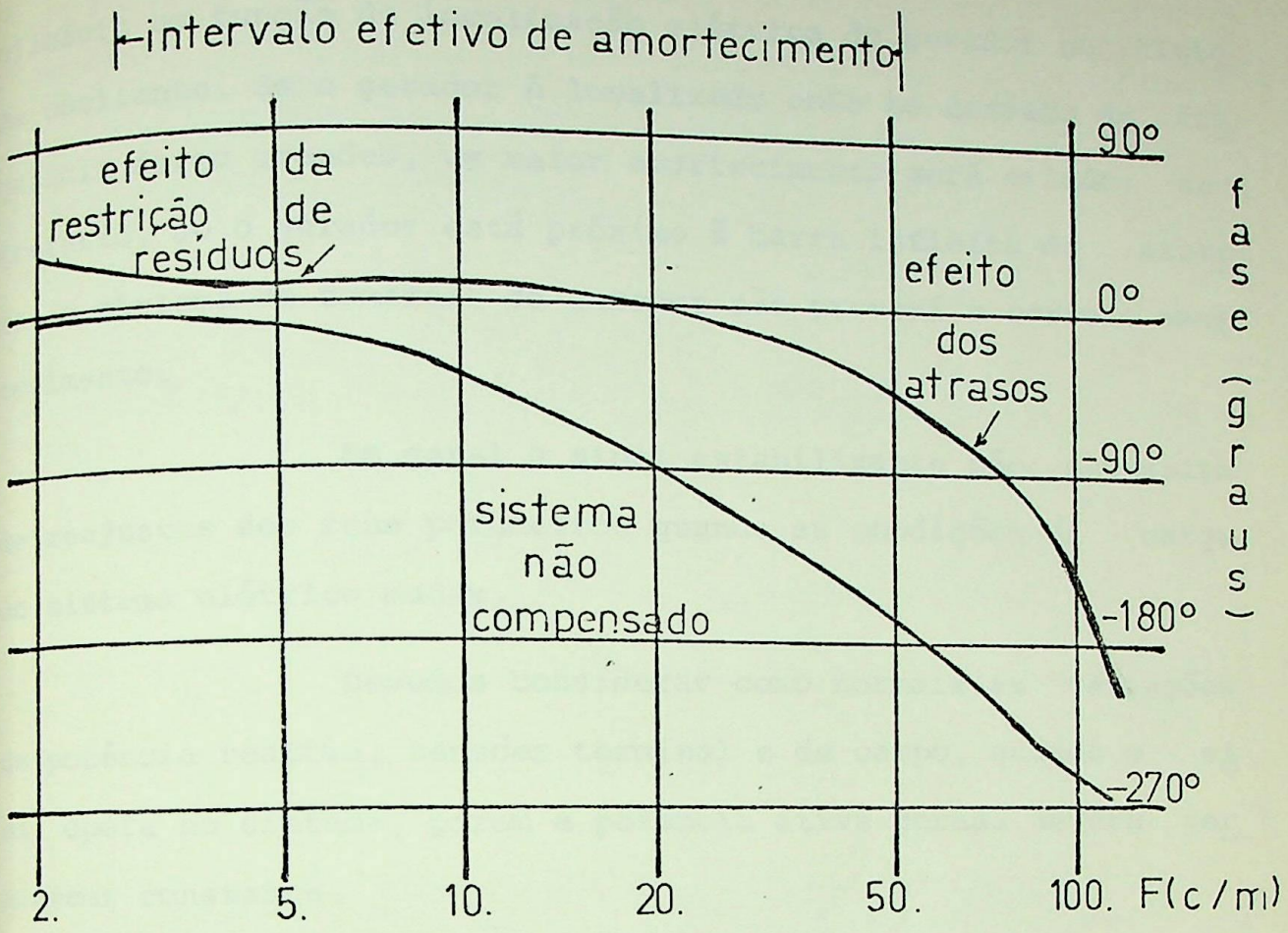
Vamos considerar o diagrama de blocos da figura 56. A resposta em baixas freqüências, do sinal estabilizador, é limitada pela constante de tempo de restrição de resíduos, fornecendo uma resposta em baixas freqüências, conforme figura 64. O limite superior da resposta em freqüência é determinado pelo ganho definido pela freqüência de oscilação local. Como vimos, o ganho é ajustado durante a instalação, incrementando o ganho, inicialmente, até que ocorra oscilação local, isto é, que se atinja a freqüência natural de oscilação do regulador-máquina mais sinal estabilizador, dividimos este ganho por 3, procurando obter uma margem de ganho de 10 db. O valor máximo de ganho, para a oscilação local, pode ser muito alto quando a velocidade

do rotor é usada como sinal de freqüência. Com excitatrizes rotativas, o sinal estabilizador para turbo-geradores térmicos apresenta ganhos em torno de 1 ou 2 pu. Se a freqüência do gerador é utilizada, o ganho pode atingir 3 pu, pois a freqüência de ressonância local é menos pronunciada nos terminais da máquina. Se a freqüência é obtida na barra de alta tensão, o ganho pode atingir 4 pu ou mais. Freqüentemente, um filtro de ajustes constituído por um duplo T ou uma ponte pode ser usado para suprimir a oscilação local e incrementar o ganho em 8 pu ou mais. Em sistemas de excitação de resposta inicial alta com sinal de freqüência podem ter ganho de 5 a 20 pu ou mais.

Sendo a eficiência do sinal estabilizante função da capacidade do sistema de excitação de variar o ângulo de carga, o controle é mais efetivo na carga máxima com o decréscimo do carregamento do gerador; a influência do sinal decresce até que o amortecimento inexista, para a operação em vazio.

Compensadores síncronos com sinais adicionais produzem amortecimentos fracos, a menos que uma grande carga sensível à freqüência esteja vizinha. Se o gerador é operado como bomba ou motor, o efeito estabilizador é negativo, devendo o sinal deste ser invertido. A malha de transmissão também determina a eficácia do sinal estabilizador. Se tivermos interligações fortes do gerador, o sinal estabilizante será extremamente eficaz para pequenas variações no ângulo do rotor, produzindo grandes transferências de energia cinética; caso contrário, isto é, interligações máquina-sistema fracas, a variação do ângulo de carga será disfarçada pela fragilidade da interligação e, portanto, a energia cinética transferida será mínima.

Outro efeito do sinal estabilizante é a sua



parâmetros

$T_1 = 0.5\,s$ $T_2 = 0.5\,s$

$T_3 = 0.1\,s$ $T_4 = 0.05\,s$

$T_r = 30\,s$ $K_f = 4\,pu$

FIGURA 64

eficácia em função da localização elétrica do gerador no sistema oscilante. Se o gerador é localizado onde os desvios de freqüência forem grandes, um maior amortecimento será criado; entretanto, se o gerador está próximo à barra infinita do sistema, o sistema de controle do gerador não proverá o correto amortecimento.

Em geral o sinal estabilizante não necessita de reajustes dos seus parâmetros quando as condições de carga do sistema elétrico mudam.

Devemos considerar como normais as variações de potência reativa, tensões terminal e de campo, quando o sinal opera no sistema, porém a potência ativa gerada deverá permanecer constante.

As técnicas de cancelamento de fase, por compensação dos atrasos de fase, estão sendo aplicadas em geradores com problemas de oscilação de eixo crítica e também na coordenação dos sinais estabilizadores com sistemas de regulação de velocidade eletro-hidráulicos de alta velocidade.

A experiência prática da Western System dos Estados Unidos indica que em torno de 30% ou mais da potência gerada deverá estar sob controle do sinal estabilizante para o amortecimento efetivo de oscilações.

Entre as alternativas para não usarmos sinais adicionais estabilizadores está o aumento da capacidade de transmissão, reduzindo os ângulos de carga e implementando a freqüência de oscilação do sistema, bem como a eficácia de amortecimento deste; porém podemos gerar outros tipos de oscilações, e além disto o investimento na transmissão é alto. As interligações em corrente contínua propiciam fortes amortecimentos se

os terminais da linha são os extremos opostos dos desvios de freqüência; uma interligação em D.C. assíncrona pode fornecer forte amortecimento em um terminal, às expensas das variações de potência no extremo oposto.

4.5. SINAL ESTABILIZANTE; FUNÇÃO DA POTÊNCIA ELÉTRICA ATIVA FORNECIDA PELO GERADOR

Para a análise inicial vamos considerar a figura 28 e sua equação correspondente (86), ou seja:

$$\left(\frac{M}{W_o}s^2 + \frac{D}{W_o}s + K_1\right)\Delta\delta = \Delta T_m \qquad (86)$$

Vamos considerar o coeficiente de amortecimento (D) nulo, logo assumiremos a condição mais pessimista.

A equação reduz-se a

$$\left(\frac{M}{W_o}.s^2 + K_1\right)\Delta\delta = \Delta T_m$$

Considerando o intervalo de freqüências de oscilações em estudo, podemos desprezar a ação do regulador de velocidade, pois, sendo altas estas freqüências, os efeitos da regulação serão mínimos; logo,

$$\Delta T_m = 0$$

Portanto,

$$\frac{M}{W_o}s^2\Delta\delta + K_1\Delta\delta = 0$$

mas

$$K_1\Delta\delta = \Delta P_e$$

Logo

$$M s^2 \Delta\delta = -\Delta P_e$$

ou em função do tempo

$$\frac{d^2 \Delta\delta}{d t^2} = -\frac{1}{M} \Delta P_e$$

sendo W_o=1 pu

$$\frac{d^2 \Delta\delta}{d t^2} = -\frac{1}{M} \Delta P_e$$

integrando

$$\frac{d \Delta\delta}{d\tau} = \int -\frac{\Delta P_e}{M} dt = -\frac{1}{M} \int \Delta P_e dt$$

portanto,

$$\Delta W = \frac{d \Delta\delta}{d t} = -\frac{1}{M} \int \Delta P_e dt = \frac{1}{M} \int (-\Delta P_e) dt \qquad (136)$$

Vamos considerar o diagrama de blocos da figura 50, considerando uma realimentação de potência elétrica negativa.

Adotando, na figura 65, as mesmas simplificações feitas anteriormente, que resultaram na equação (130) e figura 51:

Considerando somente o efeito estabilizante, a função torna-se, considerando a figura (66):

$$\frac{\Delta P_{est}}{\Delta P_e} = -G_{SE}(s) \times G_r(s) \qquad (137)$$

ou, mais detalhadamente,

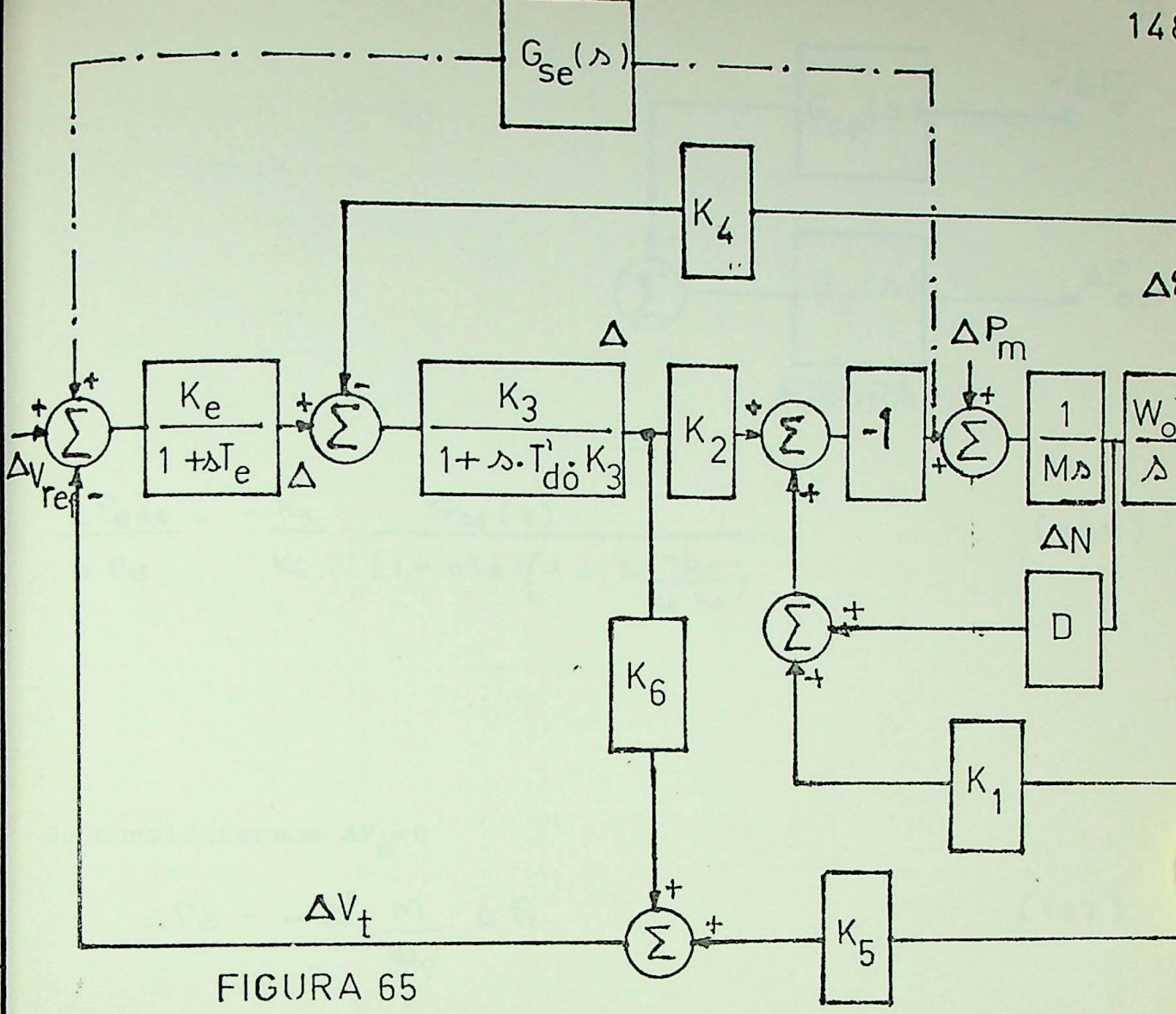


FIGURA 65

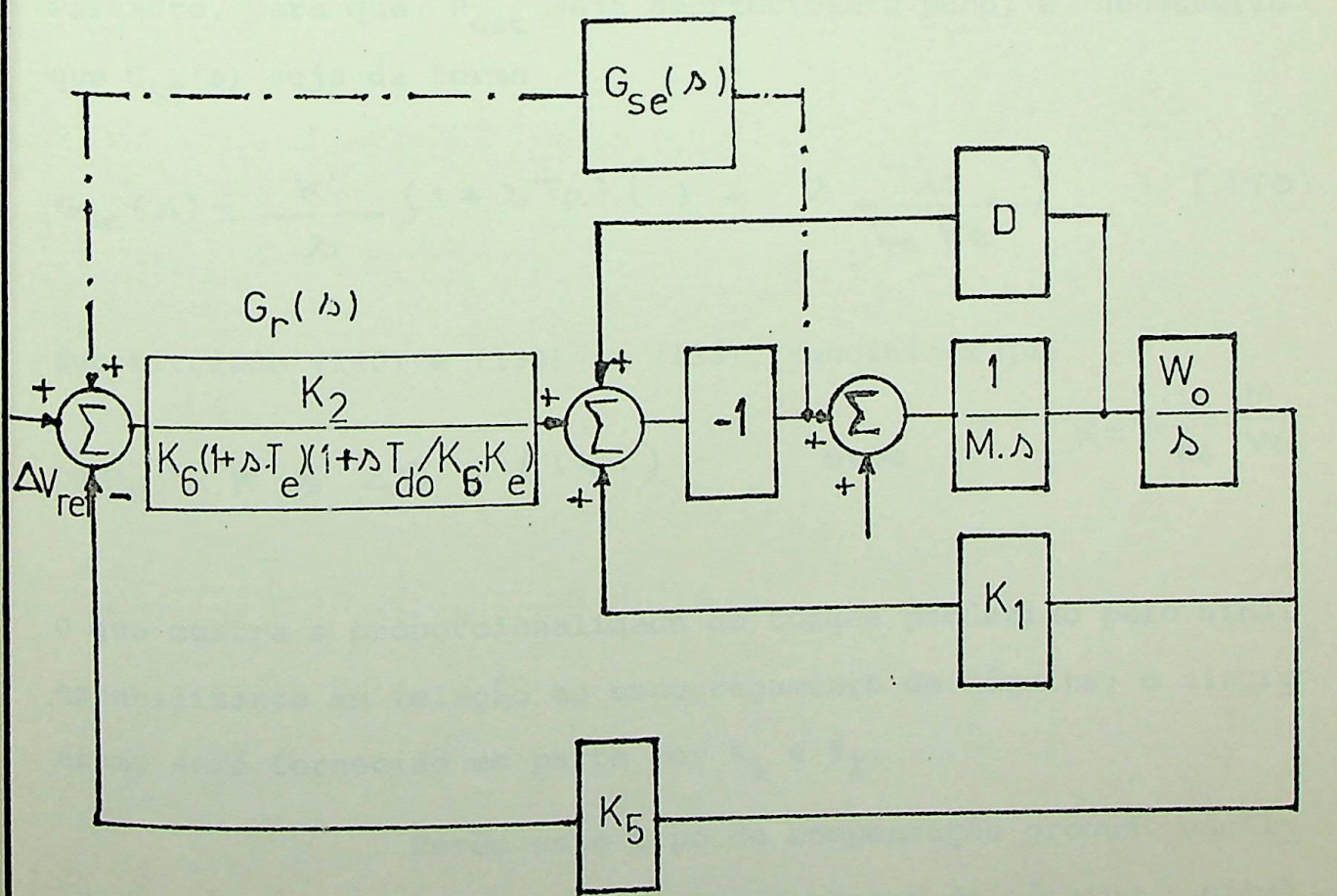


FIGURA 66

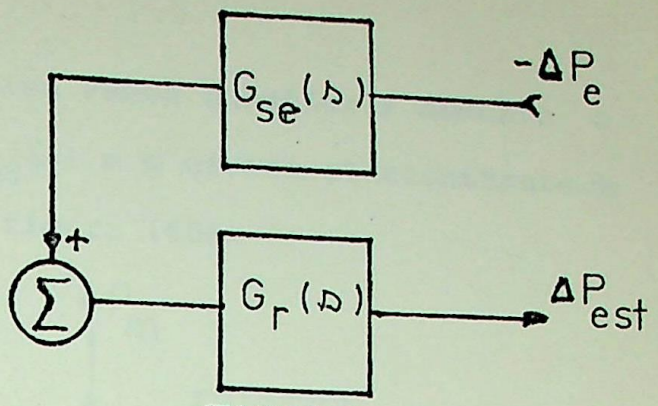


FIGURA 67

$$\frac{\Delta P_{est}}{\Delta P_e} = -\frac{K_2}{K_6} \cdot \frac{G_{SE}(s)}{(1+sT_e)\left(1+s\frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)} \qquad (138)$$

Se considerarmos $\Delta P_m = 0$

$$\Delta P_e = -s^2 \frac{M}{W_o} \Delta\delta \qquad (139)$$

Portanto, para que P_{est} seja amortecimento puro, é necessário que $G_{SE}(s)$ seja da forma

$$G_{se}(s) = \frac{K'}{s}(1+sT_e)\left(1+s\frac{T'_{do}}{K_6 K_e}\right) \qquad (140)$$

Substituindo (140) e (139) em (138), concluimos que

$$\Delta P_{est} = K.s.\Delta\delta \qquad (141) \qquad \text{onde} \quad K = K'\frac{K_2}{K_6}\cdot\frac{M}{W_o}$$

o que mostra a proporcionalidade do torque produzido pelo sinal estabilizante em relação ao escorregamento da máquina; o sincronismo será fornecido em parte por K_5 e K_1.

