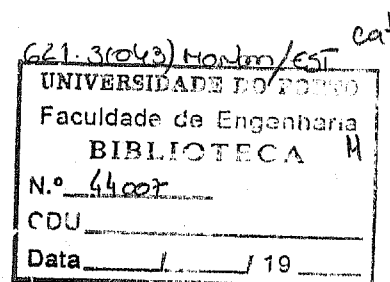


FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Electrotécnica e de Computadores

**ESTUDO E ANÁLISE DA PROPAGAÇÃO HARMÓNICA EM
SISTEMAS DE ENERGIA ELÉCTRICA**

Maria de Fátima Coelho Monteiro



Dissertação de Mestrado em Engenharia Electrotécnica e de Computadores

Porto, Novembro de 1998

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO
Departamento de Engenharia Electrotécnica e de Computadores

Maria de Fátima Coelho Monteiro

Licenciada em Engenharia Electrotécnica e de Computadores
Pela Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

**Estudo e Análise da Propagação Harmónica em
Sistemas de Energia Eléctrica**

Dissertação submetida para satisfação parcial dos
requisitos do grau de mestre em
Engenharia Electrotécnica e de Computadores
(Área de especialização de Sistemas de Energia)

Dissertação realizada sob a supervisão do
Professor Doutor António Carlos Sepúlveda Machado e Moura,
Do Departamento de Engenharia Electrotécnica e de Computadores
Da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
e do

Professor Doutor José Américo Dias Pinto,
Do Instituto Superior de Engenharia de Coimbra

Porto, Novembro de 1998

*Aceita, Senhor, nas Tuas mãos a minha liberdade,
de todo o coração eu a entrego.
Aceita o meu trabalho, a minha inteligência e a minha vontade.
Aquilo que tenho, que possuo, é dom da Tua bondade.
A Ti o entrego, nas Tuas mãos o ponho.
Só isso procuro: que eu Te possa amar.
E, rico de Ti, nada mais deseje,
nada mais precise.*

AGRADECIMENTOS

Ao terminar este trabalho não quero deixar de exprimir os meus mais profundos agradecimentos a todos aqueles que de alguma forma contribuíram para que ele se concretizasse.

Em primeiro lugar ao orientador, Professor Doutor António Carlos Machado e Moura, e ao co-orientador, Professor Doutor José Américo Dias Pinto, por toda a orientação, disponibilidade e apoio manifestados no decorrer deste trabalho.

Ao Eng. Carlos Machado Ferreira, pela sua simpatia em partilhar todos os seus trabalhos e conhecimentos.

Ao Instituto Superior de Engenharia de Coimbra, pelo apoio prestado.

Ao PRODEP, pela bolsa que financiou as propinas deste Mestrado, possibilitando-me assim a sua frequência.

E especialmente aos meus pais e às minhas irmãs, pelo carinho, pela compreensão, incentivo e paciência durante todo este tempo, que foram o alento que tornou possível este trabalho.

RESUMO

Nesta dissertação estuda-se e analisa-se a propagação harmónica num Sistema Eléctrico de Energia.

É apresentada uma formulação do Método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência, que permite estudar o efeito da distorção das ondas de tensão e de corrente provocadas por fontes harmónicas. Esta formulação permite calcular as frequências de ressonância e obter informação para o dimensionamento de filtros, que permitam atenuar os efeitos da poluição harmónica das cargas não lineares.

Foi desenvolvido um pacote de programas computacionais, que pode ser usado no estudo e análise da propagação harmónica num Sistema de Energia Eléctrica.

Para se aferirem os modelos matemáticos estabelecidos e o pacote de programas desenvolvido, são apresentados estudos de propagação harmónica em redes eléctricas de teste. Os resultados obtidos foram analisados e comparados com as soluções produzidas por outros autores, sendo de realçar a boa qualidade dos resultados obtidos.

Palavras chave: Harmónicos, Propagação harmónica, Método das Impedâncias Nodais no Domínio das Frequências, Frequências de ressonância, Filtros

ABSTRAT

This dissertation is concerned with the simulation and analyses of the harmonics propagation in an Electrical Power System. It is used the Frequency Scan method to evaluate the current and voltage harmonic distortion in a Power Network. This numerical formulation provides fast and accurate results, in order to analyse one of the most important aspects of Power Systems quality.

It was developed a software package that can be used to study and analyse the propagation of harmonics of a multimachine System.

This computer's programs can simulate tree-phase bridge converters (six and twelve pulse) as well as arc furnaces.

Different harmonic injection scenarios in different electrical networks were tested using the developed programs. The results were compared with the solutions of other authors, showing a closed agreement.

Keywords: Harmonics, Harmonic propagation, Frequency scan method, Resonance frequency, Filters.

SOMMAIRE

Cette dissertation est totalement dédiée à l'étude, simulation et analyse de la propagation des harmoniques dans une Système d'Energie Électrique. On présente une formulation basé dans une méthode où l'analyse est faite fréquence par fréquence en vue de l'obtention des tensions et (ou) courrants harmonics dans le Réseau d' Énergie Électrique. Cette formulation permet l'obtention rapide et avec la précision désirée, des résultats qui caractérisent le comport harmonique du réseau.

On a développé des logiciels qui peuvent être utilisés dans l'étude et analyse de la propagation des harmonique dans un système real, multi-machine.

Avec ces logiciels, des problèmes de propagation des harmonique dans quelques réseau électriques ont été étudiés, de façon à tester les modèles mathématiques developpés. Les résultats obtenus ont été traités et comparés à des solutions presentées par d'autres auteurs, ce qui a permis l'évaluation de leur précision..

Mots clefs : Harmoniques, Propagation des harmoniques, Méthodes de analyse fréquence par fréquence, Fréquences de résonance, Filtres.

ÍNDICE

SIMBOLOGIA

1-INTRODUÇÃO

1.1 - Considerações gerais.....	1
1.2 - Objectivos e estrutura do trabalho.....	3

2- TÉCNICAS PARA ANÁLISE HARMÓNICA

2.1 - Considerações gerais.....	6
2.2 - Técnicas determinísticas	
2.2.1 - Técnicas determinísticas no domínio da frequência.....	7
2.2.2 - Técnicas determinísticas no domínio do tempo.....	9
2.3 - Técnicas probabilísticas.....	10

3 - MODELIZAÇÃO DO SISTEMA DE ENERGIA ELÉCTRICA

3.1 - Considerações gerais.....	11
3.2 - Máquinas síncronas.....	11
3.3 - Linhas de transmissão de energia eléctrica	
3.3.1 - Modelos monofásico e trifásico.....	14
3.3.2 - Cálculo da impedância série.....	15
3.3.3 - Cálculo da admitância transversal.....	18
3.3.4 - Efeito das linhas longas.....	19
3.4 - Transformadores.....	23
3.5 - Cargas.....	26

3.5.1 - Cargas lineares.....	27
3.5.2 - Cargas não lineares.....	28
3.5.2.1 - Conversores	28
3.5.2.2 - Fornos de Arcos	33
3.6 - Modelo global do sistema.....	37

4 - MÉTODO DAS IMPEDÂNCIAS NODAIS NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

4.1 - Considerações gerais..	42
4.2 - Formulação geral.....	42
4.2.1 Modelização monofásica.....	47
4.2.2 - Modelização trifásica.....	47
4.2.3 - Método iterativo.....	49

5 - PACOTE DE PROGRAMAS DESENVOLVIDO

5.1 - Considerações gerais.....	54
5.2 - Pré-processador	56
5.3 - Processador.....	60

6- VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS ESTABELECIDOS

6.1 - Considerações gerais.....	66
6.2 - Exemplo 1	
6.2.1 - Definição do problema.....	66
6.2.2 - Resultados obtidos.....	67
6.2.3 - Comparação dos resultados e conclusões.....	70
6.3 - Exemplo 2	

6.3.1 – Definição do problema.....	72
6.3.2 – Resultados obtidos.....	72
6.3.3 – Comparação dos resultados e conclusões.....	73
6.4 – Exemplo 3	
6.4.1 – Definição do problema.....	74
6.4.2 – Resultados obtidos.....	75
6.4.3 – Comparação dos resultados e conclusões.....	75
6.5 – Exemplo 4	
6.5.1 – Definição do problema.....	76
6.5.2 – Resultados obtidos.....	77
6.5.3 – Comparação dos resultados e conclusões.....	79
6.6 – Exemplo 5	
6.6.1 – Definição do problema.....	82
6.6.2 – Resultados obtidos.....	84
6.6.3 – Comparação dos resultados e conclusões.....	85

7- **CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS DE DESENVOLVIMENTOS FUTUROS**

7.1 – Conclusões.....	87
7.2 – Perspectivas de desenvolvimentos futuros.....	89

ANEXOS

I – Método de Newton-Raphson para trânsito de potências.....	91
II – Componentes simétricas.....	95
III – Cálculo do efeito pelicular	97
IV – Cálculo de funções hiperbólicas de matrizes complexas.....	98

V – Cálculo da função raiz quadrada de matrizes complexas.....	100
VI – Cálculo da frequência de ressonância para o sistema do Exemplo 3.....	102
VII – Modelização de transformadores trifásicos.....	104
VIII – Admitâncias para modelizar um forno de arco.....	107
IX – Tensão critica de um fomo de arco.....	109
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	110
OUTRA BIBLIOGRAFIA UTILIZADA.....	116

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1. Considerações gerais

O fenómeno da poluição harmónica mereceu desde sempre uma atenção muito especial dos engenheiros electrotécnicos.

Já no fim do século passado, quando se construíram os primeiros alternadores, havia tal disparidade na forma de onda da tensão, que o paralelo tornava-se impossível. Foi então necessário escolher a sinusóide como a forma ideal da onda de tensão e normalizar também a sua frequência [1].

Assim sendo, o desenvolvimento de metodologias de análise harmónica iniciou-se antes de 1900. Posteriormente foram desenvolvidas metodologias de modelização e análise mais adequadas às novas realidades que foram surgindo, como são exemplos os elevados níveis de tensão e os novos tipos de cargas, fruto do desenvolvimento da electrónica.

Foi porém, a partir dos anos 30 deste século, com o aumento dos consumos e o consequente desenvolvimento dos Sistemas de Energia Eléctrica que começaram a sentir-se com maior acuidade os efeitos nefastos da poluição harmónica. Com efeito, o funcionamento em regime de sobrecarga dos geradores e transformadores conduz à saturação dos respectivos circuitos magnéticos, produzindo harmónicos que, ao propagarem-se na rede, poderão ser amplificados [2]. Assim, numa linha de transmissão de 220 kV em vazio, com 350 km de comprimento, constatou-se que um terceiro harmónico de amplitude 7% num dos extremos, aparecia no outro ampliado para 53% [1].

A utilização de fornos de arco e de transformadores de soldadura nas indústrias metalúrgica e metalomecânica veio aumentar substancialmente o número e a amplitude dos harmónicos de corrente injectados na rede [3].

A partir dos anos 70, a problemática da poluição harmónica aumentou devido à grande expansão do uso de conversores estáticos. Isto levou ao surgimento de diversas técnicas para a formulação da propagação harmónica, assim como de soluções para este problema que conduziram ao desenvolvimento de diverso “software”.

Assim e devido ao aumento de cargas não lineares, nos sistemas de energia eléctrica, que acarretam um aumento da poluição harmónica na rede, os estudos da propagação harmónica tornaram-se uma importante componente do projecto e análise de sistemas de energia eléctrica e têm vindo a ser alvo de diversos estudos.

Nos últimos anos assistiu-se a um grande desenvolvimento científico e tecnológico na área dos semicondutores, que conduziram ao aparecimento de novos dispositivos (rectificadores, conversores de frequência, sem esquecer o número exponencialmente crescente de computadores). O número destes dispositivos electrónicos proliferou rapidamente e continua a crescer, introduzindo na rede um acréscimo significativo do conteúdo harmónico, devido ao seu comportamento não-linear [4,5].

