

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

DINÂMICA DE SISTEMAS ELÉTRICOS ISOLADOS

Autor : Diógenes Dutra

Orientador: Prof. Dr. Sigmar Maurer Deckmann

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

Este Exemplar corresponde à redação final da tese defendida por Diógenes Dutra e aprovada pela Comissão Julgadora em 22/02/90.

Sigmar M. Deckmann
Orientador.

Fevereiro - 1990

*Dedico este trabalho à minha mãe,
Teresinha e aos meus tios, Antônio
Eustáquio, Juracy, Jurandir, Maria
Raimunda e Osvaldo (in memoriam) pelo
esforço empreendido para a minha
educação.*

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Sigmar pela dedicação, paciência, amizade e pelas inúmeras horas extras; enfim por toda a orientação.

À PETROBRÁS S/A por ter permitido um curso desta natureza.

Na PETROBRÁS, agradeço à superintendência da RPSE e em particular aos Engenheiros Francisco Rosa Neto, Ibsen Flores de Lima, Marcos Gahu Lauria e Reinaldo José Belotti Vargas por terem apoiado a iniciativa.

Por razões diversas aos Engenheiros Armando Lúcio Bordignon, Anízio Moura Filho, Fernando Homem da Costa Filho, João Batista Correa, Marco Antônio Amaral Lopes e Saad Touma.

Ao Prof. Vivaldo F. Costa pelas discussões ao longo do trabalho.

À Ana Maria Silva pela digitação do trabalho.

À todos que pelo incentivo e confiança viabilizaram este trabalho.

ÍNDICE

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO GERAL	1
------------------------	---

CAPÍTULO II

ESTABILIDADE TRANSITÓRIA CLÁSSICA

2.1. INTRODUÇÃO	5
2.2. OBJETIVOS DO ESTUDO DE ESTABILIDADE EM SISTEMAS ELÉTRICOS INDUSTRIAIS.....	7
2.3. FORMULAÇÃO GERAL DO PROBLEMA.....	8
2.4. MODELAGEM DE GERADORES SÍNCRONOS	9
2.5. EQUAÇÕES DE TRANSFORMAÇÃO DE EIXOS	18
2.6. REPRESENTAÇÃO DA MÁQUINA SÍNCRONA NA REDE ELÉTRICA	20
2.7. MODELAGEM E SOLUÇÃO DA REDE	22
2.8. MODELAGEM DAS CARGAS	24
2.9. TÉCNICAS DE RESOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES ALGÉBRICO-DIFERENCIAIS....	28
2.10. ESCOLHA DA LINGUAGEM DE PROGRAMAÇÃO.....	31
2.11. TESTES COM O PROGRAMA DESENVOLVIDO	33
2.12. CONCLUSÕES.....	47

CAPÍTULO III

MODELOS DE REGULADORES DE TENSÃO E VELOCIDADE PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE

3.1. INTRODUÇÃO	48
3.2. CONSTITUIÇÃO BÁSICA DOS REGULADORES DE TENSÃO	49
3.3. SISTEMAS DIRETOS DE EXCITAÇÃO	52
3.4. SISTEMAS INDIRETOS DE EXCITAÇÃO.....	54
3.5. IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL E TESTES DE ALGUNS MODELOS DE SISTEMAS DE EXCITAÇÃO.....	58
3.6. CONSTITUIÇÃO BÁSICA DOS REGULADORES DE VELOCIDADE.....	76
3.7. MODELO DO REGULADOR DE VELOCIDADE GENERALIZADO	81
3.8. NOÇÕES BÁSICAS SOBRE TURBINAS A GÁS	88
3.9. REPRESENTAÇÃO MATEMÁTICA SIMPLIFICADA DE TURBINAS A GÁS	91
3.10 IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL E TESTES DE ALGUNS REGULADORES DE VELOCIDADE COM MODELO GENERALIZADO	98

4.6.2. Modelos de Terceira Ordem em Termos de Força Eletromotriz	146
4.6.2.1 Equacionamento	146
4.6.2.2 Representação na Rede Elétrica	150
4.6.2.3 Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação	151
4.6.2.4 Distúrbios de Torque	152
4.6.2.5 Distúrbios de Tensão	153
4.7. MODELOS DE PRIMEIRA ORDEM	
4.7.1 Equacionamento	154
4.7.2 Representação do Modelo de Primeira Ordem na Rede Elétrica	155
4.7.3 Fluxograma para Implementação Digital	156
4.7.4 Aceleração com Tensão Plena a Vazio	158
4.7.5 Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação ...	158
4.7.6 Distúrbios de Torque	159
4.7.7 Distúrbios de Tensão	160
4.8. COMPARAÇÃO DE MODELOS	
4.8.1 Quanto à Aceleração a vazio com Tensão Plena	161
4.8.2 Quanto ao Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação	162
4.8.3 Quanto aos Distúrbios de Torque	163
4.8.4 Quanto aos Distúrbios de Tensão	165
4.9. CONCLUSÕES	166

CAPÍTULO V

TENSÃO RESIDUAL DE MOTORES DE INDUÇÃO

5.1. INTRODUÇÃO	168
5.2. CONCEITO DE TENSÃO RESIDUAL	169
5.3. IMPORTÂNCIA DA TENSÃO RESIDUAL NA SIMULAÇÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS INDUSTRIAIS	
5.3.1 Reaceleração de Motores	170
5.3.2 Transferência Automática de Cargas entre Barramentos .	172

5.4. TENSÃO RESIDUAL NO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ	
5.4.1 Equacionamento	174
5.4.2 Teste do Modelo	176
5.5. TENSÃO RESIDUAL NO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FLUXOS	
5.5.1 Equacionamento	177
5.5.2 Teste do Modelo	181
5.6. DERIVAÇÃO DE UM NOVO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ	183
5.6.1 Derivação do Modelo Clássico de Terceira Ordem em Termos de Força Eletromotriz	184
5.6.2 Um Novo Modelo de Terceira Ordem em Termos de Força Eletromotriz	188
5.6.3 Testes do Novo Modelo	189
5.6.3.1 Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação	190
5.6.3.2 Distúrbios de Torque	192
5.6.3.3 Distúrbios de Tensão	192
5.6.3.4 Tensão Residual	193
5.7. CONCLUSÕES	195

CAPÍTULO VI

O MOTOR DE INDUÇÃO NO PROGRAMA DE ESTABILIDADE

6.1. INTRODUÇÃO	197
6.2. INCLUSÃO DE MOTORES DE INDUÇÃO NO PROGRAMA DE ESTABILIDADE	
6.2.1 Comentários sobre a Solução das Equações Diferenciais dos Motores em Conjunto com os Geradores e Rede	198
6.2.2 Algoritmo de Inclusão Proposto por Shultz	199
6.2.3 Discussão do Algoritmo de Shultz	202
6.2.4 Proposta de Melhoria do Algoritmo de Shultz	202

6.3. PARTIDA DE UM GRANDE MOTOR DE INDUÇÃO EM UM SISTEMA ISOLADO	
6.3.1 Descrição do Sistema	204
6.3.2 Parâmetros do Sistema	205
6.3.3 Diagrama Unifilar Simplificado	207
6.3.4 Partida de Motor com a Rede a Vazio	207
6.3.4.1 Fluxo de Carga Base	208
6.3.4.2 Resultados da Simulação	209
6.3.5 Influência da Partida de um Motor Pequeno sobre o Maior Motor em Operação	213
6.3.5.1 Fluxo de Carga Base	214
6.3.5.2 Resultados da Simulação	215
6.3.6 Influência dos Parâmetros do Gerador e de Motores nas Simulações	218
6.3.6.1 Fluxo de Carga Base	219
6.3.6.2 Constante de Inércia do Turbogenerador	220
6.3.6.3 Galoia Dupla x Galoia Simples	222
6.4. INFLUÊNCIA DE UM CURTO CIRCUITO SOBRE MOTORES EM OPERAÇÃO...	224
6.4.1 Fluxo de Carga Base	226
6.4.2 Resultados da Simulação de Curto Circuito	227
6.5. CONCLUSÕES	236

CAPÍTULO VII

ALGUMAS SIMULAÇÕES COM O SISTEMA ELÉTRICO EQUIVALENCIADO DO POLO NORDESTE DA BACIA DE CAMPOS

7.1. INTRODUÇÃO	238
7.2. DESCRIÇÃO DO SISTEMA	
7.2.1 Sistema Básico	239
7.2.2 Sistema Equivalenciado	239
7.2.3 Parâmetros do Sistema	242
7.3. PARTIDA DE UM GRANDE MOTOR ASSÍNCRONO, HIPOTÉTICO, NO SISTEMA A VAZIO	
7.3.1 Descrição do Caso	243
7.3.2 Fluxo de Carga Base	244
7.3.3 Resultados da Simulação	244

7.4. PARTIDA DE UM MOTOR ASSÍNCRONO COM O BOMBEIO CENTRÍFUGO SUBMERSO EM OPERAÇÃO	
7.4.1 Descrição do Caso	249
7.4.2 Fluxo de Carga Base	250
7.4.3 Resultados da Simulação	251
7.5. CURTO CIRCUITO NO BARRAMENTO DE ALTA TENSÃO	
7.5.1 Descrição do Caso	254
7.5.2 Fluxo de Carga Base	257
7.5.3 Resultados da Simulação	258
7.6. CURTO CIRCUITO NA BAIXA TENSÃO	
7.6.1 Descrição do Caso	261
7.6.2 Fluxo de Carga Base	263
7.6.3 Resultados da Simulação	264
7.7. PERDA PARCIAL DA GERAÇÃO	
7.7.1 Descrição do Caso	267
7.7.2 Perda de um Gerador sem Rejeição de Cargas - Caso 1 ...	268
7.7.3 Perda de um Gerador com Rejeição de Cargas - Caso 2 ...	270
7.8. CONCLUSÕES	274

CAPÍTULO VIII

CONCLUSÕES GERAIS	276
--------------------------------	-----

APÊNDICE A

Parâmetros dos Motores de Indução Utilizados	278
--	-----

APÊNDICE B

Fluxograma Simplificado do Programa Desenvolvido	279
--	-----

BIBLIOGRAFIA	281
---------------------------	-----

LISTA DOS PRINCIPAIS SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

AVR	- Regulador automático de tensão
BCS	- Bombelo centrífugo submerso
DJ	- disjuntor
d_r	- componente de eixo direto de uma grandeza de rotor
d_s	- componente de eixo direto de uma grandeza de estator
E_{fd}	- tensão de campo do gerador
E'_d	- componente de eixo direto da tensão transitória
E'_q	- componente de eixo em quadratura da tensão transitória
f	- frequência do sistema
H	- constante de inércia de conjunto rotativo
I_d	- componente da corrente no eixo direto
I_q	- componente de corrente no eixo em quadratura
I_{re}	- componente real da corrente
I_{im}	- componente imaginária da corrente
I_t	- corrente total
j	- operador complexo
KA	- ganho do regulador de tensão
KE	- ganho da excitatriz
KF	- ganho do circuito estabilizador
L	- indutância
MI	- motor de indução
MS	- motor síncrono
NA	- normalmente aberto
NF	- normalmente fechado
NML	- carga normal ("normal load")
p	- operador derivada (d/dt)
P	- potência ativa
P_e	- potência elétrica
P_m	- potência mecânica aplicada pela turbina ao eixo do gerador
Q	- potência reativa
q_r	- componente de eixo em quadratura de uma grandeza de rotor
q_s	- componente de eixo em quadratura de uma grandeza de estator
R_s	- resistência de estator
R	- estatismo ou grau de "droop"
R_r	- resistência de rotor
s	- operador Laplaciano

S - escorregamento de motor de indução
 T'_{do} - constante de tempo transitória de eixo direto com estator em aberto
 T_e - torque eletromagnético
 T'_{qo} - constante de tempo transitória de eixo em quadratura com estator em aberto
 T_m - torque mecânico
 T_A - constante de tempo do regulador de tensão
 $TC1$ - transformador de corrente de medição
 T_E - constante de tempo da excitatriz
 T_F - constante de tempo do circuito estabilizador
 T_{PI} - transformador de potencial de medição
 T_R - constante de tempo do filtro de entrada de tensão
 x_d - reatância síncrona de eixo direto
 x'_d - reatância transitória de eixo direto
 x_q - reatância síncrona de eixo em quadratura
 x'_q - reatância transitória de eixo em quadratura
 V_d - componente da tensão no eixo direto
 V_q - componente da tensão no eixo em quadratura
 V_r - componente real da tensão
 V_{im} - componente imaginária da tensão
 V_{ref} - valor de referência da tensão do gerador (valor desejado)
 V_s - tensão de saída do estabilizador aplicado na entrada "outras sinais" do regulador de tensão
 ω - velocidade angular
 ω_s, ω_e - velocidade angular síncrona
 ω_{mi} - velocidade de motor de indução
 δ - ângulo relativo entre o rotor e a referência síncrona
 ψ - fluxo magnético
 $*$ - conjugado de variável complexa.

C A P Í T U L O I

INTRODUÇÃO GERAL

INTRODUÇÃO GERAL

Um sistema elétrico para suprimento de uma plataforma marítima de petróleo apresenta algumas peculiaridades que lhe conferem um interesse especial para estudo. Em primeiro lugar porque se trata de um sistema isolado por natureza, e que por essa razão deve satisfazer às condições de operação autônoma. Isto implica na necessidade de uma priorização entre as cargas, definindo-se esquemas de suprimento alternativo para aquelas consideradas vitais, ou seja, as que são necessárias à sustentação da vida humana na plataforma.

Em segundo lugar, porque a matéria prima, utilizada como fonte primária de energia, é obtida localmente, em geral na forma de gás, definindo o ciclo de conversão para a geração da energia elétrica.

Em terceiro lugar, porque as cargas, compostas essencialmente por motores de indução, cuja capacidade e inércia são significativas face às do gerador disponível, afetam o comportamento dinâmico do sistema durante as manobras inevitáveis de partida e parada.

Nestas circunstâncias, a definição de limites operacionais e o ajuste da própria proteção requerem um estudo cuidadoso de todas as partes que compõem o sistema elétrico.

O polo Nordeste da Bacia de Campos, localizado no litoral do Rio de Janeiro é formado atualmente por 6 plataformas (PARGO, VERMELHO 1-2-3, CARAPEBA 1-2) interligadas através de cabos submarinos de 13,8 kV com vários quilômetros de comprimento; em operação normal a energia elétrica é gerada na plataforma central (PARGO) e distribuída às satélites. A operação em paralelo de geradores síncronos localizados em diferentes plataformas pode vir a ser uma condição de operação desejável ou mesmo necessária. É preciso, nesse caso, levantar os problemas de estabilidade transitória e dinâmica que podem ocorrer e impor as restrições adequadas à operação interligada. Os estudos necessários para a análise desses problemas podem ser feitos através de simulação computacional, utilizando um programa de estabilidade que leve em conta os modelos dinâmicos tanto do gerador síncrono, como da turbina, dos reguladores de velocidade e tensão e ainda as características dinâmicas dos motores e cargas acionadas.

O presente trabalho foi desenvolvido com esse objetivo e se concentra na análise da dinâmica de sistemas elétricos isolados, alimentados diretamente por geradores síncronos e tendo motores de indução como as cargas mais significativas.

Por se tratar de um assunto extenso, envolvendo muitos modelos distintos para a representação do desempenho dos componentes durante os transitórios estudados, o trabalho foi dividido de forma a facilitar o teste isolado das partes e sua posterior incorporação ao programa básico desenvolvido.

Para melhor documentar o trabalho desenvolvido, foi incluído ao longo do texto um grande número de curvas, ilustrando os testes realizados e apresentando os resultados na forma comparativa com outras referências, tanto quanto possível.

No capítulo II são apresentadas as ferramentas básicas para o desenvolvimento de um programa de estabilidade transitória clássica explicando-se a formulação geral do problema. A importância do estudo de estabilidade nos sistemas elétricos industriais é destacada. Os modelos adotados para geradores síncronos, cargas estáticas e rede são apresentados. As técnicas de solução para o conjunto de equações diferenciais e algébricas são discutidas bem como as razões pelas quais se preferiu utilizar a linguagem de programação PASCAL ao invés do tradicional FORTRAN. Nesta primeira etapa a turbina é modelada com torque mecânico constante e o regulador de tensão com o modelo I do IEEE. São apresentados resultados de alguns casos de estabilidade obtidos com a rede do WSCC (WESTERN SYSTEMS COORDINATING COUNCIL) que podem ser comparados com outros trabalhos citados.

No capítulo III é apresentada a constituição básica dos reguladores automáticos de tensão (AVR) e dos reguladores automáticos de velocidade ("speed governors"). Com relação aos reguladores de tensão, especial atenção foi dedicada aos sistemas estáticos com "compoundagem", sendo realizadas simulações computacionais com a malha autônoma de regulação de tensão e algumas simulações com um pequeno sistema isolado para mostrar o efeito da "compoundagem". Com relação aos reguladores de velocidade é apresentado um modelo generalizado e são realizadas algumas simulações com a malha autônoma de controle de velocidade com diferentes tipos de turbinas. O funcionamento básico de uma turbina a gás é descrito para possibilitar a compreensão de um

modelo mais detalhado de controle de velocidade dessas máquinas: o modelo detalhado de turbina a gás é apresentado e são mostradas algumas simulações com este modelo. Em capítulos posteriores esses reguladores são incorporados ao programa de estabilidade.

No capítulo IV são apresentados modelos de 1ª, 3ª e 5ª ordem para motores de indução, que tem sido utilizados em programas de estabilidade. Os modelos apresentados são implementados computacionalmente sendo realizadas simulações de aceleração, distúrbios de torque, de tensão e testes de curto circuito, permitindo uma comparação entre os modelos. Em capítulos posteriores estes modelos também são incorporados ao programa de estabilidade.

No capítulo V é discutido o problema da tensão residual dos motores de indução. Foi dado um destaque especial a esse tópico pelo fato de que a literatura pouco tem tratado desse assunto. Além disso, nas poucas referências encontradas são mostrados resultados incorretos obtidos com programas comerciais. A partir do equacionamento do motor de indução em termos de fluxos é deduzida uma nova expressão simplificada que permite simular com grande precisão o perfil de tensão residual de uma determinada máquina.

No capítulo VI os modelos de reguladores de tensão e velocidade, discutidos no capítulo III, bem como os modelos de motor de indução apresentados no capítulo IV, são incorporados no programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II. É inserido no programa um algoritmo que permite a simulação da partida de um determinado motor na rede, bem como a simulação do comportamento dos motores de indução já em operação durante os transitórios. Nas simulações é possível monitorar a evolução da frequência da rede bem como do perfil de tensão em todas as barras do sistema. Devido à necessidade de aferir os resultados obtidos nas simulações com os apresentados em uma das referências, a turbina a gás foi representada com um modelo generalizado e o regulador de tensão com o tipo I do IEEE.

No capítulo VII são apresentados os resultados de simulação obtidos com a rede equivalenciada representando o sistema elétrico das 6 plataformas marítimas de petróleo que constituem o Polo Nordeste da Bacia de Campos. Os testes realizados incluem partida de motores assíncronos, curto circuitos e perda parcial de geração com e sem rejeição de carga. Nesses estudos a turbina a gás e o regulador de

tensão estático com "compoundagem" foram representados com os modelos fornecidos pelos fabricantes.

No capítulo VIII são destacadas as principais contribuições deste trabalho bem como as principais dificuldades encontradas e sugestões para futuros desenvolvimentos nessa área.

C A P Í T U L O I I

ESTABILIDADE TRANSITÓRIA CLÁSSICA

2.1 - INTRODUÇÃO

Os estudos convencionais de estabilidade de sistemas de energia elétrica simulam as respostas do sistema a grandes distúrbios como curto-circuitos, desligamentos e religamentos de linhas de transmissão e impactos de carga devido principalmente à perda de geração.

A literatura recente [1,6,17] se refere a três famílias de simulação para estudos de estabilidade, ou seja :

- estabilidade de curto prazo, "short term" ou "transient stability";
- estabilidade dinâmica ou "mid term";
- estabilidade de regime permanente, "steady-state stability" e "long term".

Não existe na literatura uma divisão universalmente aceita e nem definição precisa [17,94] das diversas fases que se considera para a estabilidade e em algumas referências menciona-se somente estabilidade transitória e dinâmica.

O que diferencia uma família de outra é o tipo de modelo adotado para cada componente, as perturbações a que o sistema é submetido e a escala de tempo na qual se faz o acompanhamento do sistema.

Os programas industriais de estabilidade atualmente em uso são grandes e complexos. De acordo com FOUAD [79], a versão de 1983 do programa de estabilidade do EPRI tem por volta de 40.000 comandos em FORTRAN e incorpora características representativas do estado da arte atual, ou seja, utiliza:

- método de integração trapezoidal implícito;
- técnicas de esparsidade;
- redução baseada na coerência;

- possibilidade de estudos de estabilidade dinâmica ("mid-term");
- modelagem de elos cc, etc.

Apesar de existirem vários programas computacionais para estudos de estabilidade, todos eles calculam essencialmente a mesma coisa, ou seja, resolvem numericamente o sistema de equações diferenciais e algébricas para obter uma solução no tempo das equações do sistema submetido a um conjunto pré-estabelecido de perturbações.

O objetivo básico dos estudos de estabilidade é determinar se as máquinas mantêm o sincronismo entre si e com o sistema durante e após a eliminação das perturbações às quais o sistema é submetido. Se os ângulos relativos entre os rotores das máquinas crescem indefinidamente pode-se afirmar que o sistema "perdeu" o sincronismo.

Em todos os trabalhos relativos á estabilidade, o artigo de DOMMEL-SATO [10] aparece como referência comum. Nesse trabalho o método de integração trapezoidal implícito é aplicado pela primeira vez nos estudos de estabilidade e é apresentada uma nova modelagem para a saliência transitória das máquinas síncronas; devido a essas duas contribuições o artigo é um marco no estudo da estabilidade.

O método de integração trapezoidal implícito [17] foi escolhido para substituir o método de RUNGE-KUTTA no programa de estabilidade da BPA (BONNEVILLE POWER ADMINISTRATION) e também é utilizado nas versões mais recentes [79] dos programas do EPRI (ELECTRIC POWER RESEARCH INSTITUTE) sendo também o método de integração utilizado no popular [15] EMTP (ELECTROMAGNETIC TRANSIENTS PROGRAM).

O objetivo deste capítulo é a apresentação resumida dos modelos e métodos necessários ao desenvolvimento de um programa de estabilidade transitória para aplicações industriais, utilizando o método de integração trapezoidal implícito para a solução numérica das equações diferenciais e as técnicas para trabalhar com matrizes esparsas desenvolvidas por ZOLLENKOPF [78] para resolver o conjunto de equações algébricas.

A rede de teste escolhida para esta fase do desenvolvimento do programa é o sistema do WSCC utilizado pelo EPRI [12] e que se tornou muito popular nos trabalhos ligados a estabilidade.

2.2 - OBJETIVOS DO ESTUDO DE ESTABILIDADE EM SISTEMAS ELÉTRICOS INDUSTRIAIS

Define-se estabilidade de um sistema de potência como sendo (MC FADDEN [80]), a capacidade que as várias máquinas em operação tem de sobreviver a distúrbios como curto-circuitos, chaveamentos de linhas e impactos de carga sem perder o sincronismo. Investigar se um determinado sistema permanecerá sob controle após uma perturbação consiste em estudar a estabilidade do sistema.

Do ponto de vista industrial e principalmente em se tratando de sistemas isolados, os principais objetivos de um estudo de estabilidade são [81] :

- 1- Verificar a adequação dos sistemas de excitação e regulação de tensão;
- 2- Avaliar o impacto de carga elétrica nas máquinas que acionam os geradores bem como determinar o ajuste dos parâmetros de controle;
- 3- Investigar o efeito da partida de grandes motores no sistema;
- 4- Avaliar o desempenho das proteções do sistema;
- 5- Investigar o efeito de perda de parte da geração quando em operação isolada;
- 6- Investigar o efeito de abertura da interligação com a concessionária quando operando em paralelo;
- 7- Avaliar a estabilidade dos motores síncronos;
- 8- Analisar a possibilidade de reaceleração dos motores assíncronos em operação.

Durante o desenvolvimento deste trabalho buscou-se incorporar metodologias que permitam a simulação de tais problemas.

2.3 - FORMULAÇÃO GERAL DO PROBLEMA

O modelo completo [17] para representação dinâmica de um sistema de potência compreende um conjunto de equações diferenciais de primeira ordem e um conjunto de equações algébricas:

$$\dot{\underline{Y}} = \underline{f}(\underline{X}, \underline{Y}) \quad (2.1)$$

$$\underline{Q} = \underline{g}(\underline{X}, \underline{Y}) \quad (2.2)$$

$\underline{f}$ - funções vetoriais que definem as equações diferenciais;
 $\underline{g}$ - funções vetoriais que definem as equações algébricas;
 $\underline{X}$ - Vetor das variáveis de estado das equações algébricas;
 $\underline{Y}$ - Vetor das variáveis de estado das equações diferenciais.

O conjunto de equações (2.1) compreende as equações diferenciais de todas as máquinas e malhas de controle; o conjunto (2.2) compreende as equações da rede, cargas e dos estatores das máquinas síncronas transformadas para o sistema de referência complexo.

A estrutura do conjunto de equações algébricas (2.2) será alterada em certos instantes [10] devido à simulação de faltas no sistema, eliminação de faltas, chaveamentos de linhas de transmissão, etc. Estas alterações de topologia da rede exigem novas soluções sem avançar no tempo, produzindo descontinuidades nos valores do vetor $\underline{X}$; as variações no vetor $\underline{Y}$ são sempre contínuas em consequência da continuidade das funções envolvidas.

Algumas variáveis aparecem em ambos os conjuntos de equações (2.1) e (2.2), sendo denominadas VARIÁVEIS DE INTERFACE. Podem ser definidas [13] como :

$\underline{u}$ - subconjunto das variáveis $\underline{X}$ que aparecem nas equações diferenciais.

Ex.: I_d , I_q , P_e e $|V|$

$\underline{y}$ - subconjunto das variáveis $\underline{Y}$ que aparecem nas equações algébricas.

Ex.: $E'd$, $E'q$ e δ

Na referência STOTT [17] é apresentado um diagrama esquemático de um gerador síncrono conectado à rede e seus dispositivos de controle, reproduzido a seguir na figura 2.1 com algumas modificações, mostrando a interação entre os diversos componentes do sistema modelados nos estudos de estabilidade.

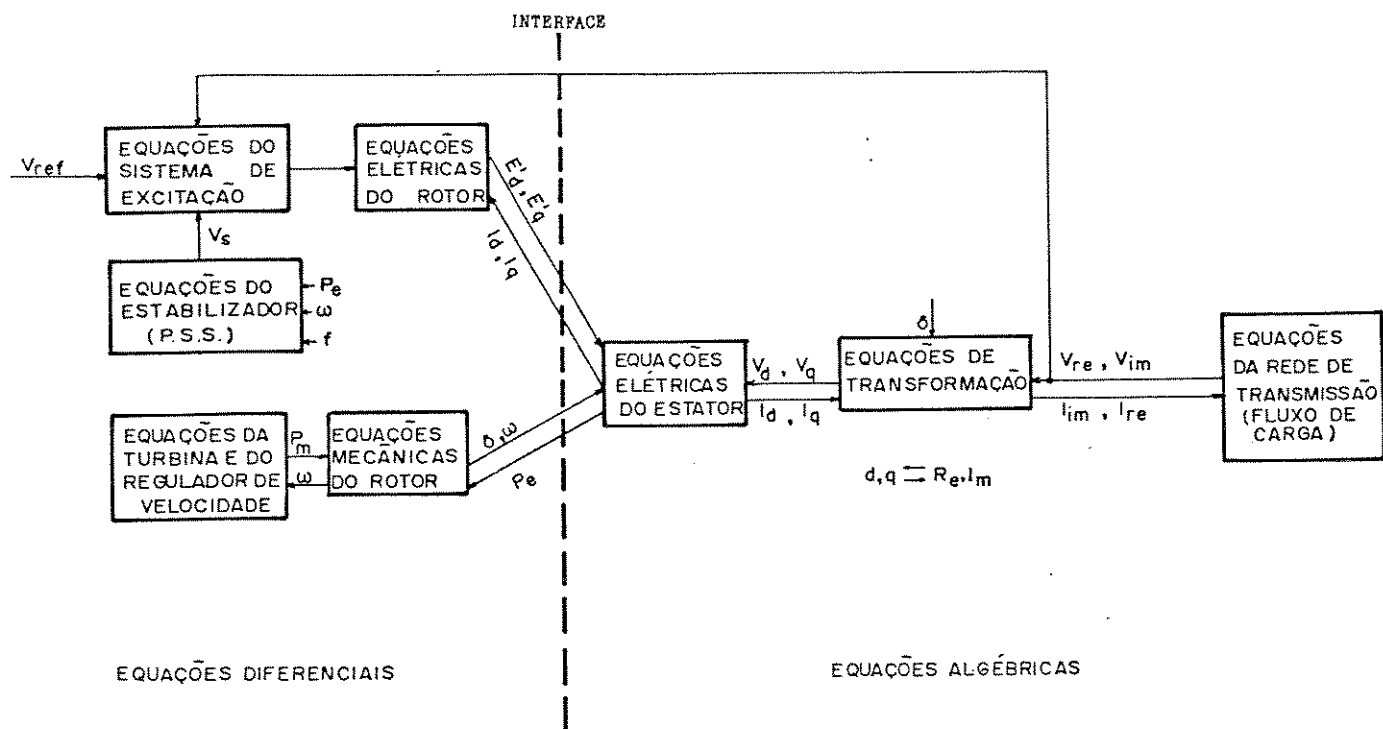


Figura 2.1 - Gerador Síncrono com seus controles conectado à rede.

2.4. - MODELAGEM DE GERADORES SÍNCRONOS

O objetivo deste item é descrever os modelos de máquinas síncronas implementados no programa desenvolvido. A referência básica é o artigo clássico YOUNG [67].

Nestes modelos são adotadas as seguintes hipóteses :

- despreza-se a saturação magnética;
- representa-se somente a frequência fundamental; assimetrias (deslocamentos CC), correntes e tensões harmônicas são desprezadas;
- usa-se componentes simétricos na representação de condições desequilibradas;
- despreza-se o efeito das variações de velocidade da máquina sobre a tensão gerada;
- usa-se o sistema de eixos d-q para a representação das equações;
- despreza-se a resistência de estator.

Mesmo quando todas estas hipóteses básicas são incluídas nas equações das máquinas síncronas resultam ainda equações tão complexas que torna-se conveniente introduzir outras simplificações dependendo do tipo de estudo a ser feito e da distância elétrica da máquina em relação ao defeito.

Partindo-se das equações mais completas da máquina síncrona e introduzindo-se algumas simplificações adicionais chega-se à definição dos quatro modelos básicos de máquina síncrona discutidos adiante.

EQUAÇÕES DINÂMICAS DO ROTOR

As equações diferenciais que descrevem o movimento do rotor são [10] :

$$p\omega = \frac{\omega_s}{2.H} \cdot (P_m - P_e - D.\omega) \quad (2.3)$$

$$p\delta = \omega - \omega_s \quad (2.4)$$

A definição das variáveis usadas ao longo do trabalho encontram-se descritas no início da tese.

Estas equações que representam a 2^a lei de NEWTON para massas girantes, são usualmente apresentadas na forma de duas equações de 1^a ordem em estudos de estabilidade para possibilitar a resolução através de métodos de integração numérica.

A dinâmica de ω afeta diretamente o comportamento das cargas e o controle da frequência, enquanto a dinâmica de δ dá uma medida direta da estabilidade da máquina em relação ao referencial síncrono.

Usualmente nos estudos de estabilidade transitória a potência mecânica (P_m) é mantida constante, dispensando-se a necessidade da representação da turbina e regulador de velocidade, visto que as constantes de tempo envolvidas na malha de controle de velocidade são relativamente grandes; à medida que o tempo de simulação é estendido torna-se imperioso representar-se o regulador de velocidade da turbina. Nesta fase do desenvolvimento também será adotada esta hipótese; a inclusão destes controles será considerada nos capítulos posteriores.

As equações (2.3) e (2.4) são comuns a todos os modelos apresentados a seguir.

EQUAÇÕES ELÉTRICAS DA MÁQUINA

Modelo I (Clássico)

Este é o mais popular dos modelos encontrados na literatura devido à sua simplicidade, facilidade de utilização e de obtenção dos dados.

Além das hipóteses básicas feitas na introdução, tem-se ainda que :

- o fluxo concatenado com o campo permanece constante em magnitude durante o transitório;
- o efeito dos enrolamentos amortecedores é desprezado;
- não se considera a saliência transitória, ou seja :
 $x'_q = x_q = x'_d$.

Para um gerador síncrono conectado a uma barra com tensão V_t resulta da aplicação das equações de PARK descritas em KIMBARK [61] e FOUAD [70], que:

$$E'd = 0 \quad (2.5)$$

$$E'q \angle \delta = V_t \angle \theta + jx'd \cdot \vec{I}_t \quad (2.6)$$

Os únicos dados necessários para esse modelo são a reatância transitória de eixo direto ($x'd$) e a inércia combinada do gerador e da turbina (H).

Como o efeito dos enrolamentos amortecedores não é representado e a hipótese de fluxo concatenado constante é válida para um período limitado de tempo, o modelo é adequado somente para avaliar a primeira oscilação da estabilidade transitória.

Utilizando o modelo clássico, todos os geradores síncronos podem ser representados na referência da rede, simplificando bastante a resolução do problema. Esta é a razão pela qual os livros que apresentam os princípios básicos da estabilidade como STAGG [23] usam somente o modelo clássico.

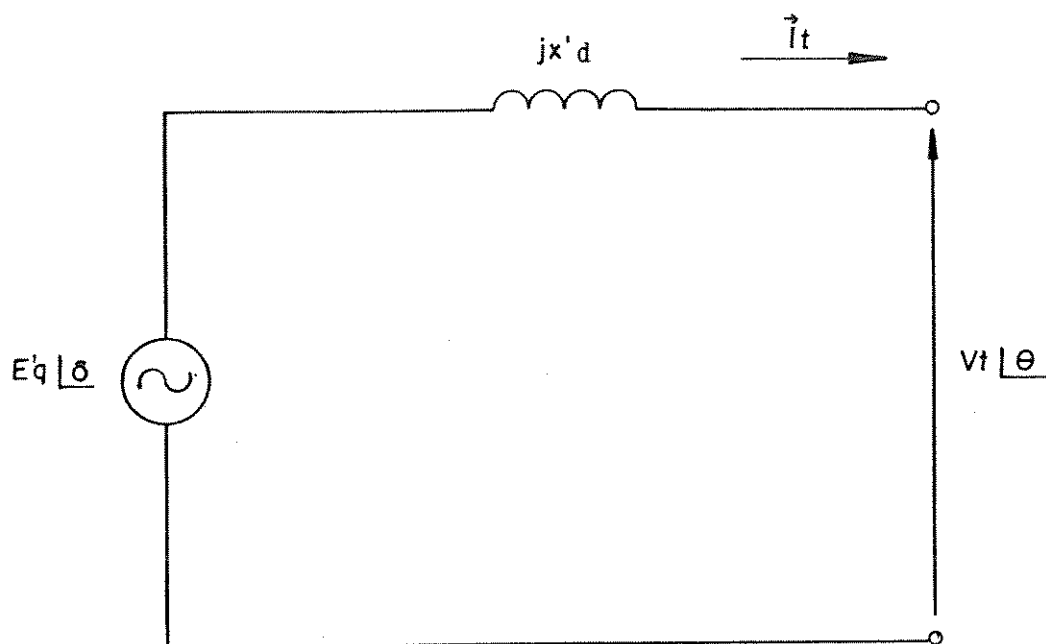


Figura 2.2 - Circuito equivalente do modelo clássico

O diagrama fasorial para o modelo clássico (1) é :

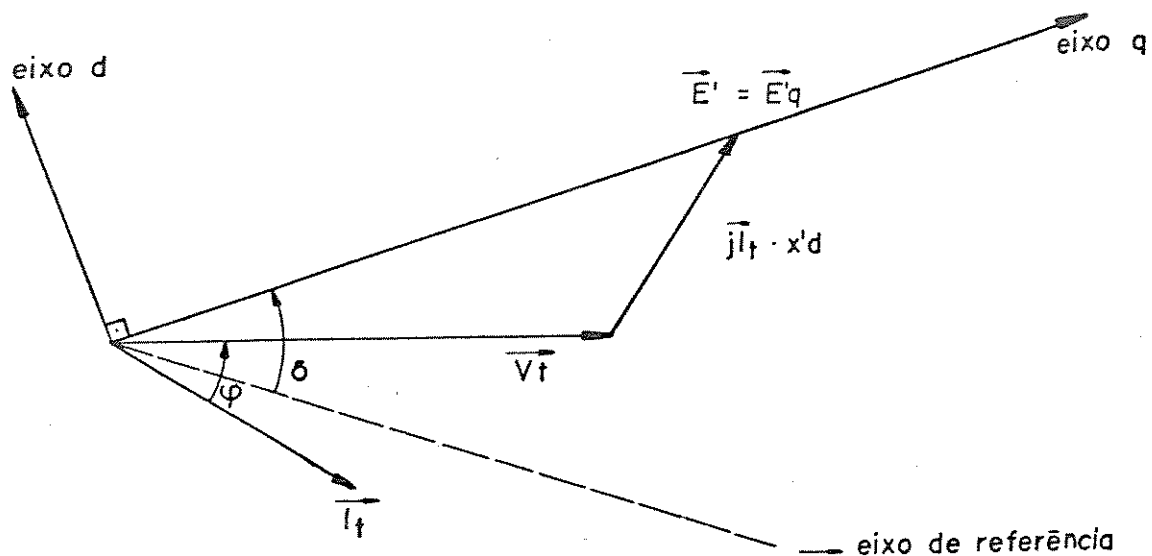


Figura 2.3 - Diagrama fasorial do modelo clássico (1).

Uma das grandes limitações do modelo clássico é o fato de que ele não pode ser usado para analisar os efeitos da excitação sobre a estabilidade.

Apesar da simplicidade do modelo clássico, ele é muito utilizado nos estudos de detecção de coerência e também para representar geradores eletricamente distantes dos pontos onde ocorrem os defeitos simulados como sugerido por EPRI [12] e YOUNG [106].

MODELO II

Este modelo é conhecido também [79] como modelo de um eixo ("one-axis model"). De acordo com FOUAD [79], esse é o modelo mais completo implementado em um dos programas de estabilidade ainda em uso nos EUA.

Neste modelo tem-se tensões transitórias nos eixos d e q, sendo que :

$$pE'_d = 0 ;$$

$$E'_q \longrightarrow \text{variável} .$$

No modelo clássico (I) tinha-se :

$$E'_d = 0 ;$$

$$E'_q = \text{constante} .$$

Além das hipóteses básicas feitas na introdução tem-se ainda que o efeito dos enrolamentos amortecedores é desprezado.

O modelo II pode ser representado em termos de enrolamentos da seguinte forma :

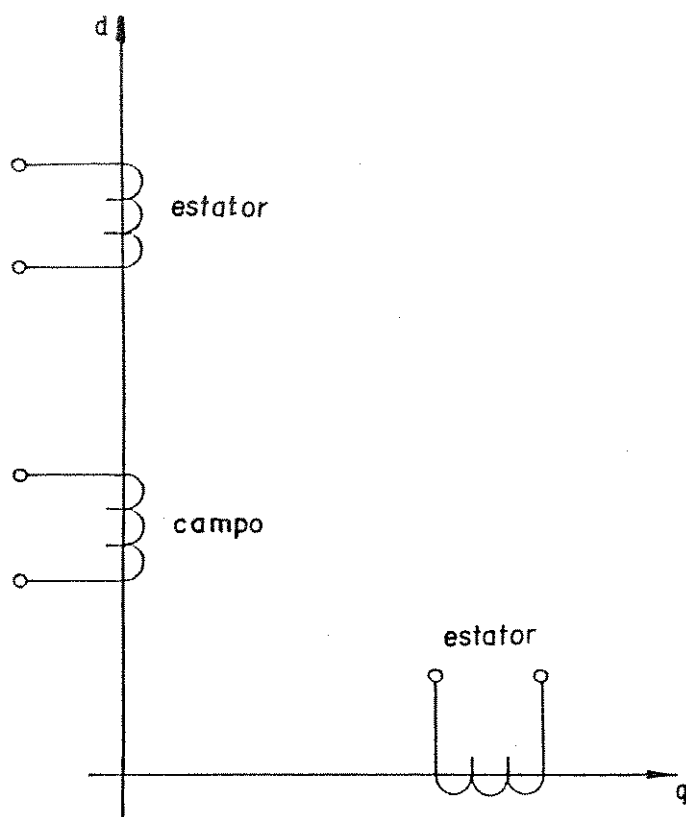


Figura 2.4 - Enrolamentos da máquina síncrona representada com modelo II

Segundo Dommel [10] e Kimbark [61], as equações básicas para este modelo são :

$$E'_g = V_g - \chi' d \cdot I_d \quad (2.7)$$

$$E'_d = V_d + x'q \cdot I_q \quad (2.8)$$

$$pE'_q = -\frac{1}{T'd_0} \cdot (E'_q - (x_d - x'_d) \cdot Id - E_{FD}) \quad (2.9)$$

A equação diferencial (2.9) expressa a influência do campo e da reação de armadura sobre a tensão gerada no eixo q, justificando a designação deste modelo como modelo de um eixo.

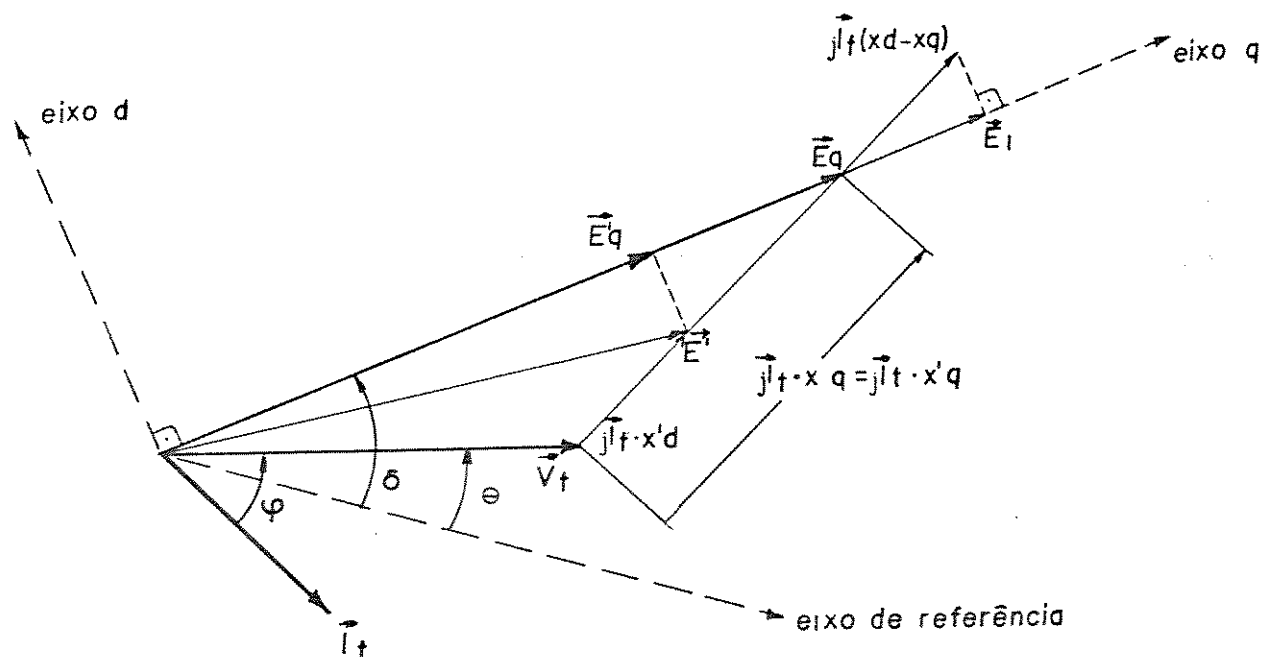


Figura 2.5.- Diagrama fasorial para o modelo II.

Além dos dados necessários ao Modelo I é necessário ter os seguintes dados para utilizar o Modelo II :

- x_d : reatância síncrona de eixo direto;
- x_q : reatância síncrona de eixo em quadratura, ($x'_q = x_q$)
- T'_{do} : constante de tempo transitória de eixo direto com estator em aberto.

Este é o modelo mais simples que inclui o efeito da excitação sobre o comportamento da máquina.

MODELO III

Este modelo é conhecido também [79] como modelo de dois eixos ("two-axis model"); é utilizado para representar máquinas de polos lisos onde o efeito de amortecimento produzido pelas correntes induzidas no ferro (correntes de FOUCAULT) é considerado.

Além das hipóteses básicas feitas na introdução tem-se ainda que o efeito de amortecimento produzido no eixo direto é desprezado. Os efeitos de amortecimentos produzidos pelas correntes que circulam nos circuitos do ferro no eixo em quadratura são representados por um circuito equivalente cujos parâmetros são obtidos com correntes de rotor na frequência de 1 Hertz; essa frequência é típica de oscilação entre unidades.

Neste modelo tem-se tensões transitórias nos eixos d e q sendo que :

$E'_d \longrightarrow$ variável;

$E'_q \longrightarrow$ variável.

No modelo II tinha-se :

$$pE'_d = 0;$$

$E'_q \longrightarrow$ variável.

A vazia todo o efeito de amortecimento é produzido pelos circuitos do ferro, localizados no eixo em quadratura; a plena carga

os circuitos do ferro no eixo q continuam a proporcionar a maior parte do amortecimento, sendo o efeito complementado pelos circuitos do ferro no eixo d.

O Modelo III pode ser representado em termos de enrolamentos da seguinte forma :

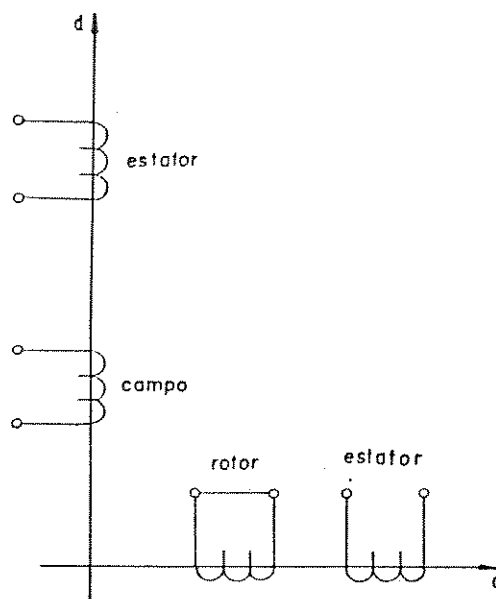


Figura 2.6 - Enrolamentos da máquina síncrona representada com modelo III

Além dos dados necessários ao modelo II é necessário ter-se ainda :

x'_q : reatância transitória de eixo em quadratura;
 T'_{q0} : constante de tempo transitória de eixo em quadratura com estator em aberto.

Segundo Dommel [10] e Kimbark [61] as equações diferenciais básicas para este modelo são :

$$pE'_q = -\frac{1}{T'_{d0}} \cdot (E'_q - (x_d - x'_d) \cdot I_d - E_{FD}) \quad (2.10)$$

$$pE'_d = -\frac{1}{T'_{q0}} \cdot (E'_d + (x_q - x'_q) \cdot I_q) \quad (2.11)$$

a designação de modelo de dois eixos.

O diagrama fasorial para o modelo III é basicamente o mesmo do modelo II mostrado na figura 2.5.

O modelo IV, denominado modelo completo [79], incorpora os efeitos do campo, transitórios e subtransitórios incluindo, portanto, os enrolamentos amortecedores propriamente ditos. Esse modelo não é apresentado por não ter sido considerado neste trabalho.

2.5 - EQUAÇÕES DE TRANSFORMAÇÃO DE EIXOS

As equações das máquinas síncronas são escritas nos eixos de referência d-q que são solidários aos rotores.

As variáveis da rede de transmissão à qual as máquinas síncronas são conectadas tem as variáveis expressas em um sistema de referência complexo e síncrono, sendo portanto diferente do referencial utilizado para expressar as variáveis das máquinas.

Se a rede e as máquinas operarem sempre em regime permanente a diferença angular entre os sistemas de referência seria constante, pois ambos os sistemas giram à velocidade síncrona.

Durante os transitórios a velocidade do rotor varia e, conseqüentemente, o ângulo entre os sistemas de referência sofre alterações; daí a necessidade de uma transformação que compatibilize as variáveis do sistema d-q com as do sistema Re-Im e vice-versa.

Para a dedução das equações de transformação [9] superpõe-se o sistema de referência d-q ao Re-Im, deslocados do ângulo elétrico δ . Decompondo-se um vetor arbitrário nos dois sistemas de referência a transformação aparece naturalmente.

Adotou-se o eixo d à frente no desenvolvimento das equações pois esta é a recomendação do IEEE [95], visando à padronização da posição dos eixos d-q.

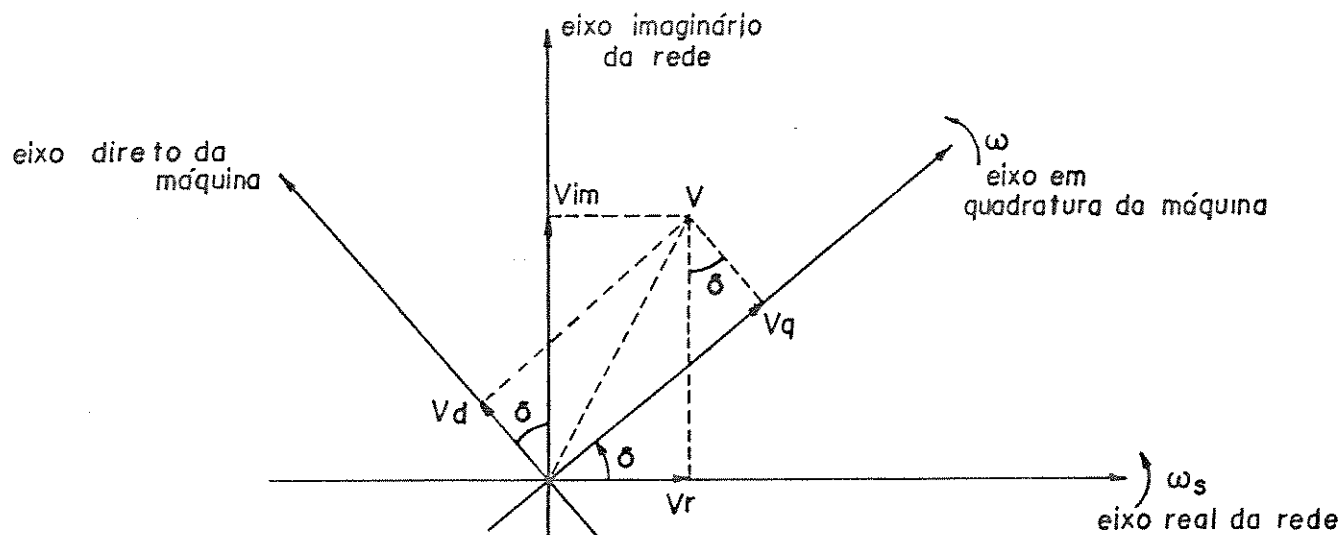


Figura 2.7 - Representação das transformações $R_{e, l_m} \xrightarrow{\quad} d, q$

δ - valor instantâneo ($\delta(t)$) do ângulo de deslocamento entre o sistema de referência d-q e o Re-Im.

Da figura 2.7 tem-se :

$$V_q = V_r \cdot \cos \delta + V_{im} \cdot \sin \delta \quad (2.12)$$

$$V_d = V_{im} \cdot \cos \delta - V_r \sin \delta \quad (2.13)$$

Reescrevendo-se, em forma matricial, para um vetor qualquer, tem-se :

$$\begin{bmatrix} q \\ d \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \delta & \sin \delta \\ -\sin \delta & \cos \delta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} Re \\ Im \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

De forma compacta [17] a transformação pode ser expressa por:

$$(q + jd) = e^{-j\delta} \cdot (Re + jIm) \quad (2.14a)$$

A transformação inversa é imediata, ou seja :

$$\begin{bmatrix} \text{Re} \\ \text{Im} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \delta & -\text{sen } \delta \\ \text{sen } \delta & \cos \delta \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} q \\ d \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Deve-se notar [13] que na transformação de variáveis supõe-se que o sistema de referência (Re, Im) permanece sempre na velocidade síncrona, isto é, a frequência elétrica da rede de transmissão permanece em seu valor nominal apesar das variações de velocidade das máquinas síncronas.

2.6 REPRESENTAÇÃO DA MÁQUINA SÍNCRONA NA REDE ELÉTRICA

Do ponto de vista da solução da rede, as equações que representam a máquina síncrona normalmente são dadas na forma do equivalente de THEVENIN, ou seja, uma fonte de tensão atrás de uma impedância. Para os estudos de estabilidade é conveniente alterar essa representação para uma fonte de corrente em paralelo com uma admitância pela aplicação do teorema de NORTON. A inclusão ou não da saliência transitória leva a dois tipos de modelos, discutidos a seguir.

MODELO SEM SALIÊNCIA TRANSITÓRIA ($x' d = x' q$)

O circuito equivalente para este modelo é :

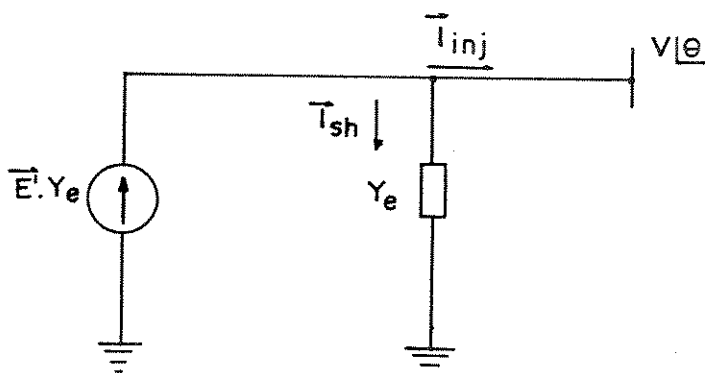


Figura 2.8 - Equivalente de Norton para modelo sem saliência transitória.

onde :

$\vec{I}_{inj}$ - corrente injetada no nó;
 $\vec{I}_{sh}$ - corrente no "Shunt";
 V_{θ} - tensão nodal;
 Y_e - admitância equivalente da máquina.
 $\vec{E}'$ - tensão interna da máquina

$$Y_e = \frac{1}{R_s + jx'd} \quad (2.16)$$

A admitância Y_e é inserida na matriz $[Y]$ como "Shunt" de barra e tratada como parâmetro da rede.

MODELO COM SALIÊNCIA TRANSITÓRIA ($x'd \neq x'q$)

Quando o efeito da saliência do rotor é incluído, o modelo da figura 2.8 não é mais válido.

O efeito da saliência transitória pode ser representado pelo modelo de circuito equivalente tipo NORTON sugerido por DOMMEL [10] :

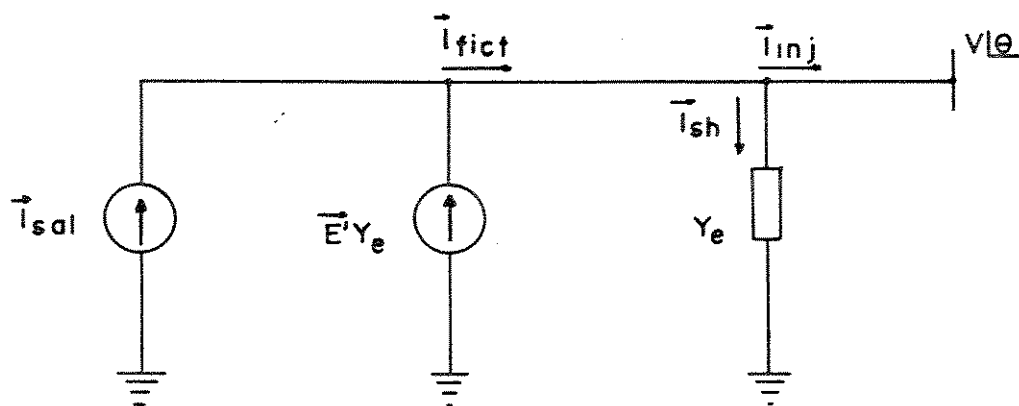


Figura 2.9 - Equivalente de Norton para modelo com saliência transitória.

onde :

$$Y_e = \frac{Ra - j \frac{1}{2} \cdot (x'_d + x'_q)}{R_a^2 + x'_d \cdot x'_q} \quad (2.17)$$

$$I_{sal} = -j \frac{1}{2} \cdot \frac{x'_q - x'_d}{R_a^2 + x'_d \cdot x'_q} \cdot [\vec{E}'^* - \vec{V}^*] \cdot e^{j2\delta} \quad (2.18)$$

A dedução da equação (2.18) pode ser encontrada em [13].

A corrente $\vec{I}_{inj}$ é inserida no vetor das injeções do sistema de equações algébricas $[\vec{I}] = [Y] \cdot [\vec{V}]$ que representam a rede.

A engenhosidade da representação da saliência transitória proposta por DOMMEL-SATO [10] é representar o efeito através da inclusão de uma admitância fixa na matriz $[Y]$ e de uma parcela de corrente variável inserida no vetor das injeções $[\vec{I}]$ e ajustada iterativamente. Com essa estratégia evita-se o aparecimento dos termos de admitância variáveis no tempo que obrigariam a reformular a matriz $[Y]$ em cada passo de integração, o que resultaria em algoritmos ineficientes do ponto de vista computacional.

2.7 - MODELAGEM E SOLUÇÃO DA REDE

MODELAGEM

O modelo da rede de transmissão para um estudo de estabilidade dinâmica é similar ao usado em estudos estáticos de fluxo de carga [10,17]; neste caso o modelo engloba a rede propriamente dita, estatores das máquinas síncronas e dependendo da modelagem adotada, incorpora também as cargas.

A relação entre as tensões e correntes nodais pode ser expressa por :

$$[I] = [Y] \cdot [V]$$

(2.19)

onde :

[I] - vetor de correntes complexas nodais;

[V] - vetor de tensões complexas nodais;

[Y] - matriz complexa admitância nodal.

Os elementos da matriz Y são obtidos a partir do circuito equivalente Π das linhas de transmissão e transformadores. Geralmente a matriz Y é complexa, esparsa e simétrica.

Os modelos de componentes para estudos de estabilidade são compostos de modo que seja possível simular o transitório sem alterar a matriz Y; a única exceção é nos instantes em que a topologia da rede é alterada.

Se os geradores forem modelados com o modelo clássico e as cargas como impedância constante o sistema de equações (2.19) é linear; se o modelo adotado para os geradores for o II ou III o sistema (2.19) passa a ser não linear.

SOLUÇÃO DA REDE

A solução da rede consiste na obtenção do vetor das variáveis de estado das equações algébricas do sistema (V, θ) .

Incorporou-se no programa as subrotinas desenvolvidas em ZOLLENKOPF [78] para a solução de equações algébricas, lineares e esparsas.

A decomposição da matriz [Y] é feita de modo que o sistema de equações (2.19) possa ser expresso como :

$$I = L \cdot D \cdot U \cdot V.$$

(2.20)

O sistema de equações (2.20) é resolvido para V em termos de I, por substituição, em função dos fatores da decomposição triangular LDU.

A obtenção dos fatores triangulares (LDU) utiliza técnicas de ordenação dinâmica para minimizar o número de elementos não nulos nos fatores triangulares, reduzindo assim o tempo de obtenção de cada solução.

2.8. MODELAGEM DAS CARGAS

Os modelos de cargas descritos neste item são modelos estáticos baseados somente na relação tensão-carga; os modelos funcionais baseados na relação carga-frequência-tensão não serão considerados e os modelos dinâmicos de motores de indução serão tratados em capítulo à parte.

A representação incorreta das cargas nos estudos de estabilidade pode levar a conclusões incorretas, indicando que o sistema é estável quando na realidade pode não ser e vice-versa.

Usualmente [85] as cargas são representadas estaticamente nos programas de estabilidade como sendo:

- Potência (S) constante;
- Corrente (I) constante;
- Impedância (Z) constante,
- Carga mista.

Considerando-se as relações familiares:

$$S = V \cdot I^* = \frac{|V|^2}{Z^*} \quad (2.21)$$

pode-se fazer a seguinte representação [9] no plano $|S| \times |V|$:

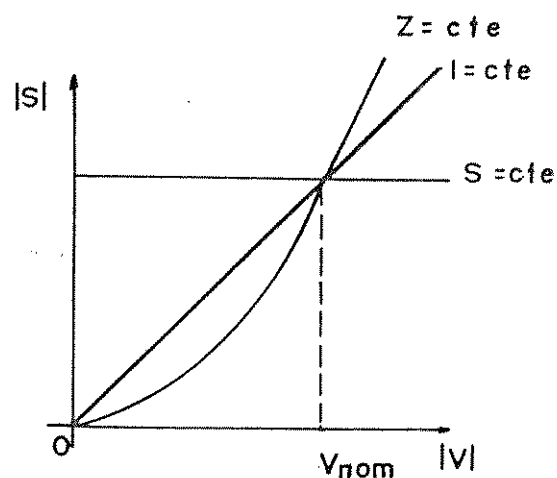


Figura 2.10 - Plano $|S| \times |V|$

ou ainda no plano $|I| \times |V|$:

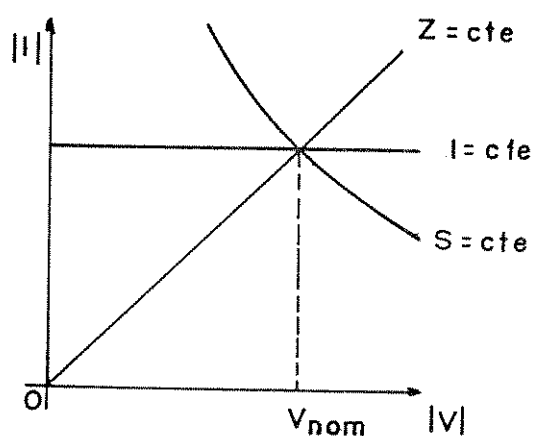


Figura 2.11 - Plano $|I| \times |V|$

Observa-se que mesmo para os três modelos ajustados (coincidentes) no valor nominal, os comportamentos para outros valores de tensão são bastante distintos.

Potência Constante

Este modelo, também conhecido como MVA ou KVA - Constante, solicita mais corrente da rede quando a tensão diminui e menos

corrente quando a tensão se eleva, como pode ser verificado no plano $|I| \times |V|$.

O modelo de potência constante [85] tende a reduzir os limites de estabilidade de um determinado sistema na maioria dos casos devido ao efeito inerente de amplificar [109] as oscilações de tensão.

Em estudos de estabilidade é difícil afirmar em termos gerais se um determinado modelo de carga favorece ou prejudica a estabilidade; tudo dependerá da localização da carga em relação à geração e do sentido do fluxo de energia.

A principal deficiência deste modelo é que em condições extremas de tensão a potência aparente é mantida constante; na prática nenhum tipo de carga exibe esse comportamento.

Uma das estratégias utilizadas em alguns programas de estabilidade [85] é manter a representação por potência constante na faixa de 75% a 120% de tensão nominal do equipamento; quando a tensão ultrapassa esses limites o modelo é convertido em impedância constante sendo novamente reconvertido para potência constante quando a tensão voltar à faixa. É também importante considerar que muitas cargas, principalmente as motoras, podem ser desligadas automaticamente por relés se a tensão ficar abaixo de 75%.

A representação por potência constante torna o sistema $[I] = [Y] \cdot [V]$ discutido no item 2.6 não linear sendo necessária solução iterativa; se essa representação não for aplicada com critério, pode ocasionar a não convergência do conjunto de equações algébricas.

Usualmente os motores de indução operando à plena carga e os motores síncronos com fator de potência unitário são representados como potência constante [85].

Impedância Constante

Os valores de impedância são calculados com os valores de potência e tensão nominais da carga e incluídos diretamente na matriz admitância nodal $[Y]$. Em decorrência, as injeções de correntes nodais $[I]$ correspondentes devem ser zeradas.

Tradicionalmente [85, 109] esse é o tipo de representação mais adotado tanto nos estudos computacionais como nos analisadores de

rede. Além da simplicidade de representação, o modelo de impedância constante melhora as características de convergência tanto nos estudos de estabilidade quanto nos de fluxo de carga, pois esta representação acentua as características de diagonal dominante da matriz $[Y]$.

A admitância derivação ("SHUNT") a ser incluída na matriz admitância é calculada por:

$$G_c + j B_c = \frac{P_c - j Q_c}{|V|^2} \quad (2.22)$$

Contrariamente à representação por potência constante, esta modelagem tem um efeito amortecedor sobre as oscilações de tensão pois uma queda de tensão causará um decréscimo na corrente de carga resultando em uma queda de tensão menor.

Usualmente [85] os resistores, aquecedores, iluminação incandescente, reatores, capacitores para correção de fator de potência, motores com baixa carga e motores síncronos e de indução no instante inicial da partida são representados nos estudos de estabilidade como impedância constante.

Corrente Constante

Esse modelo solicita da rede um valor constante de corrente, independentemente das condições de tensão do sistema, como pode ser observado no plano $|I| \times |V|$ apresentado anteriormente.

O valor de corrente calculado a partir das condições iniciais é inserido no vetor das injeções, $[I]$ como uma parcela constante.

A representação por corrente constante torna o sistema $[I] = [Y] \cdot [V]$ não linear, sendo necessária solução iterativa, conforme discutido no item 2.7. Observa-se que a inclusão do modelo II ou III para os geradores síncronos torna o conjunto de equações algébricas não-linear, mesmo que todas as cargas sejam representadas como impedância constante.

Um determinado sistema que tenha motores de indução a plena carga e outros com baixa carga, tenderá a solicitar corrente quase

constante da rede pois a queda de tensão causa uma redução na corrente dos motores com baixa carga e um acréscimo na corrente dos motores com carga pesada; acionamentos com velocidade variável eletronicamente são modelados como corrente constante.

Da mesma maneira que na representação com potência constante, alguns programas de estabilidade transformam as cargas modeladas como corrente constante para impedância constante quando a tensão fica abaixo de 75% e reconvertem para corrente constante quando a tensão se recupera.

Carga Mista

A forma mais simples de se melhorar os três modelos de carga clássicos [109] discutidos, consiste em combinar as características, obtendo modelos mistos.

Nos dados fornecidos ao programa de estabilidade informa-se a composição percentual das cargas representadas estaticamente em cada uma das barras e o programa calcula automaticamente as parcelas correspondentes, procedendo a inclusão como discutido anteriormente.

2.9. TÉCNICAS DE RESOLUÇÃO DAS EQUAÇÕES ALGÉBRICO-DIFERENCIAIS

O problema básico da simulação do comportamento dinâmico dos sistemas elétricos é resolver o conjunto de equações diferenciais (2.1) simultaneamente no tempo com o conjunto de equações algébricas (2.2).

Os vários esquemas de solução possíveis são caracterizados [17] por:

- maneira pela qual o conjunto de equações diferenciais são interfaceadas com o conjunto de equações algébricas;
- métodos de integração utilizados;
- técnicas usadas para resolver o conjunto de equações algébricas.

Dependendo do modo como o conjunto de equações diferenciais interagem com as equações algébricas, os esquemas de solução são usualmente classificados [10,12,17] como:

- esquema alternado;
- esquema simultâneo.

Dependendo do método de integração utilizado tem-se:

- esquema alternado implícito;
- esquema alternado explícito.

Normalmente o esquema simultâneo é usado com métodos implícitos de integração.

O esquema alternado implícito tem duas variantes [81] dependendo do critério de convergência adotado para o conjunto algébrico e diferencial, a saber:

- esquema alternado implícito normal;
- esquema alternado implícito entrelaçado.

No esquema de solução alternado o conjunto de equações diferenciais (2.1) é resolvido separadamente por integração para Y e o conjunto de equações algébricas (2.2) é resolvido separadamente para X durante cada passo de integração, alternando-se de alguma forma as soluções. Como os conjuntos de equações algébricas e diferenciais não são resolvidos simultaneamente pode ocorrer que as variáveis de interface, não sendo corretamente atualizadas no processo, introduzam erros que podem ser eliminados com técnicas adequadas de solução.

No esquema de solução simultâneo [35] os conjuntos de equações algébricas e diferenciais são resolvidos ao mesmo tempo. As equações diferenciais, algebrizadas pelos métodos implícitos de integração, são reunidas às equações algébricas e o conjunto resultante é resolvido simultaneamente. Essa formulação elimina automaticamente o erro de interface.

De acordo com Stott [17], o esquema simultâneo foi adotado em pelo menos um programa industrial de estabilidade, enquanto que o esquema alternado segundo Dommel [10] é adotado em quase todos os programas de estabilidade existentes.

A grande aceitação do esquema alternado se deve à facilidade com que se pode modificar os modelos existentes e incluir novos componentes sem mexer na estrutura do programa. No esquema simultâneo a inclusão de modelos complexos é difícil e o tratamento dos limites não é trivial, o que restringe sua aplicabilidade.

No esquema alternado implícito normal o conjunto de equações algébricas é resolvido até a convergência todas as vezes; no alternado implícito entrelaçado [83,84] a convergência do passo é controlada pelo processo iterativo diferencial que é o determinante da precisão da solução final. Na referência [82] mostra-se a superioridade do esquema alternado implícito entrelaçado sobre o alternado implícito normal.

Já com relação ao método de integração existe um consenso na literatura, como Epri [12], Dommel [10], Stott [17], Fouad [79] que o método de integração trapezoidal implícito apresenta desempenho superior tendo em vista principalmente a estabilidade numérica; no caso de diferenciação numérica esse método apresenta algumas dificuldades apontadas na literatura recente [107, 108].

Programas tradicionais como o TRANSDIR, do setor elétrico e o STABILA [83] da BBC (BROWN BOVERI COMPANY) utilizam ainda métodos explícitos de integração; mudanças em programas tradicionais são sempre dificultadas pelos custos envolvidos e pelos bancos de dados existentes.

Neste trabalho o esquema utilizado é o alternado implícito entrelaçado cujo algoritmo de solução é apresentado a seguir.

Esquema Alternado Implícito Entrelaçado

Um algoritmo [10,13,82] básico para este esquema é:

- 1 - Determinar as condições iniciais, resolvendo o fluxo de carga base em $t=0$;

- 2 - Fazer uma estimativa das variáveis $\underline{u}$ através de técnicas de extrapolação; nos instantes de descontinuidade, quando não for possível extrapolar, usa-se o valor anterior de $\underline{u}$;
- 3 - Resolver o conjunto de equações diferenciais, com o valor obtido de $\underline{u}$, pelo método trapezoidal implícito para obter $\underline{y}^1$;
- 4 - Fazer uma (01) iteração no conjunto de equações algébricas usando as variáveis $\underline{y}$ atualizadas, obtendo-se nova estimativa de $\underline{u}$;
- 5 - Resolver o conjunto de equações diferenciais obtendo $\underline{y}^2$;
- 6 - Comparar $|\underline{y}^2 - \underline{y}^1|$ com a tolerância especificada; se for menor o processo iterativo convergiu, concluindo-se o passo; se for maior voltar a (4).

2.10. ESCOLHA DA LINGUAGEM DE PROGRAMAÇÃO

A linguagem classicamente utilizada na resolução computacional de problemas relativos a sistemas de potência é o FORTRAN [75,86] que teve origem na IBM na década de 50.

O FORTRAN dispõe de uma biblioteca de funções matemáticas que ainda é bem mais completa e fácil de utilizar que as das linguagens mais modernas como o PASCAL e o C destacando-se a facilidade para trabalhar com números complexos e com funções trigonométricas inversas. Grande parte dos algoritmos e fluxogramas clássicos foram desenvolvidos para implementação em FORTRAN.

Um dos grandes argumentos favoráveis à utilização do FORTRAN é o fato de ser uma linguagem com menos variantes que o PASCAL o que torna mais fácil utilizá-lo em diferentes computadores (grande portabilidade) [77].

Na literatura mais recente, como [75,76], de 1988 e [77], de 1986 há um grande incentivo para a utilização do PASCAL em programas aplicados a sistema de potência. Algumas das comparações PASCAL x FORTRAN, como em [77] são totalmente favoráveis à primeira.

A linguagem de programação PASCAL foi desenvolvida no início dos anos 70 pelo Prof. NIKLAUS WIRTH para o ensino de metodologia de programação e desenvolvimento de algoritmos; atualmente é a principal linguagem [77] utilizada no ensino de computação nos EUA.

Apesar de todas as facilidades apresentadas pelo FORTRAN para o desenvolvimento de "software" relativo a sistemas de potência é uma linguagem que ainda não está bem adaptada para utilização em microcomputadores e até o presente momento não se dispõe de uma versão de FORTRAN provida das mesmas facilidades para trabalho em microcomputadores como o PASCAL e o C. A tendência em termos de linguagem de programação [86] para micros é usar o FORTRAN para criar versões para microcomputadores dos programas existentes nos "mainframe" e utilizar o PASCAL para novos desenvolvimentos.

De acordo com [75,86] não há diferenças significativas em eficiência na execução por PASCAL ou FORTRAN; as diferenças porventura existentes se devem à qualidade de programação e aos compiladores utilizados.

De uma maneira bem geral [87] a estruturação em programação pode ser definida como a maneira pela qual as partes serão montadas para formar um programa completo. O conceito de programação estruturada não é ainda bem definido mas pode-se dizer [88] que a tentativa de eliminação dos desvios incondicionais ("go to") contribuiu sensivelmente para o desenvolvimento desse movimento em programação. A filosofia básica da programação estruturada é em relação aos tipos de controle necessários na linguagem bem como as relações entre as estruturas de controle e a clareza dos programas desenvolvidos. O PASCAL é uma linguagem de programação inerentemente estruturada.

Nos programas de estabilidade a saída de resultados é quase invariavelmente sob a forma de curvas; no PASCAL os recursos gráficos disponíveis permitem facilmente desenvolver subrotinas para o traçado de curvas permitindo que o problema seja resolvido e o resultado apresentado simultaneamente. Em simulações dinâmicas o acompanhamento "on-line" da evolução do sistema é interessante, na fase de desenvolvimento, pois melhora a interação do programador com o sistema.

A apresentação dos resultados sob a forma de curvas, simultaneamente à resolução do problema, apesar de interessante, aumenta muito o tempo necessário à simulação, pois o acesso ao vídeo é lento sendo, portanto, útil durante o desenvolvimento, devendo ser evitado nas versões definitivas do programa.

Nesse trabalho optou-se pela linguagem PASCAL pelas seguintes razões:

- testar a sua utilização em sistemas de potência;
- características de linguagem estruturada;
- facilidades de manutenção, desenvolvimento e entendimento dos programas;
- facilidades gráficas;
- menor tempo no desenvolvimento das rotinas de programas.

2.11. TESTES COM O PROGRAMA DESENVOLVIDO

O sistema utilizado para testes nesta etapa do trabalho é o WSCC (Western Systems Coordinating Council) e foi obtido de EPRI [12], sendo um sistema concebido especialmente para testes de programas de estabilidade. Vários trabalhos publicados como DOMMEL [10], FOUAD [79], JOHNSON [84], [13,35,82] utilizam essa rede.

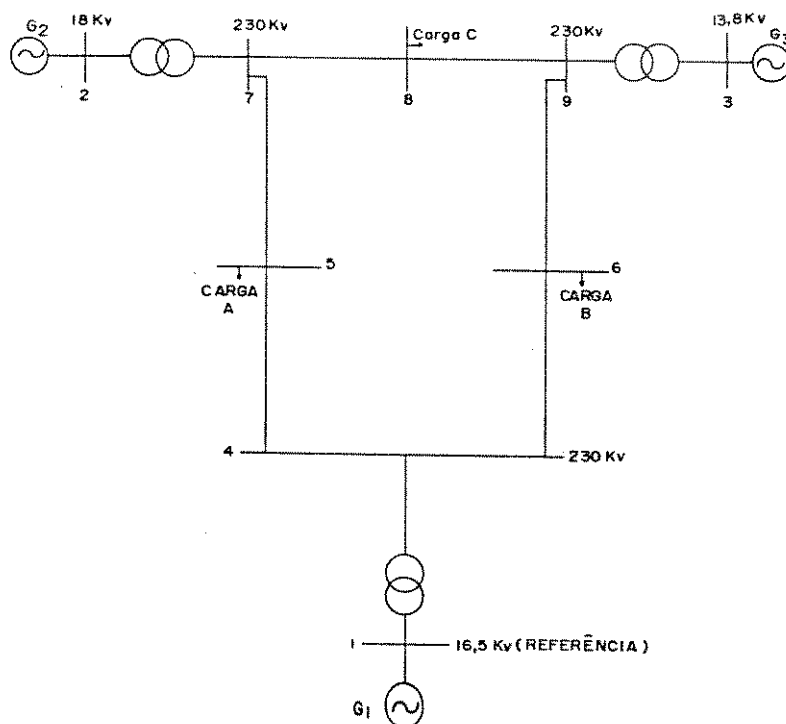


Figura 2.12 - Rede WSCC

REDE DO SISTEMA

O sistema WSCC é constituído por 3 geradores, 3 transformadores, 9 barras e 9 linhas conforme diagrama unifilar da figura 2.12.

Os dados da rede e das cargas estão na listagem 2.1 utilizada como dados de entrada para o programa de fluxo de carga e estabilidade.

O resultado do fluxo de carga base é apresentado na listagem 2.2 e é o mesmo para todos os casos simulados neste capítulo.

Os dados dos geradores são apresentados na tabela 2.1 e os do regulador de tensão (AVR) do gerador 2 na tabela 2.2.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

BAR	TIP	TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
		MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.040	0.0	71.6000	27.0000	0.0000	0.0000
2	1	1.025	0.0	163.0000	6.7000	0.0000	0.0000
3	1	1.025	0.0	85.0000	-10.7000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	125.0000	50.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	90.0000	30.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	100.0000	35.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

Listagem 2.1

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	9	8	1.190	10.080	20.900
2	8	7	0.850	7.200	14.900
3	7	5	3.200	16.100	30.600
4	5	4	1.000	8.500	17.600
5	4	6	1.700	9.200	15.800
6	6	9	3.900	17.000	35.800
7	3	9	0.000	5.860	0.000
8	2	7	0.000	6.250	0.000
9	1	4	0.000	5.760	0.000

Listagem 2.1

POTÊNCIA BASE : 100.0 MVA

ESTADO DO SISTEMA				INJEÇÕES LÍQUIDAS		
BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
3	1	1.0250	4.66	85.00	-10.86	85.69
9	0	1.0324	1.97	-0.00	-0.01	0.01
8	0	1.0159	0.73	-100.00	-34.98	105.94
7	0	1.0258	3.72	-0.00	0.01	0.01
2	1	1.0250	9.28	163.00	6.64	163.14
5	0	0.9957	-3.99	-125.00	-49.98	134.62
4	0	1.0258	-2.22	-0.02	0.00	0.02
1	2	1.0400	-0.00	71.00	27.03	76.59
6	0	1.0127	-3.69	-90.00	-30.00	94.87

Listagem 2.2

DADOS DOS GERADORES

De acordo com EPRI [12] os geradores G_1 e G_3 serão modelados com o modelo clássico por estarem eletricamente distantes do defeito a ser simulado (barra 7); o gerador G_2 será representado com os modelos II e III por estar eletricamente próximo do defeito simulado.

	P(Mw)	Vn(Kv)	H(s)	X'_d (p.u)	X_d (p.u)	X'_q (p.u)	X_q (p.u)	T'_{do} (s)	T'_{qo} (s)
G_1	-	16,5	29,64	0,068	-	-	-	-	-
G_2	163	18,0	6,40	0,1198	0,8958	0,1969	0,8645	6,0	0,54
G_3	85	13,8	3,01	0,1813	-	-	-	-	-

Tabela 2.1 - Dados dos Geradores da Rede WSCC

DADOS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO DO GERADOR 2

O modelo de AVR utilizado para o gerador 2 é o tipo I do IEEE obtido de EPRI [12].

K_A	K_E	K_F	T_A (s)	T_E (s)	T_R (s)	T_F (s)
20,0	0	0,063	0,20	0,314	0,06	0,35

SE_{MAX} (p.u)	$SE_{0.75MAX}$ (p.u)	EFD_{MAX} (p.u)	EFD_{MIN} (p.u)
0,293	1,104	3,984	-3,984

Tabela 2.2 - Dados do Sistema de Excitação do Gerador 2.

CASOS SIMULADOS

O defeito simulado é um curto circuito trifásico na linha de transmissão 5-7 (figura 2.12) muito próximo da barra 7. O defeito permanece durante 80 ms, sendo eliminado pela abertura simultânea dos disjuntores localizados nos extremos da linha 5-7.

Os diversos casos simulados diferem entre si pela modelagem adotada para o gerador 2 e para as cargas.

A sequência dos casos simulados é encadeada de modo a sugerir ao leitor as comparações dos casos entre si.

Os resultados apresentados a seguir objetivam aferir o programa desenvolvido e podem ser comparados com as referências EPRI [12], DOMMEL [10], FOUAD [79] e [13,35]; além disso procurou-se reunir todas essas curvas para fins de documentação.

CASO 1

- . modelo clássico para todos os geradores
- . modelo de impedância constante para todas as cargas.

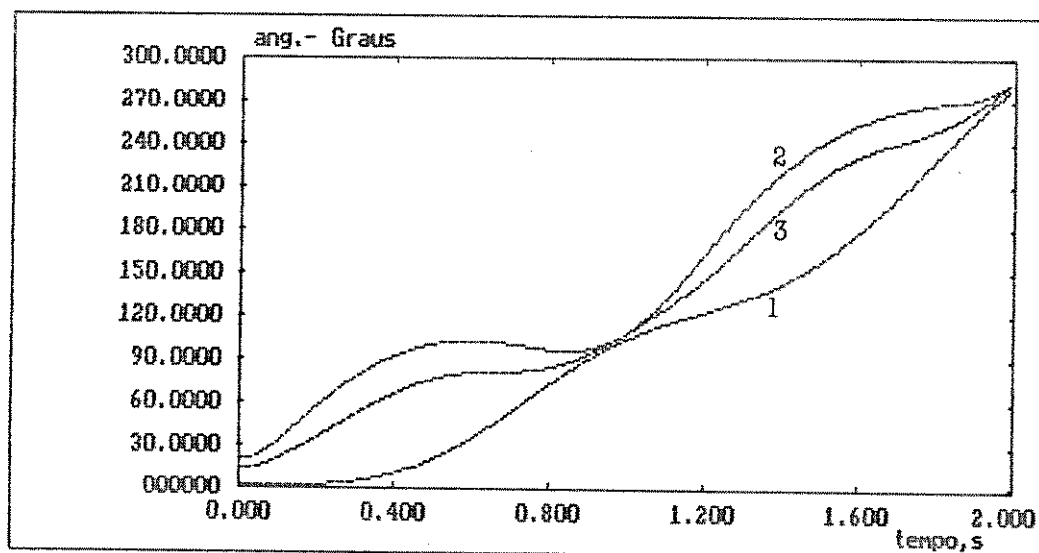


Figura 2.13 - Caso 1

Evolução do ângulo δ dos geradores 1, 2 e 3

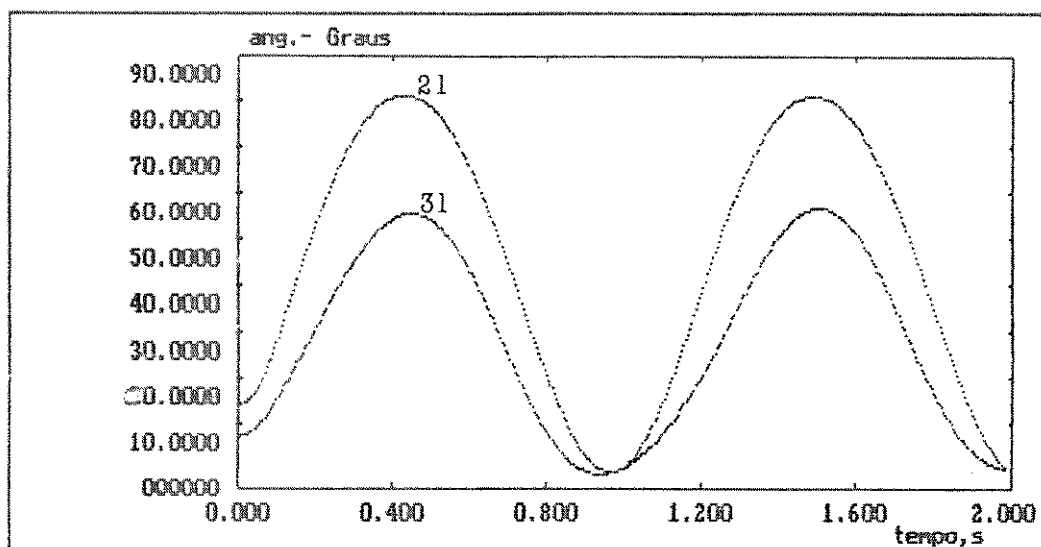


Figura 2.14 - Caso 1

Diferenças angulares de G_2 e G_3 em relação a G_1

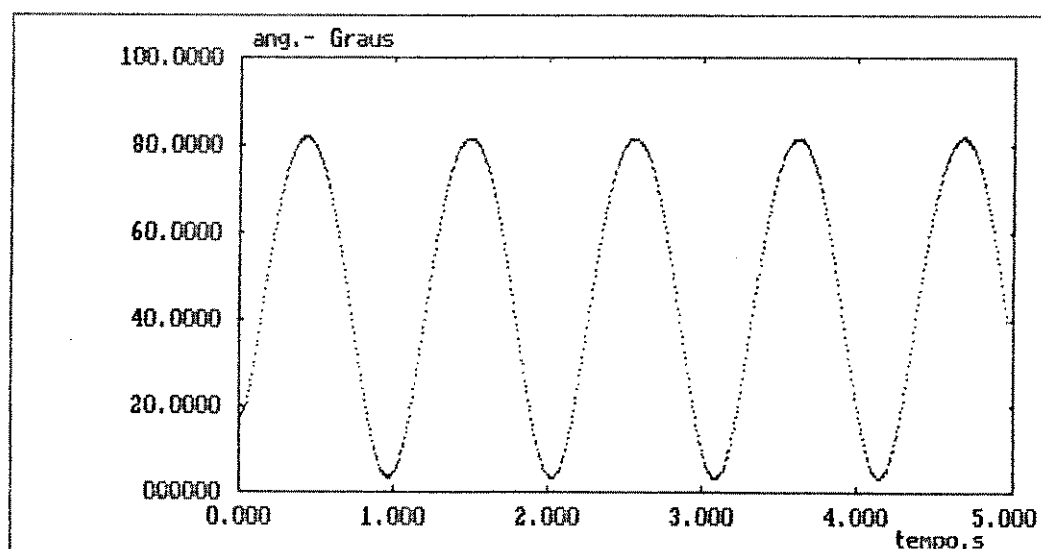


Figura 2.15 - Caso 1

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

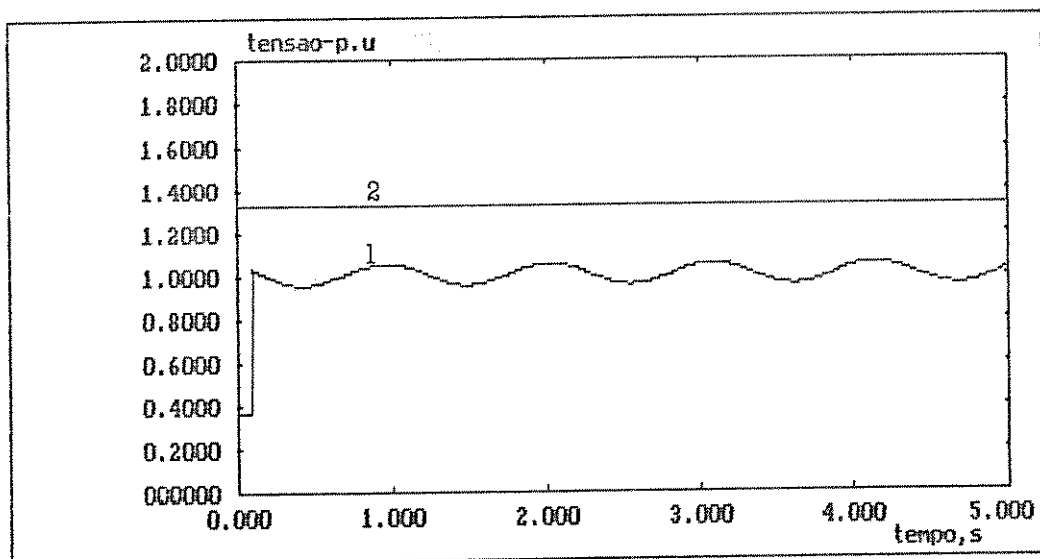


Figura 2.16 - Caso 1

1)Tensão terminal; 2)tensão de campo do gerador 2

CASO 2

. Igual ao caso 1, porém modelo II para o gerador 2 sem AVR.