Porém este tipo de compensação produz oscilações de potência reativa sempre que o torque da máquina primá

ria for alterado. Para esta análise vamos considerar somente o efeito estabilizante dado por $G_{SE}(s)$ e o efeito sincronizante de K_1; logo, o diagrama reduz-se à figura (68):

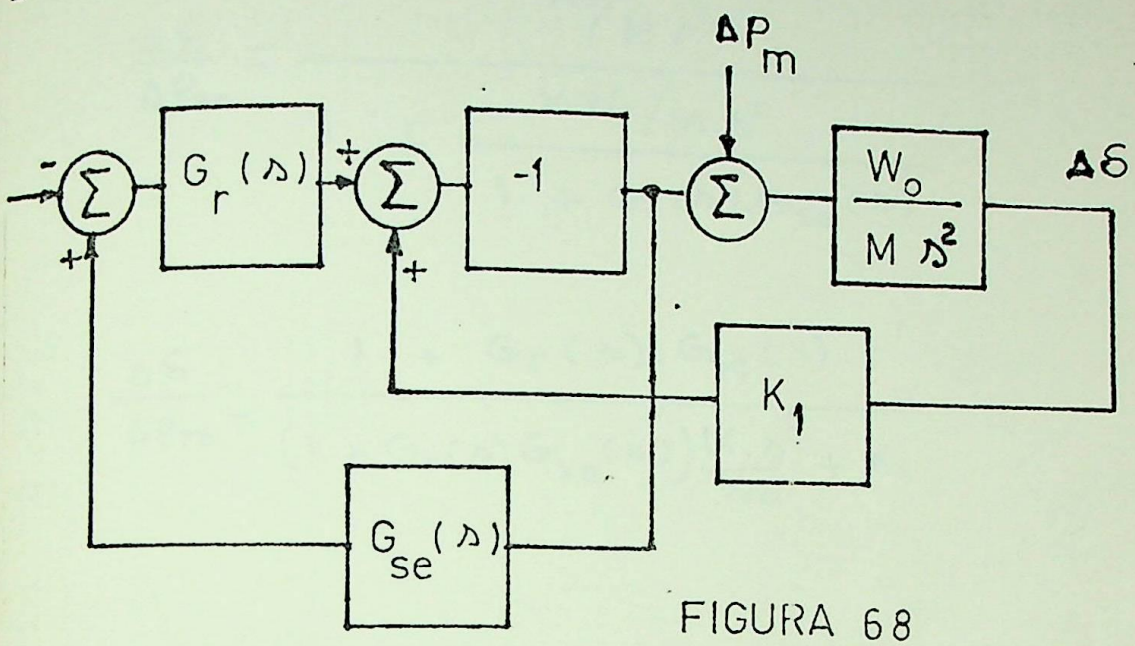
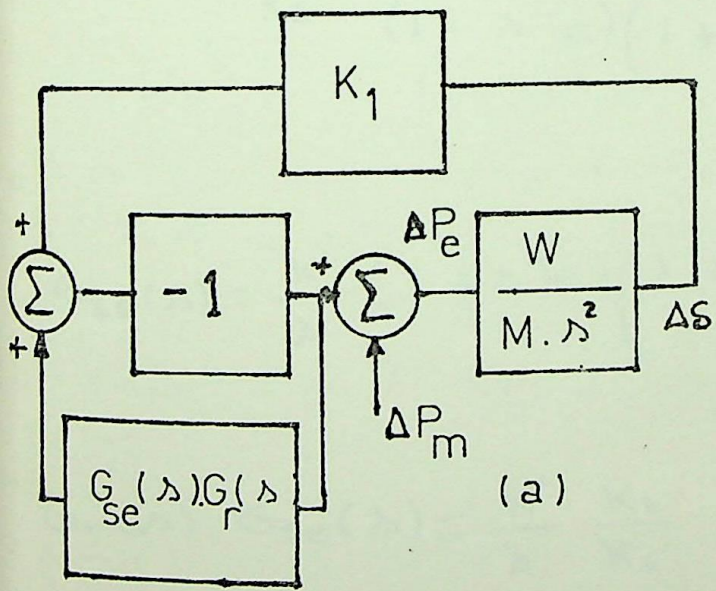
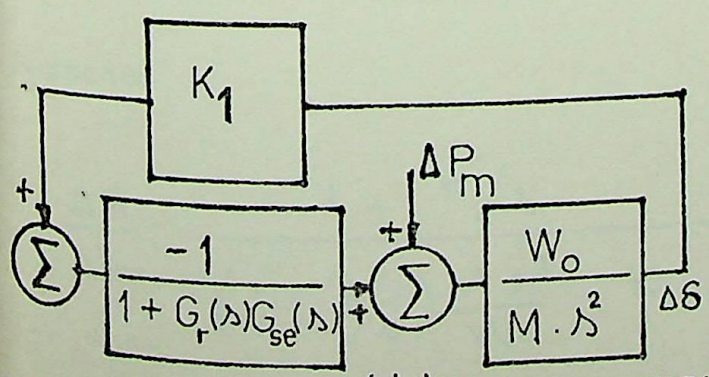


FIGURA 68

ou, reagrupando os termos conforme figura 69:





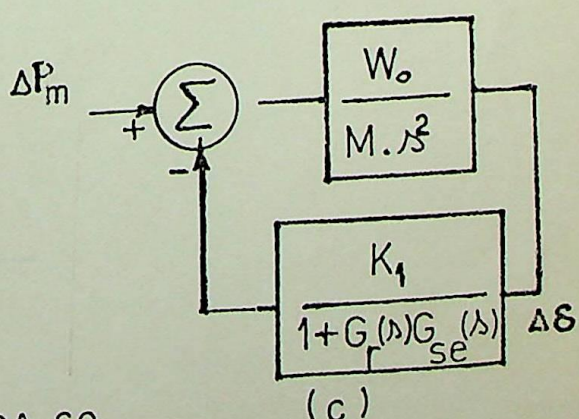


FIGURA 69

A partir da figura 69-c podemos determinar a relação entre a variação do ângulo de carga e a variação da potência mecânica, ou seja:

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{W_o/M s^2}{1 + \dfrac{K_1 W_o/M.s^2}{1 + G_r(s).G_{se}(s)}} \qquad (141)$$

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{1 + G_r(s).G_{se}(s)}{(1 + G_r(s)G_{se}(s))\dfrac{M.s^2}{W_o} + K_1}$$

mas

$$G_r(s) = \frac{K_2}{K_6} \cdot \frac{1}{(1 + sTe)\left(1 + s\dfrac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)}$$

e

$$G_{se}(s) = \frac{K'}{s}(1 + sTe)\left(1 + s\frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)$$

$$G_r(s).G_{se}(s) = \frac{K'}{s}\frac{K_2}{K_6}$$

Portanto

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{1 + K''/s}{\left(1 + K''/s\right)\dfrac{M s^2}{W_o} + K_1}$$

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{1 + K''/s}{\frac{M}{W_o}s^2 + K.s + K_1}$$

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{1}{\frac{M}{W_o}s^2 + Ks + K_1} + \frac{K''}{s\left(\frac{M}{W_o}s^2 + Ks + K_1\right)} \qquad (142)$$

De forma semelhante chegaríamos à relação de variação da tensão terminal em relação a uma variação do torque mecânico; se considerarmos $D \approx 0$, $T_E << 0.1$ e $K_E >> 1$, teremos a expressão:

$$\frac{\Delta V_T}{\Delta P_m} = \frac{K_5 K_6 (s W_o - K')}{s\left(K_6 M s^2 + K_2 M K' s - K_5 W_o (K_6 - K_2)\right)} \qquad (143)$$

Observando em (142) e (143), os termos multiplicados por s nos denominadores resultam em problemas de instabilidade no estado permanente; se tivermos uma variação no torque mecânico, tanto o ângulo de carga como a tensão terminal serão integrados sem limite, causando a perda de sincronismo da máquina.

O problema poderá ser minorado se considerarmos uma função do tipo de bloqueio de tensão residual:

$$\frac{T_r s}{1 + s T_r}$$

para vetar a passagem da componente de corrente contínua. Porém, restarão oscilações, devido ao efeito de integração, até que a função de bloqueio consiga reduzir a zero a componente

contínua da tensão de erro. O uso de constantes de tempo de bloqueio residual pequenas causará problemas de amortecimento da malha de regulação.

A análise do sinal de potência elétrica positiva é semelhante ao caso de potência elétrica negativa, conduzindo a funções e restrições semelhantes.

Métodos de Obtenção

Dentre os tipos de equipamentos estabilizantes, função da potência elétrica em comercialização, temos os apresentados na referência 2.56 , aplicáveis a máquinas síncronas equipadas com excitatrizes estáticas ou rotativas, mas controladas por Thyristores, devido à necessidade de se ter uma freqüência característica natural, bem definida, da excitação e regulação da tensão.

O equipamento desenvolvido pela referência 2.56, compreende as seguintes unidades:

- transdutor de potência ativa;
- unidades de condicionamento do sinal;
- unidade de releamento de proteção e condicionamento.

A unidade de releamento é usada para desconectar temporariamente o sinal de estabilização, em caso de variação programada da potência da máquina primária.

O transdutor de potência ativa consiste em um wattmetro de efeito Hall; a potência é medida pelo processo de duplo-wattmetro. Na saída do transdutor temos o circuito de filtragem para fixação do limite inferior do sinal; a seguir o sinal é integrado, produzindo um sinal de erro de velocidade, isto é, integramos a aceleração do sinal de erro da saída do fil

tro; este também será amplificado proporcionalmente à aceleração no sinal de erro. Os dois sinais serão adicionados, sendo amplificados e limitados em sua parte superior.

Como vimos, a unidade de releamento é usada para bloquear o circuito estabilizante, quando da variação da potência da máquina primária ou quando o disjuntor principal da máquina é aberto, é dotado de relés de temporização que bloqueiam o sinal, até que o ponto de equilíbrio da potência ativa seja atingido.

O diagrama de blocos-padrão é apresentado na figura 70.

Outro tipo de equipamento de estabilização é apresentado na referência 2.43, é de constituição mais simples que o apresentado na 2.56, consta de um transdutor de potência semelhante ao da 2.56; o sinal de saída do transdutor passa por um circuito para determinação do valor absoluto necessário para assegurar a polaridade correta do sinal, quando a máquina síncrona funciona como gerador ou como motor de bombeamento. É indicado também para remover a realimentação de potência elétrica abaixo de um carregamento de 20% da potência nominal, tanto como gerador quanto como motor, onde a estabilização é mínima, sendo dispensável.

A seguir temos um filtro de passa-alta necessário para assegurar as variações sustentadas de potência elétrica, a fim de não causar variações sustentadas na tensão terminal da máquina. Um atraso de fase é requerido na realimentação de potência elétrica, definindo um limite inferior em cerca de 1 s para a constante de tempo de restrição de resíduos; por outro lado um limite superior de 3,0 s é considerado necessário

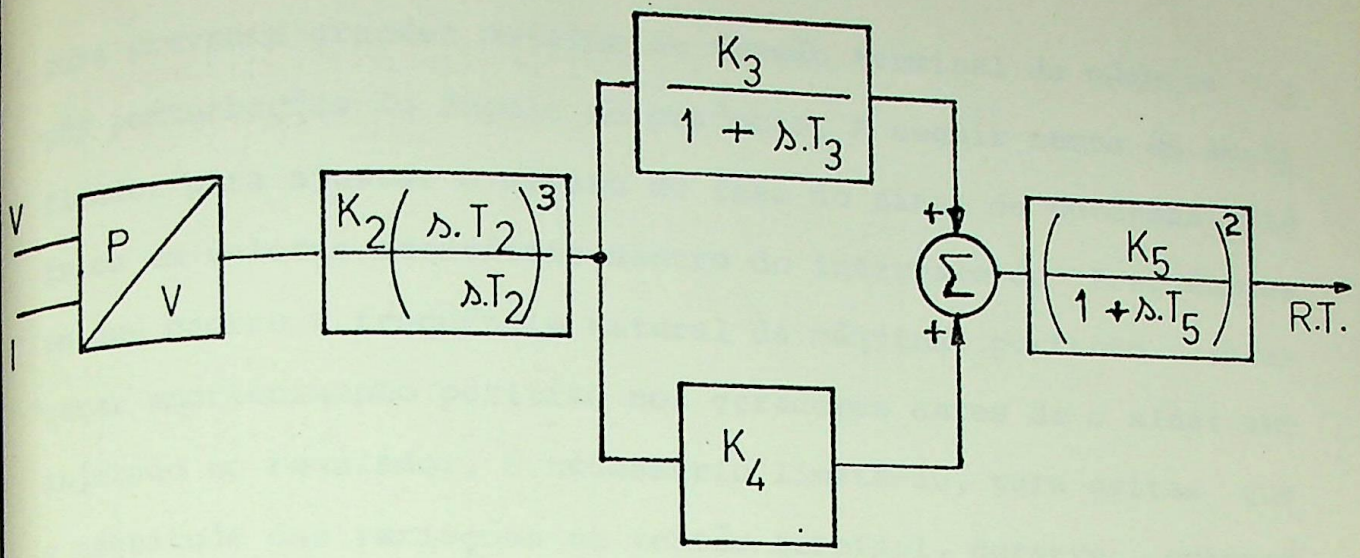


FIGURA 70

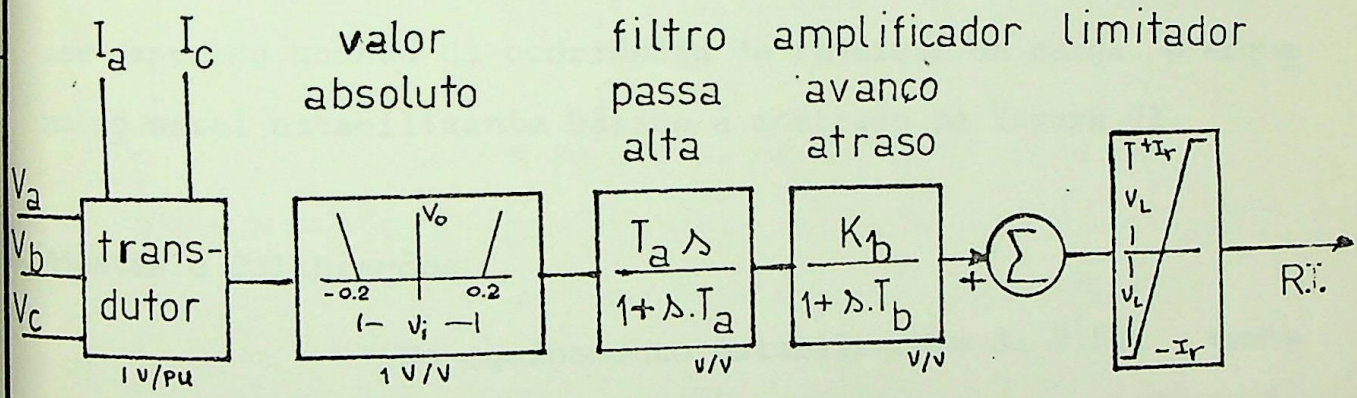


FIGURA 71

para prevenir grandes desvios da tensão terminal da máquina após perturbações do ângulo de potência. A seguir temos um amplificador para ajustar o atraso de fase do sinal de potência elétrica em valores aceitáveis dentro do intervalo de freqüências em que ocorre a freqüência natural da máquina, portanto assegurar amortecimento positivo aos geradores antes de o sinal ser injetado no regulador, é necessário limitá-lo, para evitar que a magnitude das variações na tensão terminal, durante grandes perturbações, atinja valores extremos.

O sinal estabilizante de potência alimenta o regulador de tensão logo após o circuito de detecção de erro de tensão, sendo limitado em 1,0 volt, o que corresponde a uma variação da tensão terminal de no máximo 4% devido à ação estabilizante; logo, um crescimento na tensão terminal de 4% pode ser esperado quando da ocorrência de rejeição de carga. O esquema do sinal estabilizante básico é mostrado na figura 71.

Ajustes e Calibrações

No equipamento estabilizante da 2.56, temos ajustes do ganho de amplificação do sinal proporcional à aceleração do sinal de erro de potência, definido pelo parâmetro:

$$K_3 \rightarrow \{0;\ 0{,}2;\ 5,\ 10,\ 20,\ 40\} \times \frac{10^3 pu}{Rd/s^2}$$

e outro ganho proporcional à velocidade do erro de potência, dado por:

$$K_4 \rightarrow \{0,\ 13,\ 35,\ 50,\ 100,\ 200\}\ 10^{-3}\ \frac{pu}{Rd/s}$$

Temos um potenciômetro de alta precisão para

compensação do torque mecânico, da turbina variável se necessário. Há ainda dois potenciômetros para limitação da tensão de saída. A tensão pode ser limitada em $\pm$ (1 $\longleftrightarrow$ 10V). A limitação positiva ou negativa é feita independentemente. As escalas são percentuais, assim 10 V de limitação correspondem a 10% de desvio da tensão terminal. A temporização dos relés de proteção possui uma ampla faixa de ajustes, sendo um valor típico o de 50 segundos para a retirada do sinal em caso de perturbação na potência ativa sustentada.

No caso do equipamento fornecido pela referência 2.43, o transdutor apresenta um ganho e constante de tempo de atraso, fixos; em geral seus valores são:

$$\text{Ganho} \quad G_T = 3,5 \text{ V/pu}$$

$$\text{Constante de tempo} \quad T_T = 0,0068 \text{ s}$$

O circuito de valor absoluto também é fixo, possuindo em geral um ganho de 1 V/V e uma faixa morta de $\pm$0,7V. O filtro de passa alta tem sua constante de tempo variável entre $T_A \quad \left\{1 \longleftrightarrow 3\right\}$ s

O amplificador para atraso de fase tem o seu ganho ajustável em

$$K_1 \quad \left\{5 \longleftrightarrow 50\right\} \text{ V/V}$$

e constante de tempo ajustável entre

$$T_B \quad \left\{0,1 \longleftrightarrow 1,0\right\} \text{ s} .$$

Os limitadores possuem variações que permitem o ajuste entre $V_L \pm \left\{1 \longleftrightarrow 10\right\}$ Volts, conforme visto anteriormente.

4.6. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA POTÊNCIA ACELERANTE A QUE FICA SUJEITO O GERADOR DURANTE PERTURBAÇÕES

Vamos considerar em uma análise preliminar a relação entre o desvio de velocidade de máquina e a potência acelerante que resulta. Seja a figura 28, com sua equação correspondente:

$$\left(\frac{M}{W_o}s^2 + \frac{D}{W_o}s + K_1\right)\Delta\delta = \Delta P_m \qquad (86)$$

Considerando o caso pessimista, onde o coeficiente de amortecimento D é nulo, a equação reduz-se a:

$$\frac{M s^2}{W_o}\Delta\delta + K_1\Delta\delta = \Delta P_m$$

Mas $K_1\Delta\delta$ é a componente sincronizante da potência elétrica; logo, $K_1\Delta\delta = \Delta.P_e$; portanto,

$$\frac{M s^2}{W_o}\Delta\delta = \Delta P_m - \Delta P_e = \Delta P_a$$

considerando o domínio do tempo

$$\frac{M\, d^2\Delta\delta}{dt^2} = \Delta P_m - \Delta P_e = \Delta P_a$$

integrando, obtemos o desvio de velocidade função da potência acelerante

$$\Delta N = \frac{d\,\Delta\delta}{dt} = \frac{1}{M}\int(\Delta P_m - \Delta P_e) = \frac{1}{M}\int \Delta P_a \qquad (144)$$

Vamos considerar o diagrama de blocos da figura 50 assumindo uma realimentação de potência acelerante, conforme figura (72), ou na forma simplificada da figura (73).