A poluição harmónica gera um aquecimento suplementar dos dispositivos electromagnéticos, reduz o factor de potência das instalações eléctricas e produz interferências nos circuitos de telecomunicações [6]. Pode ainda ser a causa do mau funcionamento dos relés ou mesmo estabelecer o fenómeno de ressonância entre as impedâncias do sistema de energia eléctrica conduzindo a um envelhecimento precoce do isolamento [2,7].

Para se atenuarem os efeitos nefastos produzidos pelos harmónicos, são colocados filtros em pontos estratégicos da rede. Porém e em sistemas de pequena potência, recomenda-se o uso dos modernos compensadores activos, atendendo às vantagens que apresentam [8].

A especificação das características dos dispositivos de atenuação harmónica e a sua localização óptima na rede, requerem o estudo e a análise do complexo fenómeno da distorção das ondas de tensão e de corrente.

Antes de se iniciarem os estudos da propagação da poluição harmónica é necessário conhecer-se o estado inicial do sistema. Esta informação é obtida por um programa de trânsito de potências [9].

Este trabalho é dedicado ao estudo da propagação da poluição harmónica, utilizando-se o método das impedâncias nodais no domínio da frequência [10,11]. Esta formulação, permite detectar de forma eficiente as condições de ressonância harmónica entre componentes do sistema.

Estabelecidos os modelos numéricos para o estudo da propagação harmónica, e utilizando as potencialidades de cálculo que os meios computacionais hoje oferecem, foi possível desenvolver um poderoso pacote de programas.

O "software" desenvolvido é modular, tendo sido utilizada a linguagem de programação Fortran da Microsoft.

Esta nova ferramenta de "software", que permite manipular grandes quantidades de dados a altas velocidades, pretende ser um auxiliar precioso no estudo e análise da propagação harmónica nos Sistemas de Energia Eléctrica.

1.2 Objectivos e estrutura do trabalho

O estudo e a análise da propagação harmónica possibilitam conhecer possíveis condições de ressonância entre componentes num Sistema de Energia Eléctrica. Permitem também projectar e localizar estrategicamente na rede, filtros adequados com vista a minimizar os efeitos da distorção das formas de onda da tensão e da corrente. Da solução obtida pode ainda calcular-se o sobre-aquecimento dos dispositivos.

Em síntese, os objectivos deste trabalho foram os seguintes:

- a) Apresentar o estado da arte referente ao estudo e análise da propagação harmónica;
- b) Estabelecer o modelo global do sistema, a partir dos modelos das máquinas síncronas, dos transformadores, das linhas e das cargas, quer para o caso de modelização monofásica, quer para modelização trifásica;

- c) Desenvolver o modelo proposto com base no método das impedâncias nodais no domínio das frequências;
- d) Validar o modelo estabelecido por comparação com outras formulações, de fiabilidade e precisão garantidas.

A presente dissertação encontra-se dividida em sete capítulos, apresentando no início um resumo, um "abstract" e um "sommaire", que sintetizam o alcance do trabalho.

Imediatamente a seguir ao índice, apresenta-se a lista de todos os símbolos utilizados.

Os anexos e as referências bibliográficas surgem no final do texto.

No Capítulo 1 é salientado o interesse do estudo e da análise da propagação harmónica nos Sistemas de Energia Eléctrica.

No Capítulo 2 são referidos e analisados os diferentes métodos usados nos estudos da propagação harmónica.

O Capítulo 3 descreve os modelos dos componentes da rede e o modelo global do sistema usados neste trabalho.

No Capítulo 4 é estabelecido o modelo referente à formulação do método das impedâncias nodais no domínio das frequências.

No Capítulo 5 é feita uma descrição do HARMONsySTEM, programa computacional que foi desenvolvido para o estudo da propagação harmónica em Sistemas de Energia Eléctrica.

O Capítulo 6 trata o problema da validação dos modelos numéricos estabelecidos, comparando os resultados produzidos pelo método das Impedâncias Nodais no Domínio das Frequências, com as soluções obtidas por outras formulações.

No Capítulo 7 são apresentadas as conclusões principais deste trabalho, bem como sugeridas propostas para futuros desenvolvimentos do pacote de programas HARMONsySTEM.

As expressões e as figuras encontram-se numeradas sequencialmente, sendo o seu número de ordem precedido pelo número do capítulo a que dizem respeito.

As referências bibliográficas encontram-se ordenadas por ordem alfabética do último nome do primeiro autor.

CAPITULO 2

MÉTODOS DE SIMULAÇÃO NUMÉRICA PARA ANÁLISE DA PROPAGAÇÃO HARMÓNICA

2.1 - Considerações gerais

O objectivo deste capítulo é apresentar de forma resumida as diferentes metodologias desenvolvidas ao longo do tempo por diversos investigadores desta problemática, por forma a enquadrar as metodologias usadas no presente trabalho, no vasto leque de estudos já desenvolvidos.

Salienta-se o facto de que a análise harmónica resume-se a uma análise do comportamento electromagnético dos diversos componentes do sistema, o que nos levaria à aplicação directa das equações de Maxwell. No entanto, para problemas de dimensão real, obter soluções com a aplicação de tais equações torna-se extremamente complicado. Deste modo, recorre-se a simplificações do sistema que, geralmente, levam a soluções aceitáveis para a maior parte dos problemas reais.

Neste capítulo, são apresentados alguns métodos já desenvolvidos, que variam em termos dos dados necessários, da complexidade da modelização, da formulação do problema e das soluções obtidas.

As técnicas desenvolvidas baseiam-se essencialmente em dois grandes grupos: as clássicas ou determinísticas [11], e as mais recentes, que são de carácter probabilístico [12]. As determinísticas podem ainda ser subdivididas em técnicas no domínio das frequências e técnicas no domínio do tempo.

2.2 - Técnicas determinísticas

2.2.1 – Técnicas determinísticas no domínio das frequências

O comportamento de um sistema de energia eléctrica apresenta características dinâmicas, sendo representado matematicamente por um sistema de equações diferenciais no domínio do tempo [13]. Admitindo um funcionamento quase estacionário é possível transformar o modelo matemático anterior num sistema de equações algébricas no domínio da frequência. A solução do problema pode ser obtida por manipulação algébrica dos fasores, quer para a frequência fundamental, quer para qualquer harmónico de ordem superior.

A formulação mais simples baseia-se numa modelização monofásica do sistema, em que se desprezam os efeitos das não linearidades e do acoplamento electromagnético entre fases. Neste caso o estudo é feito considerando apenas a existência de uma só fonte harmónica [14].

Para se obter a solução, injecta-se para cada frequência, uma intensidade de corrente ou aplica-se uma tensão sinusoidal de 1 pu, no barramento onde está ligada a fonte harmónica. Este método permite obter facilmente as tensões ou intensidades de corrente. Assim, para cada frequência, ter-se-á de resolver uma das seguintes equações:

$$[I_n] = [Y_n][V_n] \quad (2.1)$$

$$\text{ou} \quad [V_n] = [Z_n][I_n] \quad (2.2)$$

onde

$[I_n]$ - vector das intensidades de corrente injectadas nos barramentos para uma dada frequência;

$[Y_n]$ - matriz das admitâncias nodais do sistema para uma dada frequência;

$[Z_n]$ - matriz das impedâncias nodais do sistema para uma dada frequência;

$[V_n]$ - vector das tensões em cada barramento para uma dada frequência.

Se for conhecida a evolução da corrente harmónica na carga não linear, esta formulação poderá ser generalizada, aplicando-se a todas as frequências da fonte poluidora. Neste caso as amplitudes das intensidades de corrente injectadas correspondentes a cada harmónico serão as resultantes da análise de Fourier aplicada à carga, considerando o valor da tensão, no respectivo barramento, obtido por um trânsito de potências à frequência fundamental (Anexo I). É pois possível com os resultados obtidos calcular a Taxa de Distorção Harmónica.

Porém, para sistemas com múltiplas fontes harmónicas, a solução obtida com esta formulação é pouco precisa se os ângulos das intensidades de corrente injectadas forem arbitrários [11].

Atendendo a que existe um forte acoplamento entre a tensão nos terminais da carga não linear e as correspondentes intensidades de corrente harmónica injectadas, foi posteriormente desenvolvido um método iterativo [14,15,16]. Esta formulação pode sintetizar-se da seguinte forma:

- Calcula-se as intensidades das correntes harmónicas na carga não linear a partir do valor da tensão obtido por um estudo de trânsito de potências;
- Resolve-se a equação 2.2 para todas as frequências harmónicas obtidas anteriormente pela análise de Fourier;
- Com os valores das tensões harmónicas nos terminais da carga actualizam-se as intensidades das correntes harmónicas injectadas pela fonte;
- Repete-se o processo iterativamente até se ter verificado a convergência pretendida.

Este método iterativo poderá apresentar problemas de convergência para situações próximas de ressonâncias. O problema poderá ser ultrapassado introduzindo-se a admitância equivalente da fonte harmónica na matriz de admitâncias nodais do sistema [11,17].

Para ter em conta o efeito do acoplamento electromagnético entre fases de um sistema trifásico foram desenvolvidos modelos mais elaborados [11,14,18,19]. Estas novas formulações permitem ter em conta os efeitos das componentes sequências inversa e homopolar das correntes e tensões resultantes de desequilíbrios que produzem conteúdos harmónicos adicionais [11].

2.2.2 – Técnicas determinísticas no domínio do tempo

As formulações determinísticas no domínio do tempo consistem na representação do comportamento dinâmico das interconexões dos elementos do sistema, através de equações diferenciais [20]. Este modelo matemático pode ser estabelecido recorrendo às variáveis de estado ou à análise nodal [14,21]. A solução do problema, que apresenta características não lineares, é obtida recorrendo-se a métodos de integração numérica [22]. Posteriormente, ter-se-á de aplicar a transformada de Fourier para se calcularem as componentes harmónicas a partir das ondas distorcidas.

Um dos pacotes de programas computacionais mais divulgado é o EMTP (Electromagnetic Transients Program) que, para além de se aplicar nos estudos de fenómenos transitórios em redes eléctricas, é também utilizado no cálculo da distorção harmónica [11,21].

Os métodos determinísticos no domínio do tempo, ao contrário das formulações determinísticas no domínio da frequência, requerem uma grande capacidade de memória e um elevado tempo de computação [11].

2.3 - Técnicas probabilísticas

Os métodos determinísticos partem do princípio de que se conhecem com precisão os valores das diversas fontes harmónicas. No entanto, estudos actuais mostram que o conhecimento das fontes harmónicas é limitado devido aos múltiplos regimes de funcionamento que as cargas não lineares podem apresentar. Assim, o método mais apropriado para expressar a incerteza das fontes harmónicas é considerá-las como valores aleatórios e aplicar técnicas probabilísticas para a sua análise [12,16,23].

As formulações estocásticas, ao contrário dos métodos determinísticos, requerem um grande volume de dados experimentais para estabelecer as formulações probabilísticas [23].

CAPÍTULO 3

MODELIZAÇÃO DO SISTEMA DE ENERGIA ELÉCTRICA

3.1 Considerações gerais

Para se desenvolver um pacote de programas computacionais, para o estudo e análise da poluição harmónica em Sistemas de Energia Eléctrica, é necessário estabelecer um modelo da rede construído a partir da modelização dos diversos componentes [9, 10].

Neste capítulo serão apresentados os modelos monofásico e trifásico para os diversos componentes de um Sistema de Energia Eléctrica (máquinas síncronas, linhas, transformadores e cargas), assim como o modelo global da rede.