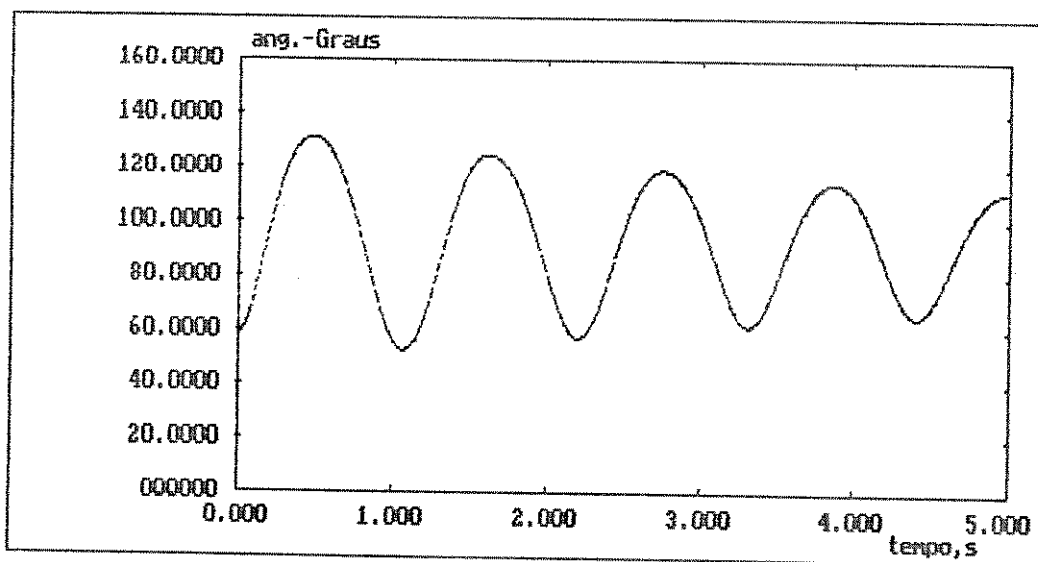


Figura 2.17 - Caso 2

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

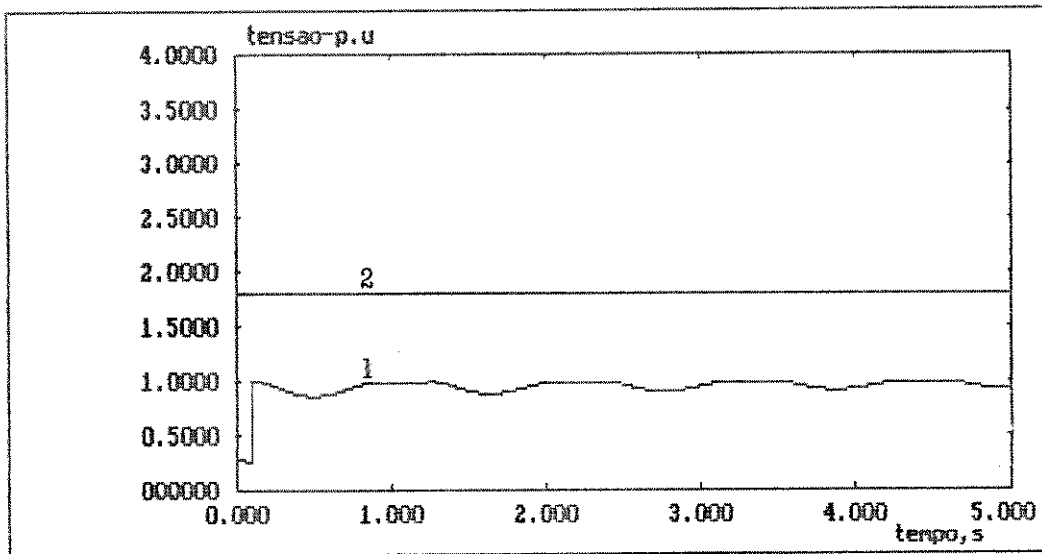


Figura 2.18 - Caso 2

1)Tensão terminal; 2)Tensão de campo do gerador 2

CASO 3

. Igual ao caso 2, porém gerador 2 equipado com AVR tipo 1.

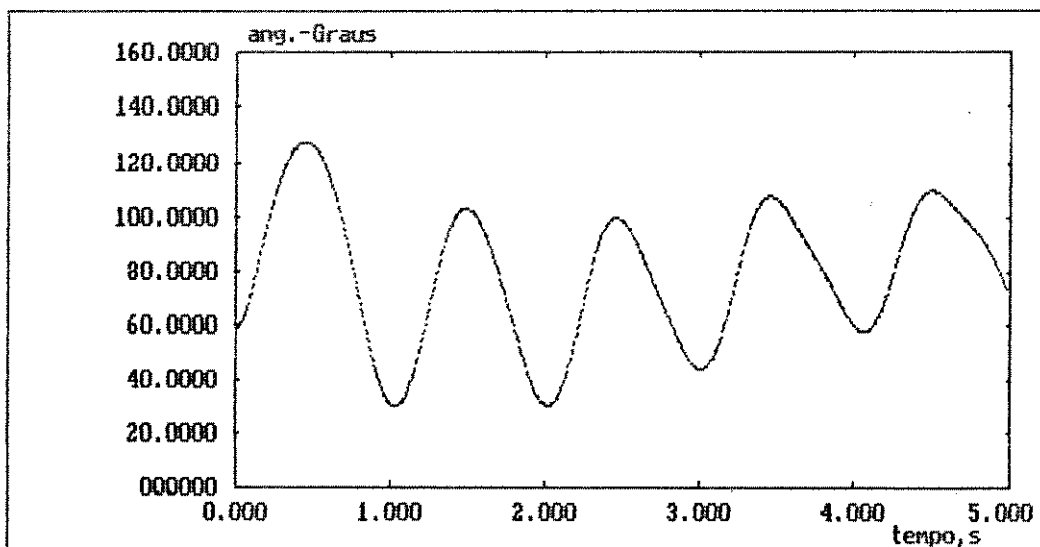


Figura 2.19 - Caso 3

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

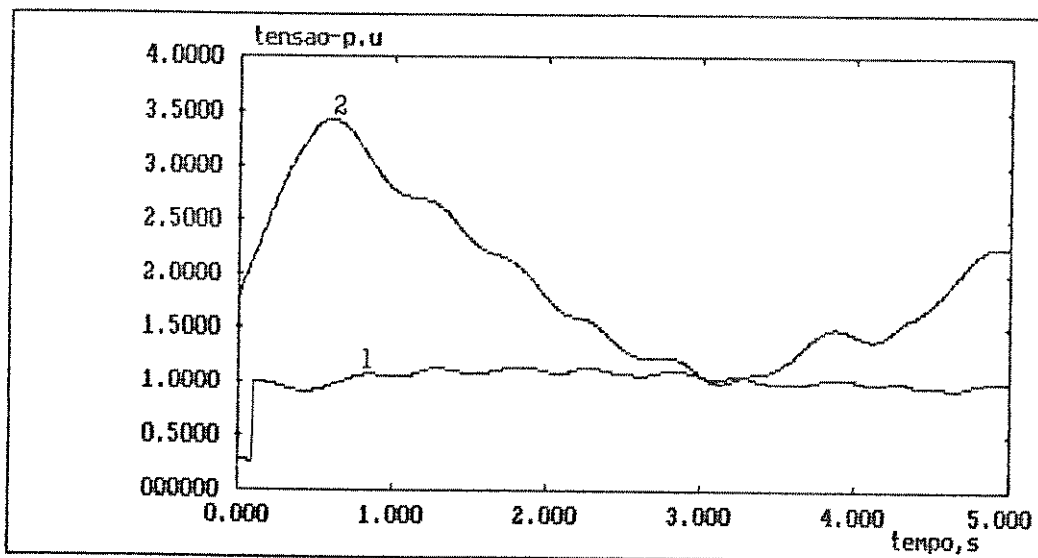


Figura 2.20 - Caso 3

1) Tensão terminal; 2) Tensão de campo do gerador 2

CASO 4

. Igual ao caso 3, porém modelo III para o gerador 2.

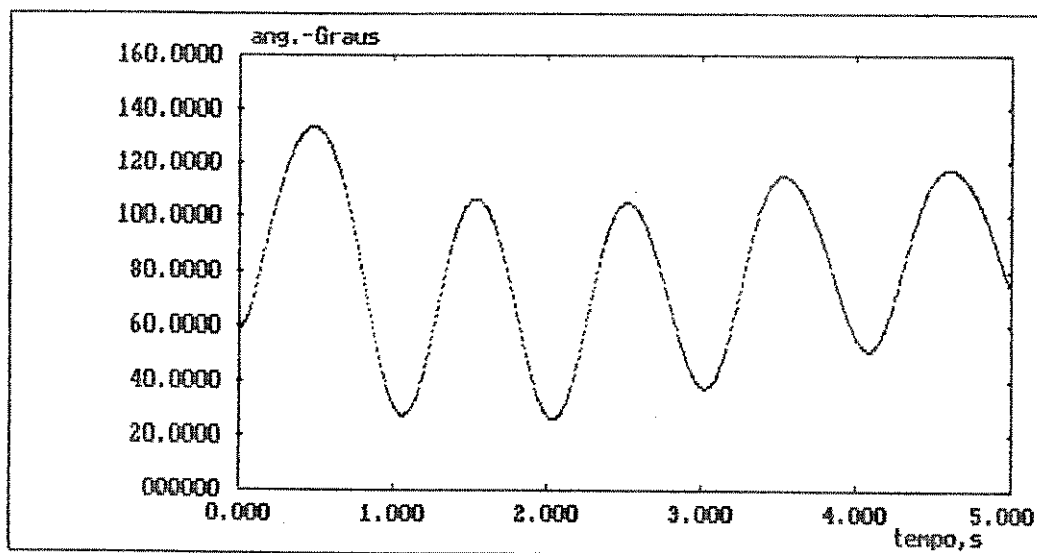


Figura 2.21 - Caso 4

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

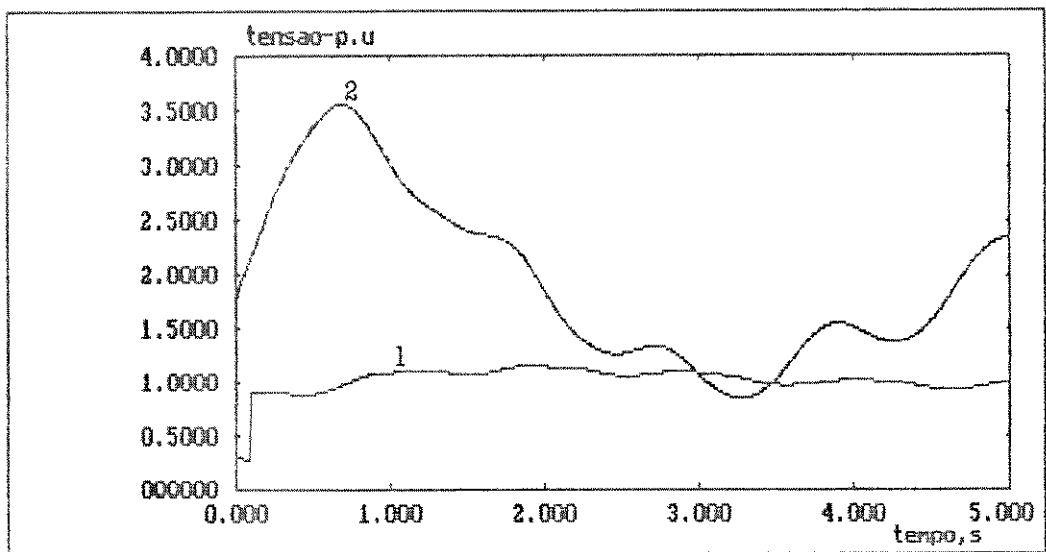


Figura 2.22 - Caso 4

1) Tensão terminal; 2) Tensão de campo do gerador 2

CASO 5

. Igual ao caso 3, porém a carga B representada com modelo de potência constante.

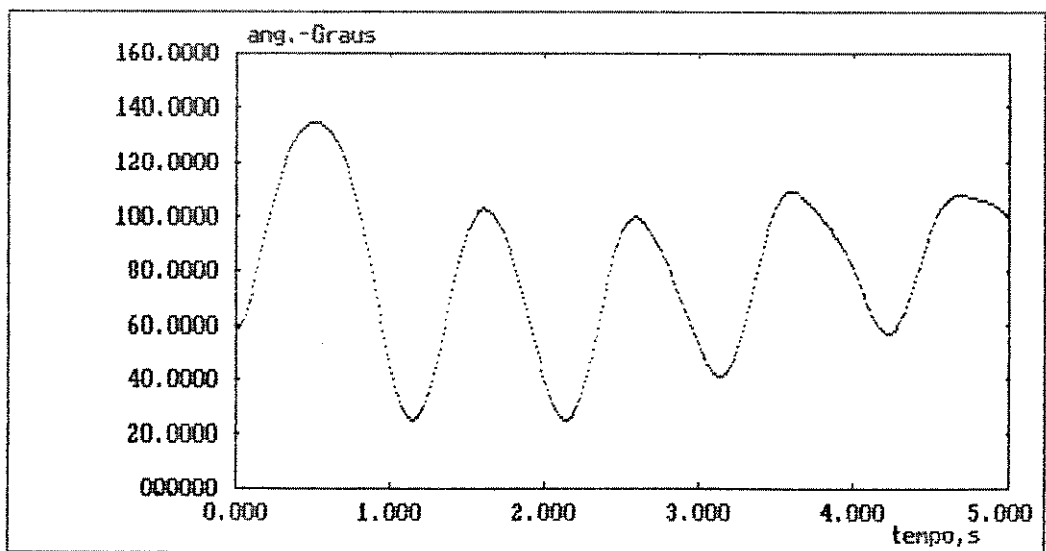


Figura 2.23 - Caso 5

Diferença angular de G_2 em relação ao G_1

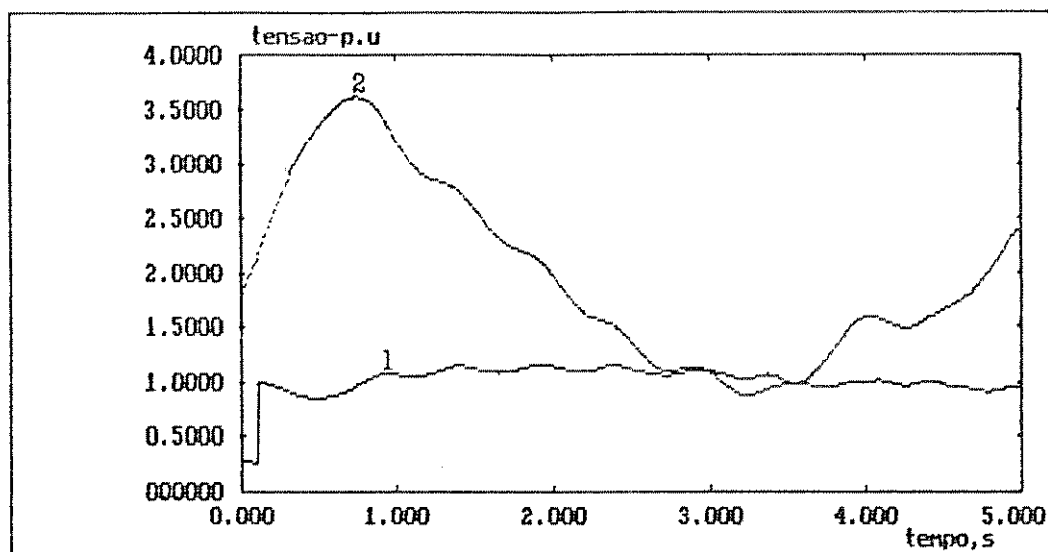


Figura 2.24 - Caso 5

1) Tensão terminal; 2) Tensão de campo do gerador 2

CASO 6

- Igual ao caso 5, porém a carga B representada com modelo de corrente constante.

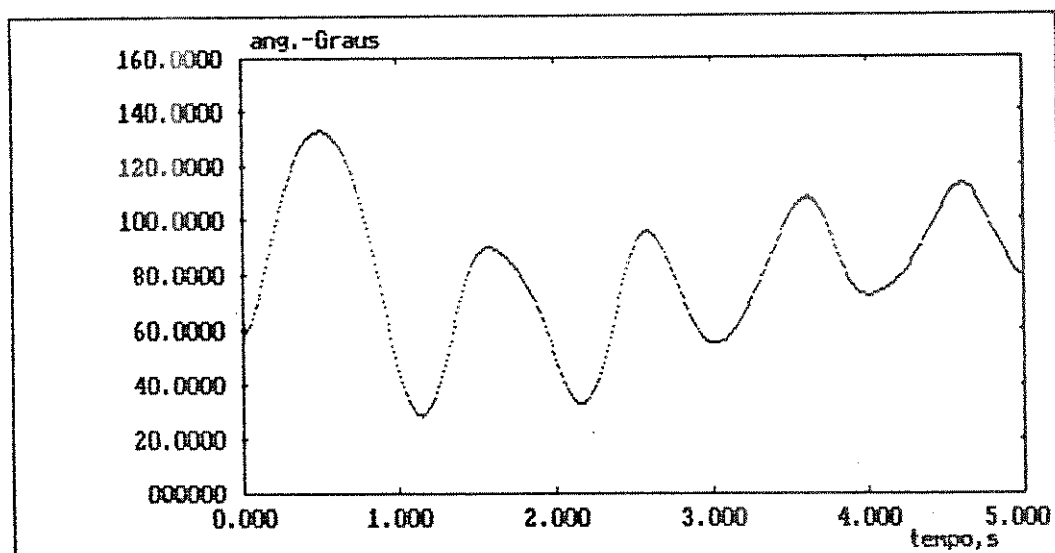


Figura 2.25 - Caso 6

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

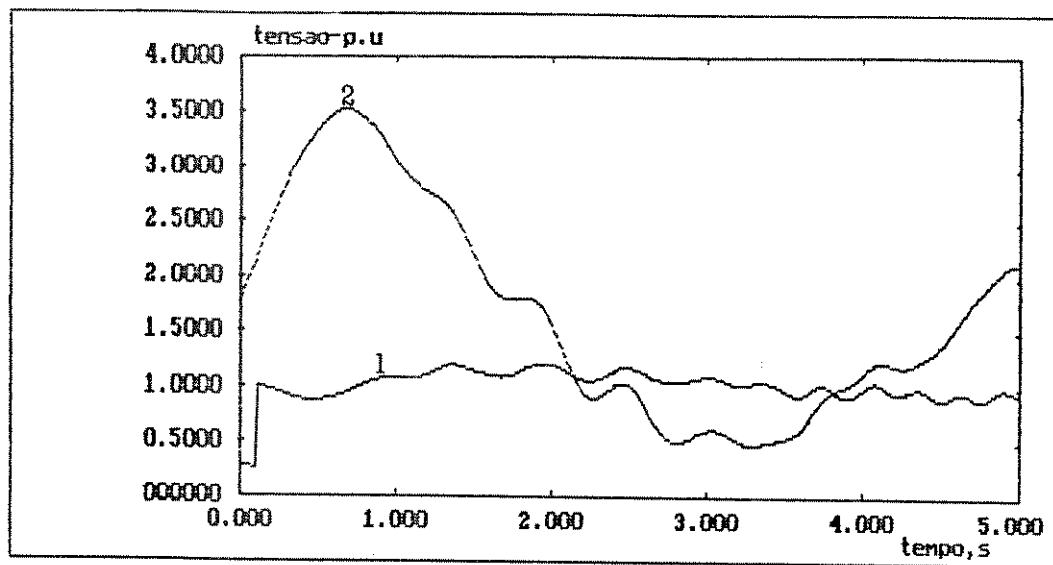


Figura 2.26 - Caso 6

1) Tensão terminal; 2) Tensão de Campo do Gerador 2

Superposição das curvas dos casos 3, 5 e 6

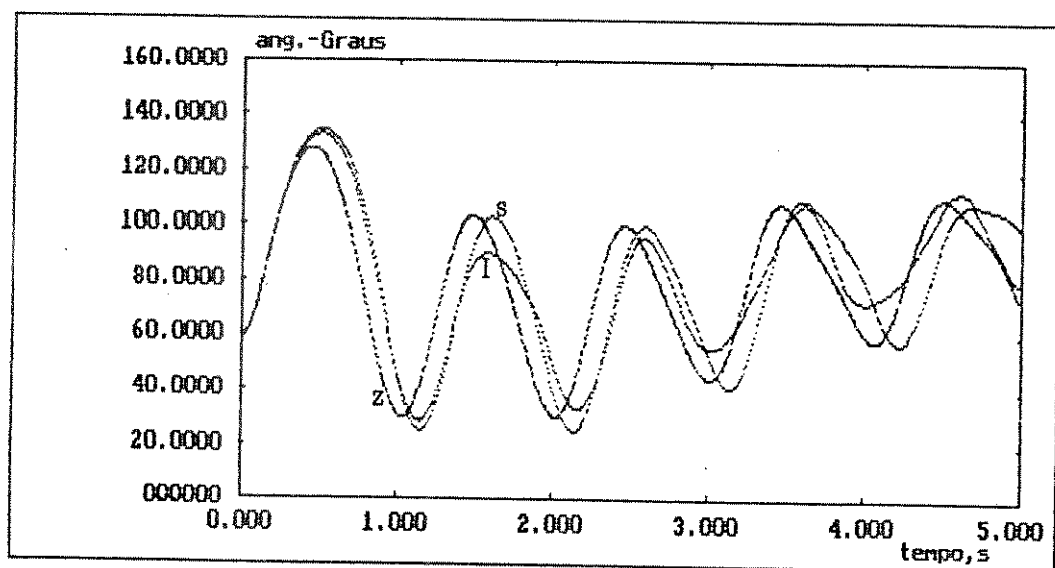


Figura 2.27 - Casos 3, 5 e 6

Diferenças angulares de G_2 em relação a G_1

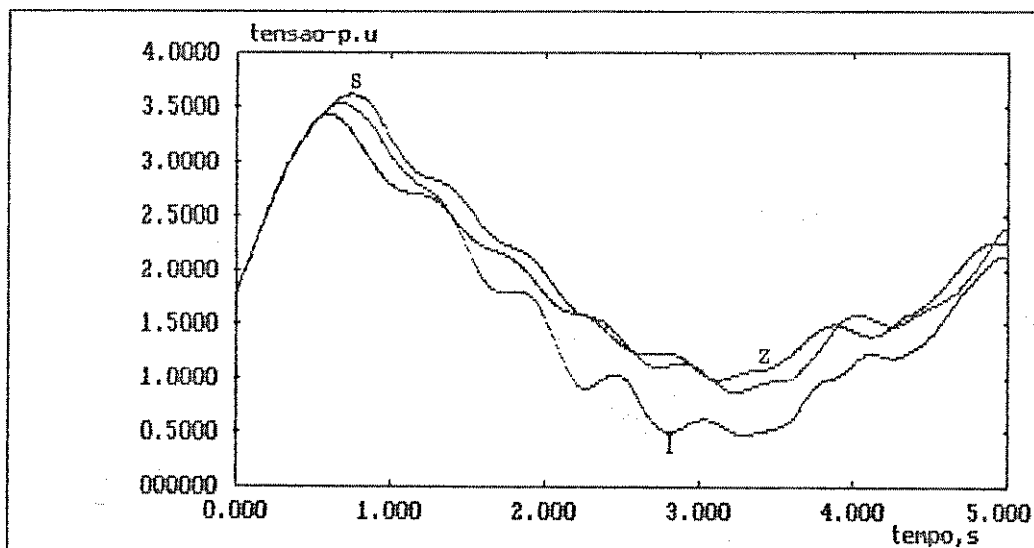


Figura 2.28 - Casos 3,5 e 6 - Tensão de campo do gerador 2

CASO 7

. Igual ao caso 3, porém:

- carga A representada com 70% de impedância constante e 30% de potência (S) constante
- carga B representada com 50% de impedância constante e 50% de potência constante.

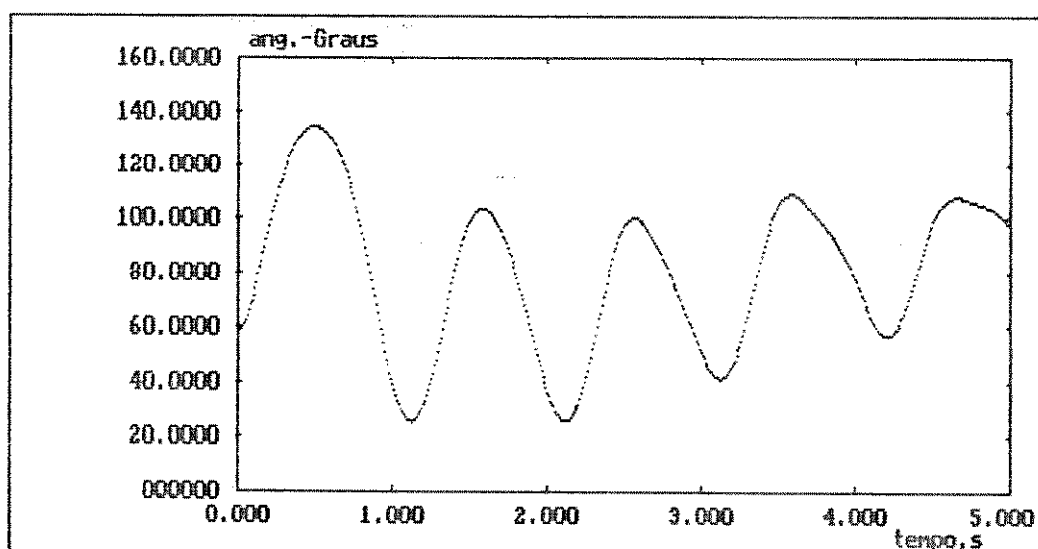


Figura 2.29 - Caso 7

Diferença angular de G_2 em relação a G_1

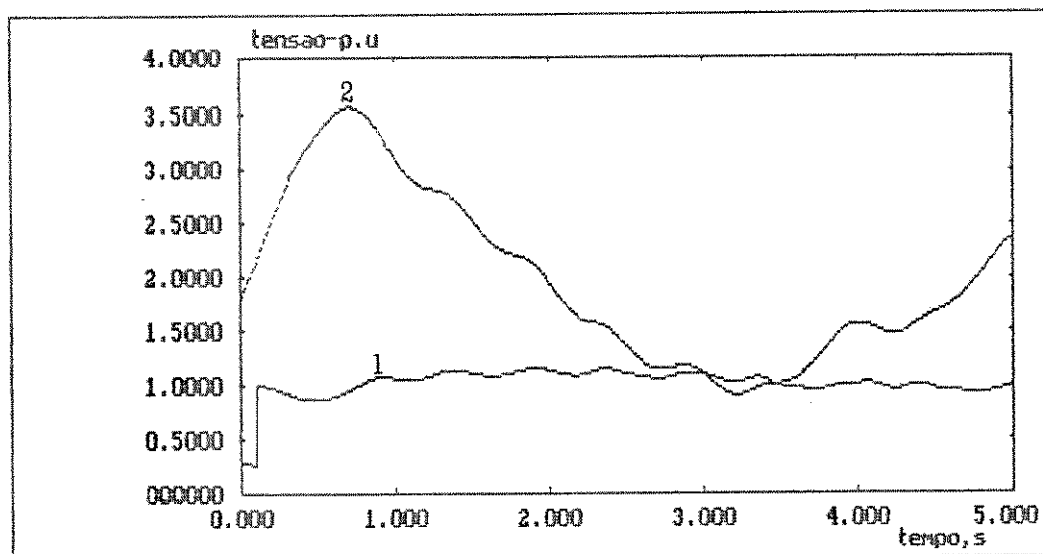


Figura 2.30 - Caso 7

1)Tensão terminal; 2)Tensão de campo do gerador 2

Superposição das curvas dos casos 3 e 7

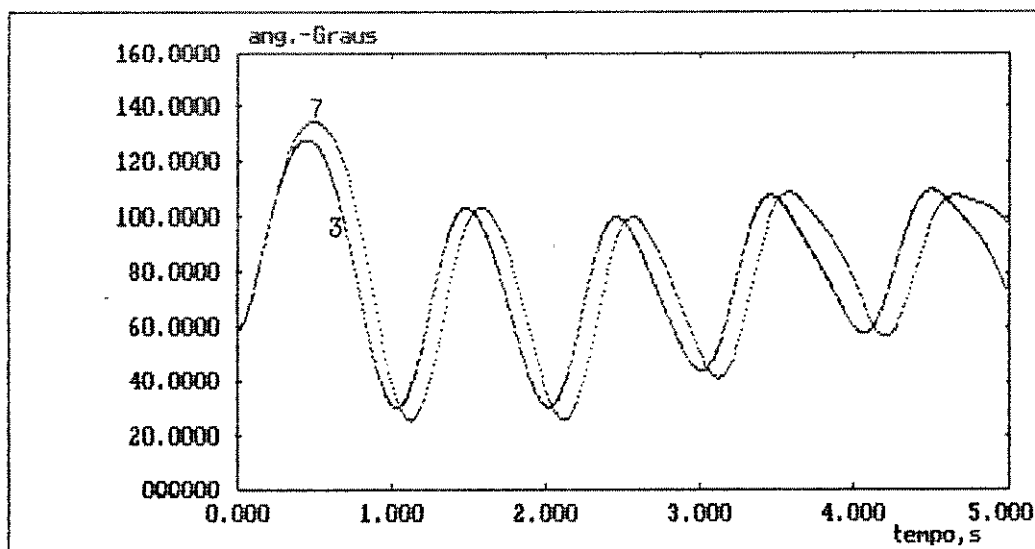


Figura 2.31 - Casos 3 e 7

Diferenças angulares de G_2 em relação a G_1

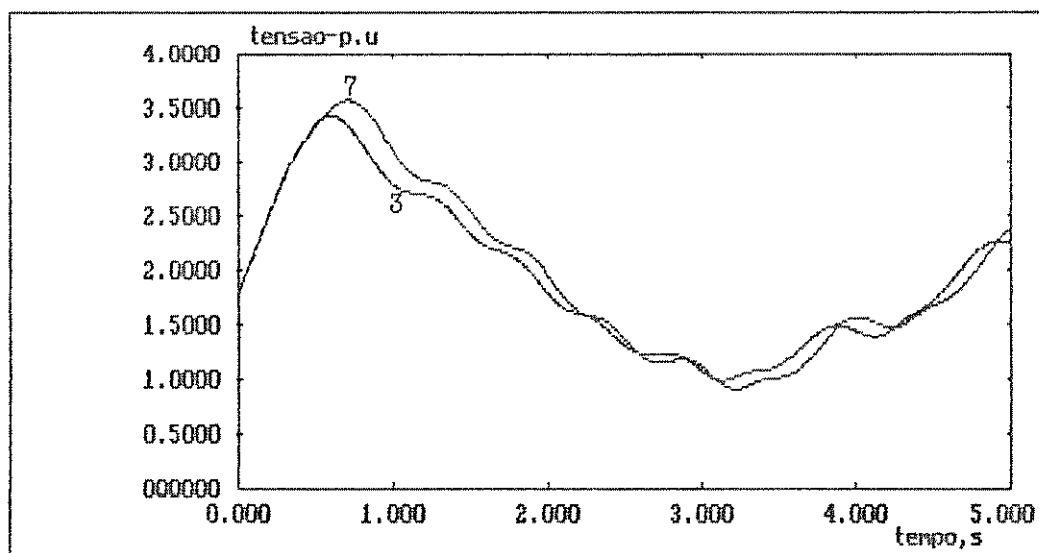


Figura 2.32 - Casos 3 e 7

Tensão de campo do gerador 2

2.12. CONCLUSÕES

Neste capítulo apresentou-se a formulação básica do problema de estabilidade transitória, apresentando-se os métodos de resolução mais consagrados bem como os modelos dos principais componentes envolvidos.

O eficiente ambiente de programação da linguagem PASCAL associado às suas características de estruturação e modularidade possibilitaram que o programa fosse desenvolvido em condições bem mais favoráveis do que seria com FORTRAN.

Os testes realizados no programa desenvolvido, comparados à literatura referenciada mostraram o desempenho esperado.

No próximo capítulo serão apresentados, discutidos e testados modelos de reguladores de velocidade e tensão a serem incluídos posteriormente no programa desenvolvido.

C A P Í T U L O I I I

MODELOS DE REGULADORES DE TENSÃO E VELOCIDADE PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE

3.1. INTRODUÇÃO

Com o desenvolvimento dos programas digitais, a partir dos anos 60, passou-se a incluir a representação de sistemas de controle dos geradores, ou seja, reguladores de velocidade e sistemas de excitação, possibilitando a representação mais realística dessas máquinas no sistema.

Para adaptar o sistema às diferentes condições de operação é necessário dotar os geradores com sistemas de excitação capazes de variar rapidamente a corrente de campo. Na verdade, SISTEMA DE EXCITAÇÃO designa o conjunto de todos os equipamentos e dispositivos necessários à obtenção e controle dessa corrente de campo. Esses sistemas estão sofrendo significativas evoluções tecnológicas.

Na tentativa de estabelecer uma nomenclatura comum e uma certa padronização dos sistemas de controle de excitação o IEEE publicou dois trabalhos, [89], de 1968 e [90] de 1981. Os modelos descritos nesses artigos são utilizados em quase todos os programas de estabilidade existentes, bem como são referidos em quase todos os artigos publicados.

Com relação aos reguladores de velocidade, passou-se dos reguladores mecânicos para os mecânico-hidráulicos, eletro-hidráulicos até os eletrônicos [119,120].

Em um trabalho semelhante ao realizado para os reguladores de tensão, o IEEE [91] elaborou uma proposta de padronização para os reguladores de velocidade; uma das grandes lacunas desse trabalho é que a modelagem de turbinas a gás e motores diesel não é apresentada.

Face à contínua evolução dos sistemas, alguns modelos padronizados de reguladores de tensão e velocidade não se adaptam ao sistema que se necessita simular, obrigando-nos a recorrer a informações de fabricantes.

As linhas gerais seguidas neste capítulo são:

- apresentação dos princípios básicos dos sistemas de controle de tensão e velocidade;
- implementação e testes computacionais dos modelos de reguladores apresentados;
- descrição dos princípios básicos da operação de turbinas a gás;

- apresentação e testes de um modelo mais elaborado de regulador de velocidade para turbinas a gás.

Posteriormente os modelos discutidos e testados neste capítulo serão incorporados ao programa de estabilidade desenvolvido anteriormente.

3.2. CONSTITUIÇÃO BÁSICA DOS REGULADORES DE TENSÃO

Existem muitas variantes de sistemas de excitação, mas de uma maneira geral pode-se descrevê-los através do diagrama de blocos da figura 3.1 de Venikov [103].

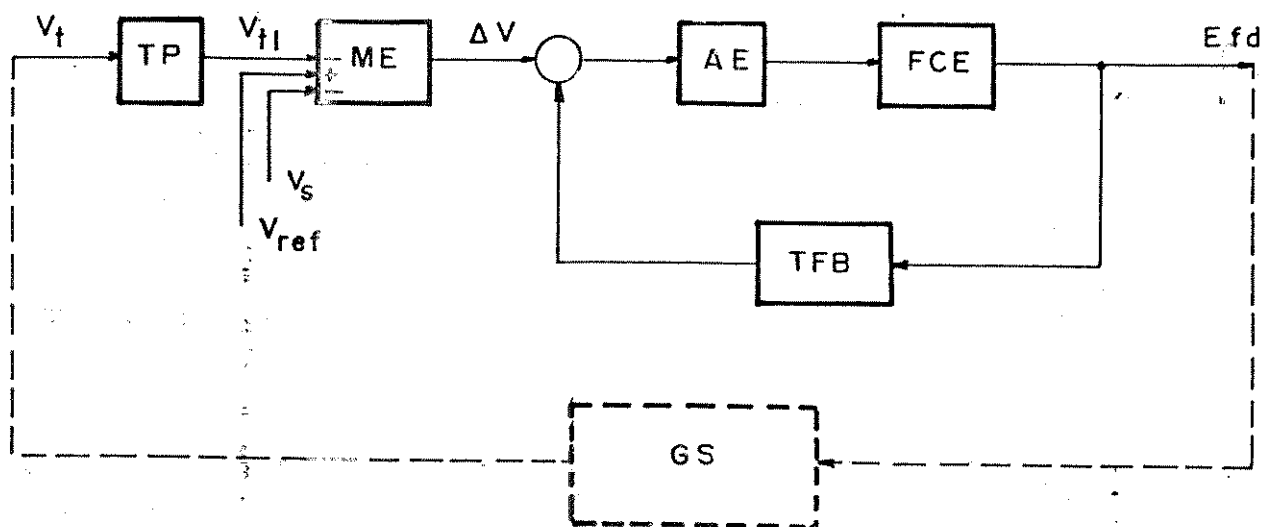


Figura 3.1 - Diagrama de blocos básico dos sistemas de excitação.

TP

O transformador de potencial (TP) converte a tensão de saída do gerador para os níveis compatíveis com a entrada do elemento de medição.

ME

É um elemento de medição, geralmente um somador que combina a tensão medida (V_{t1}) com a referência (V_{ref}) e com os sinais estabilizantes (V_s).

AE

É um amplificador de potência que a partir do sinal de erro (Δv) produz uma tensão para comandar o elemento final de controle.

FCE

O elemento final de controle é uma fonte CA ou CC (excitatriz) que produz a tensão a ser aplicada ao campo do gerador síncrono; a tensão gerada é função do sinal proveniente do amplificador (AE).

TFB

Representa um amplificador estabilizador que utiliza como sinal de realimentação a derivada de E_{fd} e cuja função básica é estabilizar a malha de regulação de tensão.

GS

Representa o gerador síncrono na condição de operação a vazio.

Para manter a interação do sistema de excitação com o sistema de potência tem-se a figura 3.2, extraída de IEEE [90].

Dependendo da maneira pela qual a tensão aplicada no campo do gerador é produzida, tem-se três tipos básicos de sistemas de excitação, IEEE [90] :

- 1 - Sistemas de excitação DC
- 2 - Sistemas de excitação AC
- 3 - Sistemas de excitação estáticos ST

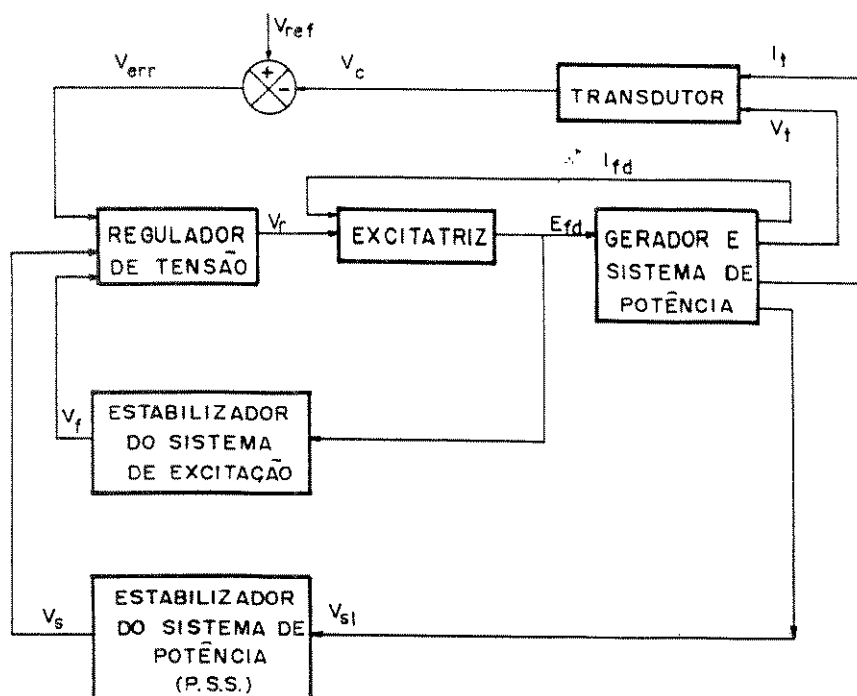


Figura 3.2 - Diagrama de blocos geral do sistema de excitação mostrando os subsistemas geralmente representados nos Programas de Estabilidade.

Nos sistemas de excitação estáticos a potência necessária à excitação é obtida através de transformadores conectados à saída do gerador e retificada por diodos ou tiristores.

O termo excitação estática não é rigoroso IEEE [90], pois a corrente de excitação tem que ser injetada no rotor do gerador, o que envolve uma interface entre o sistema estático e os componentes potativos do sistema. Esse tipo de excitação é conhecida por direta e as duas outras como indireta.

A seguir os tipos específicos, BBC [93] serão discutidos com mais detalhes.

3.3. SISTEMAS DIRETOS DE EXCITAÇÃO

Nestes sistemas não existe a excitatriz rotativa, assim as solicitações de potência do circuito de campo são atendidas quase instantaneamente, possibilitando que os tempos de resposta sejam mais rápidos que os dos sistemas com excitatriz (indiretos).

O arranjo básico de um sistema direto de excitação (estático) é mostrado na figura 3.3., cuja simbologia está descrita no início da tese.

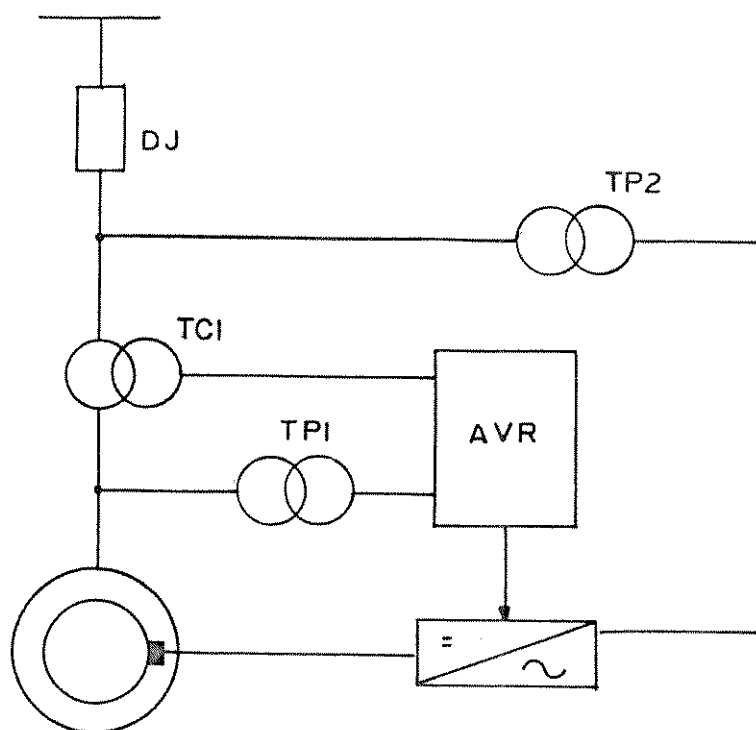


Figura 3.3 - Arranjo básico do sistema de excitação estática

A tensão contínua é aplicada ao campo através de anéis coletores ("Slip-rings") e escovas. A presença de escovas [92] nos geradores representa um dos pontos fracos da excitação estática pois em grandes máquinas centenas delas tem que ser inspecionadas semanalmente para que a operação confiável possa ser assegurada. No caso de geradores instalados em ambientes agressivos ou em áreas classificadas, a existência de escovas cria problemas adicionais.

O principal motivo [92] que levou à grande aceleração da excitação estática é devido à maior rapidez [110] com que a tensão de excitação pode ser variada.

"COMPOUNDAGEM"

Em caso de curto-circuitos eletricamente próximos ao gerador, o suprimento de potência para o sistema de excitação cai, pois a tensão no local da falta pode alcançar valores próximos de zero. Sem tensão aplicada ao circuito de campo, a corrente de curto circuito tende rapidamente a zero, impedindo a atuação dos relés de proteção do sistema e perdendo conseqüentemente a seletividade; a perda de seletividade é uma condição inaceitável em qualquer sistema elétrico.

No caso de grandes centrais geradoras com várias máquinas esse problema é atenuado, alimentando-se o sistema de excitação de um determinado gerador com tensão tomada de barramentos diferentes, reduzindo-se a probabilidade de colapso no sistema de excitação; em pequenas centrais com poucas máquinas essa solução não é factível.

O objetivo da "compoundagem" [93] é assegurar que em caso de curto-circuitos seja mantida a potência para o sistema de excitação assegurando portanto a circulação de parte da corrente de curto-circuito que possibilite a atuação seletiva do sistema de proteção; usualmente a corrente de curto-circuito é mantida na faixa de 1,6 a 2 vezes a corrente nominal.

Nesse tipo de configuração [64] a potência para o sistema de excitação é obtida da própria corrente de curto-circuito da rede; o arranjo básico da excitação direta com compoundagem está mostrado na figura 3.4.

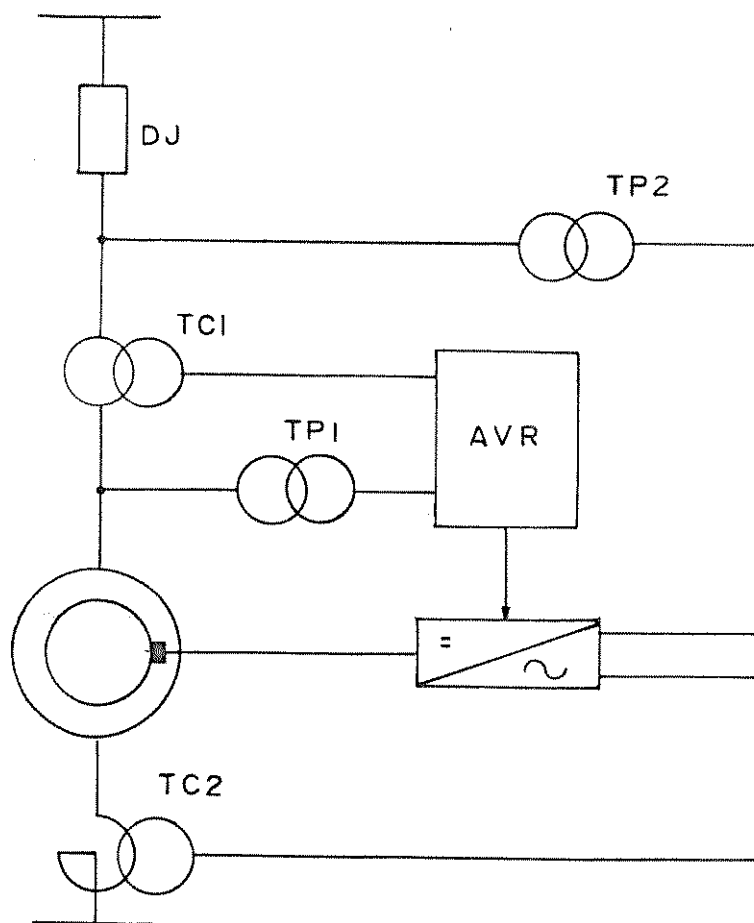


Figura 3.4 - Arranjo básico do sistema de excitação estática com "compoundagem"

3.4. SISTEMAS INDIRETOS DE EXCITAÇÃO

Em todos os sistemas indiretos de excitação existe a excitatriz rotativa, uma máquina CC ou CA, que gera a potência necessária à excitação, normalmente acoplada ao eixo do gerador.

SISTEMAS DE EXCITAÇÃO CC

Utiliza um gerador CC com comutador para gerar a tensão de campo. Além das escovas e do comutador do gerador CC tem-se os anéis e

escovas que conduzem a corrente CC ao circuito de campo do gerador síncrono.

Esse sistema é muito utilizado nas máquinas mais antigas mas atualmente não é mais produzido.

Na figura 3.5 mostra-se o arranjo básico desse sistema de excitação; a representação computacional correspondente é o tipo I do IEEE [89] e mostrado na figura 3.9.

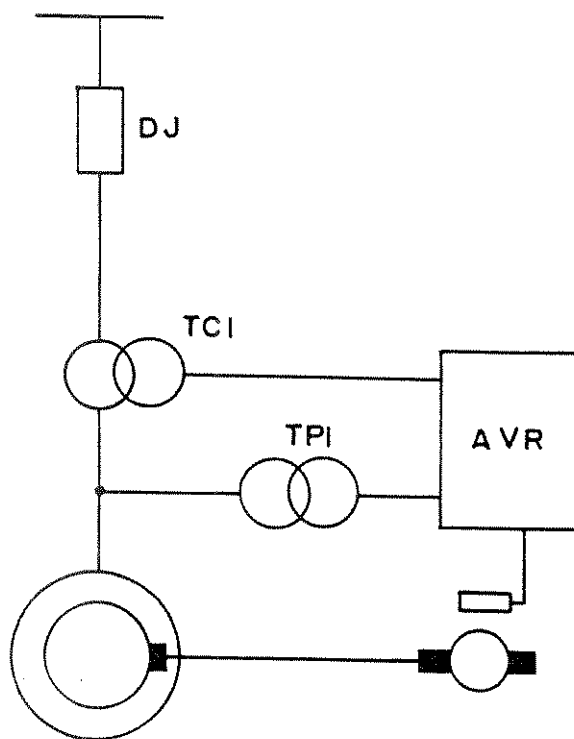


Figura 3.5 - Arranjo básico do sistema de excitação CC.

SISTEMAS DE EXCITAÇÃO CA

Existem dois tipos principais descritos a seguir:

- sistema com diodos estacionários;
- sistema sem escovas ("Brushless").

SISTEMAS DE EXCITAÇÃO CA COM DIODOS ESTACIONÁRIOS

A excitatriz consiste de um gerador CA normal montado no eixo do gerador principal; a tensão de campo da excitatriz é controlada

pelo regulador automático de tensão (AVR); a tensão gerada é retificada por diodos (ou tiristores) estacionários. Nesse arranjo há dois conjuntos de anéis/escovas, sendo um para o campo do gerador principal e outro para o campo da excitatriz.

Na figura 3.6 mostra-se o arranjo básico do sistema de excitação CA com diodos estacionários, a representação computacional é o tipo 1 do IEEE [89].

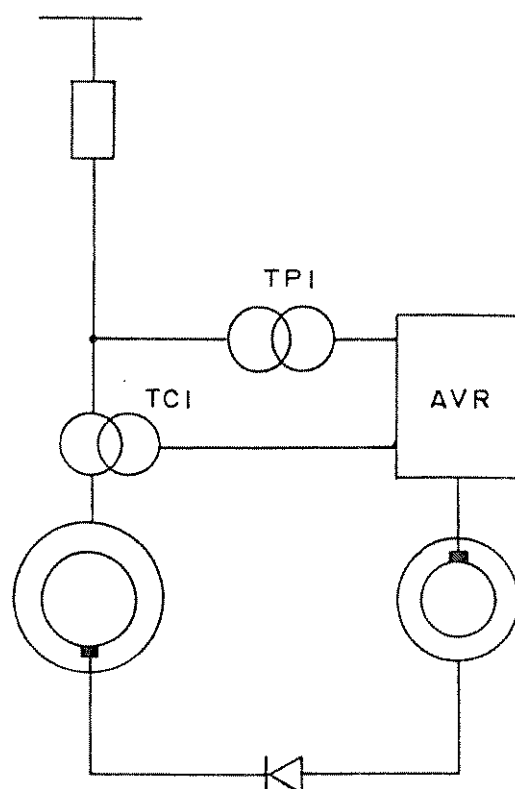


Figura 3.6 - Arranjo básico do sistema de excitação CA com diodos estacionários.

SISTEMA SEM ESCOVAS ("BRUSHLESS")

Na ponta do eixo do gerador síncrono há uma excitatriz CA com a armadura localizada no eixo e ligado ao circuito de campo do gerador através de diodos semicondutores; a corrente alternada gerada pela excitatriz é retificada pelos diodos rotativos e aplicada ao campo principal. Este arranjo elimina as escovas e os anéis coletores ("SLIP-rings"), o enrolamento de campo da excitatriz é estacionário. De acordo com [92] existem configurações "brushless" que utilizam

tiristores rotativos em vez de diodos, agilizando o controle da excitação.

Na figura 3.7 motra-se o arranjo básico do sistema sem escovas com diodos rotativos; a representação computacional é o tipo II do IEEE [89] e mostrado na figura 3.11.

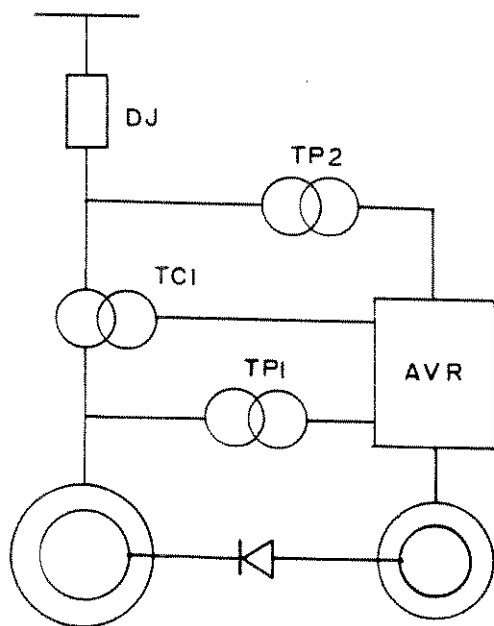


Figura 3.7 - Arranjo básico do sistema de excitação "Brushless"

A principal motivação [92] para o desenvolvimento do sistema "brushless" foi a possibilidade de eliminação completa de escovas dos geradores síncronos.

A grande desvantagem [92] deste arranjo são os tempos relativamente longos de resposta. Se a estabilidade não é de importância primordial o sistema "brushless" pode ser uma boa opção e atualmente é grandemente utilizado.

O arranjo básico do sistema de excitação "brushless" com "compoundagem" é mostrado na figura 3.8.

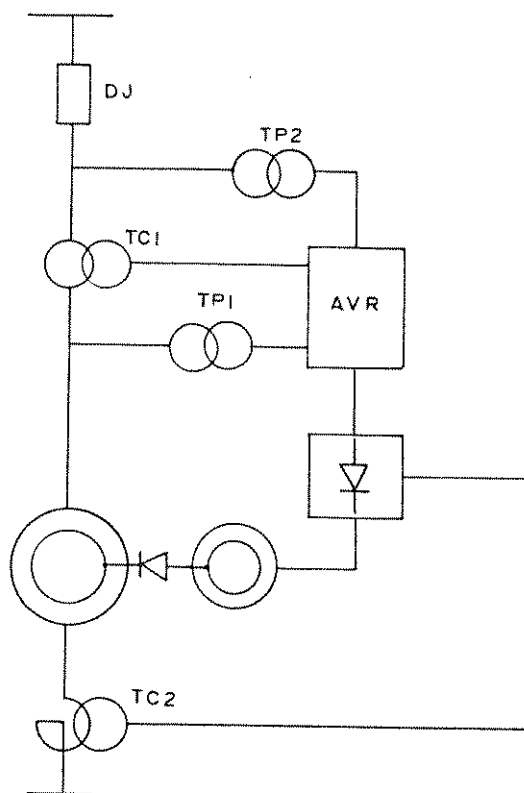


Figura 3.8 - Arranjo básico do sistema de excitação "brushless" com "compoundagem"

A corrente de curto-circuito é convertida, normalmente por pontes tiristorizadas em tensão para suprir potência do circuito de campo; os sistemas de controle envolvidos são bem mais complexos do que os necessários para os arranjos sem "compoundagem".

De uma forma geral [93], quando o comportamento dinâmico do sistema é levado em consideração na escolha do sistema de excitação, a estática prevalece, pois os sistemas que usam excitatriz rotativa introduzem constantes de tempo adicionais no processo.

De acordo com [96] o uso da "compoundagem" é recomendado em sistemas que normalmente operam isolados da rede.

3.5. IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL E TESTES DE ALGUNS MODELOS DE SISTEMAS DE EXCITAÇÃO

Neste item são apresentados os modelos computacionais de alguns sistemas de excitação usualmente empregados, mostrando-se a resposta de alguns testes computacionais realizados. Para as

simulações desses modelos utilizou-se um algoritmo similar ao descrito na página 87.

MODELO I

O sistema de excitação CA com diodos estacionários e o sistema CC são representados por este modelo [89, 90], mostrado na figura 3.9. Nesse diagrama o bloco pontilhado não é parte do modelo, mas representa a dinâmica da interação entre a tensão aplicada ao campo e a tensão gerada; a sua inclusão permite que a malha seja testada independentemente. O teste da malha autônoma de controle de tensão é de grande utilidade pois permite que se simule o comportamento para variação em degrau na referência. O modelo ajustado corretamente de forma independente pode ser inserido no programa de estabilidade sem grandes problemas.

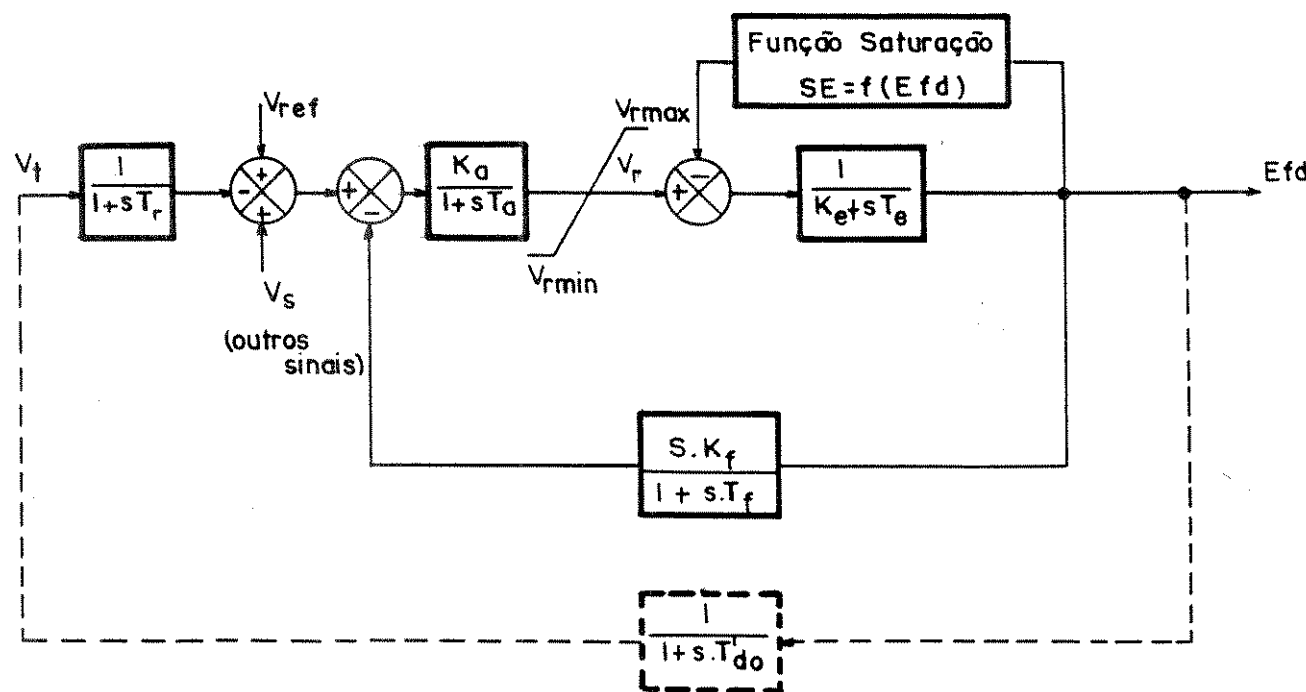


Figura 3.9 - Diagrama de blocos do modelo I de sistema de excitação

Há uma interrelação [89] entre a tensão de teto da excitatriz (E_{FD_MAX} - "CEILING VOLTAGE"), a tensão de teto do regulador (V_{R_MAX}), S_E e K_E . A equação (3.1) tem que ser satisfeita em regime permanente, ou seja:

$$V_R - S_E \cdot EFD - K_E \cdot EFD = 0, EFD_{\min} \leq EFD \leq EFD_{\max} \quad (3.1)$$

Quando a tensão de campo atinge o limite ("CEILING"), tem-se $EFD = EFD_{\max}$, ou seja:

$$V_{R\max} = EFD_{\max} \cdot (S_{E\max} + K_E) \quad (3.2)$$

Neste modelo o limite inferior, em geral, é dado por:

$$V_{R\min} = - V_{R\max} \quad (3.3)$$

Geralmente a constante de tempo (T_r) associada ao transformador de potencial é desprezada.

A obtenção das equações diferenciais a partir do diagrama de blocos, bem como o tratamento da saturação da excitatriz, não serão apresentados por terem sido tratadas em outras referências, como [13] e Fouad [79].

RESPOSTA AO DEGRAU DO MODELO I

Na malha da figura 3.9 aplica-se um degrau de 10% na referência de tensão.

A figura 3.10 mostra, sobrepostas, a tensão de referência e a resposta da tensão terminal do gerador; na tabela 6.2 (capítulo VI) tem-se os parâmetros do sistema de excitação empregados na simulação considerando um gerador hipotético com $T'_{do} = 4s$.

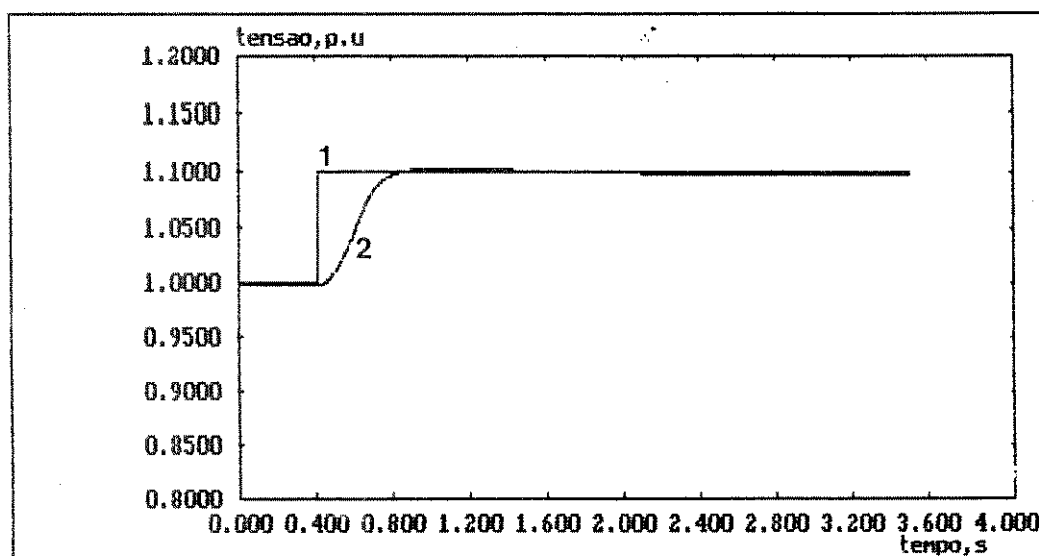


Figura 3.10 - Resposta do modelo I ao degrau na referência
 1: tensão de referência
 2: tensão terminal do gerador

MODELO II

Este modelo se aplica aos sistemas de excitação sem escovas e com diodos rotativos, IEEE [89, 90].

Na figura 3.11 tem-se o diagrama de blocos deste modelo; observa-se que a única diferença em relação ao diagrama de blocos do modelo I está na malha de estabilização que tem como entrada a saída do regulador, ao invés da tensão de campo (E_{FD}). Por essa razão aparece um polo adicional na malha de estabilização, representando [113] o atraso da excitatriz que foi excluída da malha.

RESPOSTA AO DEGRAU DO MODELO II

Na malha da figura 3.11 aplica-se um degrau de 10% na referência de tensão.

A figura 3.12 mostra, sobrepostas, a tensão de referência e a resposta da tensão terminal do gerador; os parâmetros do sistema de excitação empregados são os mesmos da tabela 6.2 com $T_d = 1,0$ s.

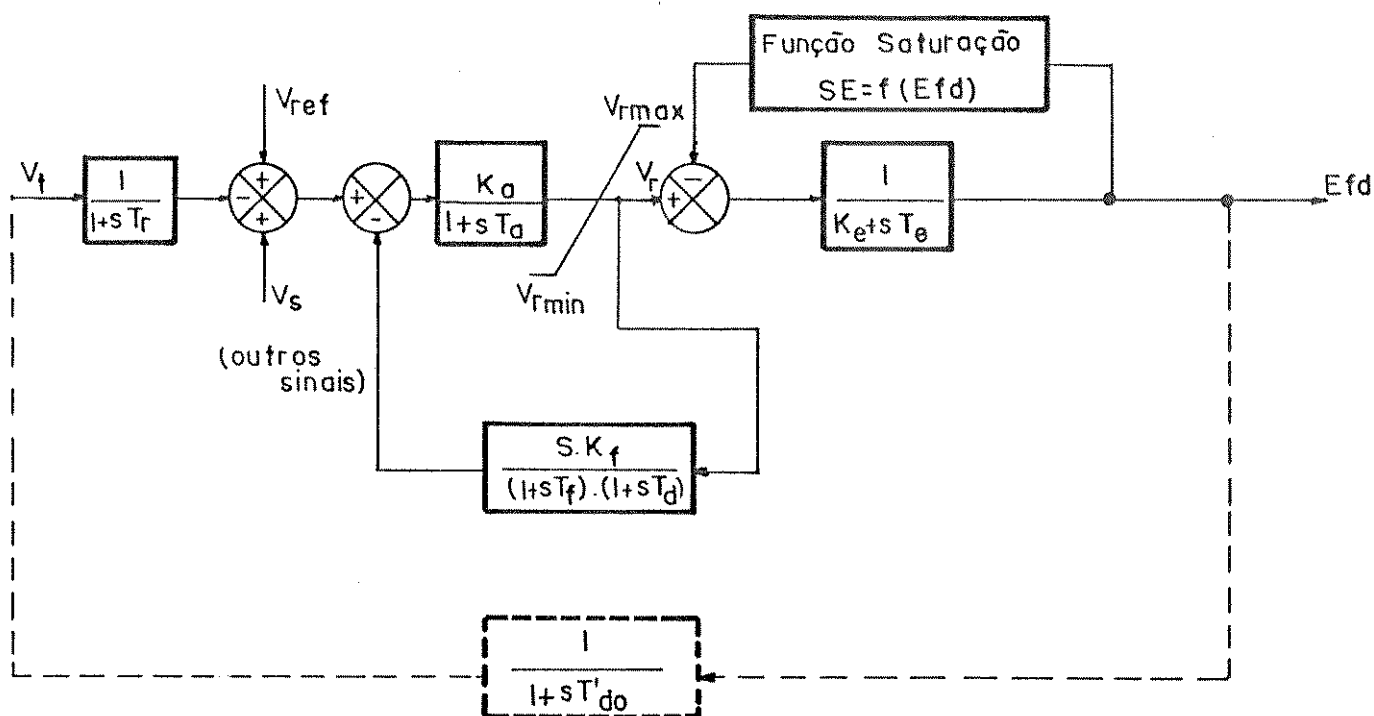


Figura 3.11 - Diagrama de blocos do modelo II de sistema de excitação.

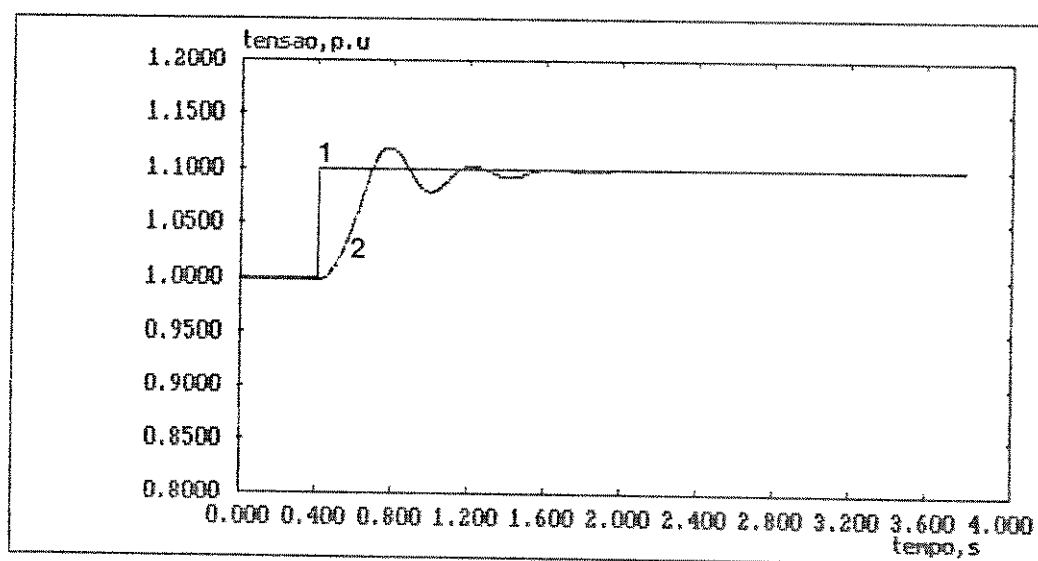


Figura 3.12 - Resposta do modelo II ao degrau na referência
 1: tensão de referência
 2: tensão terminal do gerador

SIMULAÇÃO DE UM SISTEMA DE EXCITAÇÃO "BRUSHLESS" COMERCIAL

O sistema a ser simulado é o tipo SF7 da BBC (Brown Boveri Company); esse sistema é utilizado nos geradores principais de algumas plataformas marítimas da BACIA DE CAMPOS.

O diagrama de blocos do SF7 está na figura 3.13 a seguir; esse sistema utiliza diodos rotativos.

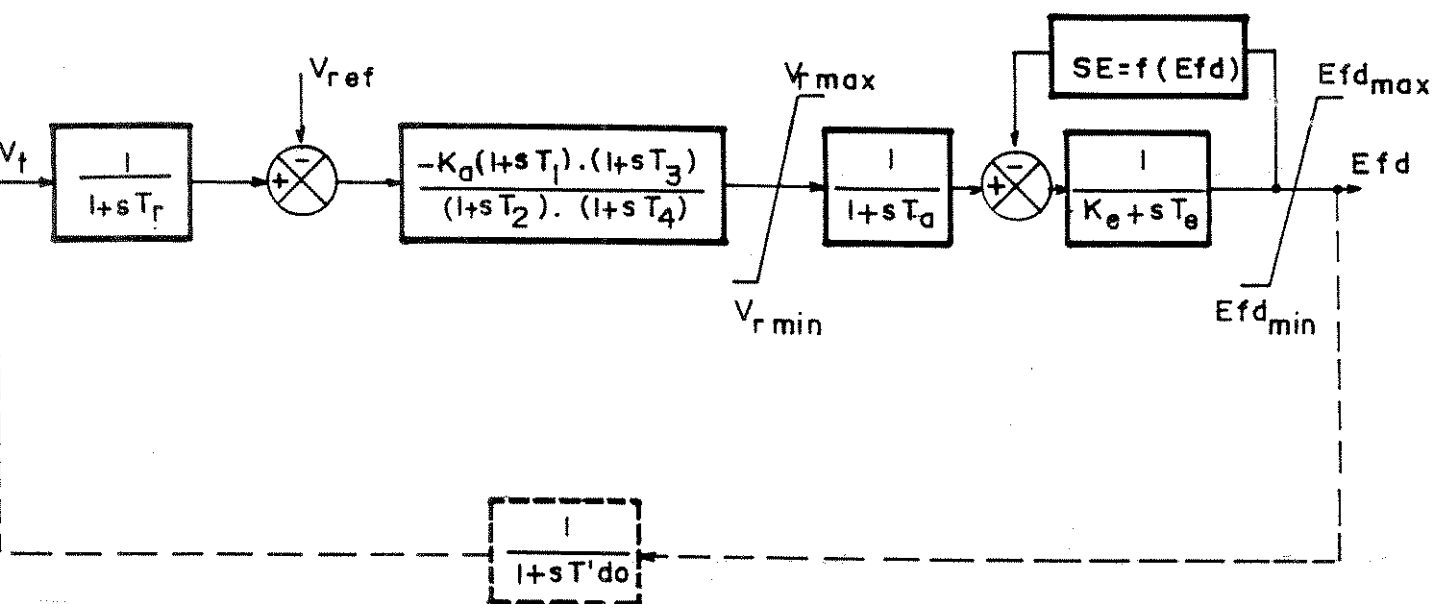


Figura 3.13 - Diagrama de blocos do regulador de tensão, modelo Sf7, da BBC.

RESPOSTA AO DEGRAU DO SF7

Na malha da figura 3.13 aplica-se um degrau de 10% na referência de tensão.

Os parâmetros do sistema de excitação empregados na simulação estão na tabela 3.1.

K_A	K_E	T_1 (s)	T_2 (s)	T_3 (s)	T_4 (s)	T_A (s)	T_E (s)	T_R (s)
400	1,0	1,9	2,0	0,30	0,037	0,005	0,30	0,005

$SE_{O,75MAX}$ (p.u)	SE_{MAX} (p.u)	EFD_{MAX} (p.u)	EFD_{MIN} (p.u)	T' do (s)
0,663	0,912	6,33	0	4.0

Tabela 3.1 - Dados do sistema de excitação SF7.

A figura 3.14 mostra, sobrepostas, a tensão de referência e a resposta da tensão terminal do gerador.

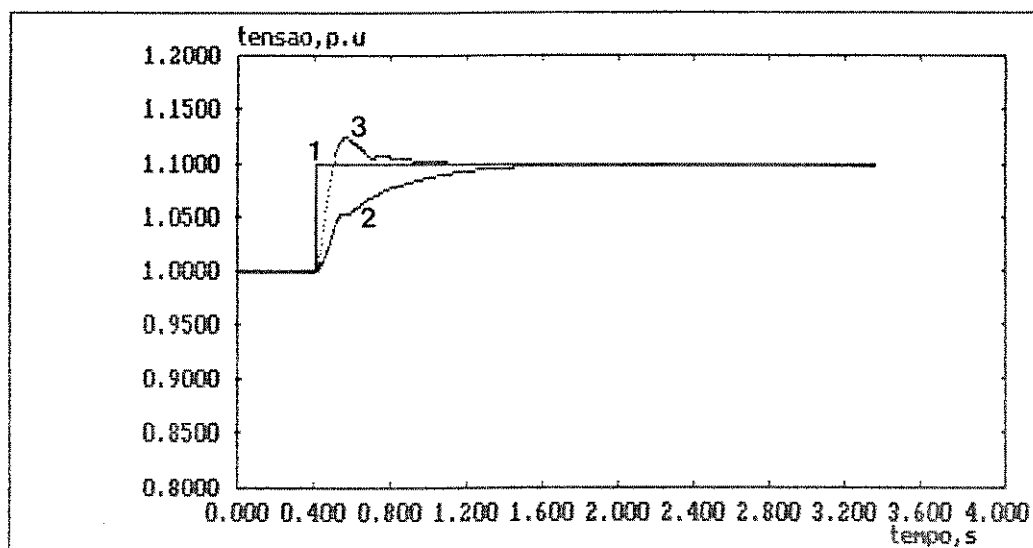


Figura 3.14 - Resposta do sistema SF7 ao degrau na referência

1: Tensão de referência

2: Tensão terminal do gerador com $VR_{MAX} = 12,00$ p.u

3: Tensão terminal do gerador com $VR_{MAX} = 48,00$ p.u

MODELO 1S

Os sistemas diretos de excitação são representados por este modelo, que resulta do modelo 1 fazendo-se $SE = TE = 0$ e $KE = 1$. Pela própria concepção dos sistemas de excitação diretos sem "compoundagem", a tensão de teto (E_{FD_MAX} , E_{FD_MIN}) depende diretamente da tensão terminal. Na figura 3.15 mostra-se o diagrama de blocos do modelo 1s conforme Fouad [79].

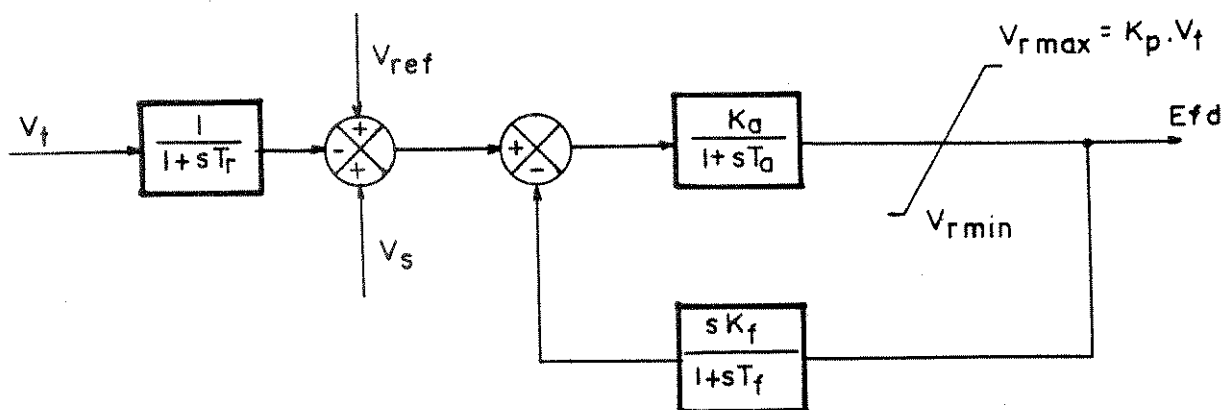


Figura 3.15 - Diagrama de blocos do modelo 1s de sistemas de excitação

Neste tipo de arranjo (1s) as constantes de tempo do sistema de excitação são muito pequenas IEEE [90], e, na maior parte dos casos não é necessária a malha de estabilização.

Na figura 3.16 tem-se a representação de um sistema de excitação direto [111], onde a malha de estabilização não aparece.

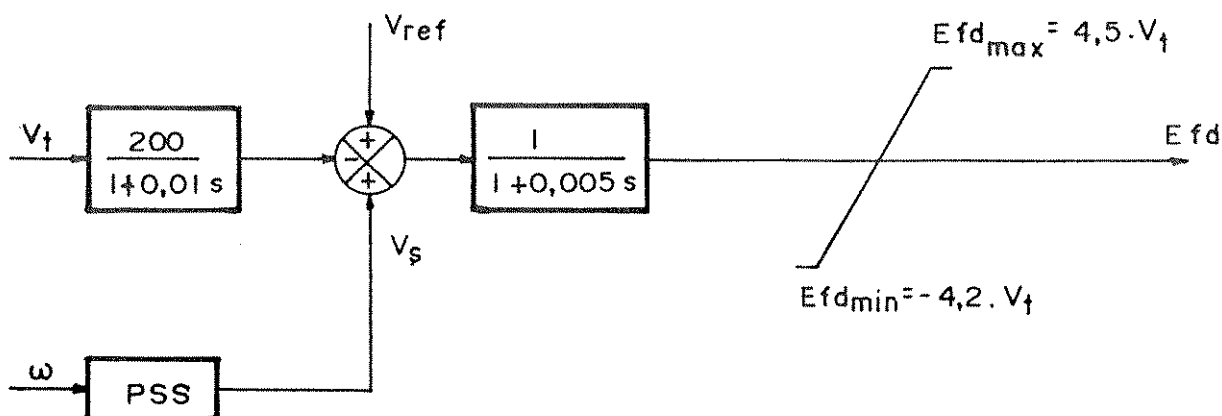


Figura 3.16 - Diagrama de blocos de sistema de excitação estática sem malha de estabilização

As constantes foram reproduzidas para ter-se idéia das ordens de grandeza envolvidas.

RESPOSTA AO DEGRAU DO MODELO 1S

Na malha da figura 3.15 aplica-se um degrau de 10% na referência de tensão.

A figura 3.17 mostra, sobrepostas, a tensão de referência e a resposta da tensão terminal do gerador; os parâmetros utilizados são os da tabela 6.2 com $S_E = T_E = 0$ e $K_E = 1$, considerando um gerador hipotético com $T'_{do} = 4s$.

Fazer $T_E = 0$ é equivalente a ter resposta instantânea da excitatriz, resultando uma resposta mais rápida do que a do modelo 1 mostrada na figura 3.10.

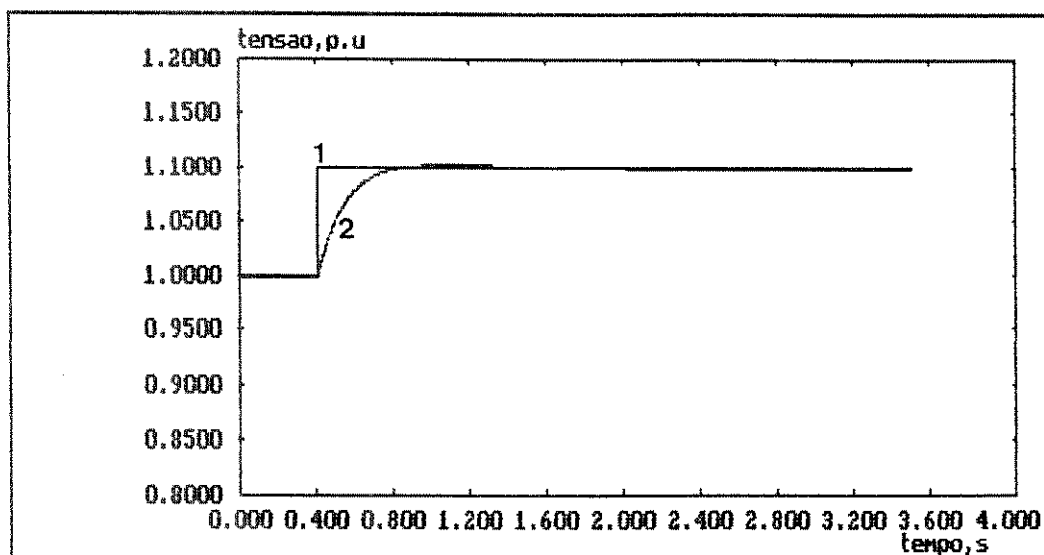


Figura 3.17 - Resposta do modelo 1s ao degrau na referência
 1: Tensão de referência
 2: Tensão terminal do gerador

SISTEMA DIRETO DE EXCITAÇÃO COM "COMPOUNDAGEM"

Neste caso será utilizado o diagrama de blocos do modelo UNITROL UN0810 da BBC (Brown Boveri Company) apresentado na figura 3.18; este modelo foi escolhido por ser utilizado no sistema elétrico do Polo Nordeste que será estudado no capítulo VII.

Até a presente data não foi fornecida pelo fabricante a expressão matemática que permite calcular a tensão de teto ("Ceiling Voltage") em função das condições da rede e das constantes do sistema de excitação.

Para esta simulação adotou-se uma simplificação da expressão fornecida por BBC [105], apresentada a seguir.

$$E_{FDmax} = \sqrt{(2,28.V_t)^2 + (3,0.I_t)^2} \quad (3.4)$$

$$E_{FDmin} = - E_{FDmax} \quad (3.5)$$

A simplificação (3.4) desprezou o termo função do fator de potência da carga e de outras características do sistema de excitação.

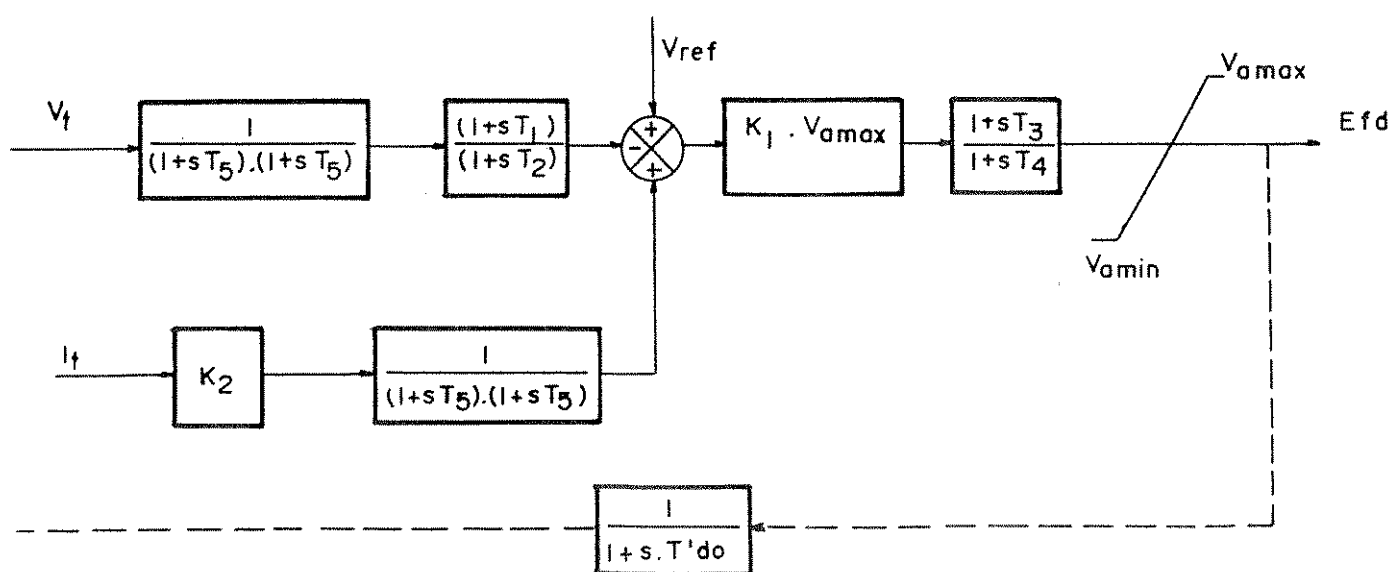


Figura 3.18 - Diagrama de blocos do regulador de tensão Unitrol UN0810 da B.B.C

RESPOSTA AO DEGRAU DO UNITROL

Na malha da figura 3.18 aplica-se um degrau de 10% na referência de tensão. A figura 3.19 mostra, sobrepostas, a tensão de referência e a resposta da tensão terminal do gerador; os parâmetros utilizados estão na tabela 7.2 do capítulo VII.

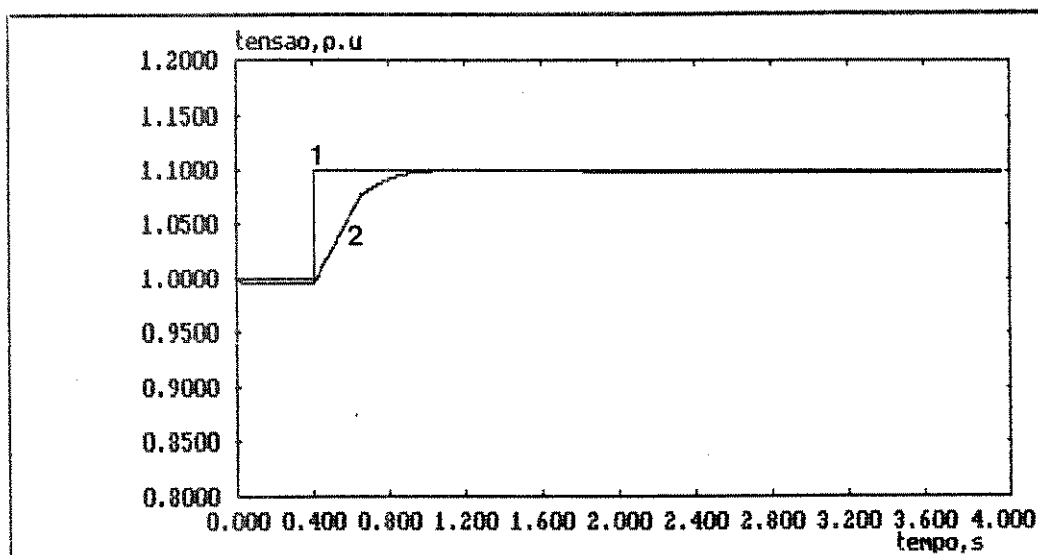


Figura 3.19 - Resposta do Unitrol ao degrau na referência
 1: Tensão de referência
 2: Tensão terminal do gerador

SIMULAÇÕES PARA VERIFICAÇÃO DO EFEITO DA "COMPOUNDAGEM" DURANTE CURTO-CIRCUITOS EM SISTEMAS ISOLADOS

As simulações seguintes são realizadas no sistema mostrado na figura 3.20. As impedâncias desse exemplo foram escolhidas de modo que:

- a tensão na barra 1 fica em 0,24 p.u em caso de curto-circuito trifásico na barra 3 (curto eletricamente próximo).
- a tensão na barra 1 fica em 0,78 p.u em caso de curto-circuito trifásico na barra 4 (curto eletricamente distante).