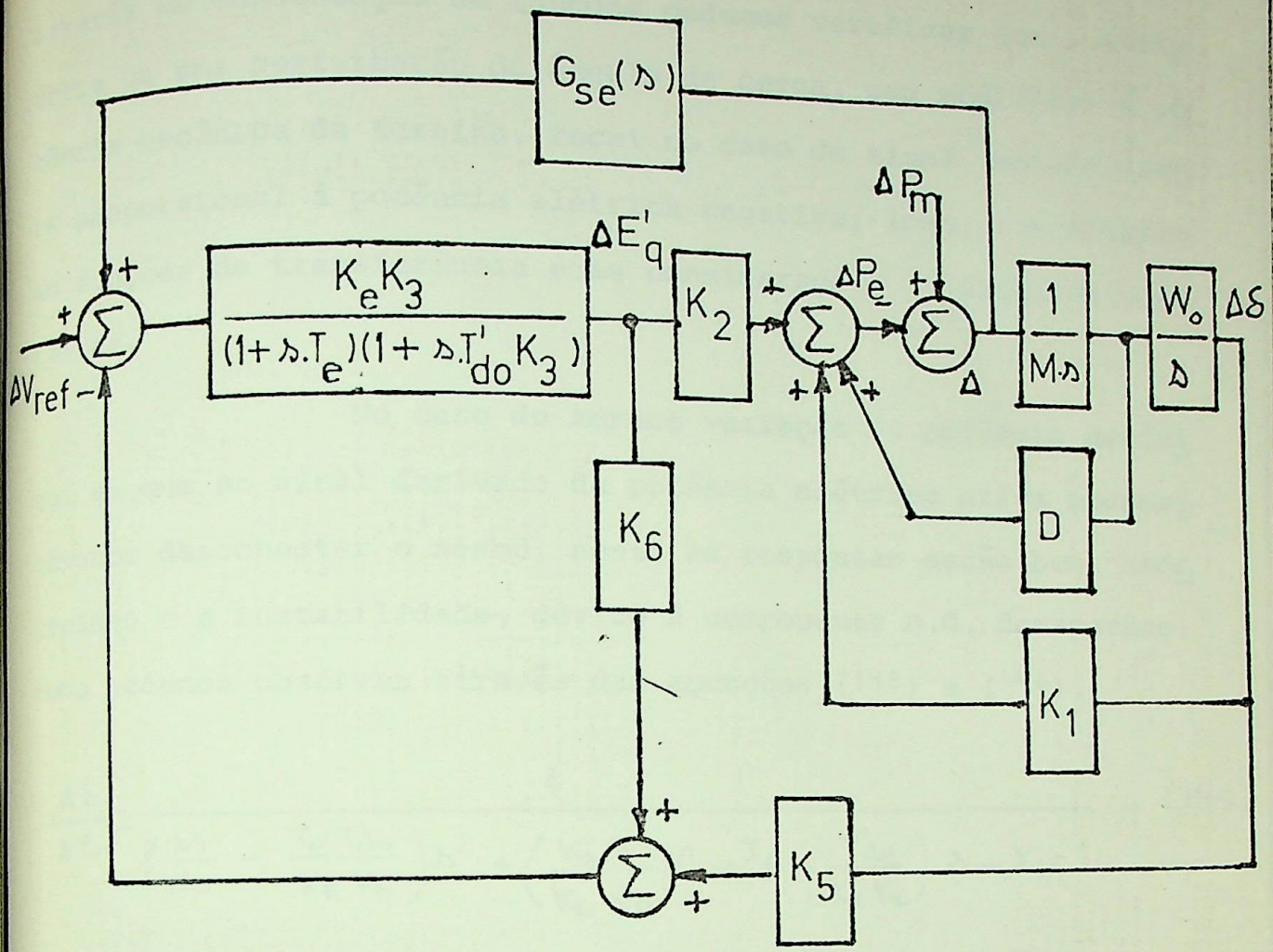


FIGURA 72

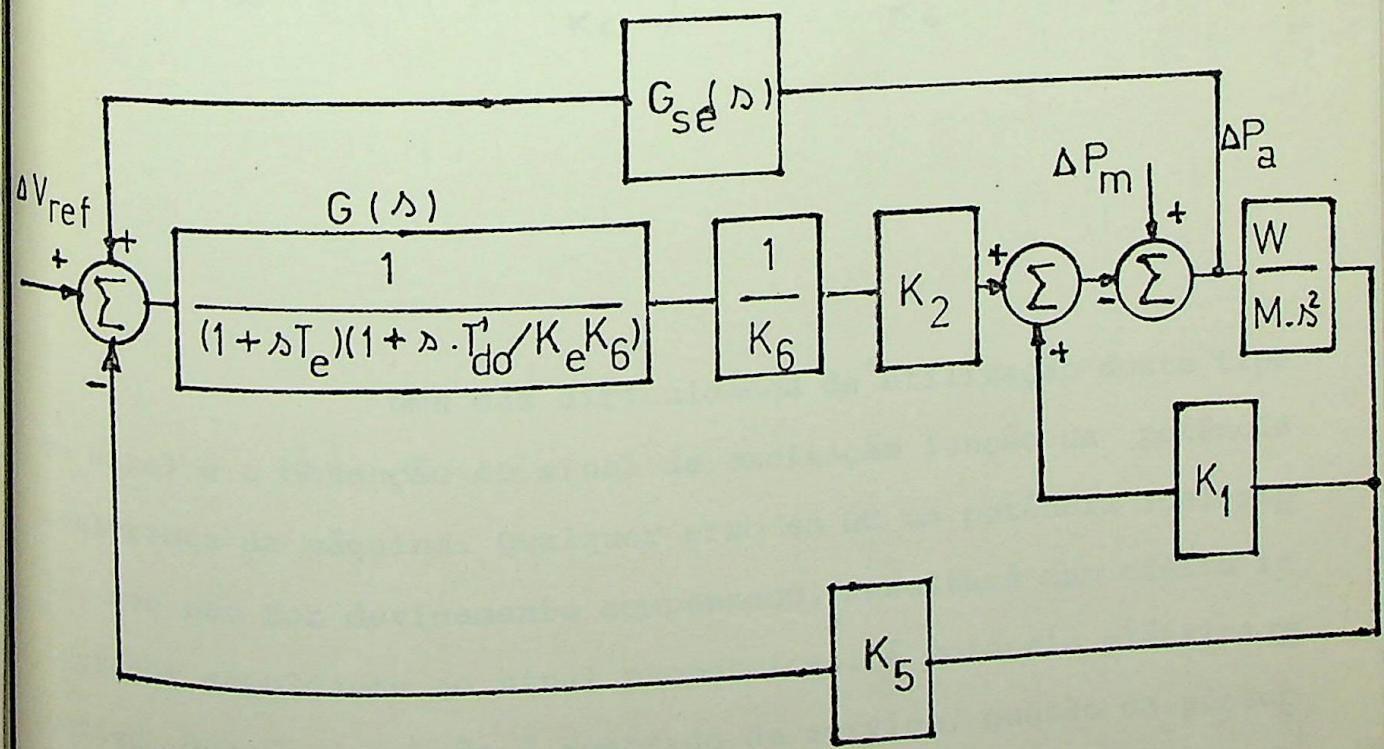


FIGURA 73

Através de condensação de funções podemos verificar que a influência de uma perturbação do ângulo de carga, sem modificar a potência mecânica da turbina, recai no caso de sinal estabilizante proporcional à potência elétrica negativa; logo, são válidas as funções de transferência e as considerações anteriormente feitas.

No caso de termos variação da potência mecânica, em que no sinal derivado da potência elétrica ativa necessitávamos desconectar o mesmo, neste as respostas serão bem amortecidas e a instabilidade, devido à componente D.C. desaparece, como podemos observar através das equações (145) e (146).

$$\frac{\Delta\delta}{\Delta P_m} = \frac{1}{\left(\frac{M}{W_o} - \frac{T_e T'_{do}}{K_e K_6}\right)s^2 + \left(\frac{K_2 K'}{K_6 W_o} M - T_e - \frac{T'_{do}}{K_e K_6}\right)s + K_1 - 1} \qquad (145)$$

$$\frac{\Delta V_T}{\Delta P_m} = \frac{M K' s - W_o K_5 (1 + sT_e)\left(1 + \frac{s T'_{do}}{K_e K_6}\right)}{M s^2 + \left(K_1 - \frac{K_2 K_5}{K_6}\right) W_o + \frac{M K_2 K'}{K_6} s} \qquad (146)$$

Uma das dificuldades da utilização deste tipo de sinal é a obtenção do sinal de excitação função da potência acelerante da máquina. Qualquer erro em DC na potência acelerante, que não for devidamente compensado, resultará num efeito integrador semelhante ao sinal proporcional à potência elétrica negativa, quando este não é retirado de serviço, quando da pertur

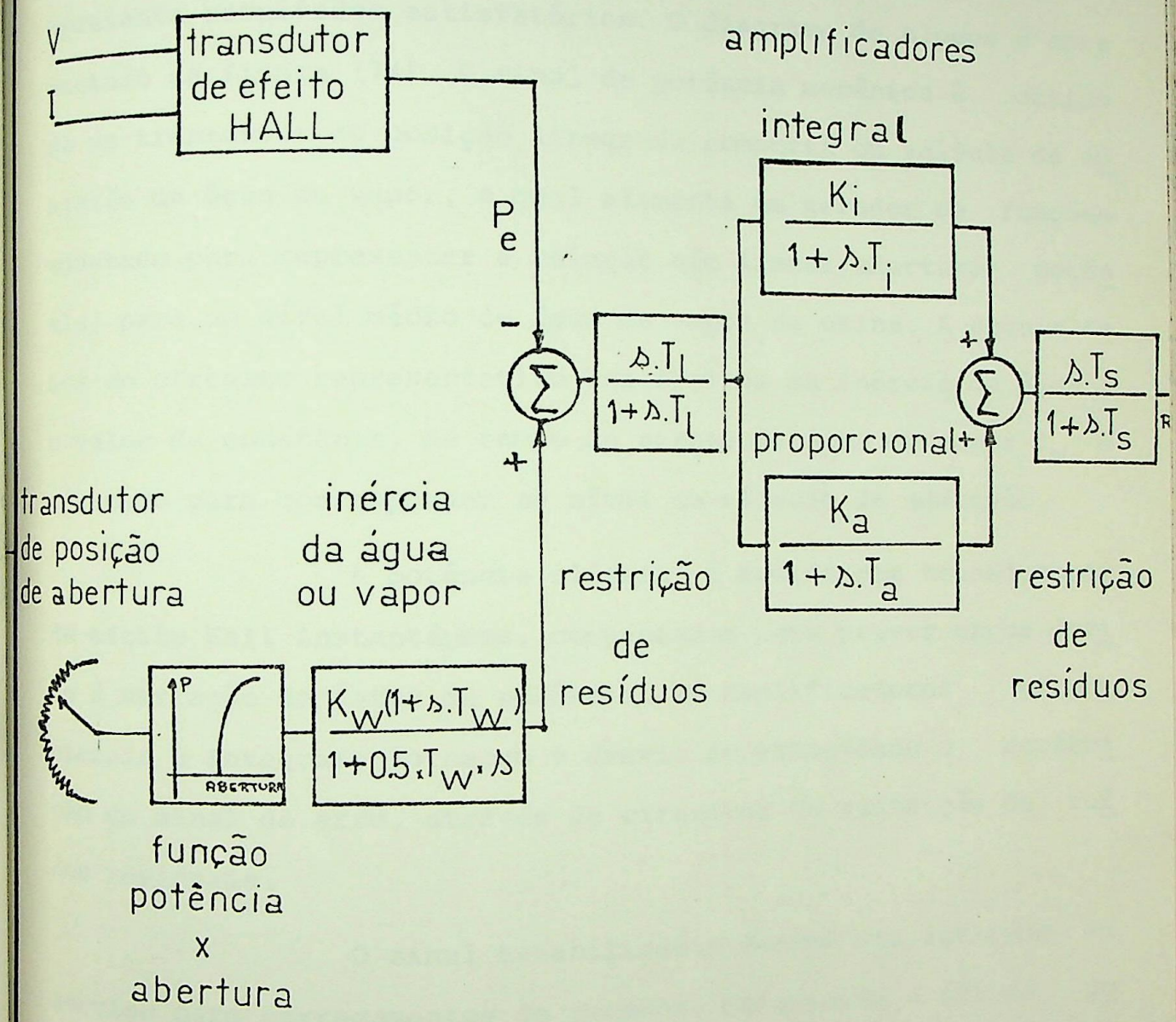

V
I
transdutor de efeito HALL
amplificadores
integral
$K_i / (1+s.T_i)$
P_e
-
+
$s.T_L / (1+s.T_l)$
+
+
proporcional
$K_a / (1+s.T_a)$
$s.T_s / (1+s.T_s)$
transdutor de posição de abertura
inércia da água ou vapor
restrição de resíduos
restrição de resíduos
P
ABERTURA
$K_W(1+s.T_W) / (1+0.5.T_W.s)$
função potência x abertura

FIGURA 74

bação sustentada da potência mecânica da turbina.

Método de Obtenção

Comercialmente, não temos este tipo de sinal, porém na referência 2.30 é desenvolvido um tipo de sinal que apresenta resultados satisfatórios. O diagrama de blocos é apresentado na figura (74). O sinal de potência mecânica é obtido de um transdutor de posição linear da comporta ou válvula de admissão de água ou vapor, o qual alimenta um gerador de funções ajustado para representar a relação não linear abertura- potência, para um nível médio de água ou vapor da usina. A seguir temos um circuito representativo dos efeitos da inércia da água ; o valor da constante, de tempo de atraso da água ou vapor T_W é ajustado para corresponder ao nível ou válvula de admissão.

A potência elétrica é medida com transdutores de efeito Hall instantâneos, compensados para prever erros devido à variação do fator de potência. Os amplificadores proporcionais e integrais fornecem o desvio de velocidade e aceleração do sinal de erro, através de circuitos de restrição de ruídos residuais.

O sinal estabilizante deverá ser retirado de serviço para carregamentos do gerador, inferiores a 60% da potência nominal, pois há variações significantes na potência elétrica da máquina com abertura de 50% sem haver variações desta. Estas variações podem ser atribuídas às oscilações de pressão no conduto forçado.

O modelo aqui apresentado é satisfatório para turbinas cujas velocidades das comportas ou válvulas de admis

são correspondem à variação da abertura de 0 a 100%, em 30 segundos, com oscilações de potência reativa inferiores a 20 MVAR. O presente circuito é ajustado para níveis de vapor ou água constantes; no caso de estes variarem, a detecção de potência mecânica deve ser mais sofisticada.

Ajustes e Calibração

O circuito próprio de condicionamento e processamento do sinal de erro é idêntico aos utilizados no sinal estabilizante de potência elétrica. Logo os ajustes e calibrações são idênticos.

O detector de potência mecânica é ajustado em função das características da máquina primária.

4.7. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA POTÊNCIA REATIVA FORNECIDA PELO GERADOR

Sabemos que a potência reativa está sempre em fase e é diretamente proporcional à tensão terminal, para uma dada tensão da barra infinita; porém, na prática, a barra infinita varia, e há portanto variação na potência reativa. Esta é menos desejável do que a tensão terminal, porque é extremamente difícil interrelacionar as variáveis responsáveis pelas oscilações, e não são diretamente envolvidas com a malha de regulação local.

Segundo a referência 2.35 foram feitos testes deste tipo de sinal, tanto em campo como usando similação com computador. Evidenciaram que a potência reativa está sujeita

aos mais variados tipos de contingências, para os quais o controle teria de ser efetivo; no entanto, este sinal reduzia os coeficientes amortecedores.

4.8. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA CORRENTE DE EXCITAÇÃO DO GERADOR

Segundo a referência 2.35 foram feitos testes neste tipo de sinal, porém os resultados não foram bons. Para amortecedor as oscilações na malha de controle, é necessária uma constante de tempo de 0,2 segundos, adicional à constante de tempo total; e mais ainda: um ganho de malha bastante alto para melhorar a estabilidade do sistema induzia instabilidade local. no sistema de excitação.

4.9. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DA VARIAÇÃO DO ÂNGULO DE TORQUE

Apresenta excelentes resultados, semelhantes aos obtidos usando-se sinal de velocidade ou freqüência, porém a grande dificuldade, que implica em restrições práticas, está na obtenção do ângulo de potência em um gerador e sistema real.

4.10. SINAL ESTABILIZANTE, FUNÇÃO DO DESVIO DA TENSÃO TERMINAL

É perfeitamente percebível no sistema regulador-gerador a dependência da malha principal de oscilação da tensão terminal. Esta dependência é função da reação da armadura envolvendo correntes derivadas, tanto da potência ativa como reativa, e através da velocidade derivada da tensão. Ambos es

tes efeitos são grandemente reduzidos, porque estão internos à malha fechada do sistema de excitação. Logo, esta tensão não é diretamente sensível a qualquer uma das variáveis da malha dinâmica e não pode fornecer o adequado amortecimento da malha principal.

Como já vimos no ítem referente ao sinal estabilizante função do desvio de freqüência, a conjugação da tensão terminal e da freqüência fornece bons resultados. Como sabemos, a tensão terminal está relacionada com a potência elétrica gerada, possuindo uma pequena amplitude para oscilações em baixas frequências dos sistemas elétricos, aumentando a amplitude com o aumento da frequência de oscilação. A conjugação do desvio de freqüência ou velocidade com a variação da tensão terminal permite o amortecimento positivo das oscilações. É usado com vantagens em sistemas de excitação com velocidades de resposta baixas, permitindo ao sistema estabilizador uma larga margem de condições de operação e freqüências.Em sistemas de excitação com alta taxa de resposta não há benefícios com tal conjugação, devido a que a tensão terminal é mantida mais constante pelo sistema de excitação, não respondendo fortemente à variação da potência elétrica.

4.11. OUTROS SINAIS ESTABILIZANTES, FUNÇÃO DAS CARACTERÍSTICAS ELÉTRICAS DO GERADOR

Os demais sinais anteriormente descritos em geral apresentam restrições construtivas na sua obtenção ou apresentam efeitos secundários capazes de comprometer a estabilidade da máquina e/ou do sistema elétrico a que está conectada

a máquina sob regulação.

4.12. PESQUISA DA FUNÇÃO ESTABILIZADORA DE APLICAÇÃO UNIVERSAL

Pelo visto até o presente, temos uma grande disponibilidade de tipos de sinais estabilizadores, tanto função das variáveis de detecção como dos equipamentos de condicionamento e processamento do erro detectado. Não podemos portanto especificar uma função estabilizadora geral, pois esta é dependente do sistema global.

Ao analisarmos uma máquina frente a um barramento infinito, exploramos uma variedade de condições de uma máquina isolada com parâmetros e condições de operação, diferentes. Para cada condição, há inúmeras funções que fornecem o adequado amortecimento para uma dada freqüência de oscilação. Ao examinarmos o módulo e ângulo destas funções relacionadas à freqüência de oscilação, logo um caso particularizado, encontramos intervalos de variações dos módulos e ângulos que são funções desta freqüência de oscilação. Isto nos revela que estas faixas de variação estão incluídas dentro dos intervalos para os quais uma função geral, com intervalos bem definidos dos parâmetros, servirá bem.

É sabido que, em sistemas multi-máquinas, há uma grande margem de variação dos modos de oscilação, desde aqueles gerados por acoplamento firme de máquinas leves até aqueles produzidos por grupos de máquinas separadas por longas interligações elétricas. Logo, os sinais estabilizantes deverão ter condições de varrer todas estas freqüências e, mais ainda, o sistema estabilizador não deve ser crítico, de tal forma que

não aceite as variações normais das condições operacionais, por tanto uma idéia que surge, em função das limitações da faixa de frequências das funções estabilizadoras, é a utilização de mais de um sinal adicional no mesmo sistema de controle, cada um ajustado para cobrir uma dada faixa de frequências sem influir negativamente nas demais faixas; isto possivelmente permitirá cobrir toda a gama de frequências de oscilação de um dado sistema.

4.13. RESTRIÇÕES GERAIS DA FUNÇÃO ESTABILIZADORA

O sinal não deve produzir uma compensação permanente da tensão de referência, devendo aproximar-se de um sinal médio puro para frequências muito baixas.

Funções de avanço só podem ser obtidas com pares avanço-atraso, havendo um limite mínimo para a constante de tempo de atraso; um dado prático é que não deve ser inferior a 0,05 segundos.

V - METODOLOGIA E ORIENTAÇÃO BÁSICA PARA A ESCOLHA DO MÓDULO E ÂNGULO DE FASE DE UM SINAL ESTABILIZADOR

5.1. MÉTODO DO LUGAR DAS RAÍZES

Seja o sistema de controle geral, dotado de realimentação, apresentado na figura (75).

A função $G(s)$ é "fixa", representativa do conjunto reguladores-turbo-gerador, enquanto que $H(s)$ é o controle estabilizador a ser adicionado para fornecer o amortecimento necessário ao conjunto gerador.

Vamos assumir que a função do turbo gerador seja da forma:

$$G(s) = K_E \frac{\prod_i (s - z_i)}{\prod_j (s - p_j)} \qquad (147)$$

onde K_E - ganho do conjunto reguladores-turbo gerador

z_i - valores negativos dos zeros da função

P_j - valores negativos dos polos da função

Vamos considerar a função de controle $H(s)$ de forma semelhante a $G(s)$, isto é:

$$H(s) = K_C \frac{\prod_K (s + z_{CK})}{\prod_N (s + p_{CN})} \qquad (148)$$

onde

K_C - ganho do controle

z_{CK} - valores negativos dos zeros do controle

P_{CN} - valores negativos dos polos do controle

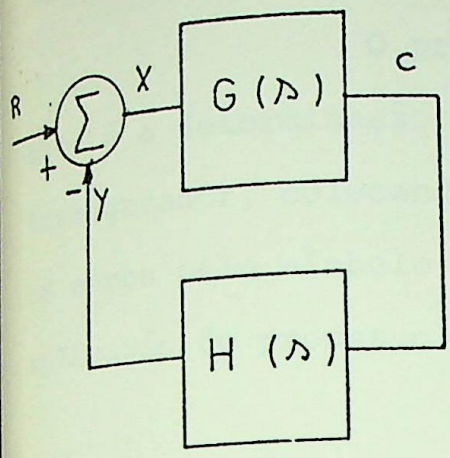


FIGURA 75

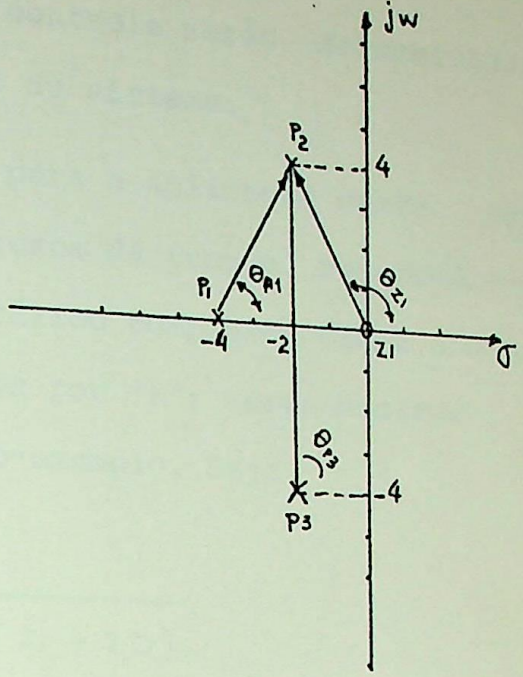


FIGURA 76

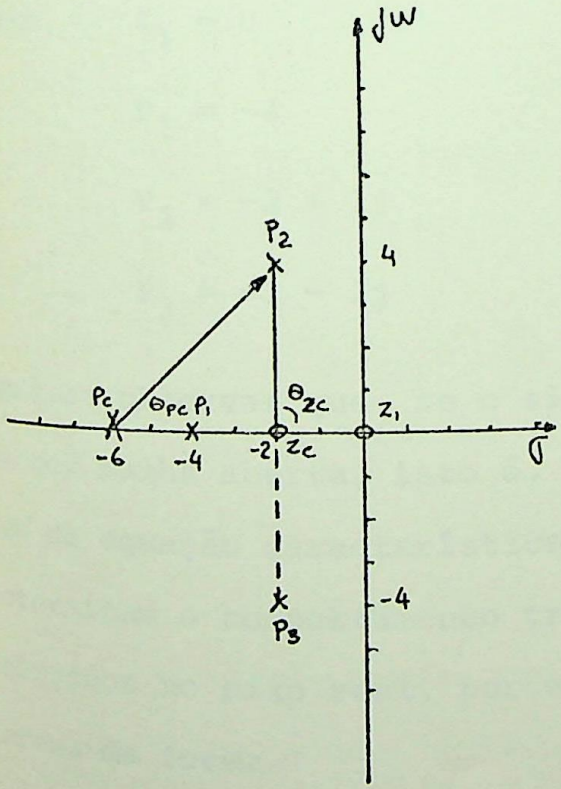


FIGURA 77

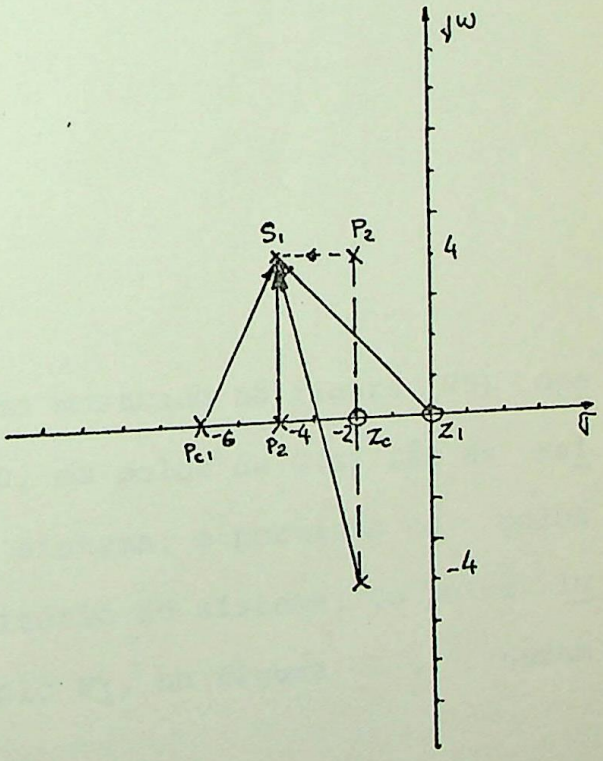


FIGURA 78

Os parâmetros do controle serão determinados de forma a melhorar o amortecimento do sistema.