No caso das linhas de transmissão de energia eléctrica será modelizado o efeito pelicular nas resistências e tida em conta a variação não linear da indutância.

3.2 Geradores síncronos

O gerador síncrono à frequência fundamental, e considerando-se uma situação de equilíbrio perfeito, pode ser electricamente representado pelo seu modelo mais simples, isto é, uma força electromotriz E_i'' em série com uma impedância subtransitória Z'' (figura 3.1).

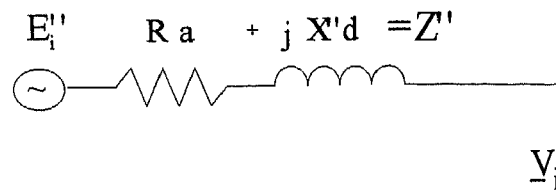


Fig. 3.1 - Esquema equivalente monofásico do gerador síncrono para a frequência fundamental.

Porém, para frequências de ordem superior, o modelo utilizado é o apresentado na figura 3.2, considerando que os geradores síncronos não produzem correntes harmônicas [24, 25, 26].

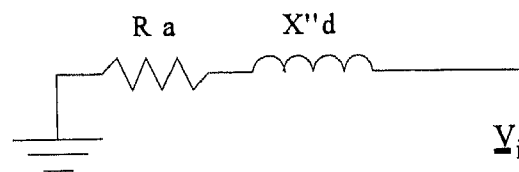


Fig. 3.2 - Esquema equivalente monofásico do gerador síncrono, para frequências harmônicas.

A impedância subtransitória da máquina síncrona é função da frequência, obtendo-se o seu valor a partir da seguinte expressão [14]:

$$Z'' = \frac{1}{Y''} \quad (3.1)$$

sendo:

$$Y'' = \frac{1}{R_a \sqrt{h} + jX_d'' h} \quad (3.2)$$

onde:

Z'' – impedância subtransitória do gerador síncrono [Ω];

Y'' – admitância subtransitória do gerador síncrono [Ω^{-1}];

R_a – resistência estatórica do gerador síncrono [Ω];

X_d'' – reactância subtransitória de eixo directo do gerador síncrono [Ω];

h – ordem da componente harmônica.

Em estudos de propagação harmónica com formulação trifásica do sistema de energia eléctrica, o modelo do gerador síncrono utilizado é do tipo do apresentado na figura 3.3.

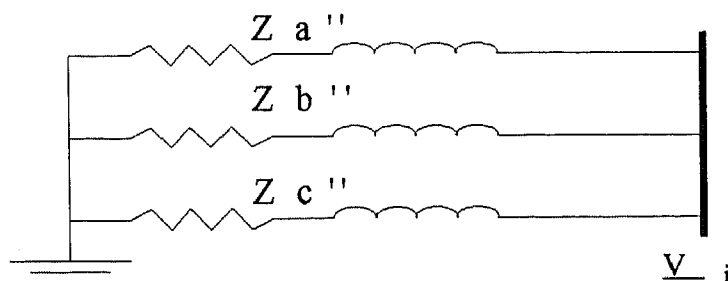


Fig. 3.3 - Esquema equivalente trifásico do gerador síncrono para frequências harmónicas.

Onde

$Z_{a''}$ – impedância subtransitória do gerador síncrono referente à fase a [Ω];

$Z_{b''}$ – impedância subtransitória do gerador síncrono referente à fase b [Ω];

$Z_{c''}$ – impedância subtransitória do gerador síncrono referente à fase c [Ω].

A maioria dos modelos sugeridos [14, 24, 25, 27] usam, como mais adequada para a modelização do gerador síncrono a sua impedância inversa. Não se dispondo desta informação usa-se a impedância subtransitória que é considerada uma boa aproximação.

Este modelo, embora não tendo em conta os efeitos de saliência dos pólos nem a saturação dos circuitos magnéticos do rotor e do estator, é suficientemente preciso para o estudo de análise harmónica [14].

3.3 Linhas de transmissão de energia eléctrica

3.3.1 Modelos monofásico e trifásico

Nos estudos do Sistema de Energia Eléctrica, em que a frequência fundamental se mantém praticamente constante, as linhas aéreas ou os cabos subterrâneos, podem ser modelizados através de esquemas com parâmetros concentrados [9].

A modelização monofásica das linhas é feita com base no seu esquema equivalente em π , apresentado na figura 3.4.

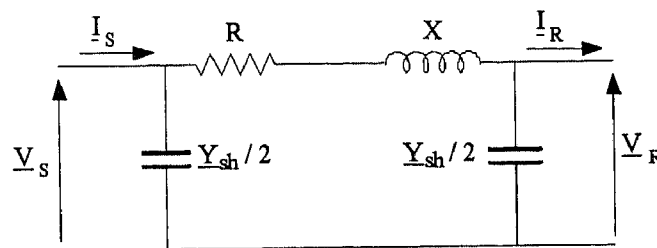


Fig. 3.4 - Esquema equivalente em π de uma linha para modelização monofásica.

onde

V_S - tensão na emissão [V];

I_S - intensidade de corrente eléctrica na emissão [A];

V_R - tensão na recepção [V];

I_R - intensidade de corrente eléctrica na recepção [A];

R - resistência série do condutor [Ω];

X - reactância série do condutor [Ω];

Y_{sh} - admitância transversal da linha [Ω^{-1}];.

Neste modelo podem ainda ser considerados o efeito pelicular e a variação não linear da indutância com a frequência.

No caso de se pretender uma formulação mais precisa, que tenha em conta as diferentes alturas ao solo dos condutores, poder-se-à utilizar um modelo trifásico (figura 3.5).

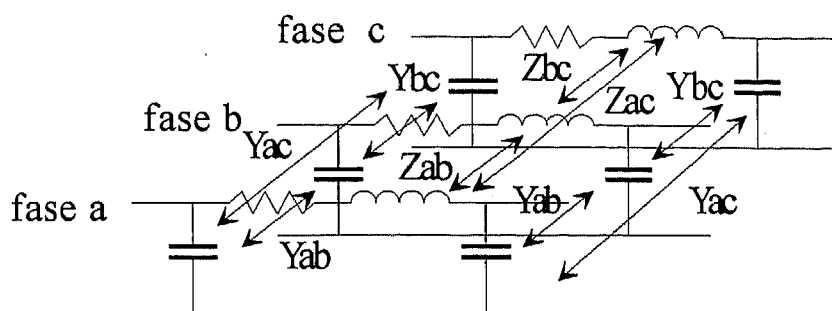


Fig. 3.5 – Esquema equivalente em π de uma linha para modelização trifásica, com representação dos respectivos acoplamentos entre fases.

Onde

Z_{ab} – impedância mútua entre as fases a e b [Ω];

Z_{bc} – impedância mútua entre as fases b e c [Ω];

Z_{ac} – impedância mútua entre as fases a e c [Ω];

Y_{ab} – admitância mútua entre as fases a e b [Ω^{-1}];

Y_{bc} – admitância mútua entre as fases b e c [Ω^{-1}];

Y_{ac} – admitância mútua entre as fases a e c [Ω^{-1}].

3.3.2 - Cálculo da impedância série

No modelo trifásico a impedância série $[Z_L]$ é uma matriz definida por:

$$[Z'] = \begin{bmatrix} Z_{aa} & Z_{ab} & Z_{ac} \\ Z_{ba} & Z_{bb} & Z_{bc} \\ Z_{ca} & Z_{cb} & Z_{cc} \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

Onde

Z_{ii} – impedância própria da fase i [Ω];

Z_{ik} – impedância mútua entre a fase i e a fase k [Ω].

As impedâncias próprias Z_{ii} e mútua Z_{ik} , são obtidas a partir da resolução das equações seguintes [14, 26, 27], em Ω/km :

$$Z_{ii} = R_{ac} + j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} \ln \frac{2(h_i + p)}{r_i} \quad (3.5)$$

$$Z_{ik} = j \frac{\omega \mu_0}{2\pi} \ln \frac{\sqrt{2(h_i + p)}}{\sqrt{(h_i - h_j)^2 + d_{ij}^2}} \quad (3.6)$$

onde

Z_{ii} - impedância própria da fase i [Ω];

Z_{ik} - impedância mútua entre a fase i e a fase k [Ω];

R_{ac} - resistência do condutor em corrente alternada [Ω];

μ_0 - permeabilidade magnética da terra que toma o valor de $4\pi \times 10^{-7}$ [Hm^{-1}];

h_i - altura da fase i ao solo [m];

h_j - altura da fase j ao solo [m];

r_i - raio do condutor da fase i [m];

d_{ij} - distância entre a fase i e a fase j [m];

sendo:

$$\omega = 2\pi f$$

$$p = \frac{1}{\sqrt{j\omega\mu_0\sigma}}, \text{ em que } p \text{ traduz a profundidade complexa abaixo do nível do solo e em}$$

que σ é a condutividade da terra.

A influência do retorno pela terra apresenta um efeito sobre a impedância série total considerável e não linear, face a variações da frequência. A modelização deste efeito apresentada por Carson [28] para situações ideais, é sob a forma de um integral infinito ou uma série infinita o que se traduz num elevado tempo de computação. Como no presente estudo é necessário calcular o seu valor para um elevado número de frequências, a tendência é para seleccionar formulações simples, que acarretem um pequeno peso computacional mantendo, no entanto, uma exactidão

razoável. Estes foram os motivos que levaram à escolha da formulação apresentada [26, 27].

Esta formulação trifásica permite modelizar o acoplamento electromagnético entre fases, e o desequilíbrio provocado pela não transposição dos condutores.

No modelo monofásico, a impedância série da linha é obtida a partir dos elementos da matriz $[Z_L]$ calculados considerando-se o valor médio das alturas ao solo dos condutores:

$$Z_L = Z_{aa} + Z_{bc} - Z_{ab} - Z_{ac} \quad (3.7)$$

Onde

Z_L – impedância série da linha $[\Omega]$.

Efeito pelicular

O efeito pelicular é um fenómeno que cresce à medida que aumenta a frequência, levando a um acréscimo da resistência do condutor e a uma diminuição da indutância interna do mesmo. No entanto e como o efeito sobre a resistência é o que tem maior significado, no presente estudo desprezaram-se as variações da indutância [9, 14].

Foram desenvolvidas equações bastante sofisticadas que modelizam o efeito pelicular, no entanto, para o presente trabalho, optou-se pela formulação usada pela EDF para modelizar o efeito pelicular nas suas linhas aéreas [14]. A modelização é feita com o recurso a factores de correcção que são aplicados à resistência DC da linha. Estes factores de correcção são apresentados no Anexo III.

3.3.4 – Cálculo da admitância transversal

No modelo trifásico a admitância transversal $[Y_L]$ é uma matriz definida por:

$$[Y_L] = j\omega \times [C_L] \quad (3.8)$$

Onde

$[Y_L]$ – matriz da admitância transversal da linha $[\Omega^{-1}]$;

$[C_L]$ – matriz de capacidades da linha $[F]$.

Os elementos da matriz $[C_L]$, designados por capacidades parciais, são obtidos por inversão da matriz dos coeficientes de Maxwell:

$$[C_L] = [P]^{-1} \quad (3.9)$$

sendo,

$$[P] = \begin{bmatrix} P_{aa} & P_{ab} & P_{ac} \\ P_{ba} & P_{bb} & P_{bc} \\ P_{ca} & P_{cb} & P_{cc} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

Cada elemento de $[P]$ traduz a constante de proporcionalidade que relaciona a carga que atravessa um condutor e o potencial desse mesmo condutor. Cada elemento é obtido usando as seguintes expressões (em km/ μF) [9]:

$$P_{ii} = \frac{18}{\epsilon_r} \ln \frac{2 h_i}{r} \quad (3.11)$$

$$P_{ij} = \frac{9}{\epsilon_r} \ln \frac{d_{ij}^2 + 4h_i h_j}{d_{ij}^2} \quad (3.12)$$

em que,

h_i - altura média do condutor i acima do solo [m];

r - raio do condutor i [m];

d_{ij} - distância entre os condutores i e k [m];

ϵ_r - permeabilidade relativa do ar.