Os dados do gerador estão na tabela 7.1 e os do regulador de tensão na tabela 7.2 do capítulo 7; as impedâncias do sistema da figura 3.20 e o caso base estão nas listagens 3.1 e 3.2 a seguir.

São apresentadas curvas de tensão x t e corrente x t para ilustrar o efeito da "compoundagem" em geradores que suprem sistemas isolados. As curvas de corrente destacam a importância da "compoundagem" na sustentação de um determinado valor mínimo de corrente de curto circuito de modo a garantir atuação seletiva da proteção.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

TENSÃO ESP.				GERAÇÃO		CARGAS	
BAR	TIP	MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.025	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.500	2.500	0.000
2	2	3	0.200	2.500	0.000
3	2	4	5.000	50.000	0.000

Listagem 3.1

POTÊNCIA BASE: 100.0 MVA

ESTADO DO SISTEMA				INJEÇÕES LIQUIDAS		
BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0250	-0.00	-0.00	-0.00	0.00
2	0	1.0250	-0.00	0.00	0.00	0.00
3	0	1.0250	-0.00	-0.00	-0.00	0.00
4	0	1.0250	-0.00	0.00	0.00	0.00

Listagem 3.2

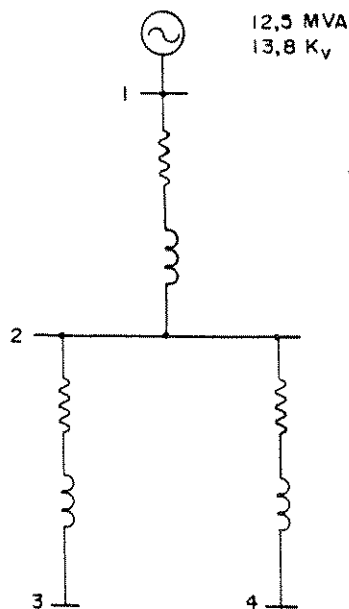


Figura 3.20 - Diagrama unifilar simplificado de sistema elétrico isolado para demonstrar efeito da "compoundagem" no sistema de excitação do gerador.

CASO 1

- . Sistema operando a vazio
- . curto circuito na barra 4 durante 30 ciclos.

Como a barra 4 está eletricamente distante da 1, o efeito do curto circuito sobre a tensão não é acentuado; neste caso a "compoundagem" praticamente não influencia no comportamento do sistema de proteção. Observa-se, na figura 3.21, que a corrente de curto-circuito tem tendência a crescer ligeiramente com a "compoundagem".

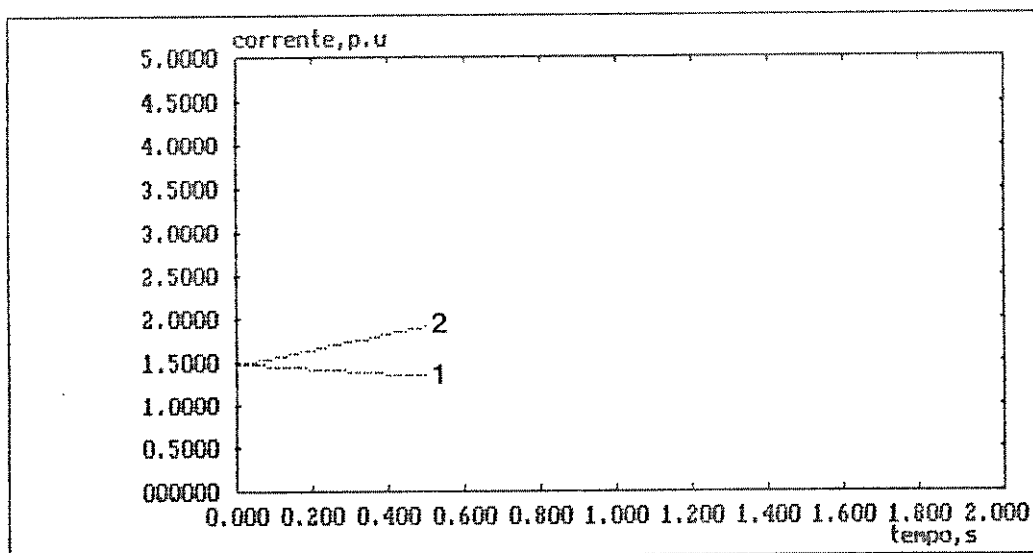


Figura 3.21 - Caso 1, corrente x t

- 1: sistema de excitação direto sem "compoundagem"
- 2: sistema de excitação direto com "compoundagem"

CASO 2

- . sistema operando a vazio
- . curto circuito na barra 3 durante 30 ciclos.

Como a barra 3 está eletricamente próxima da 1, o efeito do curto-circuito sobre a tensão é bastante acentuado; neste caso o sistema sem "compoundagem" não consegue sustentar a corrente [118]; em 30 ciclos a corrente de curto é reduzida praticamente à metade, enquanto que no sistema com "compoundagem" a corrente de falta se mantém praticamente constante na figura 3.22.

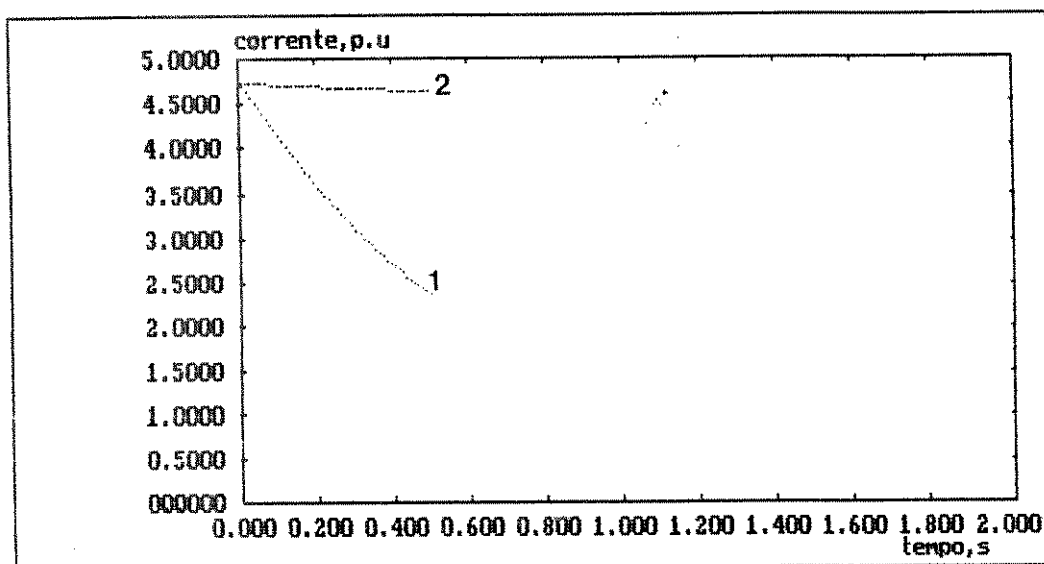


Figura 3.22 - Caso 2, corrente x t

- 1: sistema de excitação direto sem "compoundagem"
- 2: sistema de excitação direto com "compoundagem"

CASO 3

- . sistema operando a vazio
- . curto circuito na barra 4 durante 10 ciclos

Observa-se que o sistema com "compoundagem" tem tendência a elevar a tensão durante o período que o curto permanece, enquanto que o outro tem tendência a diminuir a tensão: no sistema sem "compoundagem" o transitório de tensão após a eliminação da falta é mais suave, pois a tensão de campo imposta durante a falta é menor conforme pode ser observado na figura 3.23.

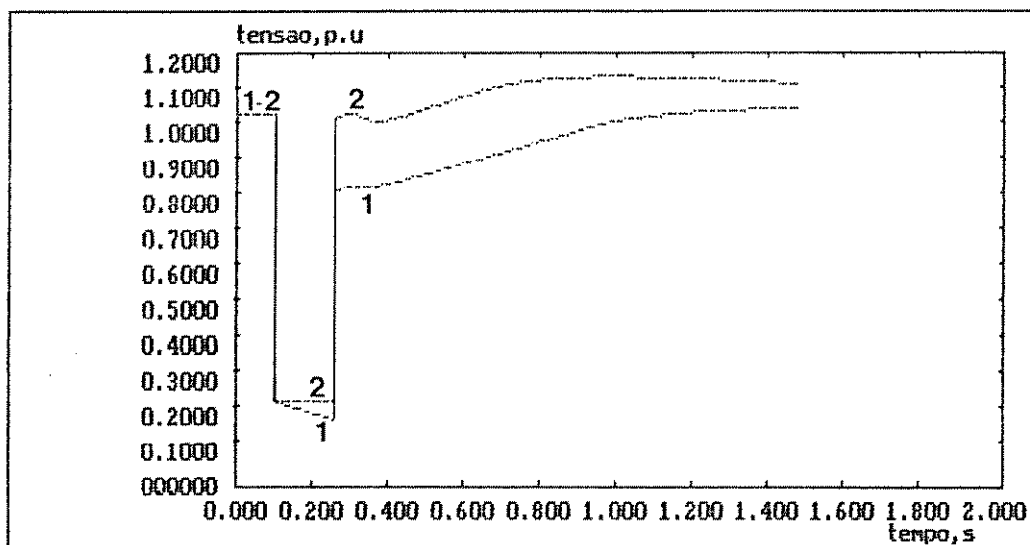


Figura 3.23 - Caso 3, tensão x t

1: sistema de excitação direto sem
"compoundagem"
2: sistema de excitação direto com
"compoundagem"

CASO 4

- . sistema operando a vazio
- . curto circuito na barra 3 durante 10 ciclos

Observa-se na figura 3.24 que a performance de recuperação da tensão do sistema com "compoundagem" é bem melhor. Essa característica é essencial em sistemas elétricos industriais com esquemas de reaceleração de motores.

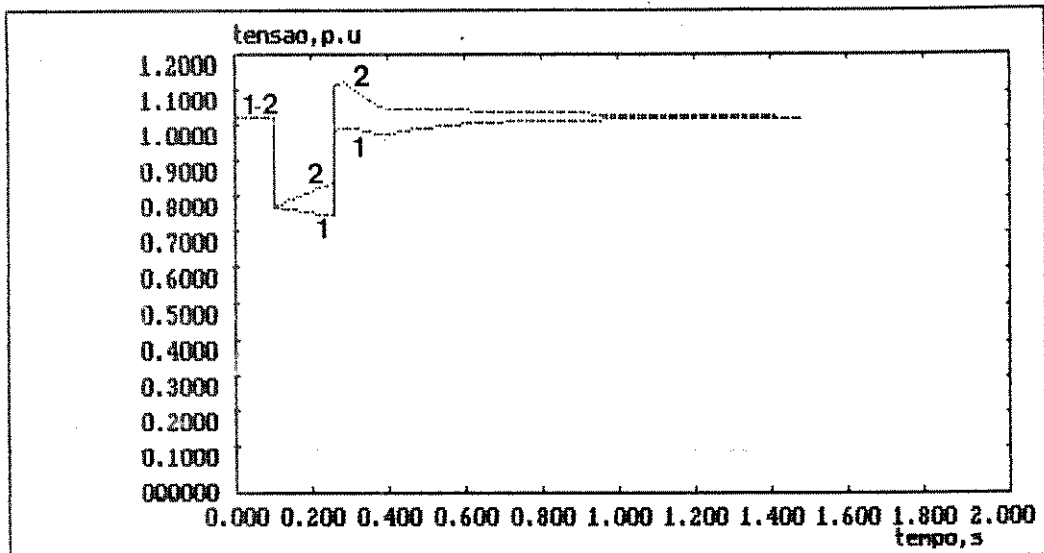


Figura 3.24 - Caso 4, tensão x t

- 1: Sistema de excitação direto sem "compoundagem"
- 2: Sistema de excitação direto com "compoundagem"

COMENTÁRIOS SOBRE OS CASOS 1-4

Nestas simulações a tensão de teto do sistema de excitação foi calculada conforme 3.4

Pelas simulações observa-se que em caso de curto circuitos eletricamente distantes do gerador, a existência ou não da "compoundagem" influencia pouco o comportamento do sistema.

O tempo de duração do defeito é outro aspecto que pode evidenciar a importância da "compoundagem": em caso de sistemas dotados de proteções rápidas o efeito da compoundagem não é significativo.

De forma qualitativa as curvas podem ser comparadas com BBC [96].

Segundo BBC [96] a "compoundagem" só é justificável em geradores que operam isoladamente alimentando diretamente as cargas sem transformador entre a carga e o gerador; esse arranjo é típico de pequenos sistemas industriais e é o caso dos geradores de emergência utilizados nas plataformas de petróleo.

Também de acordo com [96] outra situação onde a compoundagem se torna importante é no caso de haver possibilidade de curto circuitos de longa duração em sistemas isolados; de uma maneira geral pode-se dizer que em caso de geradores operando em paralelo com a concessionária, dificilmente se justifica o investimento adicional com a "compoundagem".

3.6. CONSTITUIÇÃO BÁSICA DOS REGULADORES DE VELOCIDADE.

Existem vários tipos de reguladores de velocidade ("speed governors") para turbinas, destacando-se:

- reguladores mecânicos
- reguladores eletrônicos
- reguladores eletro-hidráulicos.

Independentemente do tipo, a função básica dos reguladores de velocidade é manter praticamente constante a velocidade de rotação da turbina, comandando a abertura ou fechamento da válvula de combustível ou do fluido de acionamento da turbina em função das solicitações de carga ou de reajuste do ponto de operação.

De maneira bem geral, o sistema de controle de velocidade das turbinas pode ser descrito através do diagrama de blocos apresentado na figura 3.25 e extraído de Venikov [103].

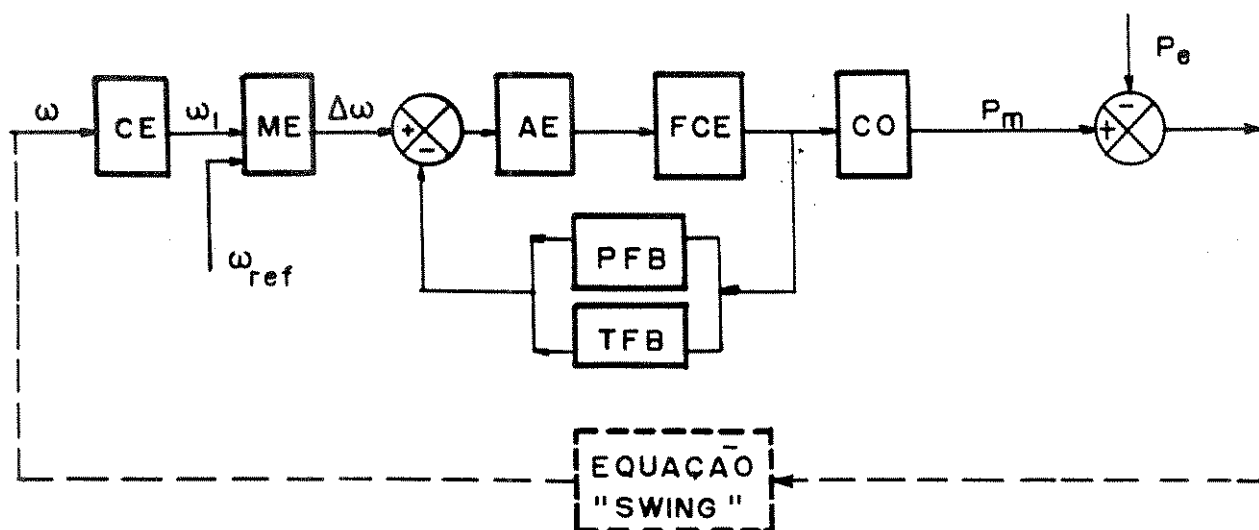


Figura 3.25 - Diagrama de blocos do regulador de velocidade básico.

Neste diagrama tem-se:

CE

Sistema de acoplamento e/ou redução de velocidade para acoplar o eixo da turbina ao medidor de velocidade.

ME

Pêndulo centrífugo para converter o movimento rotacional do eixo da turbina em movimento translacional; é também conhecido como "fly-ball" ou regulador de Watt.

AE

Amplificador hidráulico para comandar um servomotor.

FCE

O elemento final de controle, normalmente um servomotor que comanda a válvula de admissão da turbina.

CO

Turbina de acionamento.

Componentes da malha de estabilização do regulador de velocidade.

Comparando-se a figura 3.25 com a 3.1 observa-se que a malha de controle de velocidade é semelhante à de tensão quanto aos princípios básicos, diferindo bastante na constituição dos elementos, bem como nos tempos de resposta.

O cérebro do regulador de velocidade mecânico é o regulador de Watt que é acoplado diretamente ou através de redução ao eixo da turbina. A figura 3.26 [99] mostra o regulador em posição de repouso; observa-se que a válvula está completamente aberta.

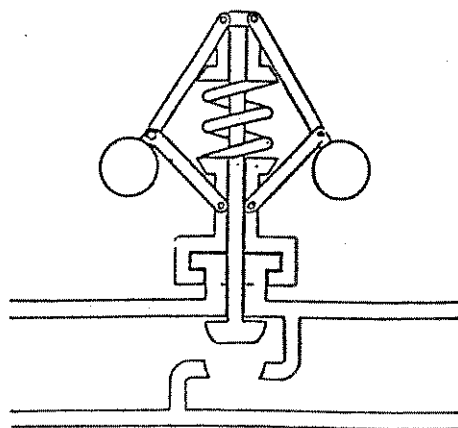


Figura 3.26 - Regulador de Watt com turbina em repouso.

As figuras 3.27 a, b mostram o comportamento do regulador com velocidade crescente da máquina; observa-se que à medida que a turbina acelera, a força centrífuga sobre as massas rotativas tende a fechar a válvula.

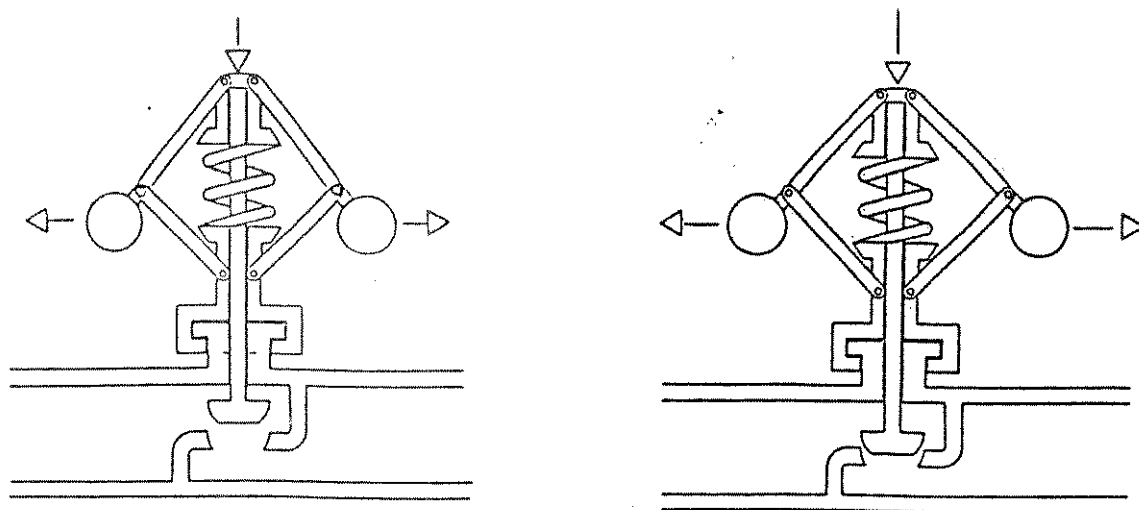


Figura 3.27 a,b - Regulador de Watt com turbina em processo de aceleração.

Se a carga mecânica imposta ao eixo da turbina aumentar, a velocidade tende a se reduzir, aproximando as massas girantes, abrindo a válvula de alimentação da turbina até atingir um novo ponto de equilíbrio. A tendência da velocidade é de se estabilizar em valores cada vez menores à medida que a carga aumenta; a velocidade de equilíbrio é determinada pelo grau de "droop" (estatismo) e da carga solicitada.

REGULADORES DE VELOCIDADE ELETRÔNICOS

O diagrama de blocos apresentado na figura 3.25 se aplica a reguladores de velocidade mecânicos e eletrônicos; entretanto é interessante destacar algumas particularidades dos eletrônicos.

O desenvolvimento dos reguladores de velocidade eletrônicos se deu a partir dos anos 70, objetivando substituir os reguladores existentes em vários tipos de turbinas.

As principais razões [97] que levaram ao desenvolvimento dos reguladores eletrônicos de velocidade foram:

- possibilitar o controle com frequência constante de unidades operando em paralelo em sistemas isolados;
- eliminar o acoplamento do regulador de velocidade com o eixo da turbina;
- melhorar a resposta do sistema de controle;
- possibilitar o controle da temperatura e da pressão de descarga do compressor de ar das turbinas a gás;
- melhorar o controle de combustível durante a partida.

A medição da velocidade da turbina, equipada com estes reguladores, é feita com tacogeradores ou, mais recentemente, com sensores óticos, eliminando-se vários problemas associados com os reguladores de Watt para altas velocidades de rotação: em ambos os casos é obtido um sinal de tensão proporcional à rotação.

Os sinais de erro gerados são processados eletronicamente, em vez de hidraulicamente; o sinal resultante, comanda uma válvula de ar ou de fluído hidráulico que movimenta o atuador da válvula de admissão da turbina. A banda morta ("dead band") pode ser praticamente eliminada e os tempos de resposta são muito menores que nos reguladores mecânicos.

Na figura 3.28 tem-se um diagrama simplificado de um regulador eletrônico de velocidade [97].

Os esquemas usuais [99] utilizados nos reguladores de velocidade são:

- controle de velocidade/carga, proporcional ou "droop";
- controle de frequência, isócrono ou integral.

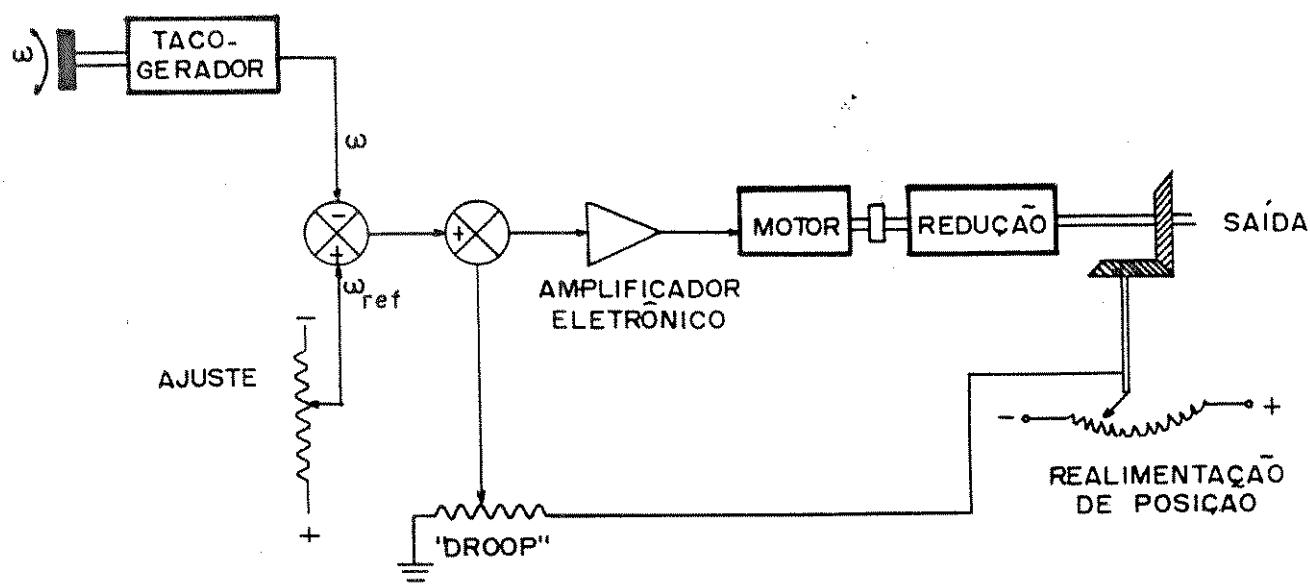


Figura 3.28 - Sistema Eletrônico Básico de Regulação de Velocidade.

O "droop" é utilizado principalmente em geradores que operam em grandes sistemas, enquanto o isócrona [101] é normalmente utilizado em sistemas isolados. Se uma determinada turbina estiver operando em isócrona e a sua referência de frequência estiver ligeiramente acima da rede ela tenderá a pegar toda a carga e poderá operar a vazios se a referência estiver ligeiramente abaixo da frequência da rede. Um esquema mais elaborado consiste em combinar as características de ambos através do controle PID.

3.7. MODELO DO REGULADOR DE VELOCIDADE GENERALIZADO.

No modelo generalizado, a cada conjunto de parâmetros atribuídos, temos um tipo diferente de regulador.

O modelo implementado neste trabalho foi obtido de Arnold [43] e pode representar turbinas a gás, vapor e hidráulicas; o diagrama de blocos está na figura 3.29.

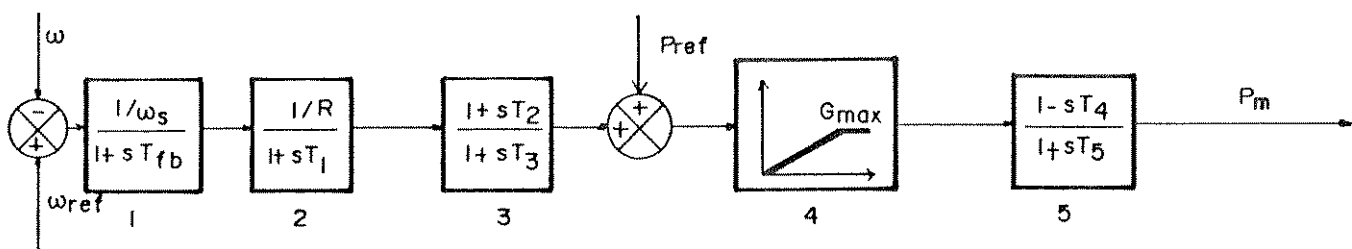


Figura 3.29 - Regulador de Velocidade Generalizado.

A função básica de cada um dos blocos do regulador generalizado é:

BLOCO 1

- representa o efeito das massas girantes (regulador de Watt).

BLOCOS 2 e 3

- representam o sistema de controle da turbina.

BLOCO 4

- é o limite de potência da turbina e normalmente corresponde à potência nominal da máquina.

BLOCO 5

- é a função de transferência da turbina propriamente dita. Se $T_4 = 0$ o modelo representa um caso típico [9] de turbinas a vapor, se $T_4 \neq 0$ tem-se modelagem de sistemas hidráulicos ou turbinas a gás.

Em métodos numéricos de solução de equações diferenciais a diferenciação é geralmente problemática e deve ser evitada. Através de divisão polinomial os blocos 3 e 5 da figura 3.29 podem ser transformados em:

BLOCO 3:

$$\frac{1 + sT_2}{1 + sT_3} = \frac{T_2}{T_3} + \frac{1 - T_2/T_3}{1 + sT_3} \quad (3.6)$$

BLOCO 5:

$$\frac{1 - sT_4}{1 + sT_5} = \frac{1 + T_4/T_5}{1 + sT_5} - \frac{T_4}{T_5} \quad (3.7)$$

O diagrama de blocos do regulador de velocidade generalizado modificado para facilitar a resolução numérica das equações diferenciais está representado na figura 3.30.

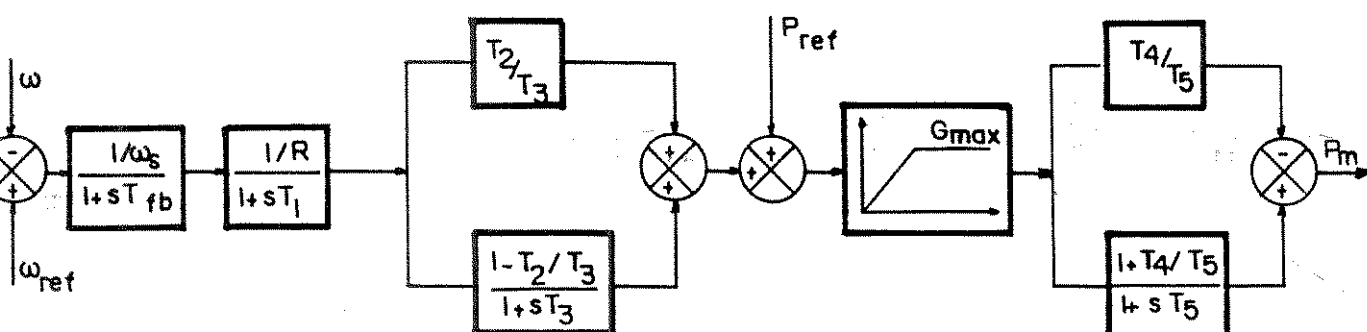


Figura 3.30 - Regulador de velocidade generalizado contendo somente funções de transferência de primeira ordem.

Em alguns pacotes computacionais para a simulação de máquinas elétricas e seus respectivos controles, a implementação do diagrama de blocos da figura anterior é bastante simplificada pois só tem somadores, multiplicadores, limite e blocos de primeira ordem.

OBTENÇÃO DE UM REGULADOR DE VELOCIDADE A PARTIR DAS EQUAÇÕES DIFERENCIAIS.

De Shultz [5] tem-se as equações diferenciais que regem o comportamento do governador:

$$pP_m = (P_o + P_\Delta - P_m)/T_3 \quad (3.8)$$

$$pP_\Delta = \left[(\omega_{ref} - \omega) \cdot k_1/T_1 - (k_1 \cdot T_2/T_1) \cdot p\omega - P_\Delta/T_1 \right] \quad (3.9)$$

Passando a equação 4.1 para o domínio de s, resulta:

$$sP_m \cdot T_3 = P_o + P_\Delta - P_m \quad (3.10)$$

Na forma padrão para diagrama de blocos tem-se:

$$\frac{P_m}{P_o + P_\Delta} = \frac{1}{sT_3 + 1} \quad (3.11)$$

O bloco correspondente à equação (3.11) é:

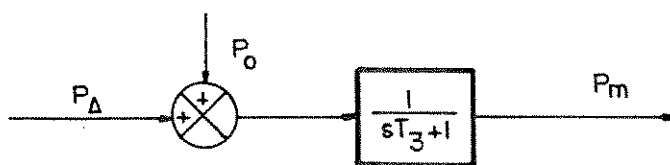


Figura 3.31 - Diagrama de Blocos Correspondente à Equação 3.11.

Passando a equação (4.2) para o domínio de s resulta:

$$P_\Delta + T_1 \cdot sP_\Delta = k_1 \cdot \omega_{ref} + k_1 \cdot T_2 \cdot s\omega_{ref} - \omega \cdot k_1 - k_1 \cdot T_2 \cdot s\omega \quad (3.12)$$

Na forma padrão para diagrama de blocos, tem-se:

$$\frac{P_{\Delta}}{\omega_{ref} - \omega} = K_1 \cdot \frac{sT_2 + 1}{sT_1 + 1} \quad (3.13)$$

O diagrama de blocos correspondente à equação (3.13) é:

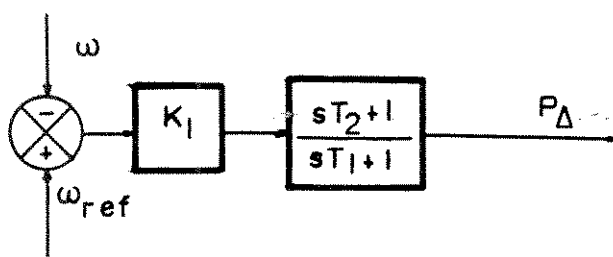


Figura 3.32 - Diagrama de blocos Correspondente à Equação 3.13.

Reunindo a figura 3.31 a 3.32 resulta o diagrama de blocos abaixo:

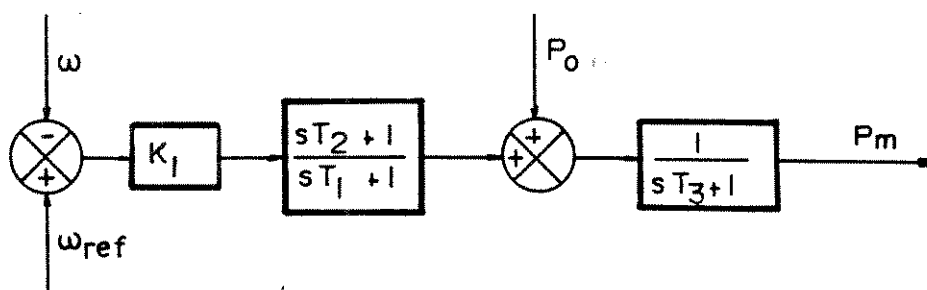


Figura 3.33 - Diagrama de blocos sintetizado.

Na figura 3.33 todas as grandezas estão em p.u.

Comparando a figura 3.29 e 3.33 observa-se que:

- $k_1 = 1/R$
- $P_0 = P_{ref}$

O bloco correspondente à turbina tem 01 polo e 01 zero na figura 3.29 e tem somente 01 polo na figura 3.33 por se tratar de um tipo específico de turbina a gás.

Conclui-se que o modelo apresentado em [5] é um caso particular do modelo generalizado.

OBTENÇÃO DE PARÂMETROS DOS MODELOS SIMPLIFICADOS.

A metodologia apresentada é de Bickford [63].

Modela-se a turbina a gás e o governador em detalhe e realiza-se simulações para determinar a performance do sistema de controle.

Usando-se o modelo complexo, as respostas em termos de potência e velocidade são obtidas para duas condições.

PRIMEIRA CONDIÇÃO:

Adiciona-se 1 MW de carga ao gerador operando na região correspondente à plena carga. Esse teste objetiva simular condição de acréscimo de carga devido à partida de um determinado motor ou perda de um gerador.

SEGUNDA CONDIÇÃO:

Com o gerador operando a plena carga remove-se a carga durante 250 ms e reaplica-se em seguida.

Esse teste objetiva simular as condições existentes durante uma falta trifásica que é eliminada em 250 ms.

Com os resultados obtidos nos testes anteriores ajusta-se os parâmetros do modelo simplificado da figura 3.29 e realiza-se com o mesmo os testes aplicados ao modelo complexo fazendo-se correções nos parâmetros até que as respostas coincidam dentro de certas tolerâncias.

FLUXOGRAMA PARA IMPLEMENTAÇÃO DIGITAL

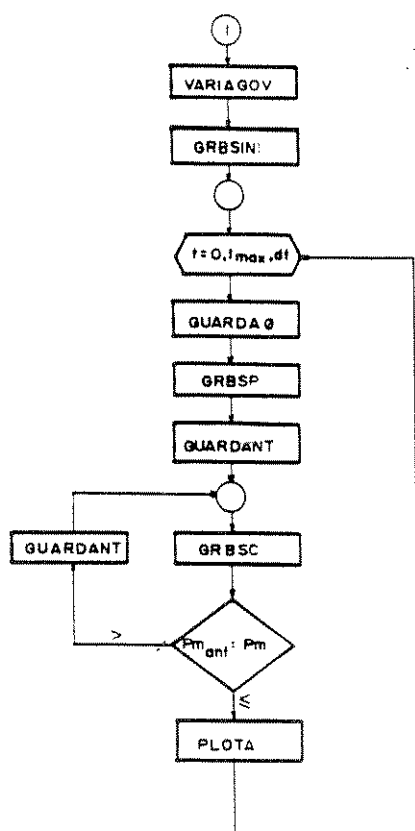


Figura 3.34 - Fluxograma simplificado para implementação Digital do Modelo Generalizado de Turbina Regulador de Velocidade.

Observa-se que esse fluxograma será inserido por partes no programa, intercalado com as equações da rede, gerador, regulador de tensão e "swing".

Para esclarecer melhor o fluxograma anterior tem-se a seguir uma descrição sumária das principais subrotinas:

VARIAGOV:

- Define-se as variáveis do governador.

GRBSINI:

- Impõe-se as condições iniciais de operação do governador.

GUARDAO:

- Guarda as variáveis do passo passado necessárias para o desenvolvimento da integração numérica das equações diferenciais.

GRBSP:

- Faz a previsão das variáveis do passo baseado no passo anterior.

GRBSC:

- Faz a correção das variáveis obtidas na previsão.

GUARDANT

- Guarda, dentro de um mesmo passo, as variáveis diferenciais no processo de correção.

3.8. NOÇÕES BÁSICAS SOBRE TURBINAS A GÁS

O desenvolvimento das turbinas a gás [102] se iniciou antes da segunda guerra mundial, objetivando a geração de energia; com a guerra a atenção foi desviada no sentido de desenvolver turbinas para aviação. As turbinas a gás começaram a competir com sucesso para outras aplicações, somente a partir de meados dos anos 50, tendo impacto crescente em vários campos de aplicação.

Em termos elementares, o funcionamento em regime deste tipo de turbina pode ser descrito através das seguintes fases:

- o ar é comprimido através de um compressor axial;
- o combustível é injetado no ar comprimido para queima;
- os gases resultantes da queima do combustível no ar comprimido são expandidos, produzindo potência útil na saída, acionando também o compressor axial de ar.

Esse processo representa a turbina a gás ou turbina de combustão interna na sua forma mais elementar.

Os três componentes principais das turbinas a gás, mostrados na figura 3.35 são:

- compressor de ar;
- câmara de combustão;
- turbina.

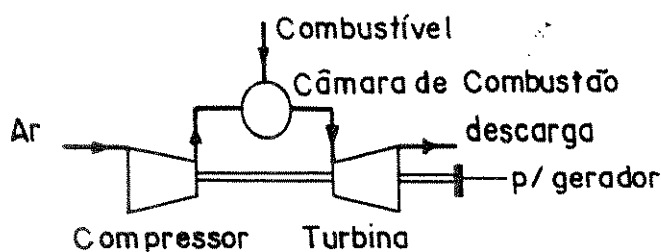


Figura 3.35 - Turbina a gás elementar.

O desenvolvimento dessas turbinas está associado basicamente a:

- aerodinâmica, viabilizando compressores que possibilitam razões de pressão de 30:1 operando com rendimento de 85 - 90%;
- metalurgia, possibilitando trabalhar com temperaturas internas da ordem de 1300 °C.

O rendimento global das turbinas a gás, de acordo com os fabricantes [100], é da ordem de 31%, mas na prática [71], as medidas demonstram que está na faixa de 23%, dependendo do porte da turbina.

As turbinas a gás podem ser basicamente de dois tipos:

- turbinas de eixo simples: neste caso o compressor de ar e a turbina estão sobre o mesmo eixo,
- turbinas de dois eixos ("twin shaft"); neste caso a turbina de alta pressão aciona o compressor de ar e a combinação atua como gerador de gás para a turbina de potência (turbina de baixa pressão).

A configuração com dois eixos é usada para acionar geradores de energia elétrica, sendo a turbina de potência projetada para girar à velocidade apropriada ao gerador (1800, 3600 rpm) dispensando a caixa de redução.

As turbinas de dois eixos necessitam de menor energia auxiliar para partir pois o motor de partida tem que acionar somente o gerador de gás; isso não representa vantagem significativa.

Duas são as desvantagens principais, ou seja:

- o controle de sobrevelocidade é mais crítico que nas turbinas de eixo simples;

- a separação da turbina de baixa pressão reduz a constante de inércia do conjunto (H), o que é indesejável do ponto de vista de estabilidade.

Na figura 3.36 tem-se o arranjo básico de uma turbina a gás de dois eixos. O acoplamento entre o gerador de gás e a turbina de potência é aerodinâmico. A figura 3.37 mostra as principais malhas de controle de uma turbina a gás: de temperatura e de velocidade.

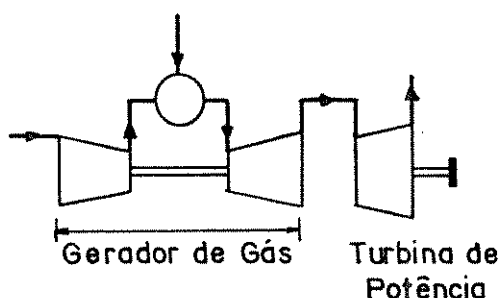


Figura 3.36 - Turbina a gás de dois eixos.

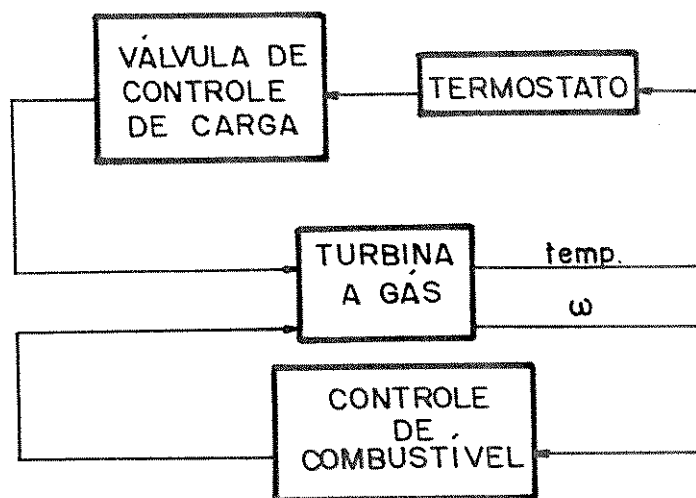


Figura 3.37 - Principais Malhas de Controle da Turbina a Gás.

O controle de velocidade modula o fluxo de combustível e o de temperatura modula o ar ("bleed air"), desviado da câmara de combustão: na verdade esses controles trabalham em conjunto, não sendo possível desacoplá-los totalmente.

3.9. REPRESENTAÇÃO MATEMÁTICA SIMPLIFICADA DE TURBINAS A GÁS

Na literatura há uma certa escassez de publicações que tratam de representações matemáticas de turbinas a gás para utilização em estudos dinâmicos de sistemas de potências; uma das raras exceções é Rowen [104] que publicou o trabalho devido ao grande número de solicitações de tais modelos feitos ao departamento de turbinas a gás da General Electric.

Este item está baseado na referência [104] e objetiva explicar sucintamente a interação entre as principais malhas de controle de uma turbina a gás. A representação mostrada na figura 3.38 se aplica a turbinas de eixo simples, dedicadas ao acionamento de geradores elétricos em operação isolada, na faixa de 95 - 107% da velocidade nominal. A limitação de validade do modelo em termos de velocidade é para garantir o comportamento linear de turbina e evitar descontinuidades devido à atuação do sistema de controle.

Visando esclarecer melhor o diagrama de blocos apresentado na figura 3.38 e proporcionar um melhor entendimento do funcionamento das turbinas a gás descreve-se a seguir os blocos mais importantes.

REGULADOR DE VELOCIDADE

É comandado pelo sinal de erro resultante da comparação entre a velocidade do eixo da turbina e a de referência previamente ajustada; pode operar com estatismo ("droop") ou em isócrono.

onde:

K_D - Inverso do grau de "droop": valor típico é 25.

O isócrono é um controlador tipo PID, proporcional, integral e derivativo, no qual a taxa de variação da saída é proporcional ao erro de velocidade. A saída de um regulador isócrono integrará na direção corretiva até zerar o erro de velocidade. O ajuste digital de velocidade permanece em zero e a turbina absorverá carga até a sua capacidade nominal. Em isócrono a função de transferência do regulador de velocidade é:

$$\frac{30.(2,5s+1)}{0,10s} \quad (3.15)$$

SELETOR DE MENOR

Neste comparador entra-se com:

- sinal de saída do regulador de velocidade;
- sinal de saída do sistema de controle de temperatura;
- sinal de saída do controle de aceleração.

A saída é o menor dos tres sinais, o que requer portanto menos combustível.

LIMITES

O limite máximo atua como proteção de retaguarda para o controle de temperatura e não é atingido em operação normal.

O limite mínimo é escolhido para manter fluxo adequado de combustível, assegurando que a chama seja mantida na câmara de combustão. Esse limite é ajustado de modo a permitir uma motorização de no máximo 10% em termos de torque nominal e representa a máxima

taxa de desaceleração ou de absorção de potência do sistema. A característica de absorção transitória de potência das turbinas a gás [118] é limitada geralmente a 5%, em regime, pelo relé de reversão de potência (Relé função 32).

SISTEMA DE COMBUSTÍVEL

É representado no diagrama de blocos pelo atuador, sistema de combustível propriamente dito e pela realimentação.

A constante K_v representa, em p.u., a quantidade de combustível necessária para manter a turbina operando a velocidade nominal em vazio; este valor varia de 0,23 até 0,40 p.u.

Do ponto de vista dinâmico as turbinas a gás tem várias diferenças em relação às turbinas a vapor. Uma das diferenças mais óbvias é a necessidade de uma fração significativa de combustível para manter a operação a vazio com rotação nominal; esse fato é determinante no sentido de procurar minimizar o tempo de operação a vazio de máquina.

O K_F representa o ganho da malha de realimentação do sistema de combustível, valendo 0 para turbinas operando com gás ou 1 se estiver operando com combustível líquido.

No sistema de combustível só há duas constantes de tempo importantes. A primeira é associada com o atuador da válvula de combustível e a segunda é uma constante de tempo volumétrica, associada com as tubulações secundárias e com a tubulação principal de distribuição de combustível ("manifold") para os combustores.

CONTROLE DE ACELERAÇÃO

É usado principalmente durante a partida da turbina para limitar a taxa de aceleração do rotor amenizando as solicitações térmicas ("thermal stresses") existentes durante a fase de partida.

Durante a operação normal este controle funciona como proteção de sobrevelocidade em caso de perda de carga da turbina, comandando a redução no fluxo de combustível. Em caso de abertura do disjuntor que conecta o gerador ao barramento, a velocidade é ajustada automaticamente para 100,3%; entretanto se a perda de carga for motivada pela abertura de outro disjuntor, esse controle se torna importante.

CONTROLE DE TEMPERATURA

É o meio utilizado para limitar as temperaturas internas da turbina, independentemente de variações na temperatura ambiente e nas características do combustível.

TURBINA

A turbina propriamente dita é essencialmente um dispositivo linear e não dinâmico, com exceção do movimento do rotor. Existe um atraso de transporte associado com a reação de combustão, um atraso de tempo associado com a descarga do compressor e um atraso de transporte para levar o gás formado na câmara de combustão através da turbina. No contexto do rotor e das constantes de tempo associadas essas características de curta duração podem ser ignoradas.

As funções matemáticas representativas da turbina para as saídas de temperatura e torque são:

TEMPERATURA - (f_1)

$$T_x = T_R - 390.(1-w_F) + 306.(1 - \omega) \quad (3.16)$$

Observa-se que em regime tem-se:

$$\omega = 1 \text{ e } w_F = 1 ; \text{ logo:}$$

$$T_x = T_R$$

TORQUE - (f_2)

$$T_m = 1,3 \cdot (w_F - 0,23) + 0,5 (1 - \omega) \quad (3.17)$$

Observa-se que em regime tem-se:

$$w_F = 1,0 \text{ e } \omega = 1 ; \text{ logo:}$$

$$T_m = 1,0 \text{ p.u.}$$

SIMPLIFICAÇÕES NO MODELO DA FIGURA 3.38

A maior parte das simplificações possíveis de serem introduzidas na figura 3.38 estão relacionadas com a operação em paralelo com um sistema "forte", no qual as variações de velocidade são significativamente menores que 95 - 107%. Sob condições de variações limitadas de frequência pode-se introduzir outras simplificações na figura 3.38, a saber:

- como a turbina está operando em paralelo com um sistema, o regulador de velocidade irá trabalhar somente em "droop";
- se as variações de frequência são menores que $\pm 1\%$ o controle de aceleração só se tornará ativo em caso de perda súbita de carga pela abertura de disjuntores, podendo então ser omitido;

- a malha de controle de temperatura pode ser eliminada, pois o controle de velocidade será feito predominantemente pelo controle digital de velocidade;
- em consequência das simplificações anteriores, o seletor de menor é automaticamente eliminado;
- eliminando-se o controle de temperatura, a limitação de carga pode ser satisfeita aproximando-se VCE' para 1,0 em lugar de 1,5 (valor utilizado quando a malha de temperatura está ativada);
- as constantes de tempo menores, como E_{CR} , E_{TD} e T_{CD} podem ser eliminadas.

Introduzindo-se as simplificações mencionadas, o diagrama de blocos da figura 3.38 se transforma no da figura 3.39.

Além das simplificações representadas na figura 3.39 é possível introduzir outras; no entanto, todas elas estão relacionadas à operação em paralelo da turbina em grandes sistemas; como o interesse deste trabalho é em sistemas isolados, não serão abordadas.

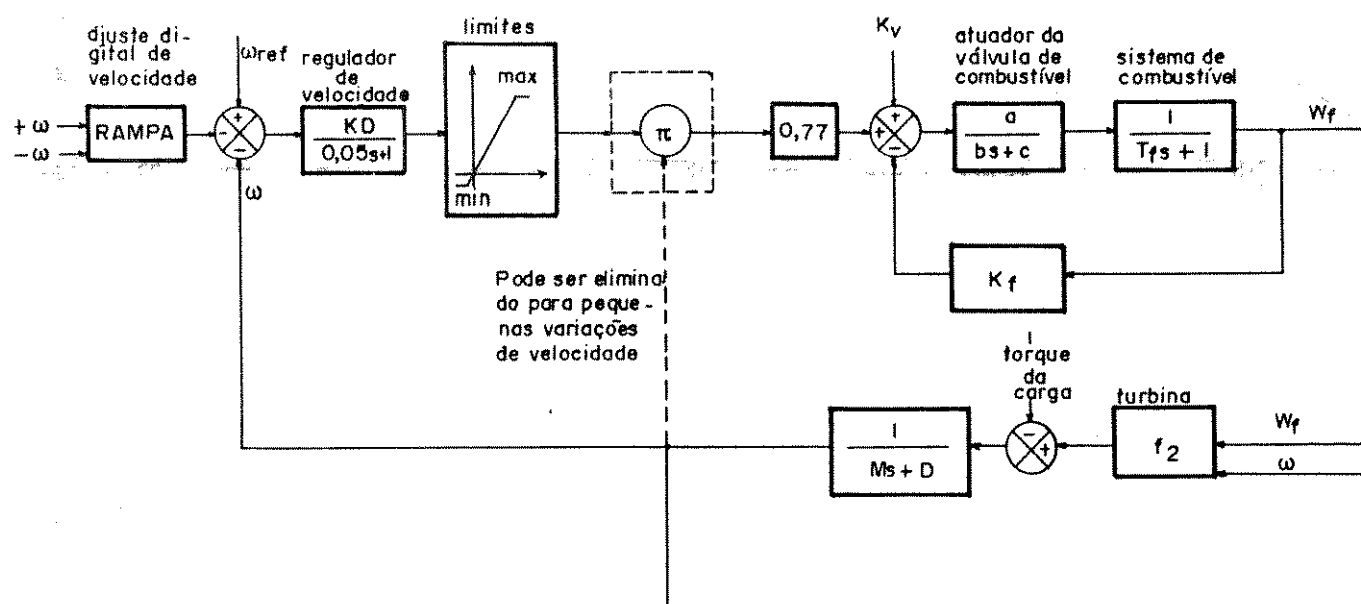


Figura 3.39 - Simplificações adicionais ao diagrama da figura 3.38.

3.10. IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL E TESTES DE ALGUNS REGULADORES DE VELOCIDADE COM MODELO GENERALIZADO.

Neste ítem a equação dinâmica do rotor "swing" é acoplada ao modelo da turbina-regulador de velocidade para possibilitar a operação autônoma da malha nas simulações; inicialmente os testes serão realizados com o modelo generalizado, apresentado no ítem 3.7; na figura 3.40 tem-se a malha utilizada nas simulações.

As simulações consistem na aplicação de degraus de carga na turbina para observar o comportamento da velocidade do rotor.

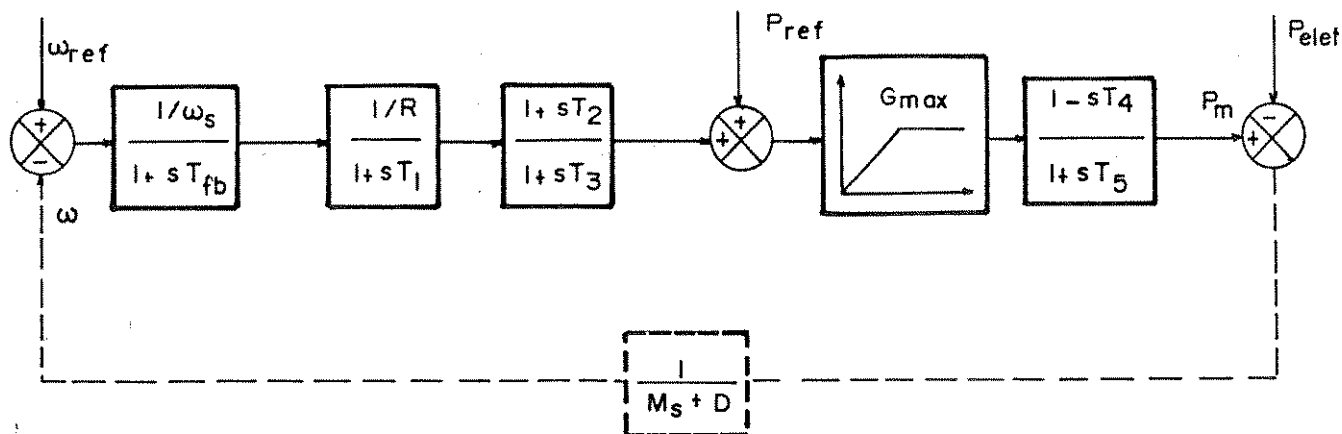


Figura 3.40 - Modelo generalizado de turbina-regulador de velocidade e equação "swing"

CASO 1 - TURBINA A GÁS DE EIXO SIMPLES COM MODELO GENERALIZADO

Os parâmetros utilizados na simulação estão na tabela 3.2 e são relativos à turbina apresentada em [5] com $H = 2s$.

H (s)	T_{fb} (s)	T_1 (s)	T_2 (s)	T_3 (s)	T_4 (s)	T_5 (s)	R (p.u)	G_{MAX} (p.u)	D (p.u)
2,0	0	0	1,25	0,50	0,0	0,10	0,04	1,0	0,0

Tabela 3.2 - Dados do modelo generalizado de turbina a gás de eixos simples de [5].

Na figura 3.41 tem-se a evolução da velocidade do rotor para vários degraus de carga.

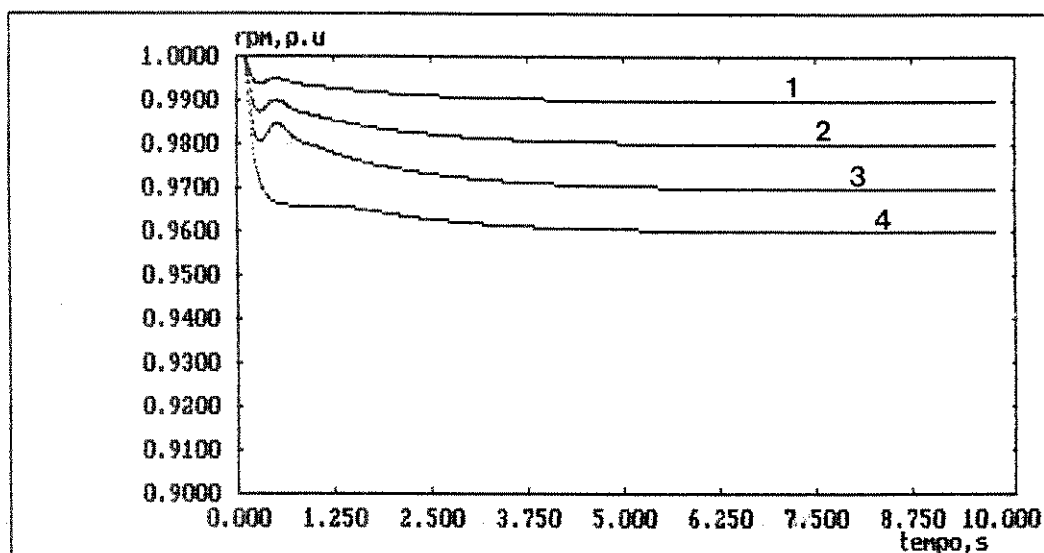


Figura 3.41 - Velocidade do rotor em função do tempo - Caso 1

- 1: degrau de 25%
- 2: degrau de 50%
- 3: degrau de 75%
- 4: degrau de 100%

CASO 2 - TURBINA A GÁS DE DOIS EIXOS COM MODELO GENERALIZADO

Os parâmetros utilizados na simulação estão na tabela 3.3 e são relativos às turbinas da plataforma de Enxova [63].

H (s)	T_{fb} (s)	T_1 (s)	T_2 (s)	T_3 (s)	T_4 (s)	T_5 (s)	R (p.u)	G_{MAX} (p.u)	D (p.u)
2,0	0	0	0,95	0,90	-3,0	5,0	0,040	1,0	0,0

Tabela 3.3 - Dados do modelo generalizado de turbina a gás de dois eixos de [63].

Na figura 3.42 tem-se a evolução da velocidade do rotor (ou frequência do sistema) para vários degraus de carga.

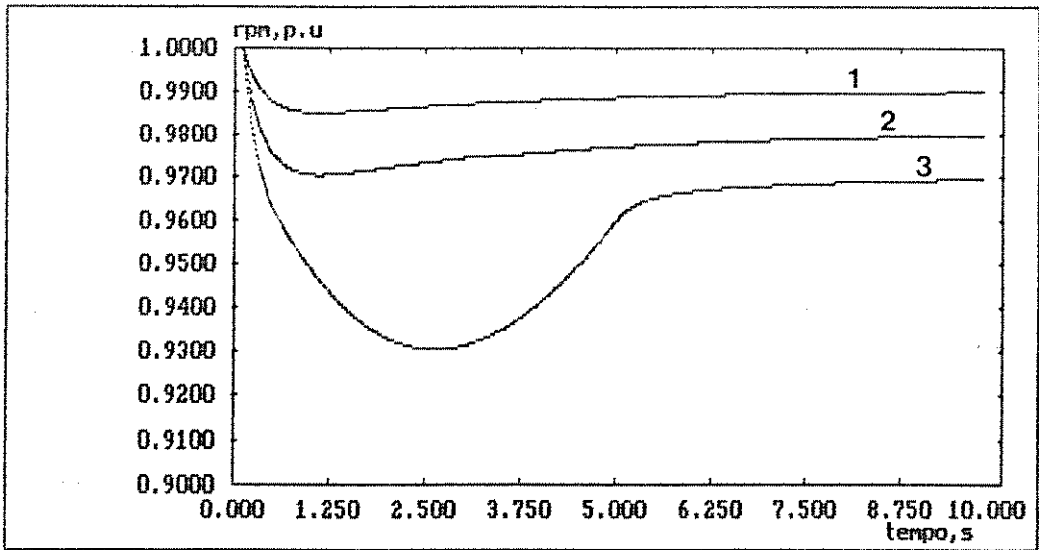


Figura 3.42 - Velocidade do rotor em função do tempo - Caso 2
1: degrau de 25%
2: degrau de 50%
3: degrau de 75%

CASO 3 - TURBINA A VAPOR SEM REAQUECIMENTO E CONTROLE MECÂNICO-HIDRÁULICO

Os parâmetros utilizados na simulação estão na tabela 3.4 e foram obtidos em [14].

H	T _{fb}	T ₁	T ₂	T ₃	T ₄	T ₅	R	G _{MAX}	D
(s)	(s)	(s)	(s)	(s)	(s)	(s)	(p.u)	(p.u)	(p.u)
2,0	0	0	0	0,1	0	0,25	0,05	1,0	0,0

Tabela 3.4 - Dados do modelo generalizado de turbina a vapor sem reaquecimento e controle mecânico-hidráulico [14]

Na figura 3.43 tem-se a evolução da velocidade do rotor para vários degraus de carga.

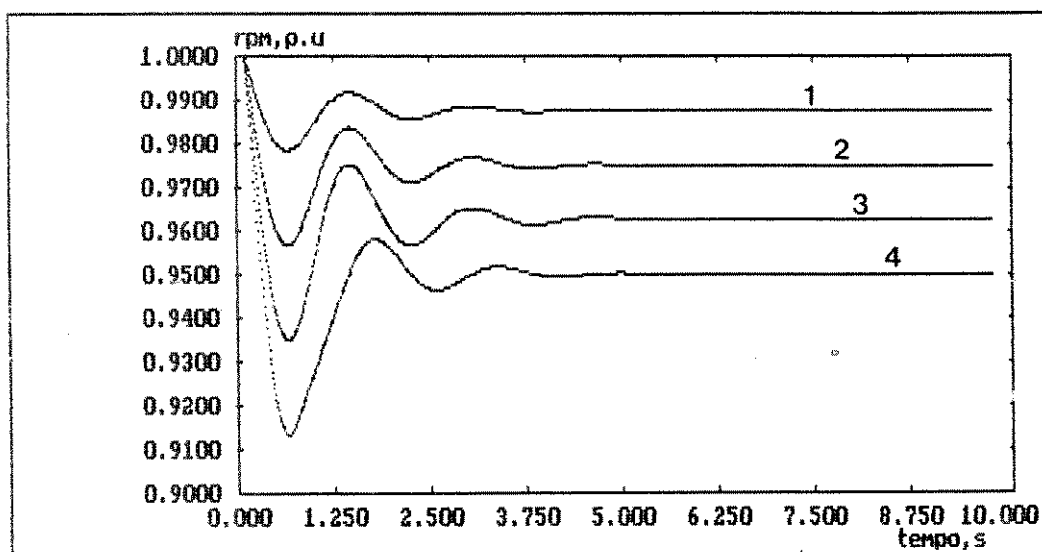


Figura 3.43 - Velocidade do rotor em função do tempo - Caso 3

- 1: degrau de 25%
- 2: degrau de 50%
- 3: degrau de 75%
- 4: degrau de 100%

CASO 4- TURBINA A VAPOR SEM REAQUECIMENTO E CONTROLE ELETRO-HIDRÁULICO

Os parâmetros utilizados na simulação estão na tabela 3.5 e foram obtidos em [14].

H (s)	T_{fb} (s)	T_1 (s)	T_2 (s)	T_3 (s)	T_4 (s)	T_5 (s)	R (p.u)	G_{MAX} (p.u)	D (p.u)
2,0	0	0	0,0	0,054	0	0,034	0,05	1,0	0

Tabela 3.5 - Dados do modelo generalizado de turbina a vapor sem reaquecimento e controle eletro-hidráulico [14].

Na figura 3.44 tem-se a evolução da velocidade do rotor para vários degraus de carga.

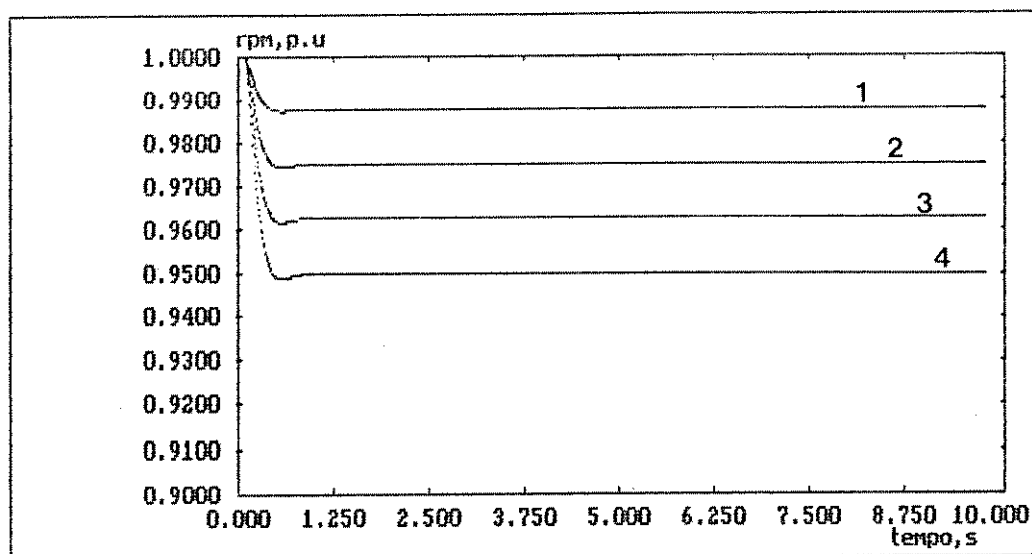


Figura 3.44 - Velocidade do rotor em função do tempo - Caso 4

- 1: degrau de 25%
- 2: degrau de 50%
- 3: degrau de 75%
- 4: degrau de 100%

COMENTÁRIOS SOBRE AS SIMULAÇÕES COM MODELO GENERALIZADO DE TURBINA-REGULADOR DE VELOCIDADE.

Pelas simulações mostra-se que o modelo generalizado pode representar tipos muito diferentes de turbinas e seus respectivos controles, variando-se adequadamente os parâmetros.

As figuras 3.43 e 3.44 relativas a turbinas a vapor podem ser comparadas diretamente com [14]; as figuras 3.41 e 3.42 podem ser comparadas qualitativamente com [14].

Pela comparação das curvas das figuras 3.41 e 3.42 nota-se a melhor tolerância a impactos de carga da turbina de eixo simples em relação à de eixo duplo, razão pela qual se dá preferência às

primeiras para acionar geradores elétricos.

Com relação às figuras 3.43 e 3.44 nota-se que o controle eletro-hidráulico apresenta nível de oscilação muito inferior ao mecânico-hidráulico, daí a tendência atual em utilizar controle eletro-hidráulico.

A simulação da malha autônoma de controle de velocidade mostrou-se bastante útil na implementação computacional dos modelos, pois uma vez testada isoladamente, a sua inclusão no programa de estabilidade é imediata.

3.11. IMPLEMENTAÇÃO COMPUTACIONAL E TESTES DE MODELOS DE REGULADORES DE VELOCIDADE ESPECÍFICOS PARA TURBINAS A GÁS

No trabalho do deMello [71] é utilizado o diagrama de blocos apresentado na figura 3.38 e obtido de Rowen [104]. Nesse artigo é feito a simulação computacional de uma turbina a gás de eixo simples e os resultados são comparados com medidas de campo.

Na figura 3.45 tem-se o diagrama de blocos utilizado em [71] com algumas das simplificações discutidas no item 3.9.

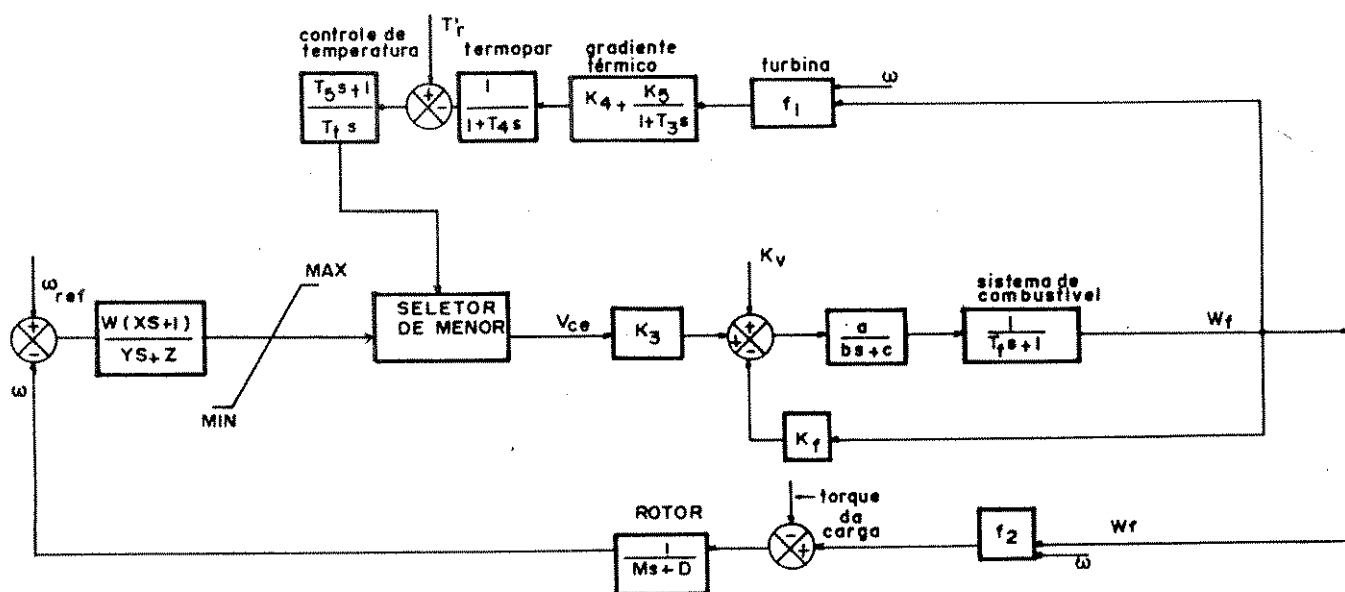


Figura 3.45 - Diagrama de blocos para regulador-turbina de [71]

As equações complementares ao modelo apresentado na figura 3.44 são:

$$T'_R = T_R - 0,60.(T_{c2} - T_{amb}) \quad (3.18)$$

$$f_1 = T_c - af1.(1-w_F) + bf1.(1-\omega) \quad (3.19)$$

$$f_2 = bf2.(w_F - af2) + 0,50.(1-\omega) \quad (3.20)$$

Os parâmetros utilizados para simular a turbina operando em "droop" estão na tabela 3.6.

W (p.u)	X (s)	Y (s)	Z	K ₃	MAX (p.u)	MIN (p.u)	a	b (s)	c	T _F (s)	K _F	K ₅	K ₄	H (s)
25	0	0,05	1	0,67	1,649	-0,17	1	0,05	1	0,4	0	0,2	0,8	9,5

T ₃ (s)	T ₄ (s)	T _T (s)	T ₅ (s)	af1	bf1	af2	af2	T _r (o _F)	K _v (p.u)	T _{amb} (o _F)	T _{c1} (o _F)	T _{c2} (o _F)
15	2,5	450	3,3	700	550	0,33	1,49	893	0,33	90	0,0027	80

Tabela 3.6 - Parâmetros da turbina-regulador de velocidade de [71].

CASO 1 - RESPOSTA AO DEGRAU NA REFERÊNCIA DE VELOCIDADE

A turbina está operando em regime, a vazio, com 104% de velocidade e recebe um sinal para reduzir a velocidade para 100,3%. Na figura 3.46 se tem a evolução da temperatura (Tx) e da resposta de velocidade ao degrau na referência.

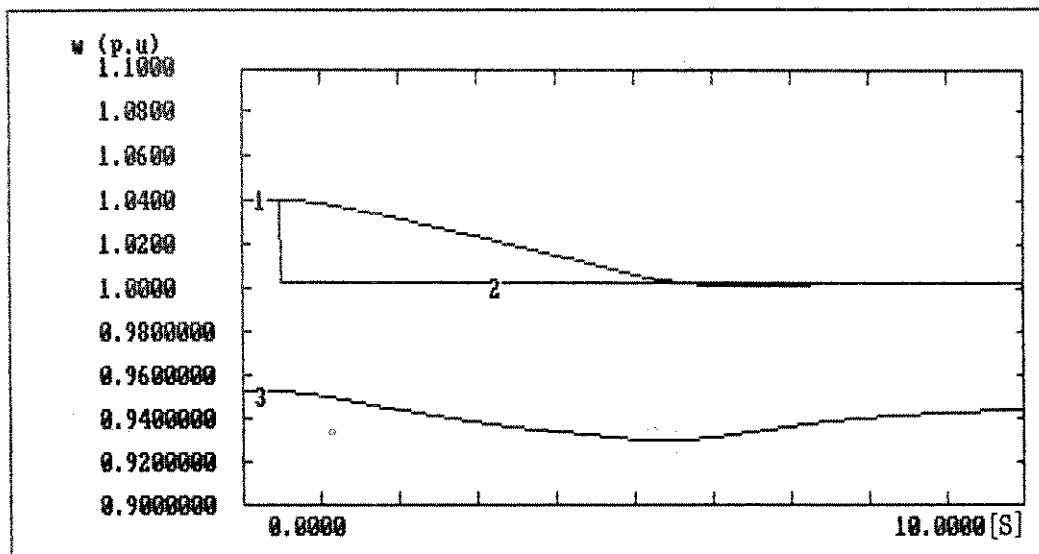


Figura 3.46 - Resposta ao degrau na referência de velocidade.

- 1: velocidade da turbina (ω : 0,90-1,10 p.u)
- 2: velocidade de referência (ω_{ref} : 0,90-1,10 p.u)
- 3: temperatura interna da turbina (T_x : 300-800°F)

A figura 3.46 pode ser comparada com de Mello [71].

CASO 2 - RESPOSTA AO DEGRAU DE CARGA

A turbina está operando a vazio com 104% de velocidade e recebe degraus de carga de 10% e 25%. Na figura 3.47 tem-se a evolução da velocidade em função do tempo.

A figura 3.47 pode ser comparada qualitativamente com [14]. Na literatura disponível praticamente não se encontram ainda resultados de simulações com modelos detalhados de turbinas a gás.

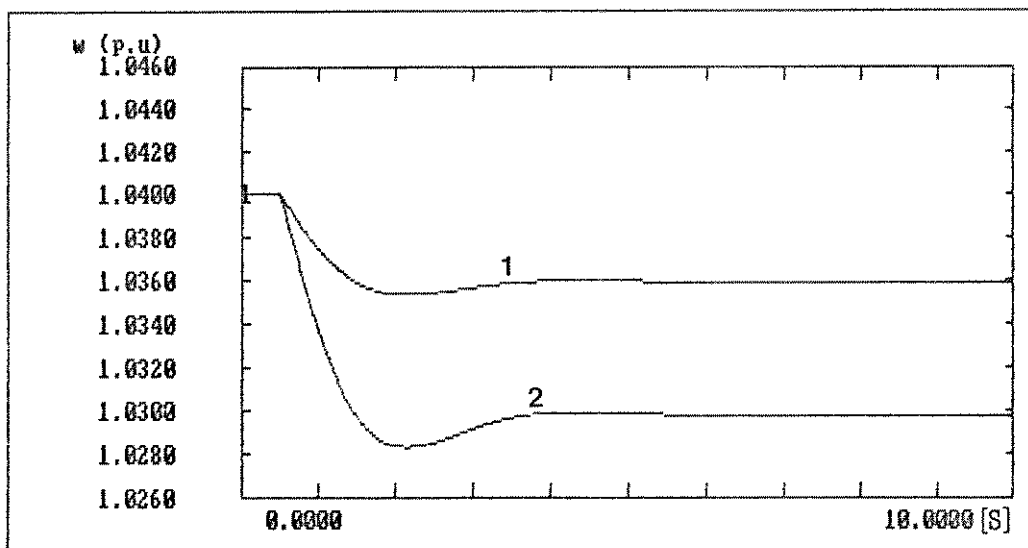


Figura 3.47 - Resposta a degrau de carga, rpmxt

1: degrau de 10%

2: degrau de 25%

TURBINA-REGULADOR DE VELOCIDADE DE UMA TURBINA DE DOIS EIXOS DA RUSTON

O modelo apresentado na figura 3.49, a seguir, foi obtido de [105]. Apesar de não se dispor de informações sobre a faixa de validade do modelo, pode-se por comparação com as observações feitas por Rowen [104], concluir que é um modelo válido para pequenos desvios de frequência.

Até o presente momento não se conseguiu do fabricante uma explicação de como funciona o bloco LIMITE da figura 3.48, na presente simulação esse bloco não foi representado.

Os parâmetros utilizados na simulação estão na tabela 3.7 e são relativos à turbina apresentada em [105] com $H=2,0s$.

H (s)	T ₁ (s)	T ₂ (s)	T ₃ (s)	T ₄ (s)	T _A (s)	T _{B1} (s)	T _{B2} (s)	R (p.u)	G _{MAX} (p.u)	G _{MIN} (p.u)	D (p.u)
2,0	1,7	3,2	0,10	0,15	0,50	0,65	0,65	0,04	0,88	-200	0

Tabela 3.7 - Dados da turbina-regulador de velocidade.

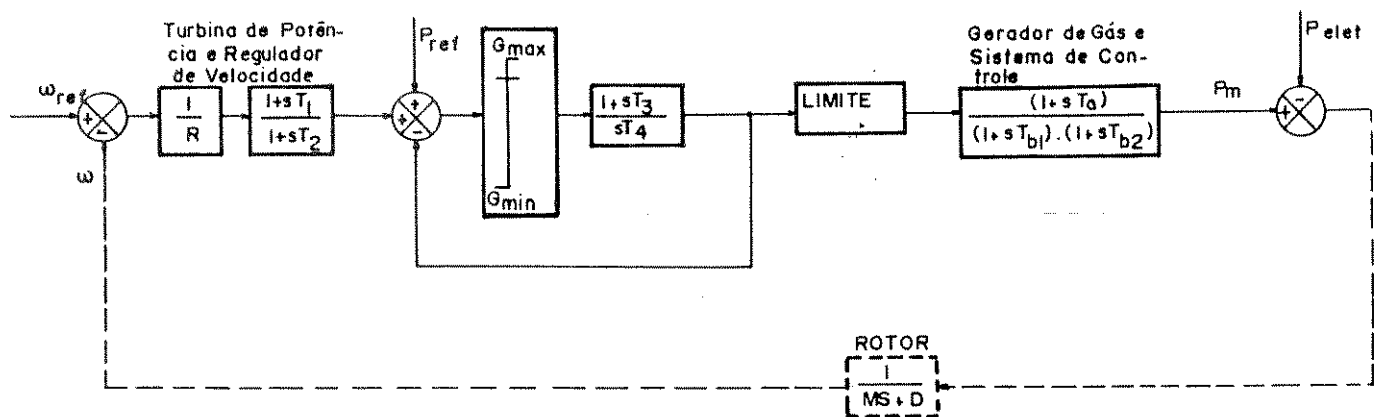


Figura 3.48 - Modelo de turbina-regulador de velocidade da Ruston [105].

RESPOSTA AO DEGRAU DE CARGA

A turbina está operando a vazio com 100% de velocidade e recebe degraus de carga de 25,50 e 75%. Na figura 3.49 tem-se a evolução da velocidade em função do tempo.

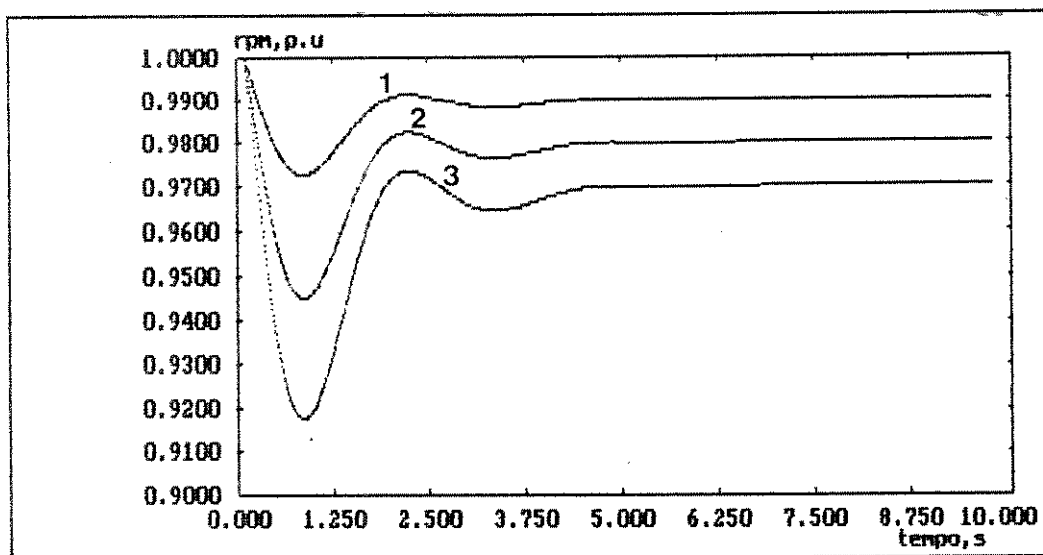


Figura 3.49 - Resposta a degrau de carga, rpmxt

1: degrau de 25%

2: degrau de 50%

3: degrau de 75%

Observa-se que a turbina a gás de dois eixos da Ruston apresenta respostas de velocidade semelhantes à turbina a vapor sem reaquecimento e com controle mecânico-hidráulico apresentada na figura 3.43.

3.12. CONCLUSÕES

Foram apresentados os esquemas básicos dos reguladores de tensão usualmente empregados nos estudos de estabilidade mostrando-se as respostas ao degrau de variação na referência de tensão. A "compoundagem" foi apresentada e feitas algumas simulações para demonstrar a sua influência na sustentação da corrente de curto circuito, garantindo a atuação seletiva da proteção.

Os reguladores de velocidade foram apresentados, discutindo-se algumas simulações com cada um dos modelos apresentados. As idéias básicas relativas às turbinas a gás foram apresentadas e mostradas simulações com modelos mais elaborados.

Nos capítulos VI e VII alguns dos modelos de reguladores implementados neste capítulo serão utilizados no programa de estabilidade.

CAPÍTULO IV

MODELOS DE MOTOR DE INDUÇÃO PARA ESTUDOS DE ESTABILIDADE

4.1. INTRODUÇÃO

O motor de indução foi inventado em 1888 por Tesla [112] e em 1897 Steinmetz [40] propôs o circuito equivalente que ainda é largamente utilizado atualmente [1,2,15,20,26,27,33,43,44], quase cem anos depois.

O circuito equivalente da máquina em função do escorregamento e a equação diferencial eletromecânica ("swing") do rotor constituem o **MODELO DE PRIMEIRA ORDEM** para motores de indução [21].

Em 1957 Brereton [4] apresentou um modelo simplificado baseado nas equações desenvolvidas em 1938 por Stanley [22], representando o motor de indução como uma fonte de tensão atrás de uma reatância transitória. Nas referências usadas no trabalho observa-se que em 1955 Concordia, através de uma dedução bastante simples, chega na mesma formulação de Brereton na discussão da referência [42]; apesar disso na literatura observa-se que esse modelo é sempre associado a Brereton.

A representação do motor de indução como uma fonte de tensão atrás de uma reatância transitória é análoga ao modelo III, Young [67], para máquinas síncronas de polos lisos. Alguns programas de estabilidade como o EPRI [1] e ARNOLD [43] usam esse modelo, bem como várias referências clássicas [3,4,24] e até mais recentemente [5] de 1984 e [23] de 1987. Este modelo é denominado de **MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ**.

O modelo de quinta ordem se tornou muito popular a partir do artigo do Krause [7] e gerou uma família de trabalhos como [6,21,27,28,29,30,31] e outros.

A utilização desse modelo em programas de estabilidade deve ser feita de maneira muito seletiva e utilizada quando o estudo não puder ser feito com modelos de ordem reduzida, pois, mesmo escolhendo-se o referencial mais adequado [21], o passo de integração a ser usado é muito pequeno e conseqüentemente o custo computacional pode até ser proibitivo. O programa **STABILA** da BBC (Brown Boveri Company) [83] utiliza este modelo.

Desprezando-se os transitórios de estator no modelo de quinta ordem, tem-se [32] o **MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FLUXOS**. Com essa simplificação ignora-se [21] as assimetrias, ou componentes CC, nas correntes de estator, causadas pela variação na magnitude das tensões do estator. Esse modelo está sendo usado pelo EPRI, 1985 [6] em seus programas de estabilidade, em substituição ao modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz, usado no "Mid term" [1] do EPRI de 1979.

Pela observação de Adkins e Kalsi [8] em 1971, e pela mudança de modelagem na versão de 1985 do programa de estabilidade do EPRI, fica evidenciado que a modelagem de motores de indução ainda está em desenvolvimento e que alguns pontos específicos, como apontado por Krause [27], ainda não estão bem claros nem nos grandes programas industriais de estabilidade, comercializados por instituições de renome.

Na literatura disponível fica demonstrado que o equacionamento da máquina de indução em termos de fluxos magnéticos é uma tendência que deve permanecer, pois a solução numérica das equações diferenciais é um caminho mais natural do que a definição de reatâncias transitórias, subtransitórias, que vem sempre acompanhadas das respectivas constantes de tempo. Assim, a família de modelos de quinta ordem deve substituir os modelos mais clássicos, como o de 1957 de Brereton [4].

Este capítulo pretende analisar os principais modelos de motor de indução disponíveis na literatura, testá-los e verificar a sua adequação para tipos específicos de estudos.

As linhas gerais seguidas nesse capítulo são:

- modelagem da carga mecânica;
- apresentação de uma metodologia de testes a serem efetuados com os modelos;
- considerações sobre as simplificações comuns aos modelos apresentados;
- apresentação do equacionamento básico do modelo, circuito equivalente, fluxograma para implementação digital e aplicação de testes propostos;

- com base nos testes efetuados faz-se uma comparação entre os modelos e determina-se a faixa de utilização que o mesmo terá ao longo dos estudos a serem feitos.

Posteriormente, no capítulo VI, os modelos de motor de indução serão incorporados no programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II.

4.2. MODELAGEM DA CARGA MECÂNICA

Geralmente o torque mecânico [9] varia com a velocidade e essa relação depende do tipo de carga.

No programa Power Flow, da BPA, usado para estudos de fluxo de carga e estabilidade e em [1,9,34] o torque mecânico da carga é dado pela equação 4.1.

$$T_m = [A(1 - s)^2 + B(1 - s) + C] \cdot P_o \quad (4.1)$$

P_o : Potência elétrica inicial absorvida pelo motor de indução em p.u.

A,B : constantes obtidas do ajuste da curva torque x velocidade da carga;

C : constante calculada a partir do escorregamento inicial de modo que seja satisfeita a equação (4.2).

$$A(1 - s_o)^2 + B(1 - s_o) + C = 0 \quad (4.2)$$

s_o : escorregamento inicial, p.u.

s : escorregamento, p.u.

Outra aproximação [9,66] muito usada é a expressa na relação [4.3].

$$T_m \propto (\text{velocidade})^k \quad (4.3)$$

$k = 1$ para ventiladores [9,117] e bombas alternativas

$k = 2$ para bombas [9,117] centrífugas.

Em algumas referências [11,27] o torque mecânico é modelado como constante em alguns estudos; essa modelagem representa a pior condição do ponto de vista de estabilidade dos motores de indução em operação bem como é a que requer maior tempo de partida nas simulações de aceleração de motores.

4.3. DESCRIÇÃO DOS TESTES A SEREM APLICADOS NOS MODELOS DE MOTOR DE INDUÇÃO

Neste item são descritos e comentados os testes que serão aplicados aos modelos discutidos ao longo do capítulo.

A antecipação da metodologia para os ensaios visa facilitar a aplicação imediata dos mesmos testes aos diferentes modelos a serem apresentados adiante.

Para cada teste são apresentadas curvas típicas para ilustrar os ensaios, utilizando-se como exemplo, o motor M1 (10 HP) do apêndice A, que aparece no artigo clássico do Krause [7]; nesta apresentação optou-se pelo modelo de quinta ordem com as variáveis observadas a partir do referencial síncrono.