O primeiro passo para a aplicação desta técnica é a determinação dos polos e zeros da função reguladores-turbogerador, colocando-os em um gráfico complexo. Vamos anotar os zeros pelo símbolo "O" e os polos por "X"; vamos mostrar a aplicação do processo sobre um caso-exemplo. Seja:

$$G(s) = \frac{s}{(s+4)(s^2+4s+20)}$$

ou

$$G(s) = \frac{s}{(s+4)(s+2-4j)(s+2+4j)}$$

Logo, $Z_1 = 0$

$P_1 = -4$

$P_2 = -2 + 2j$

$P_3 = -2 - 2j$

Podemos observar que, se o sistema mostrado na figura (75) opera com malha aberta, isto é, $K_C=0$, os polos de G(s) são as raízes da equação característica do sistema, e portanto os polos determinam o comportamento transitório do sistema. Os polos localizados no eixo real, por exemplo P_1, na figura , geram termos da forma

$$e^{p_1 t}$$

no domínio do tempo. Polos complexos conjugados, como P_2 e P_3, da forma P=a+jb, contribuem com termos exponenciais decrescentes da forma

$$e^{at} \cos(bt+\alpha)$$

no domínio do tempo, onde 1/a é a constante de tempo de amortecimento da onda envolvente, e b é a frequência angular de amortecimento do termo oscilatório.

Portanto, se as raízes da equação característica forem localizadas mais para a esquerda, os transitórios do sistema serão mais amortecidos e o sistema tornar-se-á mais estável.

O segundo passo é traçar os vetores dos polos e zeros para o polo que apresenta característica de fraco amortecimento. No caso-exemplo, considerado na figura (76), é o polo P_2 que requer amortecimento.

O terceiro passo é determinar as contribuições dos ângulos necessários para os polos e zeros do controle tais que as raízes do sistema localizadas em P_2 e P_3 se moverão diretamente para a esquerda destes polos quando o ganho do controlador K_C é aumentado. Isto é assegurado se a contribuição do ângulo θ_C do controle for dada por:

$$\theta_C = \theta_p - \theta_z \qquad (149)$$

onde

θ_p é a soma dos ângulos dos vetores dos polos do sistema para o polo com fraco amortecimento

θ_z é a soma dos ângulos dos vetores dos zeros do sistema para o polo com fraco amortecimento

Para o caso-exemplo, considerando a figura (76),

$$\theta_C = \theta_{p1} + \theta_{p3} - \theta_{z1}$$

$$\theta_C = 45^o$$

O quarto passo é localizar os polos e zeros do controle, tais que os vetores destes para o polo com fraco amortecimento formem ângulos, de forma que a soma dos ângulos formados pelos vetores associados com o controle é dada por:

$$\theta_{ZC} - \theta_{PC} = \theta_C \quad (150)$$

onde

θ_{ZC} é a soma dos ângulos dos vetores dos zeros do controle para o polo fracamente amortecido

θ_{PC} é a soma dos ângulos dos vetores dos polos do controle para o polo com fraco amortecimento

Uma combinação polo-zero para o controle compensar o sistema descrito previamente como da figura (77) será

$$\theta_{ZC_1} - \theta_{PC_1} = \theta_C$$

ou

$$90^o - 45^o = \theta_C$$

Esta seleção dos polos e zeros satisfaz o ângulo θ_C; porém não é única, e usualmente considerações de ruído e limitações de equipamentos ditam a escolha prática.

O sexto e último passo na determinação do sinal estabilizador é o cálculo do intervalo de variação do ganho do controlador, K_C. Isto é feito através de uma pesquisa de pontos em direção reta para a esquerda do polo de amortecimento fraco. A cada ponto de teste uma verificação é feita para se ver se a equação de ângulo é satisfeita; conforme figura (78) :

$$\theta_p + \theta_{pc} - \theta_z - \theta_{zc} = 180^o + N.360^o \qquad (151)$$

onde N é qualquer inteiro.

Se esta equação é aproximadamente satisfeita, então se supõe que o ponto esteja na trajetória da raíz, e o ganho do controlador é dado por

$$K_C = \frac{\text{produto dos módulos dos vetores dos polos para o ponto considerado}}{K_E \text{ x produto dos módulos dos vetores dos zeros para o ponto considerado}}$$

Devemos observar que a técnica descrita é aplicável diretamente para pequenos intervalos de variação de K_C; cálculos adicionais e testes deverão ser feitos se a função de transferência do sistema possuir múltiplos pares de polos com amortecimentos fracos. Este método fornece um meio de, manualmente, se determinarem as constantes de tempo do controlador e fornecer dados preliminares bastante corretos para os testes de campo.

5.2. REGRAS BÁSICAS PARA A ESCOLHA DO MÓDULO E ÂNGULO DE FASE DE FUNÇÕES ESTABILIZADORAS, SEGUNDO F.P.DE MELLO E C. CONCÓRDIA

Considerando o diagrama de blocos da figura 36, verificamos que o ângulo de fase de avanço do sinal estabilizador deve ser igual ao ângulo de atraso de fase da expressão:

$$\frac{\Delta Te}{\Delta e_{ref}} = \frac{K_2 Ke}{1/K_3 + Ke K_6 + s\left(\frac{Te}{K_3} + T'_{do}\right) + s T'_{do} T_E} \qquad (152)$$

Para uma freqüência particular de oscilação, onde teremos um amortecimento puro, usando

$$W = W_N = \sqrt{\frac{K_1 . 377}{M}}$$

radianos/segundo, calculamos o ângulo de fase e o inverso do módulo da expressão (152) para os casos a serem estudados quando da ocorrência de perturbações.

Um critério para o estabelecimento do módulo do sinal é que este provoque uma razão de amortecimento da ordem de 1/2. Se lembrarmos a equação característica torque- ângulo dada pela equação (87) e figura 28, temos que

$$s^2 + \frac{D}{M} s + \frac{K_1 W_o}{M} = 0$$

onde D - coeficiente amortecedor de $\Delta P_a / \Delta N = D$

$W_N = \sqrt{\frac{K_1 W_o}{M}}$ é a frequência do sistema

$\xi = \frac{1}{2} \frac{D}{\sqrt{K_1 M W_o}}$ é a razão de amortecimento

Para $\xi = 0.5$

temos

$$D = \sqrt{K_1 M \omega_0} = M.\sqrt{\frac{K_1 \omega_0}{M}} = M \omega_N$$

Logo, o módulo do sinal estabilizante será o produto do inverso do ganho de (152), nomeado A, pelo ganho do termo amortecedor D.

Então, teremos:

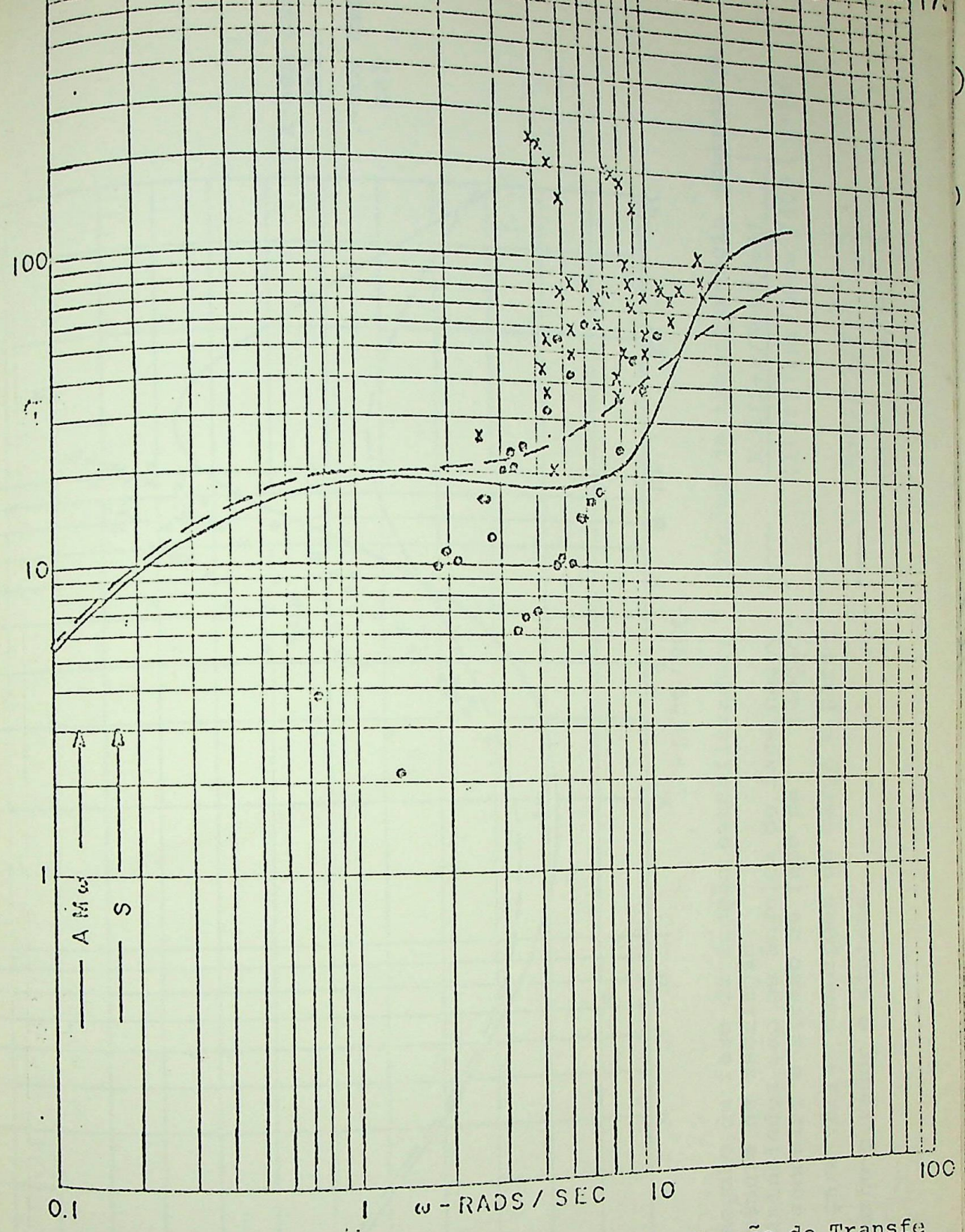
$$A.\sqrt{K_1 M \omega_0} = A M \omega_N$$

$$A = \left| \left(\frac{\Delta T}{\Delta e_{ref}} \right)^{-1} \right|_{\omega_N = \sqrt{\frac{K_1 \omega_0}{M}}},$$

considerando-se o ganho do regulador como $4 \times T'_{do}$. A Figura 79 mostra o gráfico disperso do módulo AMW_N do sinal versus a frequência de oscilação W_N. Os pontos para o primeiro caso estudado são assinalados por (X) e os do segundo caso, por (.). A figura 80 mostra o gráfico do ângulo de fase nas mesmas condições anteriores.

Podemos notar intervalos de variação dos pontos dispersos, para as várias configurações; isto se deve a que a maioria dos problemas de estabilidade são caracterizados por oscilações na parte inferior do espectro de variações da frequência; portanto, a função estabilizadora necessitará de um pequeno ângulo de avanço de fase; isto é confirmado pelos resultados dos vários estudos em que se apresentam problemas de transmissão a longa distância.

F.P. de Mello e C. Concordia, em seu traba -



Para $\zeta = 0.5$

X - Várias condições para configuração de reatância série

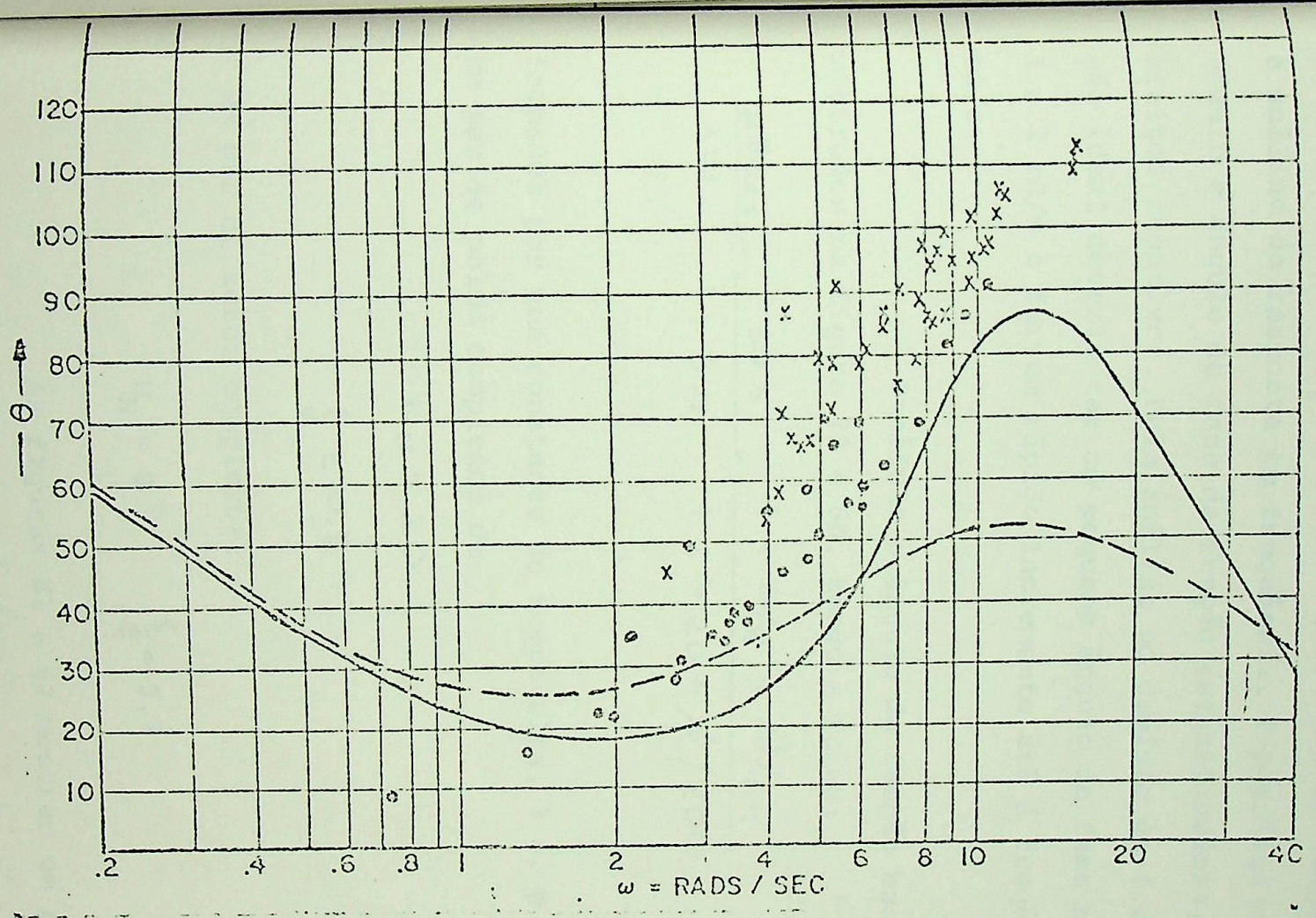
. - Várias condições para configuração com carga local

Produzido pela Função de Transferência:

— $\left| \dfrac{60s.(1+s/8+s^2/24)}{(1+3s).(1+s/20+s^2/400)} \right|_{s=jW}$

-- $\left| \dfrac{60s.(1+s/8)^2}{(1+3s).(1+s/20)^2} \right|_{s=jW}$

FIGURA 79 - Gráfico do módulo da função estabilizadora versus frequência de oscilação. Os pontos assinalados são os valores de AM_W para várias condições de carga e parâmetros do sistema-máquina térmica.



Escola Federal de Engenharia de Itajubá
BIBLIOTECA

FIGURA 80 - Gráfico do ângulo de fase da função estabilizadora versus frequência de oscilação.
Os pontos assinalados são os ângulos de fase necessários para cancelar o atraso de fase da função $\Delta E'_q / \Delta V_{ref}$ para várias condições de carga e parâmetros do turbo-gerador e sistema.

funções de transferência empregadas

—— $\left. \dfrac{K.s(1+s/8+s^2/64)}{(1+3s)(1+s/20+s^2/400} \right|_{s=jW}$

---- $\left. \dfrac{K.s(1+s/8)^2}{(1+3s)(1+s/20)^2} \right|_{s=jW}$

lho testaram, várias funções estabilizadoras, baseados na forma geral dos pontos dispersos da função estabilizadora ideal pelo critério adotado (ζ =0,5). Os resultados no tempo confirmaram a análise da resposta em freqüência. É possível a calibração do módulo e ângulo de fase da função estabilizadora, sem causar efeitos negativos. Pela análise no domínio da freqüência, a função ideal deveria ter um pequeno ângulo de fase no intervalo de 1 a 2 rd/s e ter um rápido incremento até à freqüência de 15 rd/s.

O módulo e ângulo da função escolhida são mostrados na figura 79 e 80, tendo a forma:

$$\frac{\Delta e_{REF}}{\Delta W} = \frac{60s}{1+3s} \times \frac{1 + s/8 + s^2/64}{1 + s/20 + s^2/400}$$

formados por uma constante de tempo alta, 3 s, e em série com um par de polos complexos de

$$W_N = 20$$

$$\zeta = 0.5$$

e um par de zeros complexos:

$$W_N = 8 \qquad \zeta = 0,5$$

As figuras 81 e 82 mostram os resultados analógicos, onde temos os desvios de velocidade da máquina para pequenos distúrbios no torque mecânico, também traçada a função com ζ =1,0.

$$\frac{\Delta e_{ref}}{\Delta W} = \frac{60s}{(1+3s)} \times \frac{(1 + s/8)^2}{(1 + s/20)^2}$$

Os parâmetros mais significativos e influentes são:

$$W = \sqrt{\frac{K_1 . W_o}{M}}$$ que é a frequência de oscilação

K_5 - onde seu módulo e sinal indica a influência do regulador de tensão, ajudando ou piorando o amortecimento.

K_6 - contribuindo para o atraso de fase da malha de regulação de tensão.

A tabela abaixo mostra os valores de frequências (W), módulo e ângulo do produto AMW e módulo e ângulo da função estabilizadora S.

CASO	W	AMW $\angle\phi$	S $\angle\phi$ PARA K=60
a	11.27	81.4 $\angle 98^\circ$	50. $\angle 86^\circ$
b	6.17	81.8 $\angle 80.3^\circ$	18. $\angle 44.5^\circ$
c	11.27	81.4 $\angle 98^\circ$	50. $\angle 52^\circ$
d	6.17	81.8 $\angle 80.3^\circ$	29. $\angle 44^\circ$

Verificamos que, para máquinas leves, casos (a) e (c) da figura 81, usamos a função

$$\frac{K . s}{1 + s . T} \cdot \frac{1 + s/8 + s^2/64}{1 + s/20 + s^2/400}$$

Obtemos uma estabilização mais efetiva, portanto um amortecimento mais rápido das oscilações. Em máquinas de grande inércia, a influência dos dois tipos de sinais é praticamente a mesma.