Invertendo $[P]$, obtém-se a matriz $[C_L]$:

$$[C_L] = [P]^{-1} = \begin{bmatrix} +C_{aa} & -C_{ab} & -C_{ac} \\ -C_{ba} & +C_{bb} & -C_{bc} \\ -C_{ca} & -C_{cb} & +C_{cc} \end{bmatrix} \quad (3.13)$$

No modelo monofásico, a admitância transversal da linha Y_L é obtida a partir dos elementos da matriz $[C_L]$:

$$y_L' = j\omega C_L \quad (3.14)$$

onde

$$C_L = \frac{C_{aa} + C_{bb} + C_{cc}}{3} - \frac{C_{ab} + C_{ac} + C_{bc}}{3} \quad (3.15)$$

Atendendo a que a admitância transversal é directamente proporcional à frequência, para calcular o valor de Y_L referente a um dado harmónico, basta multiplicar o valor obtido à frequência fundamental pela ordem do harmónico em questão.

3.3.5 - Efeito das linhas longas

A modelização anteriormente apresentada é válida para linhas curtas. Porém, tratando-se de linhas longas torna-se necessário utilizar parâmetros distribuídos.

No caso de análise harmónica, o modelo a usar deve modelizar linhas longas, visto que o que determina se uma linha é longa ou curta é a relação entre o comprimento da linha e o comprimento de onda. Este facto, para frequências crescentes, vai levar a que as linhas curtas, à frequência fundamental, passem a ter comportamento de linhas longas para frequências superiores.

Assim, usar-se-á um modelo que descreva a propagação das ondas através da linha de transmissão. Para tal aplica-se ao modelo preliminar já referido factores de correcção, quer para a impedância série quer para a admitância transversal. Estes factores traduzem os efeitos das linhas longas sendo que, para o caso monofásico, os novos valores dos elementos do esquema em π são obtidos da seguinte forma [29]:

$$Z = Z_c \sinh(\gamma L) \quad (3.16)$$

$$\frac{Y_{sh}}{2} = \frac{1}{Z_c} \tanh\left(\frac{\gamma L}{2}\right) \quad (3.17)$$

sendo,

$$Z_c = \sqrt{\frac{Z_L}{Y_L}} \quad (3.18)$$

$$\gamma = \sqrt{Z_L \times Y_L} \quad (3.19)$$

em que,

Z_c - impedância característica da linha [Ω];

γ - constante de propagação da onda na linha;

L - comprimento da linha [km].

A introdução do efeito das linhas longas no modelo trifásico necessita de uma manipulação matemática mais complexa e é feita a partir das seguintes equações diferenciais:

$$\frac{\partial}{\partial x}[i] = [Y][V] \quad \text{e} \quad \frac{\partial}{\partial x}[V] = [Z][i]$$

sendo,

[i] – vector das intensidades de corrente das três fases [A];

[Y] – matriz de admitância transversal por unidade de comprimento [$\Omega^{-1}\text{m}^{-1}$];

[V] – vector das tensões das três fases [V];

[Z] – matriz de impedância série por unidade de comprimento [Ωm^{-1}];

x – abcissa do comprimento linha [m].

derivando as equações anteriores obtém-se as expressões seguintes:

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} [i] = [Y] \frac{\partial}{\partial x} [V] \quad \text{e} \quad \frac{\partial^2}{\partial x^2} [V] = [Z] \frac{\partial}{\partial x} [i]$$

ou ainda,

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2} [i] = [Y][Z][i] \quad \text{e} \quad \frac{\partial^2}{\partial x^2} [V] = [Z][Y][V]$$

Qualquer uma destas equações pode ser resolvida de modo a obter-se a solução para o regime permanente. No entanto, tendo em conta que a propriedade comutativa não se aplica à operação de multiplicação entre matrizes, a matriz resultante de $[Y].[Z]$ não será igual à obtida de $[Z].[Y]$, excepto em casos particulares, o que leva a obterem-se expressões diferentes quer se parta de uma ou de outra das equações.

Partindo da primeira das equações diferenciais de 2ª ordem obtemos as seguintes expressões para as matrizes das impedâncias longitudinais e das admitâncias transversais [29]:

$$[Z_{\pi S}] = L[Z_s] \frac{\sinh(L[\gamma])}{L[\gamma]} \quad (3.20)$$

$$[Y_{\pi S}] = L \frac{\tanh\left(\frac{L[\gamma]}{2}\right)}{\frac{L[\gamma]}{2}} [Y_s] \quad (3.21)$$

sendo

$$[\gamma] = \sqrt{[Y_s][Z_s]} \quad (\text{Anexo IV}) \quad (3.22)$$

$[Y_s]$ - matriz das componentes simétricas da admitância transversal da linha;

$[Z_s]$ - matriz das componentes simétricas da impedância série da linha;
 $[Y_{\pi s}]$ - matriz das componentes simétricas da admitância transversal da linha considerando o efeito da linha longa;
 $[Z_{\pi s}]$ - matriz das componentes simétricas da impedância série da linha considerando o efeito da linha longa.

A solução das equações anteriores, atendendo a que envolve funções hiperbólicas é complexa. Por isso, para se obter a solução recorre-se a uma mudança de base. Tal método é apresentado em detalhe no Anexo IV.

Deste modo, obtém-se um modelo equivalente em π nas componentes simétricas que são posteriormente convertidas para os valores por fase (Anexo II), obtendo-se assim as matrizes $[Y_\pi]$ $[Z_\pi]$ que correspondem, respectivamente, à matriz de admitância transversal e à matriz de impedância série do esquema equivalente em π , para a linha de transmissão de energia. Nesta formulação são tidos em consideração os efeitos do retorno pela terra, o efeito pelicular e o efeito das linhas longas que, no seu conjunto, traduzem a dependência das grandezas eléctricas da linha face à frequência.

Assim, no caso de uma linha entre os barramentos i e k , a equação matricial que relaciona as intensidades de corrente das três fases ($[I_i]$ e $[I_k]$) com as respectivas tensões ($[V_i]$ e $[V_k]$), é a seguinte:

$$\begin{bmatrix} [I_i] \\ [I_k] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [Z_\pi]^{-1} + \frac{[Y_\pi]}{2} & -[Z_\pi]^{-1} \\ -[Z_\pi]^{-1} & [Z_\pi]^{-1} + \frac{[Y_\pi]}{2} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} [V_i] \\ [V_k] \end{bmatrix} \quad (3.23)$$

onde

$[Z_\pi]$ – matriz de impedância série do esquema equivalente em π $[\Omega]$;
 $[Y_\pi]$ – matriz de admitância transversal do esquema equivalente em π $[\Omega^{-1}]$;
 $[I_k]$ – matriz das intensidades de corrente injectadas no barramento k do sistema $[A]$;
 $[V_k]$ – matriz de tensões no barramento k do sistema $[V]$.

3.4 Transformadores

Os transformadores mais utilizados nos Sistemas de Energia Eléctrica são os transformadores com dois enrolamentos por fase, transformadores com enrolamento terciário e transformadores com tomadas de regulação [9, 30, 31,32].

Não serão analisados em separado os auto-transformadores trifásicos visto que o seu esquema equivalente é idêntico ao modelo simplificado dos transformadores com dois enrolamentos por fase.

Nos modelos estabelecidos não será considerado o efeito da reactância de magnetização nem as perdas por histerese e por correntes induzidas no núcleo dos transformadores, visto que a sua contribuição, em condições de funcionamento normal, não é significativa.

No caso do modelo monofásico (figura 3.6) a admitância do transformador Y_T é calculada a partir da resistência equivalente dos enrolamentos e da reactância de fugas [33]:

$$Y_T = \frac{1}{R_T \sqrt{h} + jX_T h} \quad (3.24)$$

onde

R_T - resistência eléctrica à frequência fundamental [Ω];

X_T - reactância de fugas à frequência fundamental [Ω];

h - ordem do harmónico.

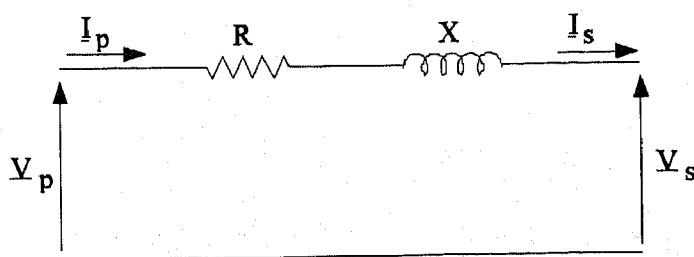


Fig. 3.6 - Esquema equivalente monofásico de um transformador

Tratando-se de transformadores com tomadas, o esquema equivalente utilizado é representado na figura 3.7, onde t é a tomada do transformador.

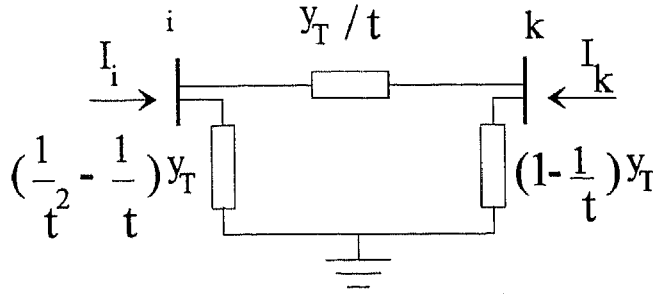


Figura 3.7- Esquema equivalente em π para um transformador com tomadas do lado do primário.

Deste modo, a modelização monofásica de um transformador com tomada do lado do primário, colocado entre o nó i e o nó k , é expressa pela seguinte equação matricial:

$$\begin{bmatrix} I_i \\ I_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Y_T}{t^2} & -\frac{Y_T}{t^2} \\ -\frac{Y_T}{t} & Y_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_i \\ V_k \end{bmatrix} \quad (3.25)$$

Esta expressão traduz o esquema equivalente em π apresentado na figura 3.7 que modeliza um transformador com tomadas. Os elementos deste modelo podem facilmente ser incorporados na matriz de admitâncias nodais da rede, usando o algoritmo geral para a sua construção [30].

No caso de se pretender ter em conta o efeito do acoplamento electromagnético e o desequilíbrio então ter-se-á de utilizar, para um transformador trifásico (figura 3.9), um modelo matemático complexo para $[Y_T]$:

$$[I] = [Y][V] \quad (3.26)$$

$\begin{matrix} 1 \times 6 & 6 \times 6 & 1 \times 6 \end{matrix}$

onde

$[I_T]$ – vector das intensidades de corrente injectadas nos enrolamentos do transformador $[A]$;

$[Y_T]$ – matriz das admitâncias do transformador $[\Omega^{-1}]$;

$[V_T]$ – vector das tensões nos enrolamentos do transformador $[V]$.

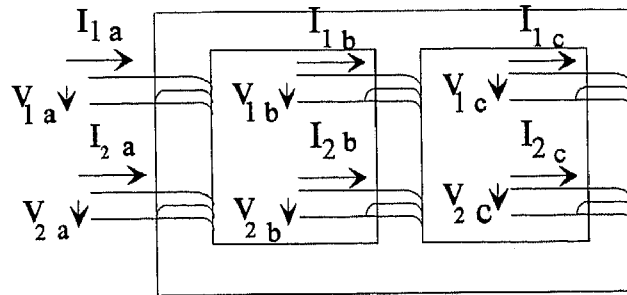


Fig. 3.9 – Representação de um transformador trifásico com dois enrolamentos por fase e núcleo comum.