Todas as grandezas relativas ao motor estão em p.u na sua própria base.

4.3.1. Aceleração com Tensão Plena a Vazio

Em $t = 0$ é simulada a aplicação de tensão plena nos terminais do motor em repouso. Para possibilitar comparação com referências disponíveis, admite-se que a barra à qual o motor está conectado é barra infinita e não há carga mecânica no eixo.

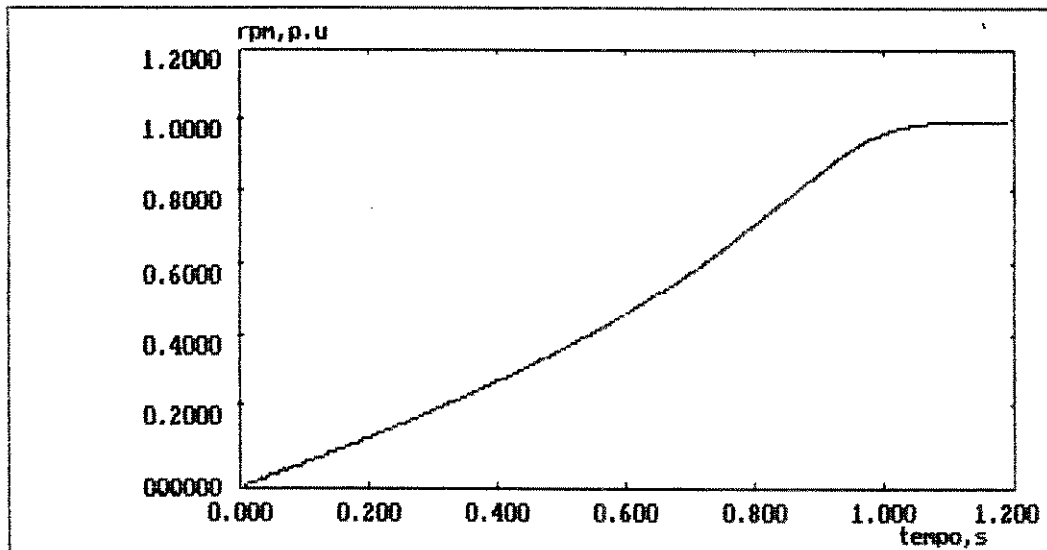


Figura 4.1 Aceleração a vazio, rpmxt, motor M1 (10 HP)

Como o motor está a vazio e as perdas por atrito e ventilação foram desprezadas, o motor acelera para velocidade próxima à síncrona, na figura 4.1.

Quando houver possibilidade de confusão com o eixo das ordenadas foi feito um pequeno deslocamento da curva a partir da origem.

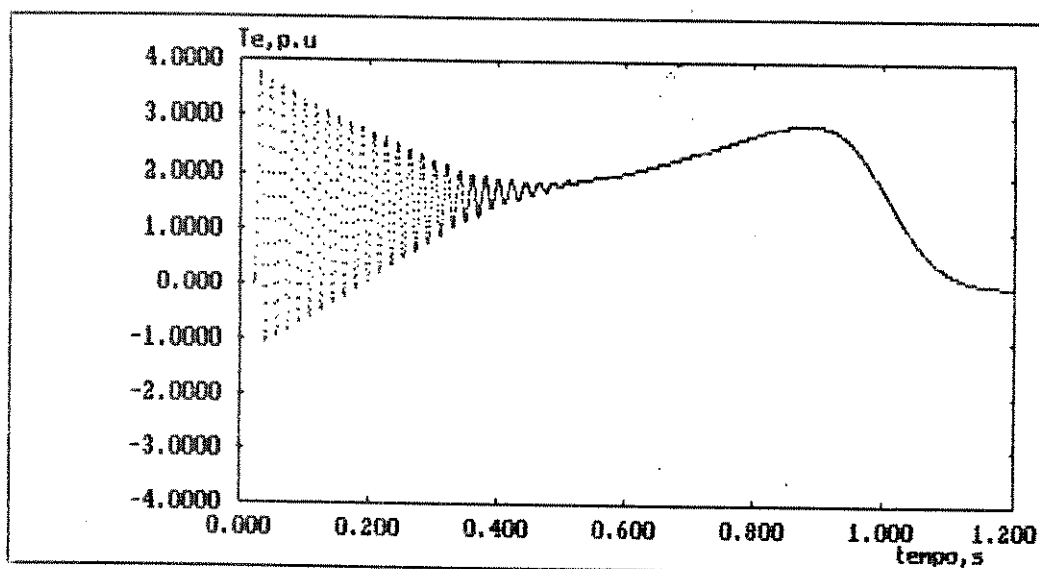


Figura 4.2 - Aceleração a vazio, text , motor M1(10 HP).

É importante observar que a forma da curva de $T_e \times t$ será a mesma [11], independentemente do referencial escolhido.

O torque de partida de um motor de indução contém no início da aceleração uma componente oscilatória que decai com o tempo. As primeiras oscilações podem ter valor negativo mas o valor médio é positivo. Alguns trabalhos, como [37], são dedicados à análise desse fenômeno transitório.

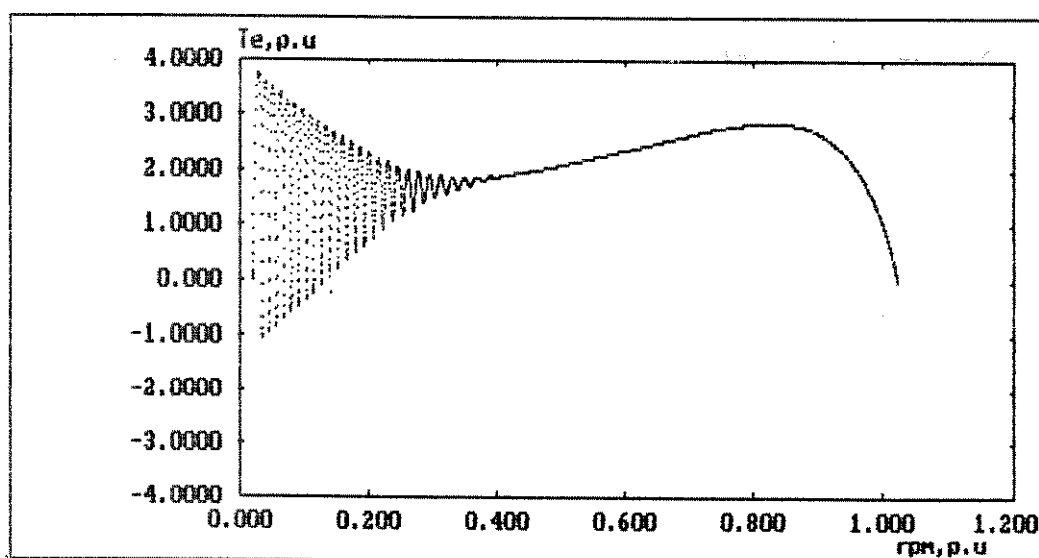


Figura 4.3 - Aceleração a vazio, texrpm , motor M1(10 HP).

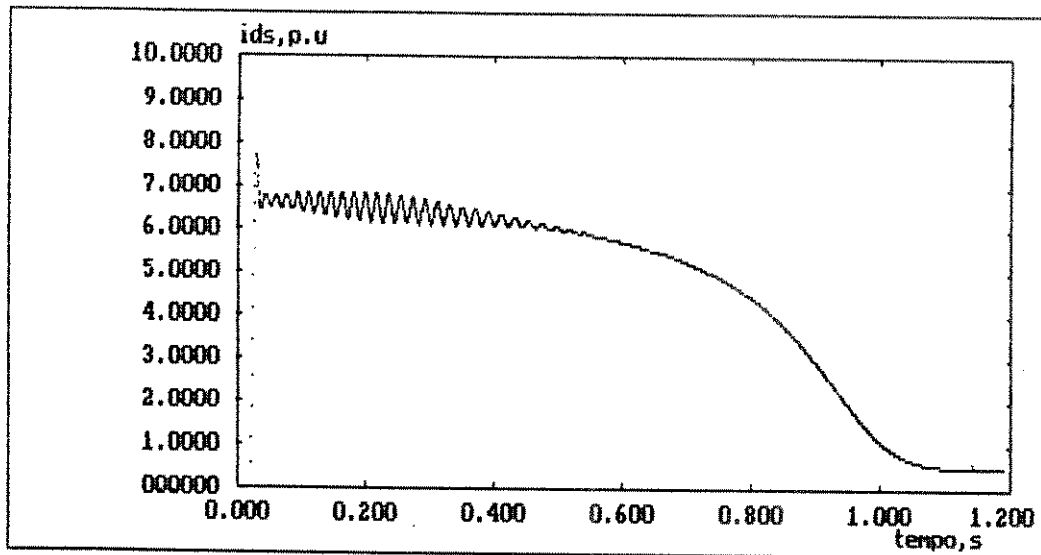


Figura 4.4 - Aceleração a vazio, i_{dr} , motor M1(10 HP).

As figuras 4.4 e 4.5 mostram as componentes dq da corrente de estator durante a partida do motor M1, de 10 HP, do apêndice A, observadas do referencial síncrono.

As componentes CC ou deslocamentos presentes na corrente durante a fase de aceleração do motor aparecem como senóides e as componentes CA na frequência fundamental aparecem como componentes CC quando observadas do referencial síncrono.

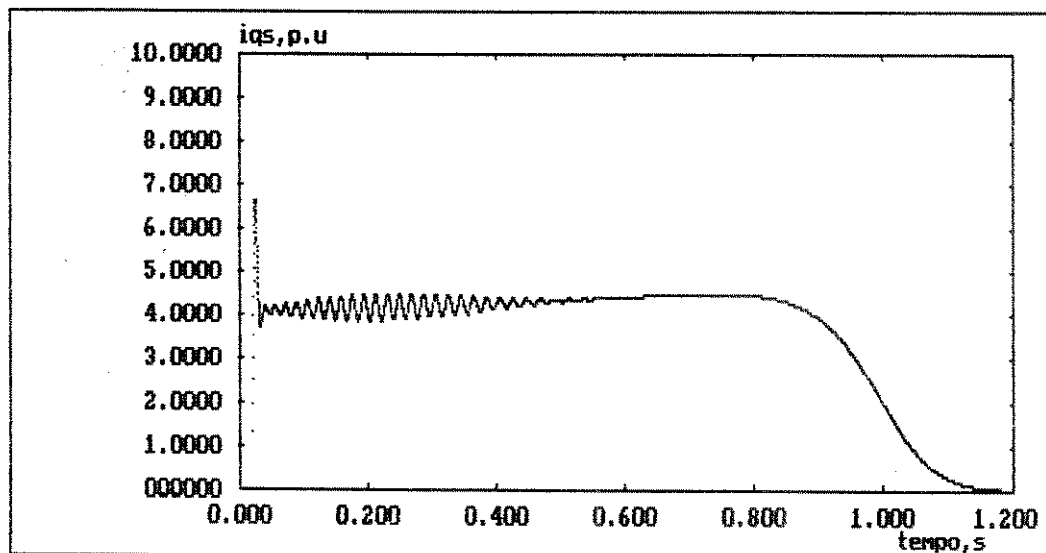


Figura 4.5 - Aceleração a vazio, i_{qs} , motor M1(10 HP).

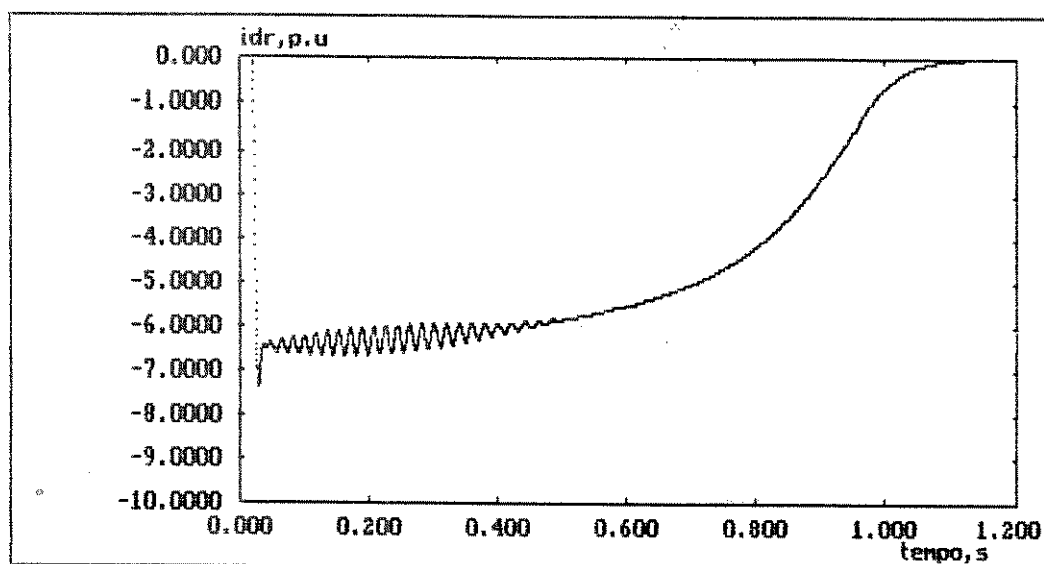


Figura 4.6 - Aceleração a vazio, i_{drxt} , motor M1(10 HP).

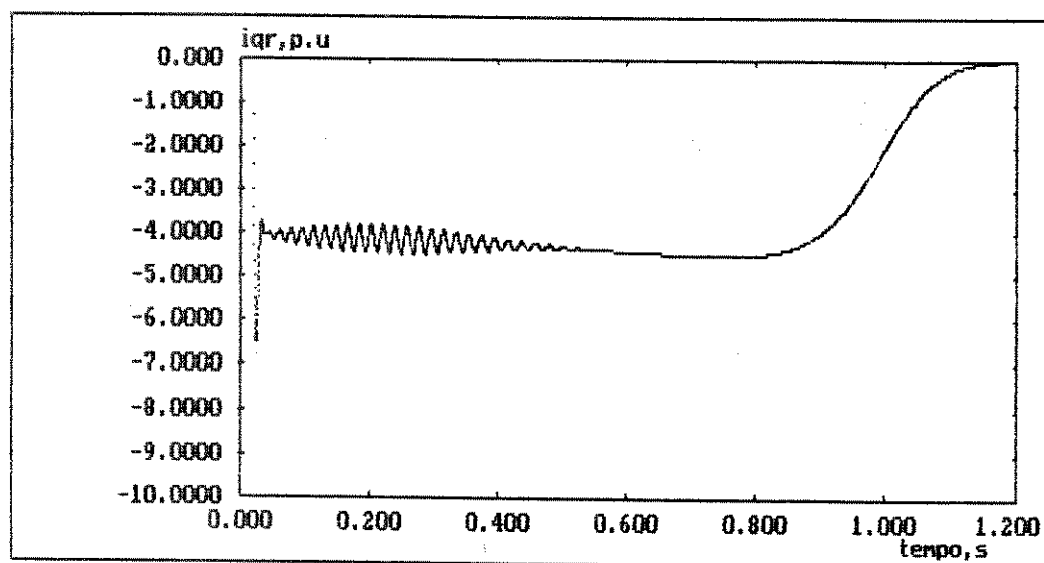


Figura 4.7 - Aceleração a vazio, i_{qrxt} , motor M1(10 HP).

Nas figuras 4.6 e 4.7 tem-se as componentes dq da corrente de rotor durante a partida do motor M1, de 10 HP, do apêndice A, observadas do referencial síncrono.

Valem as mesmas observações feitas anteriormente para i_{ds} e i_{qs} .

A tensão aplicada nos terminais do motor é trifásica e equilibrada; logo v_{qs} observada do referencial síncrono apresenta-se como uma componente CC de 1,0 p.u em condições nominais como mostra a figura 4.8; v_{ds} é também uma componente CC de 0,0 p.u.

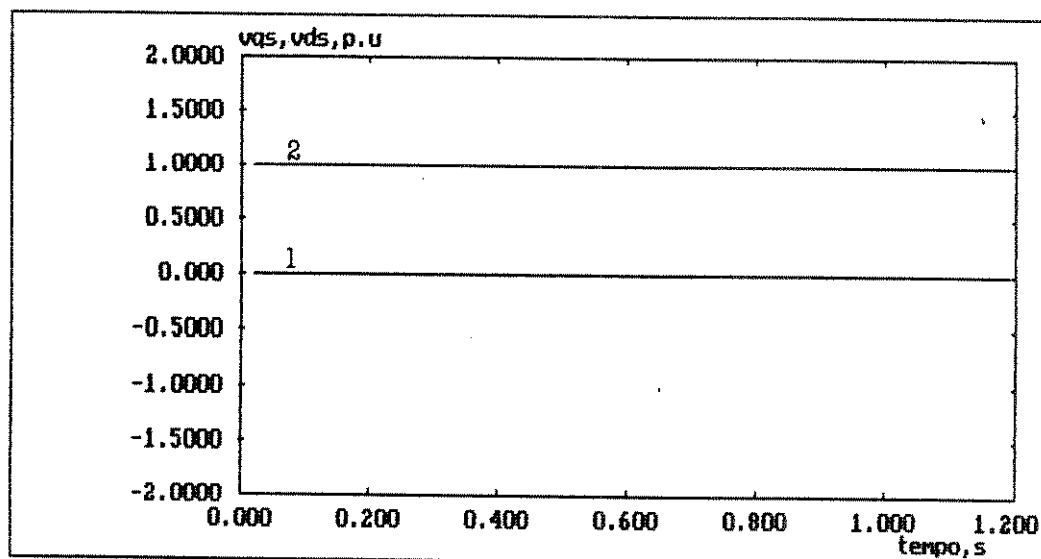


Figura 4.8 - Componentes dq da tensão trifásica aplicada ao motor 1: v_{ds} , 2: v_{qs} .

4.3.2. Distúrbios de Tensão

Nesse estudo, distúrbios de tensão são conceituados como afundamentos de tensão de no máximo 25%.

Escolheu-se 25% devido a que os motores de indução normalmente são chaveados com contadores eletromagnéticos e abaixo desse limite eles abrem, isolando o motor da rede. Esse valor é inclusive normalizado pela BS775 [114]. Comprova-se com ensaios práticos que esses valores não são bem definidos, variando de fabricante para fabricante e até mesmo entre tipos diferentes do mesmo fabricante. Ressalta-se o fato de que existem contadores em que a bobina é alimentada por uma fonte independente da rede ou que existe uma trava mecânica; nesse caso o contador pode se manter atracado

independentemente da tensão da rede.

Esse tipo de distúrbio de tensão pode ser causado na prática basicamente por:

- partida de motores cuja potência é apreciável em relação à capacidade do gerador que alimenta o sistema isolado;
- curto circuitos eletricamente distantes do motor em consideração;
- partida de motores de indução em redes eletricamente fracas.

O teste de distúrbio de tensão consiste em acelerar o motor e após o mesmo ter atingido o regime, aplicar um degrau de tensão e observar a evolução das grandezas desejadas. Para o teste ser representativo o motor deve estar em carga; nos testes de distúrbios de tensão a carga mecânica será modelada com torque mecânico constante.

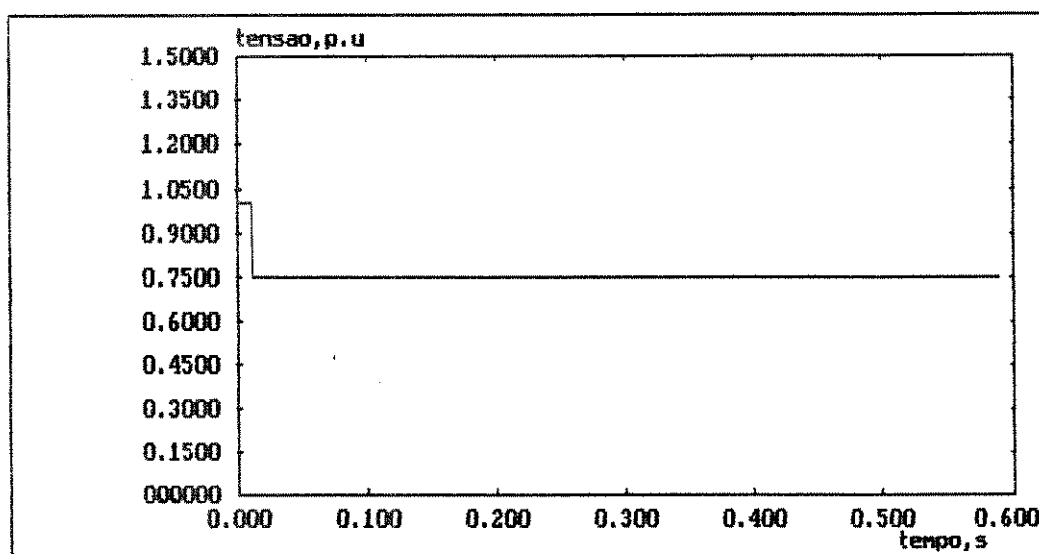


Figura 4.9 - Tensão aplicada (vqs) ao motor na simulação de distúrbios de tensão.

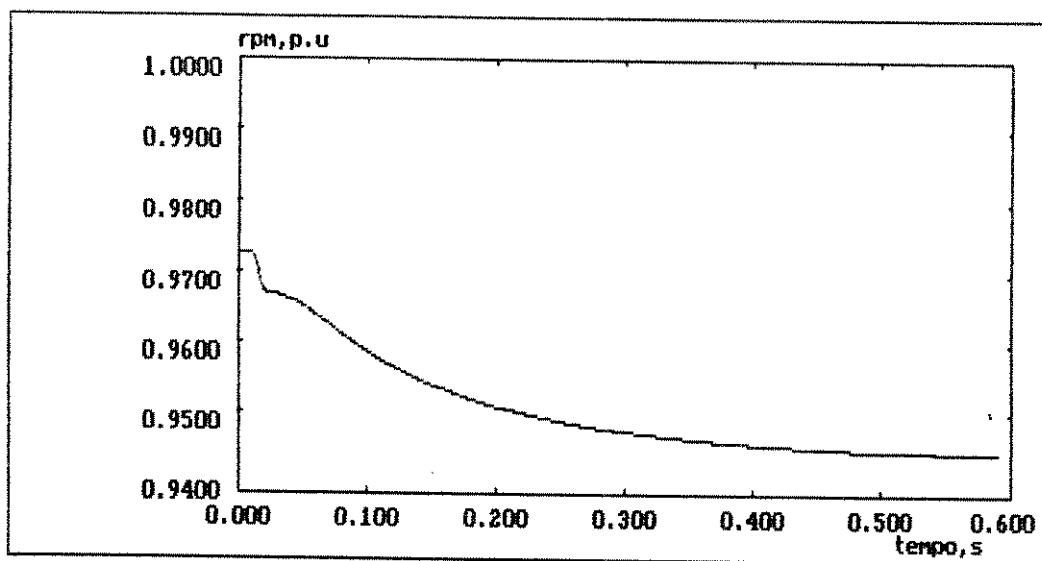


Figura 4.10 - Distúrbio de tensão, rpmxt, motor M1 (10 HP)
carga mecânica modelada com torque constante.

Na figura 4.10 tem-se a curva de rpm x t mostrando o decréscimo de velocidade resultante da subtensão. Esse resultado está de acordo com tabela apresenta no capítulo três de [18].

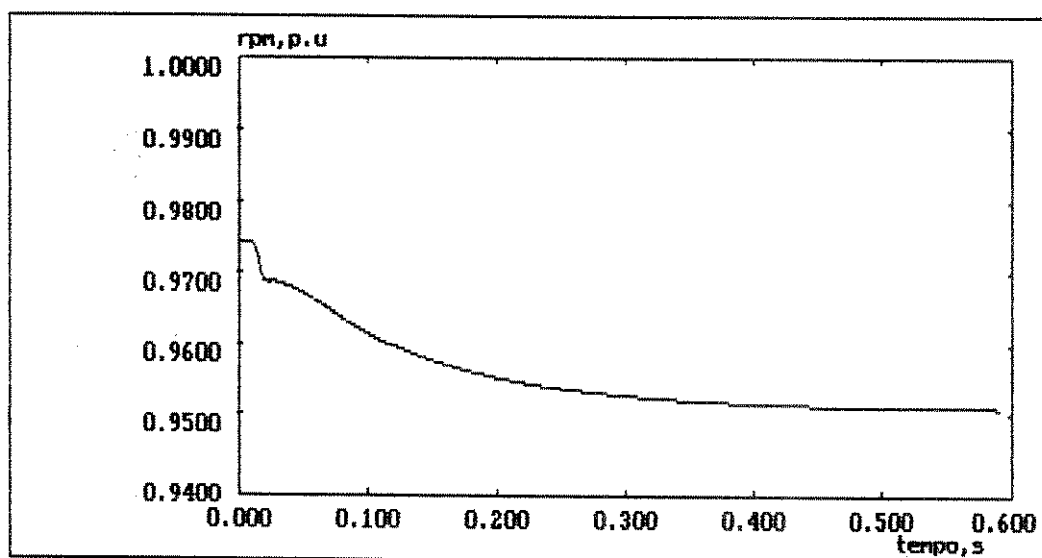


Figura 4.11 - Distúrbio de tensão, rpmxt, motor M1 (10 HP)
carga mecânica modelada com torque $\propto$
(velocidade)².

Comparando-se a figura 4.10 e 4.11 observa-se que com torque mecânico constante a perda de velocidade é maior do que com torque proporcional ao quadrado da velocidade em caso do motor ser submetido a subtensão.

Com a queda de tensão e mantida constante a solicitação mecânica no eixo do motor observa-se que a corrente absorvida da rede aumenta conforme pode ser verificado nas figuras 4.12 e 4.13.

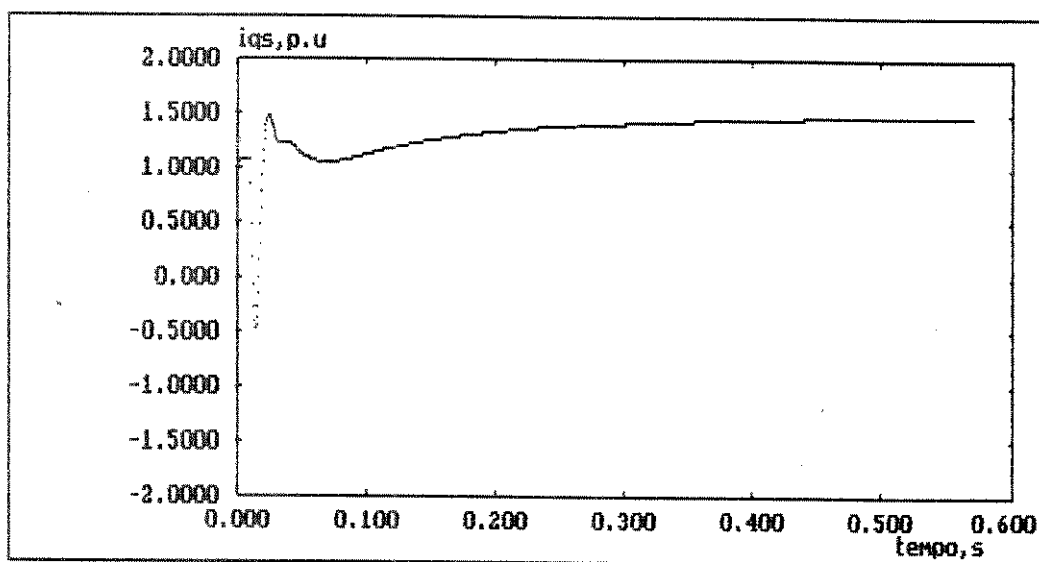


Figura 4.12 - Distúrbio de tensão, i_{qsxt} , motor M1(10 HP).

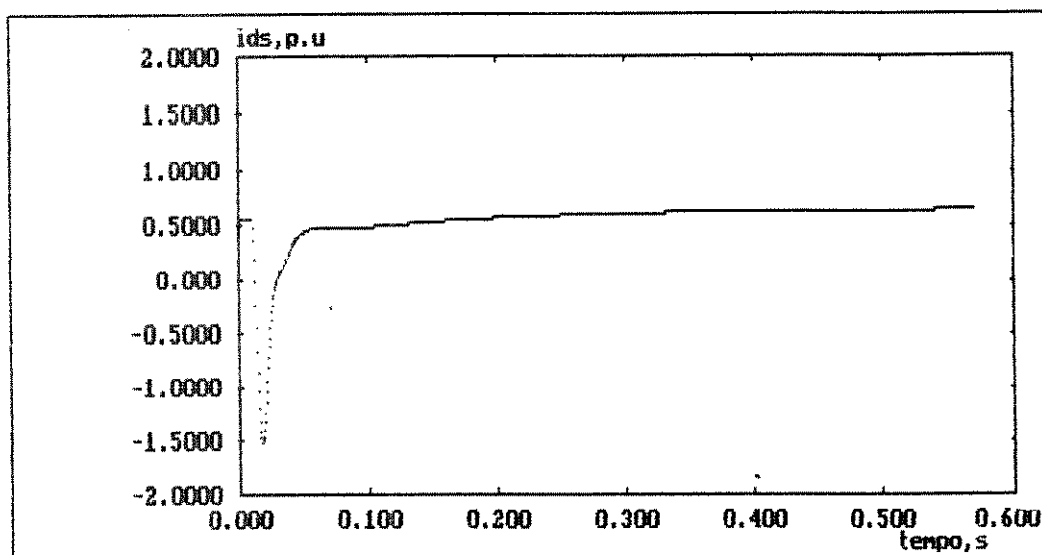


Figura 4.13 Distúrbio de tensão, i_{dsxt} , motor M1(10 HP).

4.3.3. Distúrbio de Torque

Após ter atingido o regime aplica-se um pulso de torque mecânico nominal no eixo do motor e espera-se o motor entrar em regime no novo ponto de operação para então retirar-se o pulso aplicado; a simulação prossegue até que o motor se estabilize o vazio.

Na figura 4.14 tem-se a curva rpm x t para a simulação com o motor M1(10 HP) do apêndice A.

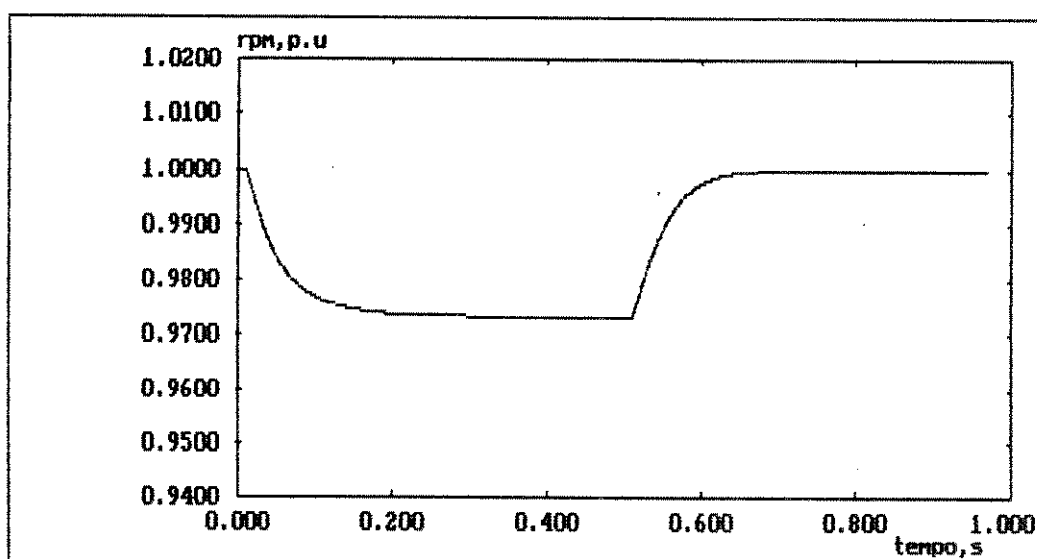


Figura 4.14 - Distúrbio de torque, rpmxt, motor M1(10 HP).

Na figura 4.14 observa-se que a velocidade foi reduzida com a aplicação do degrau de torque e voltou ao valor inicial com a retirada do degrau.

Na figura 4.15 tem-se o pulso de torque mecânico aplicado e o torque elétrico aplicado; nessa figura o torque mecânico está dividido por dois para maior clareza de apresentação.

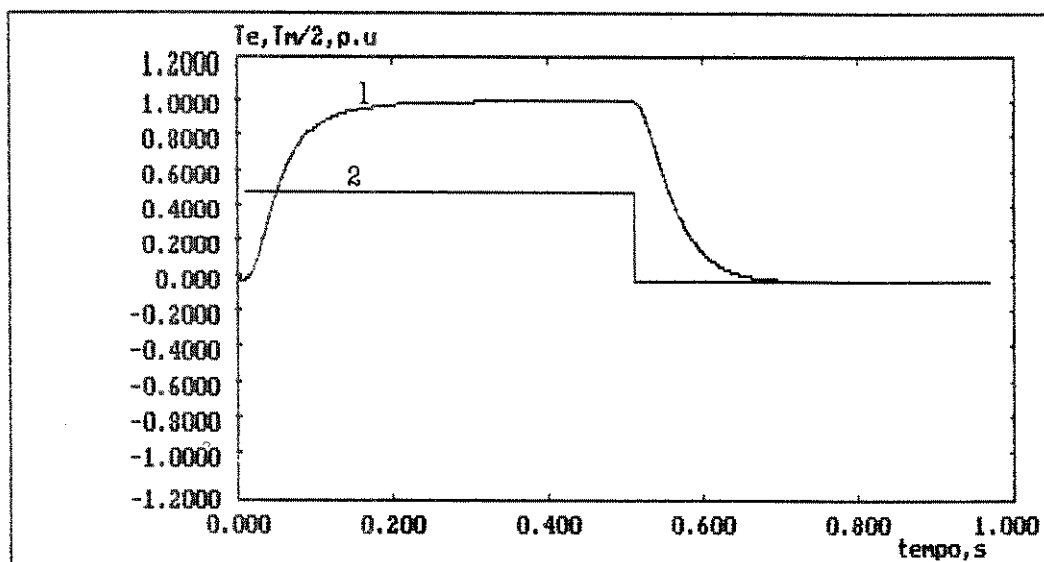


Figura 4.15 - Distúrbio de torque, 1: t_{ext} , 2: $(t_m/2)_{xt}$, motor M1(10 HP).

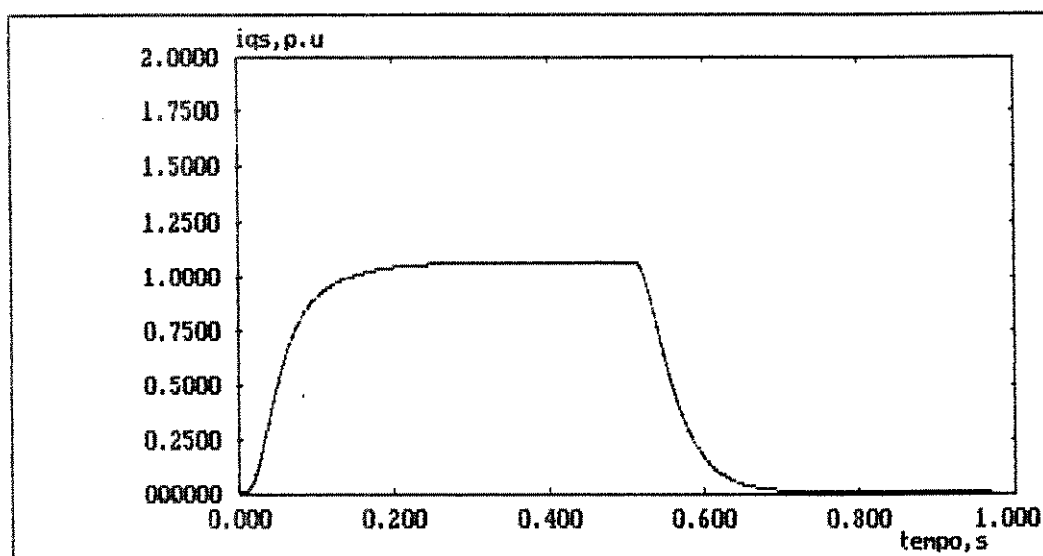


Figura 4.16 - Distúrbio de torque, i_{qsxt} , motor M1(10 HP).

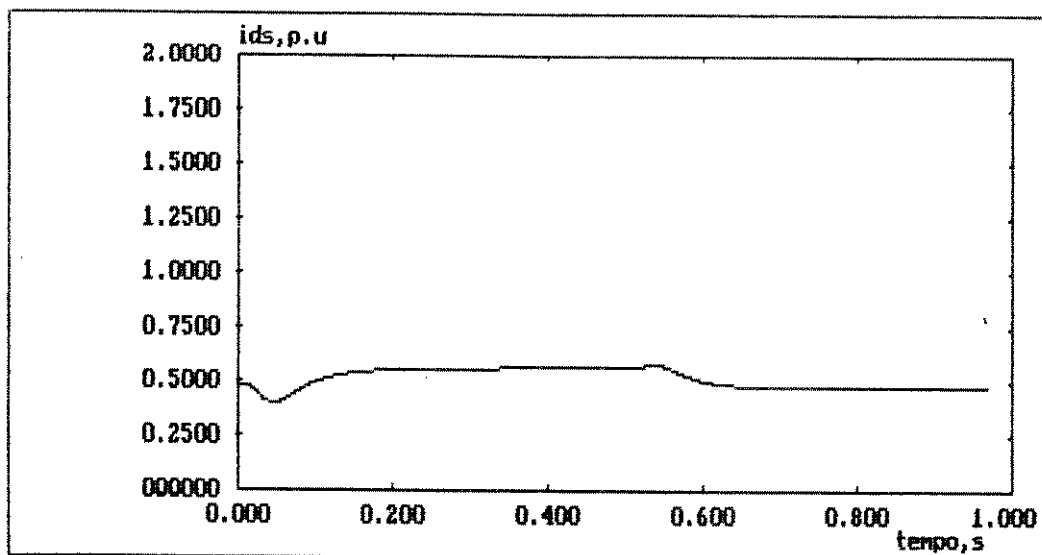


Figura 4.17 - Distúrbio de torque, i_{dsxt} , motor M1(10 HP).

4.3.4. Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação

Inicialmente o motor está operando em condições nominais com torque de carga igual ao torque nominal e modelado como constante.

O curto circuito é simulado, Krause [11], anulando-se as tensões aplicadas ao motor; após seis ciclos de 60 Hz (100 ms) a tensão é normalizada.

A passagem súbita da tensão de valor nominal para zero dá origem a assimetrias nas correntes de rotor e estator; essas assimetrias nas correntes de estator aparecem nos circuitos de rotor como oscilações amortecidas de frequência próxima a 60 Hz. De maneira similar as assimetrias nas correntes de rotor aparecem como oscilações amortecidas nas correntes de estator com uma frequência correspondente à velocidade do rotor.

Na figura 4.18 mostra-se a evolução da velocidade do motor durante e após o curto-circuito; na 4.19 tem-se o torque elétrico para a mesma situação.

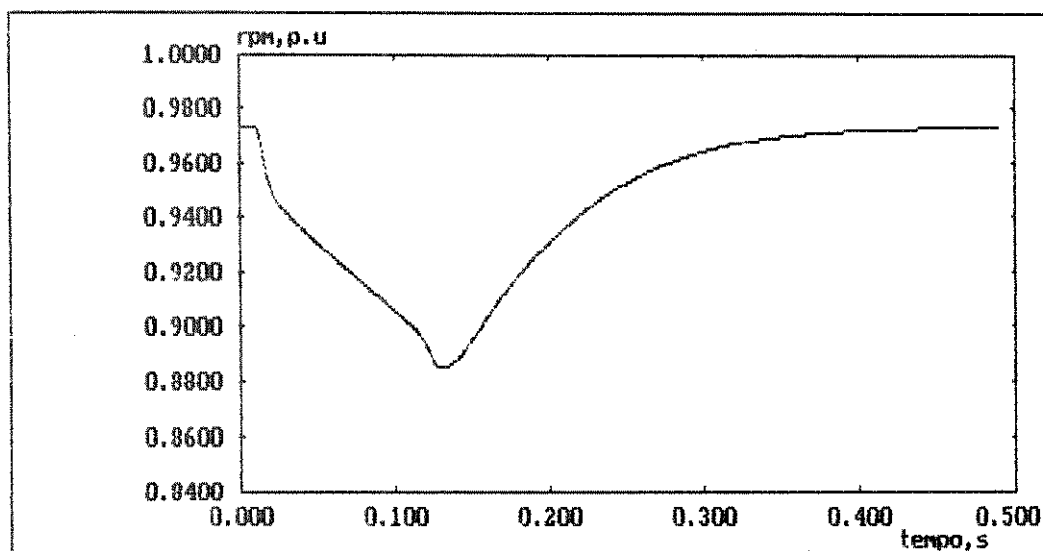


Figura 4.18 - Curto-circuito, rpmxt, motor M1(10 HP).

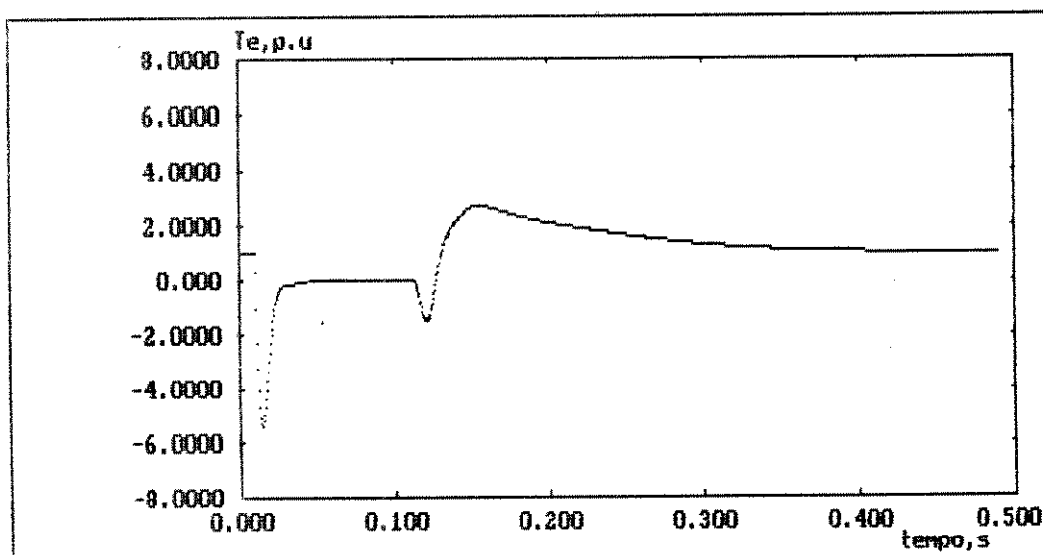


Figura 4.19 - Curto-circuito, text, motor M1(10 HP).

Nas figuras 4.20 e 4.21 tem-se as componentes dq da corrente de estator durante e após o curto-circuito.

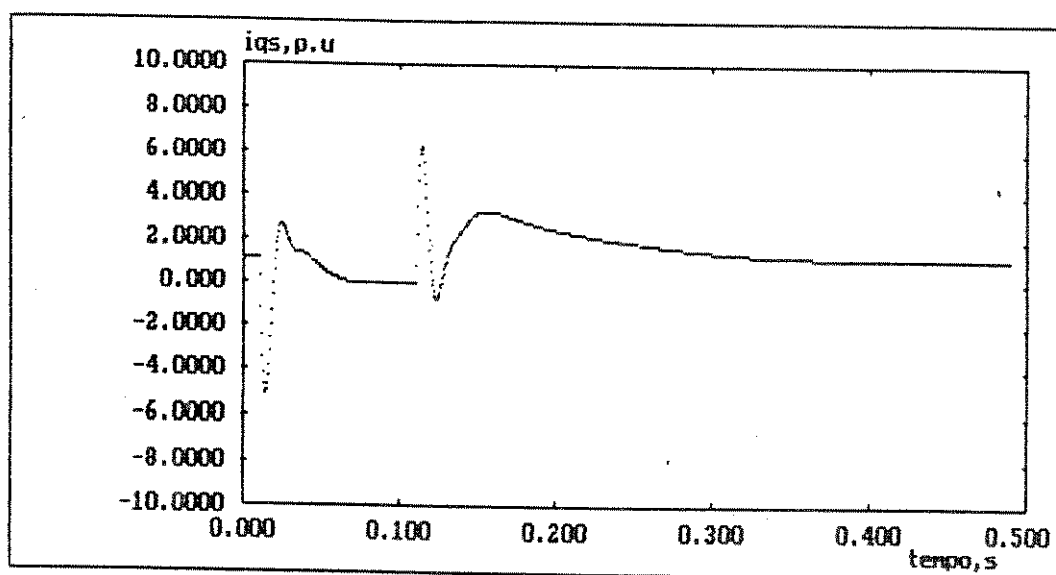


Figura 4.20 - Curto-circuito, i_{qsxt} , motor M1(10 HP).

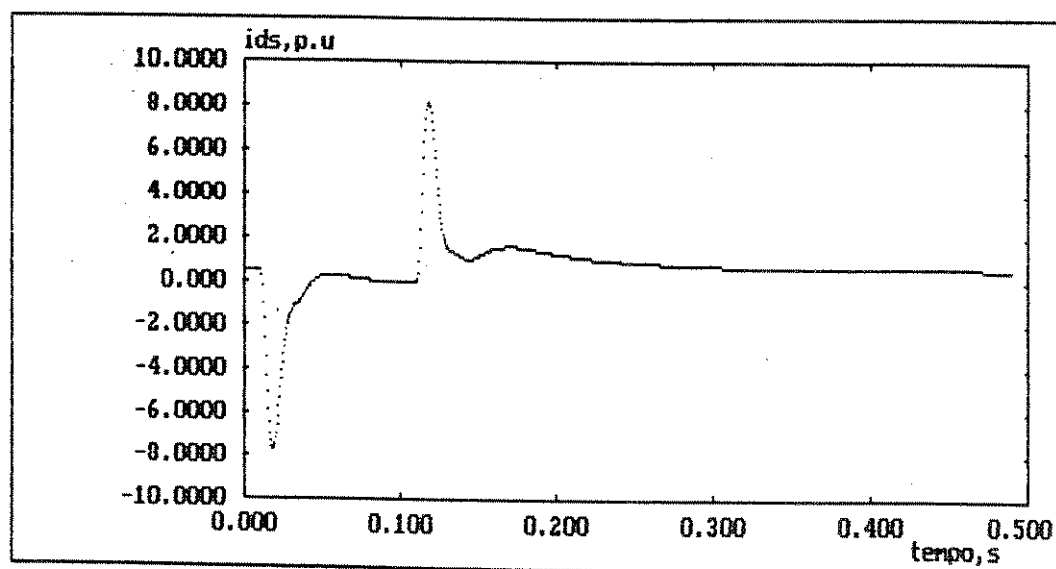


Figura 4.21 - Curto-circuito, i_{dsxt} , motor M1(10 HP).

Nas figuras 4.22 e 4.23 tem-se as componentes dq da corrente de rotor durante e após o curto-circuito.

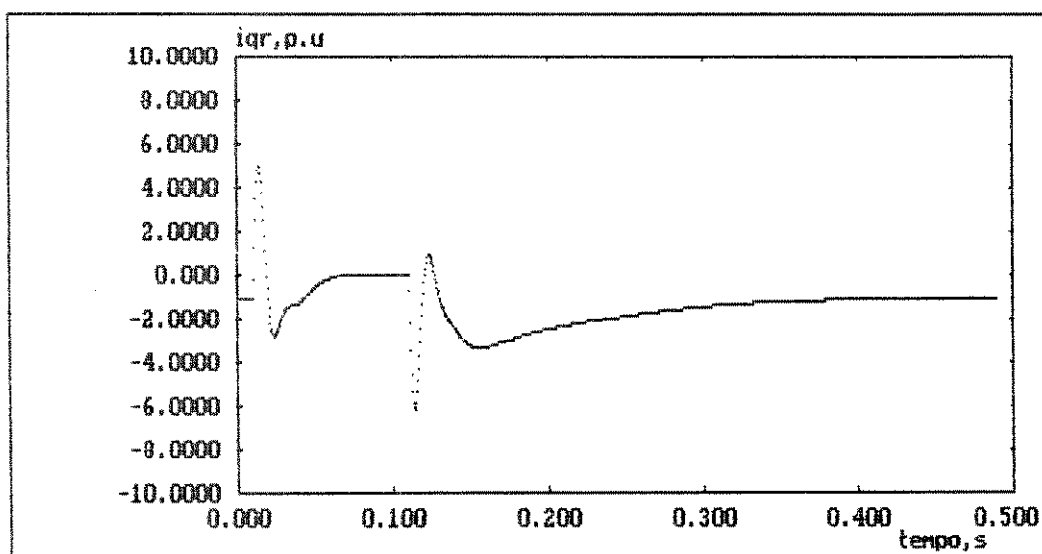


Figura 4.22 - Curto circuito, i_{qrxt} , motor M1(10 HP).

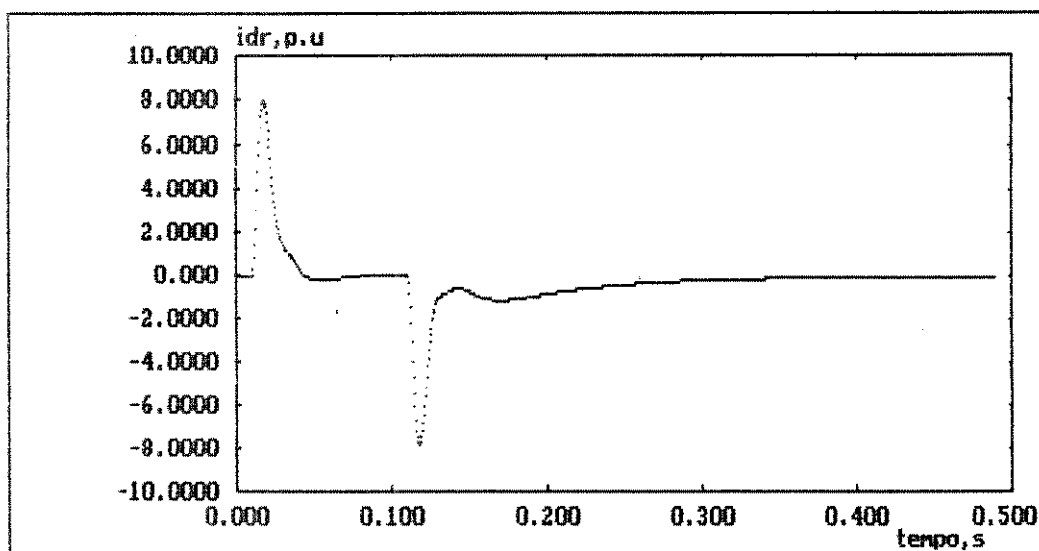


Figura 4.23 - Curto Circuito, i_{drxt} , motor M1(10 HP).

4.4. SIMPLIFICAÇÕES ADOTADAS NOS MODELOS

Nesse estudo trabalha-se na maior parte dos casos com motores de indução de gaiola simples.

Os motores de indução de dupla gaiola recebem tratamento similar [2,5], pois, apesar do circuito equivalente ser constituído de duas gaiolas, a cada etapa as mesmas são combinadas e recai-se no modelo de gaiola simples.

As principais simplificações adotadas [7] são:

- o entreferro é uniforme;
- o circuito magnético é linear (não se considera a saturação);
- os enrolamentos do estator são idênticos;
- os enrolamentos do rotor são idênticos;
- os enrolamentos do estator e as barras do rotor são arrançados de modo que a distribuição do fluxo magnético no entreferro seja radial e senoidal.;
- resistências constantes;
- enrolamentos ligados em triângulo ou estrela não aterrado.

Importantes fatores que afetam o comportamento das máquinas reais e que foram desprezadas com as simplificações adotadas são:

- não linearidade do circuito magnético;
- variação da resistência com a temperatura e frequência;
- conteúdo harmônico da força magnetomotriz.

Apesar das hipóteses simplificadoras, os modelos resultantes oferecem meios de prever a performance de motores de indução em diversas situações de interesse prático com precisão aceitável.

4.5. MODELOS DE QUINTA ORDEM

4.5.1. Equações Básicas [7]

O modelo de quinta ordem pode ser equacionado em termos de tensão/corrente ou fluxo/tensão.

Se escolhermos as correntes como variável de estado cada uma das tensões no d-q se relaciona com as correntes através de uma equação diferencial onde aparecem duas derivadas. Se os fluxos forem escolhidos como variáveis de estado teremos uma só derivada em cada equação [11].

Além disso nos circuitos acoplados magneticamente [21] os fluxos tendem a variar mais lentamente que as correntes; portanto o uso de fluxos magnéticos como variáveis de estado resulta em sistemas de equações mais estáveis do ponto de vista computacional, possibilitando maiores passos de integração na simulação.

Essas particularidades tornam mais conveniente implementar as simulações computacionais dos motores de indução com fluxos como variáveis de estado em vez de correntes.

Para o motor de indução com as simplificações do item 4.4 as equações básicas, adotando os fluxos como variáveis de estado, são (4.4-15) a seguir [7].

Correntes de Estator:

$$i_{qs} = \frac{1}{x_{1s}} \cdot (\psi_{qs} - \psi_{mq}) \quad (4.4)$$

$$i_{ds} = \frac{1}{x_{1s}} \cdot (\psi_{ds} - \psi_{md}) \quad (4.5)$$

Correntes de Rotor:

$$i_{qr} = \frac{1}{\chi_{1r}} \cdot (\psi_{qr} - \psi_{mq}) \quad (4.6)$$

$$i_{dr} = \frac{1}{\chi_{1r}} \cdot (\psi_{dr} - \psi_{md}) \quad (4.7)$$

Fluxos de Estator:

$$p\psi_{qs} = \omega_e \cdot \left[v_{qs} - \frac{\omega}{\omega_e} \cdot \psi_{ds} + \frac{r_s}{\chi_{1s}} \cdot (\psi_{mq} - \psi_{qs}) \right] \quad (4.8)$$

$$p\psi_{ds} = \omega_e \cdot \left[v_{ds} + \frac{\omega}{\omega_e} \cdot \psi_{qs} + \frac{r_s}{\chi_{1s}} \cdot (\psi_{md} - \psi_{ds}) \right] \quad (4.9)$$

Fluxos de Rotor

$$p\psi_{qr} = \omega_e \cdot \left[v_{qr} - \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_e} \right) \cdot \psi_{dr} + \frac{r_r}{\chi_{1r}} \cdot (\psi_{mq} - \psi_{qr}) \right] \quad (4.10)$$

$$p\psi_{dr} = \omega_e \cdot \left[v_{dr} + \left(\frac{\omega - \omega_r}{\omega_e} \right) \cdot \psi_{qr} + \frac{r_r}{\chi_{1r}} \cdot (\psi_{md} - \psi_{dr}) \right] \quad (4.11)$$

Fluxos Mútuos:

$$\psi_{mq} = \chi_{mq} \cdot \left[\frac{\psi_{qs}}{\chi_{1s}} + \frac{\psi_{qr}}{\chi_{1r}} \right] \quad (4.12)$$

$$\psi_{md} = X_{md} \cdot \left[\frac{\psi_{ds}}{X_{1s}} + \frac{\psi_{dr}}{X_{1r}} \right] \quad (4.13)$$

Reatâncias Mútuas:

$$X_{md} = X_{mq} = 1 / \left[\frac{1}{X_m} + \frac{1}{X_{1s}} + \frac{1}{X_{1r}} \right] \quad (4.14)$$

Torque Elétrico:

$$T_e = \psi_{qr} \cdot i_{dr} - \psi_{dr} \cdot i_{qr} \quad (4.15)$$

Observações:

- a- todas as variáveis que aparecem na formulação acima estão em p.u na base do motor, exceto ω , ω_r e ω_e (rad/s);
- b- todas as grandezas estão referidas ao estator;
- c- os símbolos e abreviaturas que aparecem nas equações acima e em todas as subseqüentes estão descritos na lista de símbolos e abreviaturas.

4.5.2. Escolha do Referencial

No estudo das máquinas rotativas os referenciais normalmente adotados são, Krause [7]:

- 1) referencial que gira com velocidade síncrona ($\omega = \omega_e$).
- 2) referencial fixo no rotor ($\omega = \omega_r$).

- 3) referencial fixo no estator ($\omega = 0$).
- 4) referencial arbitrário (ω qualquer).

Para cada situação a ser estudada a escolha do referencial mais adequado deve ser feita considerando-se:

- facilidade na observação das grandezas de interesse;
- possibilidade de trabalhar com maior passo de integração.

Se a simulação envolver somente operação equilibrada do motor o referencial mais adequado é o referencial que gira com velocidade síncrona.

Quando se trabalha com condições equilibradas e se adota o referencial síncrono pode-se trabalhar com passos de integração muito maiores [38] do que seria necessário se o referencial fosse fixo no estator.

Em caso de se aplicar tensões desequilibradas no estator aparecerão variações senoidais nas grandezas d-q independentemente do referencial escolhido; nesse caso é mais interessante trabalhar com o referencial fixo no estator.

Quando se simulam motores de rotor bobinado fechado através de resistências desiguais perde-se a simetria entre as fases do rotor. Devido a essa assimetria resistências variantes no tempo aparecerão em todos os referenciais exceto no referencial que gira com a mesma velocidade do rotor. Nesse caso a escolha é natural.

Uma vez escolhido o referencial é muito importante ter-se em mente as formas nas quais as grandezas se manifestarão em regime e durante o transitório.

Nas figuras 4.24, 4.25 e 4.26 tem-se a componente da corrente de partida no eixo d para um motor de indução típico vista do referencial síncrono, do referencial fixo no rotor e do referencial fixo no estator.

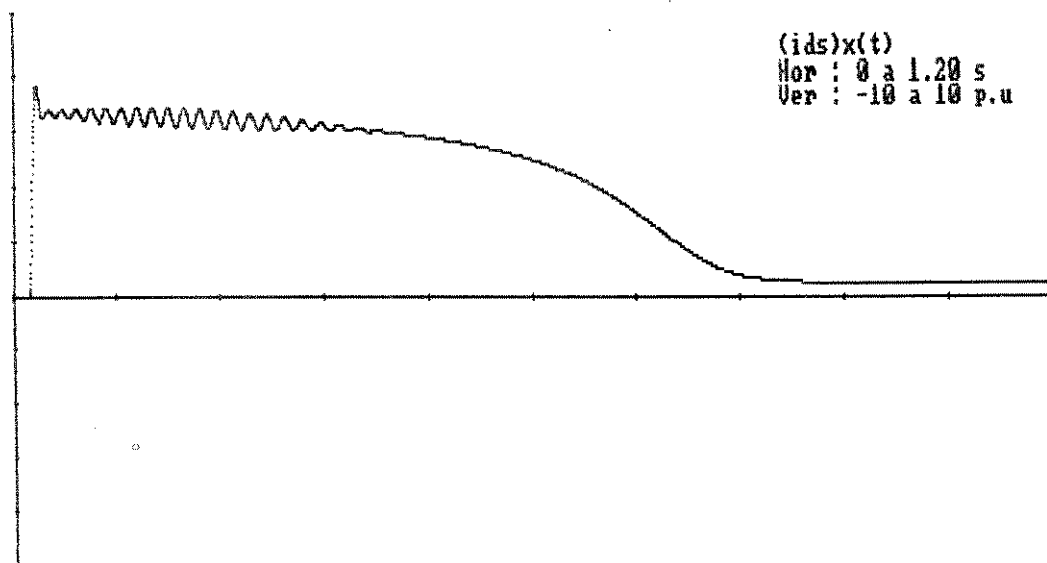


Figura 4.24 - Componente de eixo direto da corrente de partida de um motor de indução típico vista do referencial síncrono.

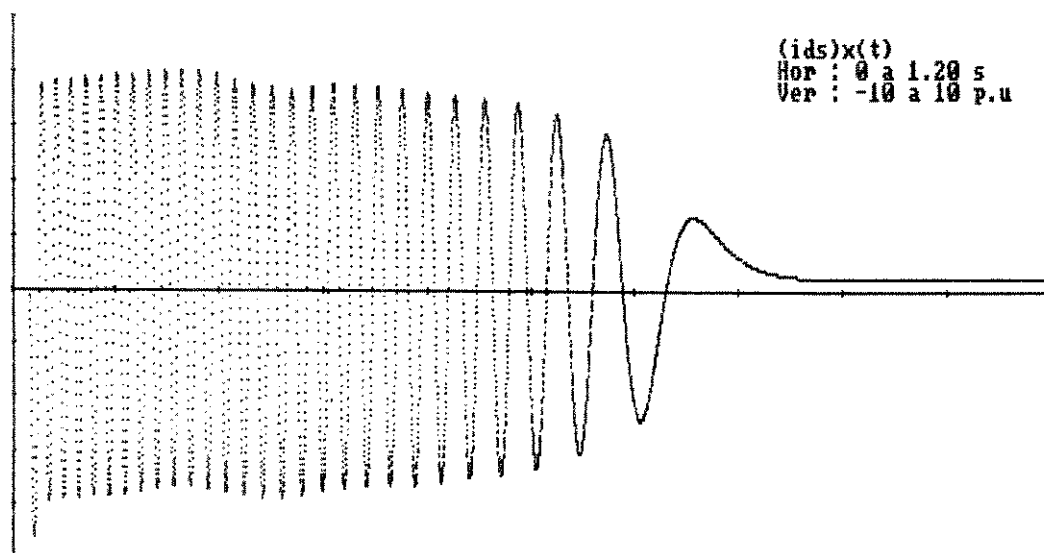


Figura 4.25 - Componente de eixo direto da corrente de partida de um motor de indução típico vista do referencial fixo no rotor.

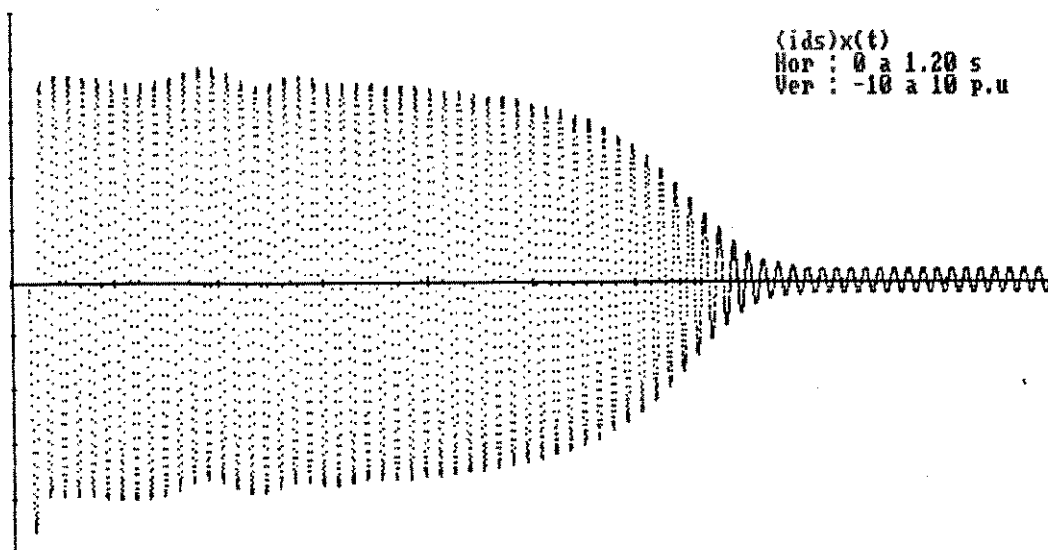


Figura 4.26 - Componente de eixo direto da corrente de partida de um motor de indução típico vista do referencial fixo no estator.

Nas simulações feitas nessa tese adota-se preferencialmente o referencial síncrono devido a vantagens computacionais e por se tratar de simulações em condições equilibradas.

No caso de se desejar fazer comparação com grandezas oscilografadas basta mudar as grandezas de interesse para o referencial fixo no estator no estágio de saída da simulação.

4.5.3. Representação na Rede Elétrica

Toda vez que as equações do motor de indução são resolvidas na simulação, calcula-se a solicitação de potência ativa e reativa por:

$$P = v_{ds} \cdot i_{ds} + v_{qs} \cdot i_{qs} \quad (4.16)$$

$$Q = -v_{qs} \cdot i_{ds} + v_{ds} \cdot i_{qs} \quad (4.17)$$

A solicitação de potência é transformada em injeção de corrente e acrescentada no vetor das injeções, pois a rede é resolvida pela equação (2.19), $[I] = [Y] \cdot [V]$.

Nas referências consultadas o estudo do motor de indução com esse modelo é feito de forma isolada (barra infinita/motor ou gerador/motor). Em nenhuma dessas referências aparece a vinculação do modelo de quinta ordem a uma rede elétrica com um número qualquer de barras.

4.5.4. FLUXOGRAMA PARA IMPLEMENTAÇÃO DIGITAL

O fluxograma simplificado da figura 4.27 é para simulação do motor de indução operando na barra infinita.

Para esclarecer melhor o fluxograma anterior tem-se a seguir uma descrição sumária das principais subrotinas:

- *DADOS:*

Faz-se a leitura dos parâmetros do circuito equivalente e da inércia do conjunto rotativo.

- *CONDIN:*

Impõe-se as condições iniciais de partida do motor.

- *GUARDA ϕ :*

Guarda as variáveis do passo passado necessárias para o desenvolvimento da integração numérica dos fluxos e da equação "swing".

- *TENSÃO:*

Transforma a tensão trifásica aplicada para o dq.

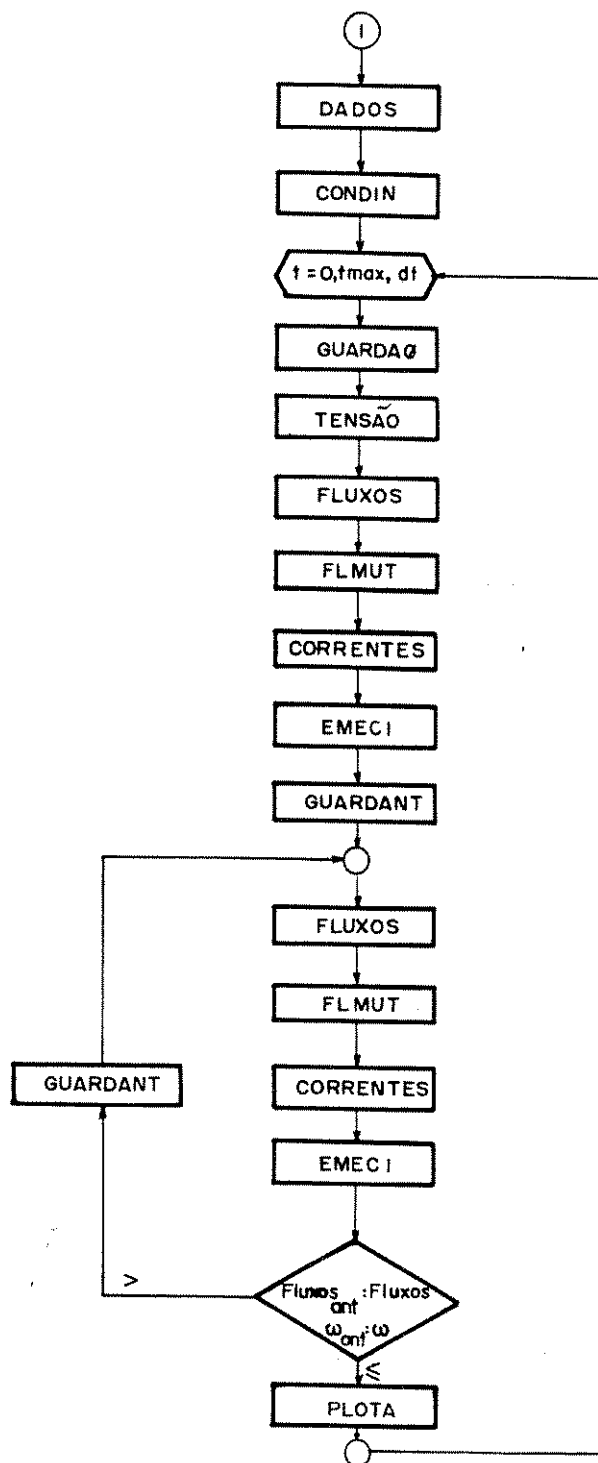


Figura 4.27 - Fluxograma para simulação de motor de indução com modelo de quinta ordem.

- *FLUXOS:*

Integra as equações diferenciais de fluxos utilizando-se do método trapezoidal implícito.

- *FLMUT:*

A partir dos fluxos de estator e rotor calcula-se os fluxos mútuos.

- *CORRENTES:*

A partir dos fluxos e das reatâncias do motor calcula-se as correntes de estator e rotor.

- *EMEC1*

Integra a equação "Swing" utilizando-se do método trapezoidal implícito.

- *GUARDANT:*

Guarda, dentro de um mesmo passo, as variáveis diferenciais para possibilitar o processo de correção da integração numérica.

4.5.5. ACELERAÇÃO COM TENSÃO PLENA A VAZIO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.1 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.28 pode ser comparada com a referência [31].

Nas figuras 4.29 e 4.30 tem-se as curvas $t_e \times t$ e $t_e \times \text{rpm}$ para o motor M2; estas curvas podem ser comparadas com a referência [11] e estão deslocadas 0,02 s para a direita.

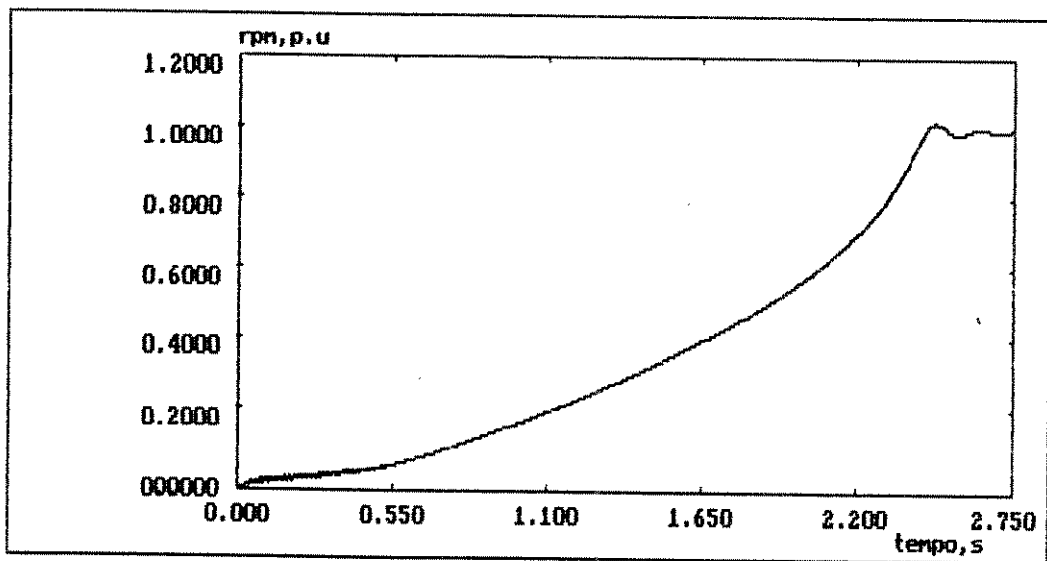


Figura 4.28 - Aceleração a vazio, rpm x t, motor M2 (2250 HP)

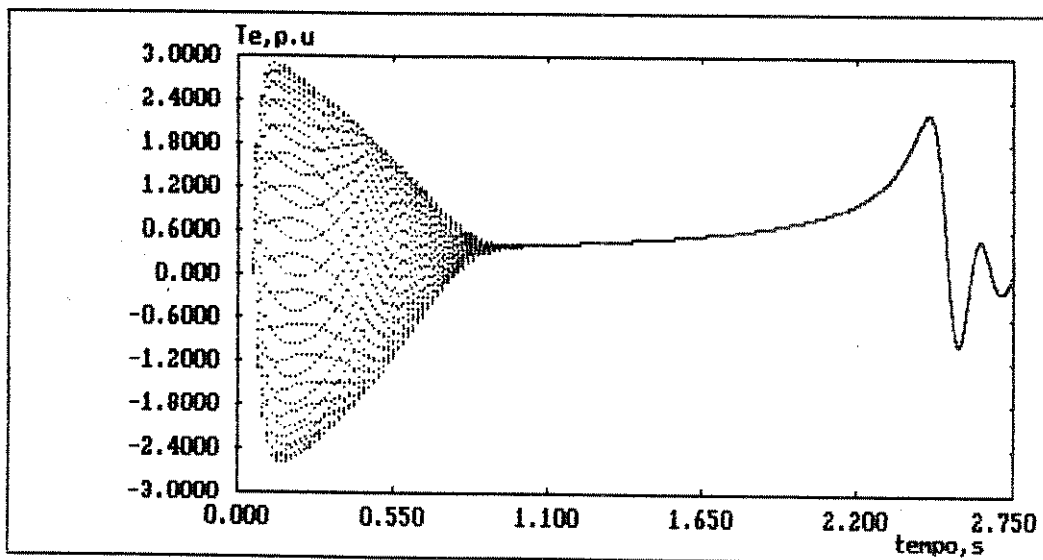


Figura 4.29 - Aceleração a vazio, te x t, motor M2 (2250 HP)

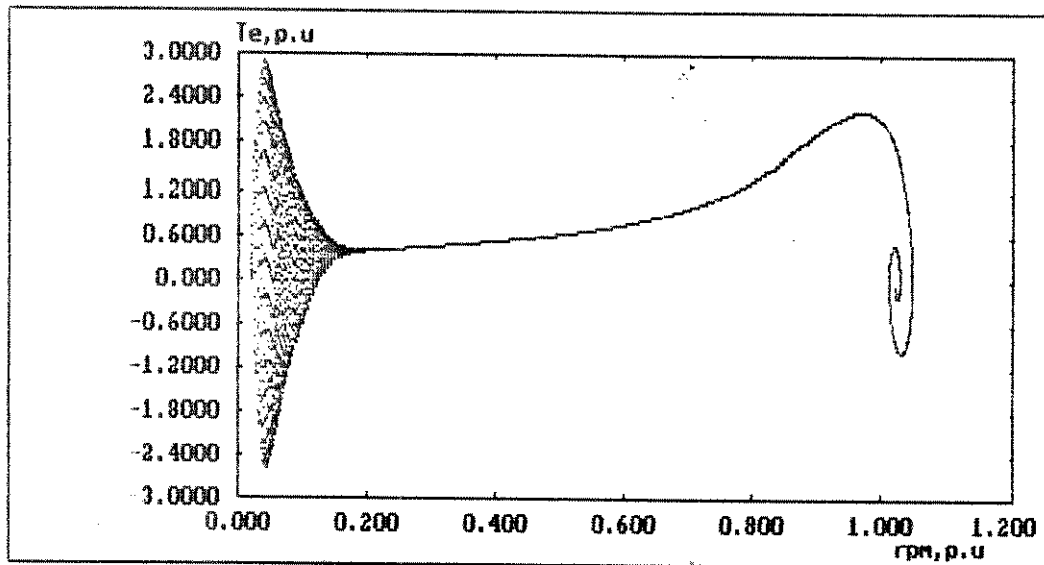


Figura 4.30 - Aceleração a vazio, $T_e \times \text{rpm}$, motor M2 (2250HP)

4.5.6. CURTO CIRCUITO NOS TERMINAIS COM MOTOR EM OPERAÇÃO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.34 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.31 pode ser comparada com a referência [31].

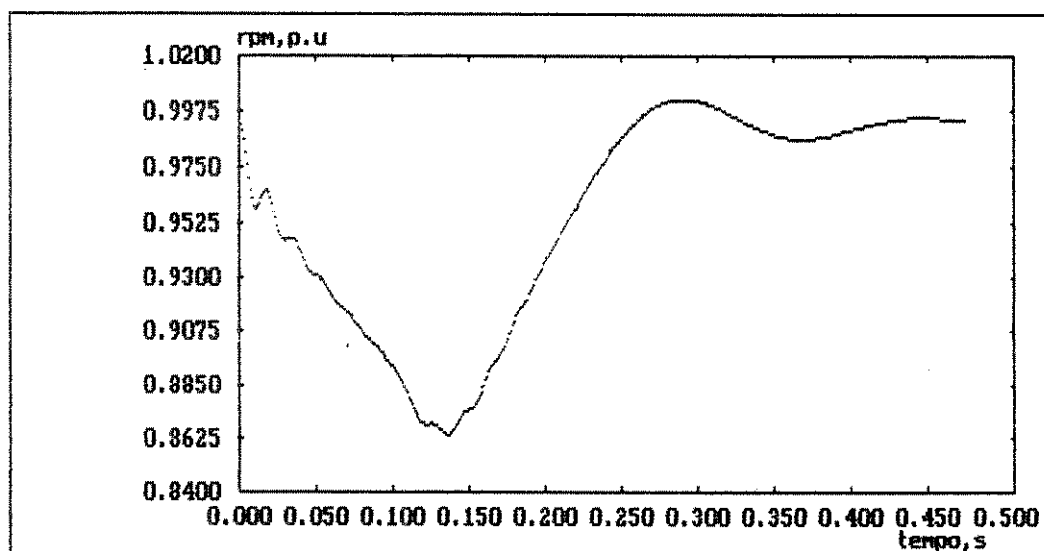


Figura 4.31 - Curto circuito, rpm_{xt} , motor M2 (2250 HP)

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.3 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.32 pode ser comparada com a referência [11].

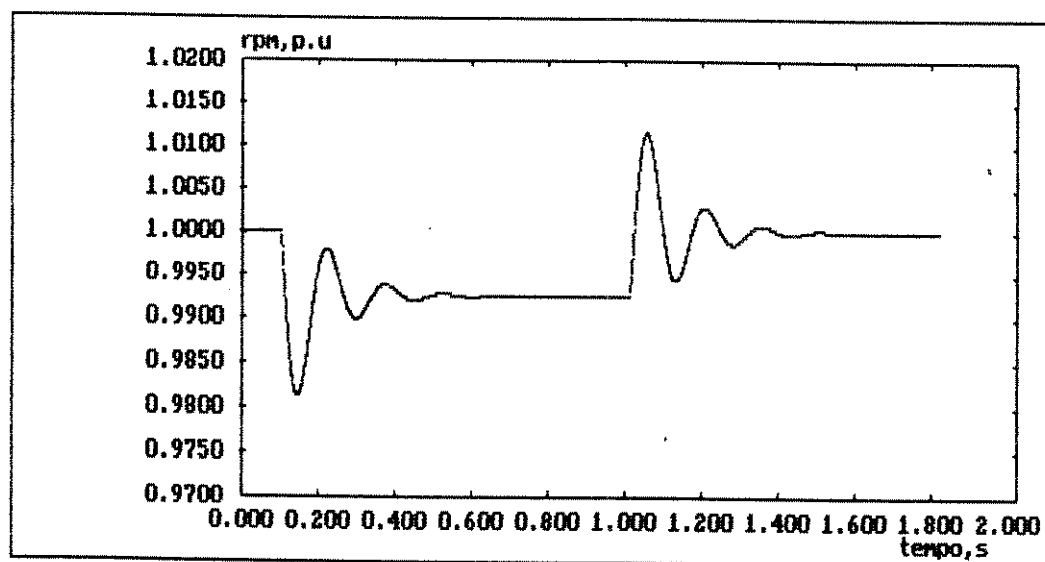


Figura 4.32 - Distúrbio de torque, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

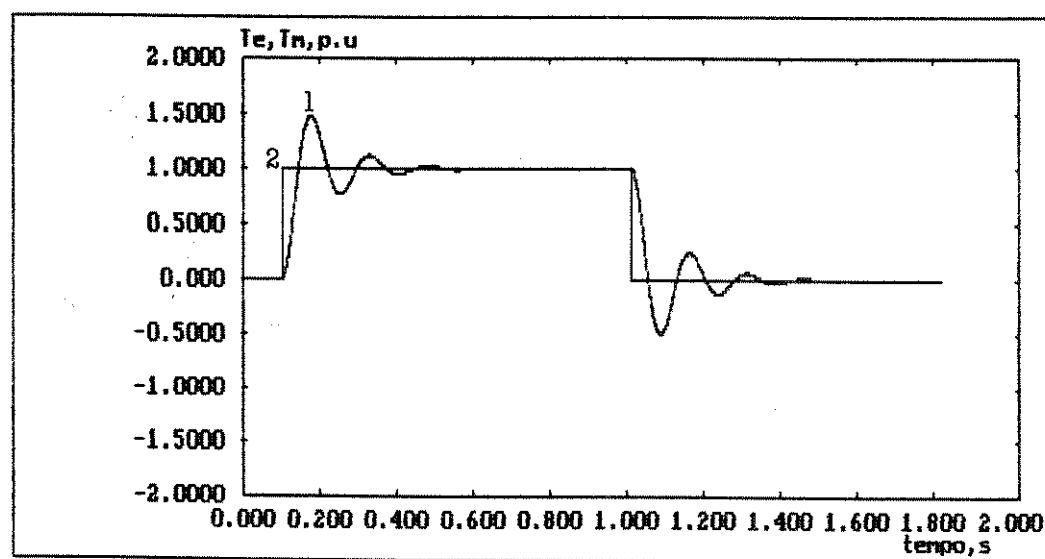


Figura 4.33 - Distúrbio de torque, 1: $t_e \times t$, 2: T_{mxt} , motor M2 (2250 HP).

4.5.8. DISTÚRBIOS DE TENSÃO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.2 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

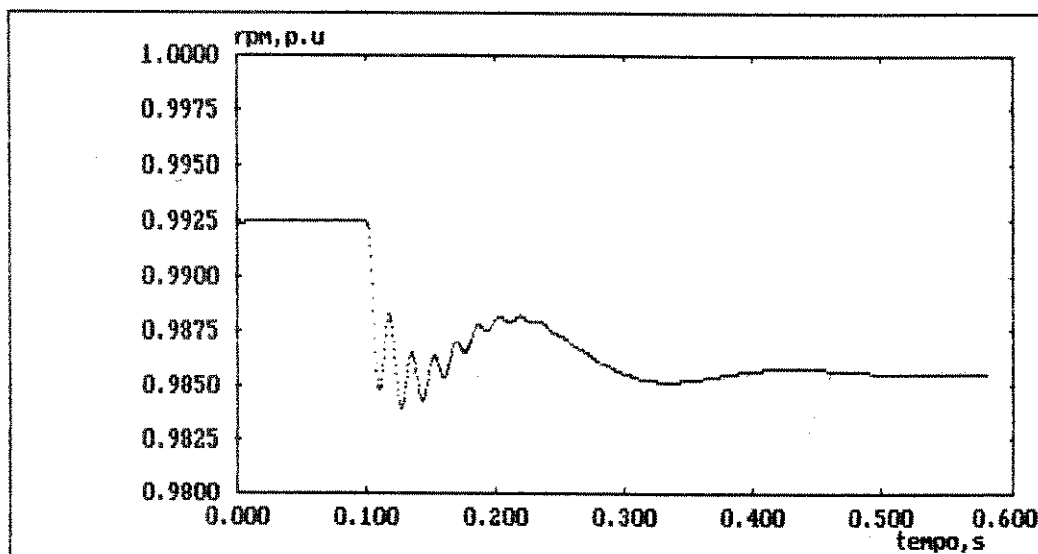


Figura 4.34 - Distúrbio de tensão, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.6. MODELOS DE TERCEIRA ORDEM

Desprezando-se os transitórios de estator [4,21,30,31,32] ($p\psi_{ds} = p\psi_{qs} = 0$) nas equações 4.8 e 4.9 obtém-se o modelo reduzido básico de terceira ordem.

A utilização de modelos simplificados de motor de indução é comum em estudos de estabilidade [4,6,30], de dinâmica e controle de motores, procurando sempre reduzir o custo computacional das simulações.

Atualmente diversos trabalhos [30], de 1989 e [41] de 1988 tem sido feitos no sentido de melhorar a resposta dos modelos de ordem reduzida, resultando em variantes do modelo básico.

As melhorias dos modelos de ordem reduzida [31] são válidas para condições específicas pois esses modelos são somente uma aproximação do sistema real e são precisos quando as condições simuladas ficam próximas das hipóteses básicas usadas na derivação do modelo. Nesse trabalho só será analisado o modelo reduzido básico.

Pode-se classificar os modelos de terceira ordem em dois grandes grupos tomando-se como base o equacionamento utilizado:

- Equacionamento em termos de força eletromotriz [4].
- Equacionamento em termos de fluxos [21,27,30].

Muitos são os trabalhos [1,3,5,9,2,4] que utilizam a formulação em termos de força eletromotriz [4,42] para representar os motores de indução em diversas condições de operação; em nenhuma das referências consultadas é apresentada alguma melhoria ou desenvolvimento nesse modelo.

Das referências consultadas somente Olive [3] chama atenção para algum tipo de limitação na formulação de Brereton. A referência [25], de 1988, elimina o termo de escorregamento de [4] e nem faz referência ao trabalho original.

Contrariamente ao equacionamento em termos de força eletromotriz e constantes de tempo a representação do motor de indução em termos de fluxos e dos parâmetros de circuito equivalente da máquina ganhou enorme popularidade gerando uma extensa família de trabalhos dedicados principalmente a construir modelos de ordem reduzida melhorados; as referências consultadas demonstram que o equacionamento em termos de fluxos é uma tendência que deve permancer.

Como pode-se ver, a seguir, nos testes aplicados nos modelos as respostas dos modelos de terceira ordem em termos de fluxos e de força eletromotriz foram praticamente iguais.

Na simulação da tensão residual evidenciou-se o fato de que o modelo em termos de fluxos é mais transparente, facilitando a incorporação de considerações específicas o que explica também a tendência atual de uso maciço dessa formulação abandonando a de força eletromotriz.

4.6.1. MODELOS DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FLUXOS

4.6.1.1. Equacionamento [27]

Para obter-se o modelo de terceira ordem a partir do de quinta ordem basta desprezar os transitórios de estator ($p\psi_{ds} = p\psi_{qs} = 0$) em 4.8 e 4.9, resultando:

$$\psi_{ds} = \frac{\omega_e}{\omega} \cdot (v_{qs} - r_s \cdot i_{qs}) \quad (4.18)$$

$$\psi_{qs} = \frac{\omega_e}{\omega} \cdot (v_{ds} + r_s \cdot i_{ds}) \quad (4.19)$$

Substituindo-se 4.8 e 4.9 por 4.18 e 4.19, as equações do item 4.5.1 passam a constituir o modelo de terceira ordem do motor de indução.

Desprezando-se os transitórios de estator as equações de fluxos de estator tornam-se algébricas reduzindo o modelo de quinta para terceira ordem.

As observações feitas após a equação 4.15 são também aplicáveis a esse modelo.

As considerações feitas para o modelo de quinta ordem em termos de escolha de referencial, representação na rede elétrica e o fluxograma para implementação digital são também aplicáveis para o modelo de terceira ordem.

4.6.1.2. Aceleração com Tensão Plena a Vazio

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.1 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.35 pode ser comparada com a referência [31].

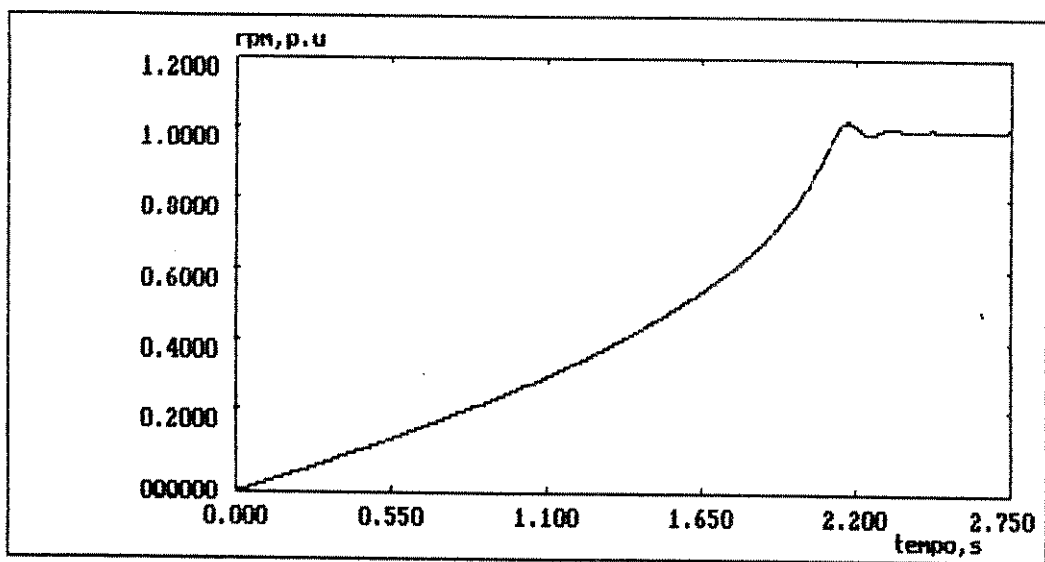


Figura 4.35 - Aceleração a vazio, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

Na figura 4.36 tem-se a curva $t_e \times t$ para o mesmo motor; é interessante observar-se que as oscilações da figura 4.29 não aparecem nesse modelo.