A figura 82 contém os resultados para a configuração de carga local com interligação fraca, isto é, alta impedância e um alto carregamento nesta. Notamos que os dois

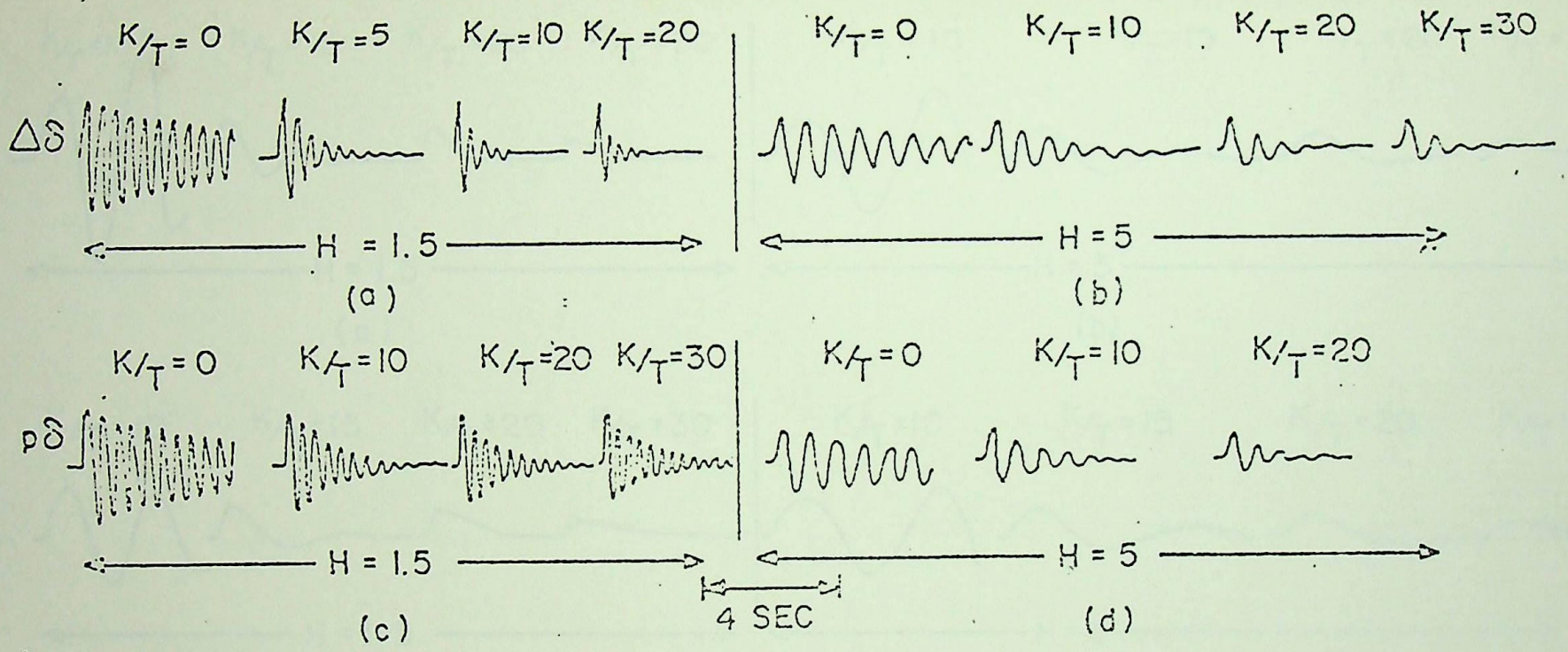


FIGURA 81 - Desvio de Velocidade de uma unidade térmica sujeita a um pequeno degrau de perturbação no torque mecânico

Função Estabilizadora

$$\frac{K.s.(1+s/8+s^2/64)}{(1+Ts).(1+s/20+s^2/400)}$$ para os casos (a) e (b)

$$\frac{K.s.(1+s/8)^2}{(1+Ts).(1+s/20)^2}$$ para os casos (c) e (d)

Efeito da estabilização com sinal derivado da velocidade da máquina

Condições do conjunto gerador-sistema

$X_e=0.4$	$P + jQ = 1.0 + j0.5$	
$K_1=1.01$	$K_2=1.149$	$K_3^{-1}=2.78$
$K_4=1.47$	$K_5=-0.097$	$K_6=0.419$
$K_e=25$	$T_e=0.05$	

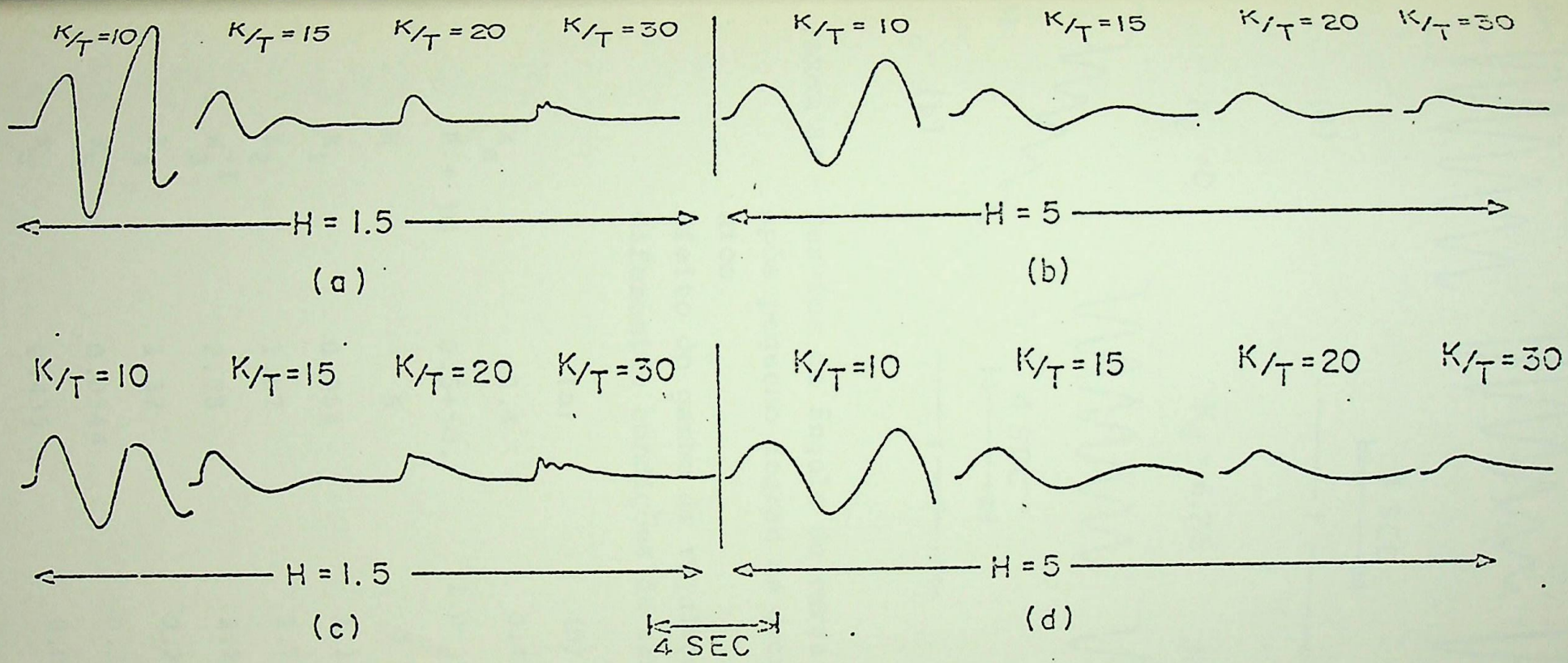


FIGURA 82 - Desvio de velocidade de uma unidade térmica após um pequeno degrau de decréscimo no torque mecânico
Efeito da estabilização com um sinal derivado da velocidade da máquina.

Condições:

$K_e=25 \quad T_e=0,05$

$R+jX=1.0+j5.0 \qquad P+jQ=1.2+j0.1$

$K_1=-0.191 \quad K_2=2.35 \quad K_3^{-1}=2.227 \quad K_4=0.046$

$K_5=-0.136 \quad K_6=1.062$

FUNÇÃO ESTABILIZADORA

	H	
(a)	1.5	$\dfrac{K.s.(1+s/8+s^2/64)}{(1+Ts).(1+s/20+s^2/200)}$
(b)	5.0	
(c)	1.5	$\dfrac{K.s.(1+s/8)^2}{(1+Ts).(1+s/20)^2}$
(d)	5.0	

T = 3 seg

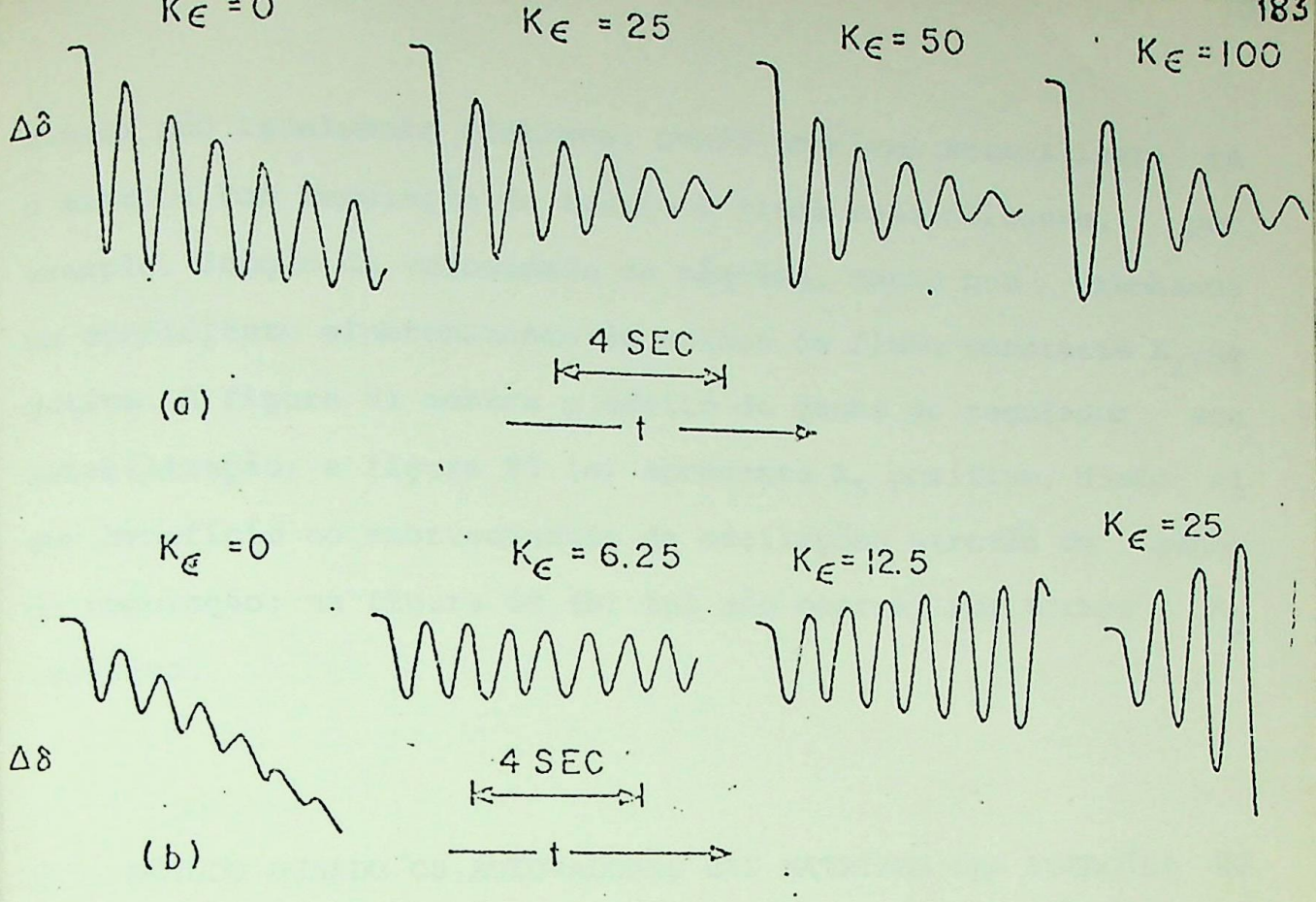


FIGURA 83 - Desvios do ângulo de carga de uma unidade térmica após pequeno degrau de decréscimo no torque mecânico.
Efeito do ganho de regulação-excitatriz, K em duas diferentes condições de carga.

	(a)	(b)
X_e	0.4	0.4
P + jQ	0.5+j0.	1.0-j0.5
H	5	5
K_1	0.954	1.18
K_2	1.07	1.73
K_3^{-1}	2.78	2.78
K_4	1.37	2.21
K_5	0.0544	-0.348
K_6	0.439	0.08

sinais são igualmente efetivos, sendo possível estabilizar-se o sistema com regulação de tensão e sinal estabilizante, por exemplo, função da velocidade da máquina, mesmo que tenhamos um coeficiente sincronizante de enlace de fluxo constante K_1, negativo. A figura 81 mostra o efeito do ganho do regulador sem estabilização; a figura 83 (a) apresenta K_5 positivo, dando algum benefício no amortecimento de oscilações através do ganho de regulação; na figura 83 (b) tal não ocorre, por termos K_5 negativo.

5.3. MÉTODO USANDO OS AUTOVALORES DAS MATRIZES DAS EQUAÇÕES DO CONJUNTO TURBO-GERADOR-REGULADORES

Para uma análise da influência de pequenas perturbações, as equações de uma máquina geradora, com seu equipamento de controle de tensão e velocidade, frente a um barramento infinito, poderão ser linearizadas em torno do ponto de operação.

Para a análise dos autovalores necessitamos de colocar as equações em uma forma matricial.

Os autovalores da matriz de coeficientes do estado considerado fornecem as freqüências de oscilação presentes no sistema, bem como os coeficientes de amortecimento destas freqüências, ou seja, a parte imaginária de um par de autovalores conjugados complexos é 2π vezes a freqüência de oscilação do sistema. A parte real destes autovalores é o coeficiente de amortecimento. A parte real deve ser a mais negativa possível, para termos um amortecimento positivo do sistema. Autovalores com parte imaginária nula indicam transitórios exponenciais

no sistema, onde o inverso negativo do autovalor é a constante de tempo de amortecimento positivo ou negativo do sistema.

A resposta do sistema será portanto composta de oscilações amortecidas e transitórios exponenciais. O número de autovalores é função da complexidade da representação do sistema, para o caso de uma máquina geradora e uma linha de transmissão entre esta e o sistema infinito, adotando as simplificações da página (27), ou seja equações (16) somente, teríamos dito autovalores. A adição do sistema de excitação produz um total de dez autovalores; com o sistema estabilizador seriam no mínimo treze autovalores; se ainda considerássemos o regulador de velocidade, teríamos no mínimo quinze autovalores, dependendo do tipo de regulador empregado.

Vamos considerar as equações das tensões (12) de uma máquina síncrona.

Se desprezarmos os elementos segundo o eixo γ e lembrarmos que:

$$X_d = \omega_o L_d \qquad X_q = \omega_o L_q$$

$$X_{aq} = \omega_o M_{qt} \qquad X_{ad} = \omega_o M_{ds} = \omega_o M_{dt} = \omega_o M_{df}$$

$$\begin{bmatrix} v_d \\ v_q \\ v_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -(R + s\frac{X_d}{\omega_o}) & \frac{\omega_R}{\omega_o} X_q & s\frac{X_{ad}}{\omega_o} & s\frac{X_{ad}}{\omega_o} & -\omega_R\frac{X_{aq}}{\omega_o} \\ -\frac{\omega_R}{\omega_o} X_{ad} & -(R + s\frac{X_q}{\omega_o}) & \frac{\omega_R}{\omega_o} X_{ad} & \omega_R\frac{X_{ad}}{\omega_o} & s\frac{X_{aq}}{\omega_o} \\ -s\frac{X_{ad}^2}{\omega_o R_{fd}} & 0 & X_{ad} + s\frac{X_{ad}X_{fd}}{\omega_o R_{fd}} & s\frac{X_{ad}^2}{\omega_o R_{fd}} & 0 \\ -s\frac{X_{ad}}{\omega_o} & 0 & s\frac{X_{ad}}{\omega_o} & R_S + s\frac{X_S}{\omega_o} & 0 \\ 0 & -s\frac{X_{aq}}{\omega_o} & 0 & 0 & R_T + s\frac{X_T}{\omega_o} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \\ i_s \\ i_T \end{bmatrix}$$

(153)

ou

$$[v] = [R + pX][i]$$

para

$$W_o = 1.0 \text{ pu}$$

Se tivermos uma linha de interligação com impedância

$$Z_{LT} = R_{LT} + jX_{LT}$$

entre o gerador e o sistema considerado como barra infinita.

Logo

$$[v] = \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \\ v_f \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad ; \quad [i] = \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f \\ i_s \\ i_t \end{bmatrix}$$

$$[R] = \begin{bmatrix} -(R + R_{LT}) & (X_q + X_{LT}) & 0 & 0 & -X_{aq} \\ -(X_d + X_{LT}) & -(R + R_{LT}) & X_{ad} & X_{ad} & 0 \\ 0 & 0 & X_{ad} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & R_S & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & R_T \end{bmatrix}$$

$$[X] = \frac{1}{\omega_o} \begin{bmatrix} -(X_d + X_{LT}) & 0 & X_{ad} & X_{ad} & 0 \\ 0 & -(X_q + X_{LT}) & 0 & 0 & X_{aq} \\ -\frac{X_{cd}^2}{R_{fd}} & 0 & \frac{X_{ad}X_{fd}}{R_{fd}} & \frac{X_{ad}^2}{R_{fd}} & 0 \\ -X_{ad} & 0 & X_{ad} & X_S & 0 \\ 0 & -X_{aq} & 0 & 0 & X_T \end{bmatrix}$$

Vamos representar estas equações em termos linearizados, quando sujeitas a pequenas perturbações (Δ) conforme ítem 2.3 desta; ou seja

$$\Delta i = i_o - \Delta i$$

$$\Delta v = v_o - \Delta v$$

Aplicando estas considerações na equação (153) e explicitando as diferenças incrementais de corrente, teríamos

$$s.[\Delta i] = -[X]^{-1}[R][\Delta i] + [X]^{-1}[V][\Delta V] \qquad (154)$$

onde

$$[\Delta i] \quad \begin{bmatrix} \Delta i_d \\ \Delta i_q \\ \Delta i_f \\ \Delta i_s \\ \Delta i_T \end{bmatrix} \qquad [V] \quad \begin{bmatrix} -\psi_{do} & V.\operatorname{sen}\delta_o & 0 \\ +\psi_{qo} & V\cos\delta_o & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$\psi_{do} = X_{ad}\, i_{fdo} + (X_d + X_{LT})\, i_{do}$$

$$\psi_{qo} = -(X_q + X_T)\, i_{qo}$$

$$[\Delta V] = \begin{bmatrix} \Delta\omega_R/\omega_o \\ \Delta\delta \\ \Delta E_{fd} \end{bmatrix}$$

Equação do torque eletromagnético

$$\Delta T_e = ((X_q - X_d)\, i_{do} + X_{ad}\, i_{fo})\,\Delta i_q + (X_q - X_d)\, i_{qo}\,\Delta i_d$$

$$- X_{ad}\, i_{do}\,\Delta i_T + X_{ad}\, i_{qo}\,\Delta i_s + X_{ad}\, i_{qo}\,\Delta i_{fo} \qquad (155)$$

Equação da velocidade angular do rotor

$$s\left(\frac{\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) = \frac{1}{2H}\left(\Delta T_m - \Delta T_e\right) \qquad (156)$$

$$s(\delta) = \omega_0\left(\frac{\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) \qquad (157)$$

Ao adicionarmos as grandezas elétricas da linha de interligação aos parâmetros das equações da máquina, a identidade das tensões terminais da máquina é perdida, estas poderão ser obtidas através das relações:

$$\Delta V_T = \left(\frac{V_{d0}}{V_{T0}}\right)\Delta V_d + \left(\frac{V_{q0}}{V_{t0}}\right)\Delta V_q \qquad (158)$$

$$\Delta V_q = R_{LT}\,\Delta i_q + \frac{X_{LT}}{\omega_0}\,s(\Delta i_q) - V \operatorname{sen}\delta_0 \cdot \Delta\delta + X_{LT}\,\Delta i_d + X_{LT}\, i_{d0}\left(\frac{\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) \qquad (159)$$

$$\Delta V_d = R_{LT}\,\Delta i_d + \frac{X_{LT}}{\omega_0}\,s(\Delta i_d) + V\cos\delta_0 \cdot \Delta\delta - X_{LT}\,\Delta i_q - X_{LT}\, i_{q0}\left(\frac{\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) \qquad (160)$$