Para se calcularem os elementos de $[Y_T]$ é necessário recorrer a técnicas numéricas (elementos finitos tridimensionais [33]) ou a ensaios laboratoriais complexos [14].

Porém, é costume admitir-se que o fluxo de fugas é distribuído simetricamente pelos diferentes enrolamentos, transformando-se a equação anterior na seguinte expressão:

$$(3.27)$$

onde

y_p - admitância de fugas dos enrolamentos primários [Ω^{-1}];

y_s - admitância de fugas dos enrolamentos secundários [Ω^{-1}];

y_{ps} - admitância mútua entre os enrolamentos primário e secundário do mesmo núcleo [Ω^{-1}];

y_{mp} - admitância mútua entre enrolamentos primários [Ω^{-1}];

y_{ms} - admitância mútua entre enrolamentos secundários [Ω^{-1}];

y_{mps} - admitância mútua entre enrolamentos primários e secundários de diferentes núcleos [Ω^{-1}];

I_i - corrente injectada no nó i [A];

V_i - tensão nos terminais do enrolamento i [V];

Atendendo a que os transformadores trifásicos das subestações são normalmente construídos a partir de três bancos monofásicos, então a matriz $[Y_T]$ é esparsa, visto que as admitâncias y_{mp} , y_{ms} e y_{mps} são nulas.

Os elementos não nulos de $[Y_T]$ são calculados a partir da admitância de fugas do transformador e do tipo de ligações (Anexo VII).

3.5 - Cargas

Para se modelizar, com precisão aceitável, a enorme variedade de dispositivos electromagnéticos utilizados pelos consumidores (conversores, fornos de arco, entre outros), é comum definirem-se diferentes tipos de cargas.

A obtenção de um esquema equivalente das diferentes cargas, que permita descrever o seu comportamento para as diferentes frequências, é uma tarefa complexa.

3.5.1- Cargas Lineares:

Para caracterizar devidamente um modelo exacto de cargas é necessário ter acesso a um número de informações normalmente não disponível. Daí que se usem modelos mais simplificados.

A maior parte dos modelos sugeridos [14, 26, 34, 35] recorrem à potência activa e reactiva das cargas lineares à frequência fundamental. Este facto, assim como as simplificações consideradas, levam a que seja um modelo pouco exacto, sendo a modelização da carga um dos pontos que mais incerteza levanta no cálculo da propagação harmónica.

As cargas lineares não introduzem conteúdo harmónico considerável, pelo que é usual recorrer-se a modelos simples, em que são representadas, para cada valor da frequência, por uma admitância constante [26] (figura 3.10):

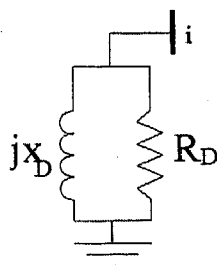


Figura 3.10 – Modelo para cargas lineares.

Para isso ter-se-á de calcular a componente resistiva e reactiva da impedância a partir das seguintes expressões:

$$R_D = \frac{V^2}{K P_D} \quad (3.29)$$

$$X_D = \frac{V^2}{K Q_D} \quad (3.30)$$

em que k é uma constante dada por,

$$K = 0.1h + 0.9 \quad (3.31)$$

sendo

V – amplitude da tensão nominal à frequência fundamental [V];

h - ordem do harmónico;

P_D - potência activa absorvida pela carga à frequência fundamental [W];

Q_D - potência reactiva absorvida pela carga à frequência fundamental [Var].

Este tipo de cargas passivas embora não injectem correntes harmónicas na rede, têm um efeito significativo na resposta do sistema, principalmente perto das frequências de ressonância.

3.5.2-Cargas não lineares

As cargas não lineares são modelizadas como fontes de corrente harmónica. No caso de se pretender apenas estudar o efeito de distorsão das ondas de tensão e de corrente geradas por uma única fonte poluidora é apenas necessário conhecer a respectiva amplitude. Porém, no caso de se pretender analisar o efeito na rede provocado por múltiplas fontes harmónicas, é necessário também conhecer as fases das intensidades das correntes poluidoras.

Para o presente estudo só se considerou o caso de uma única fonte poluidora e que a corrente injectada é equilibrada, isto é, apresenta um esfasamento entre fases de 120° .

3.5.2.1 – Conversores:

A análise harmónica requer informação acerca das fontes harmónicas, o que pode ser obtido através de medições experimentais ou da análise de Fourier do espectro da onda de corrente dos diversos componentes não lineares. Tratando-se do mais importante contribuidor individual para a distorção harmónica os conversores trifásicos requerem uma consideração especial [14, 34, 37, 38].

Um conversor de “ p ” impulsos, funcionando como rectificador, alimentado por uma tensão não distorcida e equilibrada, pode ser considerado como um modelador de frequência linear, que interliga os sistemas AC e DC.

Do lado DC produz distorção harmónica na tensão para as frequências npf (f é a frequência fundamental do sistema AC e n é um número inteiro), enquanto que do lado AC gera distorção harmónica nas intensidades de corrente para as frequências $npf \pm 1$ [38].

No caso de um conversor de 6 impulsos (figura 3.16) e desprezando a comutação, a representação da corrente na fase “a” é [14]:

$$i_a = \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_d \left(\cos \omega t - \frac{1}{5} \cos 5\omega t + \frac{1}{7} \cos 7\omega t - \frac{1}{11} \cos 11\omega t + \frac{1}{13} \cos 13\omega t - \frac{1}{17} \cos 17\omega t + \frac{1}{19} \cos 19\omega t - \dots \right) \quad (3.32)$$

Algumas observações podem ser feitas a esta expressão:

- não existem harmónicos triplos
- presença de harmónicos $6n \pm 1$ para n inteiro
- o valor eficaz da amplitude da frequência fundamental é $I_1 = \frac{\sqrt{6}}{\pi} I_d$
- o valor eficaz do k^o harmónico é $I_k = \frac{I_1}{k}$

O modelo apresentado permite obter uma modelização do conversor em que a corrente injectada no sistema não é função da tensão nos seus terminais. No entanto, e para uma modelização mais precisa, apresenta-se um modelo que é função da tensão nos terminais do conversor.

Para este modelo proposto em [5], o valor eficaz de cada corrente harmónica pode ser obtida da seguinte expressão:

$$I_h = \frac{\sqrt{3}VF(\mu, \alpha)}{\pi \omega L_h} \quad (3.33)$$

onde os símbolos usados podem ser facilmente interpretados pelo circuito equivalente da figura 3.11 e pelo gráfico apresentado na figura 3.12.

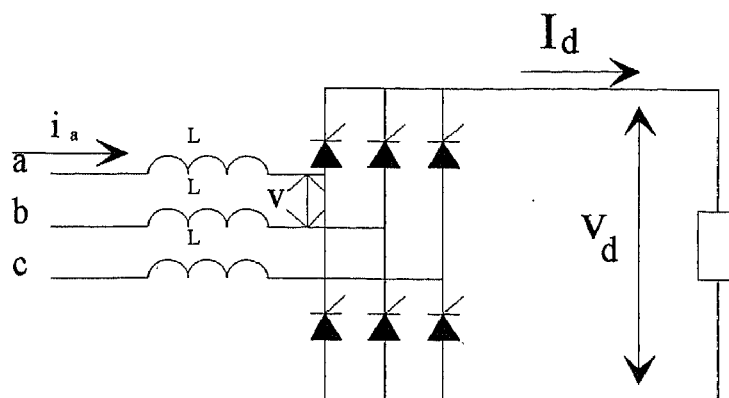


Figura 3.11 – Esquema equivalente de um conversor de 6 impulsos.

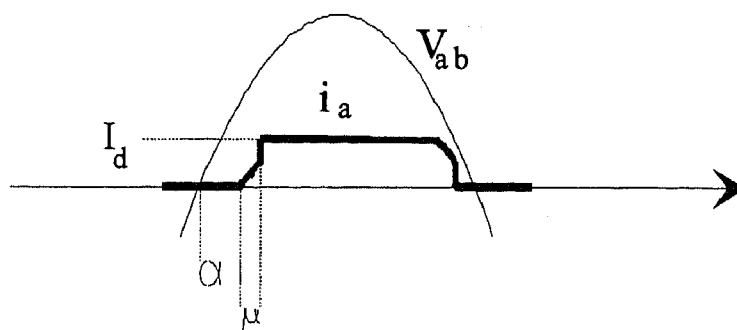


Figura 3.12 – Forma de onda da corrente de um conversor de 6 impulsos quando este funciona como rectificador.

Assim pode-se constatar que:

- V é a tensão entre fases do barramento AC do conversor
- ωL é a reactância equivalente de curto-circuito
- α é o ângulo de disparo
- μ é o ângulo de sobreposição que é obtido pela equação de comutação:

$$\cos(\alpha) - \cos(\alpha + \mu) = \frac{\sqrt{2}I_d\omega L}{V} \quad (3.34)$$

onde α é o ângulo de disparo e I_d é corrente DC (componente média).

A função F tem a seguinte expressão:

$$F(\mu, \alpha) = \sqrt{S_1^2 + S_2^2 - 2S_1S_2 \cos(2\alpha + \mu)} \quad (3.35)$$

sendo:

$$S_1 = \frac{\sin\left(\frac{(h+1)\mu}{2}\right)}{h+1} \quad (3.36)$$

$$\text{e} \quad S_2 = \frac{\sin\left(\frac{(h-1)\mu}{2}\right)}{h-1} \quad (3.37)$$

Usando estas expressões modeliza-se o conversor como uma fonte de corrente harmónica dependente da tensão nos seus terminais.

A configuração de 12 impulsos é conseguida a partir de um agrupamento de dois conversores de 6 impulsos, alimentados por dois transformadores em paralelo, com amplitudes da tensão fundamental igual mas com um esfasamento de 30° (figura 3.13) [14].

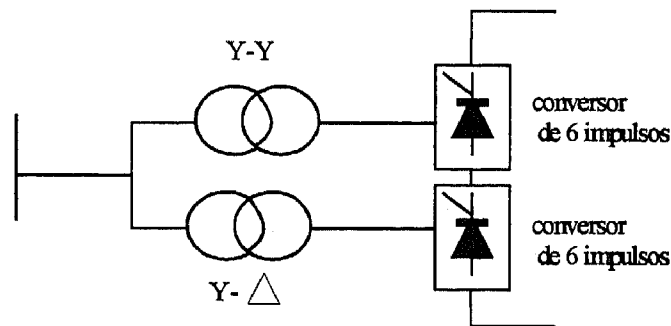


Figura 3.13 – Configuração de um conversor de 12 impulsos.

Para manter em operação o conversor de 12 impulsos, os dois conversores de 6 impulsos devem funcionar com o mesmo ângulo de controlo o que garante que as correntes fundamentais do lado AC dos dois transformadores estão em fase.

Neste caso, a intensidade de corrente absorvida do barramento é obtida a partir da soma das duas componentes de Fourier para cada grupo conversor de 6 impulsos:

$$i_{12} = 2 \frac{2\sqrt{3}}{\pi} I_d \left(\cos \omega t - \frac{1}{11} \cos 11\omega t + \frac{1}{13} \cos 13\omega t - \frac{1}{23} \cos 23\omega t + \frac{1}{25} \cos 25\omega t - \dots \right) \quad (3.38)$$

A intensidade de corrente absorvida do barramento só contém harmónicos de ordem $12n \pm 1$. As intensidades de correntes de ordem $6n \pm 1$ (com n ímpar) circulam entre os dois transformadores mas não penetram no sistema AC.

Nas figuras 3.14 e 3.15 apresentam-se as intensidades de corrente i_{D12} no domínio dos tempos e no domínio das frequências, respectivamente.