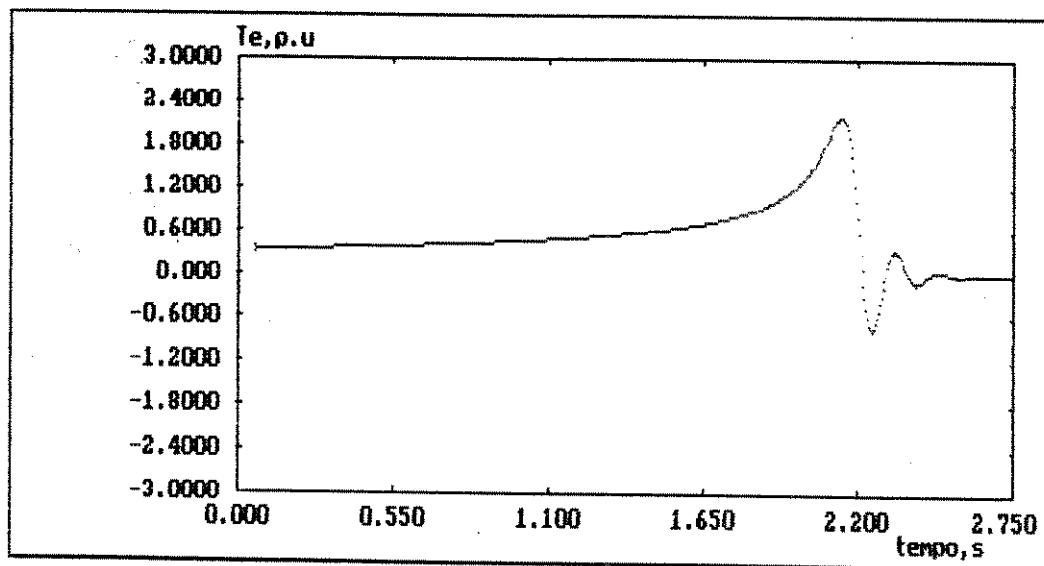


Figura 4.36 - Aceleração a vazio, $T_e \times t$, motor M2 (2250 HP)

4.6.1.3. Curto Circuito nos Terminas com Motor em Operação

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.4 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.37 pode ser comparada com a referência [31].

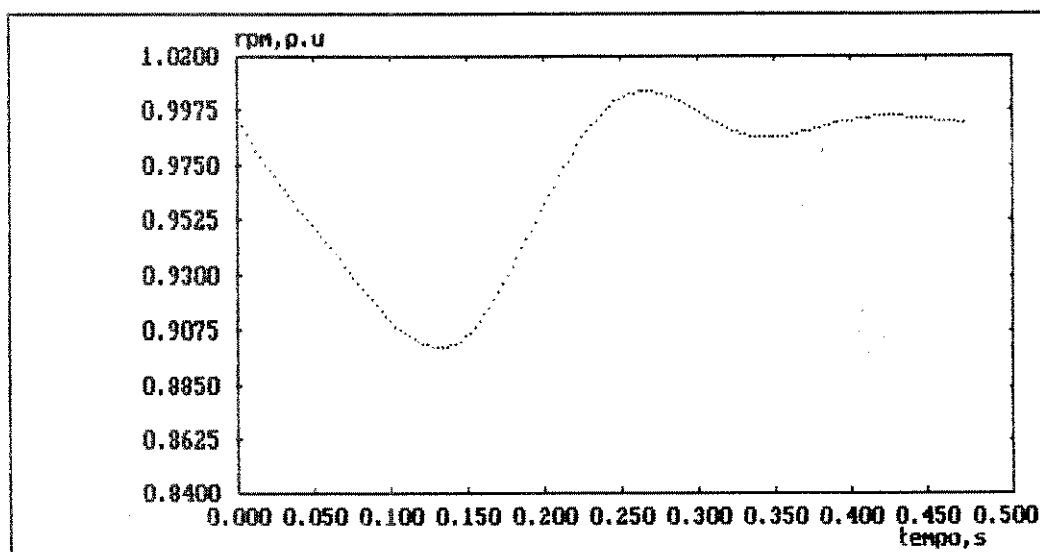


Figura 4.37 - Curto circuito, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.6.1.4. DISTÚRBIOS DE TORQUE

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.3 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.38 pode ser comparada com a referência [11].

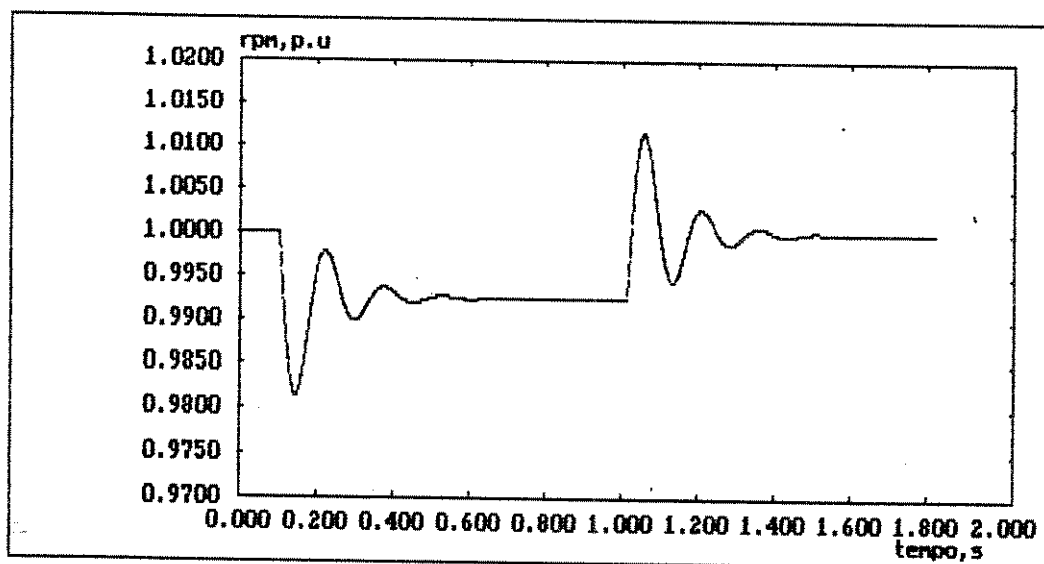


Figura 4.38 - Distúrbio de torque, x_{pm} , motor M2 (2250 HP)

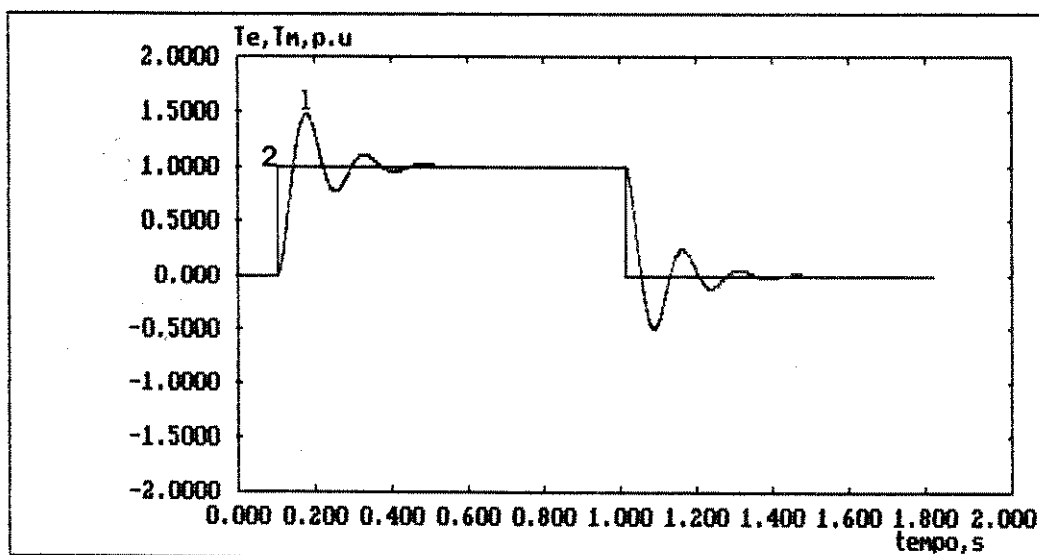


Figura 4.39 - Distúrbio de torque, 1: $T_e \times t$, 2: $T_m \times t$, motor M2(2250 HP)

4.6.1.5. Distúrbios de Tensão

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.2 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

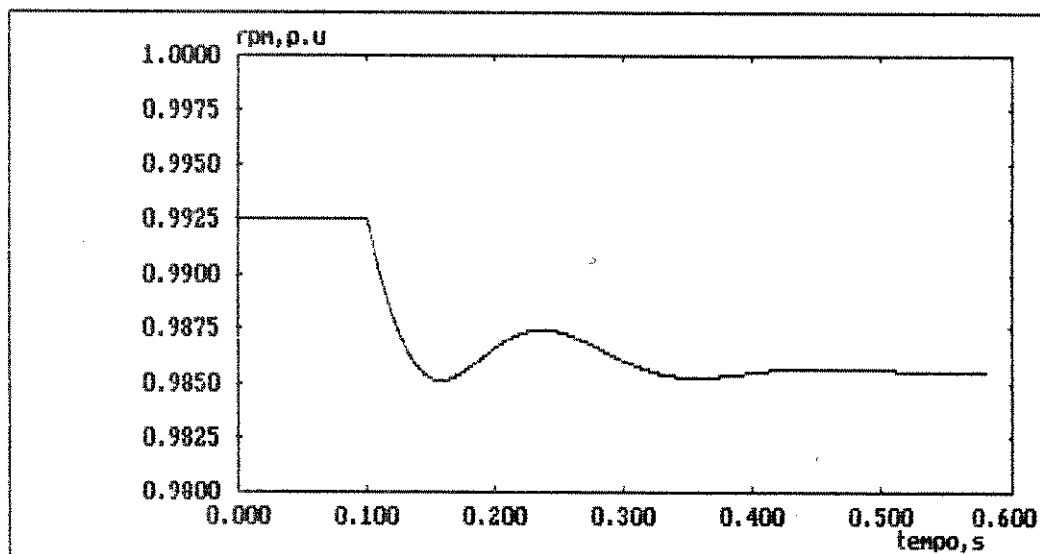


Figura 4.40 - Distúrbios de tensão, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.6.2. MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ

4.6.2.1. Equacionamento

A dedução das equações se encontra na referência [4] e [42]; todas as grandezas estão referidas ao referencial síncrono.

No capítulo 5, item 5.6.1, é apresentada uma dedução desse modelo a partir do modelo de terceira ordem em termos de fluxos.

A formulação a seguir é de EPRI [1].

$$p \vec{E}' = -j2\pi \cdot f_0 \cdot s \cdot \vec{E}' - \frac{1}{T_0} \cdot \left\{ \vec{E}' - j(x - x') \cdot \vec{I}_a \right\} \quad (4.20)$$

separando os componentes real e imaginário, fica:

$$p \vec{E}'_r = 2.\pi.f0.s.\vec{E}'_m - \frac{1}{T_0} \cdot \vec{E}'_r - \frac{1}{T_0} \cdot (x - x') \cdot \vec{I}_m \quad (4.21)$$

$$p \vec{E}'_m = -2.\pi.f0.s.\vec{E}'_r - \frac{1}{T_0} \cdot \vec{E}'_m + \frac{1}{T_0} \cdot (x - x') \cdot \vec{I}_r \quad (4.22)$$

Matricialmente, tem-se:

$$\begin{bmatrix} p \vec{E}'_r \\ p \vec{E}'_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_0} & 2.\pi.f0.s \\ -2.\pi.f0.s & -\frac{1}{T_0} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \vec{E}'_r \\ \vec{E}'_m \end{bmatrix} + \frac{x - x'}{T_0} \cdot \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \vec{I}_m \\ \vec{I}_r \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

O circuito equivalente para o modelo está na figura 4.41.

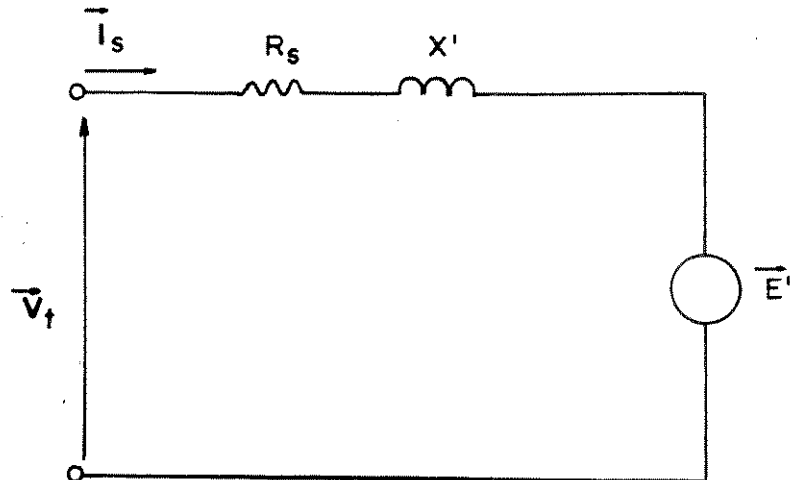


Figura 4.41 - Circuito equivalente do motor de indução para análise transitória.

$$\vec{V}_t = V_r + jV_m \quad (4.24)$$

$$\vec{I}_s = \frac{\vec{V}_t - \vec{E}'}{R_s + jX'} \quad (4.25)$$

Os parâmetros T_o , x e x' são obtidos do circuito equivalente do motor de indução.

Constante de Tempo de Circuito Aberto do Rotor [23]:

$$T_o = \frac{X_r + X_m}{2\pi \cdot f_0 \cdot r_r} \quad (4.26)$$

Reatância de Circuito Aberto ($s=0$)

$$X = X_s + X_m \quad (4.27)$$

$$r_s \lll X_s + X_m \quad (4.27)$$

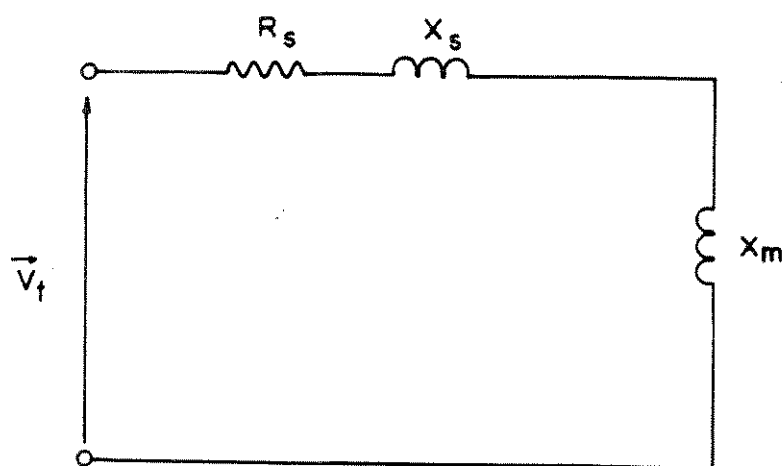


Figura 4.42 - Circuito Equivalente para motor de indução girando à velocidade síncrona.

Reatância de Rotor Travado ($s = 1$):

$$X' = X_s + \frac{X_m \cdot X_r}{X_m + X_r} \quad (4.28)$$

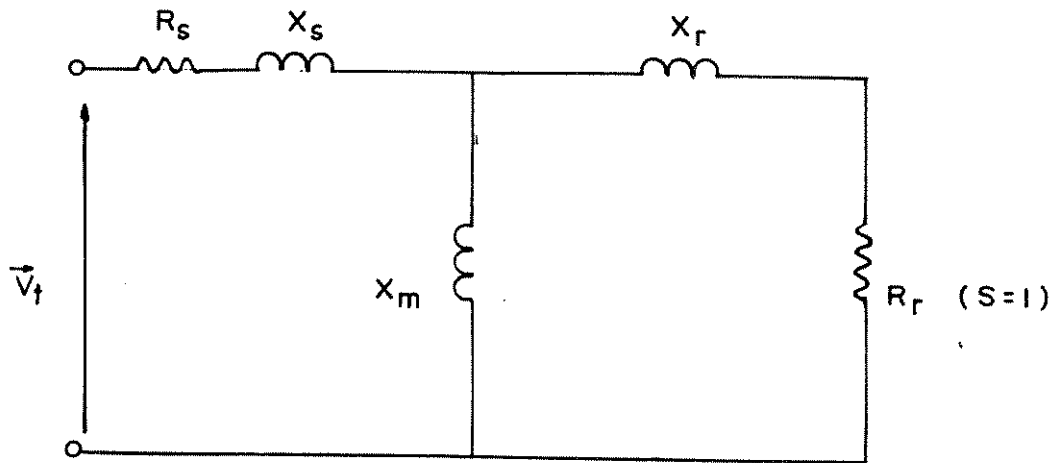


Figura 4.43 - Circuito equivalente para motor de indução com rotor travado

Desprezando r_s e r_r x' aparece naturalmente do circuito da figura 4.43.

Outra forma comum [42] de encontrar-se x' pode ser derivada da equação 4.27 e 4.28.

De 4.27, tem-se:

$$x_s = x - x_m \quad (4.29)$$

Substituindo x_s em 4.28, tem-se:

$$x' = x - x_m + \frac{x_m \cdot x_r}{x_m + x_r} \quad (4.30)$$

$$x' = x - \frac{x_m^2}{x_m + x_r} \quad (4.31)$$

$$x' = \omega_b \cdot L' \quad (4.32)$$

$$x_m = \omega_b \cdot M \quad (4.33)$$

$$X_r = \omega_b \cdot L_r \quad (4.34)$$

$$X = \omega_b \cdot L_{ss} \quad (4.35)$$

$$L_{rr} = M + L_r \quad (4.36)$$

Como em p.u $x=L$, tem-se:

$$X' = L_{ss} - \frac{M^2}{L_{rr}} \quad (4.37)$$

Os transitórios mecânicos de rotor são considerados pela equação diferencial eletromecânica ("Swing"):

$$pS = \frac{1}{2.H} \cdot (T_m - T_e) \quad (4.38)$$

4.6.2.2. Representação na Rede Elétrica

A representação [9] é similar à utilizada para a máquina síncrona com as facilidades adicionais ocasionadas pelo fato de que não serão consideradas saturação e saliência transitória do motor de indução.

Com as simplificações adotadas os motores podem ser representados na rede como injeções variáveis de corrente em paralelo com uma admitância fixa [3,9,24,25] conforme figura a seguir:

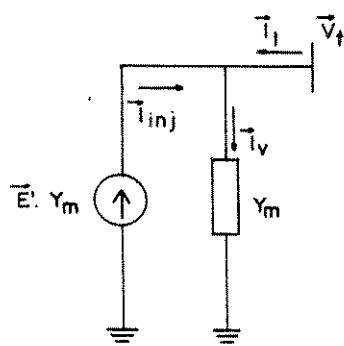


Figura 4.44 - Equivalente de Norton para modelo transitório de motor de indução

$$Y_m = \frac{1}{r_s + jx'} \quad (4.39)$$

$$\vec{I}_1 = Y_m \cdot (\vec{V}_t - \vec{E}') \quad (4.40)$$

Como se observa a injeção de corrente é função da tensão terminal ($\vec{V}_t$) e da tensão interna ($\vec{E}'$).

Matricialmente, tem-se:

$$\begin{bmatrix} \vec{I}_{1r} \\ \vec{I}_{1i} \end{bmatrix} = \frac{1}{(R_s^2 + x'^2)} \cdot \begin{bmatrix} R_s & x' \\ -x' & R_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \vec{V}_r - \vec{E}'_r \\ \vec{V}_m - \vec{E}'_m \end{bmatrix} \quad (4.41)$$

A corrente injetada na rede que já inclui Y_m é:

$$\begin{bmatrix} \vec{I}_{injr} \\ \vec{I}_{inji} \end{bmatrix} = - \frac{1}{(R_s^2 + x'^2)} \cdot \begin{bmatrix} R_s & x' \\ -x' & R_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \vec{E}'_r \\ \vec{E}'_i \end{bmatrix} \quad (4.42)$$

4.6.2.3. Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.4 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

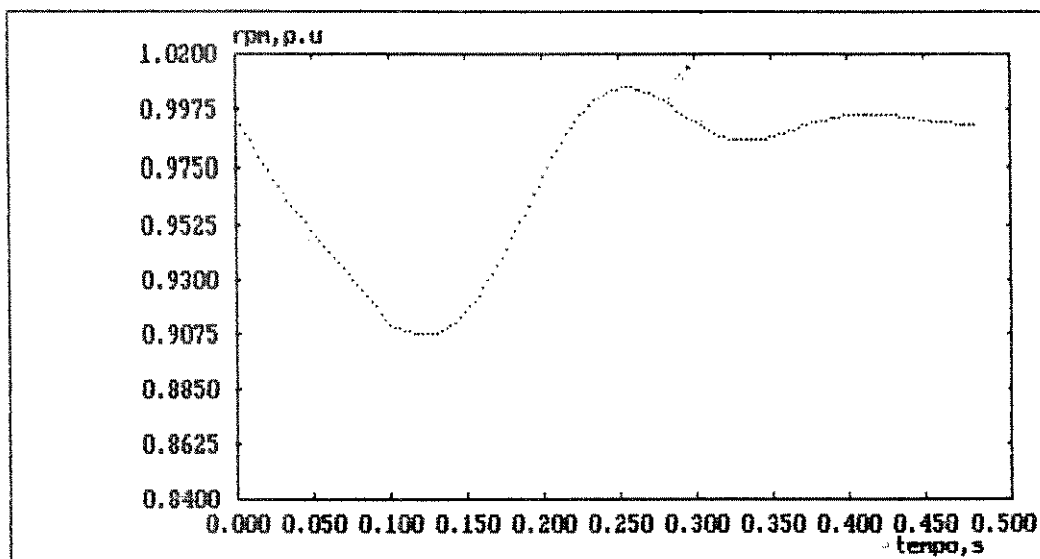


Figura 4.45 - Curto circuito, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.6.2.4. Distúrbios de Torque

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.3 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

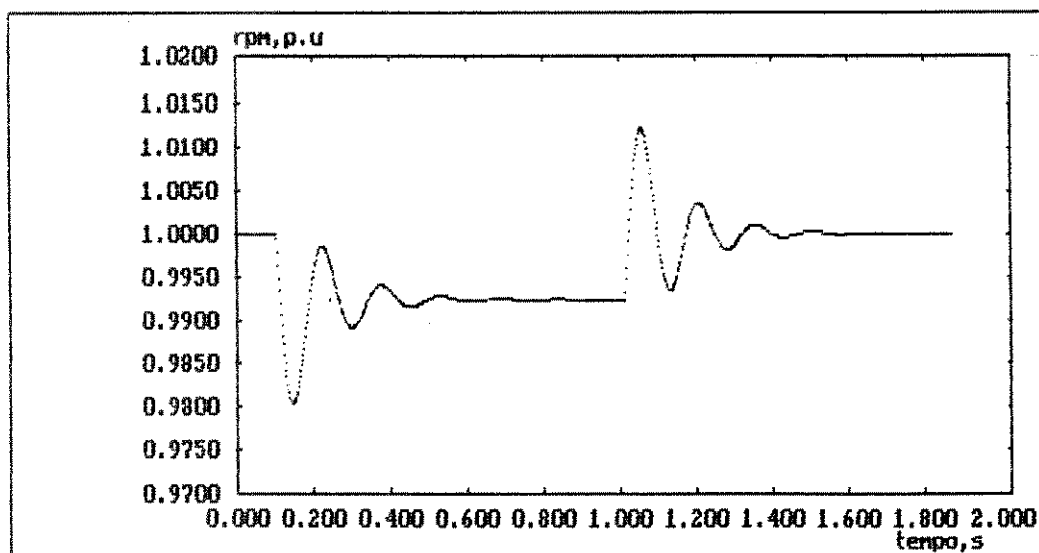


Figura 4.46 - Distúrbio de torque, rpmxt, motor M2 (2250HP)

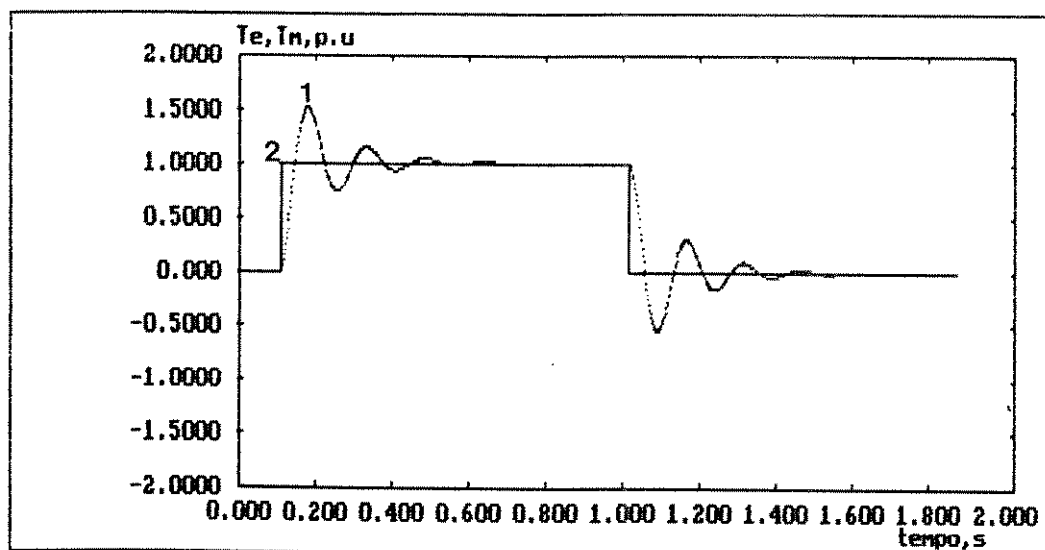


Figura 4.47 - Distúrbio de torque, 1: $t_e \times t$, 2: $T_m \times t$, motor M2 (2250 HP)

4.6.2.5. Distúrbios de Tensão

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.2 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

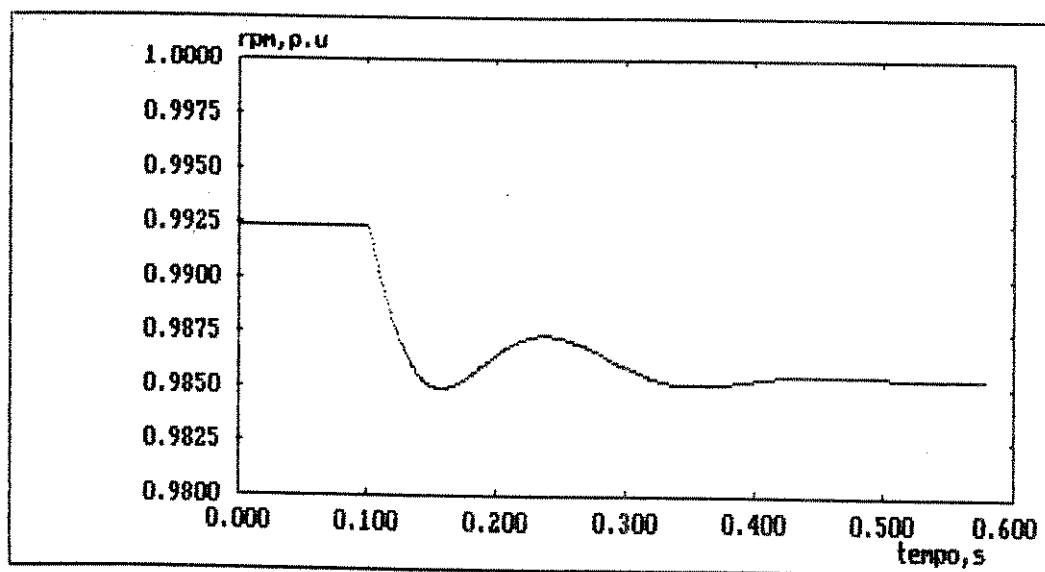


Figura 4.48 - Distúrbio de tensão, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.7. MODELOS DE PRIMEIRA ORDEM

O modelo de primeira ordem pode ser obtido a partir do de quinta ordem desprezando-se os transitórios de estator e de rotor [21], o que equivale a fazer:

$$p\psi_{ds} = p\psi_{qs} = p\psi_{dr} = p\psi_{qr} = 0 \quad (4.43)$$

Corresponde ao modelo clássico [33] do motor de indução no qual a parte elétrica é representada pelo circuito equivalente [38] e a parte mecânica é levada em conta na equação "swing".

Apesar de ser um modelo bastante simples ainda é utilizado em trabalhos recentes como [2] de 1983, [5] de 1984 e [20,41] de 1988.

4.7.1. EQUACIONAMENTO

Equação "SWING"

É a mesma apresentada na equação 4.38 do item 4.6.2.

Circuito Equivalente para Rotor de gaiola Simples [38]

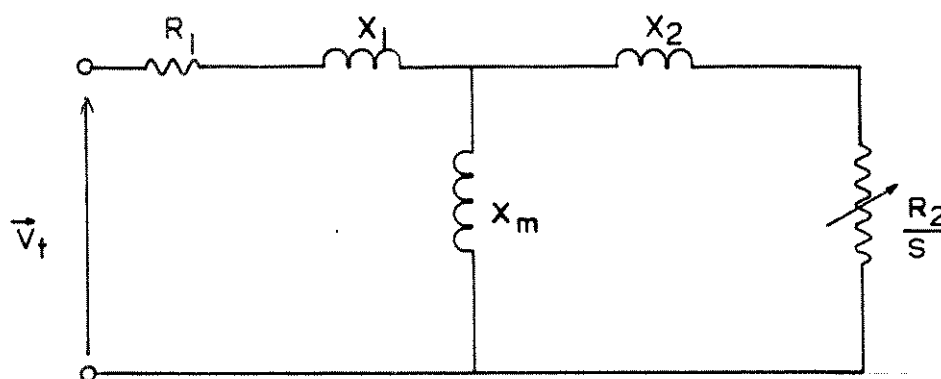


Figura 4.49 - Circuito equivalente para motor de indução de gaiola simples

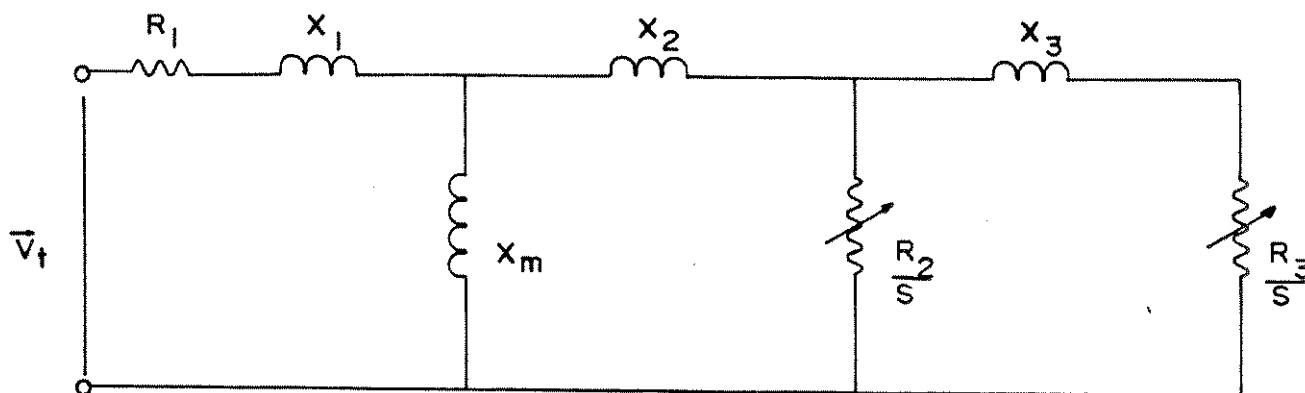


Figura 4.50 - Circuito Equivalente para Motor de Indução de Dupla Gaiola.

Nas simulações as resistências e reatâncias são combinadas de acordo com a teoria básica de circuitos elétricos de modo que o circuito equivalente com o escorregamento atualizado é reduzido a uma simples impedância a cada passo; os cálculos são feitos com essa impedância equivalente.

4.7.2. REPRESENTAÇÃO DO MODELO DE PRIMEIRA ORDEM NA REDE ELÉTRICA

No modelo adotado nessa tese a rede é resolvida pela equação 2.19, $[I] = [Y] \cdot [V]$.

A cada vez que o motor de indução é resolvido na simulação [5] reduz-se o circuito equivalente a uma admitância com o escorregamento atualizado; essa admitância é incorporada na matriz Y como um "shunt" na barra na qual está ligado o motor; no vetor das correntes na posição correspondente ao motor faz-se $I = 0$.

Essa representação é análoga à modelagem de cargas por impedância constante e tem o inconveniente de que a matriz Y tem que ser reformada e reduzida a cada passo de integração; o custo computacional dessa metodologia é alto em redes grandes.

Outra maneira de incluir o motor de indução na rede elétrica é através do vetor das correntes nodais. A cada passo de integração é calculada a injeção de corrente correspondente ao motor e incluída no vetor das injeções. Esse método preserva a matriz [Y] sendo portanto mais eficiente do ponto de vista computacional; é o mesmo utilizado na representação do modelo de quinta ordem na rede elétrica e discutido no item 4.5.3.

4.7.3. FLUXOGRAMA PARA IMPLEMENTAÇÃO DIGITAL

O fluxograma simplificado da figura 4.5.1 é para simulação do motor de indução operando na barra infinita sendo adaptável para operação em outras condições.

Para esclarecer melhor o fluxograma anterior tem-se a seguir uma descrição sumária das principais subrotinas.

- DADOS:

Faz-se a leitura dos parâmetros do circuito equivalente da figura 4.50 e da inércia do conjunto rotativo.

- CONDIN:

Impõe-se as condições iniciais de partida do motor.

- GUARDA ϕ :

Guarda as variáveis do passo passado necessárias para o desenvolvimento da integração numérica da equação "Swing".

- CALCTOR:

Calcula o torque elétrico desenvolvido pelo motor e o torque mecânico solicitado pela carga.

- CALCS:

Integra a equação "swing" utilizando-se do método trapezoidal implícito.

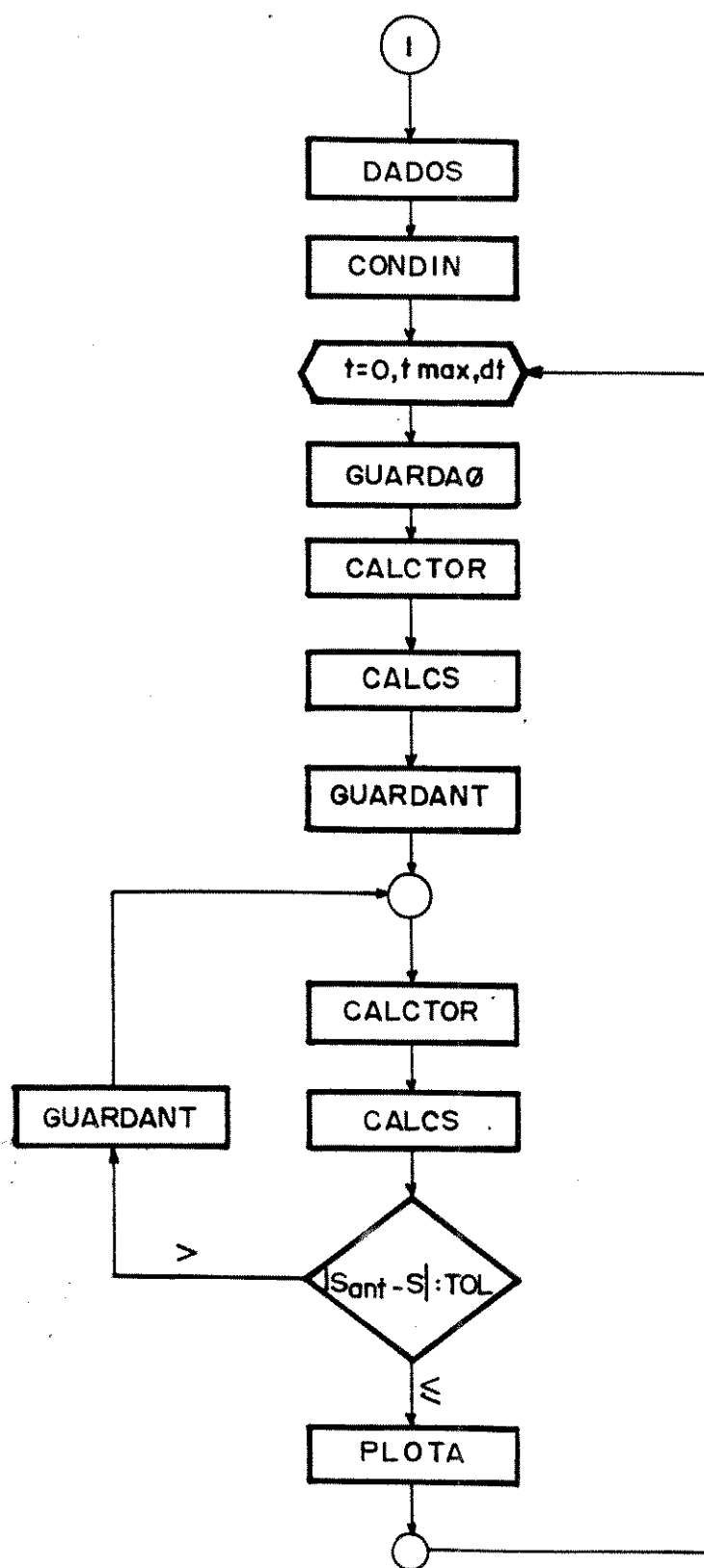


Figura 4.51 - Fluxograma para simulação de motor de indução com modelo de primeira ordem.

- GUARDANT:

Guarda, dentro de um mesmo passo, as variáveis diferenciais para possibilitar o processo de correção da integração numérica.

4.7.4. ACELERAÇÃO COM TENSÃO PLENA A VAZIO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.1 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A e a figura 4.52 pode ser comparada com a referência [31].

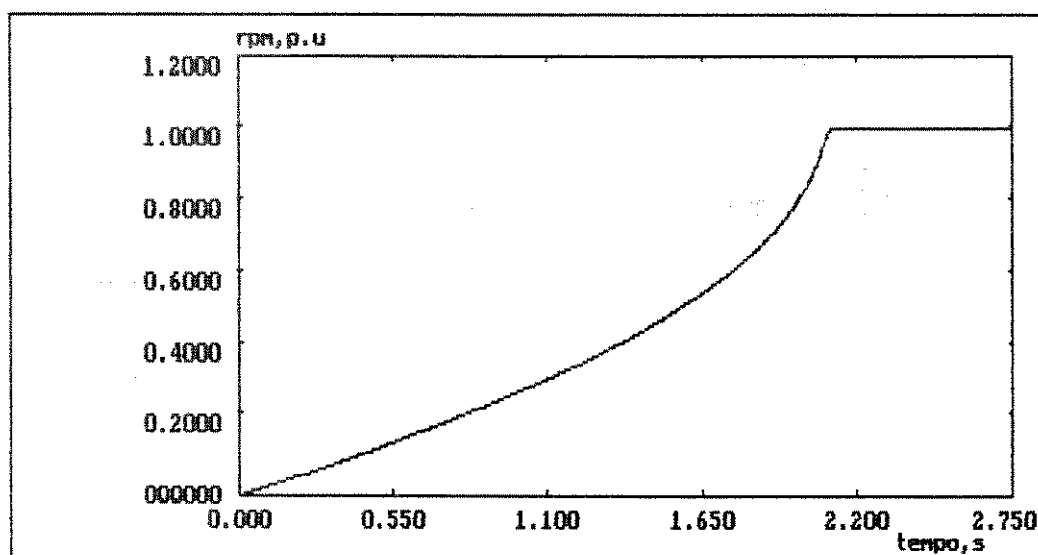


Figura 4.52 - Aceleração a vazio, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.7.5. CURTO CIRCUITO NOS TERMINAIS COM MOTOR EM OPERAÇÃO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.5 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

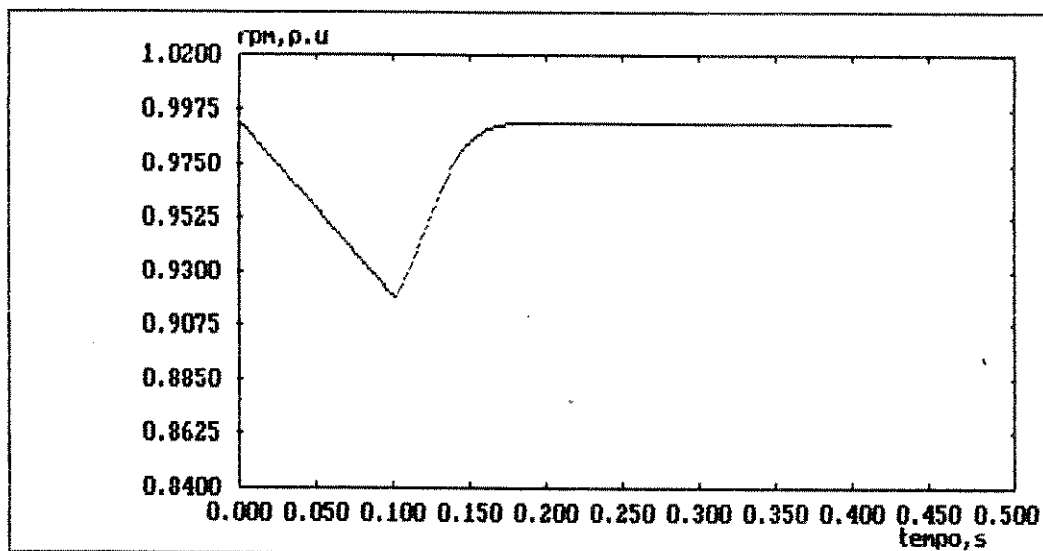


Figura 4.53 - Curto circuito, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.7.6. DISTÚRBIOS DE TORQUE

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.3. com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

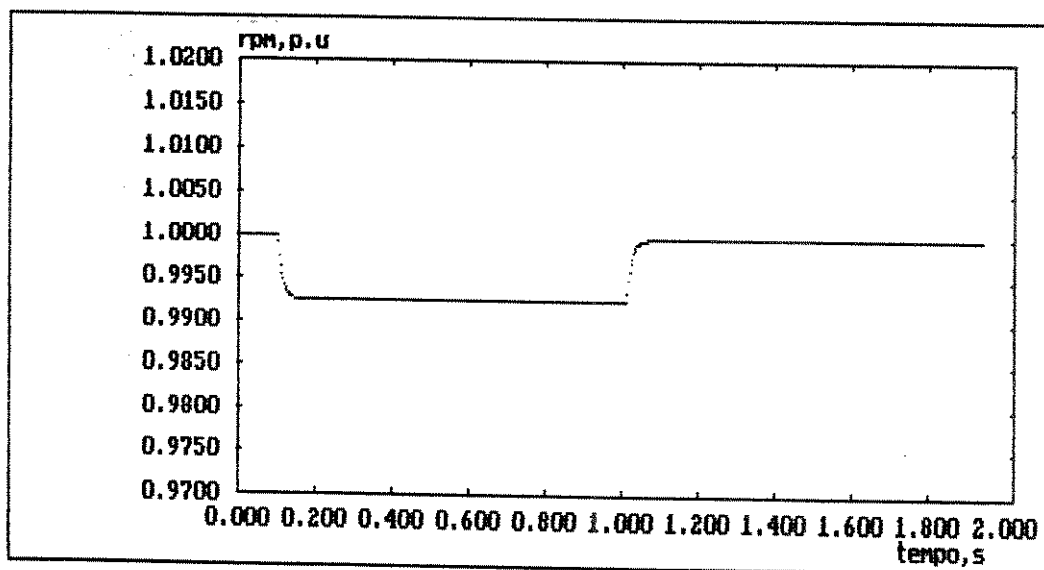


Figura 4.54 - Distúrbio de torque, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

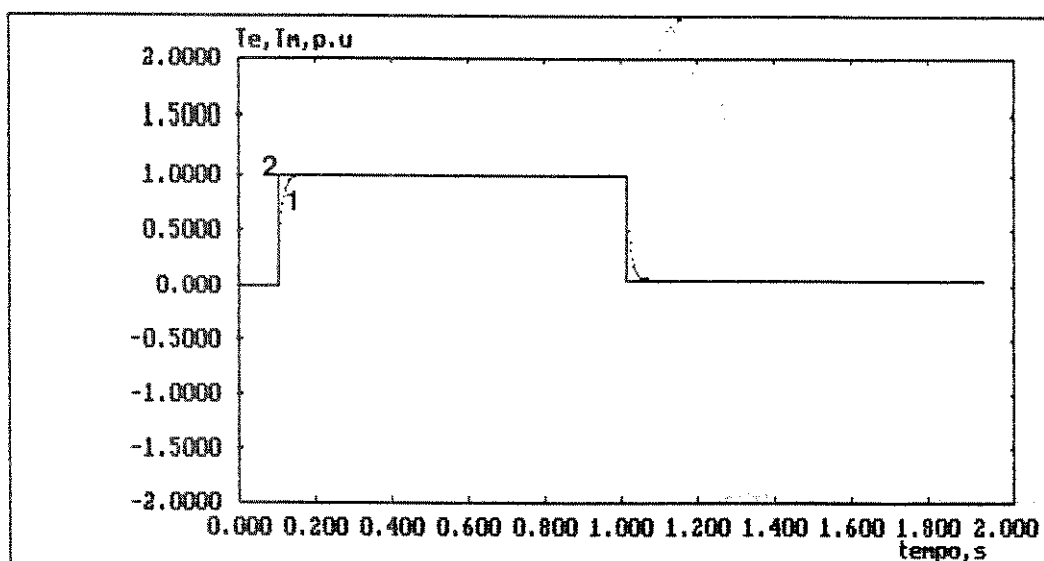


Figura 4.55 - Distúrbio de torque, 1: $T_e \times t$, 2: $T_m \times t$, motor M2 (2250 HP)

4.7.7. DISTÚRBIOS DE TENSÃO

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.2. com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

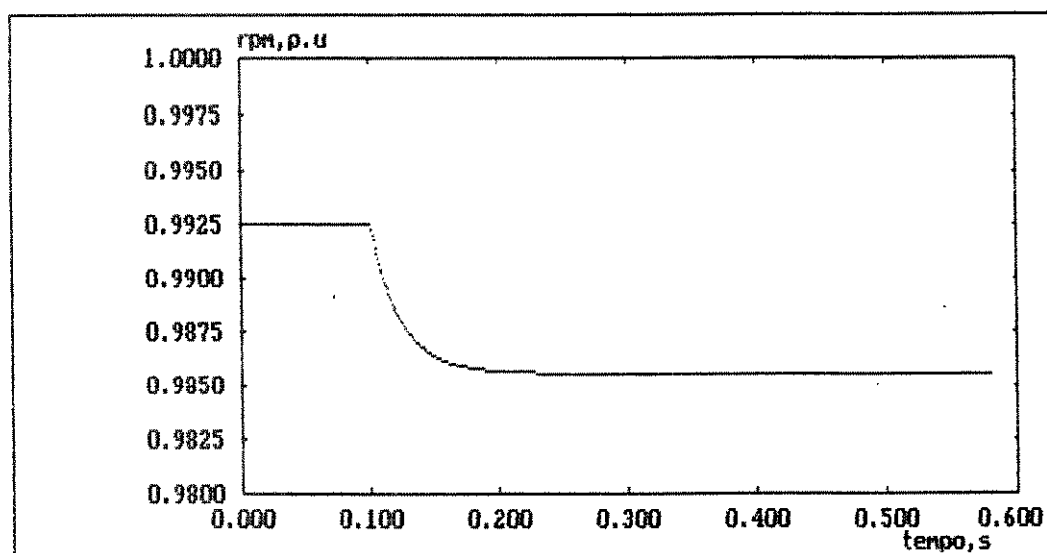


Figura 4.56 - Distúrbio de tensão, rpmxt, motor M2 (2250 HP)

4.8. COMPARAÇÃO DE MODELOS

Na descrição dos modelos de motor de indução os resultados dos testes foram apresentados sem a preocupação de comparar os modelos entre si.

As simplificações adotadas para passar de um modelo a outro são significativas e o objetivo principal neste item é chamar atenção para as diferenças entre modelos e discutir comparativamente as suas respostas aos testes aplicados.

4.8.1. QUANTO À ACELERAÇÃO A VAZIO COM TENSÃO PLENA

Na figura 4.57 tem-se superpostas as curvas de rpm x t para o modelo de quinta ordem (5), terceira ordem em termos de fluxos (3F) e de primeira ordem (1). Essas curvas foram mostradas nos itens 4.5.5, 4.6.1.2 e 4.7.4.

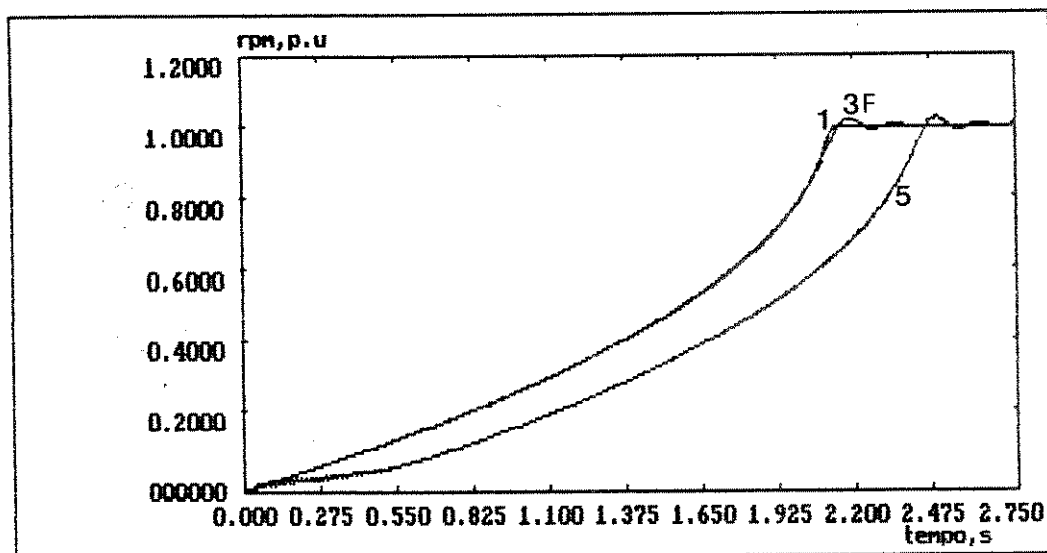


Figura 4.57 - Aceleração a vazio, rpm x t, motor M2 (2250 HP)

1: modelo de primeira ordem

3F: modelo de terceira ordem em termos de fluxos

5: modelo de quinta ordem

Desprezando-se os transitórios de estator observa-se que as transitórios de desaceleração presentes em (5) nos instantes iniciais da partida não aparecem em (3F).

Ao se aproximar do regime o motor apresenta um comportamento oscilatório devido aos transitórios do rotor; essas oscilações estão presentes em (3F) e (5) pois o modelo de terceira ordem utiliza as mesmas equações que o de quinta ordem para representar o comportamento do rotor.

O tempo de partida obtido com o modelo de terceira ordem é menor do que o do modelo de quinta ordem devido principalmente ao não aparecimento do torque de frenagem nos instantes iniciais da aceleração em (3F).

No modelo de primeira ordem (1) os transitórios de estator e de rotor são desprezados; comparando-se (1) com (3F) e (5) observa-se que o tempo de aceleração do motor quando simulado com (1) é menor ainda que o de (3F); o comportamento oscilatório próximo à velocidade de regime não ocorre porque se desprezou os transitórios de rotor; o efeito de frenagem nos instantes iniciais da aceleração não se manifesta porque os transitórios de estator também foram desprezados.

4.8.2. QUANTO AO CURTO CIRCUITO NOS TERMINAIS COM MOTOR EM OPERAÇÃO

Na figura 4.58 tem-se superpostas as curvas de rpm x t para o modelo de quinta ordem (5), de terceira ordem em termos de fluxos (3F), de terceira ordem em termos de força eletromotriz (3E) e de primeira ordem (1) mostradas nos itens 4.5.6, 4.6.1.3, 4.6.2.3 e 4.7.5.

Observa-se que as curvas obtidas com o modelo de terceira ordem em termos de fluxos e de força eletromotriz são praticamente iguais.

A perda de velocidade obtida pela simulação do modelo de quinta ordem é maior que a obtida com os de terceira ordem pois os transitórios de estator que produzem torque frenante nos instantes iniciais de curto-circuito não são considerados nos modelos de terceira ordem.

... pode observar ainda que o instante de tempo no qual a velocidade mínima é atingida praticamente é o mesmo com os modelos de terceira e quinta ordem.

O modelo de primeira ordem naturalmente apresenta a resposta mais pobre.

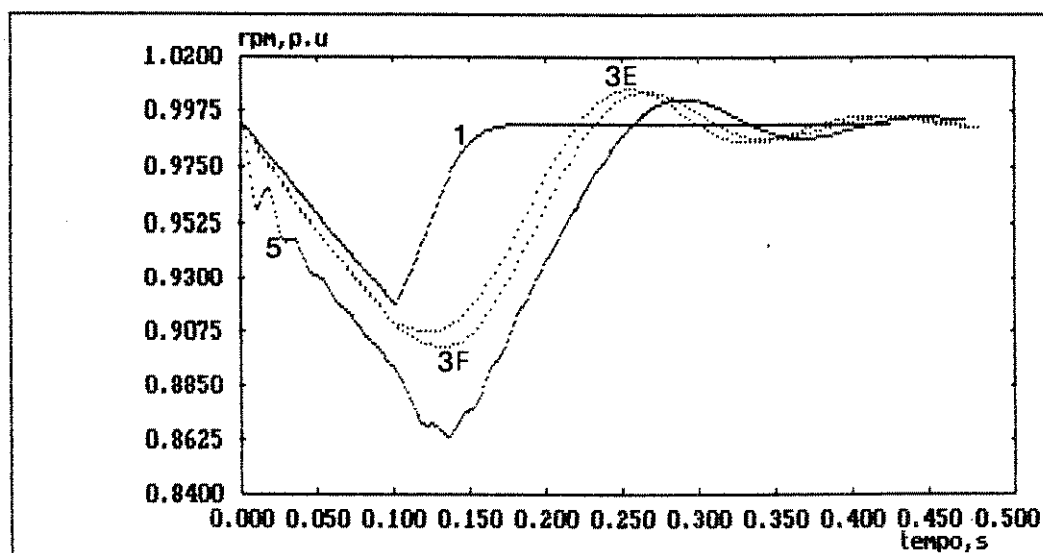


Figura 4.58 - Curto circuito, rpm x t, motor M2 (2250 HP)

1: Modelo de primeira ordem

3E: Modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz

3F: Modelo de terceira ordem em termos de fluxos

5 : Modelo de quinta ordem

4.8.3. QUANTO AOS DISTÚRBIOS DE TORQUE

Na figura 4.59 tem-se superpostas as curvas de rpm x t, para o modelo de quinta ordem (5), de terceira ordem em termos de fluxos (3F), de terceira ordem em termos de força eletromotriz (3E) e de primeira ordem (1) mostradas nos itens 4.5.7, 4.6.1.4, 4.6.2.4 e 4.7.6.

As curvas 3E, 3F e 5 são praticamente coincidentes.

O distúrbio de torque provoca variações relativamente suaves na corrente e a aproximação envolvida desprezando-se os transitórios de estator é muito pequena o que justifica a similaridade muito grande entre o modelo de quinta e os de terceira ordem.

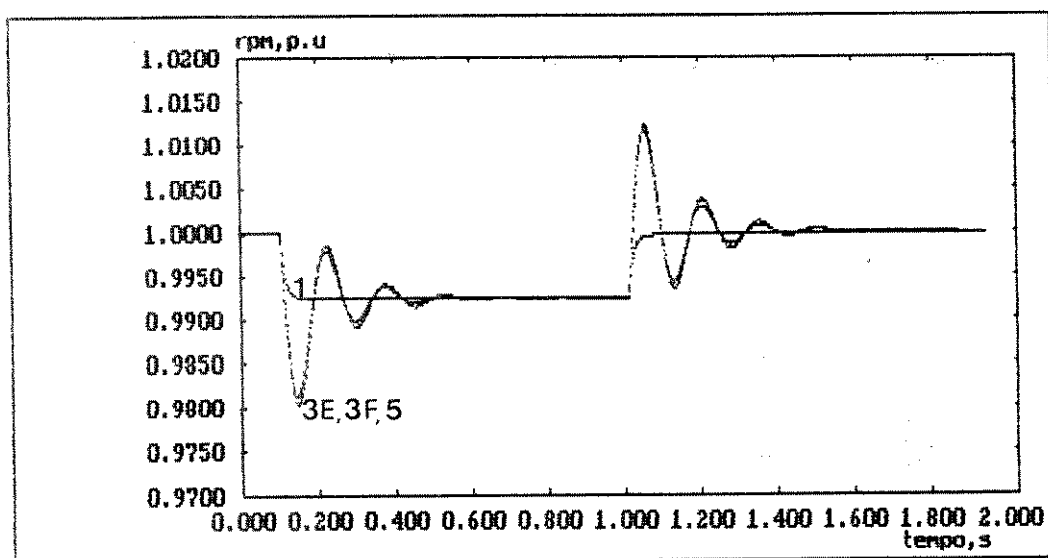


Figura 4.59 -Distúrbios de torque, rpm x t, motor M2(2250HP)

1 : Modelo de primeira ordem

3E: Modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz

3F: Modelo de terceira ordem em termos de fluxos

5 : Modelo de quinta ordem

Devido ao fato de que a curva 1 foi obtida com um modelo de primeira ordem as oscilações de torque e velocidade não aparecem mas o valor de regime praticamente coincide com as dos modelos de ordem superior.

4.8.4. QUANTO AOS DISTÚRBIOS DE TENSÃO

Na figura 4.60 tem-se superpostas as curvas de rpm x t para o modelo de quinta ordem (5), de terceira ordem em termos de força eletromotriz (3F), de terceira ordem em termos de fluxos (3F) e de primeira ordem mostradas nos itens 4.5.8, 4.6.2.4, 4.6.1.4 e 4.7.6.

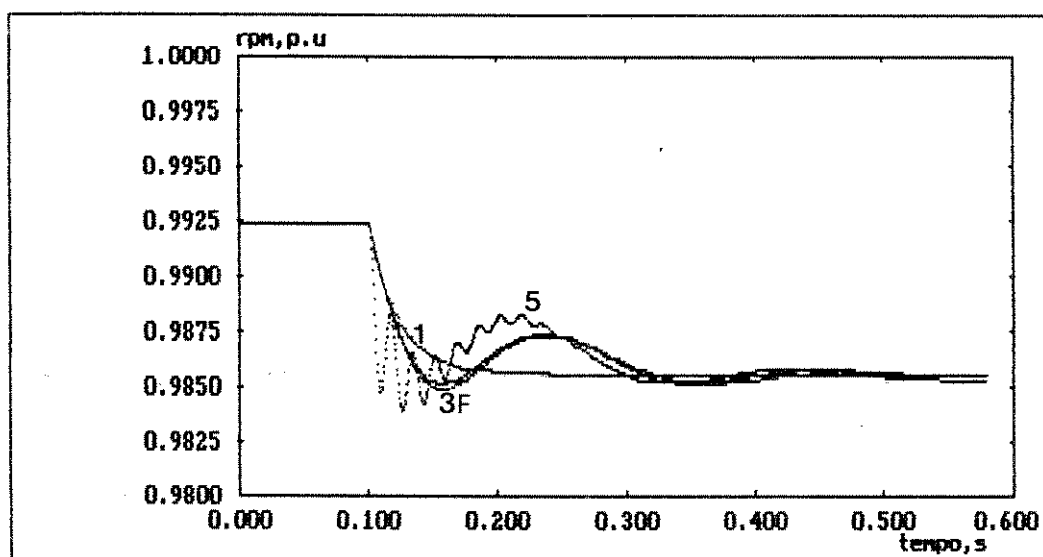


Figura 4.60- Distúrbio de tensão, rpm x t, motor M2(2250 HP)

1 : Modelo de primeira ordem

3E: Modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz

3F: Modelo de terceira ordem em termos de fluxos

5 : Modelo de quinta ordem

A resposta dos modelos de terceira ordem é aproximadamente a média da resposta do de quinta ordem durante a fase em que as transitórios de estator se manifestam, passada essa fase as curvas (3) e (5) praticamente coincidem.

Nesse caso também a curva obtida com o modelo de primeira ordem não mostra as oscilações mas evolui para o valor correto em regime.

4.9. CONCLUSÕES

O modelo de quinta ordem tem sido considerado adequado para representar a dinâmica do motor de indução para as mais diversas condições de operação [7,11,31]. Utilizando o método de integração trapezoidal implícito o passo de integração máximo aceitável para o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A é 0,5 ms; esse passo torna a simulação em microcomputadores muito lenta se representarmos um grande número de motores com esse modelo.

Nesse estudo o modelo de quinta ordem será utilizado para simular a partida de motores que representem uma fração apreciável da geração disponível ou motores especiais em que seja necessário determinar com precisão o perfil do transitório durante os distúrbios analisados.

Em caso de pequenas perturbações onde a perda de velocidade é pouco significativa e os transitórios de estator desprezíveis os modelos de terceira ordem apresentam os mesmos resultados que os de quinta como pode ser observado nos distúrbios de torque; o passo de integração usado para os modelos de terceira ordem com resultados aceitáveis é de pelo menos dez vezes maior que o passo utilizado no modelo de quinta ordem.

Para a análise de pequenas perturbações será utilizado o modelo de terceira ordem em termos de f.e.m.

No curto circuito e na partida a vazio os resultados obtidos com os modelos de terceira e quinta ordem já se afastam apreciavelmente.

Quando for importante determinar a perda de velocidade dos motores durante o curto circuito será utilizado o modelo de quinta ordem e a simulação será feita apenas durante o tempo necessário para mostrar a velocidade mínima atingida. Para a simulação estendida de curto circuito será utilizado o modelo de terceira ordem em termos de

Para a simulação de partida a queda máxima de tensão no sistema será a mesma independentemente do modelo utilizado; nesse caso o modelo de primeira ordem é o preferido nesse estudo.

Para análise de distúrbios de tensão será utilizado o modelo de terceira ordem em termos de f.e.m. pois os resultados coincidem com os obtidos usando-se o de quinta ordem, a menos das oscilações transitórias.

REFERÊNCIAS

- [1] EPRI - "Midterm Simulation of Electric Power Systems" - EL-596
Research Project 745
Final Report, June 1979.
- [2] Waters, S.S., Willoughby, R.D. - "Modeling Induction Motors for System Studies".
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA. 19, no. 5,
September/October 1983, pp. 875-878.
- [3] Olive, D.W. - "New Techniques for the Calculation of Dynamic Stability".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-85,
no. 7, July 1966, pp. 767-776.
- [4] Brereton, D.S., Lewis, D.G., Young, C.C. - "Representation of Induction Motor Loads During Power System Stability Studies".
AIEE Transactions, Vol. PAS-76, 1957, pp. 451-461.
- [5] Shultz, R.D., Mason, G.A. - "Blackstart Utilization of Remote Combustion Turbines, Analytical Analysis and Field Test".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103,
no. 8, August 1984, pp. 2186-2191.
- [6] EPRI - "Transient Mid-Term Stability Program Documentation".
RP-1208, EPRI REPORT, nos. EL-2000 to EL-2004, 1985.
- [7] Krause, P.C., Thomas, C.H. - "Simulation of Symmetrical Induction Machinery".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-84,
no. 11, November 1965, pp. 1038-1053.
- [8] Kalsi, S.S., Adkins, B. - "Transient Stability of Power Systems Containing both Synchronous and Induction Machines".
Proc.IEE, Vol. 118, no. 10, October 1971, pp. 1467-1474.

CAPÍTULO V

TENSÃO RESIDUAL DE MOTORES DE INDUÇÃO

5.1. INTRODUÇÃO

A tensão residual mereceu pouca atenção nos livros clássicos como Fitzgerald [46], Say [47], Kostenko, [48], Langsdorf [49]. Em Barbi [16] e Westinghouse [33] essa lacuna é parcialmente preenchida.

Os engenheiros que trabalham com sistemas elétricos industriais já se preocupam com a tensão residual há algum tempo como pode ser visto em [30], de 1950, [51] de 1955 e [58] de 1961.

Atualmente pode-se encontrar trabalhos nessa área [52], de 1987 e [53] de 1989. Nestas referências o motor de indução é modelado em termos de fluxos e o objetivo é analisar o comportamento de motores envolvidos com transferências de fonte de alimentação.

A capacidade dos programas de simulação em prever a evolução da tensão residual quando um motor ou grupo de motores opera isoladamente da rede é muito importante, pois na maior parte dos sistemas elétricos industriais existem esquemas de transferências automáticas entre barramentos para conviver com falhas internas ao sistema ou reaceleração de motores em caso de distúrbios, principalmente no sistema das concessionárias.

De acordo com Krause [27], o programa de estabilidade do Eprl [6] erra grosseiramente na simulação da tensão residual utilizando o modelo de terceira ordem em termos de fluxos, devido à escolha incorreta do referencial. O mesmo problema ocorre com o modelo de terceira ordem em termos de f.e.m, Brereton [4].

A obtenção de resultados errados para a tensão residual pode levar a conclusões errôneas em estudos envolvendo transferência de fontes de alimentação ou de motores de indução de uma barra para a outra onde a transferência de uma certa máquina só é completada quando a sua tensão residual decai para um determinado valor.

A precisão dos modelos de ordem reduzida de motores de indução, operando isoladamente da rede, ainda não foi reportada na literatura até 1987, segundo constata Krause [27].

Neste capítulo demonstra-se porque os modelos de ordem reduzida são imprecisos na simulação da tensão residual e propõe-se um novo modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz para suprir essa falha.

O novo modelo proposto apresenta desempenho similar aos modelos reduzidos clássicos na simulação de curto circuitos, distúrbios de torque e distúrbios de tensão e prevê com precisão, comparável ao modelo de quinta ordem, a tensão residual de um determinado motor operando isoladamente.

5.2. CONCEITO DE TENSÃO RESIDUAL

Quando a chave que conecta o motor de indução à rede é aberta, existem fluxos magnéticos no motor que não desaparecem instantaneamente. Esses fluxos, que são sustentados pelas correntes que circulam no rotor e pelo magnetismo residual, geram tensões nos enrolamentos do estator; essas tensões são denominadas TENSÕES RESIDUAIS e decaem com o tempo e com a velocidade do motor.

Para oscilografar-se a tensão residual de um motor de indução utiliza-se o esquema mostrado na figura 5.1.

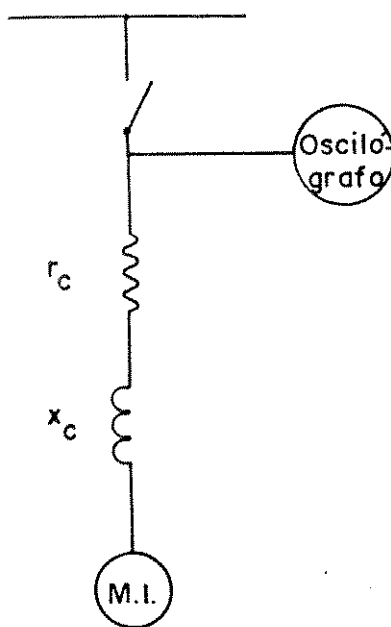


Figura 5.1 - Conexão do oscilógrafo para registro de tensão residual de motor de indução

É importante observar-se que o decaimento da tensão residual depende basicamente de:

- constante de tempo de circuito aberto do rotor do motor de indução (T_0).
- inércia do rotor e da carga acionada (H).
- natureza da carga acionada.

Se o motor aciona um ventilador de torre de resfriamento, que demora vários segundos para atingir o repouso após ter sido desligado da rede, tem-se um determinado perfil de tensão residual; se o mesmo motor aciona uma bomba alternativa que trabalha com um fluido de elevada viscosidade, o resultado é inteiramente diferente, pois o repouso é atingido quase instantaneamente após o motor ter sido desligado.

5.3. IMPORTÂNCIA DA TENSÃO RESIDUAL NA SIMULAÇÃO DE SISTEMAS ELÉTRICOS INDUSTRIAIS

5.3.1. Reaceleração de Motores

A maior parte dos distúrbios no suprimento de energia elétrica provido pelas concessionárias, consiste de faltas monofásicas à terra ou bifásicas que, com o releamento de alta velocidade e consequente abertura dos disjuntores, são limitadas a 100 ms ou menos [54].

Existem indústrias de processamento contínuo, inteiramente dependentes do suprimento de energia elétrica da concessionária para a sua operação e que precisam de no mínimo 24 horas para voltar a produzir se alguns de seus motores críticos perdem velocidade durante os distúrbios no suprimento de energia.

Um dos esquemas de reaceleração de motores, utilizado com sucesso em indústrias petroquímicas que não tem geração própria, consiste em manter ligados os motores críticos [59] durante os distúrbios e desligar todas as cargas não essenciais à continuidade da produção.

Imediatamente após a normalização do sistema, os motores são automaticamente reacelerados em grupos de acordo com as prioridades operacionais pré-estabelecidas. Para esse sistema ser eficaz é imprescindível [54, 55] que se disponha de uma fonte de tensão independente da rede para alimentar os circuitos de controle dos motores.

Nos primeiros grupos a serem reacelerados os motores ainda estão girando, produzindo tensão residual em seus terminais. Dependendo da magnitude da tensão residual e da diferença de fase em relação à rede podem aparecer transitórios elevados de torque no eixo do motor que reduzem a vida útil dos equipamentos podendo até danificá-los; as correntes elevadas resultantes provocam esforços eletromecânicos ($f = K \cdot i^2$) nos enrolamentos que atingem principalmente as cabeças das bobinas podendo originar precocemente falhas nos enrolamentos.

A tensão máxima que pode ser aplicada transitoriamente aos motores de indução é ainda um assunto controvertido entre os fabricantes de motores, mas a maioria recomenda [59] que não deve exceder a 125-135% da tensão nominal do motor.

Nos alimentadores dos motores de grande porte existem relés instantâneos de sobrecorrente para proteção contra curto-circuitos; se o motor for religado aleatoriamente esses relés podem atuar pois os transitórios de corrente podem chegar a 20 vezes a corrente nominal de acordo com a Nema [58].

Em estudos de reaceleração, a simulação da tensão residual é importante tanto do ponto de vista da proteção elétrica como da operação dos equipamentos dentro de limites suportáveis.

Os motores de indução menores (< 50 HP) tem constante de tempo de circuito aberto (T_o) muito pequena; nesse caso a tensão residual decai para valores insignificantes quase instantaneamente e para essa faixa de potência [57] a tensão residual pode ser ignorada nas simulações desde que não haja capacitores ligados nos terminais dos motores [58].

A análise da operação de um determinado painel elétrico que utilize a configuração de secundário seletivo [18] e radial duplo no primário é suficiente para mostrar a importância da simulação da tensão residual. Na figura 5.2 tem-se o diagrama unifilar simplificado de um desses painéis.

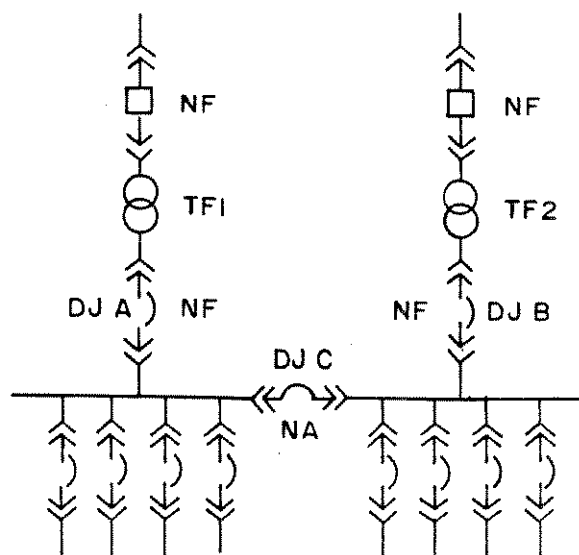


Figura 5.2 - Configuração típica de radial duplo no primário e secundário seletivo.

Em caso de falha em um dos alimentadores primários ou em um dos transformadores o ramal/transformador defeituoso será isolado e o disjuntor de interligação fechado.

Entre a abertura do disjuntor "A" ou "B" e o fechamento do "C" a barra fica isolada do sistema.

O fechamento do disjuntor "C" pode ser feito de acordo com várias filosofias de operação [56, 58, 59]:

- Transferência Rápida

O disjuntor "C" é fechado imediatamente após a abertura do "A" ou "B"; assim a tensão residual é elevada mas os motores não tem tempo para desenvolverem defasagens perigosas. Esse esquema assume que as fontes de alimentação estejam em fase antes do defeito.

- Transferência por Tensão Residual

Com esse esquema o disjuntor "C" só pode ser fechado após a tensão na barra isolada ter decaído para aproximadamente 25%; nessa situação o disjuntor é fechado sem nenhuma preocupação com a fase da tensão residual pois no pior caso o motor será submetido a 125% de tensão o que está de acordo com os limites aceitáveis impostos pela maioria [59] dos fabricantes de motores.

A transferência lenta ou religamento de acordo com a Nema [68] é definida como tendo um intervalo de tempo igual ou maior que a constante de tempo de circuito aberto do motor (T_0) entre o desligamento do motor e o posterior religamento na mesma fonte de alimentação. De acordo com a Nema [68] é recomendável o uso desse tipo de transferência para se limitar a possibilidade de danificação do motor, equipamento acionado ou de ambos.

De acordo com Delmar [44], o tempo de espera deve ser de $1,6 T_0$. Em termos de tensão residual e desconsiderando a desaceleração do rotor, a Nema [68] permite religamentos com até 36% de tensão residual e [44] sugere em torno de 20%.

Em caso de motores de elevada inércia operando com baixa carga ou motores que tem capacitores ligados nos terminais, a transferência pode ser excessivamente retardada, impondo condições inaceitáveis aos processos desenvolvidos na planta.

Nas simulações computacionais os modelos de ordem reduzida superestimam a tensão residual; podendo nos forçar a adotar outros esquemas de transferência mais caros, sem necessidade.

- Transferência em Fase

Esse esquema de transferência necessita de um relé que monitore a fase da tensão da barra isolada e a compare com a da fonte à qual a mesma será conectada; quando as duas tensões estão em fase é dado comando para fechar o disjuntor "C"; o fechamento em fase elimina todos os problemas relativos à tensão residual e a desaceleração experimentada pelos motores é minimizada.

- *Transferência com Paralelismo*

Só pode ser feita em operação normal e se as fontes de suprimento estiverem previamente em paralelo; nesse caso as considerações relativas à tensão residual perdem o sentido pois não há nenhum isolamento de barra durante o processo.

5.4. TENSÃO RESIDUAL NO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ

5.4.1. Equacionamento

Em 4.20 tem-se a equação básica do modelo, repetido a seguir:

$$p\vec{E}' = -j2.\pi.f_0.s.\vec{E}' - \frac{1}{T_0} \left[\vec{E}' - j(x - x') . \vec{I}_a \right] \quad (4.20)$$

Quando o motor é isolado da rede, $\vec{I}_a = 0$, resultando:

$$p\vec{E}' = -j2.\pi.f_0.s.\vec{E}' - \frac{\vec{E}'}{T_0} \quad (5.1)$$

Operando isoladamente, sem considerar a variação da velocidade, resulta:

$$p\vec{E}' = \frac{\vec{E}'}{T_0} \quad (5.2)$$

A equação anterior tem solução analítica [58]:

$$\vec{E}' = \vec{E}'_0 . e^{-t/T_0} . e^{-j2.\pi.f_0.s_0.t} \quad (5.3)$$

$\vec{E}'_0$ e s_0 correspondem ao instante em que o motor é isolado. O termo $2.\pi.f_0.s_0.t$ representa a evolução da fase da tensão residual em relação à rede. Observa-se que o defasamento da tensão residual em relação à rede pode ser calculado, independentemente do modelo adotado para o motor de indução, pois só depende da equação "swing".

A amplitude da tensão decai com a constante de tempo de circuito aberto do rotor e o vetor gira com velocidade igual ao escorregamento do motor; a solução (5.3) assume escorregamento (s) constante.

A equação (5.3) falha na previsão da tensão residual pois não mostra nenhuma relação entre a natureza da carga e o decréscimo da tensão residual.

Conclui-se que esse modelo não é adequado à simulação de tensão residual de motores de indução, pois nesse tipo de estudo a variação de velocidade do rotor não pode ser ignorada.

Olive, D.W. [3] observa que os resultados obtidos com o modelo de Brereton são questionáveis se o escorregamento exceder a 10% pois o modelo de Brereton é deduzido para escorregamento constante [58].

Conclui-se que esse modelo não é adequado à simulação de tensão residual de motores de indução em casos onde a variação de velocidade do rotor não possa ser ignorada.

Conforme observado após a equação (5.3), o defasamento da tensão residual em relação à rede pode ser calculado através da equação "swing". Na figura 5.3 temos a evolução do ângulo de fase da tensão residual em relação à rede para o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A.

Na referência [56] é apresentada uma curva semelhante. Observa-se que a partir de 250 ms a probabilidade do relé monitor de fase enxergar situação favorável para religamento é remota, pois o ângulo passa a variar com velocidade crescente.

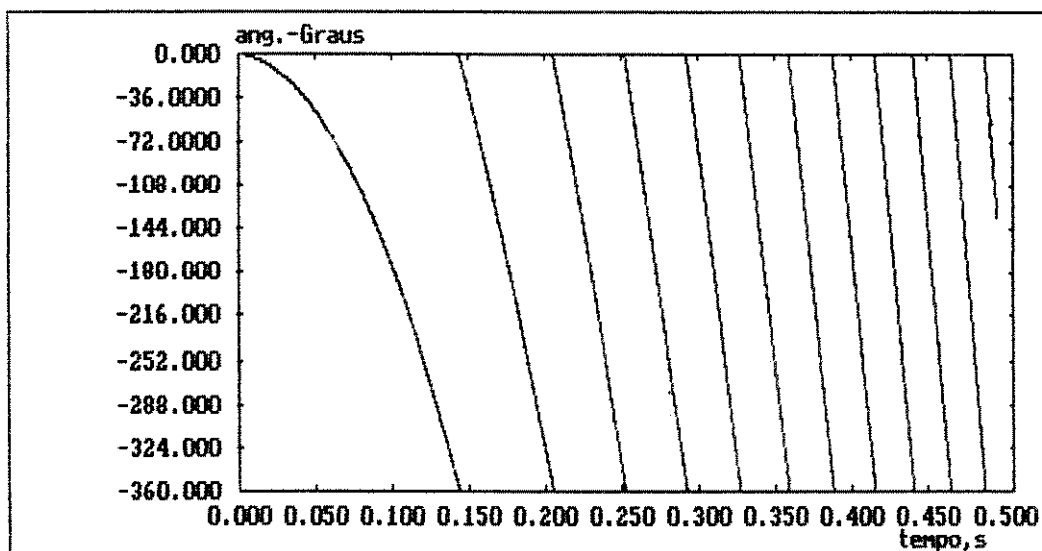


Figura 5.3 - Ângulo de fase da tensão residual em relação à rede, motor M2 (2250 HP).

5.4.2. Teste do Modelo

A solução analítica (5.3) mostra claramente como a tensão residual decairá.

A curva 1 da figura 5.4 é a simulação da tensão residual do motor M2, de 2250 HP, do apêndice A com o modelo de Brereton; a curva 2 corresponde à curva correta, obtida com modelo de quinta ordem [27].

Na figura 5.4 observa-se que a tensão residual obtida com o modelo de Brereton está superestimada, ou seja, o modelo de 3ª ordem em termos de f.e.m precisa ser corrigido para estimar a tensão residual.

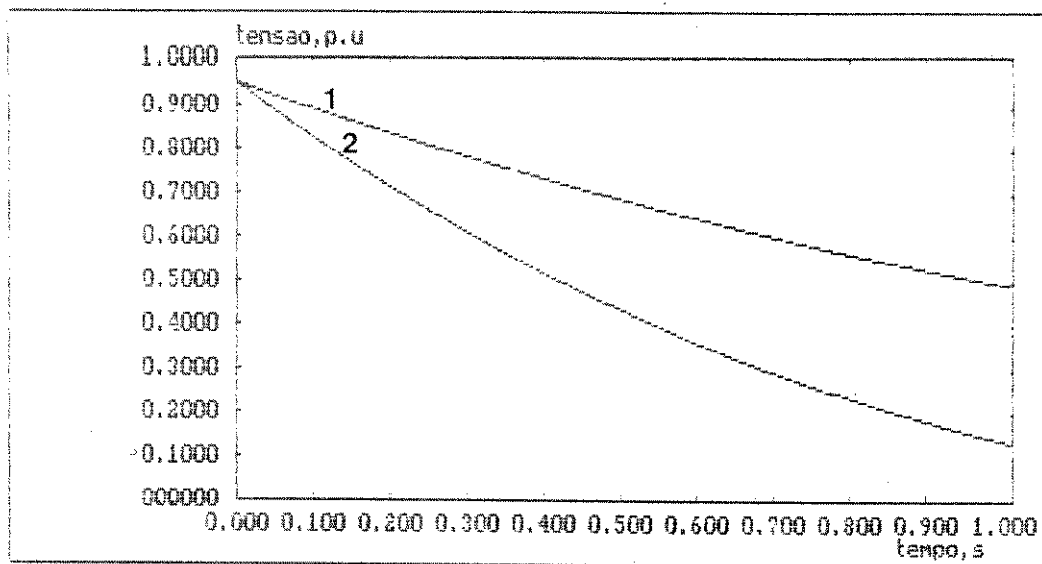


Figura 5.4- Motor isolado da rede, evolução da tensão residual, motor M2 (2250 HP)

- 1: Modelo de terceira ordem em termos de F.E.M (Brereton), Item 4.6.2.
 2: Modelo de quinta ordem.

5.5. TENSÃO RESIDUAL NO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FLUXOS

5.5.1. Equacionamento

De Krause [27] extraiu-se o modelo de terceira ordem para motores de indução de gaiola simples, utilizado pelo Epri [6] em seus programas de estabilidade.

Estator

$$v_{qs} = \frac{\omega_s}{\omega} \cdot \psi_{ds} + r_s \cdot i_{qs} \quad (5.4)$$

$$v_{ds} = - \frac{\omega_s}{\omega} \cdot \psi_{qs} + r_s \cdot i_{ds} \quad (5.5)$$

Rotor

$$0 = \frac{p\psi_{qr}}{\omega} + \frac{\omega_e - \omega_r}{\omega} \cdot \psi_{dr} + r_r \cdot i_{qr} \quad (5.6)$$

$$0 = \frac{p\psi_{dr}}{\omega} - \frac{\omega_e - \omega_r}{\omega} \cdot \psi_{qr} + r_r \cdot i_{dr} \quad (5.7)$$

Fluxos

$$\psi_{qs} = x_{ss} \cdot i_{qs} + x_m \cdot i_{qr} \quad (5.8)$$

$$\psi_{ds} = x_{ss} \cdot i_{ds} + x_m \cdot i_{dr} \quad (5.9)$$

$$\psi_{qr} = x_{rr} \cdot i_{qr} + x_m \cdot i_{qs} \quad (5.10)$$

$$\psi_{dr} = x_{rr} \cdot i_{dr} + x_m \cdot i_{ds} \quad (5.11)$$

Às equações anteriores (5.4-11) aplicam-se as mesmas observações feitas no ítem 4.5.1.

Desligando-se o motor da rede tem-se:

$$i_{ds} = i_{qs} = 0 \quad (5.12)$$

Impondo-se a condição de correntes de estator nulas, tem-se de 5.4-11:

ESTATOR:

$$v_{qs} = \frac{\omega_e}{\omega} \cdot \psi_{ds} \quad (5.13)$$

$$v_{ds} = -\frac{\omega_e}{\omega} \cdot \psi_{qs} \quad (5.14)$$

ROTOR:

$$0 = \frac{1}{\omega} \cdot p\psi_{qr} + \frac{\omega e - \omega r}{\omega} \cdot \psi_{dr} + r_r \cdot i_{qr} \quad (5.15)$$

$$0 = \frac{1}{\omega} \cdot p\psi_{dr} - \frac{\omega e - \omega r}{\omega} \cdot \psi_{qr} + r_r \cdot i_{dr} \quad (5.16)$$

FLUXOS:

$$\psi_{qs} = x_m \cdot i_{qr} \quad (5.17)$$

$$\psi_{ds} = x_m \cdot i_{dr} \quad (5.18)$$

$$\psi_{qr} = x_{rr} \cdot i_{qr} \quad (5.19)$$

$$\psi_{dr} = x_{rr} \cdot i_{dr} \quad (5.20)$$

Expressando-se os fluxos de estator em função de fluxos de rotor, tem-se:

$$\psi_{qs} = \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{qr} \quad (5.21)$$

$$\psi_{ds} = \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{dr} \quad (5.22)$$

substituindo-se os fluxos de estator nas equações de tensão do estator tem-se:

$$v_{qs} = \frac{\omega e}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{dr} \quad (5.23)$$

$$v_{ds} = - \frac{\omega e}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{qr} \quad (5.24)$$

Nas expressões (5.23) e (5.24) observa-se que:

- a tensão residual independe da velocidade do rotor, o que é fisicamente incorreto.
- a tensão residual decairá de acordo com o decaimento dos fluxos magnéticos do rotor, conforme esperado.

Quando o motor de indução é isolado da rede [27, 52, 56] as tensões residuais geradas no estator passam a variar com uma frequência determinada pela velocidade do rotor. Se as equações de tensão são expressas na referência do rotor os transitórios elétricos aparecem como exponenciais decrescentes; em qualquer outra referência eles aparecem como senóides com decaimento exponencial, variando em uma frequência correspondente à diferença entre a velocidade do referencial e a do rotor.

Operando isoladamente [52] da rede, uma representação mais precisa da tensão residual será obtida se as equações são expressas em um referencial fixo ao rotor antes que os transitórios de estator sejam desprezados. O modelo resultante é idêntico ao anterior se ω_e é substituído por ω_r e todas as variáveis passam a ser referidas ao rotor.

Substituindo-se ω_e por ω_r em (5.23-24), resulta:

$$v_{qs} = \frac{\omega_r}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{dr} \quad (5.25)$$

$$v_{ds} = -\frac{\omega_r}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{qr} \quad (5.26)$$

Reescrevendo-se (5.6) e (5.7) no referencial do rotor, tem-se:

$$0 = \frac{p\psi_{qr}}{\omega} + \frac{r_r}{x_{rr}} \cdot \psi_{qr} \quad (5.27)$$

$$0 = \frac{p\psi_{dr}}{\omega} + \frac{r_r}{x_{rr}} \cdot \psi_{dr} \quad (5.28)$$

As equações diferenciais acima tem solução analítica:

$$\psi_{qr} = \psi_{qr0} \cdot e^{-t/T_o} \quad (5.29)$$

$$\psi_{dr} = \psi_{dr0} \cdot e^{-t/T_o} \quad (5.30)$$

Conhecendo-se a variação da velocidade do rotor ao longo do tempo, a tensão residual pode ser calculada por:

$$v_{qs} = \frac{\omega r}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{dr0} \cdot e^{-t/T_o} \quad (5.31)$$

$$v_{ds} = \frac{\omega r}{\omega} \cdot \frac{x_m}{x_{rr}} \cdot \psi_{qr0} \cdot e^{-t/T_o} \quad (5.32)$$

observa-se que o decaimento da tensão residual depende basicamente de dois fatores:

- constante de tempo de circuito aberto do rotor (T_o)
- taxa de desaceleração do rotor, que depende da inércia do conjunto rotativo e da natureza da carga.