O sistema de excitação terá suas equações representadas também por diferenças incrementais, portanto baseando-se na representação típica de sistemas de excitação da figura 84, teremos:

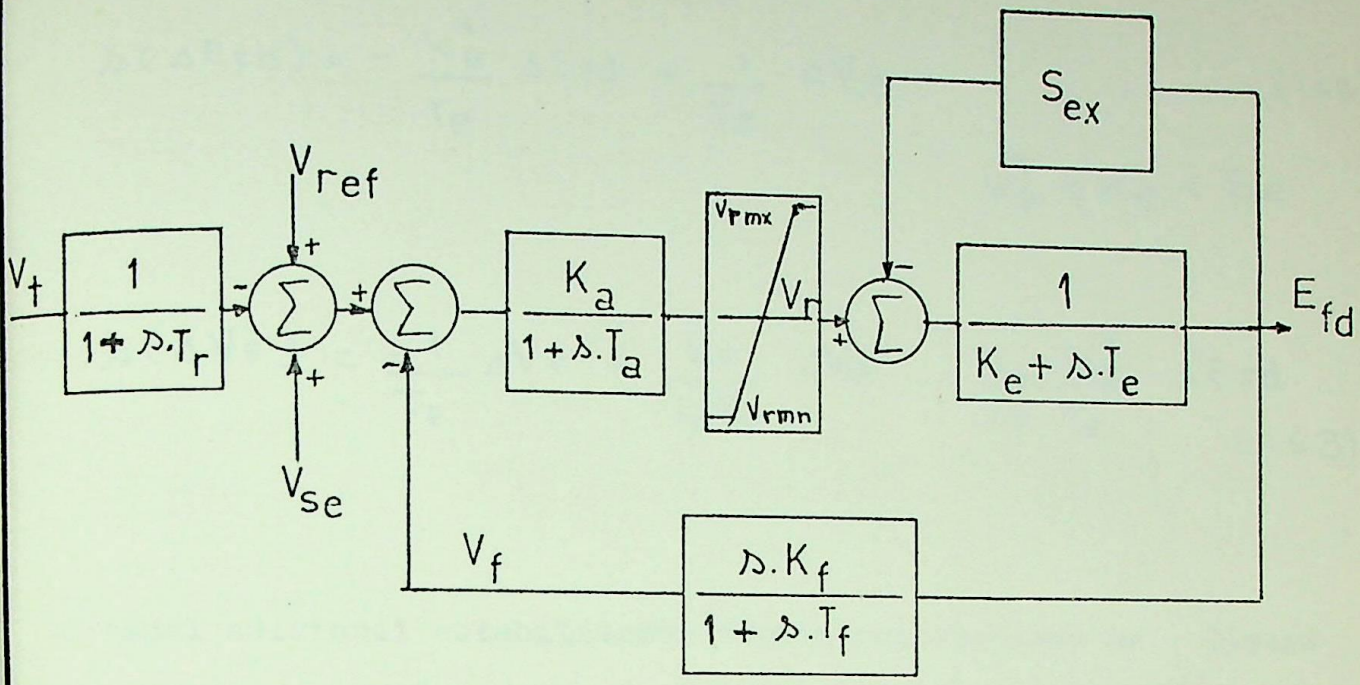


FIGURA 84

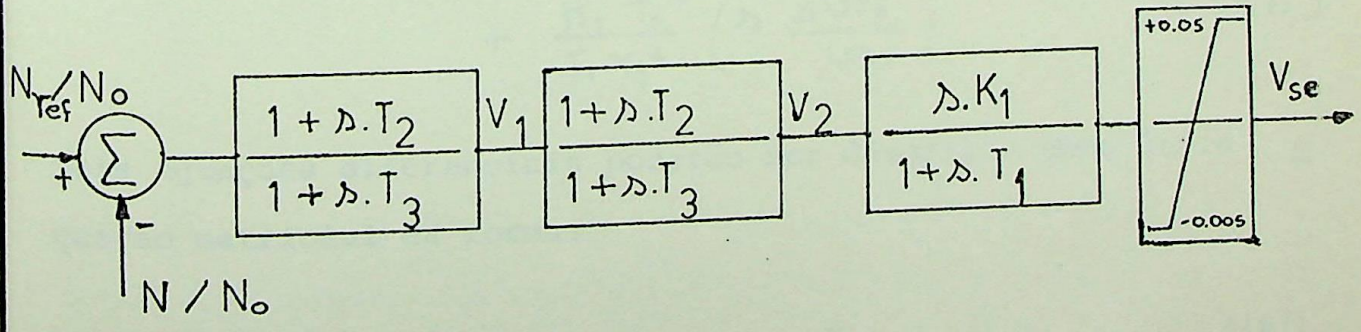


FIGURA 85

$$s(\Delta V_R) = -\frac{1}{T_A}\Delta V_R - \frac{K_A}{T_A}\Delta V_F - \frac{K_A}{T_A}\Delta V_t + \frac{K_A}{T_A}\Delta V_{SE} \quad (161)$$

$$s(\Delta E_{Fd}) = -\frac{K_E^*}{T_E}\Delta E_{fd} + \frac{1}{T_E}\Delta V_R \quad (162)$$

$$K_E^* = K_E + S_E$$

$$s(\Delta V_F) = -\frac{1}{T_F}\Delta V_F + \frac{K_F}{T_F T_E}\Delta V_R - \frac{K_F K_E^*}{T_F T_E}\Delta E_{Fd} \quad (163)$$

O sinal adicional estabilizador típico representado na figura 85 apresenta também suas equações em termos das diferenças incrementais, ou seja:

$$s(\Delta V_1) = -\frac{1}{T_1}\Delta V_1 + \frac{K_1}{T_1} \cdot s\left(\frac{\Delta \omega_r}{\omega_0}\right) \quad (164)$$

$$s(\Delta V_2) = -\frac{1}{T_3}\Delta V_2 + \frac{1}{T_3}\left(1 - \frac{T_2}{T_1}\right)\Delta V_1 + \frac{K_1 T_2}{T_1 T_3}\left(\frac{s\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) \quad (165)$$

$$s(\Delta V_{SE}) = -\frac{1}{T_3}\Delta V_{SE} + \frac{1}{T_3}\left(1 - \frac{T_2}{T_1}\right)\Delta V_2 + \frac{T_2}{T_3^2}\left(1 - \frac{T_2}{T_1}\right)\Delta V_1 + \frac{K_1 T_2^2}{T_1 T_3^2}\left(s\frac{\Delta\omega_R}{\omega_0}\right) \quad (166)$$

Tais equações diferenciais poderão ser descritas numa única equação matricial da forma:

$$\dot{X} = A \cdot X + B \cdot U \quad (167)$$

onde

X - vetor das variáveis de estado

$$[\dot{X}] = [\Delta i_d, \Delta i_q, \Delta i_{fd}, \Delta i_s, \Delta i_T, \underline{\Delta \omega_r}, \Delta\delta, \Delta E_{fd}, \Delta V_R, \Delta V_f, \Delta V_{SE}, \Delta V_1, \Delta V_2]^T$$

$$[U] = [\Delta T_m]$$

Logo os autovalores de A são equivalentes aos polos do sistema e usados para a análise da estabilidade do mesmo, conforme vimos anteriormente.

Baseados na referência 2.37 montou-se um programa de computador para analisar a influência dos parâmetros elétricos do conjunto máquina síncrona-regulador de tensão e sinal estabilizador através dos autovalores da matriz do sistema. O anexo 2 mostra o fluxograma básico do programa, os dados de um dos casos exemplo da referência 2.37 bem como a matriz do sistema e os autovalores obtidos.

5.4. MÉTODO DA RESPOSTA NO TEMPO

É o processo mais usado, tanto para a análise conjunta com qualquer um dos métodos anteriormente descritos, como isoladamente, através de computadores analógicos, ou programas de simulação analógica em computadores digitais. É um dos processos ao lado dos testes no domínio da frequência, que permitem a verificação e confrontação de resultados de simulação com os obtidos no campo. A análise da resposta no tempo é feita segundo os princípios básicos da teoria de controle onde analisamos a sobreelevação, o retardamento de tempo (Td), o tempo

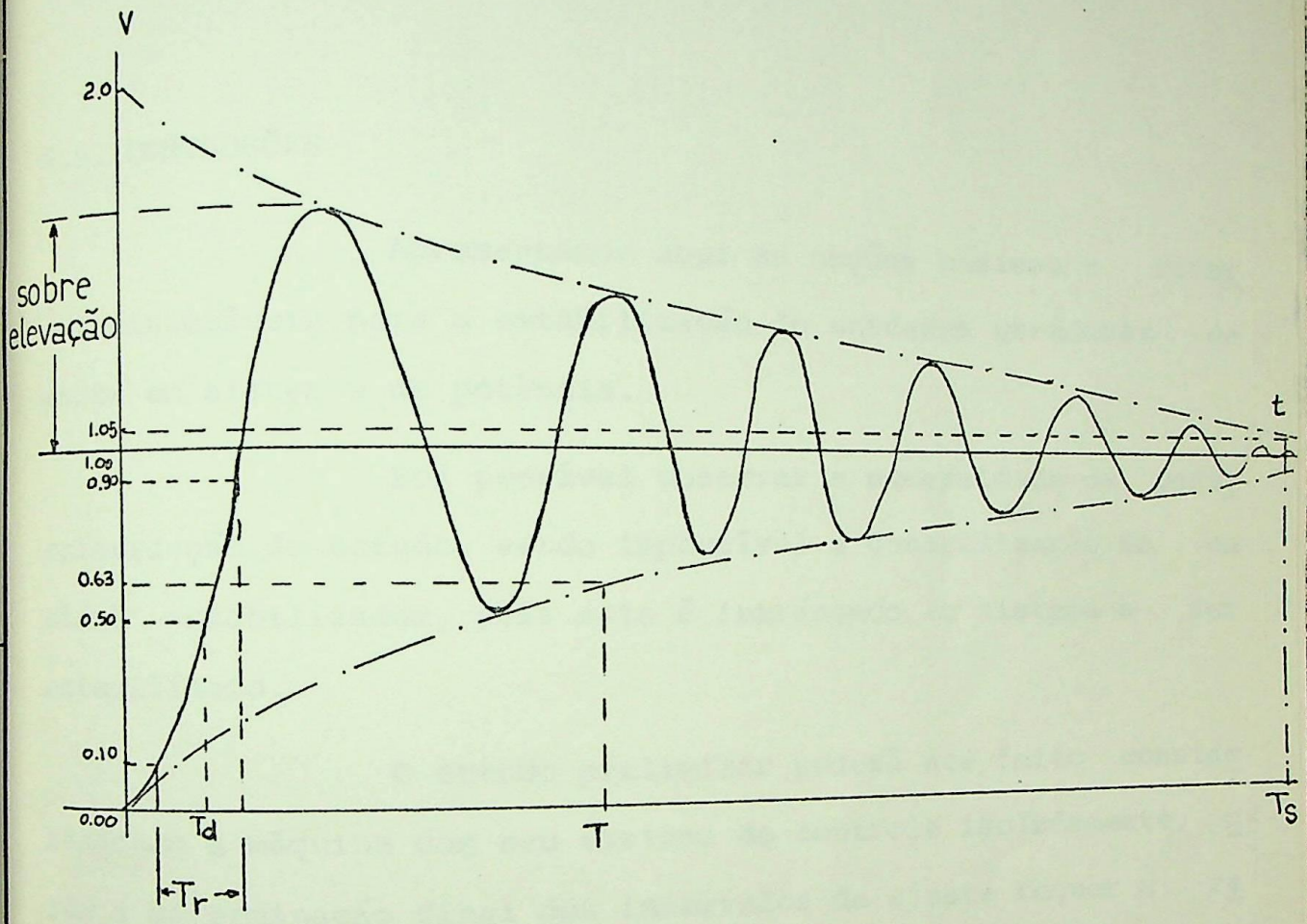


FIGURA 86

de estabelecimento (T_s) e a constante de tempo predominante(T) no estado transitório e através das constantes de erro no estado permanente.

A figura 86 apresenta a resposta transitória do sistema, bem como os pontos notáveis a serem analisados.

5.5. CONCLUSÕES

Apresentamos aqui as noções básicas e recursos disponíveis para a estabilização de unidades geradoras de porte em sistemas de potência.

Foi possível observar a necessidade da particularização do estudo, sendo impossível a generalização de um sinal estabilizador, pois este é intrínseco ao sistema a ser estabilizado.

O estudo preliminar poderá ser feito considerando-se a máquina com seu sistema de controle isoladamente, porém a determinação final dos intervalos de ajuste requer a representação completa e o mais confiável possível do sistema elétrico a que pertence tal máquina.

O ajuste e calibração final deverão ser feitos em campo, a partir de testes no domínio da freqüência e do tempo.

Embora grande parte dos tipos de funções de excitação para o sinal estabilizador produzam resultados semelhantes, a escolha destes também é dependente das características do sistema, suas necessidades e limitações, sendo impraticável a adoção de um só tipo de sinal de derivação para a função estabilizadora.

Concluindo, lembrando o pensamento de H. E. Brown, que a melhor simulação de um sistema é o próprio sistema, portanto toda e qualquer análise deve, sempre que possível, ter o aval dos testes práticos de campo.

BIBLIOGRAFIA

1. LIVROS

1. 1. CONTROL SYSTEMS THEORY
Olle I. Elgerd

1. 2. ELECTRIC MACHINES: Dynamics and Steady State
G.J. Thaler, ML Wilcox

1. 3. ELECTRICAL TRANSMISSION AND DISTRIBUTION REFERENCE BOOK
Westinghouse Electric Corporation

1. 4. FEEDBACK AND CONTROL SYSTEMS
S.A. Davis

1. 5. MODERN CONTROL SYSTEM THEORY AND APPLICATION
S.M. Shinners

1. 6. INTRODUCTION TO GENERALIZED ELECTRICAL MACHINE THEORY
DO'Kelly S.Simmons

1. 7. POWER SYSTEM STABILITY - Vol. II
S.B.Crary

1. 8. POWER SYSTEM STABILITY: SYNCHRONOUS MACHINES
E.W.Kimbark

1. 9. SERVOMECHANISMS AND REGULATING SYSTEM DESIGN
H.Chestnut R.W.Mayer

1.10. THE GENERAL THEORY OF ELECTRICAL MACHINES
B.Adkins

2. PUBLICAÇÕES

2. 1. A COMPUTER PROGRAM FOR SERVOMECHANISM PERFORMANCE ESTIMATIN
W.T.Hedgcock - AIEE/CP-63-269 Dez.69

2. 2. A HIGH INITIAL RESPONSE BRUSHLESS EXCITATION SYSTEM
T.L.Dillman, J.W. Skooglund, F.W.Keay, W.H.South
C.Raczkouwski - IEEE/PAS - Set/Out 71

2. 3. A METHOD OF IMPROVING POWER SYSTEM TRANSIENT STABILITY USING CONTROLLABLE PARAMETERS
W.A. Mittelstadt, J.L.Saugen IEEE/Pas Jan 70

2. 4. A ROTATING THYRISTOR EXCITATION SYSTEM FOR HYDROELECTRIC GENERATORS
E.C.Hartung, E.H.Lenfest, G.R.Meloy IEE/Pas - Set/Out-72

2. 5. A SUBOPTIMAL CONTROL LAW TO IMPROVE THE TRANSIENT STABILITY OF POWER SYSTEMS
A.B.Kumar, E.F.Richards IEEE/PAS Jan-Fev-70

2. 6. ALGUNS FENÔMENOS TRANSITÓRIOS EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA
Tese de Doutoramento de J.A.Jardini - USP

2. 7. ALINEMENT AND MODELING OF HANFORD EXCITATION CONTROL FOR SYSTEM DAMPING
E.J.Warchol, F.R.Schleif, W.B.Gish, J.R.Church
IEEE/PAS - Mar/Abr 71

2. 8. ALTHYREX EXCITATION SYSTEM WITH POWER SYSTEM STABILIZER
M.L.Crenshaw, W.J.Miller, R.P.Schulz, M.Temoshok
IEEE/PWR - CP 563

2. 9. ANÁLISE DO PROGRAMA DE ESTABILIDADE DA PHILADELPHIA ELECTRIC Co.
Eletrobras/DECS-ET-002/74

2.10. CONCEPTS OF SYNCHRONOUS MACHINE STABILITY AS AFFECTED BY EXCITATION CONTROL
F.P.de Mello, C.Concordia IEEE/PAS Abr.69

2.11. CONCEPTS OF POWER SYSTEM DYNAMIC STABILITY

F.P.de Mello, T.F.Laskowsky IEEE/PAS Mai-Jun/75

2.12. CONTROL OF ROTATING EXCITER FOR POWER SYSTEM DAMPING: PILOT APPLICATIONS AND EXPERIENCE

F.R.Schleif, H.D.Hunkins, E.E.Hattan

W.B.Gish - IEEE/PAS Ago/69

2.13. DAMPING FOR NORTHWEST-SOUTHWEST TIELINE OSCILLATIONS - AN ANALOG STUDY

F.R.Schleif, J.H.White - IEEE/PAS - Dez 66

2.14. DAMPING OF POWER OSCILLATIONS IN SALIENT POLE MACHINES WITH STATIC EXCITERS

R.T.Byerly, F.W.Keay, J.W.Skooglund

IEEE/PAS - Jul-Ago/70

2.15. DAMPING OF SYSTEM OSCILLATIONS WITH A HIDROGENERATING UNIT

F.R.Schleif, G.E, Martin, R.R.Angell

IEEE/PAS - Abr-67

2.16. DESIGN OF A POWER SYSTEM STABILIZAR SENSIG FREQUENCY DESVIATION

E. W. Keay, W.H, Sout - IEEE/PAS - Mar/Abr-71

2.17. DIGITAL ANALYSIS OF EXCITATION CONTROL FOR INTERCONNECTED POWER SYSTEM

M.K.El-Sherbiny, A.Fouad - IEEE/PAS - Mar/Abr 71

2.18. DINÂMICA E CONTROLE DE GERAÇÃO

Hélio Mokarzel - EFEI/Itajubá

2.19. DYNAMIC INTERACTION OF MULTI-MACHINE POWER SYSTEM AND EXCITATION

H.A.M.Moussa, Y.Yu - IEEE/T74 119-4

2.20. DYNAMIC SIMULATION OF INTERCONNECTED SYSTEMS
D.G.Ramey, R.T.Byerly - PICA/67

2.21. DYNAMIC STABILITY ENHANCEMENT WITH POWER SYSTEM STABILIZERS
C.E.Grund - IEEE/C 74 - 123-6

2.22. DYNAMIC STABILITY OF THE PEACE RIVER TRANSMISSION SYSTEM
H.M.Ellis, J.E.Hardy, A.L.Blythe
J.W.Skooglund - IEEE/PAS Jun 66

2.23. DYNAMIC SYSTEM STABILITY: INVESTIGATION OF THE EFFECT OF DIFFERENT LOADING AND EXCITATION SYSTEMS
M.K.El-Sherbiny, D.M.Mehta, IEEE/PAS - Set/Out/73

2.24. EFFECT OF A MODERN AMPLIDYNE VOLTAGE REGULADOR ON UNDERXCITED OPERATION OF LARGE TURBINE GENERATORS
W.G.Heffron, R.A. Phillips AIEE/PAS-Ago 52

2.25. EFFECT OF HIGH-SPEED RECTIFIER EXCITATION SYSTEMS ON GENERATOR STABILITY LIMITS
P.L.Dandeno, A.N.Karas, K.R.McClymont
W.Watson - IEEE/PAS/JAN 68

2.26. EIGENVALUE ANALYSIS OF SYNCHRONOUS MACHINE
R.J.Kuhler, V.J.Watson - IEEE/PAS - Set/Out 75

2.27. ELECTRICAL MACHINE DYNAMIC Vol. I e II
F.P. de Mello - PTI

2.28. ESTABILIDADE EM SISTEMAS ELÉTRICOS DE POTÊNCIA
Hélio Mokarzel - EFEI/Itajubá

*2.29. EXPERIENCE WITH SYSTEM STABILIZING EXCITATION CONTROLS ON THE GENERATION OF THE SOUTHERN CALIFORNIA EDISON Co.
A.Klop Feinstein - IEEE/PAS - Mar/abr 71

2.30. EXPERIENCE WITH SUPPLEMENTARY DAMPING SIGNAL FOR GENERATOR STATIC EXCITATION SYSTEMS
W.Watson, G.Manchur IEEE/T72 227-2

2.31. FIELD TESTS OF DYNAMIC STABILITY USING A STABILIZING SIGNAL AN COMPUTER PROGRAM VERIFICATION
R.M.Shier, A.L.Blythe - IEEE/PAS-Fev 68