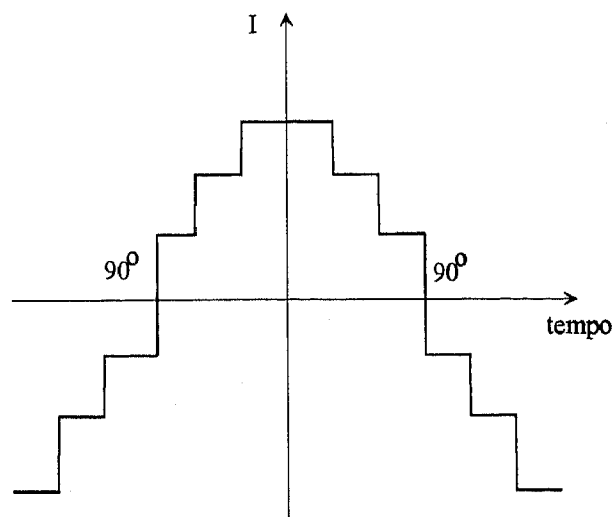


Figura 3.14 – Corrente do lado AC de um conversor de 12 impulsos, no domínio dos tempos.

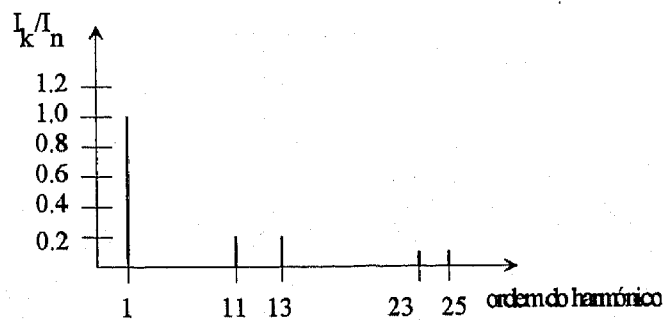


Figura 3.15 – Corrente do lado AC de um conversor de 12 impulsos, no domínio das frequências.

3.5.2.2 - Fornos de arco:

Um forno de arco é uma carga desequilibrada, não linear, variável no tempo e que produz harmónicos não equilibrados. A modelização das não linearidades, das assimetrias e do carácter dinâmico do arco, torna-se extremamente complexa. Por isso ao longo do tempo os investigadores têm vindo a desenvolver formulações mais precisas para modelizar o fenómeno [34, 36, 37].

Um diagrama de um circuito eléctrico típico para alimentação de um forno de arco é apresentado na fig. 3.16. O forno está ligado a um barramento Pcc através de um transformador da subestação (AT/MT), e através de outro transformador associado ao forno (MT/BT). É muito comum instalar um compensador em derivação (capacidade ou filtros) entre os transformadores.

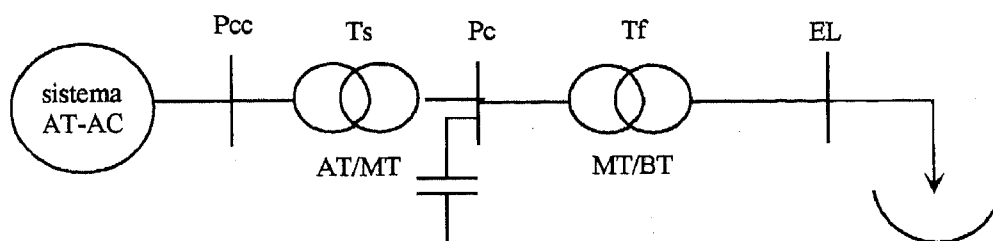


Figura 3.16 – Diagrama de um circuito típico de alimentação de um forno de arco.

Ao diagrama apresentado corresponde o esquema eléctrico da figura 3.17, onde EL representa os terminais dos electrodos.

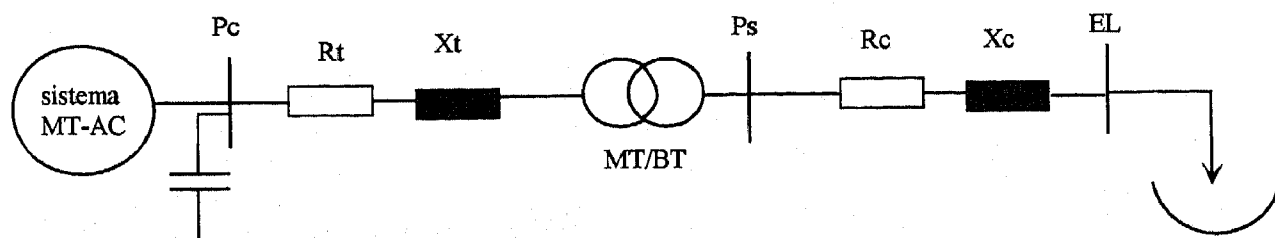


Figura 3.17 – Esquema eléctrico de um circuito típico de alimentação de um forno de arco.

O transformador T_f é representado por R_t , X_t e um transformador ideal que inclui regulação de tensão e de esfasamento. A reactância série adicional, inserida para compensação de “flickers”, é incluída no valor X_t .

O barramento EL corresponde às pontas dos eléctrodos, isto é, o arco eléctrico vai ocorrer entre o terminal EL e o material da carga. R_c e X_c representam a impedância dos cabos flexíveis, dos condutores e da grafite dos eléctrodos.

Na figura 3.18 apresenta-se o diagrama do forno de arco para análise harmónica iterativa.

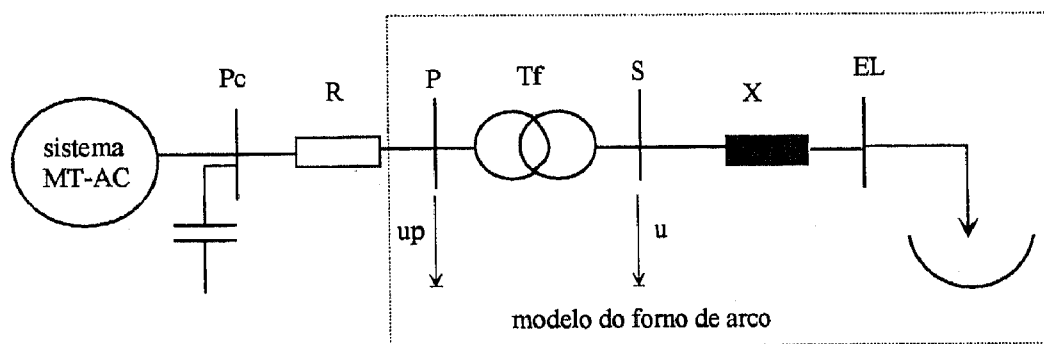


Figura 3.18 – Diagrama de um forno de arco para análise harmónica iterativa.

Neste diagrama $R=R_c+R_t$ e $X=X_c+X_t$.

O comportamento em regime estacionário da carga não linear pode ser modelizada pelo circuito da figura 3.19.

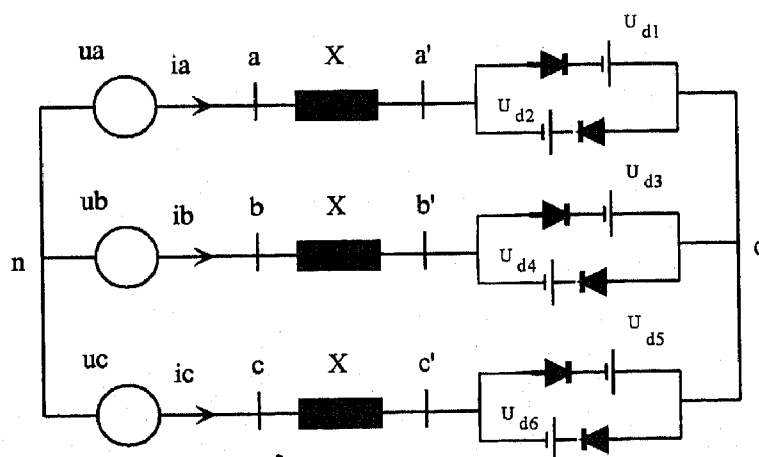


Figura 3.19 – Circuito que modeliza o regime estacionário de um forno de arco.

Em condições equilibradas, os parâmetros U_{d1} a U_{d6} têm o mesmo valor U_d . A tensão no terminal S pode ser expressa por:

$$u_a(t) = \sqrt{2} \sum_{k=1}^h U_k \sin(kt + \phi_k) \quad (3.39)$$

$$u_b(t) = u_a\left(t - \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.40)$$

$$u_c(t) = u_a\left(t + \frac{2\pi}{3}\right) \quad (3.41)$$

com $k=1, 5, 7, \dots$

Uma vez conhecida a tensão nodal $u_a(t)$, a reactância X e o parâmetro de controlo U_d , a corrente para o estado estacionário $I_a(t)$ pode ser obtida por aplicação da queda de tensão $u_{aa'}$ à reactância. A tensão $u_{aa'}$ é composta pela tensão $u_a(t)$ e o arco $u_{a'n}(t)$. Por outro lado, a tensão u_{on} , entre o ponto 'o' e o ponto 'n', apresenta harmónicos triplos e ímpares que não geram correntes homopolares, mas produzem acoplamento entre fases.

Os fornos de arco podem operar em modo contínuo ou descontínuo, o que é determinado pela tensão aplicada aos seus terminais. Para tal torna-se necessário calcular a tensão crítica que define o limite para a passagem de um tipo de funcionamento para o outro (Anexo IX).

O modo de funcionamento normal apresenta uma evolução contínua da corrente absorvida $i_a(t)$. O funcionamento de modo contínuo envolve valores mais baixos da tensão U_d e, portanto, intensidades de corrente superiores ao caso do funcionamento descontínuo.

Neste caso é necessário calcular-se o ângulo α a que corresponde a passagem por zero da corrente $i_a(t)$. A condição que permite obter o referido ângulo é:

$$i_a(\alpha) = i_a(\alpha + \pi) = 0 \quad (3.42)$$

que se traduz na expressão seguinte que poderá ser resolvida por recurso ao método de Newton-Raphson.

$$\sum_{k=1}^h \frac{U_k}{k} \cos(k\alpha + \theta_k) = \frac{2\sqrt{2}\pi}{9} U_d \quad (3.43)$$

Após ter sido calculado o valor de α , a corrente harmónica pode ser calculada:

$$I_k = Y_{kk1} U_k + Y_{kDC} U_d \quad (3.44)$$

Os valores das admitâncias Y_{kk1} e Y_{kDC} são função do ângulo α , e as expressões para o seu cálculo são apresentadas no Anexo VIII.

O modo de funcionamento mais complicado ocorre para elevados valores da tensão U_d (arco longo), em que a intensidade de corrente $i_a(t)$ se anula durante um intervalo de tempo compreendido entre dois ângulos, α e δ , para a fase a . A intensidade de corrente nas restantes fases anular-se-á para intervalos de tempo esfasados de 60° , interferindo, devido ao acoplamento entre fases, no valor da tensão nas outras fases. Assim, no modo de funcionamento descontínuo é necessário calcular os dois ângulos α e δ .

A expressão para o cálculo de δ é a seguinte:

$$\sqrt{2} \sum_{k=1}^h U_k \sin(k\delta + \theta_k) = \frac{2}{3} U_d \quad (3.45)$$

O cálculo do ângulo α é feito com base nas correntes, isto é:

$$i_a(\delta) = i_a(\alpha + \pi) = 0 \quad (3.46)$$

Esta condição leva a obter-se a expressão seguinte, que permite determinar o ângulo α :

$$\sum_{k=1}^h \frac{U_k}{k} [\cos(k\alpha + \theta_k) + \cos(k\delta + \theta_k)] = \frac{\sqrt{2} U_d}{3} \left[\frac{4\pi}{3} - (\delta - \alpha) \right] \quad (3.47)$$

Estas duas equações são resolúveis por métodos numéricos como, por exemplo, o método de Newton-Raphson.