5.5.2. Teste do Modelo

A figura 5.5 é a simulação da tensão residual do motor M2, de 2250 HP, do apêndice A, com o modelo de terceira ordem em termos de fluxos com as variáveis referidas ao referencial síncrono. Esse resultado pode ser comparado com [27].

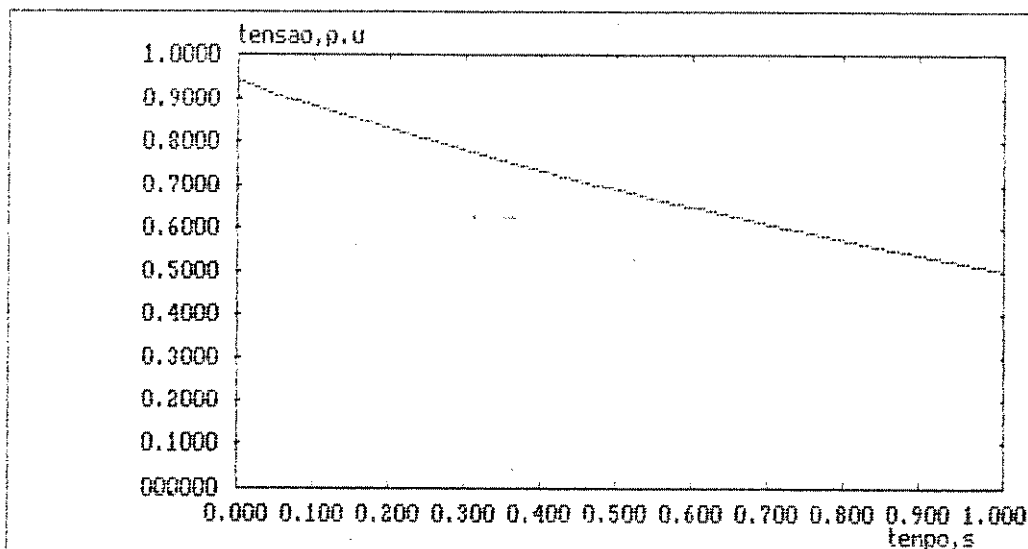


Figura 5.5 - Motor isolado da rede, evolução da tensão residual, motor M2 (2250 HP), modelo de terceira ordem em termos de fluxos com referencial síncrono.

Observa-se que a figura 5.5 é praticamente igual à 5.4, obtida com o modelo de Brereton, ou seja, também apresenta problemas.

A figura 5.6 foi obtida com o modelo de terceira ordem em termos de fluxos, mas com todas as variáveis referidas ao rotor, conforme foi proposto por Krause, [27].

Com as variáveis referidas ao rotor observa-se que a tensão residual diminui mais rapidamente do que o decaimento exponencial, considerando apenas T_o .

Constata-se, portanto, que a simples mudança de referencial permite obter com precisão a tensão residual com o modelo de terceira ordem em termos de fluxos, indicando que os transitórios de estator não tem influência sobre a tensão residual.

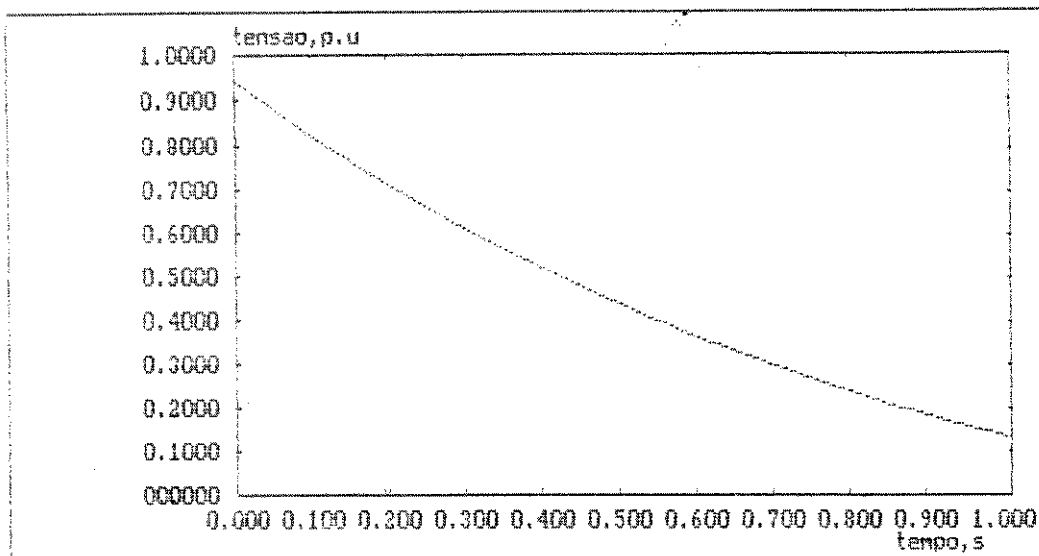


Figura 5.6 - Motor isolado da rede, evolução da tensão residual, motor M2 (2250 HP) modelo de terceira ordem em termos de fluxos com referencial no rotor.

5.6. DERIVAÇÃO DE UM NOVO MODELO DE TERCEIRA ORDEM EM TERMOS DE FORÇA ELETROMOTRIZ

A partir do modelo de terceira ordem em termos de fluxos (5.4-11), com as variáveis no referencial síncrono e supondo:

- desprezíveis os transitórios de estator;
- velocidade do referencial constante ($p\omega_e = 0$), será deduzida a equação básica do modelo de Brereton [4].

Em seguida, considerando-se a possibilidade de velocidade do referencial variar ($p\omega_e \neq 0$), será apresentado um novo modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz que simula bem a tensão residual e mantém desempenho similar ao modelo clássico de terceira ordem em termos de força eletromotriz, conforme os resultados mostrados adiante.

5.6.1. Derivação do Modelo Clássico de Terceira Ordem em Termos de Força Eletromotriz

Substituindo-se nas equações de tensão do estator (5.4-5) os fluxos de estator (5.8-9), tem-se:

$$V_{qs} = r_s \cdot i_{qs} + \frac{\omega_e}{\omega} \cdot X_{ss} \cdot i_{ds} + \frac{\omega_e}{\omega} \cdot X_m \cdot i_{dr} \quad (5.33)$$

$$V_{ds} = r_s \cdot i_{ds} - \frac{\omega_e}{\omega} \cdot X_{ss} \cdot i_{qs} - \frac{\omega_e}{\omega} \cdot X_m \cdot i_{qr} \quad (5.34)$$

Para posterior substituição, define-se as seguintes variáveis complexas:

$$\vec{V}_s = V_{ds} + j V_{qs} \quad (5.35)$$

$$\vec{I}_s = i_{ds} + j i_{qs} \quad (5.36)$$

$$\vec{I}_r = i_{dr} + j i_{qr} \quad (5.37)$$

$$\vec{\psi}_r = \psi_{dr} + j \psi_{qr} \quad (5.38)$$

Combinando vetorialmente (5.33) e (5.34) resulta após substituição das variáveis anteriormente definidas:

$$\vec{V}_s = r_s \cdot \vec{I}_s + j \frac{\omega e}{\omega} \cdot X_{ss} \cdot \vec{I}_s + j \frac{\omega e}{\omega} \cdot X_m \cdot \vec{I}_r \quad (5.39)$$

Lembrando que:

$$X_{ss} = \omega \cdot L_{ss} \quad (5.40)$$

$$X_m = \omega \cdot M \quad (5.41)$$

Substituindo-se (5.40-41) em (5.39) resulta:

$$\vec{V}_s = r_s \cdot \vec{I}_s + j\omega e \cdot L_{ss} \cdot \vec{I}_s + j\omega e \cdot M \cdot \vec{I}_r \quad (5.42)$$

Pode-se mostrar que [45]:

$$\vec{\psi}_r = \omega \cdot (M \cdot \vec{I}_s + L_{rr} \cdot \vec{I}_r) \quad (5.43)$$

Portanto:

$$\vec{I}_r = \frac{1}{L_{rr}} \cdot \left(\frac{\vec{\psi}_r}{\omega} - M \cdot \vec{I}_s \right) \quad (5.44)$$

Substituindo-se (5.44) em (5.42) resulta:

$$\vec{V}_s = r_s \cdot \vec{I}_s + j\omega e \cdot \left(L_{ss} - \frac{M^2}{L_{rr}} \right) \cdot \vec{I}_s + j \frac{\omega e}{\omega} \cdot \frac{M}{L_{rr}} \cdot \vec{\psi}_r \quad (5.45)$$

A equação anterior, em p.u, pode ser escrita de forma mais compacta como:

$$\vec{V}_s = r_s \cdot \vec{I}_s + jX' \cdot \vec{I}_s + \vec{E}'_r \quad (5.46)$$

onde; por definição:

$$X' \triangleq \omega_e \cdot \left[L_{ss} - \frac{M^2}{L_{rr}} \right] \quad (4.37)$$

$$\vec{E}'_r \triangleq j \frac{\omega_e}{\omega} \cdot \frac{M}{L_{rr}} \cdot \vec{\psi}_r \quad (5.47)$$

As definições utilizadas em (4.37) e (5.47) estão de acordo com Concordia [45].

A equação (5.46) pode ser interpretada pelo seguinte circuito equivalente:

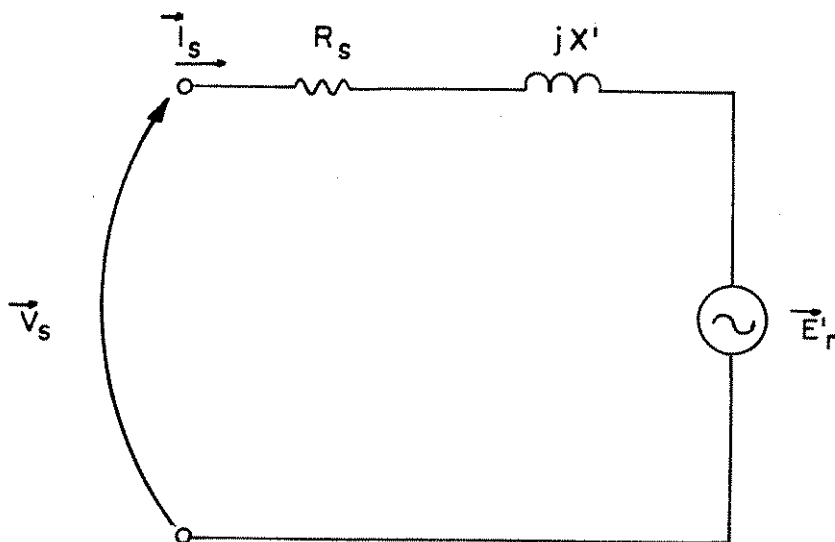


Figura 5.7 - Circuito equivalente correspondente à equação 5.46

Escrevendo a corrente de rotor na forma complexa (5.37) a partir de (5.6) e (5.7) resulta:

$$\vec{I}_r = - \frac{1}{r_r} \cdot \left[\frac{p\vec{\psi}_r}{\omega} + j \frac{\omega_e - \omega r}{\omega} \cdot \vec{\psi}_r \right] \quad (5.48)$$

Nesta expressão aparece explicitamente a derivada do fluxo do rotor. Recorrendo à equação (5.47) tem-se:

$$\vec{\psi}_r = -j \frac{\omega}{\omega_e} \cdot \frac{L_{rr}}{M} \cdot \vec{E}_r' \quad (5.49)$$

Derivando (5.49) e considerando a velocidade angular da referência síncrona (ω_e) constante, resulta:

$$p\vec{\psi}_r = -j \frac{\omega}{\omega_e} \cdot \frac{L_{rr}}{M} \cdot p\vec{E}_r' \quad (5.50)$$

Iguando (5.44) com (5.48) e substituindo (5.49) e (5.50) obtém-se:

$$\vec{E}_r' - j\omega_e \cdot \frac{M^2}{L_{rr}} \cdot \vec{I}_s = -\frac{L_{rr}}{r_r} \cdot p\vec{E}_r' - j(\omega_e - \omega_r) \cdot \frac{L_{rr}}{r_r} \cdot \vec{E}_r' \quad (5.51)$$

Lembrando, do capítulo IV, que:

$$T_o = \frac{L_{rr}}{r_r} \quad e \quad (4.26)$$

$$\omega_e \cdot \frac{M^2}{L_{rr}} = x - x' \quad (4.31)$$

A equação (5.51) pode ser reescrita na forma:

$$p\vec{E}_r' = -j(\omega_e - \omega_r) \cdot \vec{E}_r' - \frac{1}{T_o} \cdot \left[\vec{E}_r' - j(x - x') \cdot \vec{I}_s \right] \quad (5.52)$$

Para o escorregamento s definido [46] por:

$$s = (\omega_e - \omega_r) / \omega_e \quad (5.53)$$

resulta ainda de (5.52):

$$p\vec{E}_r' = -j\omega_e \cdot s \cdot \vec{E}_r' - \frac{1}{T_o} \cdot \left[\vec{E}_r' - j(x - x') \cdot \vec{I}_s \right] \quad (5.54)$$

Esta equação expressa o comportamento dinâmico da tensão transitória do modelo representado na figura 5.7.

A expressão (5.54) foi derivada por Concordia [42] em 1955 e por Brereton [4] em 1957; é a equação básica do modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz, largamente empregada na literatura [1,3,5,9,23,24].

No capítulo IV mostrou-se que este modelo de Brereton é razoavelmente preciso na simulação de vários distúrbios e no item 5.4.2 observa-se que esse modelo falha grosseiramente na simulação da tensão residual.

Para o desenvolvimento do novo modelo apresentado a seguir é importante ter-se em mente as hipóteses básicas adotadas para a obtenção de (5.54):

- os transitórios de estator foram desprezados no referencial síncrono;
- as variáveis estão referidas a um referencial que gira com velocidade síncrona (ω_e) constante.

5.6.2. Um Novo Modelo de Terceira Ordem em Termos de Força Eletromotriz

As hipóteses básicas para esse novo modelo são:

- os transitórios de estator são desprezados no referencial cuja velocidade varia em função da frequência do estator;
- a velocidade do referencial ao qual as variáveis estão referidas pode variar ($\omega_e \neq 0$).

Na obtenção do modelo de Brereton no item 5.6.1 admitiu-se $\omega_e = 0$ na obtenção de (5.50).

Derivando-se (5.49) com ω_e e $\vec{E}_r'$ variáveis, resulta:

$$p\vec{\psi}_r = -j \frac{L_{rr}}{M} \cdot \frac{\omega}{\omega_e} \cdot p\vec{E}_r' - \vec{\psi}_r \cdot \frac{p\omega_e}{\omega_e} \cdot \frac{1}{\omega} \quad (4.55)$$

Nesta expressão aparece o termo em $p\omega_e$ que não existia em (5.50) e que em algumas condições operacionais pode se tornar importante.

Iguando (5.44) com (5.48) e substituindo-se (5.49) e (5.55), resulta após algumas manipulações algébricas:

$$\begin{aligned} \vec{E}_r' + j\omega_e \cdot \frac{M^2}{L_{rr}} \cdot \vec{I}_s &= -\frac{L_{rr}}{r_r} \cdot p\vec{E}_r' + j \frac{\omega_e}{\omega} \cdot \frac{M}{L_{rr}} \cdot \vec{\psi}_r \cdot \frac{L_{rr}}{r_r} \cdot \frac{p\omega_e}{\omega_e} \\ &- j(\omega_e - \omega_r) \cdot \frac{L_{rr}}{r_r} \cdot \vec{E}_r' \end{aligned} \quad (5.56)$$

Utilizando as relações (4.26), (4.31) e (5.53) e reagrupando os termos similares, resulta:

$$p\vec{E}_r' = -j\omega_e \cdot s \cdot \vec{E}_r' - \frac{1}{T_o} \cdot \left[\vec{E}_r' - j(x-x') \cdot \vec{I}_s \right] + \vec{E}_r' \cdot \frac{p\omega_e}{\omega_e} \quad (5.57)$$

A equação (5.57) é a base do novo modelo, do qual o modelo de Brereton (5.54) é um caso particular, fazendo-se ω_e constante.

Os testes a seguir visam mostrar o bom desempenho desse novo modelo em ensaios similares aos aplicados no modelo clássico.

Adicionalmente será mostrado que o novo modelo prevê com precisão a tensão residual, apesar de ser um modelo de ordem reduzida.

5.6.3. Testes do Novo Modelo

São aplicados ao motor M2, do apêndice A os testes descritos no capítulo IV e comparados os resultados com os do modelo clássico de Brereton.

5.6.3.1. Curto Circuito nos Terminais com Motor em Operação

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.4 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A; o motor está representado com o novo modelo deduzido no item 5.6.2 (curva 2) e com o modelo de Brereton (curva 1).

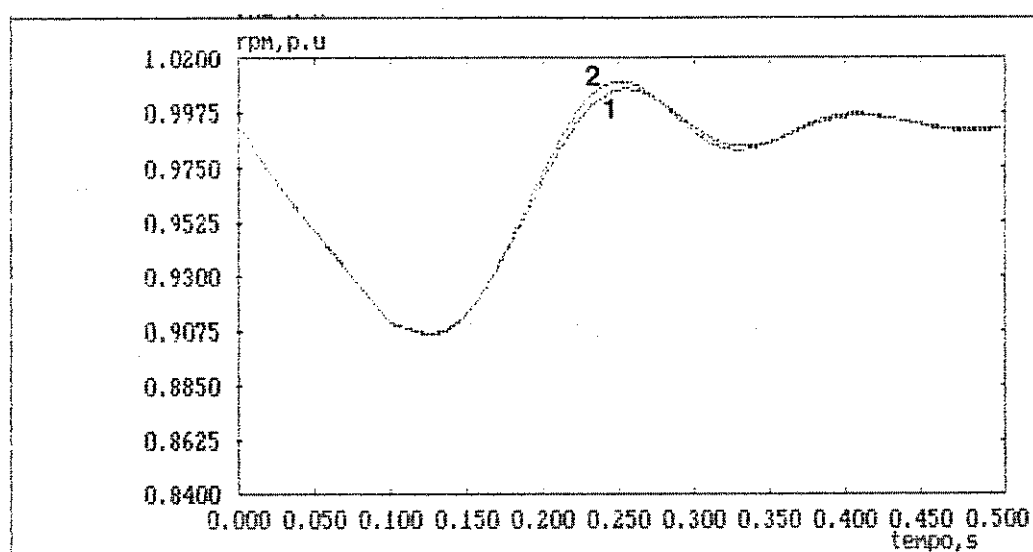


Figura 5.8 - Curto circuito, rpm x t, motor M2(2250 HP)

1: Modelo de Brereton, item 4.6.2.3

2: Novo modelo

Nas simulações apresentadas na figura 5.8 o curto-circuito permaneceu durante 100 ms. Nas figuras 5.9 e 5.10 a seguir, o curto-circuito permanece durante 50 e 140 ms respectivamente; em cada uma das figuras tem-se, superpostas, os resultados da simulação com o novo modelo e com o modelo de terceira ordem em termos de f.e.m.

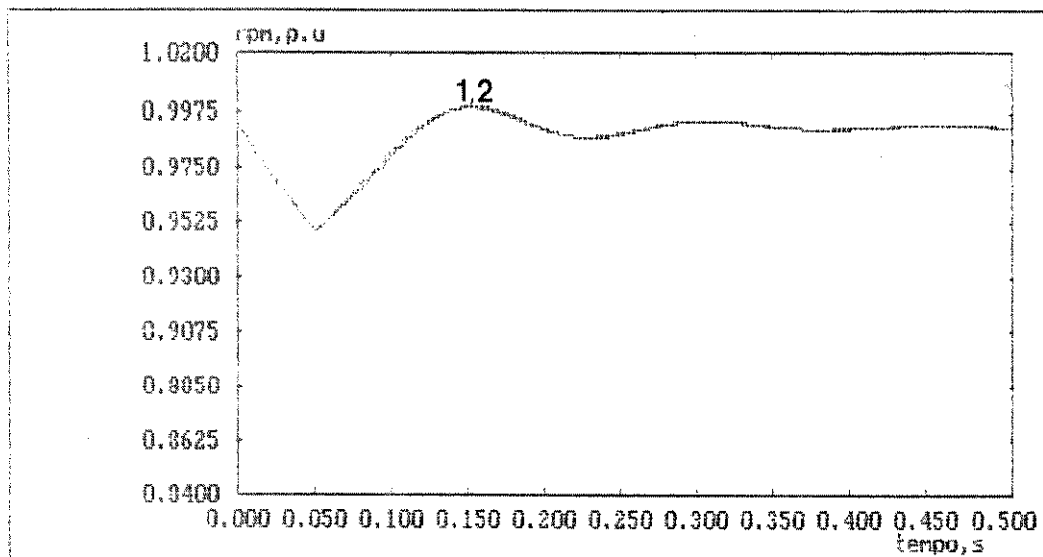


Figura 5.9 - Curto circuito, rpm x t, motor M2(2250 HP)
tempo de permanência da falta: 50 ms
1: Modelo de Brereton, 2: Novo modelo

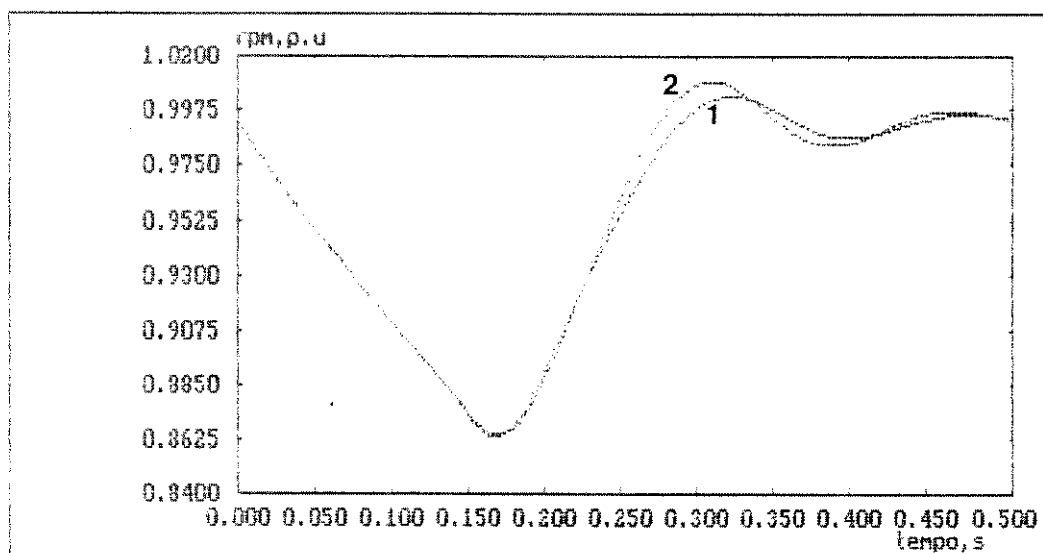


Figura 5.10- Curto circuito, rpm x t, motor M2(2250 HP)
tempo de permanência da falta: 140 ms
1: Modelo de Brereton, 2: Novo modelo

5.6.3.2. Distúrbios de Torque

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.3 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A; o motor está representado com o novo modelo, deduzido no item 5.6.2 (curva 2) e com o modelo de Brereton (curva 1).

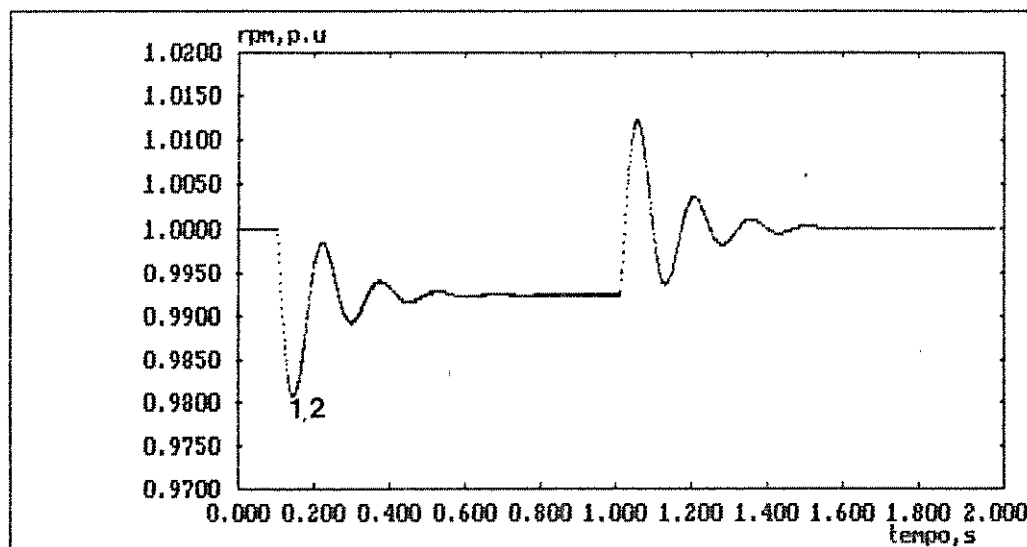


Figura 5.11- Distúrbio de Torque, rpm x t, motor M2(2250 HP)
1: Modelo de Brereton, item 4.6.2.4
2: Novo modelo

5.6.3.3. Distúrbio de Tensão

A simulação foi realizada conforme metodologia do item 4.3.2 com o motor M2, de 2250 HP, do apêndice A; o motor está representado com o novo modelo deduzido no item 5.6.2 (curva 2) e com o modelo de Brereton (curva 1).

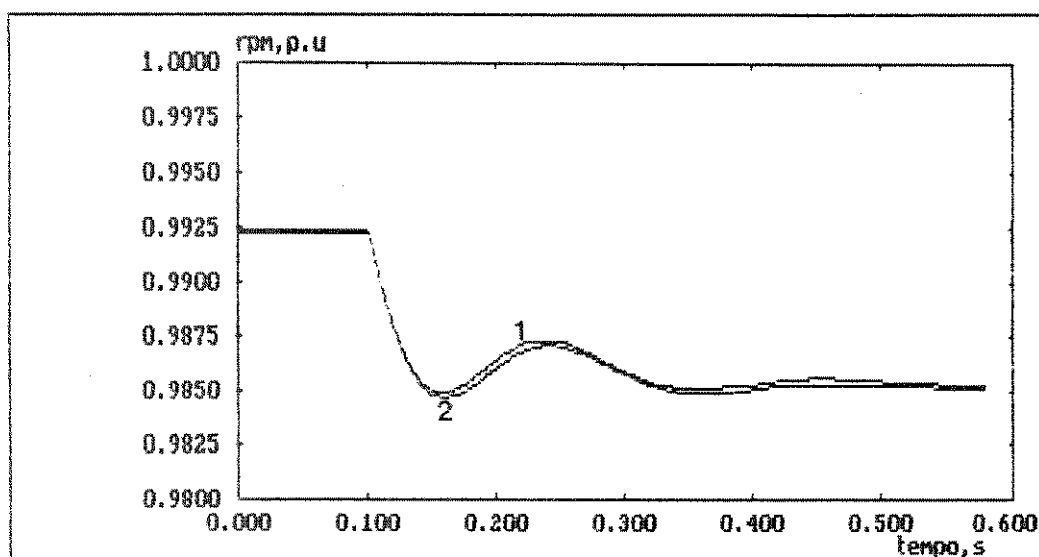


Figura 5.12- Distúrbio de Tensão, rpm x t, motor M2(2250 HP)
 1: Modelo de Brereton, item 4.6.2.5
 2: Novo modelo

5.6.3.4. Tensão Residual

O motor M2, de 2250 HP, do apêndice A está operando a plena carga em condições nominais; a carga mecânica está modelada com torque constante. Em $t=0$ abre-se o disjuntor; a figura 5.13 é a simulação da tensão residual gerada pelo motor durante a desaceleração; o motor está representado com o novo modelo deduzido no item 5.6.2.

A tensão residual obtida com o novo modelo é praticamente igual à do modelo de quinta ordem, como pode ser observado na figura 5.14.

É interessante comparar-se a figura 5.13 com a 5.4, obtida com o modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz.

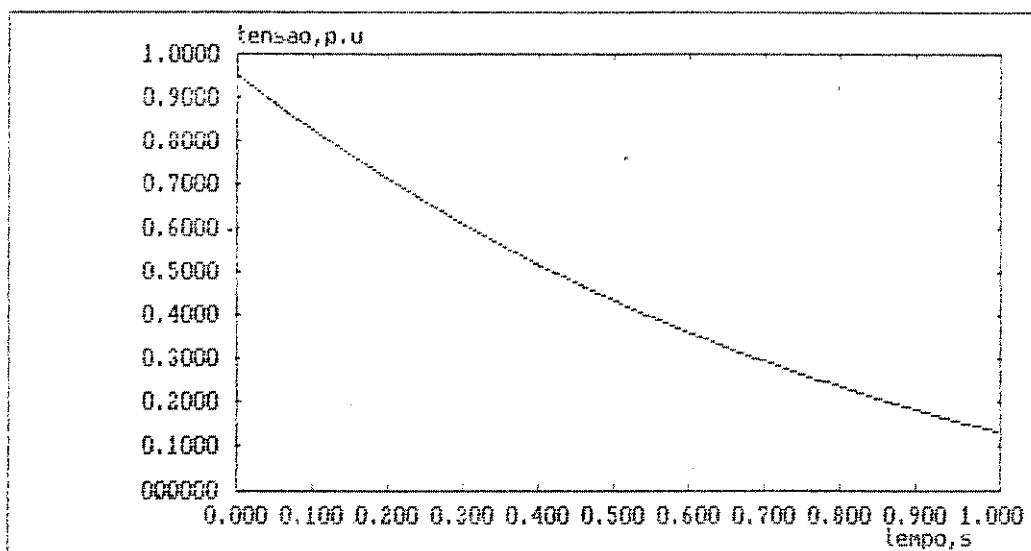


Figura 5.13 - Motor isolado da rede, evolução da tensão residual, motor M2 (2250 HP)

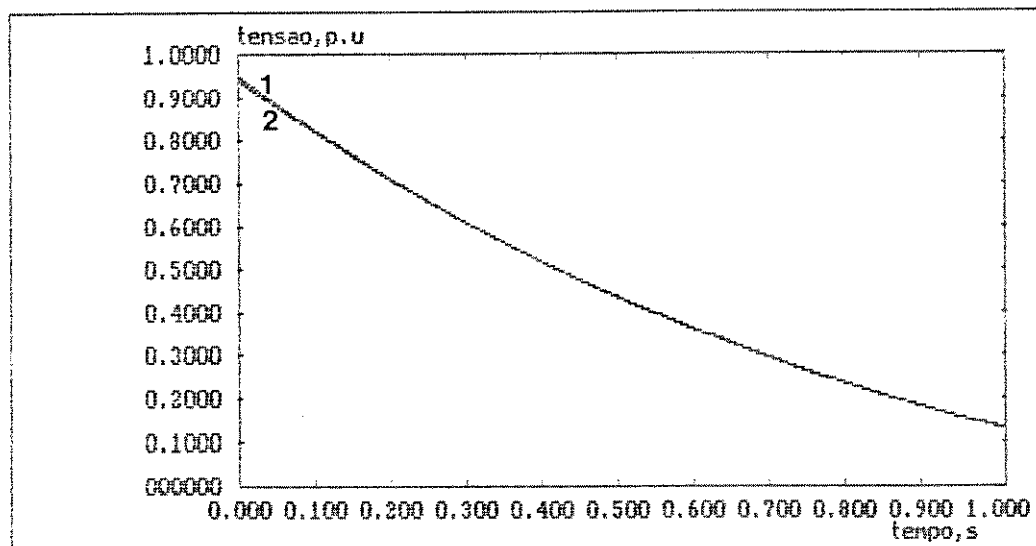


Figura 5.14- Motor isolado da rede, evolução da tensão residual, motor M2 (2250 HP)

1: Modelo de Quinta Ordem, 2: Novo modelo

Durante o tempo em que o motor opera isoladamente da rede, o torque eletromagnético desenvolvido será nulo, pois não há circulação de correntes no estator. Nesse caso a velocidade do rotor depende do torque da carga e da inércia do conjunto rotativo; o torque da carga foi modelado como constante.

Na operação isolada, a desaceleração do motor independe do modelo adotado para o motor de indução.

A figura 5.15 mostra a evolução da velocidade do motor após ter sido desligado da rede.

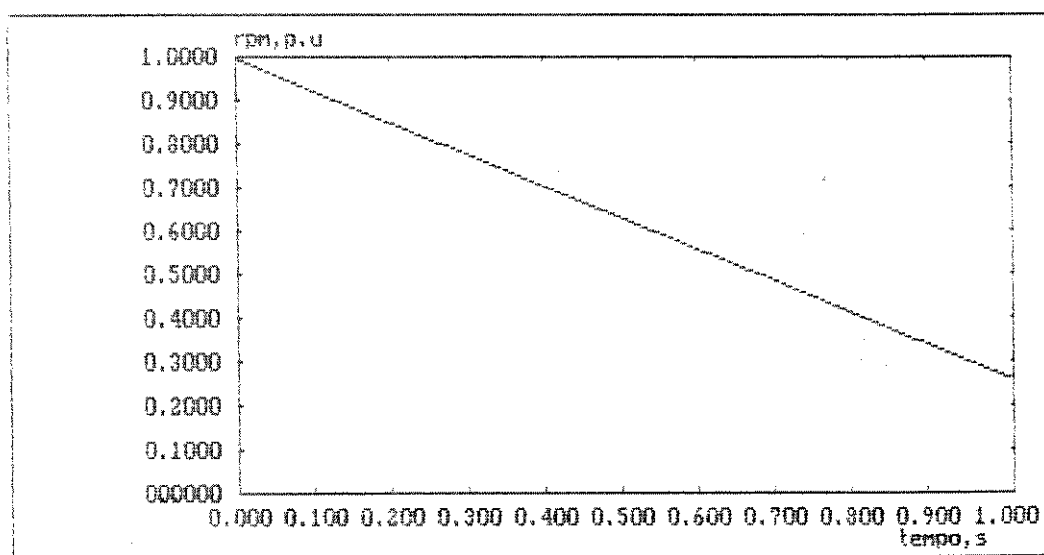


Figura 5.15 - Motor isolado da rede, evolução da velocidade, motor M2 (2250 HP).

5.7. CONCLUSÕES

Com as considerações e testes desenvolvidos neste capítulo fica demonstrada a limitação do modelo clássico de Brereton na simulação da tensão residual.

Os resultados obtidos com o novo modelo, para tensão residual, demonstraram ser comparáveis à solução obtida com o modelo

de quinta ordem em termos de fluxos, apresentada por Krause [27], sem comprometer a precisão nas simulações usuais de programas de estabilidade.

Além disso o novo modelo apresenta as seguintes vantagens:

- fácil inicialização;
- tem circuito equivalente;
- é de baixa ordem;
- é facilmente incorporável nos programas que utilizam o modelo de Brereton.

O novo modelo elaborado é incorporado como subrotina ao programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II para simulação de tensão residual em aplicações específicas.

CAPÍTULO VI

O MOTOR DE INDUÇÃO NO PROGRAMA DE ESTABILIDADE

Durante diversas fases do projeto elétrico de uma nova instalação ou de modificações em uma instalação já existente é importante ter-se condições de prever o perfil de tensão e frequência durante as grandes perturbações a que o sistema é submetido, como, por exemplo, curto circuitos e partida de grandes motores.

Para obter uma estimativa inicial do comportamento de um determinado sistema isolado é comum a utilização de curvas encontráveis em BEEMAN [19] e RED BOOK [18]. Nessas curvas entra-se com:

- reatâncias e constantes de tempo do gerador;
- velocidade do gerador;
- velocidade de resposta do sistema de excitação;
- KVA de partida do motor;

obtendo-se a tensão mínima do gerador para partida plena do motor de indução.

Em caso de se necessitar resultados mais precisos, um estudo mais detalhado considerando as características e ajustes do sistema de excitação, gerador, regulador de velocidade, cargas em operação e representação completa do motor em aceleração, tem que ser considerada.

Para sistemas supridos por transformadores conectados a uma rede eletricamente forte, existem também curvas no RED BOOK [18] para estimar a tensão mínima atingida durante a partida de motores.

Os estudos estáticos com fluxo de carga, apesar de ainda utilizados, são inadequados para determinar o comportamento de um determinado sistema isolado ou mesmo de um sistema industrial [38], suprido pela rede pública, devido à sua incapacidade em representar dinamicamente as cargas principais, geralmente constituídas por motores de indução.

A principal referência para este capítulo é SHULTZ [5] e o objetivo básico é adequar o programa de estabilidade transitória do capítulo II para poder utilizar todos os modelos de motor de indução

discutidos no capítulo IV e com alguns reguladores discutidos no capítulo III.

As linhas gerais seguidas neste capítulo são:

- inclusão da representação do regulador de velocidade da turbina no programa de estabilidade transitória,
- discussão de um algoritmo existente [5] e propostas de melhorias,
- simulação da partida de um grande motor de indução em um sistema isolado,
- simulação de curto circuitos em um sistema isolado e análise do efeito sobre motores de indução em operação.

6.2. INCLUSÃO DE MOTORES DE INDUÇÃO NO PROGRAMA DE ESTABILIDADE

6.2.1. Comentários sobre a Solução das Equações Diferenciais dos Motores em Conjunto com os Geradores e Rede

Conforme discutido anteriormente, no programa de estabilidade transitória as equações algébricas da rede e as equações diferenciais dos geradores são resolvidas alternadamente em um esquema denominado de alternado implícito entrelaçado [12, 60], que é bastante flexível em termos de algoritmo e de organização.

As equações diferenciais dos motores de indução são resolvidas com o método de integração trapezoidal implícito pelas mesmas razões discutidas no Capítulo II. Com a inclusão dos motores de indução no programa de estabilidade, optou-se por resolver as equações dos geradores e da rede com passo de integração (dt) e os motores com passo $dt/4$ ou até $dt/40$, dependendo do tipo de modelo adotado para os motores.

A técnica de utilizar diferentes passos de integração reduz sensivelmente o tempo de computação, levando aos mesmos resultados

obtidos no caso de se utilizar o menor passo de integração, ditado pelas partes do sistema que tem dinâmica mais rápida. Se utilizássemos o esquema de resolução simultâneo implícito [12] em vez do alternado implícito [12] não seria possível trabalhar com diferentes passos de integração dentro da mesma simulação, uma vez que o passo seria imposto pela dinâmica mais rápida [60] do motor de indução.

6.2.2 Algoritmo de Inclusão proposto por Shultz

Para simular a partida de um motor de indução em um sistema, bem como o comportamento dos motores em operação, tem-se o seguinte algoritmo segundo SHULTZ [5]:

- I - Forma-se a matriz YBUS do sistema com os dados da rede.
Os motores em operação são representados com o modelo de primeira ordem, discutido no item 4.7, com escorregamento nominal, a admitância equivalente é introduzida na diagonal de YBUS.
- II - Resolve-se um fluxo de carga convencional para calcular as tensões nodais e injeções líquidas em todos os nós da rede.
- III - Remove-se de YBUS as admitâncias relativas aos motores de indução em operação.
- IV - Substituem-se as cargas não motoras por impedância equivalente e acrescenta-se em YBUS.
- V - Modifica-se YBUS, acrescentando uma barra à rede para cada gerador e uma barra para cada motor de indução em operação; as admitâncias relativas ao gerador e ao modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz são também inseridas em YBUS.

- VI - Calculam-se as tensões atrás das reatâncias transitórias dos geradores e do modelo de terceira ordem dos motores de indução em operação.
- VII - Impõe-se o escorregamento do motor de indução que vai partir, igual a 1 em $t = 0$.
Com $s = 1$, transforma-se o circuito equivalente do modelo de primeira ordem em admitância equivalente; essa admitância é inserida em YBUS na barra apropriada como um "SHUNT".
- IX - Mantendo-se as tensões transitórias atrás das reatâncias constantes, calcula-se as tensões em todos os nós da rede usando o fluxo de carga.
- X - Obtém-se a corrente de rotor do motor que está partindo; a partir dessa corrente e do escorregamento calcula-se o torque elétrico. O torque mecânico é obtido a partir de curvas torque x velocidade ou de funções representativas das cargas, apresentadas no item 4.2.
- XI - Calcula-se a velocidade do motor que está partindo para o instante dado.
- XII - Resolvem-se as equações diferenciais dos geradores, dos reguladores de tensão, reguladores de velocidade e dos motores de indução em operação.
- XIII - Com a velocidade do motor que está partindo e com a velocidade do gerador já calculada, obtém-se o escorregamento do motor que está partindo.
- XIV - Calcula-se a nova admitância equivalente do motor com o escorregamento calculado anteriormente.
- XV - Atualiza-se YBUS com os novos parâmetros do motor.

XVI - Se $t \leq t_{\max}$ volta-se a IX.

XVII - Se $t \geq t_{\max}$, fim da simulação.

De uma maneira compacta pode-se representar o algoritmo descrito através do seguinte fluxograma [5]:

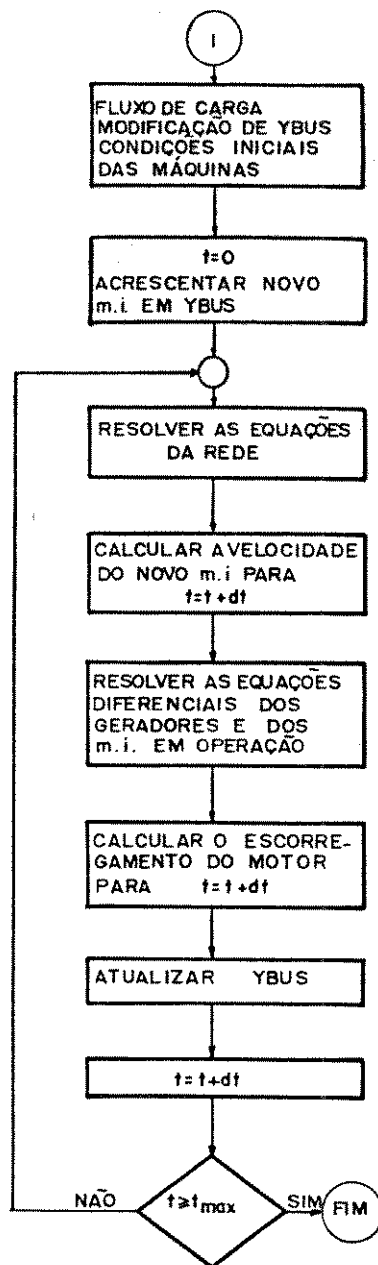


Figura 6.1 - Fluxograma para representação de motores de indução no programa de estabilidade.

6.2.3 Discussão do Algoritmo de Shultz

Do ponto de vista computacional, a principal desvantagem desse algoritmo é o passo XV, pois à medida que o escorregamento varia, a admitância equivalente do motor é modificada e consequentemente YBUS tem que ser alterada.

A modificação de YBUS implica em nova fatoração [78] da rede que tem custo computacional elevado para ser feito em cada passo de integração.

Observa-se que as técnicas já consagradas de representação de geradores síncronos, DOMMEL [10], e de motores de indução em operação [9], traduzem a dinâmica da máquina através do vetor de injeção de correntes, mantendo YBUS constante; YBUS só é modificada em caso de chaveamentos na rede; com essa filosofia são necessárias poucas fatorações de YBUS na simulação, o que contribui sensivelmente na redução do custo computacional envolvido.

De uma maneira geral pode-se afirmar que a dinâmica dos geradores síncronos e da rede é mais lenta que a dos motores de indução que estão em processo de aceleração. Assim sendo, é razoável que os geradores e a rede sejam resolvidos com um passo de integração maior que os motores de indução, conforme discutido em 6.2.1; no algoritmo proposto por Shultz não é considerada essa possibilidade.

6.2.4 Proposta de Melhoria do Algoritmo de Shultz

A cada passo de integração o motor de indução que está partindo é transformado em uma injeção de corrente que é incluída no vetor das injeções, refletindo a alteração na potência solicitada da rede.

Transformando o motor de indução que está partindo em injeção de corrente, a matriz YBUS formada no início do programa permanecerá constante durante toda a simulação se não houver chaveamentos na rede; com essa modificação evita-se sucessivas alterações em YBUS, seguidas de fatoração; em redes grandes essa melhoria reduz apreciavelmente o custo computacional da solução.

A técnica de resolução da simulação com passo menor para os motores de indução é utilizada, conforme comentado no item 6.2.1.

O fluxograma original (figura 6.1), modificado para evitar as sucessivas reformas seguidas de fatoração de YBUS está na figura 6.2.

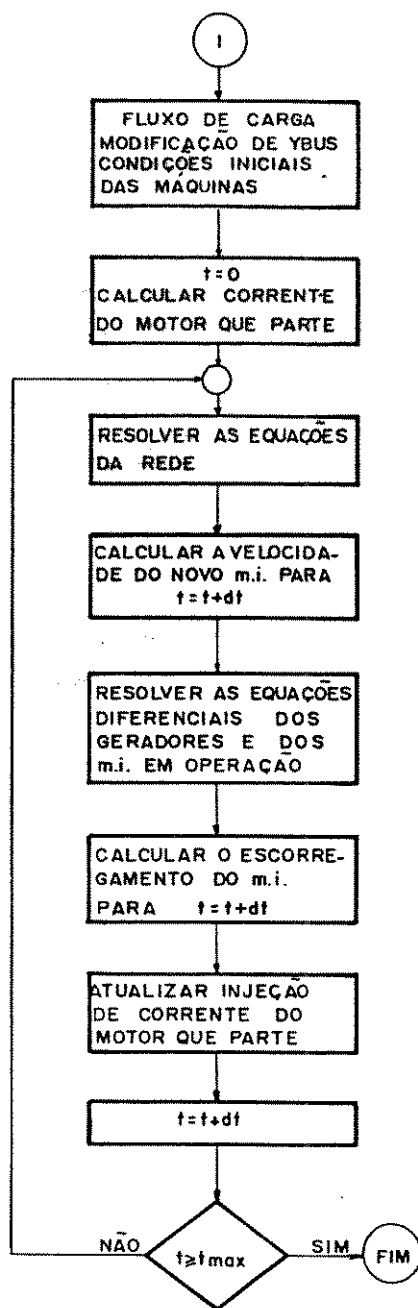


Figura 6.2 - Fluxograma melhorado de representação de motores de indução no programa de estabilidade.

Em resumo, as melhorias propostas e implementadas no algoritmo de SHULTZ [5] foram:

- manter constante a matriz YBUS;
- resolver os geradores síncronos e rede com passo de integração dt_1 ;
- resolver os motores de indução em processo de aceleração com passo de integração dt_2 ($dt_2 < dt_1$);
- adaptar o algoritmo para simulações de curto circuitos e chaveamentos na rede.

Com a implementação das melhorias citadas, os tempos de simulação foram reduzidos praticamente à metade do gasto com o algoritmo original.

6.3 PARTIDA DE UM GRANDE MOTOR DE INDUÇÃO EM UM SISTEMA ISOLADO

6.3.1 Descrição do Sistema

O sistema [5] a ser simulado se utiliza de uma turbina a gás de 28 MVA para partir uma termoelétrica a frio.

As duas centrais geradoras distam 17,8 milhas e estão conectadas por uma linha de transmissão de 138 KV. O gerador acionado pela turbina a gás opera em 13,8 KV e é conectado ao sistema de 138 KV através de uma conexão série de transformadores de 2,4/13,2 KV e 13,2/138 KV.

As cargas motoras de porte, necessárias para a partida a frio da termoelétrica, são:

- 01 ventilador ID de 900 HP (M3)
- 01 ventilador FD de 600 HP (M4)
- 01 bomba d'água de 2500 HP (M5)

- 01 bomba de condensado de 250 HP (M6)
- 01 bomba de circulação de água de 450 HP (M7)
- 01 bomba auxiliar de óleo de 100 HP (M8)

Os motores de indução em operação são representados com o modelo de terceira ordem em termos de f.e.m (item 4.6.2) e a partida de motores é simulada com o modelo de primeira ordem (item 4.7); esses são os mesmos modelos utilizados por SHULTZ [5].

6.3.2 Parâmetros do Sistema

Dados do gerador [5]

Potência Base: 100 MVA

S(MVA)	$V_n (K_v)$	H(s)	$x'_d(p.u)$	$x_d(p.u)$	$x'_q(p.u)$	$x_q(p.u)$	$T'_{do}(s)$	$T'_{qo}(s)$	D(p.u)
28	13,8	1,1	0,828	6,21	3,436	6,04	5,48	1,10	2,0

Tabela 6.1 - Dados do gerador a ser simulado

Dados do sistema de excitação do gerador

Modelo 1 do IEEE [89].

K_A	K_E	K_F	$T_A(s)$	$T_E(s)$	$T_R(s)$	$T_F(s)$
400,0	1,0	0,03	0,02	0,46	0,005	1,0

$SE_{MAX}(p.u)$	$SE_{0.75MAX}(p.u)$	$EFD_{MAX}(p.u)$	$EFD_{MIN}(p.u)$
0,66	0,62	4,43	0,0

Tabela 6.2 - Dados do sistema de excitação do gerador

Dados do Regulador de Velocidade da Turbina.

Base: 100 MVA

Figura 3.29 do Capítulo III.

$1/R(p.u)$	$T_2(s)$	$T_3(s)$	$T_5(s)$	$G_{MAX}(p.u)$
0,158	1,25	0,50	0,10	1,0

Tabela 6.3 - Dados do regulador de velocidade.

Dados dos transformadores na base do equipamento.

	S(MVA)	TENSÕES(Kv)	X(p.u)
TF1	100,0	13,2/138	0,2747
TF2	33,0	13,2/138	0,079
TF3	5,0	2,4/13,2	0,068

Tabela 6.4 - Dados dos transformadores do sistema.

Os dados dos motores de indução estão no apêndice A; os dados da rede serão apresentados juntamente com os resultados do fluxo de carga base do caso a ser simulado.

6.3.3 Diagrama Unifilar Simplificado

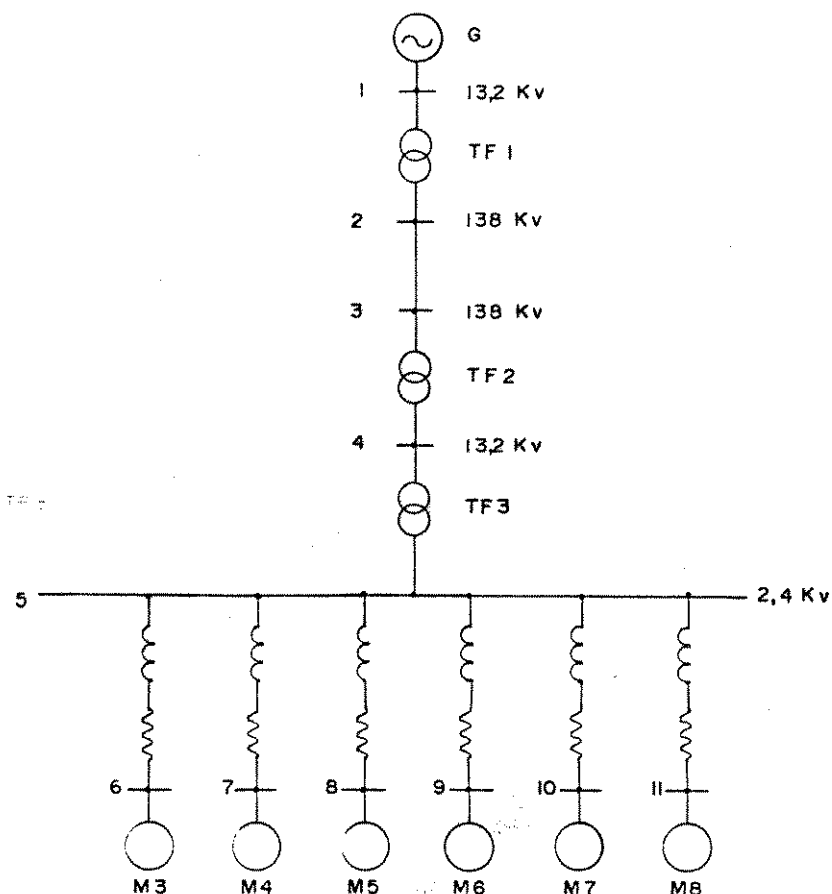


Figura 6.3 - Diagrama unifilar simplificado do sistema a ser simulado.

6.3.4 Partida de Motor com a Rede a Vazio

O primeiro caso consiste na partida da bomba de água acionada pelo motor M5, de 2500 HP. Neste caso o motor partindo é a única carga acionada pela turbina a gás.

A carga mecânica é modelada por:

$$T_m = 0,9[\omega_{mi}(5)]^2 ; \text{ em p.u na base do motor.}$$

O motor de indução é modelado com o modelo de primeira ordem, discutido no item 4.7.

Na simulação obtém-se, além da curva de aceleração do motor,

o perfil de frequência do sistema, bem como o perfil de tensão em todas as barras.

O objetivo principal da simulação desse caso é comparar os resultados obtidos com SHULTZ [5] para validar o programa.

6.3.4.1 Fluxo de Carga Base

Os dados de entrada para o fluxo de carga base, bem como a solução do caso base estão nas listagens 6.1 e 6.2 a seguir.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

TENSÃO ESP.				GERAÇÃO		CARGAS	
BAR	TIP	MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.027	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.000	27.470	0.000
2	2	3	1.830	7.370	0.905
3	3	4	0.000	23.900	0.000
4	4	5	0.000	136.000	0.000
5	5	6	1.000	5.000	0.000
6	5	7	1.000	5.000	0.000
7	5	8	1.000	5.000	0.000
8	5	9	1.000	5.000	0.000
9	5	10	1.000	5.000	0.000
10	5	11	1.000	5.000	0.000

Listagem 6.1

POTÊNCIA BASE : 100.0 MVA

ESTADO DO SISTEMA				INJEÇÕES LÍQUIDAS		
BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0270	-0.00	0.00	-0.96	0.96
2	0	1.0296	-0.00	-0.00	0.00	0.00
3	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
4	0	1.0299	-0.00	0.00	-0.00	0.00
5	0	1.0299	-0.00	-0.00	0.00	0.00
6	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
7	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
8	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
9	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
10	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00
11	0	1.0299	-0.00	0.00	0.00	0.00

Listagem 6.2

6.3.4.2 Resultados da Simulação

A curva rpm x tempo para o motor M5 está na figura 6.4, deslocada de 0,2s para a direita; em [5] não é apresentada essa curva mas ela pode ser comparada qualitativamente com Tan [29] onde o motor é de dupla gaiola e a carga mecânica é modelada como nessa simulação. Na curva apresentada, não se verificam as oscilações do rotor em torno da velocidade de regime e nem a aceleração mais lenta no início do processo, pois o modelo utilizado é o de primeira ordem onde os transitórios de estator e rotor são desprezados.

Na figura 6.5 observa-se que a tensão nos terminais do motor antes da partida é de aproximadamente 1,03 p.u. Quando o motor é ligado a tensão cai a 0,77 p.u e em aproximadamente 0,6 s vai para 0,84 p.u, crescendo à medida que o motor acelera, solicitando menos reativos da rede.

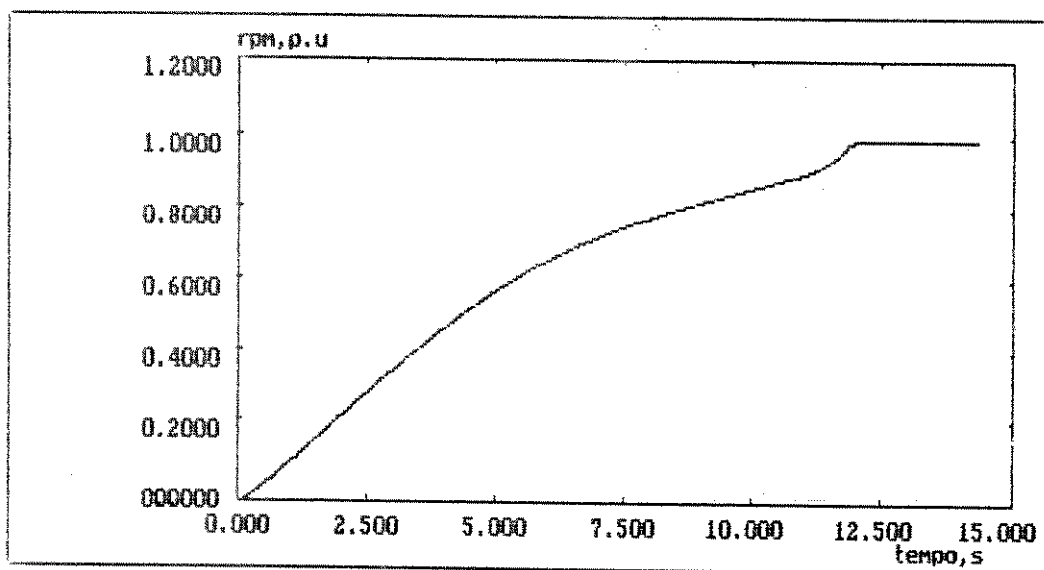


Figura 6.4 - Aceleração em carga, rpm x t, motor M5 (2500 HP)

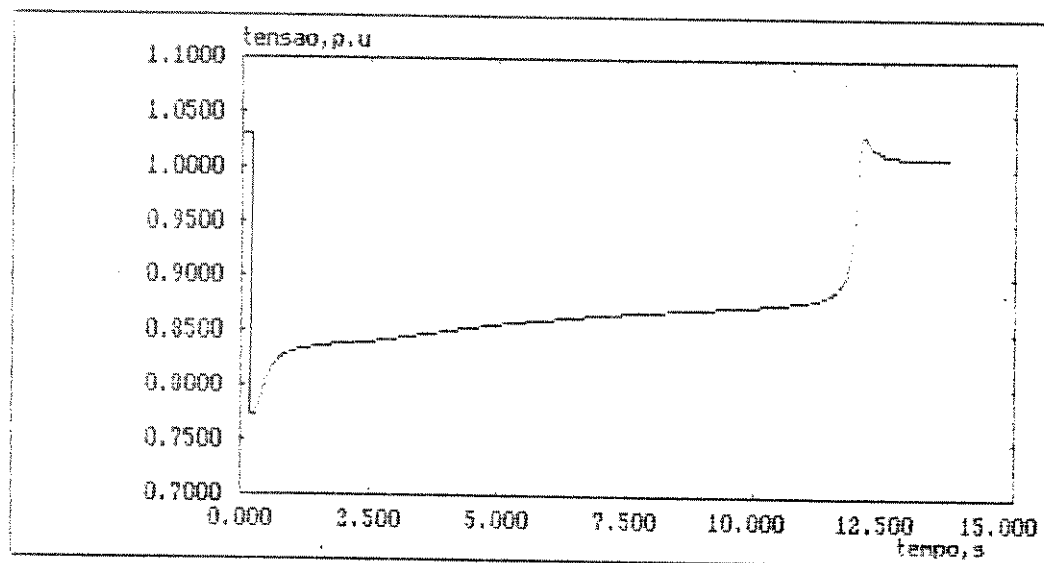


Figura 6.5 - Aceleração em carga, tensão x t, motor M5(2500 HP)- tensão na barra do motor M5 da figura 6.3

Na figura 6.6 tem-se o perfil de tensão na barra que alimenta os motores (barra 5 da figura 6.3) e na barra do gerador (barra 1 da figura 6.3).

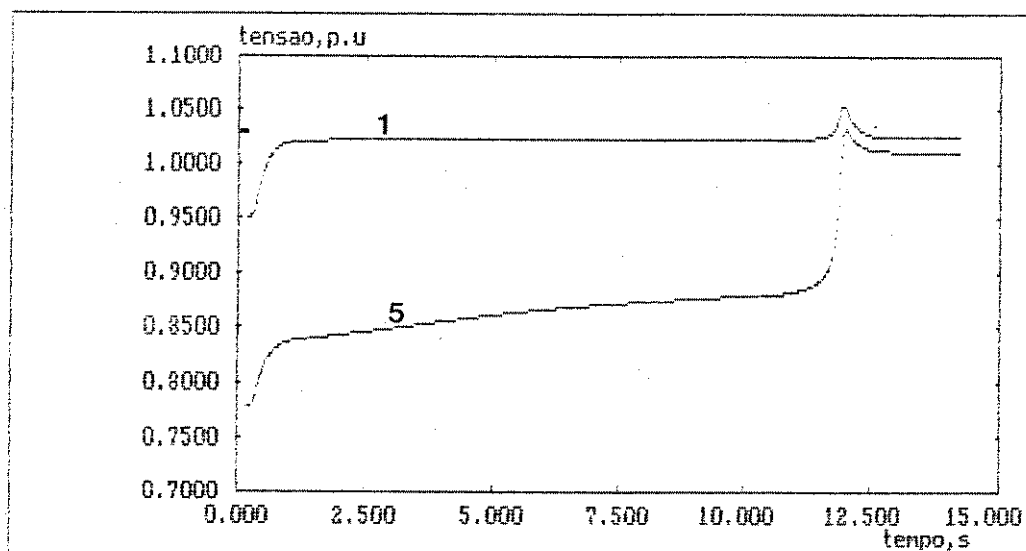


Figura 6.6 - Aceleração em carga, tensão ext, motor M5(2500HP)

1: Tensão na barra 1 da figura 6.3

5: Tensão na barra 5 da figura 6.3

Comparando-se o valor final da tensão na barra 5 com o resultado do fluxo de carga base rodado para o segundo caso (a seguir), observa-se que os valores são praticamente iguais, ou seja, o valor final obtido pela simulação dinâmica coincide com o obtido no estudo estático para a condição correspondente.

Observa-se na figura 6.7 o comportamento da tensão de campo do gerador durante a partida do motor.

O comportamento da tensão de campo não é apresentado em [5], mas pode ser comparado qualitativamente com [69].

Comparando-se a figura 6.6 com a 6.7 observa-se que quando a tensão terminal do gerador afunda, o regulador eleva a tensão de campo e quando a tensão terminal ultrapassa o valor de referência (1.027 p.u), o regulador reduz a tensão de campo para ajustar a tensão terminal ao valor de referência.

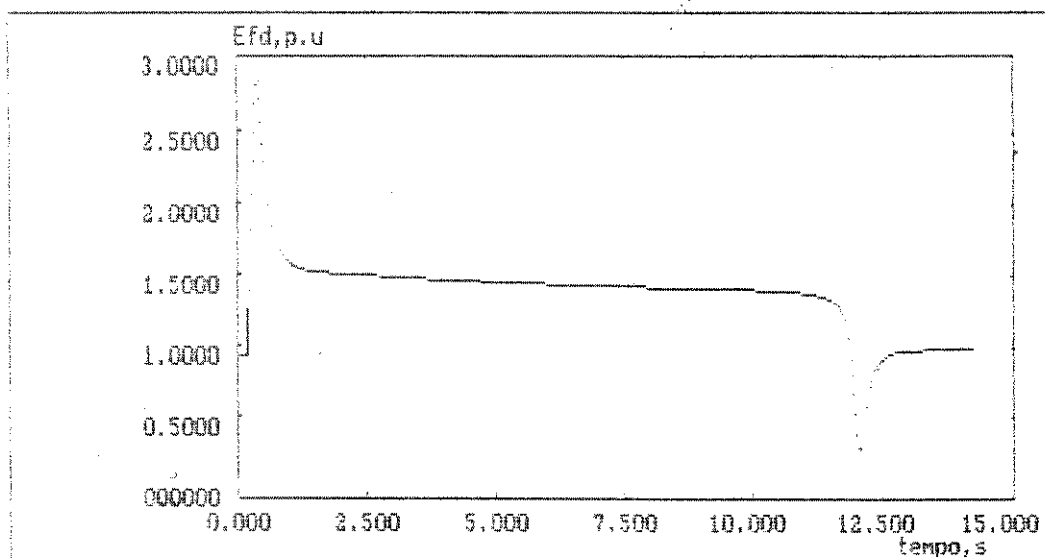


Figura 6.7 - Aceleração em carga, $E_{FD} \times t$, motor M5(2500HP)
tensão de campo do gerador.

Na figura 6.8 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a partida do motor M5.

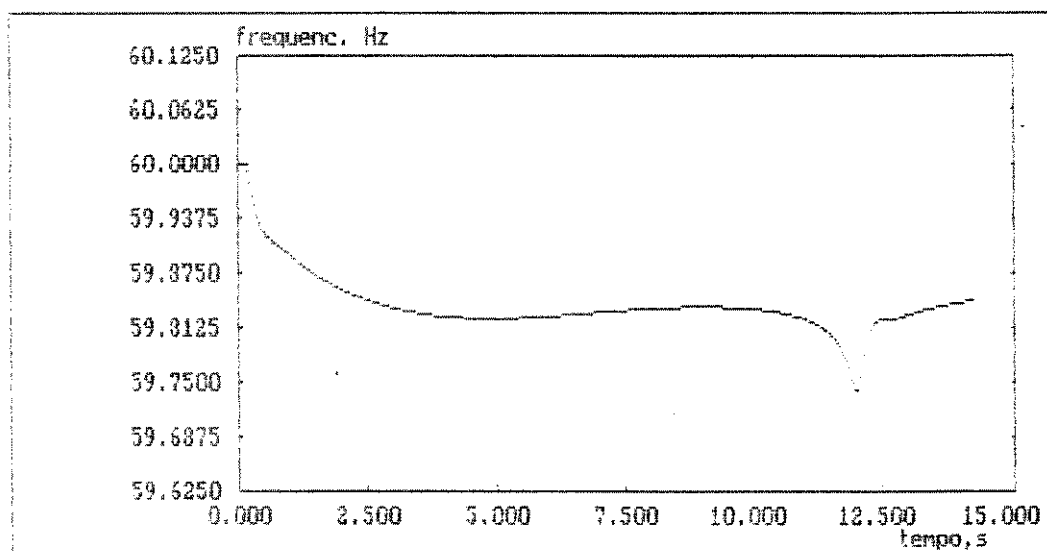


Figura 6.8 - Aceleração em carga, frequênciaxt, motor
M5(2500 HP)
Frequência do sistema

A curva obtida fica mais próxima dos registros de frequência feitos no campo [5] com o sistema real do que a curva simulada no mesmo artigo. A evolução da frequência do sistema é influenciada pela modelagem da carga mecânica; em [5] o autor nada fala do modelo adotado para a carga mecânica.

A figura 6.8 pode ser comparada qualitativamente com de MELLO [71] onde é simulada a partida de um motor de indução sobre um gerador acionado por turbina a gás.

6.3.5 Análise do Segundo Caso

O segundo caso consiste da partida do ventilador 1D (M3) com a bomba de água (M5) já em operação.

Na simulação obtém-se o perfil de frequência do sistema bem como o perfil de tensão em todas as barras. O objetivo principal desta simulação é demonstrar a possibilidade de determinar o perfil de velocidade dos motores que já estão em operação durante a partida de outro motor.

Como os ventiladores de caldeira são cargas de partida longa, adotou-se os seguintes artifícios para reduzir o tempo de simulação, sem comprometer as conclusões sobre o fenômeno a ser observado.

- A inércia do conjunto M3 foi reduzida de 10s para 6s.
- A carga mecânica de M3 foi modelada como $0,4[\omega_{mi}(3)]^2$ em p.u na base do motor.

A carga mecânica de M5, em operação, foi modelada como $[\omega_{mi}(5)]^2$ em p.u na base do motor.

6.3.5.1 Fluxo de Carga Base

Os dados de entrada para o fluxo de carga base, bem como a solução do caso base estão nas listagens 6.3 e 6.4 a seguir.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

		TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
BAR	TIP	MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.027	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.000	27.470	0.000
2	2	3	1.830	7.370	0.905
3	3	4	0.000	23.900	0.000
4	4	5	0.000	136.000	0.000
5	5	6	1.000	5.000	0.000
6	5	7	1.000	5.000	0.000
7	5	8	1.000	5.000	0.000
8	5	9	1.000	5.000	0.000
9	5	10	1.000	5.000	0.000
10	5	11	1.000	5.000	0.000

Listagem 6.3

POTÊNCIA BASE : 100.0 MVA

ESTADO DO SISTEMA				INJEÇÕES LÍQUIDAS		
BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0270	-0.00	1.87	0.02	1.87
2	0	1.0270	-0.28	-0.00	0.00	0.00
3	0	1.0263	-0.35	-0.00	-0.00	0.00
4	0	1.0240	-0.59	-0.00	0.00	0.00
5	0	1.0116	-1.99	-0.00	-0.00	0.00
6	0	1.0116	-1.99	-0.00	0.00	0.00
7	0	1.0116	-1.99	-0.00	0.00	0.00
8	0	1.0110	-2.04	-1.87	-0.90	2.07
9	0	1.0116	-1.99	-0.00	0.00	0.00
10	0	1.0166	-1.99	-0.00	0.00	0.00
11	0	1.0166	-0.00	0.00	0.00	0.00

Listagem 6.4

6.3.5.2. Resultados da Simulação

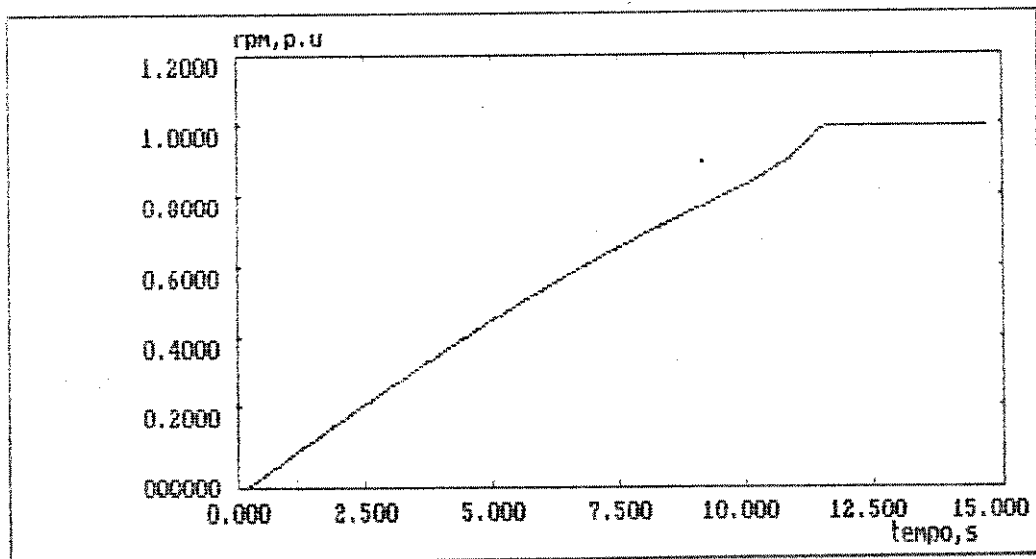


Figura 6.9 - Aceleração em carga, rpm x t, motor M3 (900HP)

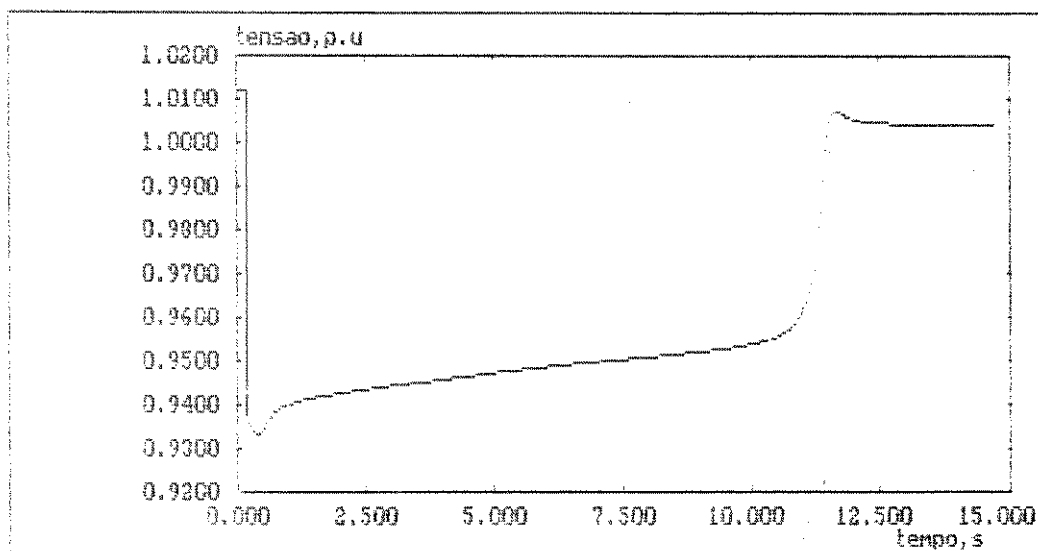


Figura 6.10 - Aceleração em carga, tensãoxt, motor M3(900HP)
tensão na barra 5 da figura 6.3.

Na figura 6.11 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a partida do motor M3.

Comparando-se o perfil de frequência obtido no primeiro caso (figura 6.8) com o presente, observa-se que as excursões de frequência são menores, refletindo a menor solicitação de potência mecânica da turbina.

Observa-se, na figura 6.12, o comportamento da tensão de campo do gerador durante a partida do motor M3.

Comparando-se o comportamento da tensão de campo durante a partida do motor de 2.500 HP com o de 900 HP, observa-se que as excursões de EFD são menores, no segundo caso, refletindo a menor solicitação transitória de reativos.

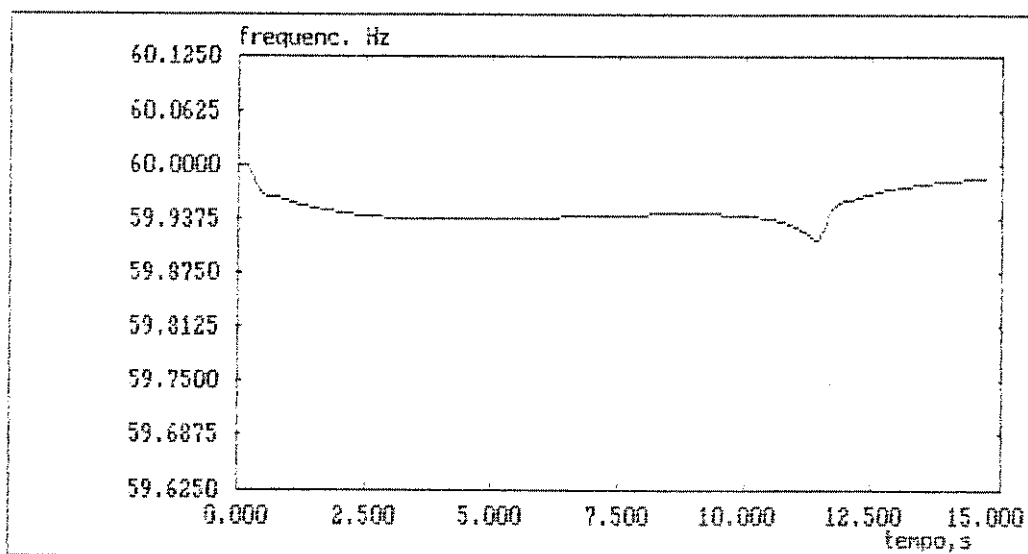


Figura 6.11 - Aceleração em carga, freqüência $\times$ t, motor M3 (900 HP)- frequência do sistema.

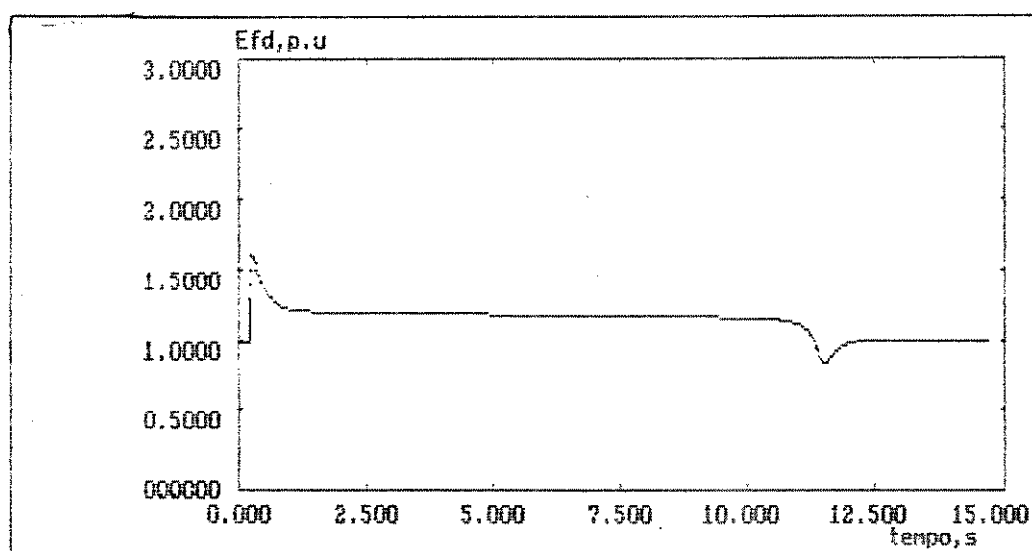


Figura 6.12 - Aceleração em carga, $E_{fd} \times t$, motor M3 (900 HP) tensão de campo do gerador.

Na figura 6.13 tem-se a evolução da velocidade do motor da bomba de água (M5) durante a partida do motor M3.

Como a queda de tensão durante a partida é muito pequena, a perda de velocidade do motor de 2.500 HP foi desprezível e fica claro que as oscilações de velocidade do motor praticamente acompanham a frequência do sistema, conforme pode ser visto da comparação da figura 6.13 com a 6.11.

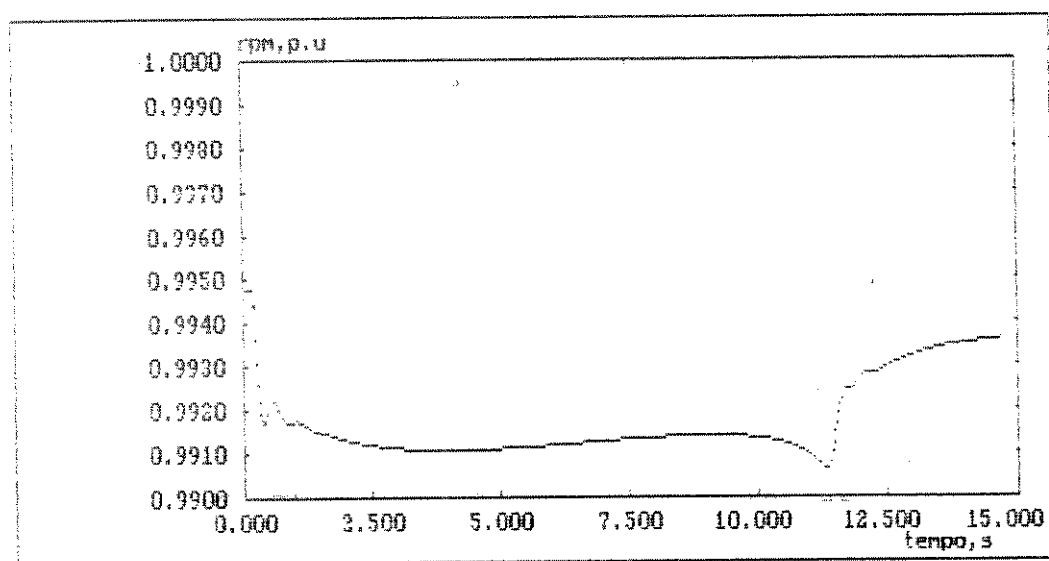


Figura 6.13 - Aceleração em carga, rpmxt, motor M3 (900 HP) evolução da velocidade do motor M5 durante a partida de M3.

6.3.6. Influência dos Parâmetros do Gerador e dos Motores nas Simulações

O objetivo deste item é demonstrar a influência da inércia do gerador e do tipo de motor de indução utilizado, no comportamento dinâmico do sistema.

Inicialmente tem-se o motor M4, de 600 HP, operando no

sistema. Parte-se o motor M5, de 2.500 HP, e observa-se os efeitos da partida em M4, usando-se diferentes valores para a inércia do turbogerador.

Em outro teste, ao invés de M5, parte-se M2, de 2.250 HP, gaiola simples, observando-se o efeito da partida sobre o comportamento de M4 em operação.

6.3.6.1 Fluxo de Carga Base

Os dados de entrada para o fluxo de carga base, bem como a solução correspondente, estão nas listagens 6.5 e 6.6 a seguir.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

		TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
BAR	TIP	MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.027	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.4476	0.2204
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.000	27.470	0.000
2	2	3	1.830	7.370	0.905
3	3	4	0.000	23.900	0.000
4	4	5	0.000	136.000	0.000
5	5	6	1.000	5.000	0.000
6	5	7	1.000	5.000	0.000
7	5	8	1.000	5.000	0.000
8	5	9	1.000	5.000	0.000
9	5	10	1.000	5.000	0.000
10	5	11	1.000	5.000	0.000

Listagem 6.5

POTÊNCIA BASE : 100.0 MVA

ESTADO DO SISTEMA				INJEÇÕES LÍQUIDAS		
BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0270	-0.00	0.45	-0.73	0.86
2	0	1.0290	-0.07	0.00	0.00	0.00
3	0	1.0291	-0.09	-0.00	-0.00	0.00
4	0	1.0285	-0.14	-0.00	0.00	0.00
5	0	1.0256	-0.48	-0.00	-0.00	0.00
6	0	1.0256	-0.48	-0.00	0.00	0.00
7	0	1.0254	-0.49	-0.45	-0.22	0.50
8	0	1.0256	-0.48	-0.00	0.00	0.00
9	0	1.0256	-0.48	-0.00	0.00	0.00
10	0	1.0256	-0.48	-0.00	0.00	0.00
11	0	1.0256	-0.48	-0.00	0.00	0.00

Listagem 6.6

6.3.6.2. Constante de Inércia do Turbogenerador

Na figura 6.14 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a partida do motor M5, de 2.500 HP, para diferentes valores de inércia do turbogenerador.

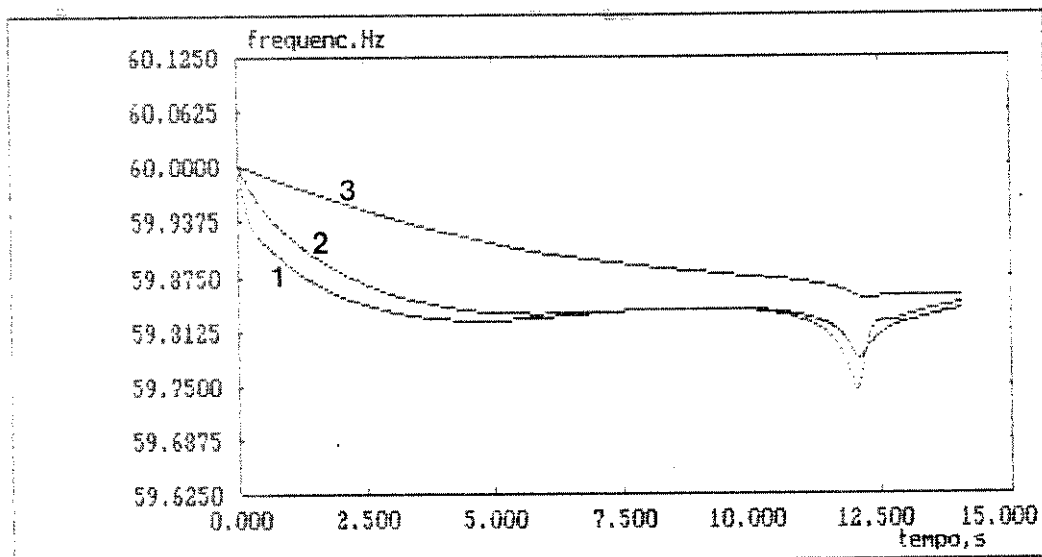


Figura 6.14 - Aceleração em carga, frequência, motor M5 (2500 HP)

1: H = 1,1s 2: H = 3,6s 3: H = 21,1s

Influência da constante de inércia do gerador

Observa-se que a constante de inércia do turbogerador influencia na velocidade de resposta do sistema, entretanto, todas as curvas tendem para o mesmo valor de regime, como é esperado.

O novo valor de regime da frequência pode ser calculado por [73, 74]:

$$\Delta f\% = \frac{-\Delta P\%}{D + 1/R} \quad (6.1)$$

Substituindo-se os valores envolvidos na simulação, tem-se:

$$\Delta f\% = \frac{-1,865\%}{0,56 + 1/0,158} \implies \Delta f\% = -0,27\%$$

$$f(\text{regime}) \cong 59,84 \text{ Hz.}$$

O valor calculado da frequência é aproximadamente o valor para o qual converge a simulação.

Na figura 6.15 tem-se, superpostas, as curvas que mostram a evolução da velocidade do motor M4, de 600 HP, que está em operação durante a partida do motor M5, de 2.500 HP, para duas diferentes constantes de inércia do turbogerador.

A perda de velocidade dos motores em operação é motivada pela queda de tensão e frequência do sistema. No sistema simulado, a perda de velocidade experimentada por M4 é desprezível do ponto de vista prático.

Com baixa inércia do turbogerador observa-se que o motor praticamente reproduz a evolução da frequência da turbina; como pode ser constatado comparando-se a figura 6.15 com a 6.14

Fazendo-se $H = 21,1s$ a frequência varia lentamente e a evolução da velocidade do motor M4 em operação reproduz razoavelmente a evolução da tensão durante a partida, como pode ser visto comparando-se a figura 6.15 com a 6.6.

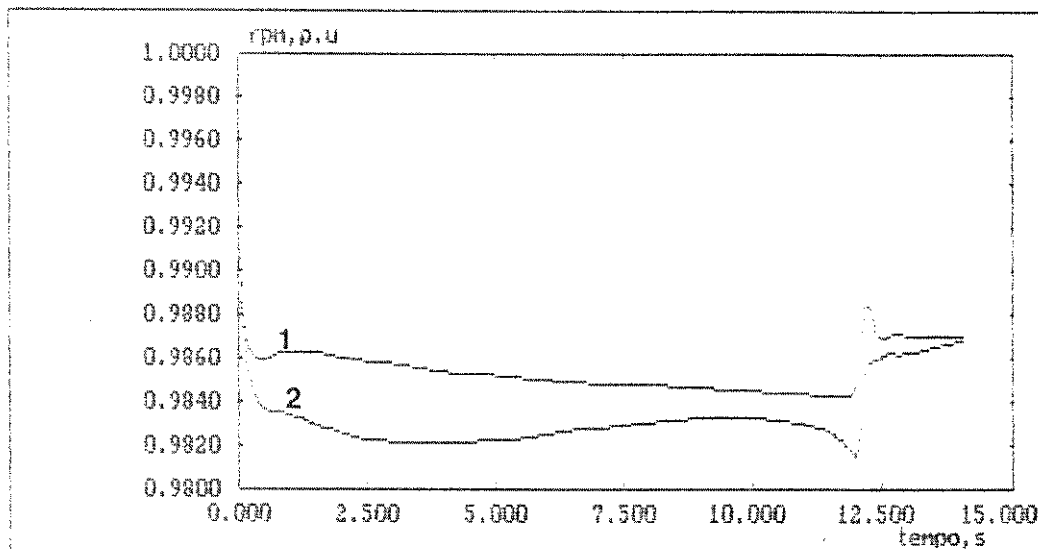


Figura 6.15 - Aceleração em carga, rpmxt, M5 (2500 HP) evolução da velocidade do motor M4 durante a partida de M3.

1: $H = 21,1s$

2: $H = 1,1s$

Influência da constante de inércia do gerador

6.3.6.3. Gaiola Dupla X Gaiola Simples

Na primeira simulação com o motor M4, de 600 HP operando, parte-se o motor M5, de 2.500 HP, que é de dupla gaiola e plota-se a evolução da velocidade de M4.