2.32. GENERATION DYNAMICS AND CONTROL
F.P.de Mello - PTI

2.33. IDENTIFICAÇÃO DO REGULADOR DE TENSÃO DO GRUPO 4 DA USINA HIDROELÉTRICA DO JACUÍ
CESI/GCOI-Sul/CEEE - Nov 75

2.34. IDENTIFICAÇÃO DO REGULADOR DE VELOCIDADE DO GRUPO 4 da USINA HIDROELÉTRICA DO JACUÍ
CESI/GCOI-Sul/CEEE- Dez 75

2.35. IMPROVEMENT IN SYSTEM STABILITY WITH EFFECTIVE STATIC EXCITATION CONTROL
C.Dubé, J.Lemay - Hidro Quebec

2.36. INFLUENCE OF EXCITATION CONTROL UPON POWERLINE STABILITY AN ANALOG STUDY-BUREAU OF RECLAMATION JUl 66

2.37. LOW FREQUENCY ROTOR OSCILLATIONS INTRODUCED BY EXCITATION SYSTEM
D.H.Baker, P.C.Krause - IEEE/T 71-8-192

2.38. MODELAGEM ANALÓGICA DE SISTEMAS DE CONTROLE USANDO O PROGRAMA DA PHILADELPHIA ELECTRIC COMPANY
CEEE/SO/DES/SCS - No 76-75

2.39. MODELING AND TESTING OF VALLEY STEAM PLANT SUPPLEMENTAL EXCITATION CONTROL SYSTEM
D.R.Hayes, G.E.C Raythdrn - IEEE/T 72 46/7

2.40. NOTAS SOBRE SIMULAÇÃO ANALÓGICA NO PROGRAMA DE ESTABILIDADE DA PHILADELPHIA ELECTRIC Co.
ELETROBRAS/DECS/DVEL - 04-75

*2.41. POWER STABILIZER DESIGN USING ROOT LOCUS METHODS
K.Bollinger, A.Laha, R.Hamilton, T.Harras
IEEE/PAS - Set/Out 75

2.42. POWER SYSTEM STABILITY
G.E.C.O.

2.43. POWER SYSTEM STABILIZER
MITSUBISH ELECTRIC Co - JEWA 860000

*2.44. POWER SYSTEM STABILIZER: FIELD TESTING AND DIGITAL SIMULATION
A.D.Gerhart, T.Hillesland Jr., J.F.Luini
M.L.Rockfield - IEEE/71T77 - PWR

2.45. POWER SYSTEM STABILIZERS FOR DAMPING SYSTEM SWINGS
W.B. - GISH - Bureau of Reclamation

2.46. POWER SYSTEM STABILIZERS: THEORETICAL BASIS AND PRACTICAL EXPERIENCE
L.E.Eilts - Bureau of Reclamation

2.47. REGULAZIONE DELLA FREQUENZA DEL GRUPPI GENERATORI IDROELETRICI CON ELEVATA CONSTANTE DI TEMPO DELLA CONDUTTA STABILIZZAZIONE CON SEGNALE DI PRESSIONE
G.Corbellini, A.Silvestri
L'ENERGIA ELETTRICA Nº 12 - 1971

2.48. RELATÓRIO SOBRE OSCILAÇÕES DE POTÊNCIA E TENSÃO CONSTATADAS NO SISTEMA INTERLIGADO SUL
CEEE/SO - 1971

2.49. RELATÓRIO DO SISTEMA DE TRANSMISSÃO 230 KV de SALTO OSÓRIO
Volume II

Themag/Eletrosul, ELS-The - 04 - 002

2.50. REPORT ON ANSWERS TO QUESTIONNAIRE ON ADDITIONAL SIGNALS IN EXCITATION SYSTEMS

E.Voipio - Electra nº 26

2.51. ROOT LOCUS STUDY OF SYNCHRONOS MACHINE REGULATION

C.A.Stapleton - IEE/Abr 64

2.52. STATIC EXCITER STABILIZING SIGNALS ON LARGE GENERATORS MECHANICAL PROBLEMS

W.Watson, M.E.Coultes - IEEE/T72 - 228-0

2.53. STUDIES AND EXPERIMENTAL RESULTS ON ELECTROMECHANICAL OSCILLATION DAMPING IN YUGOSLAV POWER SYSTEM

V.Arcidiacono, E.Ferrari, R.Marconato,

T.Brkic, M.Niksic, M.Kajari

IEEE/A75-420-0

2.54. STUDIES ON DAMPING OF ELECTROMECHANICAL OSCILLATIONS IN MULTIMACHINE SYSTEMS WITH LONGITUDINAL STRUCTURE

V.Arcidiacono, E.Ferrari, F.Saccomanno

IEEE/F 75 460-6

2.55. SYNCHRONOUS MACHINE DAMPING AND SYNCHRONIZING TORQUES

C.Concordia - AIEE Transactions 1957

2.56. SYSTEM STABILIZING DEVICE

ASEA - KK 820 - 905 E

2.57. THE NATURE OF A.C.MACHINE TORQUES

G.L.GODWIN IEEE/PAS - Jan-Fev/76

2.58. TRANSIENT DAMPING TORQUES IN SYNCHRONOUS MACHINES DURING DISTURBANCES

M.Y.Akhtar - IEE/Fev 69

2.59. TWO REACTION THEORY OF SYNCHRONOUS MACHINES GENERALISED METHOD OF ANALYSIS - I, II

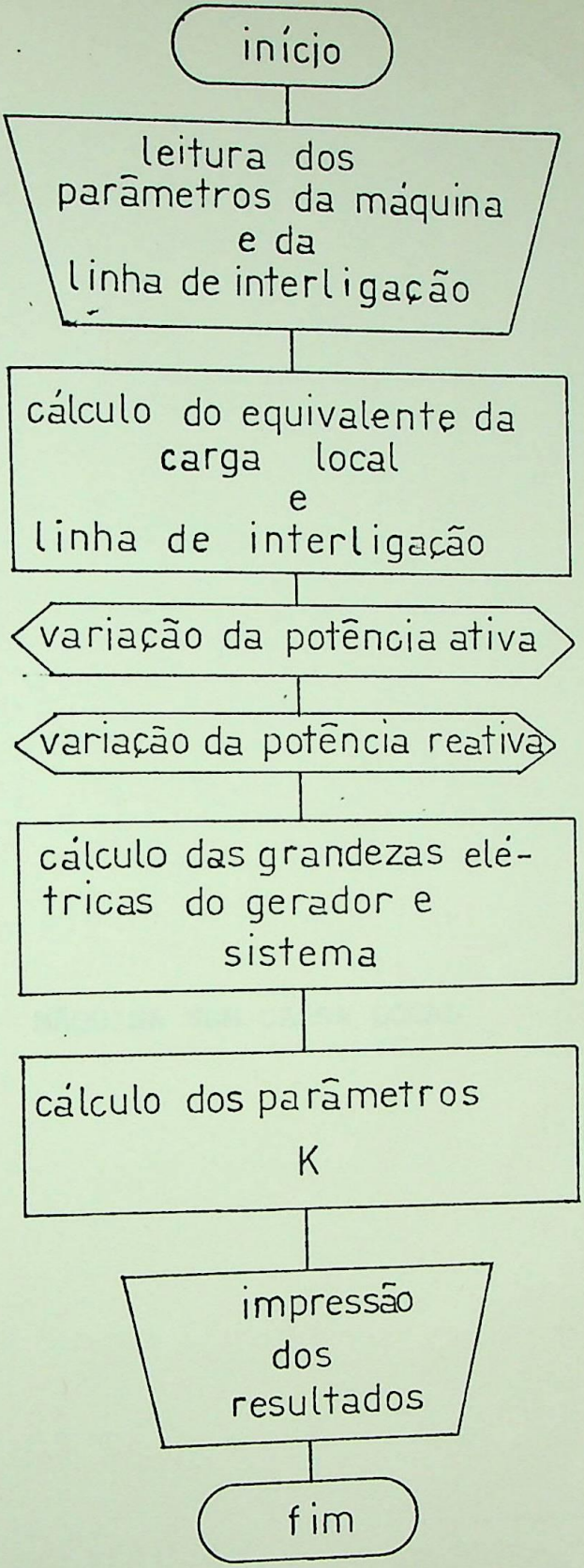
R.H.Park - AIEE/Jul 29

2.60. TYPE F-7 POWER SYSTEM STABILIZER PANEL FOR APPLICATION WITH WMA REGULATOR

Westinghouse - IL 588 C 566

ANEXO 1

FLUXOGRAMA BÁSICO



FLUXOGRAMA

VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS K DE UMA MÁQUINA SÍNCRONA EM DIFERENÇAS INCREMENTAIS

Escola Federal de Engenharia de Itajubá
BIBLIOTECA

MÁQUINA SEM CARGA LOCAL

DADOS DO SISTEMA

CASO TESTE 1 PAS-SET/OUT-73,PG.212-220 --SEM CARGA LOCAL

VARIACAO DOS PARAMETROS K DA REPRESENTACAO DE UMA MAQUINA SINCRONA
PELAS DIFERENCAS INCREMENTAIS

POTENCIA BASE = 100 MVA

REATANCIA SINCRONA DE EIXO DIRETO = 1.600 PU

REATANCIA SINCRONA DE EIXO EM QUADRATURA = 1.550PU

REATANCIA TRANSITORIA DE EIXO DIRETO = 0.320 PU

CONSTANTE DE TEMPO TRANSITORIA DE EIXO DIRETO A VAZIO = 6.000 S

IMPEDANCIA DA LINHA = 0.000 +J 0.400

POTENCIA DA CARGA LOCAL = 0.000 +J 0.000 PU

IMPEDANCIA EQUIVALENTE = 0.000 +J 0.400 PU

TABELAS DE VALORES

POTENCIA ATIVA = 0.10000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.58997	0.23240	0.36000	0.29748	0.02632	0.55062	0.56508
0.20000	0.63402	0.20531	0.36000	0.26280	0.01965	0.55171	0.61459
0.30000	0.67330	0.18384	0.36000	0.23532	0.01433	0.55247	0.65772
0.40000	0.70724	0.16642	0.36000	0.21302	0.01000	0.55303	0.69448
0.50000	0.73552	0.15200	0.36000	0.19456	0.00641	0.55345	0.72487
0.60000	0.75791	0.13988	0.36000	0.17904	0.00338	0.55377	0.74890
0.70000	0.77429	0.12954	0.36000	0.16581	0.00080	0.55403	0.76656
0.80000	0.78456	0.12062	0.36000	0.15439	-0.00143	0.55423	0.77785
0.90000	0.78866	0.11285	0.36000	0.14444	-0.00338	0.55440	0.78279
1.00000	0.78654	0.10601	0.36000	0.13570	-0.00510	0.55453	0.78136

POTENCIA ATIVA = 0.20000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.64907	0.45294	0.36000	0.57977	0.04679	0.53657	0.55453
0.20000	0.67886	0.40237	0.36000	0.51504	0.03520	0.54062	0.60426
0.30000	0.70784	0.36173	0.36000	0.46301	0.02570	0.54352	0.64754
0.40000	0.73411	0.32840	0.36000	0.42036	0.01779	0.54566	0.68441
0.50000	0.75653	0.30061	0.36000	0.38479	0.01113	0.54727	0.71489
0.60000	0.77436	0.27710	0.36000	0.35469	0.00544	0.54852	0.73898
0.70000	0.78712	0.25697	0.36000	0.32892	0.00054	0.54951	0.75669
0.80000	0.79447	0.23953	0.36000	0.30660	-0.00372	0.55031	0.76803
0.90000	0.79618	0.22429	0.36000	0.28710	-0.00747	0.55096	0.77300
1.00000	0.79209	0.21087	0.36000	0.26991	-0.01078	0.55150	0.77160

POTENCIA ATIVA = 0.30000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.73340	0.65256	0.36000	0.83528	0.05735	0.51536	0.53717
0.20000	0.74459	0.58450	0.36000	0.74816	0.04359	0.52355	0.58717
0.30000	0.75942	0.52862	0.36000	0.67663	0.03174	0.52952	0.63066
0.40000	0.77478	0.48208	0.36000	0.61706	0.02153	0.53399	0.66769
0.50000	0.78864	0.44280	0.36000	0.56679	0.01269	0.53742	0.69829
0.60000	0.79966	0.40927	0.36000	0.52387	0.00501	0.54010	0.72248
0.70000	0.80693	0.38034	0.36000	0.48684	-0.00172	0.54223	0.74027
0.80000	0.80980	0.35515	0.36000	0.45459	-0.00765	0.54396	0.75167
0.90000	0.80781	0.33303	0.36000	0.42628	-0.01290	0.54537	0.75670
1.00000	0.80062	0.31346	0.36000	0.40123	-0.01758	0.54654	0.75535

POTENCIA ATIVA = 0.40000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.82791	0.82641	0.36000	1.05781	0.05654	0.48949	0.51320
0.20000	0.82093	0.74748	0.36000	0.95678	0.04329	0.50215	0.56347
0.30000	0.82088	0.68100	0.36000	0.87168	0.03106	0.51162	0.60717
0.40000	0.82412	0.62455	0.36000	0.79942	0.01999	0.51885	0.64438
0.50000	0.82811	0.57619	0.36000	0.73752	0.01007	0.52448	0.67513
0.60000	0.83104	0.53441	0.36000	0.68405	0.00120	0.52893	0.69944
0.70000	0.83162	0.49803	0.36000	0.63748	-0.00673	0.53251	0.71733
0.80000	0.82892	0.46611	0.36000	0.59662	-0.01384	0.53542	0.72881
0.90000	0.82226	0.43790	0.36000	0.56051	-0.02022	0.53783	0.73391
1.00000	0.81114	0.41281	0.36000	0.52840	-0.02597	0.53983	0.73261

POTENCIA ATIVA = 0.50000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.91960	0.97358	0.36000	1.24618	0.04500	0.46133	0.48283
0.20000	0.89804	0.88968	0.36000	1.13879	0.03422	0.47815	0.53330
0.30000	0.88483	0.81706	0.36000	1.04584	0.02325	0.49107	0.57720
0.40000	0.87659	0.75406	0.36000	0.96520	0.01265	0.50116	0.61458
0.50000	0.87073	0.69917	0.36000	0.89494	0.00269	0.50914	0.64547
0.60000	0.86525	0.65111	0.36000	0.83342	-0.00653	0.51554	0.66990
0.70000	0.85868	0.60878	0.36000	0.77924	-0.01500	0.52075	0.68790
0.80000	0.84988	0.57131	0.36000	0.73128	-0.02275	0.52502	0.69947
0.90000	0.83799	0.53795	0.36000	0.68858	-0.02984	0.52857	0.70464
1.00000	0.82237	0.50810	0.36000	0.65037	-0.03632	0.53155	0.70341

POTENCIA ATIVA = 0.60000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.99953	1.09584	0.36000	1.40268	0.02459	0.43272	0.44617
0.20000	0.96824	1.01148	0.36000	1.29470	0.01733	0.45301	0.49679
0.30000	0.94494	0.93646	0.36000	1.19867	0.00871	0.46903	0.54084
0.40000	0.92708	0.86993	0.36000	1.11351	-0.00042	0.48181	0.57835
0.50000	0.91240	0.81093	0.36000	1.03799	-0.00954	0.49210	0.60937
0.60000	0.89903	0.75850	0.36000	0.97088	-0.01837	0.50048	0.63392
0.70000	0.88547	0.71178	0.36000	0.91108	-0.02676	0.50737	0.65202
0.80000	0.87053	0.67000	0.36000	0.85760	-0.03465	0.51309	0.66368
0.90000	0.85327	0.63249	0.36000	0.80958	-0.04201	0.51788	0.66893
1.00000	0.83293	0.59868	0.36000	0.76631	-0.04886	0.52193	0.66777

POTENCIA ATIVA = 0.70000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	1.06282	1.19634	0.36000	1.53132	-0.00256	0.40492	0.40331
0.20000	1.02642	1.11456	0.36000	1.42663	-0.00599	0.42786	0.45400
0.30000	0.99648	1.03993	0.36000	1.33111	-0.01171	0.44645	0.49815
0.40000	0.97142	0.97233	0.36000	1.24459	-0.01873	0.46159	0.53577
0.50000	0.94958	0.91131	0.36000	1.16647	-0.02638	0.47401	0.56689
0.60000	0.92939	0.85626	0.36000	1.09602	-0.03424	0.48428	0.59154
0.70000	0.90952	0.80660	0.36000	1.03244	-0.04203	0.49282	0.60973
0.80000	0.88883	0.76170	0.36000	0.97498	-0.04960	0.49999	0.62148
0.90000	0.86637	0.72104	0.36000	0.92293	-0.05685	0.50605	0.62680
1.00000	0.84137	0.68411	0.36000	0.87566	-0.06374	0.51120	0.62571

POTENCIA ATIVA = 0.80000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	1.10756	1.27858	0.36000	1.63658	-0.03448	0.37866	0.35426
0.20000	1.06982	1.20117	0.36000	1.53749	-0.03426	0.40347	0.40498
0.30000	1.03639	1.12887	0.36000	1.44495	-0.03696	0.42405	0.44917
0.40000	1.00661	1.06204	0.36000	1.35941	-0.04158	0.44116	0.48686
0.50000	0.97947	1.00066	0.36000	1.28085	-0.04739	0.45543	0.51806
0.60000	0.95385	0.94449	0.36000	1.20894	-0.05387	0.46740	0.54279
0.70000	0.92865	0.89315	0.36000	1.14323	-0.06067	0.47749	0.56106
0.80000	0.90288	0.84625	0.36000	1.08320	-0.06756	0.48605	0.57288
0.90000	0.87568	0.80337	0.36000	1.02832	-0.07436	0.49335	0.57827
1.00000	0.84630	0.76412	0.36000	0.97807	-0.08098	0.49962	0.57725

POTENCIA ATIVA = 0.90000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	1.13372	1.34587	0.36000	1.72272	-0.06959	0.35430	0.29904
0.20000	1.09733	1.27373	0.36000	1.63038	-0.06616	0.38031	0.34973
0.30000	1.06296	1.20493	0.36000	1.54232	-0.06599	0.40233	0.39394
0.40000	1.03069	1.14016	0.36000	1.45941	-0.06817	0.42098	0.43167
0.50000	1.00010	1.07970	0.36000	1.38201	-0.07197	0.43680	0.46292
0.60000	0.97048	1.02357	0.36000	1.31017	-0.07685	0.45025	0.48770
0.70000	0.94107	0.97164	0.36000	1.24370	-0.08240	0.46174	0.50603
0.80000	0.91103	0.92369	0.36000	1.18233	-0.08833	0.47158	0.51792
0.90000	0.87976	0.87944	0.36000	1.12568	-0.09442	0.48006	0.52337
1.00000	0.84646	0.83860	0.36000	1.07341	-0.10053	0.48739	0.52240

POTENCIA ATIVA = 1.00000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	1.14220	1.40110	0.36000	1.79340	-0.10672	0.33195	0.23762
0.20000	1.10893	1.33453	0.36000	1.70819	-0.10060	0.35861	0.28827
0.30000	1.07553	1.26986	0.36000	1.62543	-0.09787	0.38161	0.33246
0.40000	1.04258	1.20796	0.36000	1.54619	-0.09773	0.40141	0.37020
0.50000	1.01014	1.14930	0.36000	1.47110	-0.09953	0.41846	0.40148
0.60000	0.97792	1.09412	0.36000	1.40047	-0.10271	0.43316	0.42630
0.70000	0.94544	1.04246	0.36000	1.33435	-0.10687	0.44585	0.44467
0.80000	0.91213	0.99425	0.36000	1.27264	-0.11166	0.45685	0.45661
0.90000	0.87742	0.94936	0.36000	1.21518	-0.11686	0.46640	0.46211
1.00000	0.84075	0.90758	0.36000	1.16170	-0.12227	0.47473	0.46119

MÁQUINAS COM CARGA
LOCAL

DADOS DO SISTEMA

CASO TESTE 2 PAS-SET/OUT-73, PG.212-220 --COM CARGA LOCAL

VARIACAO DOS PARAMETROS K DA REPRESENTACAO DE UMA MAQUINA SINCRONA
PELAS DIFERENCAS INCREMENTAIS

POTENCIA BASE = 100 MVA

REATANCIA SINCRONA DE EIXO DIRETO = 1.700 PU

REATANCIA SINCRONA DE EIXO EM QUADRATURA = 1.620PU

REATANCIA TRANSITORIA DE EIXO DIRETO = 0.200 PU

CONSTANTE DE TEMPO TRANSITORIA DE EIXO DIRETO A VAZIO = 3.900 S

IMPEDANCIA DA LINHA = 0.000 +J 3.848

POTENCIA DA CARGA LOCAL = 1.299 +J 0.000 PU

IMPEDANCIA EQUIVALENTE = 0.740 +J 0.148 PU

TABELAS DE VALORES

POTENCIA ATIVA = 0.10000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.31198	1.01555	0.30496	-0.71593	0.16504	0.83176	0.53371
0.20000	0.27649	1.08534	0.30496	-0.91785	0.17187	0.81614	0.58029
0.30000	0.22655	1.16224	0.30496	-1.10965	0.18194	0.80371	0.61985
0.40000	0.16133	1.24420	0.30496	-1.29426	0.19426	0.79361	0.65241
0.50000	0.08035	1.32989	0.30496	-1.47357	0.20818	0.78522	0.67797
0.60000	-0.01668	1.41841	0.30496	-1.64886	0.22328	0.77816	0.69655
0.70000	-0.12994	1.50911	0.30496	-1.82104	0.23928	0.77214	0.70814
0.80000	-0.25956	1.60154	0.30496	-1.99077	0.25598	0.76693	0.71274
0.90000	-0.40563	1.69537	0.30496	-2.15851	0.27322	0.76239	0.71036
1.00000	-0.56820	1.79033	0.30496	-2.32463	0.29091	0.75840	0.70100