Após serem obtidos os ângulos α e δ , pode ser calculada a corrente harmónica produzida pelo forno de arco através da seguinte expressão:

$$I_h = Y_{kk1} U_k + \sum_{m=1 \neq k}^h Y_{km1} U_m + \sum_{m=1}^h Y_{km2} U_m^* + Y_{kDC} U_d \quad (3.48)$$

onde

k, m – ordem da componente harmónica;

I_k – fasor da corrente harmónica;

U_m – fasor da tensão harmónica;

Y – admitância harmónica.

As admitâncias harmónicas dependem dos ângulos α e δ e as expressões para o seu cálculo apresentam-se no Anexo VIII.

3.6 Modelo global do sistema

Na figura 3.20 é representado o Sistema de Energia Eléctrica utilizando uma representação unifilar, para a frequência fundamental [9].

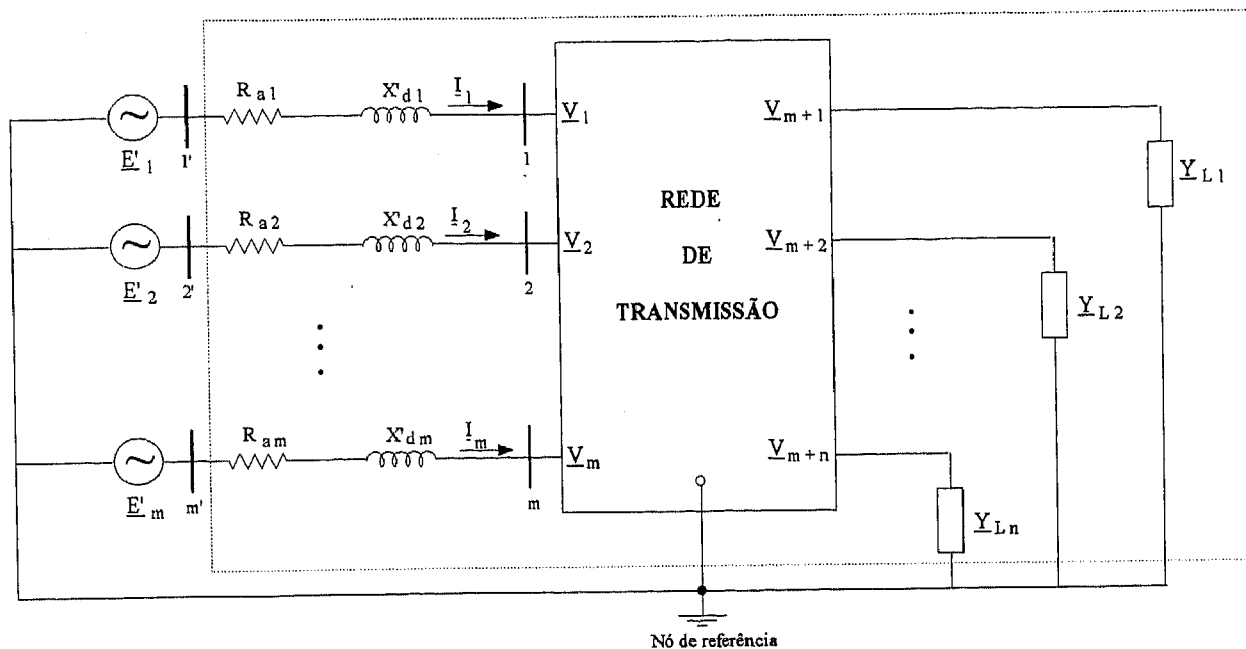


Fig. 3.20 - Representação esquemática do Sistema de Energia Eléctrica para a frequência fundamental.

Na representação esquemática do Sistema de Energia Eléctrica apresentado na figura 3.20, as grandezas representadas serão:

- $\underline{E}'_i$ - forças electromotrizes desenvolvidas pelos geradores;
- R_{ai} - resistência do enrolamento do estator;
- X'_{di} - reactância interna dos geradores;
- $\underline{I}_i$ - intensidade de corrente eléctrica no enrolamento do estator;
- $\underline{V}_i$ - tensão aos terminais dos gerador;
- $\underline{V}_j$ - tensão aos terminais do barramento de consumo;
- $\underline{Y}_{Lj}$ - admitância da carga.

Na figura 3.21 apresenta-se o esquema do Sistema de Energia Eléctrica para as frequências harmónicas. Neste caso as máquinas síncronas são apenas representadas pela sua impedância interna. As cargas não lineares passam a alimentar o sistema ao injectarem correntes harmónicas, pelo que são modelizadas como fontes de corrente harmónicas [39].

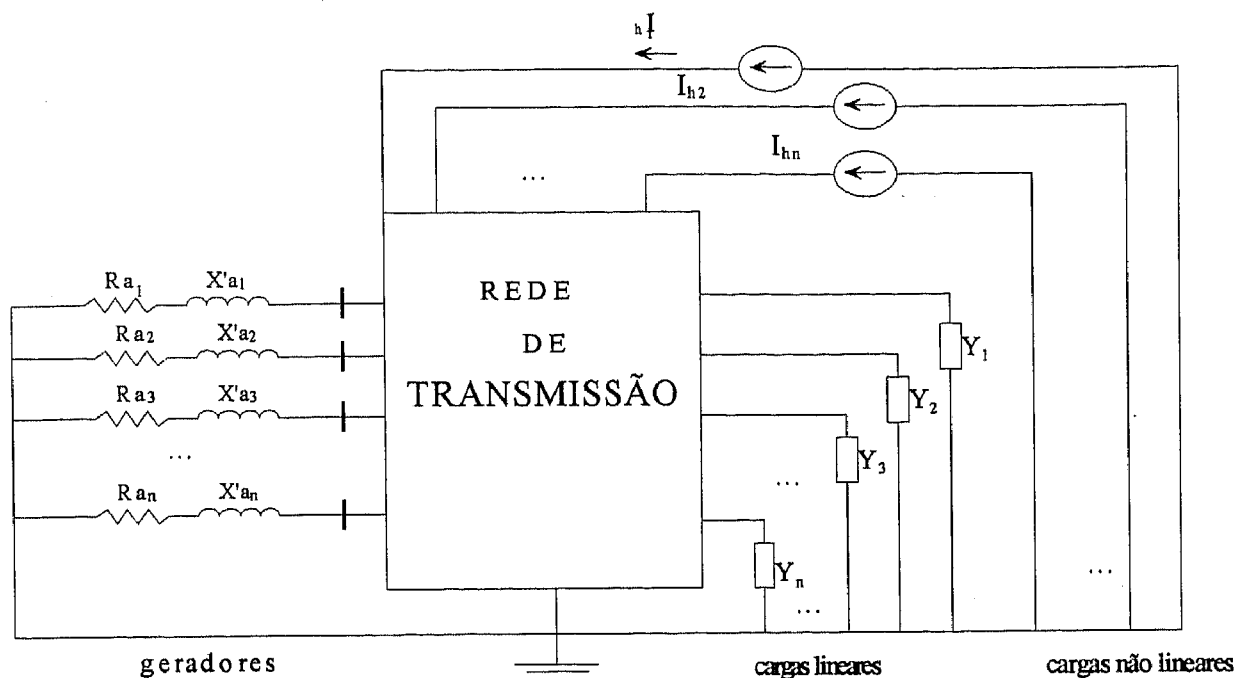


Fig. 3.21 – Representação esquemática do Sistema de Energia Eléctrica para frequências harmónicas.

De modo a permitir uma análise da penetração harmónica é necessário formar uma representação matemática do Sistema Eléctrico de Energia, ou seja formular uma modelização global do sistema. No entanto, as características eléctricas de um sistema com interconexões entre os seus elementos são extremamente complexas. Ao considerar cada elemento físico individualmente, os seus parâmetros podem ser determinados e interligados com os restantes elementos do sistema de acordo com as ligações físicas do próprio sistema, permitindo assim, ultrapassar a complexidade de modelizar matematicamente todo o sistema e as suas interconexões. Deste modo, cada elemento do sistema é modelizado como apresentado nos pontos anteriores e o modelo global recorre à técnica da matriz de admitâncias nodais para traduzir matematicamente e de modo eficiente as interconexões entre os diversos elementos do sistema. Obtém-se assim a expressão matemática seguinte para modelizar globalmente o sistema:

$$[V_s] = [Y_s]^{-1} [I_s] \quad (3.49)$$

onde

$[I_s]$ – vector das correntes injectadas em todos os barramentos do sistema $[A]$;

$[Y_s]$ – matriz das admitâncias nodais do sistema $[\Omega^{-1}]$;

$[V_s]$ – vector das tensões nos diversos barramentos do sistema $[V]$.

Os elementos da matriz das admitâncias nodais são obtidos tendo em conta o modelo monofásico ou trifásico da rede.

A matriz de admitâncias nodais é construída para cada frequência, apresentando os mesmos elementos não nulos para qualquer frequência mas variando de valores, em função da frequência, de acordo com a modelização dos diversos elementos do sistema.

Para o cálculo da(s) corrente(s) injectada(s) pela(s) fonte(s) harmónica(s) é necessário conhecer previamente o valor das tensões nos diferentes barramentos do sistema. Esta informação é obtida recorrendo-se a um estudo de trânsito de potências à frequência fundamental (Anexo 1).

Devido ao facto de poderem existir acoplamentos entre os elementos do sistema, como por exemplo, acoplamento entre duas linhas de transmissão, é necessário criar uma subdivisão do sistema em subsistemas. Estes não devem ter acoplamentos entre si, por forma a facilitar a sua modelização e posterior incorporação na matriz de admitâncias nodais do sistema.

Assim um subsistema deverá ser uma parte da rede que não tenha quaisquer acoplamento com quaisquer outros elementos constituintes da rede eléctrica. Assim, o subsistema mais pequeno que poderá existir, é um único elemento da rede. Deste modo, a entrada dos dados deve ser tal que já possua esta subdivisão em subsistemas.

A matriz de admitâncias de cada subsistema pode ser obtida, para cada secção, calculando os respectivos parâmetros ABCD e posteriormente combinando-os através da multiplicação de matrizes, obtendo os parâmetros de transmissão resultantes

Este procedimento envolve uma extensão da teoria usual para um sistema com duas entradas e duas saídas, isto é, duas portas, para uma teoria de sistemas multi-portas (múltiplas entradas e múltiplas saídas). Correntes e tensões são agora quantidades matriciais e as dimensões dos parâmetros matriciais correspondem à dimensão das secções consideradas, isto é, 3, 6, 9 ou 12 para respectivamente, 1, 2, 3

ou 4 elementos trifásicos mutuamente acoplados. Todas as secções devem conter o mesmo número de elementos trifásicos mutuamente acoplados, de modo a garantir que todos os parâmetros matriciais têm o mesmo valor, permitindo assim, que as multiplicações sejam executáveis. Os elementos não acoplados necessitam de se considerar acoplados com elementos nulos, de modo a manter a coerência entre as dimensões das matrizes.

As matrizes de admitâncias de um elemento ou subsistema, podem ser obtidas e manipuladas eficientemente se os três nós de um barramento (correspondentes às três fases) forem associados. Esta associação prova ser igualmente um procedimento útil quando se está a formar a matriz de admitâncias nodais global do sistema [14, 27, 30].

Um subsistema pode ter barramentos comuns com outros sub-sistemas, mas não pode ter acoplamentos mútuos com elementos de outros subsistemas. Portanto, a matriz de admitâncias de cada subsistema pode ser combinada para formar a matriz de admitâncias global do sistema, do seguinte modo:

- a admitância própria de cada barramento é a soma de todas as matrizes de admitâncias próprias de todos os subsistemas ligados àquele barramento.
- a admitância mútua entre dois barramentos é a soma das matrizes de admitâncias mútuas individuais de todos os subsistemas que contenham esses dois barramentos.