Na segunda simulação com o motor M4, operando, parte-se o motor M2, de 2.250 HP, de gaiola simples, com inércia igual à de M5 e plota-se a evolução da velocidade de M4. Na figura 6.16 tem-se superpostas as duas curvas.

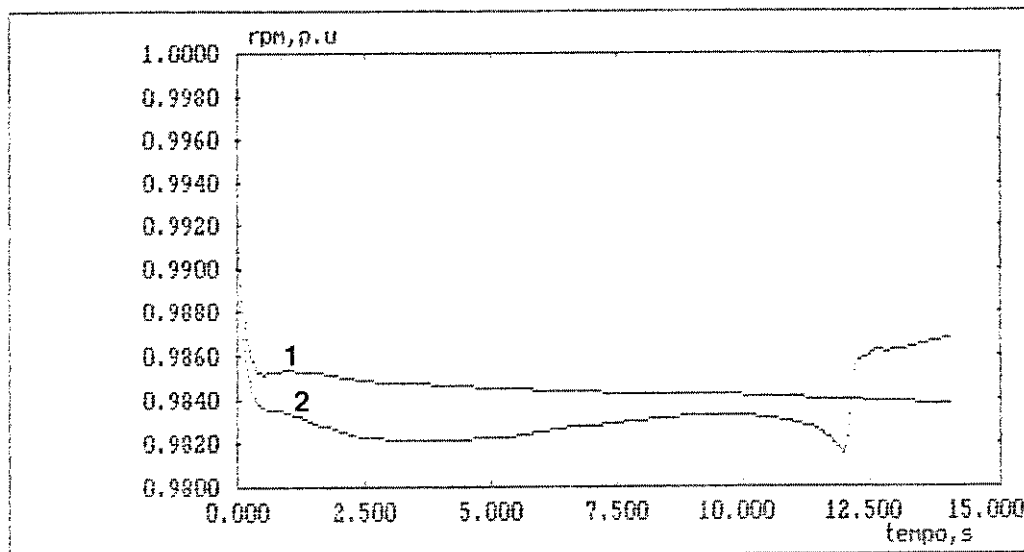


Figura 6.16 - 1: evolução da velocidade de M4 (600HP) durante a aceleração de M2 (2250HP), galola simples.
2: Evolução da velocidade de M4 (600HP) durante a aceleração de M5 (2500 HP), dupla gaiola

Em 14s de simulação observa-se na figura 6.16 que M4 não atingiu novo ponto de operação devido ao fato de que M2 não conseguiu entrar em regime; a simulação poderia ser estendida mas para o objetivo em questão isso não é necessário.

Ao contrário de M2, M5 apesar de ser de maior potência (2.500 x 2.250 HP) conseguiu acelerar em menos de 12s e, conseqüentemente, em 14s M4 já está bem próximo do novo ponto de operação.

Através dessas simulações fica evidente a melhor performance do rotor de dupla gaiola sobre o rotor de gaiola simples durante a aceleração.

Os motores de gaiola dupla apresentam torque de partida elevado com correntes relativamente baixas [72]; essas características foram determinantes para a aceleração bem sucedida do motor M5 que inclusive tem 250 HP a mais que o M2 que, apesar de ser de menor potência (2.250 x 2.500 HP), não conseguiu acelerar.

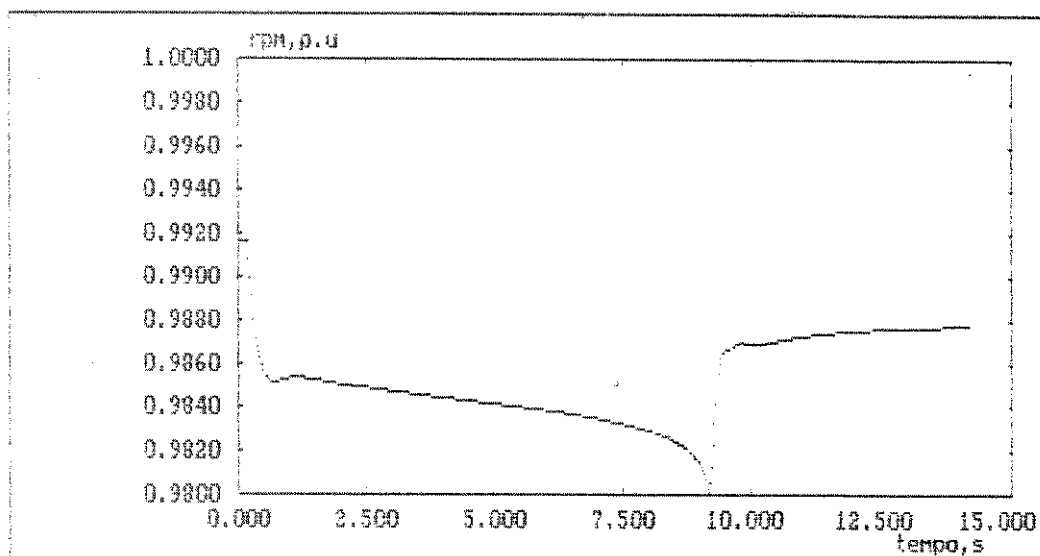


Figura 6.17 - Evolução da velocidade de M4 (600 HP) durante a aceleração de M2 (2250 HP), gaiola simples, com inércia reduzida.

A figura 6.17 mostra a evolução da velocidade do motor M4 que estava em operação durante a partida do motor M2. Neste teste a inércia de M2 foi reduzida de 3,5 para 1,3s para assegurar a partida em menos de 15s.

Apesar da corrente elevada na partida e do menor torque, comparado com o de dupla gaiola, M2 acelerou com sucesso em aproximadamente 9s com a inércia reduzida.

6.4. INFLUÊNCIA DE UM CURTO CIRCUITO SOBRE MOTORES EM OPERAÇÃO

O sistema a ser estudado é o representado no diagrama unifilar da figura 6.18 e descrito no item 6.3.1.

Com todos os motores em operação (M3 a M8) é aplicado um curto circuito trifásico na barra 5 com uma chave de aterramento. O

curto circuito e removido sem alterar a estrutura da rede, após 5,10 ou 15 ciclos.

Os motores são representados pelo modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz, discutido no item 4.6.2.

Nas simulações procura-se demonstrar a influência do tempo de eliminação do curto, da carga mecânica acionada e do carregamento, na resposta dinâmica dos motores de indução.

Nos curto-circuitos simulados admite-se sempre que os motores permanecem conectados ao barramento durante o curto circuito. Isso pode ser conseguido na prática se o motor for chaveado por disjuntores ou por contatores que tem a bobina alimentada por uma fonte de tensão independente da rede; se o contator que chavela os motores abrir durante o curto e voltar a fechar o resultado da simulação pode mudar radicalmente [59].

O diagrama unifilar simplificado da figura 6.18 mostra a chave de aterramento utilizada para a simulação do curto-circuito na rede.

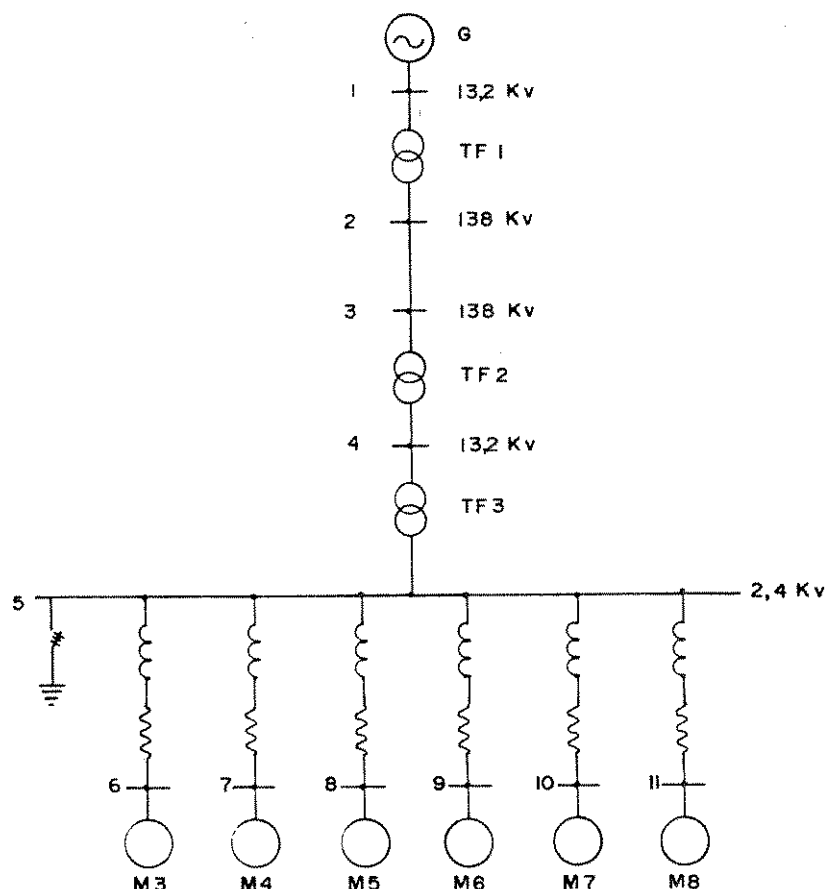


Figura 6.18 - Diagrama unifilar simplificado do sistema a ser simulado indicando o ponto de defeito.

6.4.1 Fluxo de Carga Base

Os motores em operação (M3 a M8) aparecem como cargas, supondo-se que estejam operando a plena carga.

O fluxo de carga base fornece as injeções líquidas em cada uma das barras além do estado do sistema.

Nas listagens 6.7 e 6.8 a seguir tem-se os dados de entrada e o resultado do fluxo de carga base.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

		TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
BAR	TIP	MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.027	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.6714	0.3677
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.4476	0.2204
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	1.8650	0.8890
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.1865	0.1144
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.3357	0.1911
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0746	0.0437

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.000	27.470	0.000
2	2	3	1.830	7.370	0.905
3	3	4	0.000	23.900	0.000
4	4	5	0.000	136.000	0.000
5	5	6	1.000	5.000	0.000
6	5	7	1.000	5.000	0.000
7	5	8	1.000	5.000	0.000
8	5	9	1.000	5.000	0.000
9	5	10	1.000	5.000	0.000
10	5	11	1.000	5.000	0.000

Listagem 6.7

POTÊNCIA BASE : 100.0 MVA

BARRA	TIPO	ESTADO DO SISTEMA		INJEÇÕES LÍQUIDAS		
		TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0270	-0.00	3.58	1.19	3.78
2	0	1.0239	-0.54	-0.00	-0.00	0.00
3	0	1.0220	-0.66	0.00	0.00	0.00
4	0	1.0172	-1.14	-0.00	0.00	0.00
5	0	0.9909	-3.91	0.00	0.00	0.00
6	0	0.9907	-3.92	-0.67	-0.37	0.77
7	0	0.9907	-3.92	-0.45	-0.22	0.50
8	0	0.9903	-3.96	-1.87	-0.89	2.07
9	0	0.9908	-3.91	-0.19	-0.11	0.22
10	0	0.9908	-3.92	-0.34	-0.19	0.39
11	0	0.9909	-3.91	-0.07	-0.04	0.09

Listagem 6.8

6.4.2 Resultados da Simulação de Curto Circuito

PRIMEIRO CASO:

- Tempo de eliminação do curto: 5 ciclos
- Modelagem da carga mecânica: $T_m = [\omega m]^2$ (p.u na base do motor)

O tempo de eliminação do curto em 5 ciclos é típico de proteção de 1ª. zona (relés instantâneos) sendo 2 ciclos para a atuação do relé e 3 ciclos para a abertura do respectivo disjuntor.

A hipótese de considerar todos os motores operando a plena carga é bastante severa, visto que normalmente todos os motores operam com determinada folga de potência.

Na figura 6.19 tem-se a evolução da velocidade de todos os motores durante e após a eliminação do curto-circuito. Observa-se que M3, M4 e M5 se comportaram de forma bastante parecida e experimentaram perda de velocidade inferior a 2% devido principalmente à alta inércia. Os motores M6, M7 e M8 experimentaram perda de velocidade entre 4% e 5%; esses motores tem inércia reduzida comparado ao primeiro grupo.

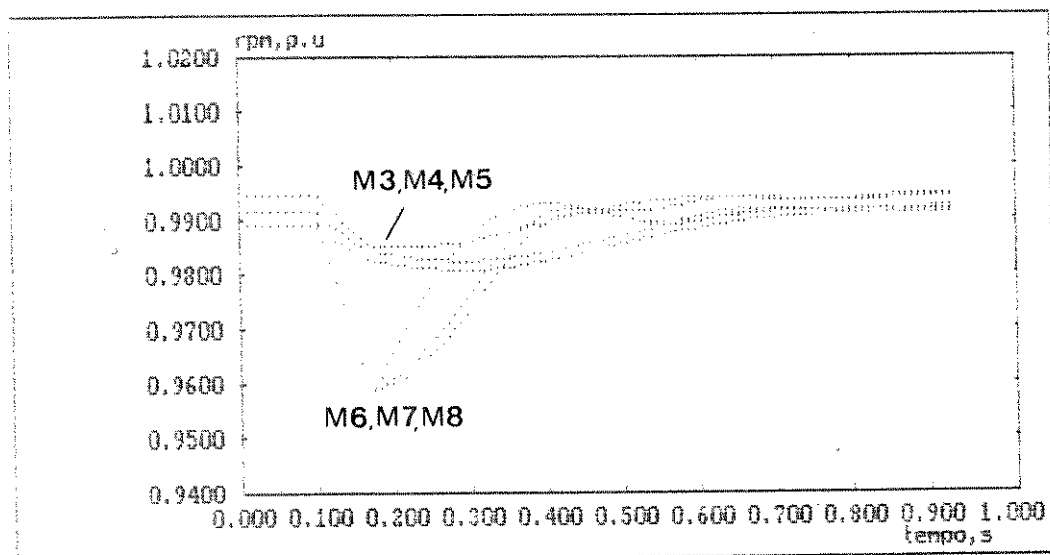


Figura 6.19 - Curto circuito na barra 5, rpmxt, motores em operação-primeiro caso.

Observa-se na figura 6.19 que todos os motores reaceleraram com sucesso após a eliminação do defeito.

O curto circuito foi aplicado em $t = 0,1s$ e removido cinco ciclos depois.

A figura 6.20 mostra o perfil de tensão na barra 5 de onde partem os alimentadores dos motores.

Durante o curto circuito a tensão vai a zero; após a eliminação do curto, a tensão volta em aproximadamente 75% e se recupera para o valor anterior ao curto em aproximadamente 0,6s devido à ação do regulador de tensão e ao alívio de carga reativa, ocasionado pela aceleração dos motores.

Na figura 6.21 tem-se a tensão na barra 1 durante e após o curto-circuito.

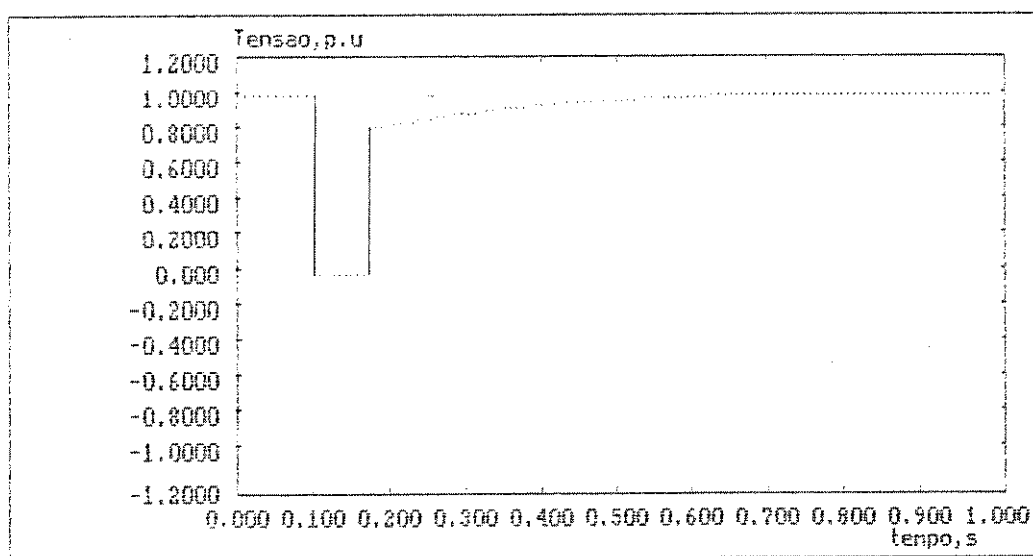


Figura 6.20 - Curto circuito na barra 5, tensão x t, primeiro caso-perfil de tensão na barra 5.

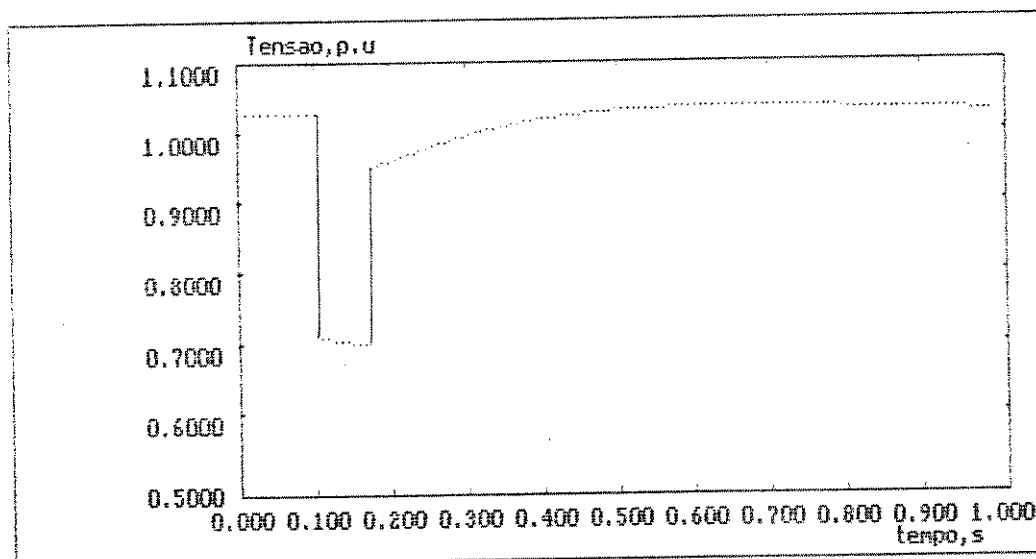


Figura 6.21 - Curto circuito na barra 5, tensão x t, primeiro caso-perfil de tensão na barra 1.

Os efeitos do curto circuito aparecem bastante atenuados na barra terminal do gerador devido à grande impedância imposta pelos transformadores e pela linha de transmissão; enquanto a tensão na barra 1 atinge um mínimo de aproximadamente 71%, a tensão na barra 5 vai a zero durante o curto.

SEGUNDO CASO:

- Tempo de eliminação do curto: 10 ciclos
- Modelagem da carga mecânica: $T_m = [\omega m i]^2$ (p.u na base do motor)

Na figura 6.22 observa-se que se o curto permanecer durante 10 ciclos, o motor M6 não conseguirá reacelerar; todos os demais motores reaceleraram com sucesso.

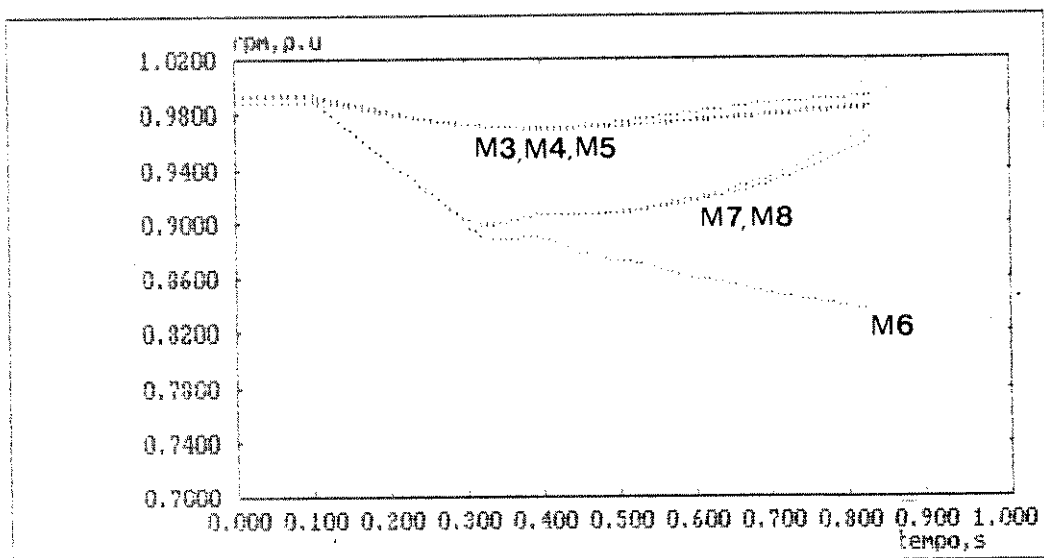


Figura 6.22 - Curto circuito na barra 5, rpmxt, motores em operação-segundo caso.

Adiante será mostrado que o motor M6 reacelera com sucesso se operar com carga reduzida.

Se a recuperação da tensão pós-falta é rápida, o motor M6

também pode reacelerar com sucesso. A tensão de teto da excitatriz ("ceiling voltage") é limitada pelo nível de isolamento da mesma e nos reguladores de tensão existe um limitador de modo a impedir que a tensão de teto ultrapasse o valor especificado.

Numa situação hipotética, aumentando-se o EFDMAX de 4,43 p.u para 24,43 p.u (valor absurdo) observa-se na figura 6.23 que M6 reacelera com sucesso numa taxa mais lenta que os demais motores.

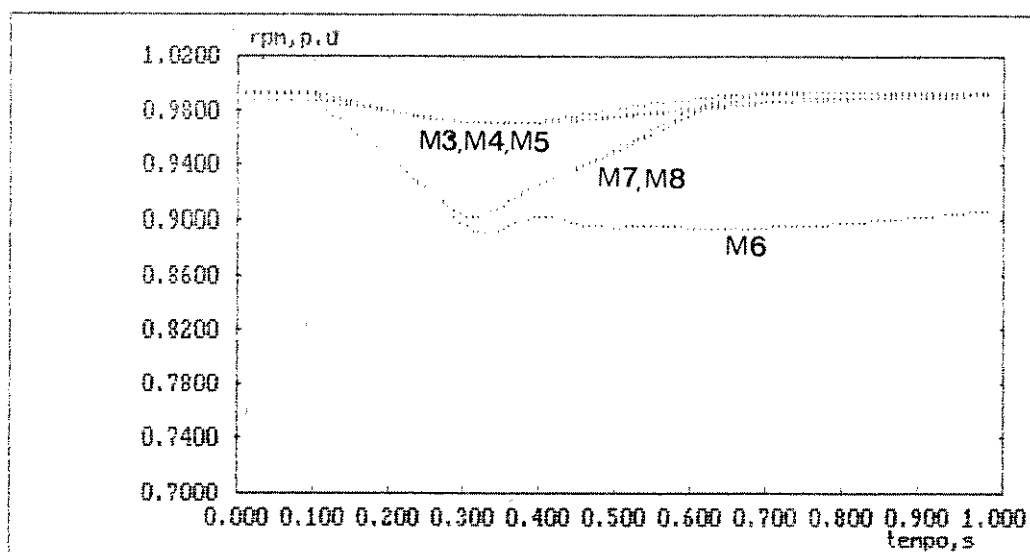


Figura 6.23 - Curto circuito na barra 5, rpmxt, motores em operação-segundo caso.

Na figura 6.24 tem-se a evolução da tensão de campo do gerador durante e após o curto circuito.

Observa-se que durante o curto circuito a tensão de campo cresce praticamente de forma linear devido ao erro sustentado de tensão atuando sobre o regulador; após a eliminação do defeito o sistema evolui para condições próximas das iniciais.

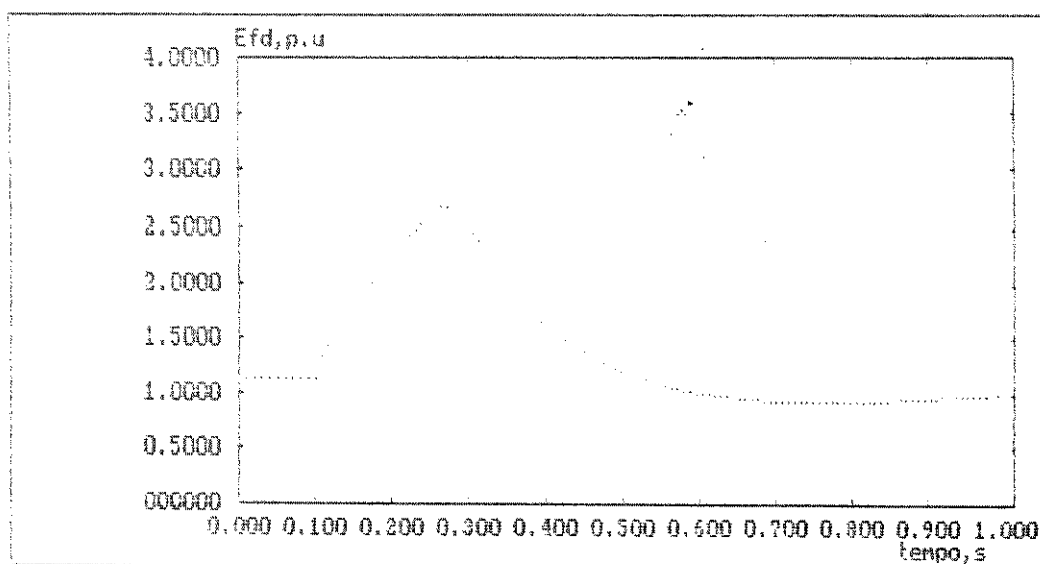


Figura 6.24 - Curto circuito na barra 5, E_{FD} x t-segundo caso.

TERCEIRO CASO:

- Tempo de eliminação do curto: 10 ciclos
- Modelagem da carga mecânica: $T_m = 1,0$ p.u (na base do motor)

O objetivo desta simulação é demonstrar a influência do tipo de carga mecânica acionada sobre a dinâmica do processo.

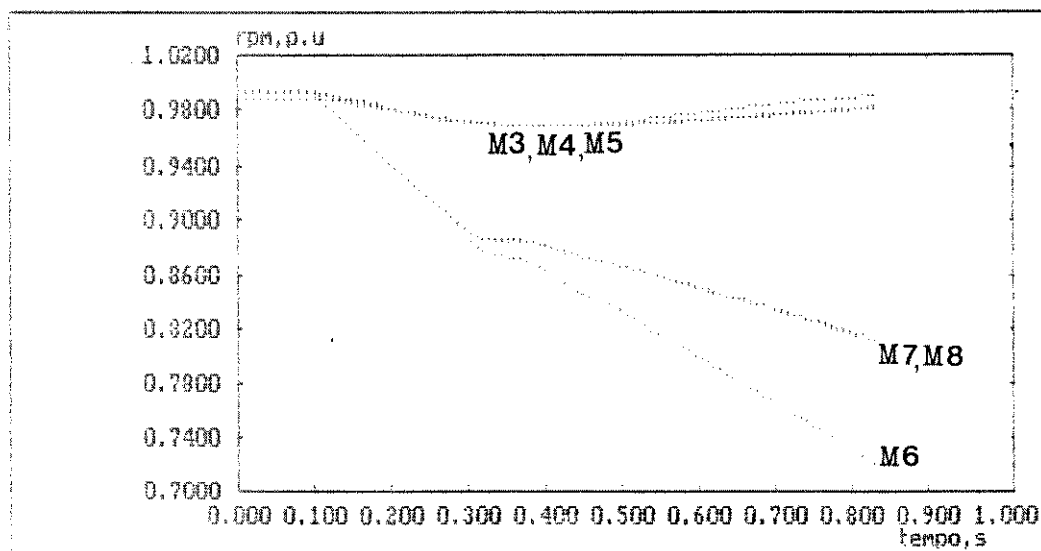


Figura 6.25 - Curto circuito na barra 5, rpmxt, motores em operação-terceiro caso.

Observa-se na figura 6.25 que M6, M7 e M8 não conseguiram reacelerar, ao contrário do caso anterior, onde M7 e M8 reaceleraram com sucesso. Devido à modelagem da carga com torque constante, observa-se na figura anterior que a desaceleração experimentada pelos motores é linear.

A figura 6.26 mostra a evolução da tensão na barra 5 durante e após o curto-circuito. Para ficar mais fácil de observar o comportamento da tensão, a escala foi alterada para suprimir o zero que corresponde ao período em que o curto é imposto à rede.

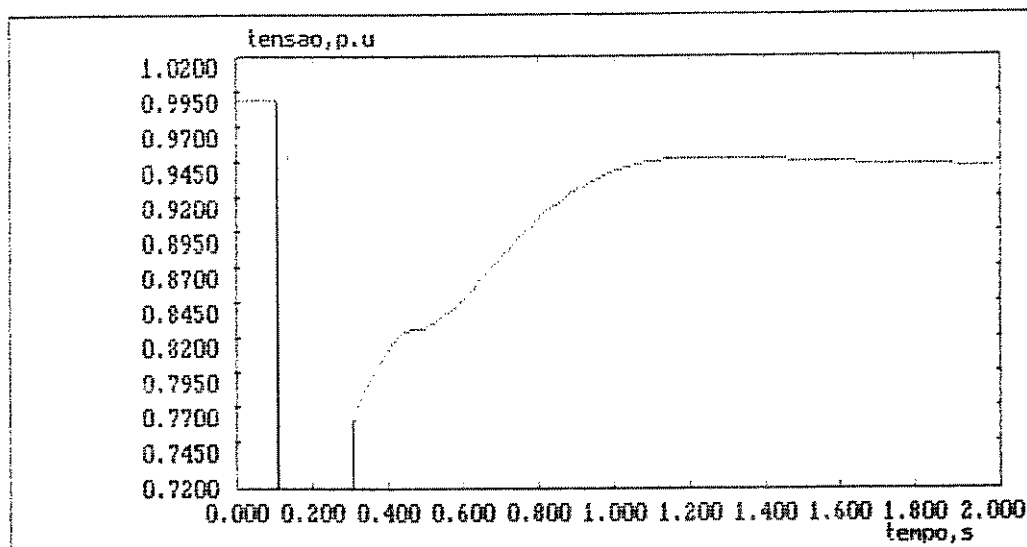


Figura 6.26 - Curto circuito na barra 5, tensãoxt, terceiro caso-perfil de tensão na barra 5.

A simulação foi prolongada até aproximadamente 2,0s para que fique perceptível sobre a tensão o fato de M6, M7 e M8 não terem obtido sucesso na reaceleração. À medida que a perda de velocidade de M6, M7 e M8 se acentua; a tensão afunda mais. Num caso real, os motores que não reaceleraram com sucesso são desligados da rede pelo sistema de proteção.

QUARTO CASO:

- Tempo de eliminação do curto: 15 ciclos
- Modelagem da carga mecânica: $T_m = 0,80 \cdot [\omega_{mi}]^2$

O objetivo desta simulação é demonstrar o efeito do carregamento dos motores na dinâmica do processo.

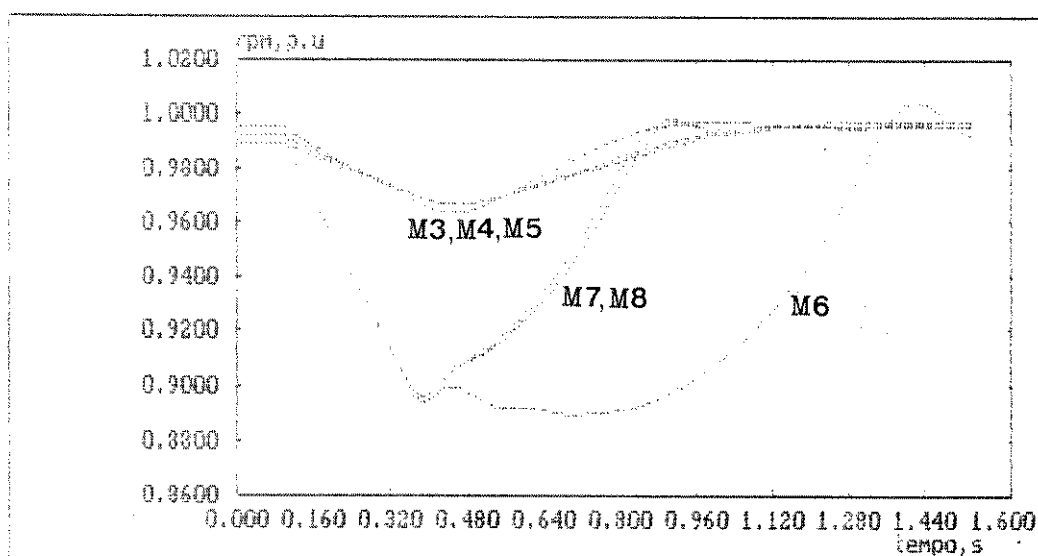


Figura 6.27 - Quarto caso

Curto circuito na barra 5, rpmxt, motores em operação.

Observa-se na figura 6.27 que todos os motores reaceleram com sucesso após a eliminação do defeito. No segundo caso, onde os motores foram representados a plena carga, M4 não reacelera. No caso atual, onde o tempo de permanência do curto é 50% maior, mas os motores estão com 80% de carga, a reaceleração foi bem sucedida para todos os motores.

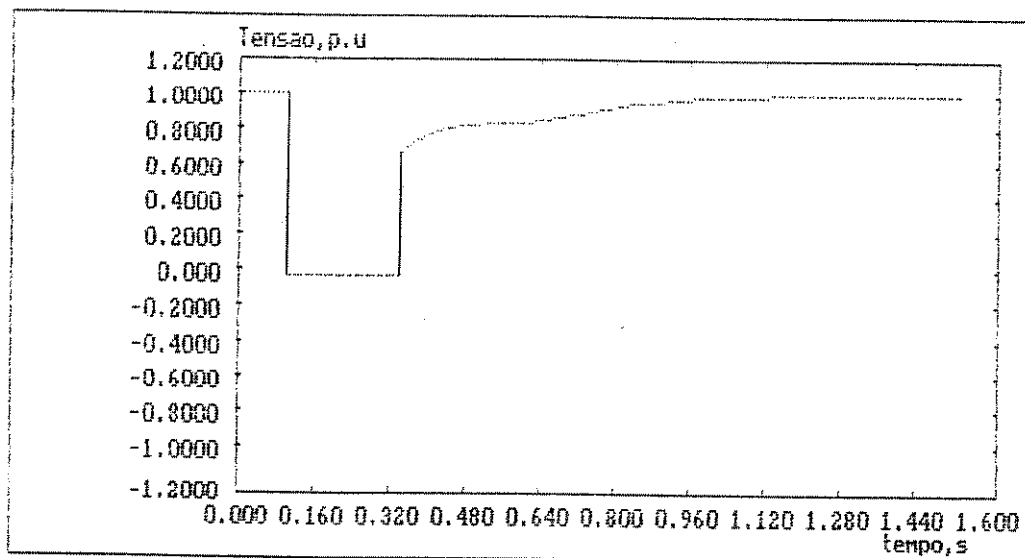


Figura 6.28 - Quarto caso

Curto circuito na barra 5, tensãoxt
perfil de tensão na barra 5.

Na figura 6.28 tem-se a evolução da tensão na barra 5 durante e após o curto-circuito. Comparando-se a figura 6.27 com 6.28, fica evidente a relação entre a reaceleração de MB e a recuperação da tensão.

Na figura 6.29 tem-se a evolução da tensão de campo do gerador durante e após o curto-circuito.

Comparando-se a figura anterior com a 6.29 observa-se que quanto maior o tempo de permanência do curto circuito, maior é a tensão que o regulador aplica ao campo do gerador; esse valor é limitado pela tensão de teto ("ceiling voltage") que é um dos parâmetros do sistema de excitação.

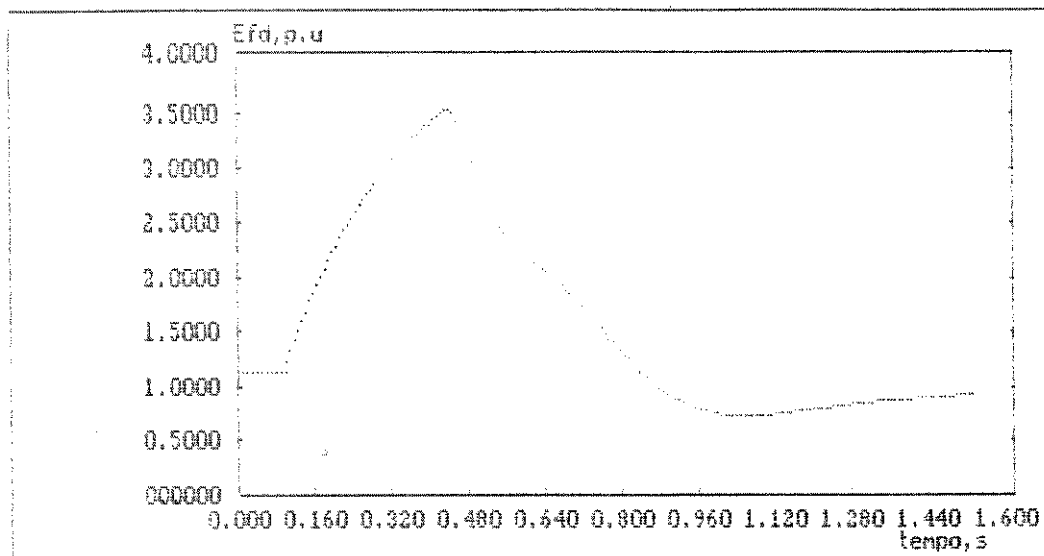


Figura 6.29 - Quarto caso

Curto circuito na barra 5, E_{fd} x t
perfil da tensão de campo

6.5. CONCLUSÕES

O regulador de velocidade generalizado apresentado e testado no capítulo III foi incorporado ao programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II; o regulador de tensão utilizado nestes testes é o mesmo do capítulo II, ou seja, MODELO I do IEEE.

O algoritmo proposto por SHULTZ [5] foi bastante melhorado objetivando reduzir o custo computacional das simulações e analisar uma gama mais ampla de problemas. A solução das simulações com mais de um passo de integração simultaneamente representa uma sensível melhoria na técnica numérica de solução.

As curvas apresentadas em [5] foram reproduzidas nas simulações servindo como validação do programa. Curvas adicionais, sem referência para comparação, foram obtidas através de testes usuais para fins de análise qualitativa complementar.

As simulações de partida de motor e de curto circuito na rede representam situações usuais na operação de um sistema e são de grande importância na análise de sistemas elétricos industriais.

No próximo capítulo será incluído no programa um regulador de tensão mais complexo e um modelo de turbina mais detalhado. Com essas modificações serão feitas algumas simulações na rede elétrica interligada do *POLO NORDESTE DA BACIA DE CAMPOS*.

C A P Í T U L O V I I

ALGUMAS SIMULAÇÕES COM O SISTEMA ELÉTRICO EQUIVALENCIADO
DO POLO NORDESTE DA BACIA DE CAMPOS

7.1. INTRODUÇÃO

O Polo Nordeste da Bacia de Campos [115] é constituído pelos campos de PARGO, VERMELHO e CARAPEBA e está localizado a aproximadamente 10 milhas a nordeste do campo de Garoupa em águas cuja profundidade varia de 80 a 105 m.

No campo de PARGO existem duas plataformas (PPG-1A e PPG-1B) que na verdade são complementares e estão separadas por uma pequena distância constituindo a plataforma central. Em Carapeba existem duas plataformas satélites (PCP-1 e PCP-2) e em Vermelho, três, (PVM-1, PVM-2 e PVM-3). Na figura 7.1 tem-se a representação geográfica simplificada da localização das plataformas mencionadas. A interligação, entre as plataformas e a costa, mostrada na figura 7.1, é através de oleoduto. O óleo e o gás produzido nas plataformas satélites é enviado, através de oleoduto, para a plataforma de PARGO, de PARGO para GAROUPA e de GAROUPA para a costa.

A energia elétrica utilizada, em operação normal, no Polo Nordeste é gerada em PARGO e distribuída às demais plataformas através de cabos submarinos, em 13,8 Kv, perfazendo uma rede de aproximadamente 80 km. Nas demais plataformas a única geração de energia elétrica disponível é a de emergência, capaz de manter em operação as cargas necessárias à sustentação da vida humana e as responsáveis pela segurança da plataforma como por exemplo as bombas de captação de água para a rede de incêndio e as que mantêm pressurizado o anel de água de incêndio da plataforma. Em condições normais os geradores de emergência permanecem parados.

Neste capítulo serão feitas algumas simulações com a rede elétrica equivalenciada utilizada nos estudos de estabilidade do Polo Nordeste, destacando-se:

- partida de motores;
- curto-circuitos;
- perda de geração.

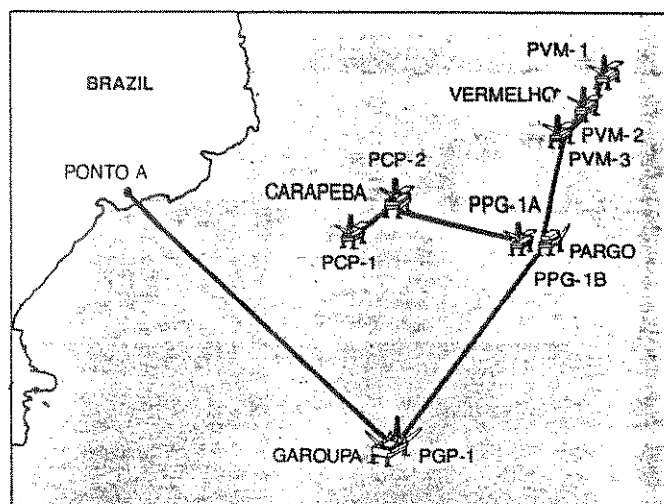


Figura 7.1 - Polo Nordeste da Bacia de Campos

Os geradores síncronos serão modelados com o modelo III discutido no capítulo II, o sistema de excitação utilizado é o sistema estático com "compoundagem" discutido no item 3.5, a turbina-regulador de velocidade é representada com o modelo fornecido pelo fabricante e discutido no item 3.11. Os motores de indução são representados com modelos discutidos no capítulo IV.

7.2. DESCRIÇÃO DO SISTEMA

7.2.1. Sistema Básico

Como as simulações são feitas no sistema equivalenciado, foge ao escopo deste trabalho uma descrição pormenorizada do sistema elétrico do Polo Nordeste. Na figura 7.2 tem-se um diagrama unifilar simplificado do sistema.

7.2.2. Sistema Equivalenciado

Na figura 7.3 tem-se o diagrama unifilar simplificado do sistema equivalenciado básico utilizado nas simulações deste capítulo e obtido de BBC [105]; neste equivalente TEQ-1 representa o nível 480V do polo e TP-A/B representam o 4,16 Kv de Pargo onde estão conectados os motores maiores que 200 Kw.

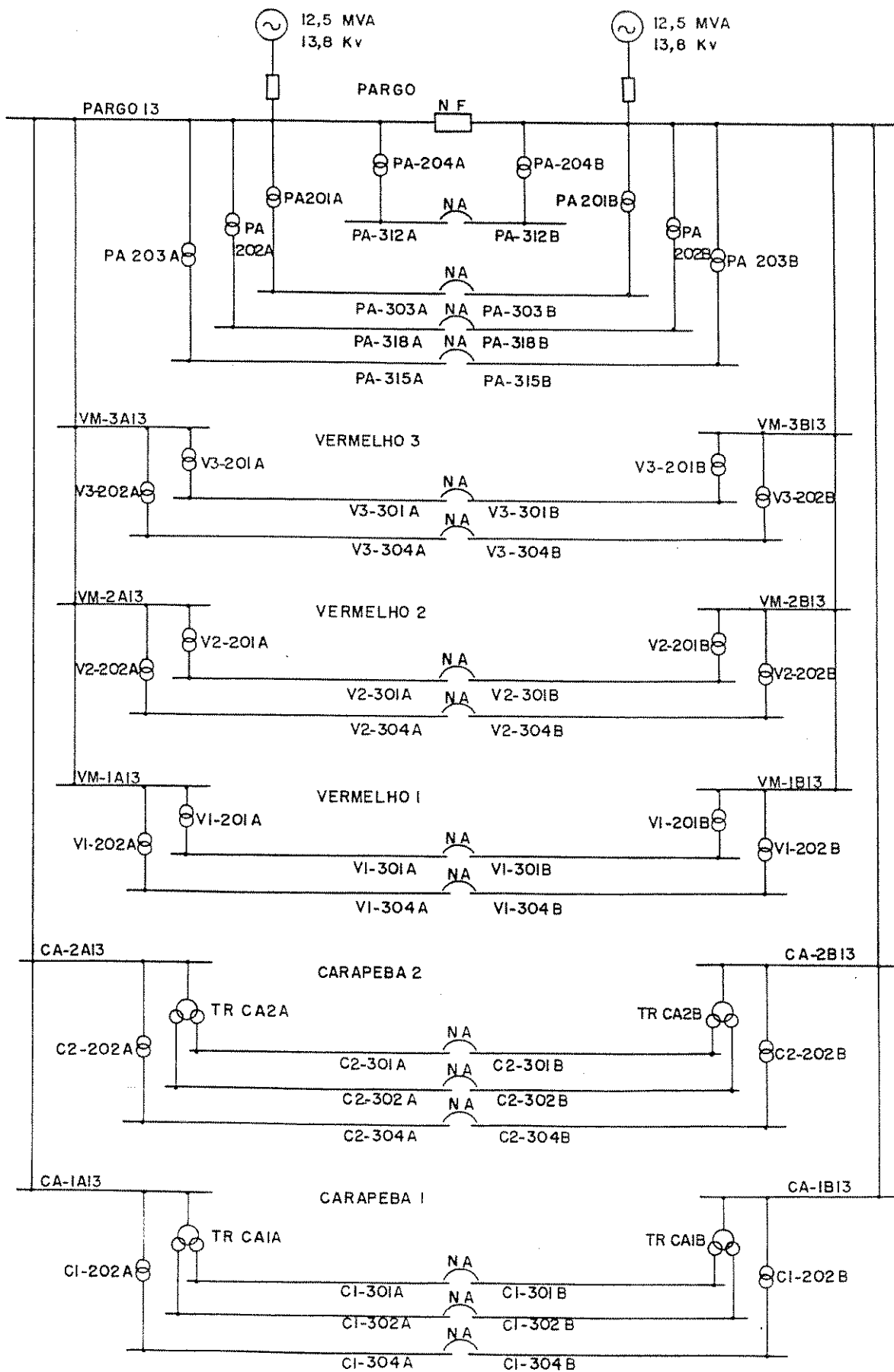


Figura 7.2 - Diagrama unifilar simplificado do sistema elétrico do Polo Nordeste da Bacia de Campos.

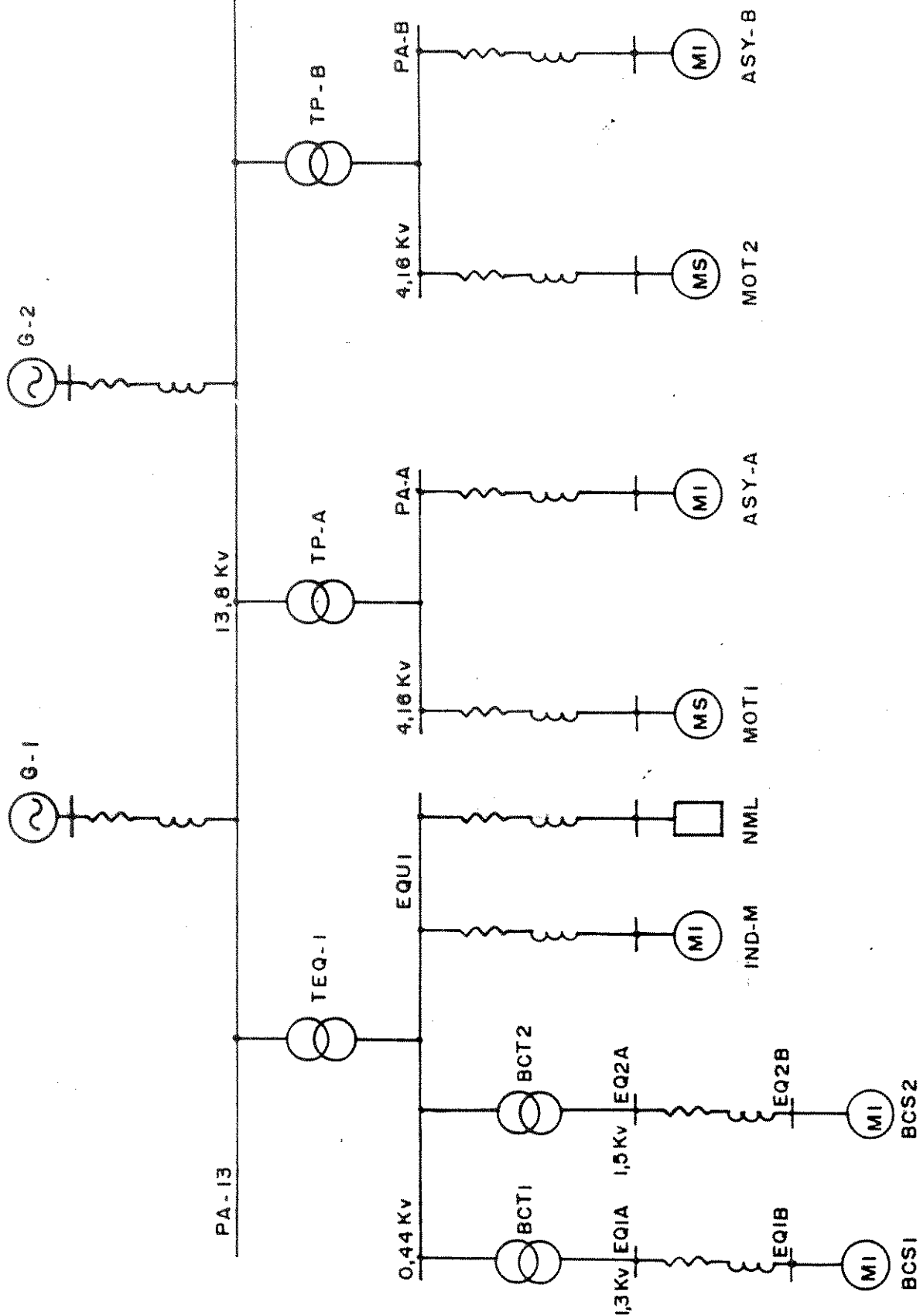


Figura 7.3 - Diagrama unifilar simplificado do sistema equivalenciado do Polo Nordeste.

7.2.3. Parâmetros do Sistema

Potência base: 10 MVA

Motores de indução

Os dados dos motores de indução estão no apêndice A.

Geradores Síncronos

S (MVA)	Vn (kv)	H (s)	X'd (p.u)	Xd (p.u)	X'q (p.u)	Xq (p.u)	T'do (s)	T'qo (s)
12,5	13,8	2,0	0,1656	1,2712	0,2328	0,7440	3,915	0,042

Tabela 7.1 - Dados dos geradores síncronos

Sistema de excitação dos geradores

Modelo da figura 3.18, capítulo III.

K ₁	K ₂	T ₁ (s)	T ₂ (s)	T ₃ (s)	T ₄ (s)	T ₅ (s)
40	0,02	0,10	0,02	1,5	7,5	0,03

Tabela 7.2 - Dados do sistema de excitação

Turbina-regulador de velocidade

Modelo da figura 3.48, capítulo III.

H (s)	T ₁ (s)	T ₂ (s)	T ₃ (s)	T ₄ (s)	TA (s)	TB1 (s)	TB2 (s)	R (p.u)	GMAX (p.u)	GMIN (p.u)	D (p.u)
2,0	1,7	3,2	0,10	0,15	0,50	0,65	0,15	0,04	0,88	-200	0

Tabela 7.3 - Dados da turbina-regulador de velocidade.

7.3. PARTIDA DE UM GRANDE MOTOR ASSÍNCRONO, HIPOTÉTICO, NO SISTEMA A VAZIO

7.3.1. Descrição do Caso

É a situação hipotética de um turbogerador, a vazio, partindo o motor M9, do apêndice A, de 5000HP.

Na figura 7.4 tem-se o diagrama unifilar simplificado que ilustra o caso.

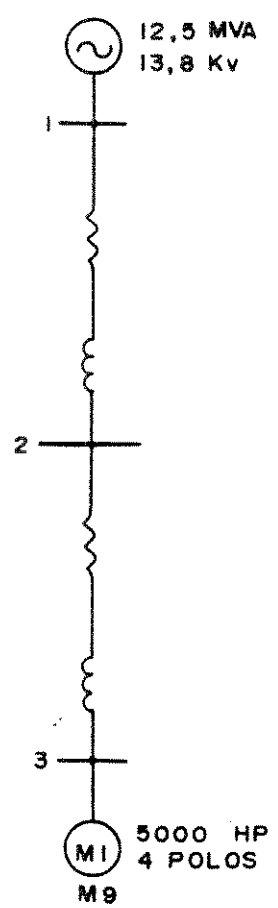


Figura 7.4 - Diagrama unifilar simplificado do sistema motor de indução - turbogerador.

7.3.2. Fluxo de Carga Base

Nas listagens 7.1 e 7.2, a seguir, tem-se os dados da rede bem como os resultados do fluxo de carga base utilizados.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

BAR	TIP	TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
		MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.010	0.020	0.000
2	2	3	0.010	0.020	0.000

Listagem 7.1

POTÊNCIA BASE : 10.0 MVA

BARRA	TIPO	ESTADO DO SISTEMA		INJEÇÕES LÍQUIDAS		
		TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.000	0.00	0.00	0.00	0.00
2	0	1.000	0.00	0.00	0.00	0.00
3	0	1.000	0.00	0.00	0.00	0.00

Listagem 7.2

7.3.3. Resultados da Simulação

A curva rpmxtempo para o motor M9 está na figura 7.5, deslocada 0,1s para a direita.

O motor é de gaiola simples e a carga mecânica é modelada como $0,70 \cdot (\omega_{mi[9]})^2$; foi adotado para o motor o modelo de terceira ordem em termos de fluxos, discutido no item 4.6.1. A velocidade do motor acompanha a evolução da frequência do sistema conforme pode ser observado na figura 7.5 e comparando-se a figura 7.5 com a 7.6.

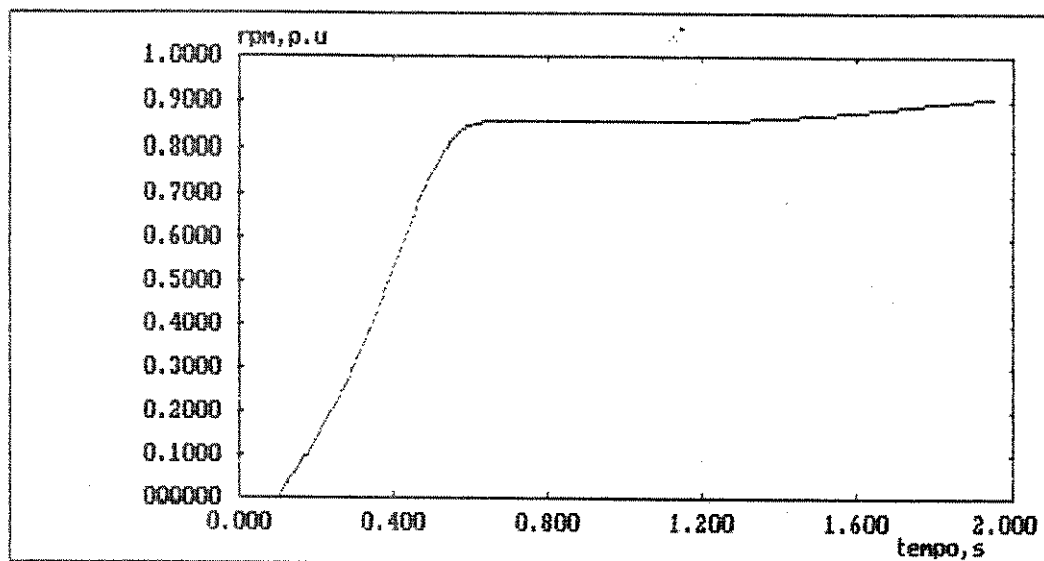


Figura 7.5 - Aceleração em carga, rpmxt, motor M9 (5000HP)

Na figura 7.6 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a partida do motor M9.

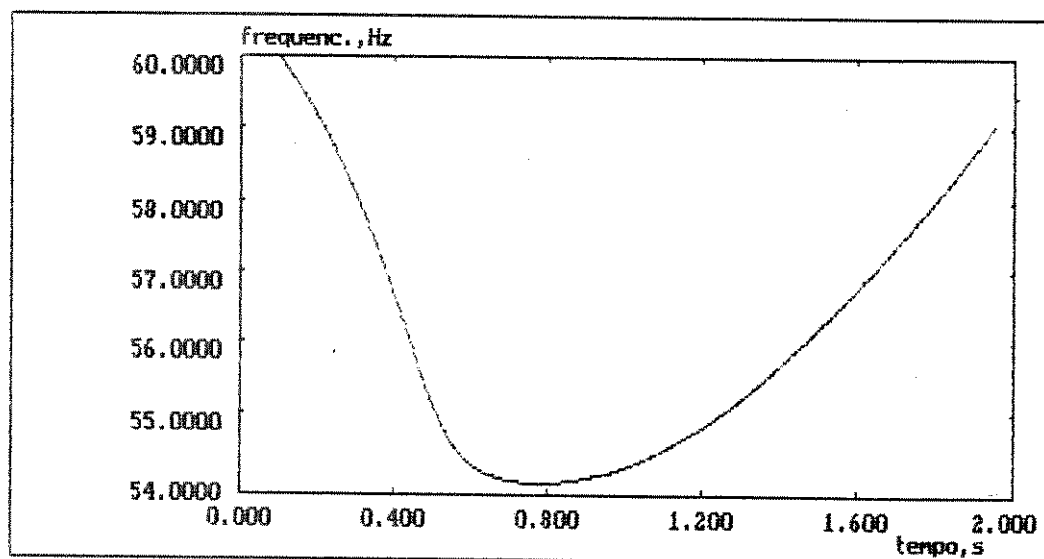


Figura 7.6 - Aceleração em carga, freqüenciast, motor M9 (5000HP)-frequência do sistema.

Como o motor é de grande porte comparado à turbina, com o agravante de que a turbina é de baixa inércia, a queda de frequência máxima é de aproximadamente 10%, o que representa uma perturbação apreciável para o sistema.

Na figura 7.7 tem-se o perfil de tensão na barra 1 durante a partida do motor M9.

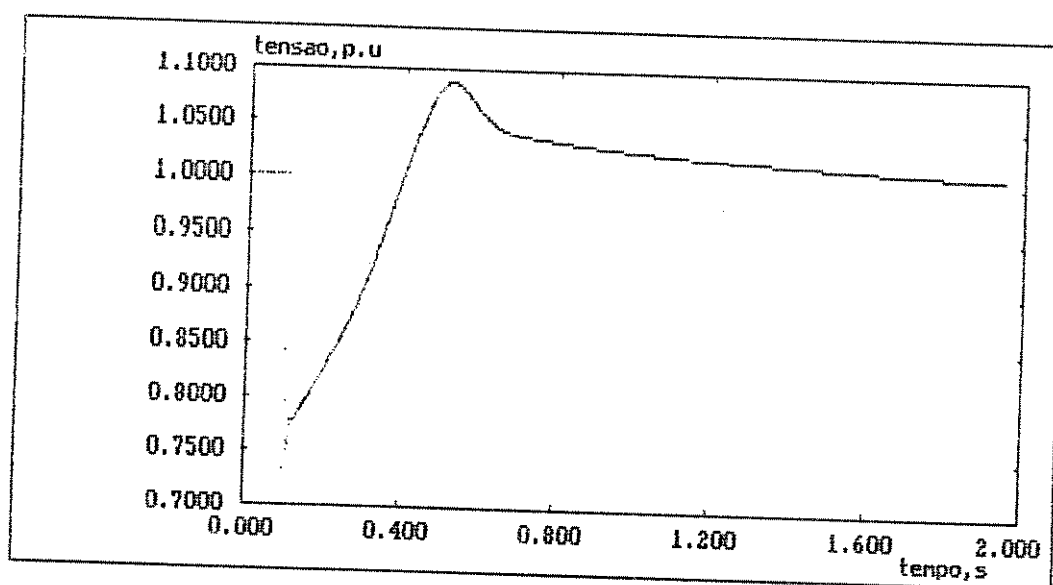


Figura 7.7 - Aceleração em carga, tensão x t, motor M9 (5000 HP)

Quando o motor é ligado a tensão cai a aproximadamente 0,74 p.u e em aproximadamente 0,3s vai para 1,0 p.u devido à ação do A.V.R com "compoundagem".

Na figura 7.8 tem-se a evolução da tensão de campo do gerador durante a partida de M9.

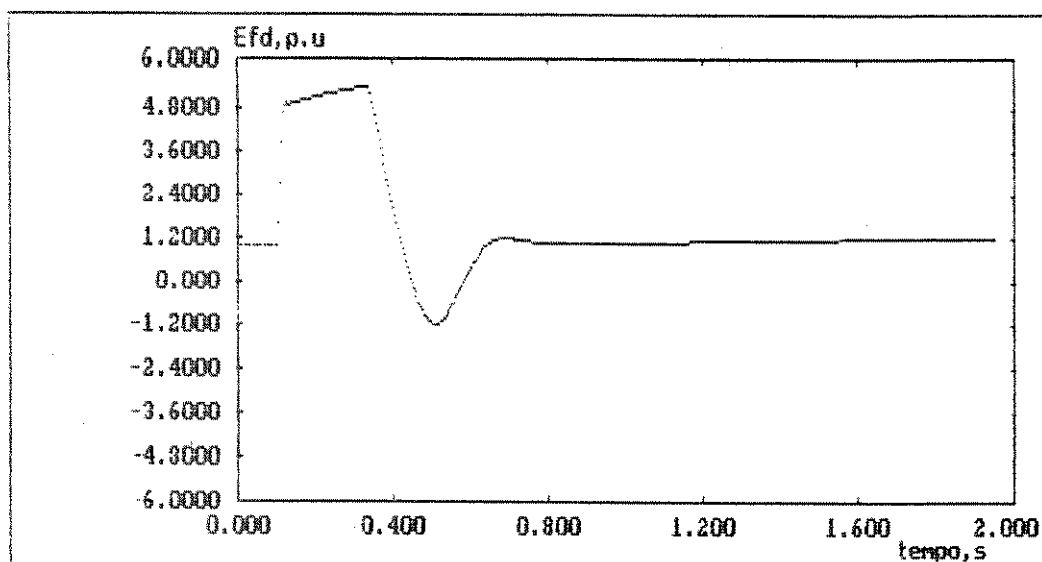


Figura 7.8 - Aceleração em carga, E_{fdxt} , motor M9(5000HP) tensão de campo do gerador.

Comparando-se a figura 7.8 com a 7.7 observa-se que quando a tensão terminal do gerador afunda, o regulador eleva a tensão de campo para o "ceiling voltage" quase instantaneamente e quando a tensão terminal do gerador ultrapassa o valor de referência, o regulador reduz a tensão de campo para ajustar a tensão terminal ao valor de referência.

Se o turbogerador estivesse equipado com um sistema de excitação convencional com excitatriz rotativa e regulador de tensão modelado com o tipo I do IEEE, discutido no item 3.5, o perfil de tensão durante a aceleração do motor seria o mostrado na figura 7.9.

Observa-se na figura 7.9 que a recuperação da tensão é lenta, ao contrário da figura 7.7 onde o turbogerador é equipado com sistema de excitação estática com "compoundagem". Geralmente os perfis de tensão apresentados na literatura [14] se assemelham à figura 7.9 e não à figura 7.7.

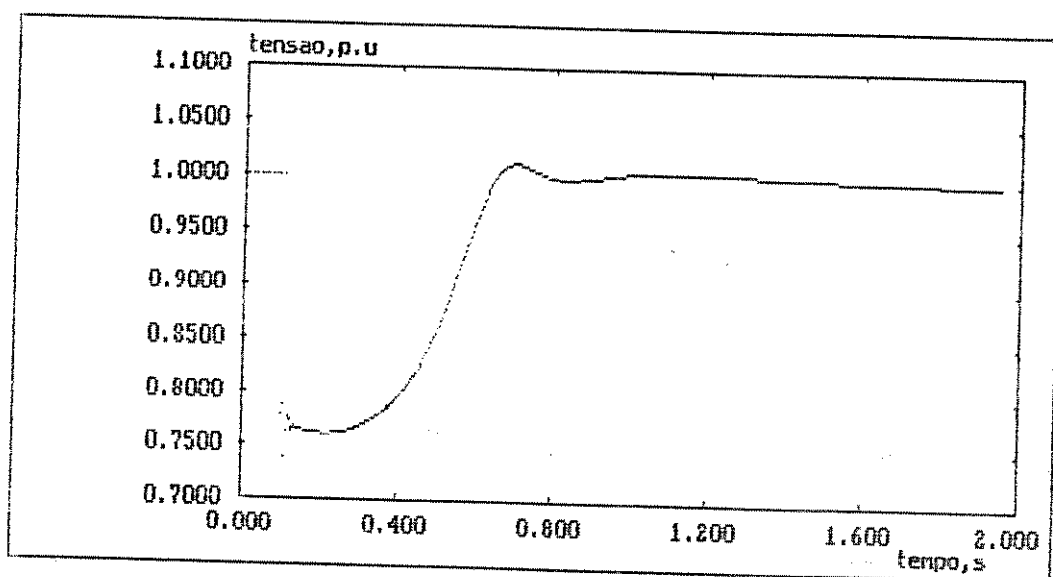


Figura 7.9 - Aceleração em carga, tensão_{ext}, motor M9(5000 HP) sistema de excitação tipo I do IEEE.

Como consequência da recuperação mais rápida da tensão, com excitação estática, a aceleração do motor também se faz em tempo um pouco menor; o perfil de frequência não varia significativamente e a queda de tensão inicial naturalmente é a mesma em ambos os casos.

Na figura 7.7 e 7.9 a tensão inicial é igual à final pois a tensão mostrada é a da barra 1, onde não aparece nenhuma queda de tensão em regime pois o regulador de tensão corrige para o valor de referência.

7.4. PARTIDA DE UM MOTOR ASSÍNCRONO COM O BOMBEIO CENTRÍFUGO SUBMERSO EM OPERAÇÃO

7.4.1 Descrição do Caso

Neste caso os BCS1 e BCS2 estão em operação alimentados por um dos turbogeradores e parte-se o motor M15, de 800 HP.

Na figura 7.10 tem-se o diagrama unifilar simplificado que ilustra o caso.

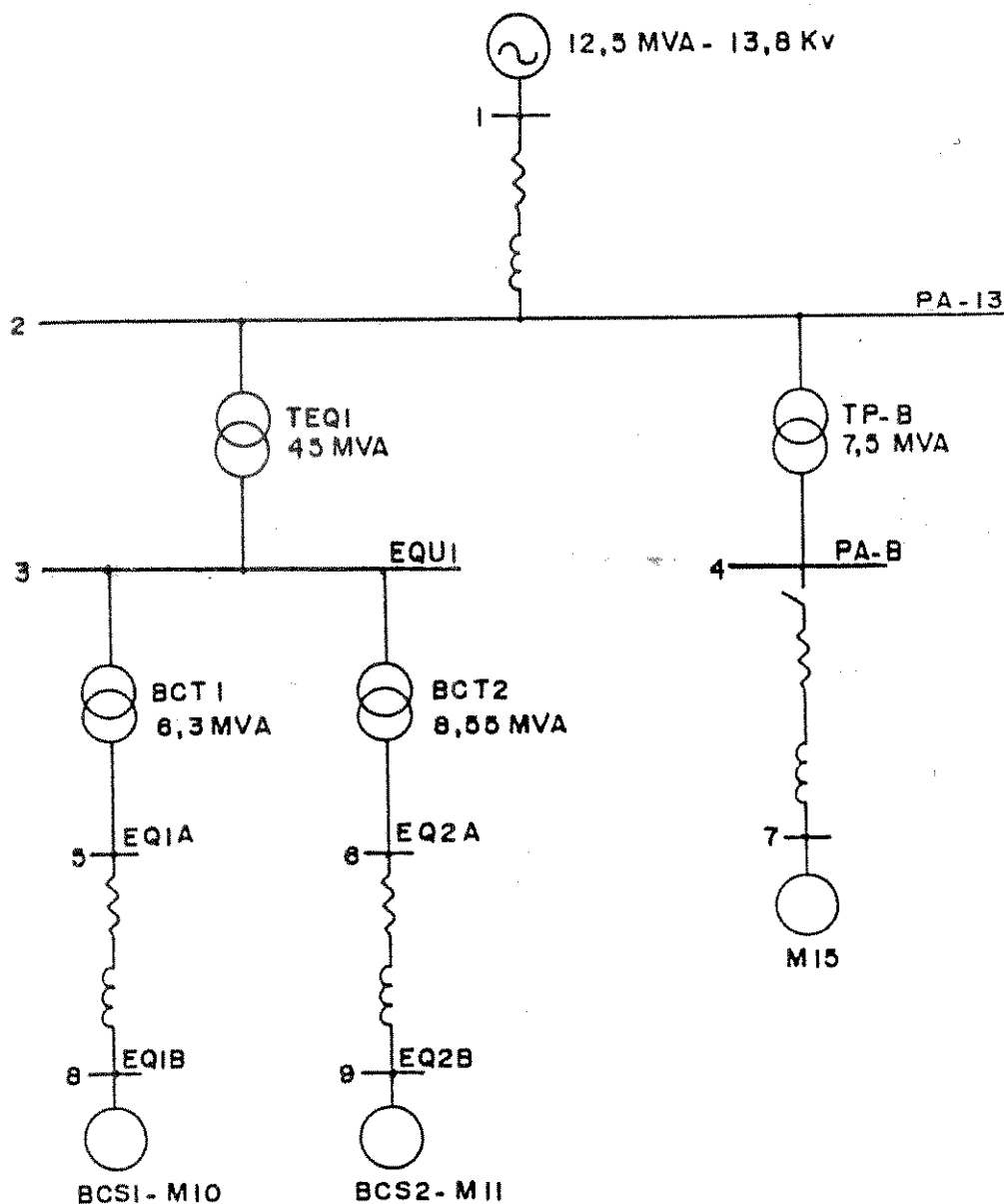


Figura 7.10 - Diagrama unifilar simplificado para simulação da partida de M15 com os BCS em operação.

7.4.2. Fluxo de Carga Base

Nas listagens 7.3 e 7.4, a seguir, tem-se os dados da rede bem como os resultados do fluxo de carga base utilizados.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

BAR	TIP	TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
		MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.022	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	2.7125	1.8438
9	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	4.2691	2.9005

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	2	0.010	0.020	0.000
2	2	3	0.424	1.711	0.000
3	2	4	0.228	7.995	0.000
4	3	5	3.681	13.223	0.000
5	3	6	2.386	5.322	0.000
6	4	7	0.010	0.020	0.000
7	5	8	40.000	20.000	0.000
8	6	9	29.000	14.500	0.000

Listagem 7.3

POTÊNCIA BASE : 10.0 MVA

BARRA	TIPO	ESTADO DO SISTEMA		INJEÇÕES LÍQUIDAS		
		TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0220	0.00	9.29	6.48	11.33
2	0	1.0218	-0.01	0.00	0.00	0.00
3	0	1.0072	-0.74	0.00	0.00	0.00
4	0	1.0218	-0.01	0.00	0.00	0.00
5	0	0.9631	-2.94	0.00	0.00	0.00
6	0	0.9735	-1.99	0.00	0.00	0.00
7	0	1.0218	-0.01	0.00	0.00	0.00
8	0	0.7752	-1.44	-2.71	-1.84	3.28
9	0	0.7528	-0.26	-4.27	-2.90	5.16

Listagem 7.4

7.4.3. Resultados da Simulação

A curva rpmxtempo para o motor M15 está na figura 7.11, deslocada 0,1s para a direita.

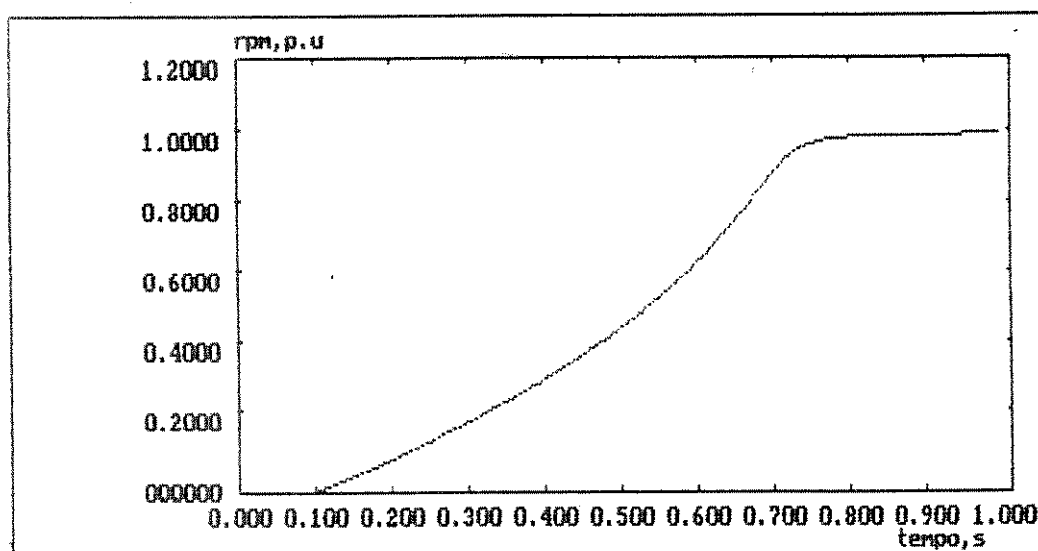


Figura 7.11 - Aceleração a vazio, rpmxt, motor M15 (800HP)

O motor é de gaiola simples e acelera a vazio; foi adotado para o motor o modelo de primeira ordem discutido no item 4.7, do capítulo IV.

Na figura 7.12 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a partida do motor M15.

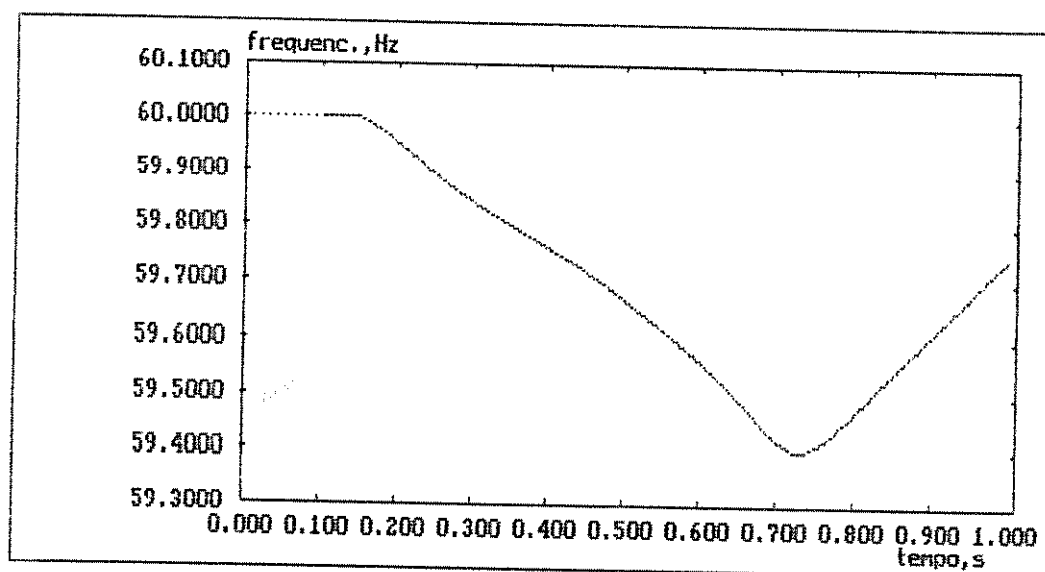


Figura 7.12 - Aceleração a vazio, frequência
Motor M15 (800 HP)-frequência do sistema.

Como a potência do motor não é apreciável face à da turbina a queda de frequência é pequena ($\cong 0,6$ Hz) durante a fase de aceleração do motor.

Na figura 7.13 tem-se o perfil de tensão nas barras 1, 4, 8 e 9 durante a partida do motor M15.

Na figura 7.14 tem-se a evolução da tensão de campo do gerador durante a partida de M15.

Comparando-se a figura 7.14 com a figura 7.13 observa-se que o regulador de tensão atua sempre no sentido de trazer a tensão da máquina para o valor de referência.

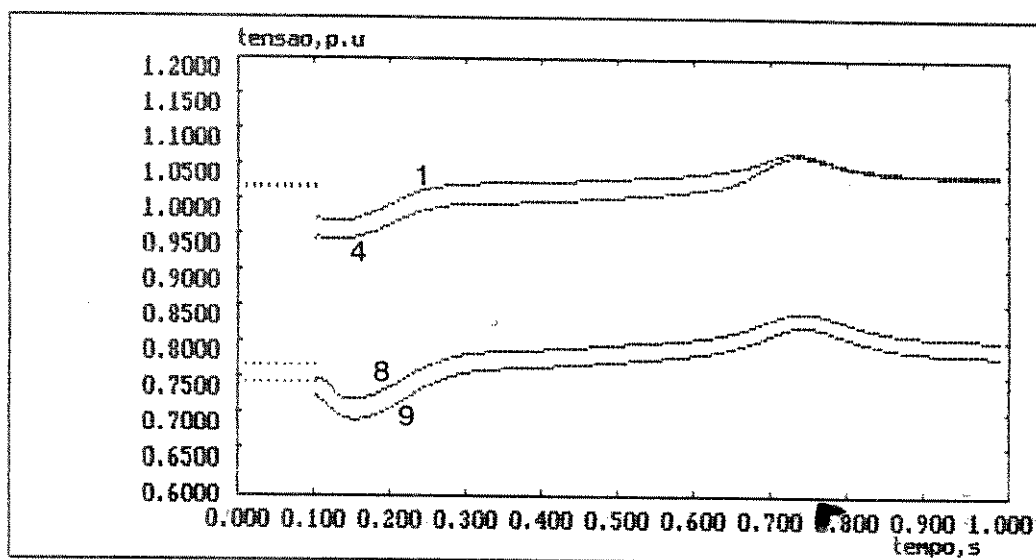


Figura 7.13 - Aceleração a vazio, tensãoxt, motor M15(800HP)

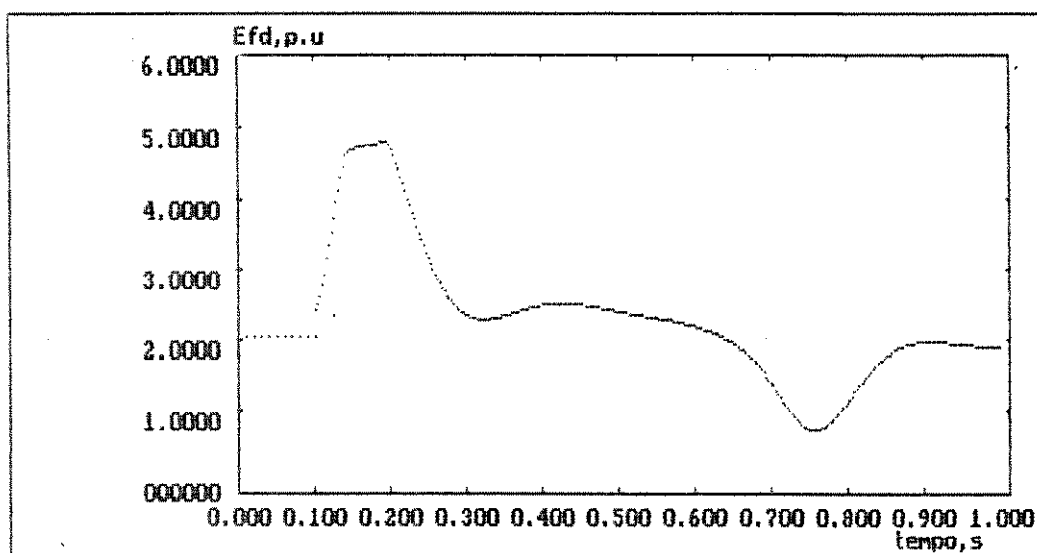


Figura 7.14 - Aceleração a vazio, E_{fdxt} , motor M15 (800HP)
tensão de campo do gerador.

BCS2 durante a partida do motor M15. Observa-se que se comportam de forma semelhante e a perda de velocidade experimentada é inferior a 3%.

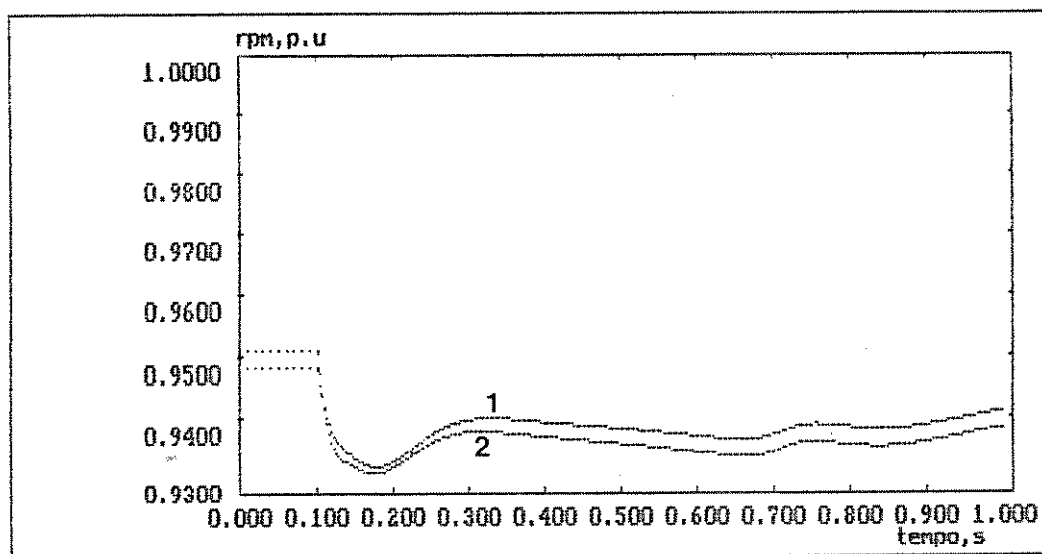


Figura 7.15 - Aceleração a vazio, rpmxt, motor M15(800HP)
1: BCS2(M10) 2: BCS2(M11)

Apesar da inércia reduzida dos motores a perda de velocidade é muito pequena devido à rapidez de recuperação da tensão proporcionada pelo sistema de excitação estática com "compoundagem" e da pequena variação de frequência experimentada pelo sistema. Assim sendo a partida de M15 não causa problemas de operação ao sistema de bombeio centrífugo submerso.

7.5. CURTO CIRCUITO NO BARRAMENTO DE ALTA TENSÃO

7.5.1. Descrição do Caso

Neste caso tem-se dois geradores operando na barra suprindo o sistema em configuração de operação normal.

Nas barras 11 e 13 tem-se dois motores síncronos operando a meia carga com fator de potência unitário; esses motores são modelados como impedância constante durante o curto e como potência constante após a eliminação da falta.

Com todas as cargas representadas no diagrama unifilar da figura 7.16, em operação, aplica-se um curto circuito trifásico na barra 3 com uma chave de aterramento. O curto circuito é removido, sem alterar a estrutura da rede, após 5 ciclos.

Os motores de indução, em operação, são representados com o modelo de terceira ordem em termos de força eletromotriz, discutido no item 4.6.2.

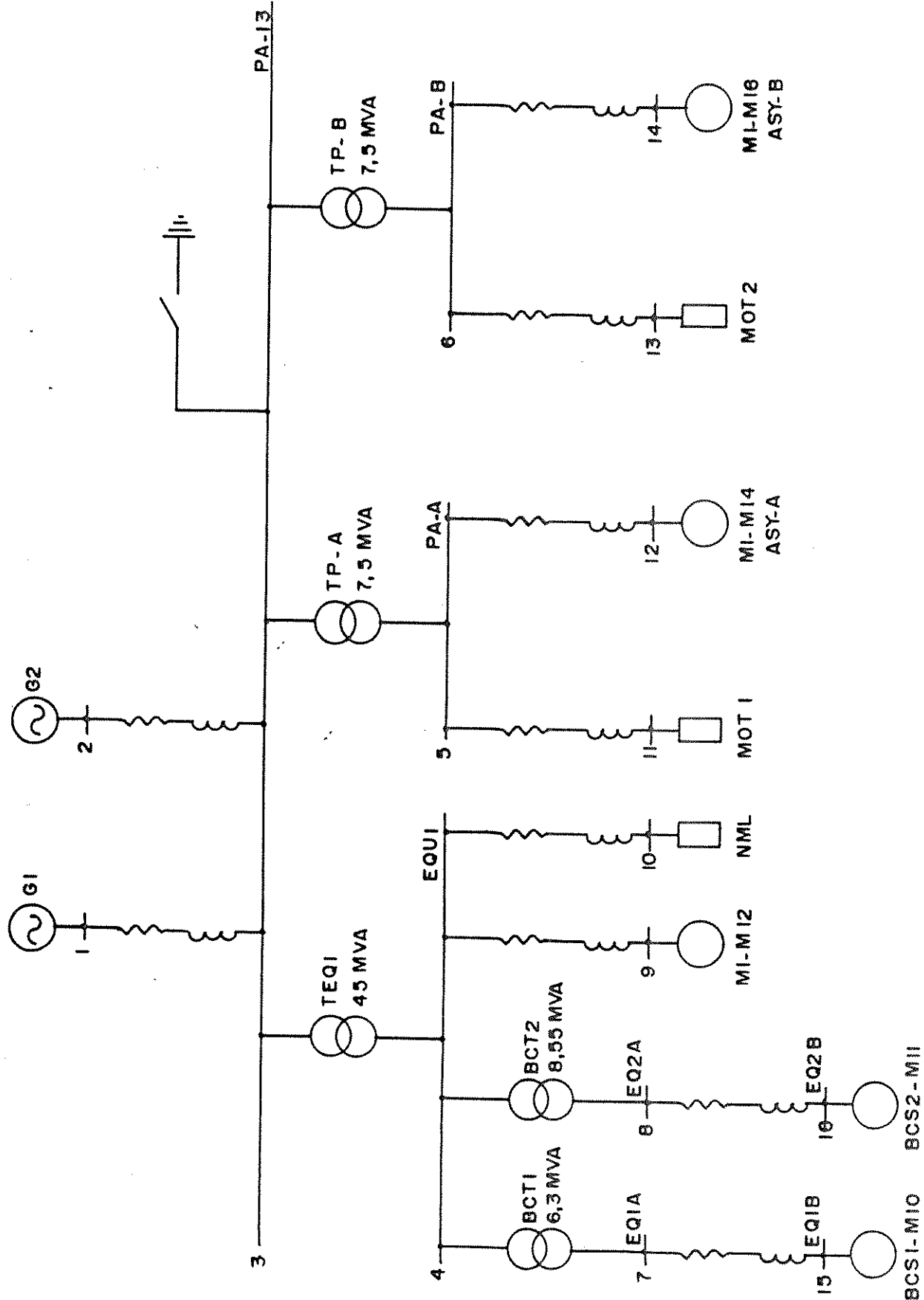


Figura 7.16 - Diagrama unifilar simplificado para simulação de curto circuito no barramento de alta tensão

7.5.2. Fluxo de Carga Base

Nas listagens 7.5 e 7.6, a seguir, tem-se os dados da rede bem como os resultados do fluxo de carga base utilizados.