POTENCIA ATIVA = 0.20000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.37761	1.29097	0.30496	-0.36595	0.20392	0.94736	0.52168
0.20000	0.32278	1.33049	0.30496	-0.60583	0.19342	0.92115	0.56859
0.30000	0.25897	1.38283	0.30496	-0.82859	0.19011	0.89970	0.60839
0.40000	0.18351	1.44454	0.30496	-1.03880	0.19184	0.88186	0.64113
0.50000	0.09477	1.51323	0.30496	-1.23959	0.19722	0.86683	0.66683
0.60000	-0.00827	1.58742	0.30496	-1.43312	0.20531	0.85400	0.68551
0.70000	-0.12628	1.66580	0.30496	-1.62097	0.21547	0.84294	0.69718
0.80000	-0.25971	1.74755	0.30496	-1.80428	0.22724	0.83330	0.70184
0.90000	-0.40889	1.83204	0.30496	-1.98390	0.24027	0.82484	0.69952
1.00000	-0.57402	1.91877	0.30496	-2.16052	0.25433	0.81735	0.69020

POTENCIA ATIVA = 0.30000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.46699	1.55340	0.30496	-0.07388	0.24911	1.03989	0.50198
0.20000	0.38737	1.56893	0.30496	-0.33848	0.22267	1.00863	0.54932
0.30000	0.30478	1.60056	0.30496	-0.58320	0.20620	0.98201	0.58944
0.40000	0.21488	1.64443	0.30496	-0.81267	0.19707	0.95922	0.62243
0.50000	0.11487	1.69777	0.30496	-1.03031	0.19342	0.93958	0.64832
0.60000	0.00291	1.75854	0.30496	-1.23860	0.19396	0.92252	0.66715
0.70000	-0.12228	1.82524	0.30496	-1.43942	0.19773	0.90760	0.67894
0.80000	-0.26155	1.89673	0.30496	-1.63420	0.20405	0.89446	0.68371
0.90000	-0.41553	1.97213	0.30496	-1.82401	0.21240	0.88281	0.68147
1.00000	-0.58467	2.05078	0.30496	-2.00971	0.22239	0.87242	0.67222

POTENCIA ATIVA = 0.40000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.55946	1.79576	0.30496	0.15429	0.28777	1.10995	0.47496
0.20000	0.45623	1.79464	0.30496	-0.12147	0.25003	1.07832	0.52271
0.30000	0.35423	1.81048	0.30496	-0.37842	0.22305	1.05006	0.56316
0.40000	0.24852	1.83985	0.30496	-0.62005	0.20452	1.02498	0.59642
0.50000	0.13564	1.88008	0.30496	-0.84920	0.19263	1.00278	0.62253
0.60000	0.01314	1.92907	0.30496	-1.06819	0.18599	0.98308	0.64154
0.70000	-0.12072	1.98520	0.30496	-1.27883	0.18350	0.96555	0.65349
0.80000	-0.26721	2.04721	0.30496	-1.48256	0.18436	0.94989	0.65838
0.90000	-0.42722	2.11409	0.30496	-1.68053	0.18793	0.93585	0.65624
1.00000	-0.60145	2.18506	0.30496	-1.87367	0.19372	0.92321	0.64708

POTENCIA ATIVA = 0.50000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.63774	2.01576	0.30496	0.32017	0.31210	1.16045	0.44092
0.20000	0.51623	2.00465	0.30496	0.04457	0.26871	1.13167	0.48898
0.30000	0.39747	2.00958	0.30496	-0.21581	0.23501	1.10449	0.52973
0.40000	0.27704	2.02803	0.30496	-0.46276	0.20960	1.07936	0.56323
0.50000	0.15147	2.05775	0.30496	-0.69812	0.19112	1.05639	0.58956
0.60000	0.01814	2.09687	0.30496	-0.92362	0.17836	1.03551	0.60876
0.70000	-0.12495	2.14385	0.30496	-1.14075	0.17031	1.01656	0.62086
0.80000	-0.27929	2.19742	0.30496	-1.35077	0.16615	0.99935	0.62589
0.90000	-0.44603	2.25655	0.30496	-1.55472	0.16521	0.98372	0.62387
1.00000	-0.62602	2.32041	0.30496	-1.75350	0.16695	0.96948	0.61480

POTENCIA ATIVA = 0.60000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.69053	2.21439	0.30496	0.43015	0.31914	1.19522	0.40006
0.20000	0.55742	2.19842	0.30496	0.16275	0.27502	1.17106	0.44831
0.30000	0.42623	2.19664	0.30496	-0.09411	0.23840	1.14674	0.48927
0.40000	0.29372	2.20745	0.30496	-0.34057	0.20895	1.12319	0.52299
0.50000	0.15699	2.22922	0.30496	-0.57738	0.18594	1.10090	0.54951
0.60000	0.01362	2.26045	0.30496	-0.80549	0.16856	1.08005	0.56888
0.70000	-0.13838	2.29979	0.30496	-1.02591	0.15602	1.06071	0.58113
0.80000	-0.30056	2.34610	0.30496	-1.23956	0.14759	1.04284	0.58630
0.90000	-0.47418	2.39838	0.30496	-1.44730	0.14268	1.02635	0.58439
1.00000	-0.66021	2.45583	0.30496	-1.64988	0.14074	1.01114	0.57543

POTENCIA ATIVA = 0.70000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.71209	2.39429	0.30496	0.49253	0.30915	1.21804	0.35246
0.20000	0.57353	2.37698	0.30496	0.23827	0.26782	1.19915	0.40081
0.30000	0.43453	2.37168	0.30496	-0.01019	0.23144	1.17864	0.44190
0.40000	0.29325	2.37760	0.30496	-0.25172	0.20055	1.15771	0.47577
0.50000	0.14763	2.39370	0.30496	-0.48606	0.17509	1.13710	0.50244
0.60000	-0.00429	2.41889	0.30496	-0.71340	0.15471	1.11724	0.52196
0.70000	-0.16425	2.45208	0.30496	-0.93422	0.13892	1.09836	0.53435
0.80000	-0.33372	2.49232	0.30496	-1.14907	0.12718	1.08055	0.53964
0.90000	-0.51392	2.53871	0.30496	-1.35851	0.11901	1.06385	0.53785
1.00000	-0.70587	2.59051	0.30496	-1.56312	0.11395	1.04824	0.52899

POTENCIA ATIVA = 0.80000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.70056	2.55863	0.30496	0.51570	0.28406	1.23208	0.29816
0.20000	0.56132	2.54214	0.30496	0.27707	0.24766	1.21841	0.34653
0.30000	0.41863	2.53556	0.30496	0.04002	0.21375	1.20206	0.38768
0.40000	0.27186	2.53870	0.30496	-0.19346	0.18351	1.18429	0.42164
0.50000	0.11986	2.55101	0.30496	-0.42235	0.15744	1.16601	0.44843
0.60000	-0.03875	2.57176	0.30496	-0.64621	0.13559	1.14778	0.46806
0.70000	-0.20534	2.60018	0.30496	-0.86501	0.11779	1.12998	0.48056
0.80000	-0.38116	2.63547	0.30496	-1.07890	0.10375	1.11284	0.48596
0.90000	-0.56733	2.67691	0.30496	-1.28818	0.09313	1.09646	0.48427
1.00000	-0.76481	2.72383	0.30496	-1.49317	0.08558	1.08092	0.47551

POTENCIA ATIVA = 0.90000

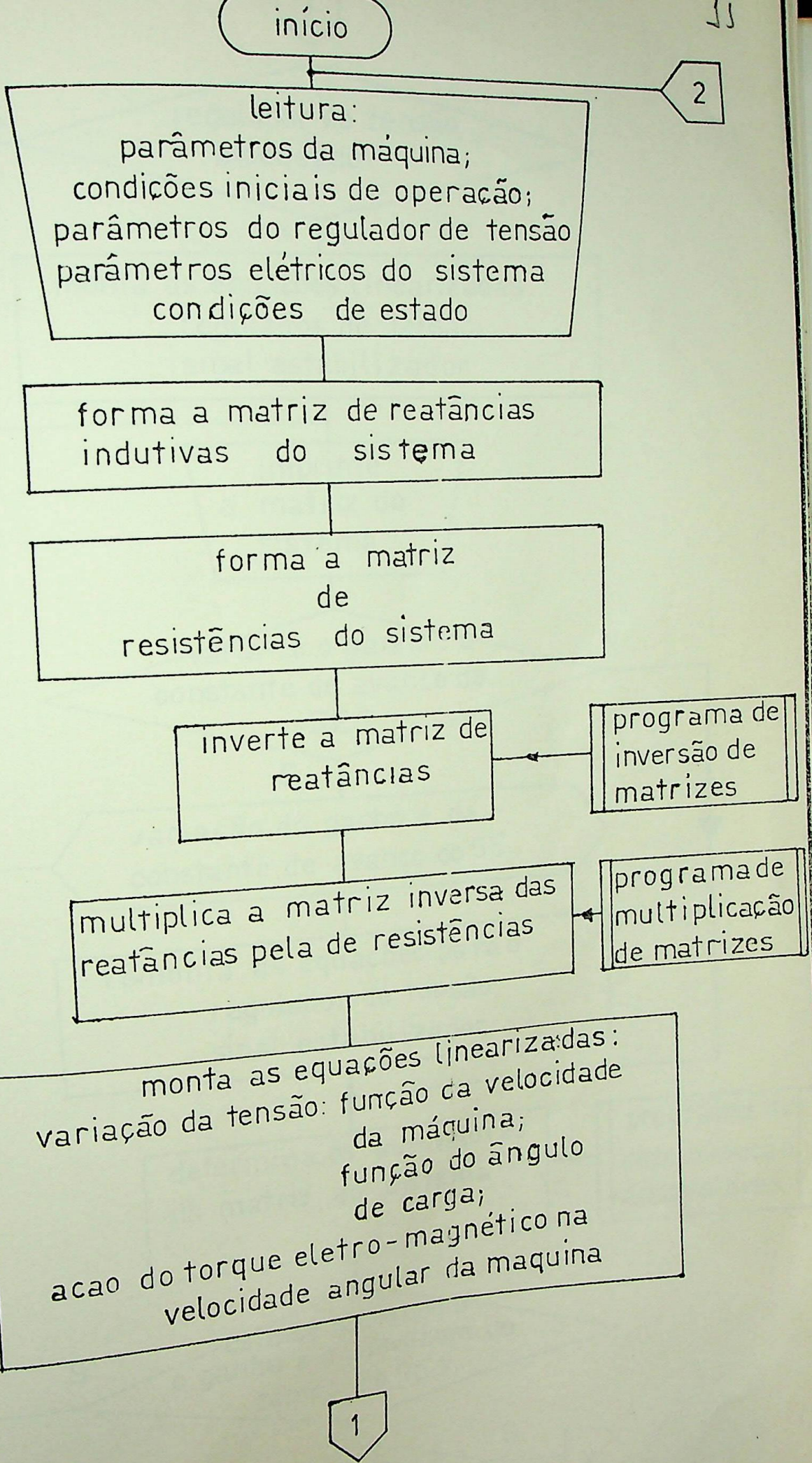
P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.65635	2.71039	0.30496	0.50715	0.24637	1.23985	0.23717
0.20000	0.51976	2.69592	0.30496	0.28495	0.21590	1.23098	0.28548
0.30000	0.37660	2.68953	0.30496	0.06090	0.18586	1.21871	0.32665
0.40000	0.22721	2.69140	0.30496	-0.16258	0.15779	1.20429	0.36065
0.50000	0.07122	2.70137	0.30496	-0.38393	0.13255	1.18866	0.38751
0.60000	-0.09217	2.71903	0.30496	-0.60226	0.11054	1.17247	0.40722
0.70000	-0.26390	2.74384	0.30496	-0.81710	0.09189	1.15620	0.41981
0.80000	-0.44495	2.77522	0.30496	-1.02826	0.07652	1.14014	0.42530
0.90000	-0.63623	2.81258	0.30496	-1.23575	0.06426	1.12452	0.42370
1.00000	-0.83861	2.85536	0.30496	-1.43968	0.05489	1.10945	0.41502

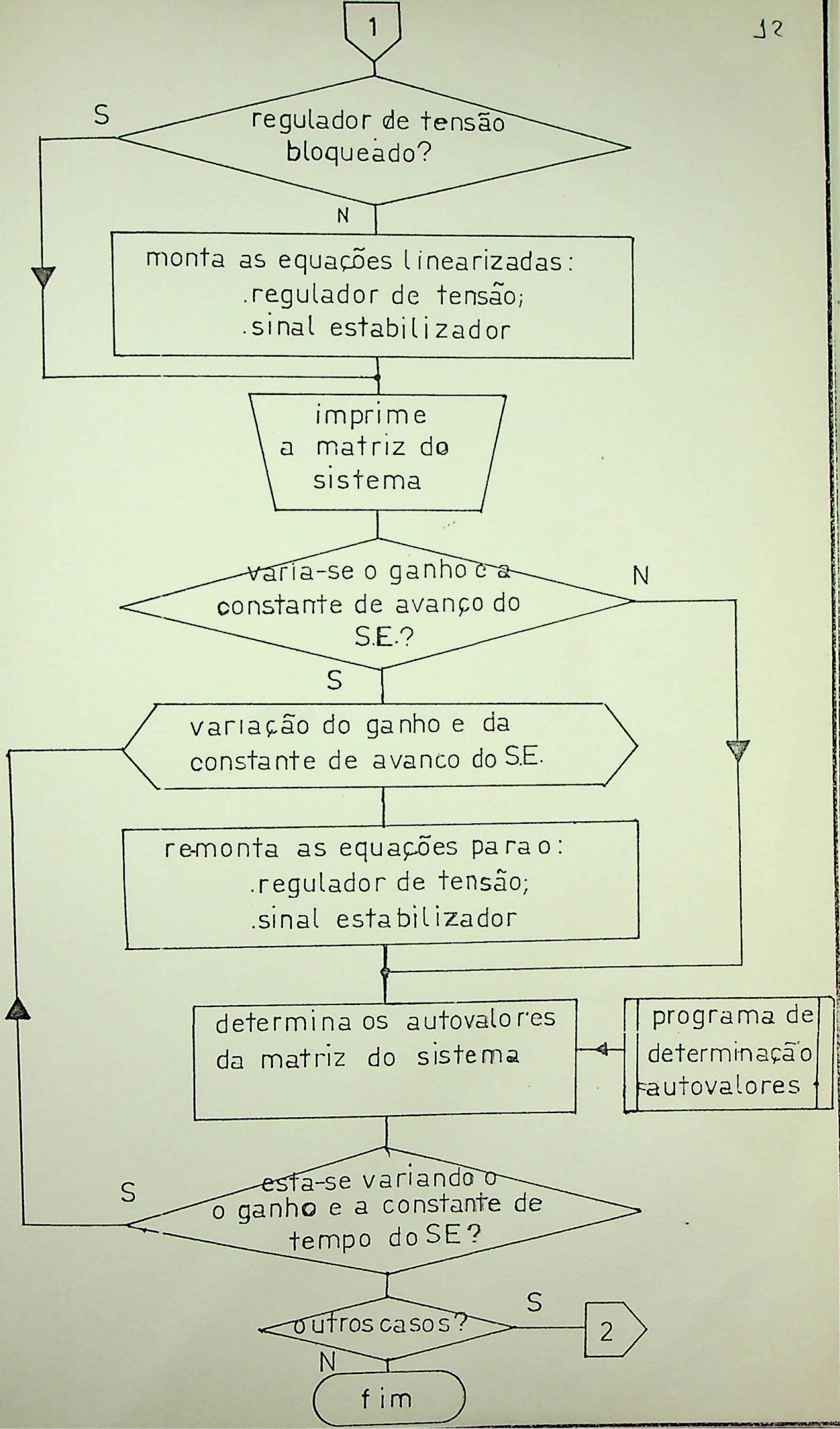
POTENCIA ATIVA = 1.00000

P. REATIVA	K1	K2	K3	K4	K5	K6	K1-K2K3K4
0.10000	0.58099	2.85218	0.30496	0.47316	0.19850	1.24322	0.16944
0.20000	0.44909	2.84028	0.30496	0.26717	0.17423	1.23855	0.21767
0.30000	0.30779	2.83494	0.30496	0.05666	0.14879	1.23007	0.25881
0.40000	0.15808	2.83659	0.30496	-0.15576	0.12385	1.21894	0.29282
0.50000	0.00016	2.84530	0.30496	-0.36826	0.10049	1.20606	0.31970
0.60000	-0.16622	2.86090	0.30496	-0.57962	0.07937	1.19212	0.33947
0.70000	-0.34161	2.88308	0.30496	-0.78904	0.06083	1.17764	0.35212
0.80000	-0.52668	2.91142	0.30496	-0.99605	0.04499	1.16298	0.35768
0.90000	-0.72214	2.94549	0.30496	-1.20042	0.03186	1.14841	0.35615
1.00000	-0.92868	2.98482	0.30496	-1.40206	0.02132	1.13411	0.34754

ANEXO 2

FLUXOGRAMA BÁSICO


início
2
leitura:
parâmetros da máquina;
condições iniciais de operação;
parâmetros do regulador de tensão
parâmetros elétricos do sistema
condições de estado
forma a matriz de reatâncias indutivas do sistema
forma a matriz de resistências do sistema
inverte a matriz de reatâncias
programa de inversão de matrizes
multiplica a matriz inversa das reatâncias pela de resistências
programa de multiplicação de matrizes
monta as equações linearizadas:
variação da tensão: função da velocidade da máquina;
função do ângulo de carga;
acao do torque eletro-magnético na velocidade angular da maquina
1


1
S
regulador de tensão bloqueado?
N
monta as equações linearizadas:
.regulador de tensão;
.sinal estabilizador
imprime a matriz do sistema
varia-se o ganho e a constante de avanço do S.E.?
N
S
variação do ganho e da constante de avanco do S.E.
remonta as equações para o:
.regulador de tensão;
.sinal estabilizador
determina os autovalores da matriz do sistema
programa de determinação autovalores
esta-se variando o o ganho e a constante de tempo do SE?
S
outros casos?
S
2
N
fim

DADOS DO SISTEMA

PARAMETROS ELETRICOS DA MAQUINA SINCRONA

RA =	0.0032	PU	XD =	1.6300	PU	XKD =	1.585	PU
RFD =	0.0010	PU	XQ =	1.5600	PU	XKQ=	1.4990	PU
RKD =	0.0110	PU	XAD =	1.5370	PU	XFD =	1.6230	PU
RKQ =	0.0140	PU	XAQ =	1.4670	PU	H =	2.7000	PU

PARAMETROS ELETRICOS DO SISTEMA

RLT = 0.0200 PU XLT = 0.2000 PU

PARAMETROS ELETRICOS DO REGULADOR DE TENSAO

KE =	0.0100	PU	TE =	0.1460	S
KA =	50.0000	PU	TA =	0.0200	S
KF =	0.05700	PU	TF =	0.4500	S

PARAMETROS ELETRICOS DO SINAL ESTABILIZADOR

			T1 =	3.0000	S
K1 =	0.2000	PU	T3/T2=	3.0000	PU
			T2 =	0.0500	S

CONDICOES INICIAIS ESTABELECIDAS

VB =	1.0000	PU	DELTA=	1.0100	RD
VD =	0.7600	PU	ID =	0.5400	PU
VQ =	0.6490	PU	IQ =	0.4900	PU
VT =	1.0000	PU	IFD =	1.0100	PU

WE = 377.0000 RD/S

MATRIZ DO CONJUNTO

Escola Federal de Engenharia
Biblioteca
MAUÁ
Itajubá

MATRIZ DO SISTEMA

-26.968686	-2127.271342	-15.926792	1786.675438	1786.675438	655.815668
984.394052	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
2052.966100	-27.061826	-1711.193903	-8.073038	-0.409626	1005.953389
-620.393200	0.266510	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
-26.392970	-2081.859278	-19.107808	1748.534268	1748.534268	641.815601
963.379636	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
1291.686096	-17.026771	-1076.649717	-37.116663	2.500423	632.926187
-390.339261	-1.626820	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
720.941077	-9.503314	-600.920772	27.504653	-2.988136	353.261128
-217.863773	1.944135	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
-3.280476	0.006352	0.146700	-0.139469	-0.139469	0.000000
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	377.000000
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000	-0.068493	6.849315	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000					
-1699.553792	1496.708008	1739.562882	-1530.648470	-1538.377500	-1579.394007
141.554201	-0.268792	-50.000000	-2500.000000	0.000000	0.000000
2500.000000					
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	0.000000
0.000000	-0.008676	0.867580	-2.222222	0.000000	0.000000
0.000000					
-7.049295	0.159643	3.687060	-3.505309	-3.505309	0.000000
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	-0.333333	0.000000
0.000000					
-21.147885	0.478930	11.061180	-10.515926	-10.515926	0.000000
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	19.000000	-20.000000
0.000000					
-63.443654	1.436789	33.183540	-31.547779	-31.547779	0.000000
0.000000	0.000000	0.000000	0.000000	57.000000	-40.000000
-20.000000					

AUTOVALORES DETERMINADOS