ESPECIFICAÇÕES DE POTENCIAS E TENSÃO DE BARRAS

BAR	TIP	TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
		MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.022	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	3.4200	1.9573
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	3.2681	2.0761
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.6750	0.0000
12	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.8774	0.4503
13	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.6750	0.0000
14	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.8774	0.4503
15	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	2.7125	1.8438
16	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	4.2691	2.9005

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	3	0.010	0.020	0.000
2	2	3	0.010	0.020	0.000
3	3	4	0.424	1.711	0.000
4	3	5	0.228	7.995	0.000
5	3	6	0.228	7.995	0.000
6	4	7	3.681	13.223	0.000
7	4	8	2.386	5.322	0.000
8	4	9	0.010	0.020	0.000
9	4	10	0.010	0.020	0.000
10	4	11	0.010	0.020	0.000
11	5	12	0.010	0.020	0.000
12	6	13	0.010	0.020	0.000
13	6	14	0.010	0.020	0.000
14	7	15	40.000	20.000	0.000
15	8	16	29.000	14.500	0.000

Listagem 7.5

BARRA	TIPO	TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0220	-0.00	19.29	11.95	22.69
2	0	1.0216	-0.01	-0.00	0.00	0.00
3	0	1.0216	-0.01	0.00	-0.00	0.00
4	0	0.9967	-1.31	-0.00	-0.00	0.00
5	0	1.0176	-0.69	0.00	0.00	0.00
6	0	1.0176	-0.69	0.00	0.00	0.00
7	0	0.9518	-3.58	-0.00	-0.00	0.00
8	0	0.9624	-2.60	0.00	0.00	0.00
9	0	0.9966	-1.31	-3.42	-1.96	3.94
10	0	0.9966	-1.31	-3.27	-2.08	3.87
11	0	1.0176	-0.69	-0.68	0.00	0.68
12	0	1.0176	-0.69	-0.88	-0.45	0.99
13	0	1.0176	-0.69	-0.68	0.00	0.68
14	0	1.0176	-0.69	-0.88	-0.45	0.99
15	0	0.7602	-2.03	-2.71	-1.84	3.28
16	0	0.7367	-0.81	-4.27	-2.90	5.16

Listagem 7.6

7.5.3. Resultados da Simulação

A figura 7.17 mostra o perfil de tensão nas barras 3,4,5,15 e 16 durante e após o curto circuito.

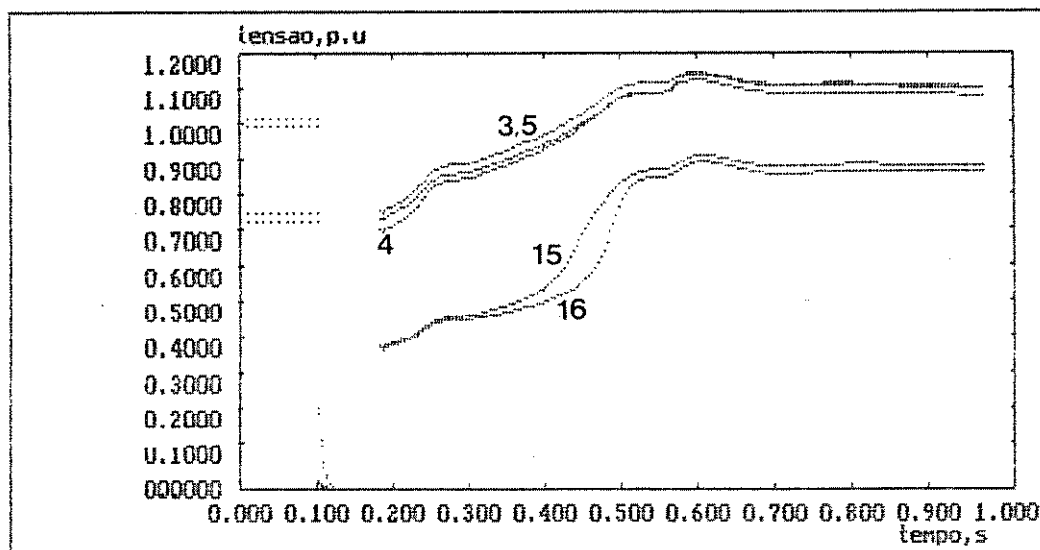


Figura 7.17 - Curto circuito na barra 3, tensãoxt

Perfil de tensão em algumas barras do sistema

Durante a falha a tensão vai a zero; após a eliminação do curto, a tensão se recupera gradualmente devido à ação do regulador de tensão e ao alívio de carga reativa, ocasionado pela aceleração dos motores.

Observa-se que a tensão ultrapassa o valor anterior à falta na fase de recuperação devido ao fato de que o regulador impõe o valor de "ceiling" no campo durante um grande período de tempo.

Na figura 7.18 tem-se o perfil da tensão de campo dos geradores durante e após o curto circuito.

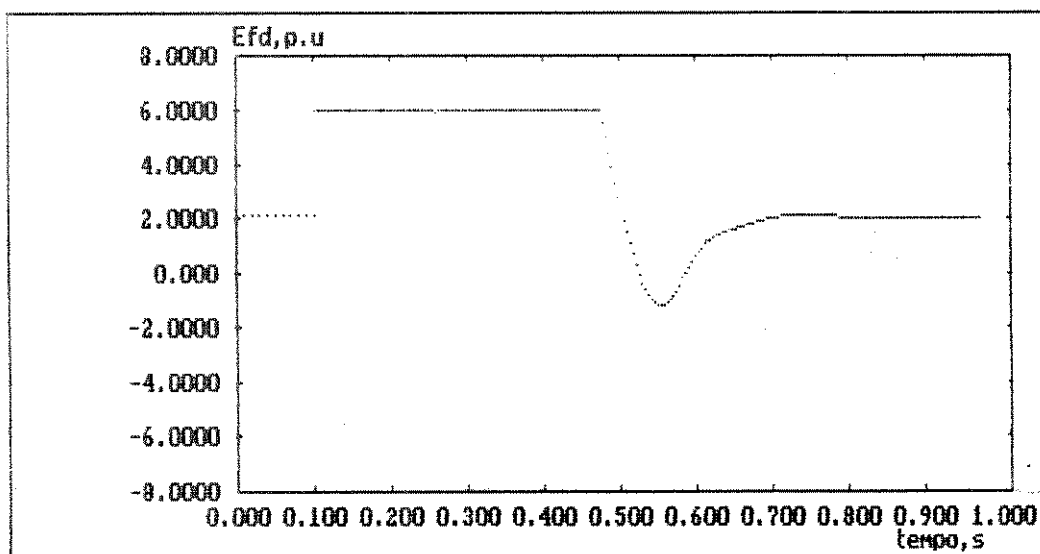


Figura 7.18 - Curto circuito na barra 3, E_{fd} e tensão de campo do gerador

Observa-se que a resposta do sistema de excitação estática ao curto circuito é praticamente instantânea, permanecendo o E_{fd} no limite durante e algum tempo após o defeito ter sido eliminado, na fase de reaceleração dos motores.

Na figura 7.19 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a falha.

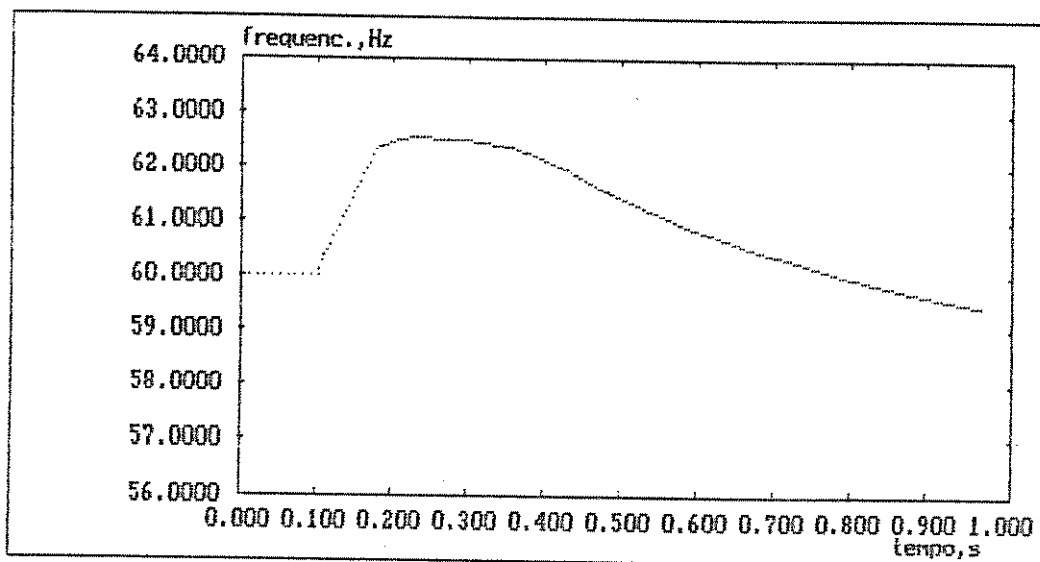


Figura 7.19 - Curto circuito na barra 3, freqüênciaxt
freqüência do sistema

Observa-se que durante o tempo em que o defeito permanece a freqüência do sistema aumenta praticamente de forma linear tendendo ao valor de regime, após a eliminação da falta, de acordo com a dinâmica das cargas em operação e da ação do regulador de velocidade da turbina.

Na figura 7.20 tem-se a evolução da velocidade de M10, M11, M12, M14 e M16 durante e após o curto circuito.

Observa-se na figura 7.20 que todos os motores reaceleraram com sucesso após a eliminação do defeito. A perda de velocidade dos BCS foi muito acentuada devido à inércia muito baixa desses motores.

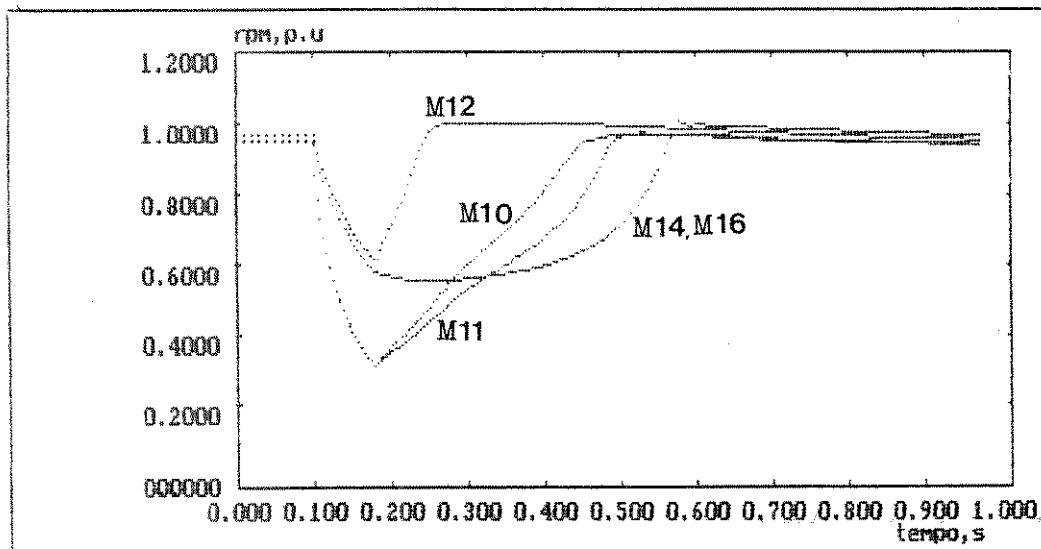


Figura 7.20 - Curto circuito na barra 3, rpmxt
evolução da velocidade dos motores em operação

7.6. CURTO CIRCUITO NA BAIXA TENSÃO

7.6.1. Descrição do Caso

A configuração de operação é a mesma descrita no item 7.5.1.

Com todas as cargas representadas no diagrama unifilar da figura 7.21, em operação, aplica-se um curto circuito trifásico na barra 17 com uma chave de aterramento. O curto circuito é removido, sem alterar a estrutura de rede, após 21 ciclos.

A impedância do ramal 3-17 foi calculada de modo a reproduzir no 13,8 Kv o efeito semelhante a um curto circuito na baixa tensão (480 v) pois o barramento EQU1 (figura 7.21) representa o conjunto de 480v de todas as plataformas. O valor da impedância utilizada foi de $6,81 + j 4,1 \Omega$.

Os modelos de cargas utilizados são os mesmos do item 7.5.

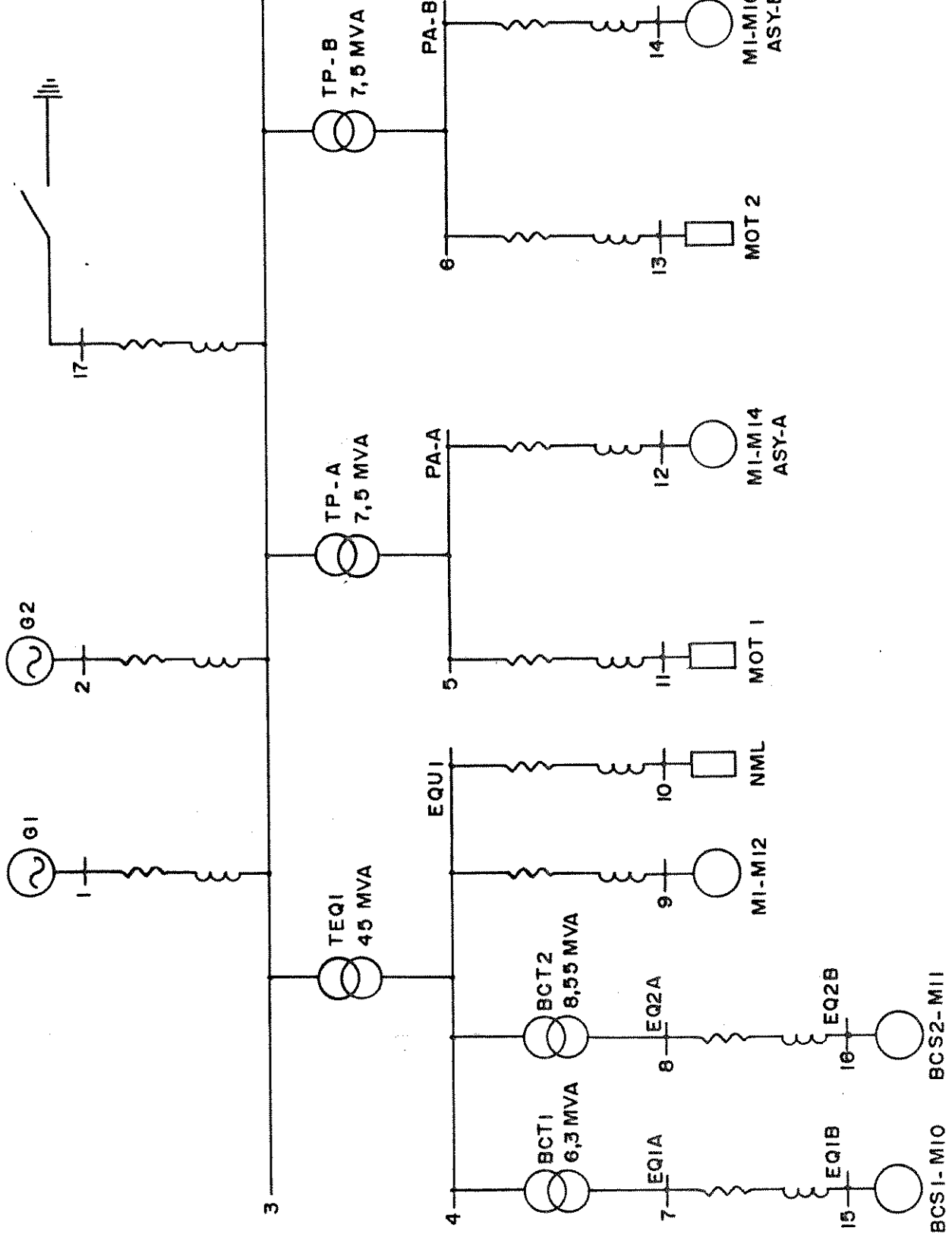


Figura 7.21 - Diagrama unifilar simplificado para simulação de curto circuito na baixa tensão

7.6.2. Fluxo de Carga Base

Nas listagens 7.7 e 7.8, a seguir, tem-se os dados da rede bem como os resultados do fluxo de carga base utilizados.

ESPECIFICAÇÕES DE POTÊNCIAS E TENSÕES DE BARRAS

BAR	TIP	TENSÃO ESP.		GERAÇÃO		CARGAS	
		MÓDULO	ANG	MEGAWATT	MEGAVAR	MEGAWATT	MEGAVAR
1	2	1.022	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
2	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
3	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
4	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
5	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
6	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
7	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
8	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
9	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	3.4200	1.9573
10	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	3.2681	2.0761
11	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.6750	0.0000
12	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.8774	0.4503
13	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.6750	0.0000
14	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.8774	0.4503
15	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	2.7125	1.8438
16	0	0.700	0.0	0.0000	0.0000	4.2691	2.9005
17	0	1.000	0.0	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000

DADOS DAS LINHAS E TRANSFORMADORES

LT	BO	BC	RESI%	REAT%	BSH%
1	1	3	0.010	0.020	0.000
2	2	3	0.010	0.020	0.000
3	3	4	0.424	1.711	0.000
4	3	5	0.228	7.995	0.000
5	3	6	0.228	7.995	0.000
6	3	17	35.760	22.050	0.000
7	4	7	3.681	13.223	0.000
8	4	8	2.386	5.322	0.000
9	4	9	0.010	0.020	0.000
10	4	10	0.010	0.020	0.000
11	5	11	0.010	0.020	0.000
12	5	12	0.010	0.020	0.000
13	6	13	0.010	0.020	0.000
14	6	14	0.000	0.020	0.000
15	7	15	40.000	20.000	0.000
16	8	16	29.000	14.500	0.000

Listagem 7.7

POTÊNCIA BASE: 10.0 MVA

BARRA	TIPO	ESTADO DO SISTEMA		INJEÇÕES LÍQUIDAS		
		TENSÃO	ÂNGULO	MW	MVAR	MVA
1	2	1.0220	-0.00	19.29	11.95	22.69
2	0	1.0216	-0.01	0.00	0.00	0.00
3	0	1.0216	-0.01	0.00	-0.00	0.00
4	0	0.9967	-1.31	-0.00	-0.00	0.00
5	0	1.0176	-0.69	-0.00	0.00	0.00
6	0	1.0176	-0.69	-0.00	0.00	0.00
7	0	0.9518	-3.58	-0.00	-0.00	0.00
8	0	0.9624	-2.60	0.00	0.00	0.00
9	0	0.9966	-1.31	-3.42	-1.96	3.94
10	0	0.9966	-1.31	-3.27	-2.08	3.87
11	0	1.0176	-0.69	-0.68	0.00	0.68
12	0	1.0176	-0.69	-0.88	-0.45	0.99
13	0	1.0176	-0.69	-0.68	0.00	0.68
14	0	1.0176	-0.69	-0.88	-0.45	0.99
15	0	0.7602	-2.03	-2.71	-1.84	3.28
16	0	0.7367	-0.81	-4.27	-2.90	5.16
17	0	1.0216	-0.01	0.00	0.00	0.00

Listagem 7.8

7.6.3. Resultados da Simulação

A figura 7.22 mostra o perfil de tensão nas barras 3,4,5,15 e 16 durante e após o curto circuito.

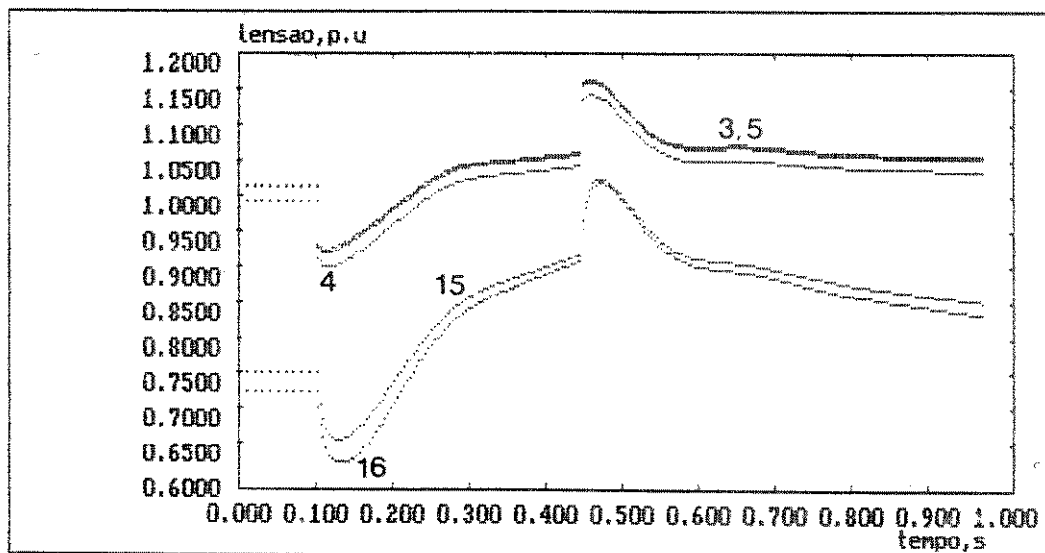


Figura 7.22 - Curto circuito na baixa tensão, tensão e perfil de tensão em algumas barras do sistema

Como o curto circuito é aplicado através de uma impedância de valor elevado os afundamentos de tensão experimentados são inferiores a 10%. Devido à rápida ação do sistema estático de excitação com "compoundagem" observa-se que a recuperação de tensão é bastante rápida; após a eliminação da falta observa-se uma sobretensão transitória no sistema.

Na figura 7.23 tem-se o perfil da tensão de campo dos geradores durante e após o curto-circuito.

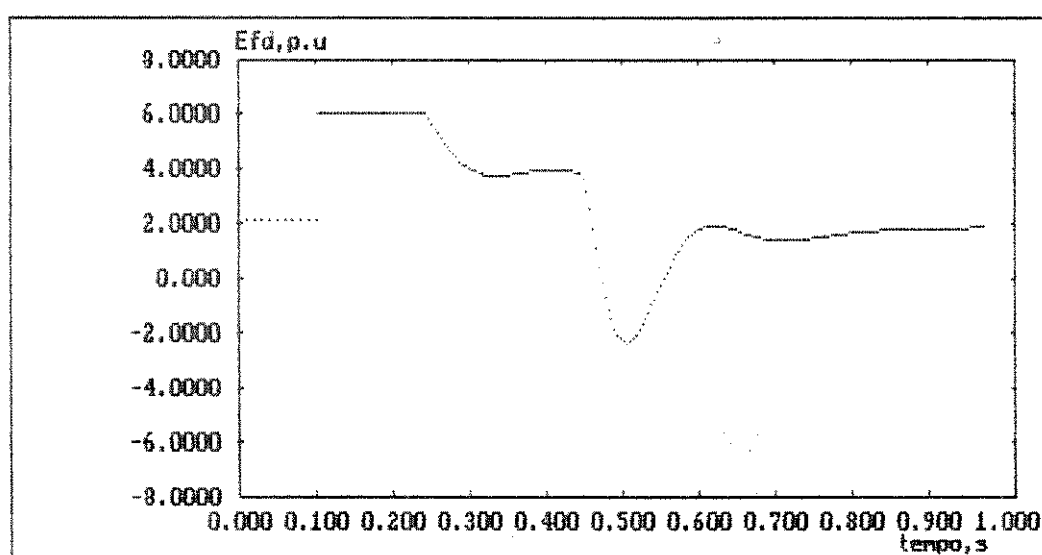


Figura 7.23 - Curto circuito na baixa tensão, E_{fdxt} .
tensão de campo do gerador

A resposta do sistema de excitação ao curto é praticamente instantânea. Após a eliminação da falha o regulador impõe tensão negativa no campo para eliminar a sobretensão que se manifesta no sistema.

Na figura 7.24 tem-se a evolução da frequência do sistema durante a falha.

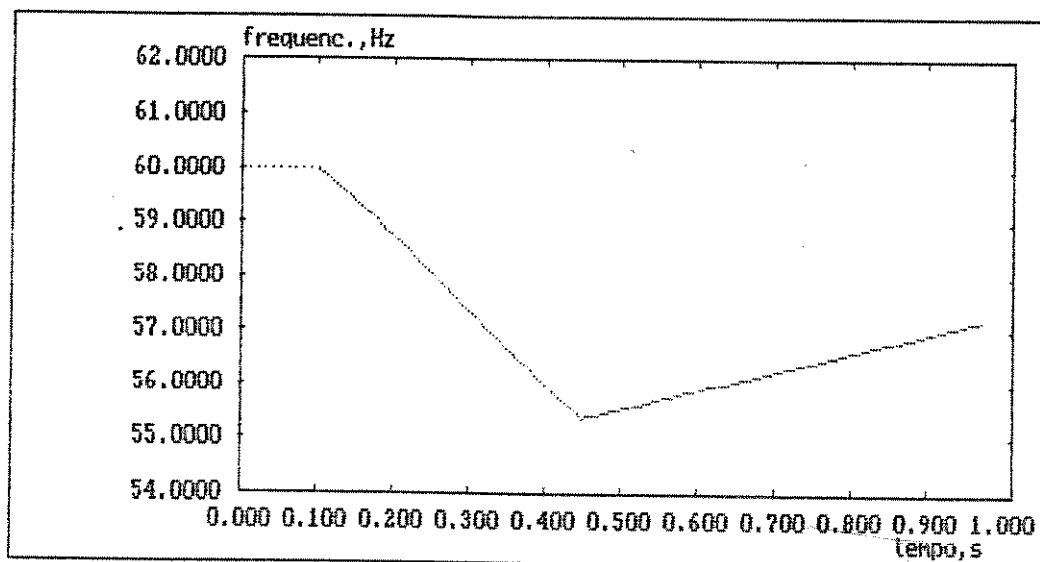


Figura 7.24 - Curto circuito na baixa tensão, frequência do sistema.

Durante o tempo em que a falha permanece a frequência do sistema diminui pois a solicitação de potência da turbina é aumentada para suprir as perdas por efeito Joule decorrentes do defeito; uma vez eliminada a falta o regulador de velocidade atua no sentido de recuperar a frequência do sistema.

Na figura 7.25 tem-se a evolução da velocidade de M10, M11, M12, M14 e M16 durante e após o curto circuito.

Durante o tempo de permanência da falta observa-se uma perda de velocidade de todos os motores, pois há um decréscimo de frequência constante no sistema além da perda inicial de velocidade na fase de decréscimo da tensão terminal dos motores. Após a eliminação da falta todos os motores reaceleram com sucesso.

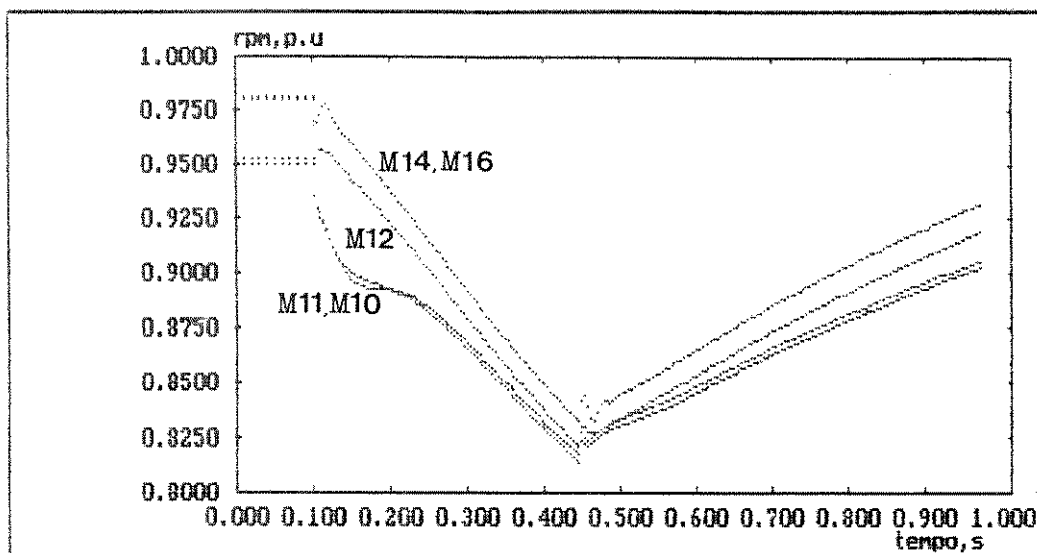


Figura 7.25 - Curto circuito na baixa tensão, rpmxt
Evolução da velocidade dos motores em operação.

7.7. PERDA PARCIAL DA GERAÇÃO

7.7.1. Descrição do Caso

A configuração de operação é a mesma descrita no item 7.5.1 e na figura 7.16.

Nas barras 11 e 13 tem-se dois motores síncronos operando a meia carga com fator de potência unitário; esses motores são modelados como potência constante; a carga da barra 10 também é modelada como os motores síncronos e as demais cargas como no item 7.5.1.

Um dos geradores falha e é desligado da rede, ficando toda a carga sobre um só gerador. As simulações a seguir consistem na observação do comportamento do sistema com e sem desligamentos de cargas.

O fluxo de carga base é o mesmo do item 7.5.2.

7.7.2. Perda de um Gerador sem Rejeição de Cargas - Caso 1

A figura 7.26 mostra o perfil de frequência do sistema suprimindo todas as cargas com 01 só gerador.

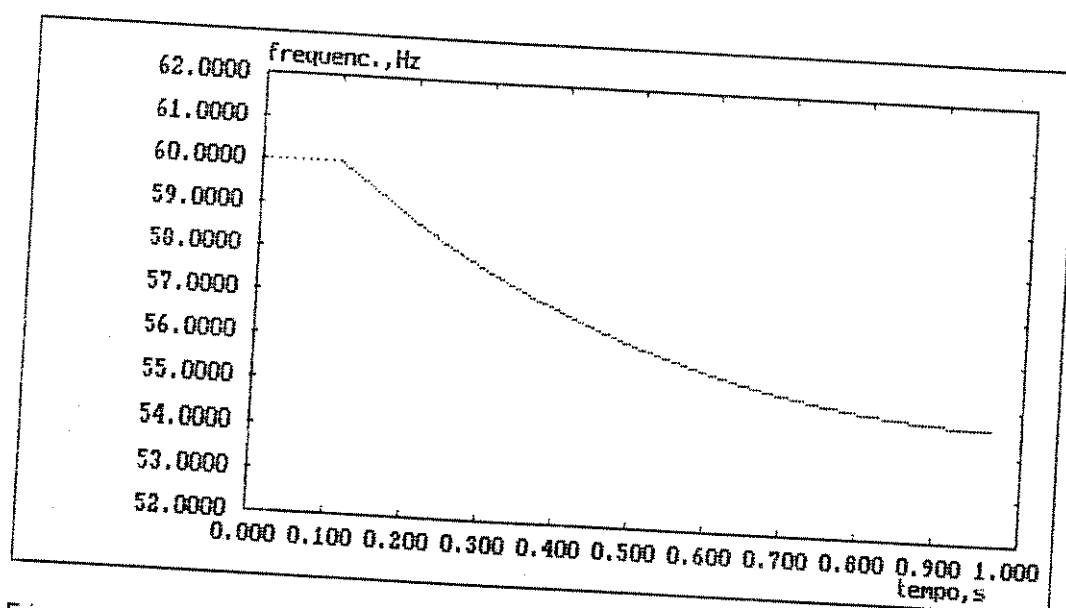


Figura 7.26 - Caso 1, freqüência x t
Perfil de freqüência do sistema

Observa-se na figura 7.26 que inicialmente a freqüência cai de forma praticamente linear, reduzindo a seguir a taxa de decaimento em função do efeito de amortecimento das cargas motoras.

Na prática essa situação resultaria em perda total da geração pois a própria turbina tem proteções de sobrecarga que atuam nesse caso sendo portanto imprescindível dotar o sistema de esquemas de rejeição de carga ("load-shedding").

A perda de um dos geradores provoca um decréscimo de tensão no sistema conforme mostrado na figura 7.27.

A ação do sistema de excitação faz com que rapidamente a tensão do sistema retorne a níveis aceitáveis.

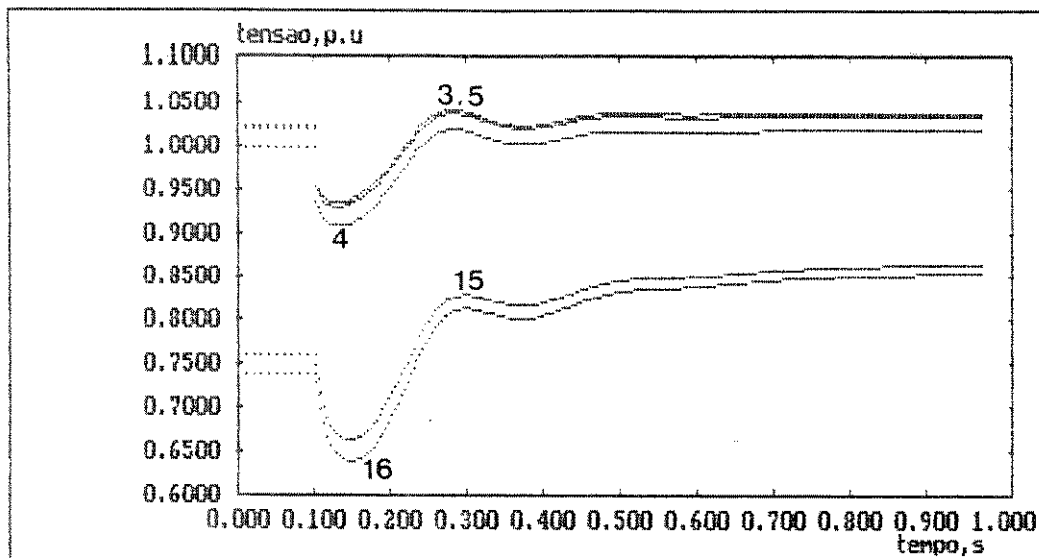


Figura 7.27 - Caso 1, tensãoxt

Tensão em algumas barras do sistema

Na figura 7.28 tem-se o perfil da tensão de campo mostrando a reação do sistema de excitação à perda de um dos geradores.

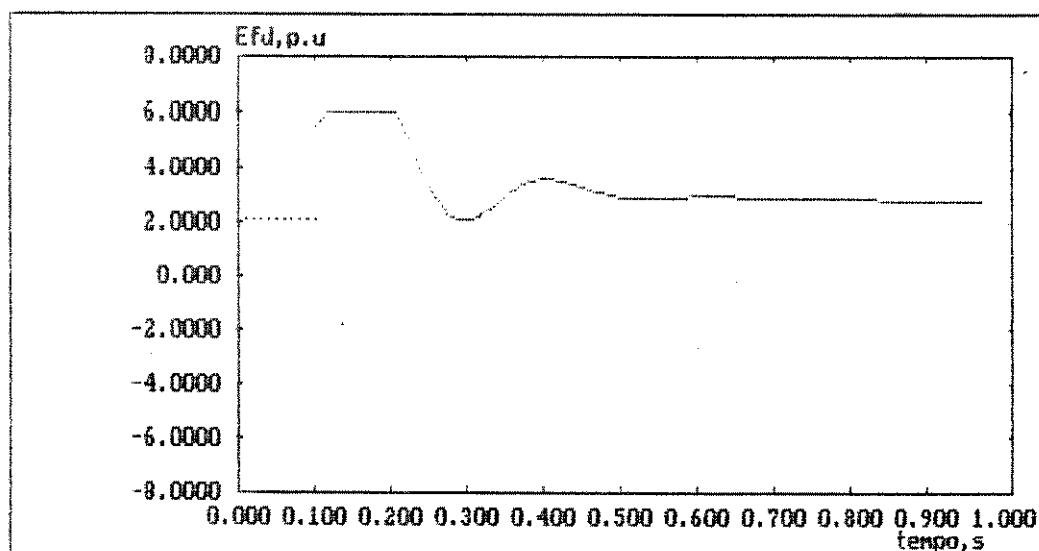


Figura 7.28 - Caso 1, Efdxt

Tensão de campo do gerador

Como no caso dos curto circuitos a resposta da excitação estática à perda de geração é bastante rápida comandando o Efd para o valor de "ceiling" quase instantaneamente.

Na figura 7.29 tem-se a evolução da velocidade de M10, M11, M12, M14 e M16 durante a fase em que um dos geradores suporta todo o sistema.

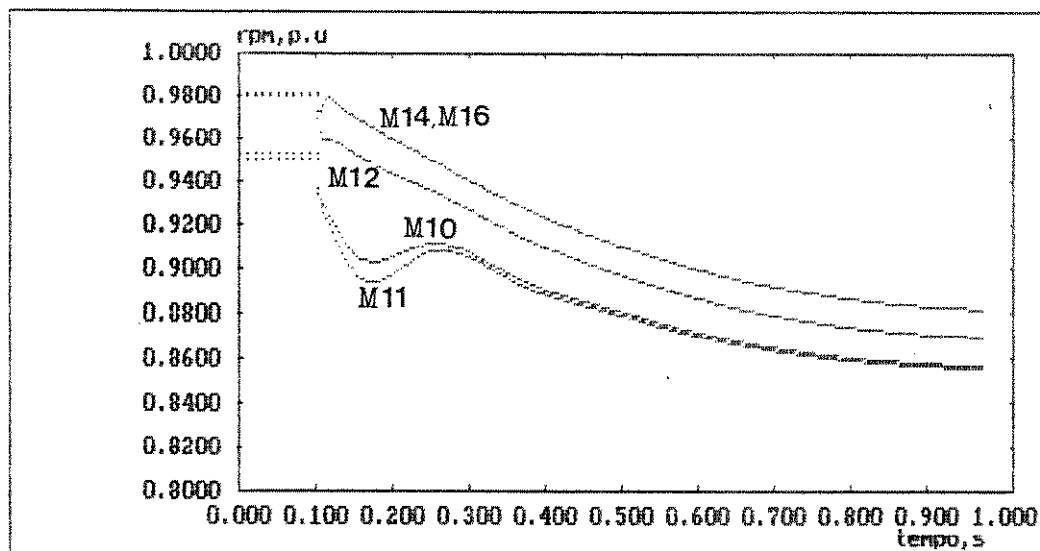


Figura 7.29 - Caso 1, rpmxt

Evolução da velocidade dos motores em operação

Comparando-se a figura 7.29 com a 7.26 observa-se que a evolução da velocidade dos motores praticamente acompanha a frequência do sistema.

7.7.3. PERDA DE UM GERADOR COM REJEIÇÃO DE CARGAS - CASO 2

A rejeição de cargas é normalmente utilizada para restabelecer o equilíbrio entre geração e carga e consiste na eliminação de cargas não prioritárias, através de relés, normalmente de frequência, para evitar o colapso total do sistema.

A simulação computacional [118] oferece possibilidade de se determinar os níveis de frequência do sistema possibilitando assim a determinação dos blocos de potência a serem eliminados, bem como o ajuste dos relés que comandam os desligamentos.

O sistema simulado é o mesmo do item anterior. Em $t = 0,5s$ são desligadas as cargas das barras 9,10,11,12 e 14, totalizando aproximadamente 9,0 Mw.

Na figura 7.30 tem-se a evolução da frequência do sistema.

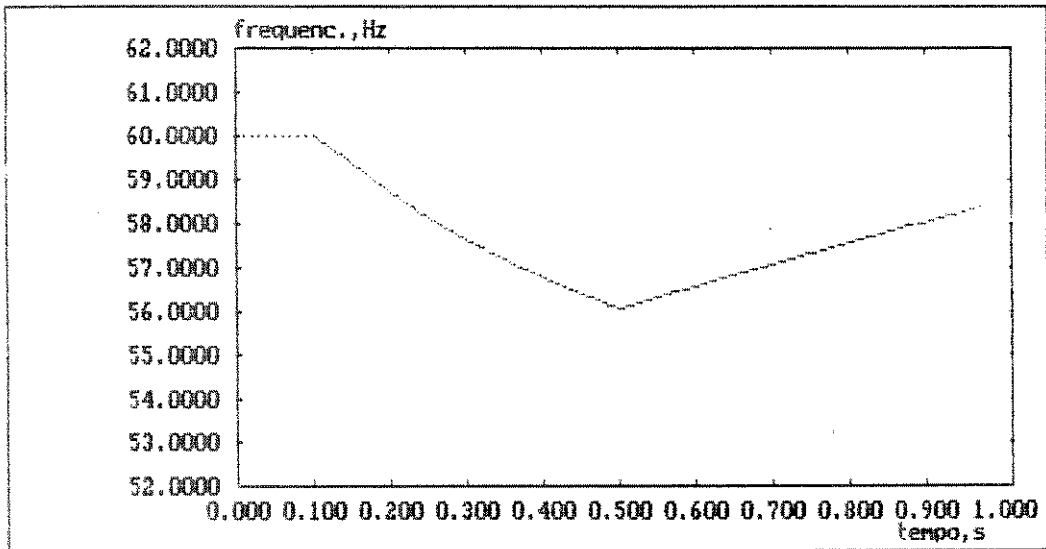


Figura 7.30 - Caso 2, freqüênciaxt
Perfil de freqüência do sistema

Observa-se na figura 7.30 que após o desligamento de 9,0 Mw de carga a freqüência do sistema inicia a recuperação devido à ação do regulador de velocidade da turbina.

Devido à baixa inércia do turbogerador a taxa de degradação da freqüência é bastante elevada ($\cong 9,0$ Hz/s) se comparada à de grandes sistemas isolados (3,0 Hz/s) e de concessionárias (0,1 a 0,5 Hz/s) de acordo com [116].

Na figura 7.31 tem-se o perfil de potência ativa solicitada pelo sistema ao gerador.

Comparando-se a figura 7.31 com a 7.30 observa-se o efeito de amortecimento do sistema com a redução da freqüência. A maior parte das cargas motoras aciona máquinas centrífugas ($T_m \propto [\omega_{mi}]^2$); nesse caso a redução da velocidade proporciona um alívio de carga ativa para o gerador.

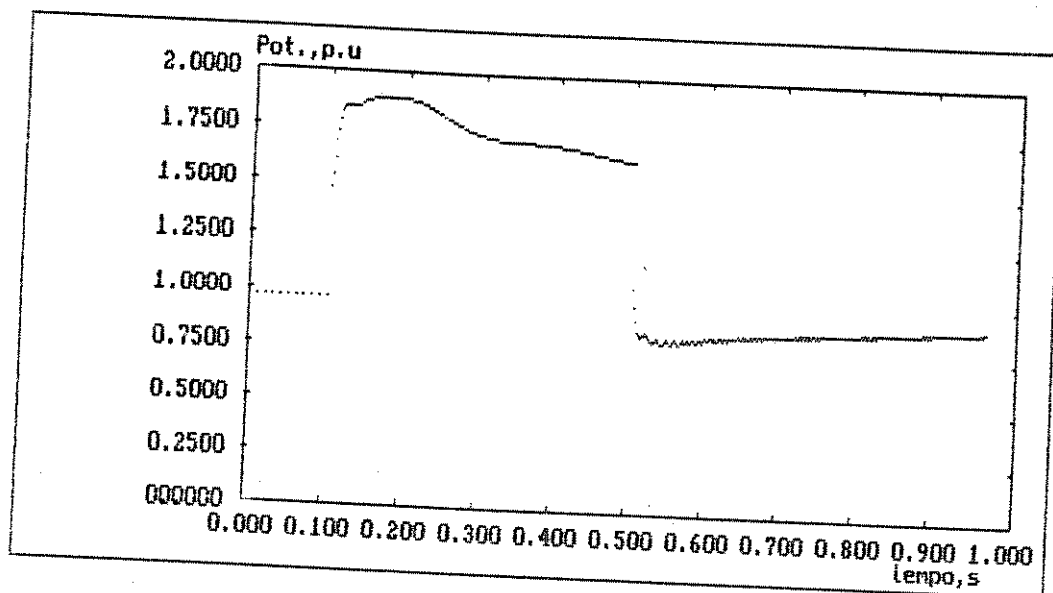


Figura 7.31 - Caso 2, potênciaxt
Potência ativa do sistema.

Na figura 7.32 tem-se os perfis de tensão em algumas barras do sistema.

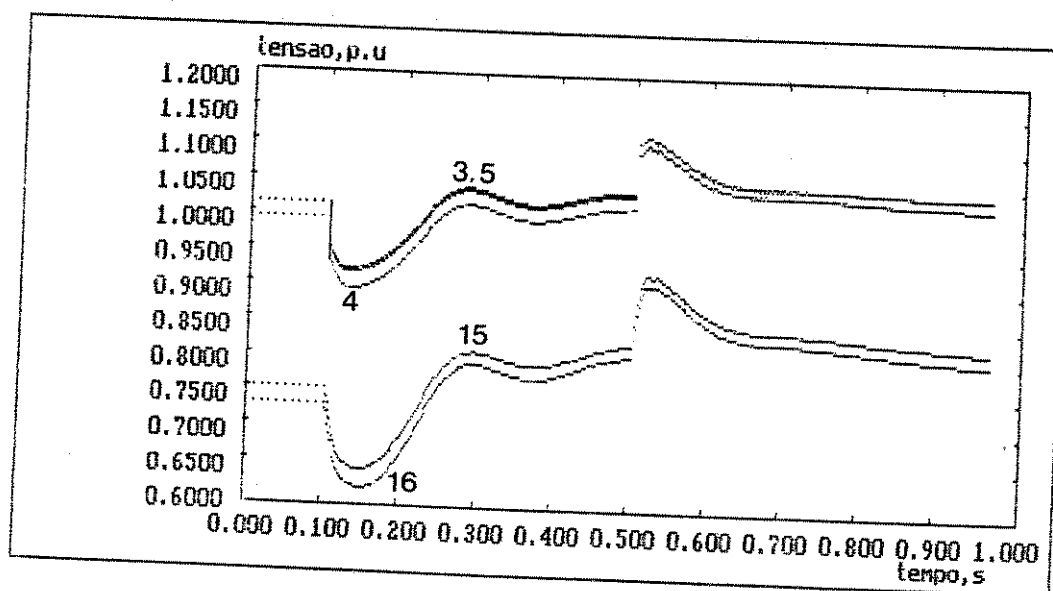


Figura 7.32 - Caso 2, tensãoxt
Tensão em algumas barras do sistema

Observa-se na figura 7.32 uma queda de tensão no instante em que um dos geradores é desligado ($T = 0,10s$); devido à ação do sistema de excitação a tensão retorna a níveis aceitáveis. No instante em que parte da carga é desligada ($t = 0,50s$) observa-se uma sobretensão no sistema de aproximadamente 10%.

Na figura 7.33 tem-se a evolução da tensão de campo do gerador.

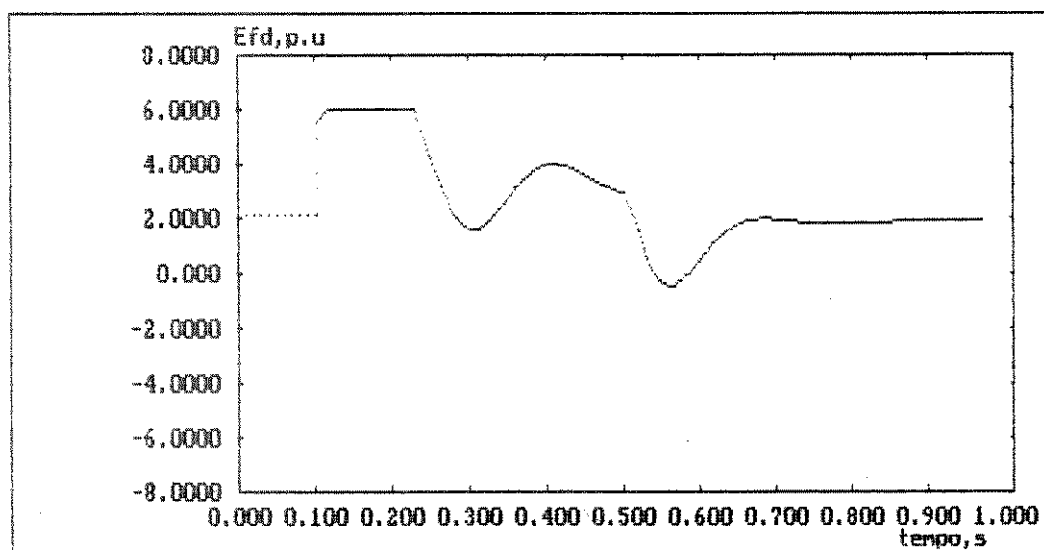


Figura 7.33 - Caso 2, Efdxt

Tensão de campo do gerador

Após a rejeição de 9,0 Mw de carga observa-se que o regulador diminui sensivelmente a tensão aplicada ao campo do gerador no sentido de reduzir a tensão do sistema.

Na figura 7.34 tem-se a evolução da velocidade dos BCS (M10, M11).

Comparando-se a figura 7.34 com a 7.30 observa-se que a velocidade dos BCS praticamente acompanha a evolução da frequência do sistema, com influência das descontinuidades da tensão terminal.

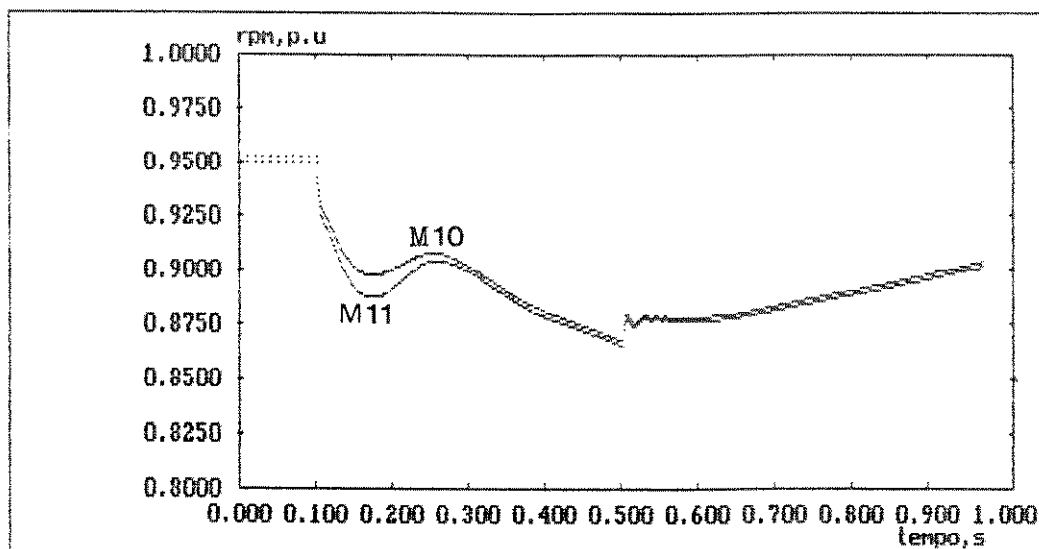


Figura 7.34 - Caso 2, rpmxt
Evolução da velocidade dos BCS

7.8. CONCLUSÕES

Neste capítulo foram incorporados ao programa de estabilidade os modelos do sistema de excitação estática com "compoundagem" e o regulador de velocidade de turbinas a gás fornecido pelo fabricante das turbinas do Polo Nordeste.

A simulação da partida de um motor hipotético, de 5000 HP, suprido apenas por um turbogerador mostrou que o motor acelera sem maiores problemas, apesar da grande redução de frequência experimentada. No caso real, no sentido de minimizar os distúrbios para as demais cargas em operação, o motor poderia partir com um só turbogerador e com o motor em operação fechar-se o paralelo com o outro gerador com suas respectivas cargas.

Durante a partida do motor assíncrono (800 HP) observa-se que os transitórios impostos ao sistema são aceitáveis.

O bombeio centrífugo submerso é o que apresenta as maiores variações de velocidade durante os curto circuitos devido à inércia

reduzida do conjunto rotativo; em todos os casos simulados a reaceleração é bem sucedida.

Em sistemas elétricos de plataformas, com toda a geração concentrada em um único ponto, a identificação do instante mais adequado para a rejeição de cargas é de fácil determinação pois pode ser obtido através do estado dos disjuntores que conectam os geradores ao sistema; dessa forma as simulações de perda de geração e rejeição de carga são apenas orientativas pois a entrada de outro turbogerador demora vários minutos.

As simulações realizadas neste capítulo mostram um grau de concordância aceitável com a referência BBC [105].

C A P Í T U L O VIII

CONCLUSÕES GERAIS

No final de cada um dos capítulos foi apresentada uma conclusão sobre os tópicos desenvolvidos; estas conclusões finais objetivam destacar os pontos mais importantes do trabalho bem como sugerir alguns tópicos para futuros trabalhos nesta área.

O programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II, em linguagem de programação PASCAL, utilizando técnicas de esparsidade na resolução das equações algébricas e método de integração trapezoidal implícito para a resolução das equações diferenciais foi o embrião do programa computacional desenvolvido nesta tese. Os resultados obtidos nas simulações com a rede de teste do WSCC serviram para validar o programa, mediante comparação com resultados disponíveis na literatura.

O capítulo III preenche de certa forma uma lacuna na literatura mostrando alguns tipos de reguladores de tensão e velocidade e principalmente realizando algumas simulações com turbinas a gás e sistemas de excitação com "compoundagem". Geralmente as publicações disponíveis sobre turbinas a gás e sistemas de excitação estáticos aparecem em periódicos dos fabricantes. A maior parte dos trabalhos desenvolvidos modela o sistema de excitação com o modelo mais simples e geralmente a turbina é modelada com torque constante, enfatizando assim a importância dos tópicos discutido nesse capítulo.

As comparações entre os modelos de motor de indução disponíveis na literatura e apresentadas no capítulo IV, utilizando testes simples e elucidativos, se mostraram bastante úteis no desenvolvimento do trabalho no sentido da escolha consciente do modelo mais adequado para as simulações. Geralmente a literatura sugere a implementação de modelos de motor de indução utilizando o método de integração de RUNGE-KUTTA, neste trabalho o método de integração trapezoidal implícito foi utilizado com sucesso nessas implementações.

O capítulo V poderia ser considerado um estudo à parte e foi motivado por discrepâncias grosseiras apresentadas pelos modelos clássicos na simulação da tensão residual de motores de indução. O assunto em questão tem merecido algumas publicações atualmente e é de grande relevância nos sistemas elétricos industriais. Mostrou-se que o acréscimo de um termo adicional na equação básica do modelo de

BRERETON torna-o apto a simular com precisão aceitável o perfil da tensão residual.

No capítulo VI tem-se uma unificação do programa de estabilidade desenvolvido no capítulo II com os modelos de reguladores desenvolvidos no capítulo III e de motores de indução discutidos no capítulo IV. As simulações realizadas com a rede teste se mostraram aceitáveis quando comparadas aos resultados encontrados na literatura.

O sistema de excitação estático com "compoundagem" e o modelo comercial de turbina a gás, apresentados no capítulo III, foram incorporados ao programa de estabilidade no capítulo VII, objetivando realizar algumas simulações com o sistema elétrico equivalenciado das plataformas marítimas que constituem o Polo Nordeste da Bacia de Campos. As simulações realizadas se mostraram compatíveis com o trabalho feito pela BBC com esse mesmo sistema.

A utilização da linguagem de programação PASCAL se mostrou uma boa escolha para o desenvolvimento do programa pelas suas características de estruturação, documentação e facilidades gráficas. As dificuldades para operar diretamente com números complexos foram facilmente contornadas operando separadamente com real e imaginário.

O programa desenvolvido se mostrou apto a realizar simulações dinâmicas com sistemas isolados podendo ser utilizado na solução de problemas práticos de sistemas industriais.

As principais dificuldades encontradas se relacionaram basicamente à obtenção de parâmetros de motores de indução, modelos de sistemas de excitação estáticos com "compoundagem" e de turbinas a gás. As solicitações, em caráter oficial, feitas aos fabricantes não foram atendidas até a presente data.

Para futuros trabalhos nesta área, sugere-se:

- determinação do motor de indução equivalente de vários motores operando no mesmo barramento;
- estudos da tensão residual de grupos de motores conectados ao mesmo barramento;
- determinação de parâmetros de motores de indução a partir de dados normalizados fornecidos pelos fabricantes;
- comparação de testes realizados no campo com simulações computacionais de sistemas elétricos isolados;
- efeito da variação das reatâncias com a frequência.

APÊNDICE A

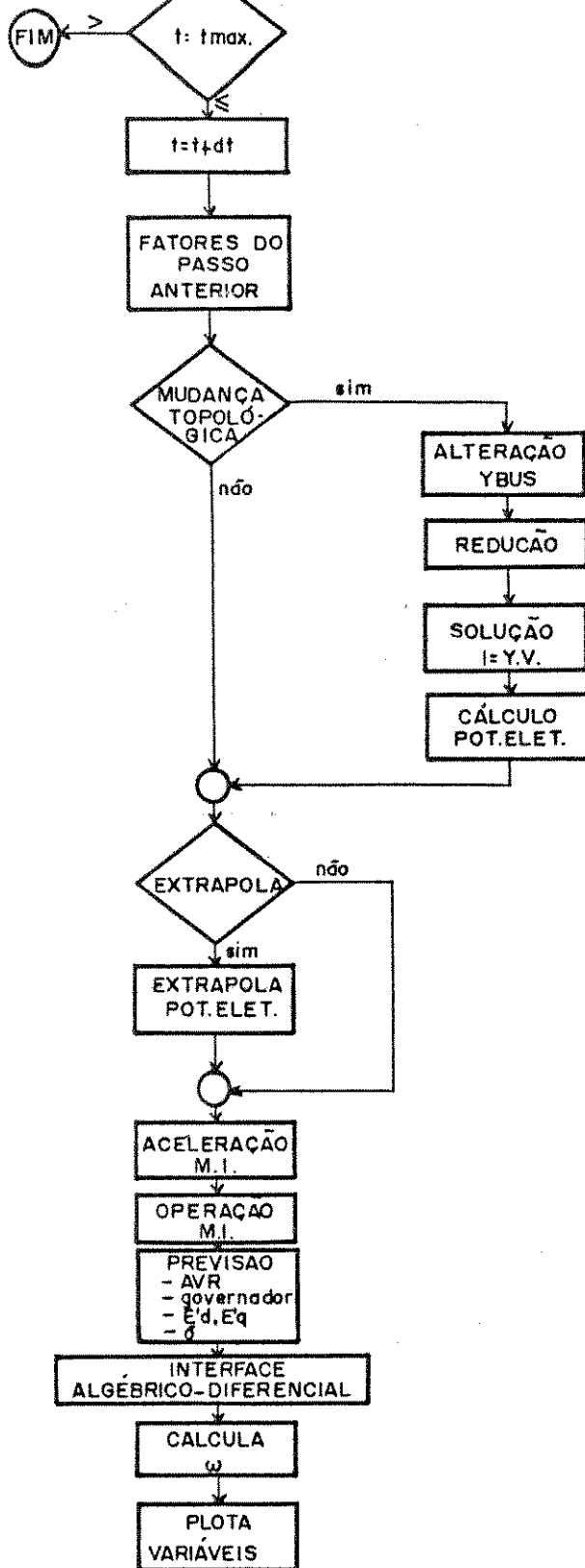
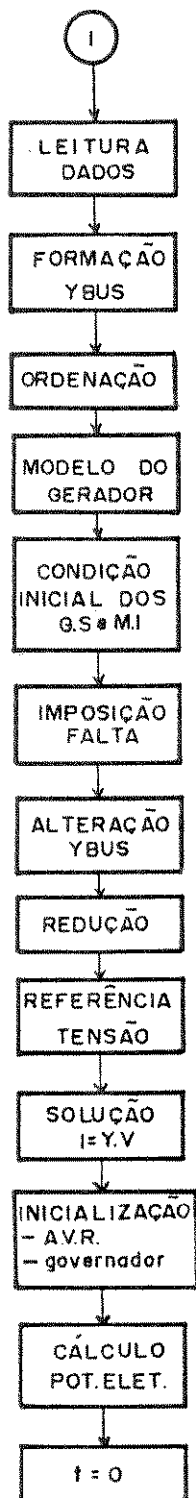
**PARÂMETROS DE CIRCUITO EQUIVALENTE DOS MOTORES
DE INDUÇÃO UTILIZADOS NAS SIMULAÇÕES**

	r1 (p.u)	x1 (p.u)	r2 (p.u)	x2 (p.u)	r3 (p.u)	x3 (p.u)	xm (p.u)	H (s)	Pot. (HP)	Po- los	Vn (kv)	Rot. (rpm)
M1	0,0453	0,0775	0,0222	0,0322	-	-	2,042	1,0	10	6	0,22	1180
M2	0,0092	0,0072	0,0070	0,0072	-	-	4,138	0,68	2250	4	2,3	1786
M3	0,0138	0,1056	0,0551	0,0477	0,0087	0,0918	3,250	5,0	900	8	2,3	890
M4	0,0165	0,1010	0,0459	0,0551	0,0083	0,0918	3,800	4,5	600	6	2,3	1190
M5	0,0056	0,0845	0,0386	0,0550	0,0062	0,0918	3,898	3,5	2500	2	2,3	3580
M6	0,0	0,0918	0,0643	0,0551	0,0055	0,0918	2,863	1,0	250	6	2,3	1190
M7	0,0	0,1056	0,0551	0,0478	0,0087	0,0918	3,021	1,0	450	12	2,3	595
M8	0,0	0,0918	0,0459	0,0551	0,0083	0,0918	2,745	1,0	100	2	2,3	3570
M9	0,0046	0,0698	0,0760	0,1047	-	-	4,365	0,50	5000	4	13,8	1709
M10	0,0235	0,1353	0,044	0,1430	-	-	2,580	0,10	3636	4	1,06	1715
M11	0,0235	0,1353	0,044	0,1430	-	-	2,580	0,10	5723	4	1,10	1710
M12	0,0022	0,0759	0,0288	0,1037	-	-	2,620	0,33	4584	4	0,44	1766
M13	0,0163	0,0816	0,0287	0,0836	-	-	2,250	0,50	800	4	4,16	1780
M14	0,0148	0,1320	0,0138	0,1190	-	-	4,010	0,30	1176	4	4,16	1764
M15	0,0163	0,0816	0,0287	0,0836	-	-	2,250	0,50	800	4	4,16	1780
M16	0,0148	0,1320	0,0138	0,1190	-	-	4,010	0,30	1176	4	4,16	1764
M17	0,0054	0,1037	0,0292	0,1115	-	-	4,518	3,0	4692	4	13,8	1745

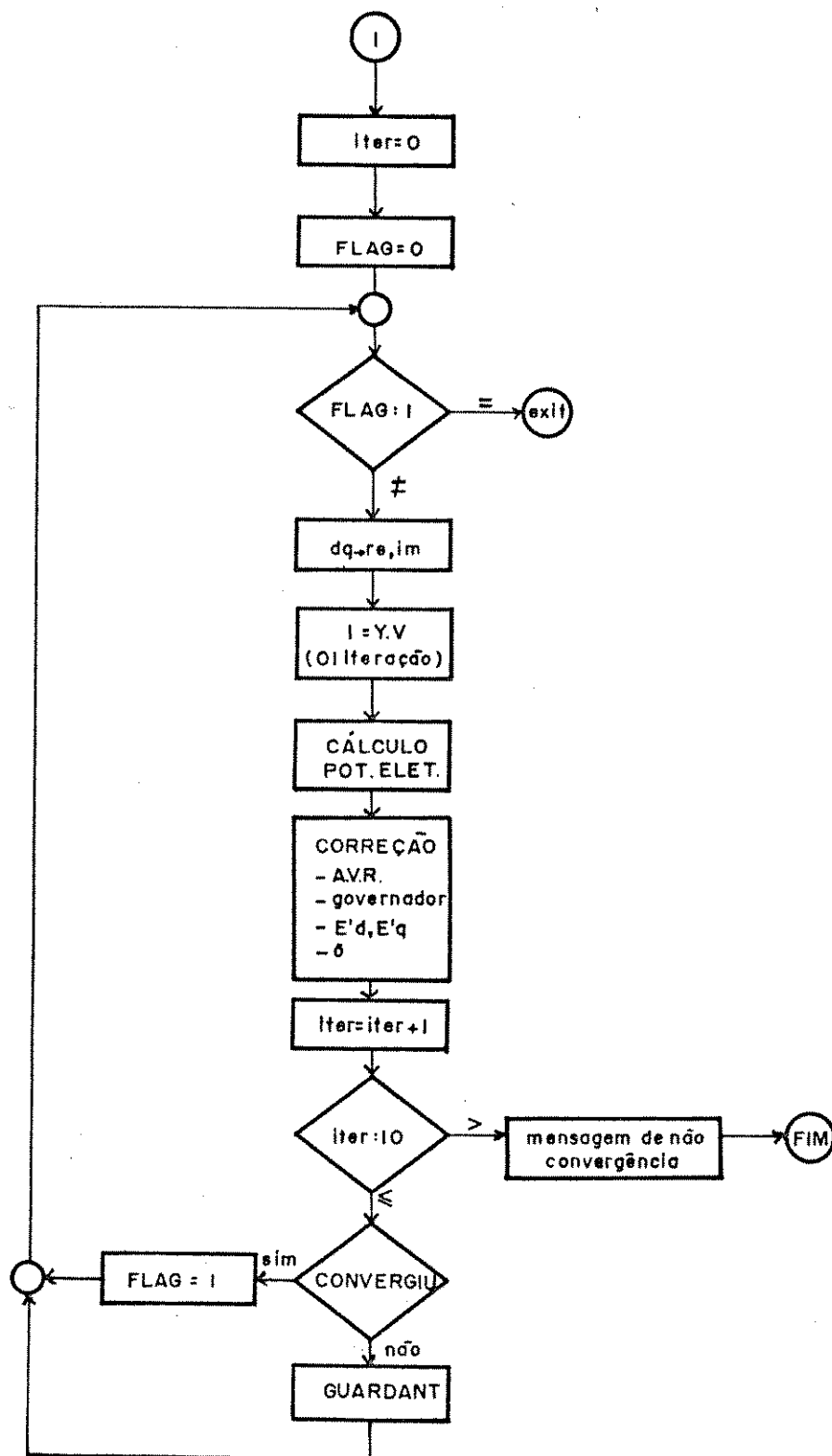
OBSERVAÇÕES:

- 1 - Os parâmetros estão em p.u na base do respectivo motor.
- 2 - O circuito equivalente para motores de gaiola simples está na figura 4.49.
- 3 - O circuito equivalente para motores de dupla gaiola está na figura 4.50.

FLUXOGRAMA SIMPLIFICADO DO PROGRAMA DESENVOLVIDO



SUBROTINA INTERFACE ALGÉBRICO - DIFERENCIAL



APÊNDICE B

REFERÊNCIAS

- [1] EPRI - "Midterm Simulation of Electric Power Systems" - EL-596
Research Project 745
Final Report, June 1979.
- [2] Waters, S.S., Willoughby, R.D. - "Modeling Induction Motors for System Studies".
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA. 19, no. 5,
September/October 1983, pp. 875-878.
- [3] Olive, D.W. - "New Techniques for the Calculation of Dynamic Stability".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-85,
no. 7, July 1966, pp. 767-776.
- [4] Brereton, D.S., Lewis, D.G., Young, C.C. - "Representation of Induction Motor Loads During Power System Stability Studies".
AIEE Transactions, Vol. PAS-76, 1957, pp. 451-461.
- [5] Shultz, R.D., Mason, G.A. - "Blackstart Utilization of Remote Combustion Turbines, Analytical Analysis and Field Test".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103,
no. 8, August 1984, pp. 2186-2191.
- [6] EPRI - "Transient Mid-Term Stability Program Documentation".
RP-1208, EPRI REPORT, nos. EL-2000 to EL-2004, 1985.
- [7] Krause, P.C., Thomas, C.H. - "Simulation of Symmetrical Induction Machinery".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-84,
no. 11, November 1965, pp. 1038-1053.
- [8] Kalsi, S.S., Adkins, B. - "Transient Stability of Power Systems Containing both Synchronous and Induction Machines".
Proc.IEE, Vol. 118, no. 10, October 1971, pp. 1467-1474.

- [9] Arrillaga, J, Arnold, G.P., Harker, B.J. - "Computer Modelling of Electrical Power Systems".
John Wiley & Sons - First Printing, 1983.
- [10] Dommel, H.W., Sato, N. - "Fast Transient Stability Solutions".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, July-August 1972.
- [11] Krause, P.C. - "Analysis of Electric Machinery".
McGraw-Hill - First Printing, 1986.
- [12] EPRI - "Power System Dynamic Analysis Phase I" - Boeing Computer Services, EPRI EL-484, Project 670-1, Final Report, July 1977.
- [13] Costa, V.F. - "Análise de Estabilidade Transitória em Sistemas de Energia Elétrica".
Tese de Mestrado - Faculdade de Engenharia de Campinas, 1981.
- [14] Pierre, G.R.St. - "Impact Loading of isolated Generators".
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-17, no. 6, November/December 1981, pp. 557-566.
- [15] Dommel, H.W., Bhattacharya, S., Brandwain, V., Lauw, H.K, Marti, L. - "Electromagnetic Transients Program Reference Manual (EMTP Theory Book)".
By Bonneville Power Administration, 1986.
- [16] Barbi, Ivo - "Teoria Fundamental do Motor de Indução".
Editora da Universidade Federal de Santa Catarina, 1a. edição, 1985.
- [17] Stott, B. - "Power System Dynamic Response Calculations".
Proceedings of the IEEE, Vol. 67, no. 2, February 1979, pp. 219-241.

- [18] "IEEE RED BOOK" - IEEE STD 141-1976
IEEE Recommended Practice for Electric Power Distribution for Industrial Plants - First Printing, 1976.
- [19] Beeman, Donald - "Industrial Power Systems Handbook".
McGraw-Hill Book Company - First Edition, 1955.
- [20] Price, W.W., Wirgau, K.A., Murdoch, A., Mitsche, J.V., Vaahedi, E., El-Kady, M.A. - "Load Modeling for Power Flow and Transient Stability Computer Studies".
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 3, no. 1, February 1988, pp. 180-187.
- [21] Richards, G.G., Tan, T.T. - "Simplified Models for Induction Machine Transients Under Balanced and Unbalanced Conditions".
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-17, no. 1, January-February 1981, pp. 15-21.
- [22] Stanley, H.C. - "An Analysis of the Induction Machine".
AIEE Transactions, Vol. 57, 1938, pp. 751-757.
- [23] Stagg, G.W., El-Abiad, A.H. - "Computer Methods in Power System Analysis".
McGraw-Hill Kogakusha, Ltd. - First Printing, 1968.
- [24] Arnold, G.P., Pacheco, E.J.P. - "Modelling Induction Motor Start-up in a Multi-Machine Transient-Stability Programme".
IEEE PES Summer Meeting, British Columbia, Canada, July 1979. paper A79492-0.
- [25] Aggoune, M.E., El-Sharkawi, M.A. - "Dynamic Equivalent Load Model for Power Systems".
Electrical Power and Energy Systems, July 1987, pp. 142-148.

- [26] Rogers, G.J., Shirmohammadi, D. - "Induction Machine Modelling for Electromagnetic Transient Program".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. EC-2, no. 4, December 1987, pp. 622-628.
- [27] Krause, P.C., Rodriguez, F.D., Wasynczuk, O. Mojica, D.A. - "Neglecting Stator Transients when Representing isolated Operation of Induction Machines".
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWR5-2, no. 1, February 1987, pp. 183-188.
- [28] Rahim, A.H.M.A., Laldin, A.R. - "Agregation of Induction Motor Loads for Transient Stability Studies".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. EC-2, no. 1, March 1987, pp. 55-61.
- [29] Khalil, N.A., Tan, T.O., Baran, I.U. - "Reduced Order Models for Double-Cage Induction Motor".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vo. PAS-101, no. 9, September 1982, pp. 3135-3140.
- [30] Ertem, S., Baghzouz, Y. - "Simulation of Induction Machinery for Power System Studies".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 4, no. 1, March 1989, pp. 88-94.
- [31] Rodriguez, F.D., Wasynczuk, O - "A Refined Method of Deriving Reduced Order Models of Induction Machines".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. EC-2, no. 1, March 1987, pp. 31-37.
- [32] Wasynczuk, O. Diao, Y.m., Krause, P.C. - "Theory and Comparison of Reduced Order Models of Induction Machines".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-104, no. 3, March 1985, pp. 598-606.

- [133] Westinghouse Electric Corporation - "Electrical Transmission and Distribution Reference Book".
Edited By Westinghouse - Fourth Edition, 1964.
- [134] Plaxco, J.D., Myers, C.S., McCauley, T.m. - "Evaluation of Diesel-Driven Generators for Starting an Isolated System of Motor-Driven Equipment".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-92, no. 12, January/February 1973, pp. 330-335.
- [135] Feltrin, A.P. - "Cálculo da Estabilidade Transitória em Sistemas de Energia Elétrica Utilizando Esquema Simultâneo Implícito".
Campinas(SP), Faculdade de Engenharia de Campinas, 1986. Tese (Mestrado) - FEC/UNICAMP.
- [136] Undrill, J.M, Laskowski, T.F. - "Model Selection and Data Assembly for Power System Simulations".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-101, no. 9, September 1982, pp. 3333-3341.
- [137] Diana, G., Harley, R.G. - "Transient Behavior of Induction Motor Flux and Torque During Run-up".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. EC-2, no. 3, September 1987, pp. 465-469.
- [138] Trutt, F.G., Thomas, S.A. - "Dynamic Simulation of Coal Mine Electrical Power Systems".
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-17, no. 4, July/August 1981, pp. 349-355.
- [139] De Sarkar, A.K., Berg, G.J. - "Digital Simulation of Three-Phase Induction Motor".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-89, no. 6, July/August 1970, pp. 1031-1037.

- [40] Steinmetz, G.P. - "The Alternating Current Induction Motor".
Transactions of A.I.E.E., Vol. 14, July 1897, pp. 185-223.
- [41] Richards, G.G. - "Reduced Order Model for Single and Double Cage Induction Motors During Startup".
IEEE Transactions on Energy Conversion, Vol. 3, no. 2, June 1988, pp. 335-341.
- [42] Shankle, D.F., Murphy, G.M., Long, R.W., Harder, E.L. -
"Transient Stability Studies - I, Synchronous and Induction Motors".
AIEE Transactions, February 1955, pp. 1563-1580.
- [43] Arnold, G.P. - "Solutions of the Multi-Machine Power System Stability Problem".
Ph.D. Thesis, UMIST, 1976.
- [44] Smith, J.R., Rogers, G.J., Buckley, G.W. - "Application of Induction Motor Simulation Models to Power Station Auxiliary Pump Drives".
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS - 98, no. 5, Sept/Oct 1979, pp. 1824-1831.
- [45] Concordia, G., Grary, S.B., Kron, G. - "The Doubly Fed Machine"
AIEE Transactions, Vol. 61, May, 1942, pp.286-289.
- [46] Fitzgerald, A.E., Kingsley, G.J., Kusko, A.- "Electric Machinery"
McGraw-Hill Inc.
First Printing, 1961 - Edition: 1971
- [47] Say, M.G. - "Alternating Current Machines".
Pitman Publishing Limited
First Printing, 1976. Edition: 1978.

- [48] Kostenko, M.P., Plotrovski, L.M. - "Máquinas Eléctricas"
Editorial MIR - MOSCU
First Printing: 1973 - Edition: 1976
2 volumes.
- [49] Langsdorf, A.S. - "Theory of Alternating Current Machinery"
Tata McGraw-Hill Publishing Company Ltd.
First Printing: 1937
Edition: 1981
- [50] Johnson, A.A., Thompson, H.A. - "Bus Transfer on 2300 - Volt
Station Auxiliary System"
AIEE Transactions, Vol. 69, February 1950, pp. 386-194.
- [51] Lewis, D.G., Marsh, W.D. - "Transfer of Steam-electric
Generating-Station Auxiliary Busses"
AIEE Transactions, June 1955, pp. 322-334
- [52] Rodriguez, F.D., Wasynczuk - "A Method of Representating
Isolated Operation of a Group of Induction Motor Loads"
IEEE Transactions on Power Systems, Vo. PWRS - 2, no. 3, August
1987, pp. 568-575.
- [53] Richards, G.G. - "Reduced Order Models for an Induction Motor
Group During Bus Transfer"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 4, no. 2, May 1989, pp.
494-498.
- [54] Becnel, C.L. - "Maintaining Process Continuity During Voltage
Dips"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA 18, no. 4,
July/August 1982, pp. 324-328.

- [55] Westinghouse - "Electric Utility Engineering Reference Book, volume 3"
Distribution Systems
First Edition: 1959
Fifth Printing: 1965
- [56] Pettigrew, R. - "Automatic Transfer: New Way to Switch Spinning Motors"
Power, October 1981, pp. 65-67.
- [57] Gill, D.J. - "Transfer of Motor Loads Between out-of-phase Sources"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-15, no. 4, July/August 1979, pp. 376-381.
- [58] Young, G.C., Dunkl-Jacobs, J. - "The Concept of In-phase Transfer Applied to Industrial Systems Serving Essential Service Motors"
AIEE Transactions, Vol. 79, January 1961, pp. 508-518.
- [59] Bottrell, G.W., Yu, L.Y. - "Motor Behavior Through Power System Disturbances"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-16, no. 5, September/October 1980, pp. 600-605.
- [60] Saikawa, K., Goto, M., Imamura, Y, Takato, M., Kanke, T. - "Real Time Simulation System of Large-Scale Power System Dynamics for a Dispatcher Training Simulator"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-103, no. 12, December 1984, pp. 3496-3501.
- [61] Kimbark, E.W. - "Power System Stability: Synchronous Machines"
Dover Publications, Inc., New York.
First Publication: 1955
Edition: 1968

- [62] Vasconcelos, A.B - "Contribuições para a Modelagem de Cargas, Definição de Parâmetros de Reguladores e Rejeição de Cargas em Estudos de Estabilidade"
Tese de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, 1987.
- [63] Bickford, J.P., Hughes, F.M. - "System Study of the Enchova Central Plataforma"
D.E.E.E., University of Manchester, March 1982.
- [64] Leens, P. - "Series Compounding of Self-Excited Synchronous Generators"
Brown Boveri Review, no. 9/10, 1974, pp.3-8.
- [65] Smith, J.R., Stronach, A.F. - "Development of a Simulation Model of Turbocharged Diesel Engine Prime-Movers for Power System Studies"
Electrical Power and Energy Systems, Vol. 10, no. 2, April 1988, pp. 123-129.
- [66] Kelly, A.R. - "Induction Motor Model for Industrial Power System Computations"
AIEE Transactions, July 1962, pp. 166-172.
- [67] Young, C.C. - "The Synchronous Machine"
IEEE Tutorial Course.
Modern Concepts of Power Systems Dynamics
May 1970, pp. 11-24.
- [68] Nema MG 1-1987 Large Machines-Induction Motors, Part 20, page 15.
- [69] Tsao, T.P., Chen, S.L. Huang, C.L., Lin, W.C. - "Dynamic Response Analysis of Marine Power Systems"
IEE Proceedings, Vol. 135, Pt. C, no. 1, January 1988, pp. 74-78.

- [70] Smolleck, H.A., Robertson, B., - "Dynamic Simulation of Induction-Motor Starting Using the Microcomputer"
Electric Power Systems Research, no. 16, 1989, pp. 227-236.
- [71] Bastian, J., Hannett, L.N., de Mello, F.P. - "Importance of Accuracy in Equipment Dynamic Modelling Some Case Studies"
II Simpósio de Especialistas em Planejamento da Operação e Expansão Elétrica, 21-25 de Agosto de 1989 - São Paulo
Paper IP-25.
- [72] Chapman, S.J. - "Electric Machinery Fundamentals"
McGraw-Hill Book Company
First Printing: 1985.
- [73] Wood, A.J., Wollenberg, B.F. - "Power Generation, Operation and Control"
John Wiley & Sons
First Printing: 1984.
- [74] Filho, X.V. - "Operação de Sistemas de Potência com Controle Automático de Geração"
Editora Campus
Primeira Edição: 1984.
- [75] Scheidt, J.L., Miller, S.E., Klein, S.A., Enns, M.K., Savulescu, S.G. - "Future Role of High Level Languages in Power System Control Centers"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 3, no. 3, August 1988, pp. 1206-1212.
- [76] Aiden, R.T.H., Krishnamurthi, R. - "On the Use of Pascal for Power Flow Programming"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 3, no. 3, August 1988, pp. 1322-1327.

- [77] Jampala, A.K., Venkata, S.S. - "Think Pascal"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWR-1, no. 1, February 1986, pp. 185-192.
- [78] Zollenkopf, K. - "Bi-factorisation - Basic Computational Algorithm and Programming Techniques".
REID, J.K. Ed.
Large Sparse Sets of Linear Equations, London, Academic Press, 1971, pp. 75-96, (Conference of Institute of Mathematics and its Applications, Oxford, 5-8, April 1970).
- [79] Fouad, A. - "Transient Stability Studies: Programs and Trends"
Edited by Hemisphere Publishing Corporation.
First Printing : 1983, pp. 112-115.
- [80] McFadden, R.H. - "Stability Considerations for Industrial Power Systems"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-13, no. 2, March/April 1977, pp. 107-115.
- [81] Doughty, R.L., Glise, L., Kalkstein, E.W., Willoughby, R.D. -
"Electrical Studies for an Industrial Gas Turbine Cogeneration Facility"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. 25, no. 4, July/August 1989, pp. 750-765.
- [82] França, A.L.M. - "Simulação de Dinâmica de Curto Prazo em Sistemas de Energia Elétrica: Comportamento do Esquema Alternado Implícito"
5o. Congresso Brasileiro de Automática - Campina Grande, 1984.
Volume 1, pp. 172-176.
- [83] Wirth, E., Castelli, G. - "Evaluation and Investigation of Dynamic Phenomena in Industrial and Power Plant Network".
Brown Boveri Review, 1/2-84, pp. 18-23.

- [84] Johnson, R.B.I., Short, M.J., Copy, B.J. - "Improved Simulation Techniques for Power System Dynamics"
IEEE Winter Meeting 88, paper 88 WM 176-0.
- [85] Mathur, B.K. - "The Modeling of Load Characteristics Representation in System Studies"
IEEE Transactions on Industry Applications, Vol. IA-20, no. 1, January/February, 1984, pp. 167-172.
- [86] Alden, R.T.H, Krishnamurthi, R. - "Fortran VS Pascal for Power Engineering Programming Under MS-DOS"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWR-1, no. 4, November 1986, pp. 179-186.
- [87] Wood, T. - "Using Turbo Pascal"
McGraw-Hill, Inc.
First Printing: 1986
Edition: 1987.
- [88] Schneider, G.M, Weingart, S.W., Perlan, D.M. - "An Introduction to Programming and Problem Solving with Pascal"
John Wiley & Sons, Inc.
First Printing: 1978
Edition: 1982
- [89] IEEE Committee Report - "Computer Representation of Excitation Systems"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-87, no. 6, June 1968, pp. 1460-1464.
- [90] IEEE Committee Report - "Excitation System Models for Power System Stability Studies"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol PAS-100, no. 2, February 1981, pp. 494-509.

- [91] IEEE Committee Report - "Dynamic Models for Steam and Hydro Turbines in Power System Studies"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Nov/Dec. 1973.
pp. 1904-1915
- [92] Wright, W.F., Hawley, R., Dinely, J.L. - "Brushless Thyristor Excitation Systems"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Sept/Oct. 1972, pp. 1848-1854.
- [93] Dudler, A. - "Unitrol Voltage Regulators for Synchronous Generators"
Brown Boveri Review, no. 1, 1970, pp. 41-48.
- [94] Byerly, R.T., Kimbark, E.W. - "Dynamic Stability - Part II - Stability of Large Electric Power Systems"
IEEE Press, 1974, pp. 187-188.
- [95] IEEE Committee Report - "Recommended Phasor Diagram for Synchronous Machines"
IEEE Transactions on Power apparatus and Systems, Vol. PAS-88, no. 11, November 1969, pp. 1593-1610.
- [96] Peneder, F., Bertschi, R. - "Static Excitation Systems with and without a Compounding Ancillary"
Brown Boveri Review, no. 7, 1985, pp. 343-348.
- [97] Jenkins, P.E. - "A Review of the Industrial Development and Usage of Electronic Governors"
Proceedings of the Eighth Turbomachinery Symposium, 1979, pp. 95-108.
- [98] Shull, J.R., Russell, G.A. - "Multiloop Control System Study of a Gas-turbine Compressor and Power Unit, I - Analytical Investigation"
AIEEE Transactions, January 1963, pp. 363-369.

- [99] Wright, R.M. - "Understanding Modern Generator Control"
Paper 89 WM 027-4 EC, IEEE
- [100] General Electric - "Electric Utility Gas Turbine Applications"
Edited by General Electric, 1983.
- [101] Concordia, C. - "Effect of Prime-Mover Speed Control
Characteristic on Electric Power System Performance"
IEEE transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-88,
no. 5, May 1969, pp. 752-756.
- [102] Cohen, H., Rogers, G.F.C., Saravanamuttoo, H.I.H. - "Gas Turbine
Theory"
Longman Group Limited
First Printing: 1951
Edition: 1974.
- [103] Venikov, V. - "Transient Processes in Electrical Power Systems"
MIR Publishers - Moscow
First Printing: 1977
Edition: 1980
- [104] Rowen, W.I. - "Simplified Mathematical Representations of
Heavy-Duty Gas Turbines "
ASME - Journal of Engineering for Power, Vol. 105, October 1983,
pp. 865-869.
- [105] BBC - Relatório do Estudo do Sistema Elétrico das Plataformas do
Polo Nordeste da Bacia de Campos, 1986.
- [106] Young, C.C. - "Equipment and System Modeling for Large-Scale
Stability Studies"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Jan/Feb. 1972.

- [107] Alvarado, F.L., Lassetter, R.H., Sanchez, J.J. - "Testing of Trapezoidal Integration with Damping for the Solution of Power Transient Problems"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol..PAS-102, no. 12, December 1983, pp. 3783-3790.
- [108] Marti, J.R., Lin, J. "Supression of Numerical Oscillations in the EMTP"
IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 4, no. 2, MAY 1989, pp. 739-747
- [109] McGrackin, F.G., Schmus, W.R. "The Representation of System Load in Stability Studies"
IEEE Tutorial Course - Modern Concepts of Power System Dynamics, May 1970, pp. 41-46
- [110] de Mello, F.P. "The Effects of Control ", IEEE Tutorial Course Modern Concepts of Power System Dynamics, may 1970, pp. 25-40
- [111] Watson, W., Manchur, G. "Experience with Supplementary Damping Signals for Generator Static Excitation Systems"
IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Jan./Feb. 1973.
- [112] Reynolds, T.S., Bernstein, T. "The Damnable Alternating Current"
Proceedings of the IEEE, vol. 64, no. 9, September 1976, pp. 1339-1343
- [113] Nordanlycke, I., Paulsson, E. "Solution Methods of Power Systems Dynamics"
The Royal Institute of Technology, Stockholm, Sptember 1974.
- [114] Fisher, S.N., Jewell, W.H. - "Scheme to Improve Transient Response of Industrial Systems"
IEE Proc., vol. 127, Pt. B, no. 6, November 1980, pp. 349-357

- [115] Snyder, R.E., McCabe, C.R. - "Micoperi 7000: The World's Largest SSCV goes to Work"
Ocean Industry, July 1988, pp. 31-50.
- [116] Whipple, D.P., Trefny, F.J. - "Current Electric System Operating Problems from a Cogenerator's Viewpoint"
Paper 89 WM 208-0 PWRs, IEEE
- [117] Bromhead, J.R. - "Offshore Electrical Systems"
IEE Proceedings, vol. 133, Pt. C, no. 7, November 1986, pp. 457-461.
- [118] Clark, H.K., Feltes, J.W. - "Industrial and Cogeneration Protection Problems Requiring Simulation"
IEEE Transactions on Industry Applications, vol. 25, no. 4, July/August 1989.
- [119] Yannone, R.A., Reuther, J.F. - "Ten Years of Digital Computer Control of Combustion Turbines"
Transactions of the ASME, vol. 103, January 1981, pp. 54-59
- [120] Loft, A. - "Speedtronic - Tomorrow's Analog and Digital Gas Turbine Control Systems"
IEEE Transactions on Industry and General Applications, vol. IGA-5, no. 4, July/August 1969, pp. 380-388.