CAPÍTULO 4

MÉTODO DAS IMPEDÂNCIAS NODAIS NO DOMÍNIO DA FREQUÊNCIA

4.1 Considerações gerais

Neste capítulo é apresentada a formulação do método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência [2, 10, 18, 19, 27]. Com este método pretende-se apresentar uma formulação que permita estudar a propagação harmónica num SEE (Sistema de Energia Eléctrica) usando expressões analíticas simples. Desta forma será possível efectuar estudos de poluição harmónica permitindo obter informação para o controlo do conteúdo harmónico do sistema.

Foi já apresentada, embora de um modo sumário, (Capítulo 2), a metodologia do método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência. Neste capítulo ir-se-á estabelecer a formulação mais detalhada deste método, que foi utilizado no pacote de programas computacionais desenvolvido.

4.2 Formulação geral

Para as situações em que o cálculo da poluição harmónica introduzida pelas fontes poluidoras pode ser considerado independente do resultado da análise da penetração harmónica, torna-se possível obter uma solução directa. Neste caso, os níveis de tensão esperados (ou o resultado do trânsito de potências para a frequência fundamental) são usados para determinar as formas de onda da corrente dos componentes não lineares. A aplicação da análise de Fourier permite obter as

correntes harmónicas injectadas por cada carga não linear no sistema, que nestes estudos é considerado linear.

A formulação mais simples envolve uma única fonte harmónica e é baseada numa análise monofásica. Esta formulação é usualmente utilizada para determinar as impedâncias harmónicas do sistema no ponto poluente, cálculo necessário, por exemplo, para projectos de filtros.

Genericamente um sistema pode conter múltiplas fontes harmónicas podendo ser também desequilibrado. A determinação das tensões e correntes requer portanto, um estudo harmónico trifásico.

Esta formulação considera a modelização das cargas não lineares como fontes de corrente harmónicas. A distribuição das correntes e das tensões harmónicas ao longo de um sistema de potência linear, contendo uma ou mais fontes harmónicas, é usualmente obtida através de uma análise nodal. O Sistema de Energia é assim modelizado pela sua matriz de admitâncias nodais, razão pela qual se denominou o presente método por Método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência, sendo “Frequency scan” a denominação inglesa usada por alguns autores [2, 10, 18, 19, 27].

Tal como já foi anteriormente mencionado assume-se que o sistema é linear e passivo pelo que o princípio da sobreposição pode ser aplicado de modo a permitir que cada harmónico seja considerado separadamente e independente.

Num SEE as interconexões entre os elementos que o constituem, podem ser expressas através da construção da matriz de admitâncias nodais $[Y_h]$. Esta matriz é construída a partir da topologia do sistema e dos modelos dos elementos individuais, para cada harmónico h .

Uma matriz de admitâncias nodais para um sistema com modelização monofásica e para uma determinada frequência, é do tipo:

$$[Y_{\text{nodal}}] = \begin{bmatrix} Y_{11} & Y_{12} & \dots & Y_{1n} \\ Y_{21} & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ Y_{n1} & \dots & \dots & Y_{nn} \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

onde

Y_{ik} - admitância mútua entre os barramentos i e k , para a frequência $f [\Omega^{-1}]$;

Y_{kk} - admitância própria do barramento k , para a frequência $f [\Omega^{-1}]$.

Para cada frequência de interesse é construída uma diferente matriz de admitâncias nodais. A principal dificuldade que surge é determinar qual é o modelo que melhor representa os vários componentes do sistema para a frequência pretendida, e obter os parâmetros adequados para tais modelos. Com esta informação disponível torna-se simples a construção da matriz de admitâncias nodais para o sistema, quer para a frequência fundamental, quer para as frequências harmónicas.

A natureza trifásica do modelo de estudo do sistema resulta de assimetrias das cargas ou das linhas de transmissão, bem como de acoplamentos do circuito. Estes efeitos levam à obtenção de admitâncias mútuas e próprias desequilibradas, para os diversos barramentos do sistema.

Para uma modelização trifásica, os elementos da matriz de admitâncias são matrizes 3×3 , constituídas pelas admitâncias próprias e mútuas entre as fases do sistema para cada barramento, isto é:

$$[Y_{\text{nodal}}] = \begin{bmatrix} [Y_{11}] & [Y_{12}] & \dots & [Y_{1n}] \\ [Y_{21}] & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ [Y_{n1}] & \dots & \dots & [Y_{nn}] \end{bmatrix} \quad (4.2)$$

onde cada elemento é uma matriz do tipo:

$$[Y_{nn}] = \begin{bmatrix} Y_{aa} & Y_{ab} & Y_{ac} \\ Y_{ba} & Y_{bb} & Y_{bc} \\ Y_{ca} & Y_{cb} & Y_{cc} \end{bmatrix} \quad (4.3)$$

em que a , b e c designam as três fases de cada barramento.

A figura 4.1 mostra um caso de duas fontes harmónicas trifásicas e um sistema AC desequilibrado. As correntes injectadas podem ser desequilibradas em amplitude ou fase.

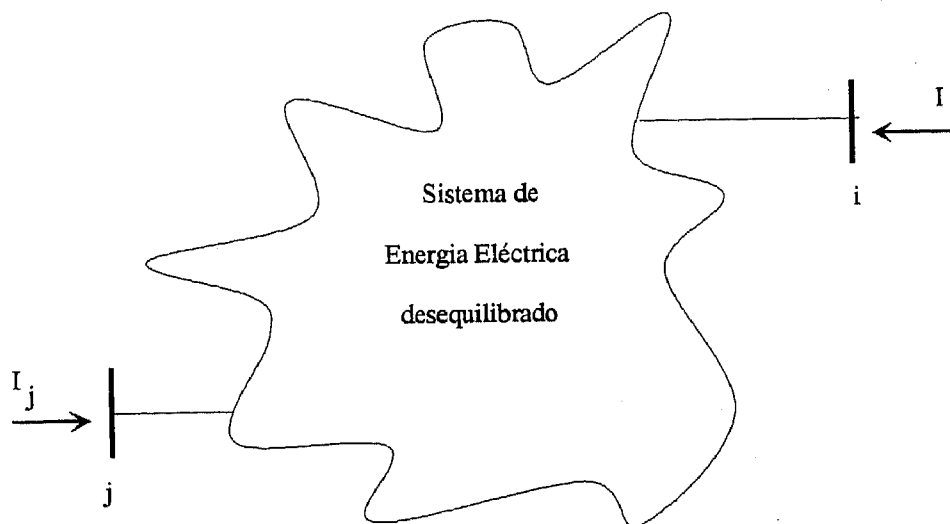


Fig.4.1 – Sistema de Energia Eléctrica desequilibrado com duas cargas não lineares.

As tensões harmónicas deste sistema podem ser calculadas directamente através da solução de um sistema linear. Neste caso o conhecimento das correntes harmónicas poluentes permite obter as tensões nos barramentos do sistema pela resolução da equação 4.4.

$$[I_h] = [Y_h] \cdot [V_h] \quad (4.4)$$

onde

$[I_h]$ – vector das intensidades de corrente injectadas para o harmónico h em todos os barramentos do sistema [A];

$[Y_h]$ - matriz de admitâncias nodais do sistema para o harmónico h [Ω^{-1}];

$[V_h]$ – vector das tensões nos barramentos do sistema, para o harmónico h [V].

Para o caso da figura 4.1, onde se representa uma rede com n barramentos e duas fontes poluentes nos barramentos j e i , o sistema tomará a seguinte forma:

$$\begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ I_{hj} \\ 0 \\ \dots \\ I_{hi} \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{11} & \dots & Y_{1j} & \dots & Y_{1i} & \dots & Y_{1n} \\ & & & & & & \\ & & & Y_{jj} & & & \\ \dots & & & & & & \\ & & & & & & \\ & & & & Y_{ii} & & \\ & & & & & & \\ Y_{n1} & & Y_{nj} & & Y_{ni} & & Y_{nn} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} V_{h1} \\ \dots \\ V_{hj} \\ \dots \\ V_{hi} \\ \dots \\ V_{hn} \end{bmatrix} \quad (4.5)$$

Sendo o sistema trifásico e desequilibrado, a sua modelização será trifásica, pelo que cada elemento das matrizes da equação 4.5, será uma matriz 3×3 para o caso das admitâncias e 3×1 para as intensidades de corrente e tensões. Como a maioria das correntes a injectar nos barramentos é nula, é possível utilizar técnicas matemáticas para redução do sistema.

Com a resolução da equação 4.5 obtêm-se as tensões nos diversos barramentos da rede. O conhecimento destes valores permite obter a respectiva impedância equivalente, bastando para isso dividir a tensão de determinado barramento pela respectiva intensidade de corrente.

A metodologia básica para estudos de propagação harmónica, quando se usa modelos monofásicos ou trifásicos, é bastante semelhante. No entanto o volume de dados necessários para o caso de modelização trifásica, é muito superior e complexo. Deste modo, a dificuldade acrescida para a modelização trifásica deve-se, essencialmente, à complexa manipulação do grande volume de dados e ao tratamento matemático das operações sobre matrizes complexas.

O método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência é genérico e aplicável a qualquer sistema e para quaisquer fontes poluentes. No entanto, o conhecimento da amplitude e da fase de cada uma das correntes harmónicas, são dados essenciais para que o resultado do sistema seja realista. Para o caso de múltiplas fontes harmónicas torna-se imprescindível o conhecimento da amplitude e das fases, pois, as correntes poder-se-ão anular devido às suas fases, como resultado da soma vectorial em cada barramento. Para situações com uma só fonte poluente só será necessário conhecer a amplitude da corrente.

Seguidamente apresentam-se os algoritmos usados quer para a modelização monofásica quer para a trifásica. Ambos os algoritmos se referem à obtenção da

solução directa, isto é, considera-se conhecido o valor da amplitude da corrente harmónica e este é considerado independente do resultado da penetração harmónica. É também considerada a existência de uma só fonte poluente. Numa segunda fase analisa-se também o caso em que se considera que a intensidade de corrente harmónica é função da tensão harmónica nos terminais da carga não linear.

4.2.1 – Modelização monofásica

Na modelização monofásica o algoritmo é relativamente mais simples quando comparado com o equivalente para a modelização trifásica, embora as bases principais, nos dois casos, sejam idênticas. O algoritmo é apresentado detalhadamente através do diagrama de blocos da figura 4.2 (página 48).

4.2.2 - Modelização trifásica

Os desequilíbrios inerentes às linhas de transmissão assim como a outros elementos do sistema, levam à necessidade do desenvolvimento de uma análise trifásica. Neste caso as admitâncias próprias e mútuas desequilibradas dos diversos elementos do sistema podem ser modelizadas, assim como acoplamentos entre elementos. A estrutura do algoritmo trifásico é apresentada na figura 4.3.

A dificuldade acrescida para o desenvolvimento da modelização trifásica, reside na complexidade da modelização dos diversos elementos do sistema, devido à existência de cargas desequilibradas, à dependência não linear da frequência de certos elementos do sistema, assim como à modelização das interferências entre fases das linhas de transmissão. Todos estes factores contribuem para um volume de dados bastante elevado o que torna a sua organização e manipulação bastante complexas. Outra razão para a complexidade deste algoritmo é o facto de as diversas operações matemáticas necessárias, para o cálculo do efeito da linha longa, não poderem ser directamente aplicadas a matrizes, pelo que se torna necessário recorrer às respectivas matrizes diagonais no espaço dos valores próprios.

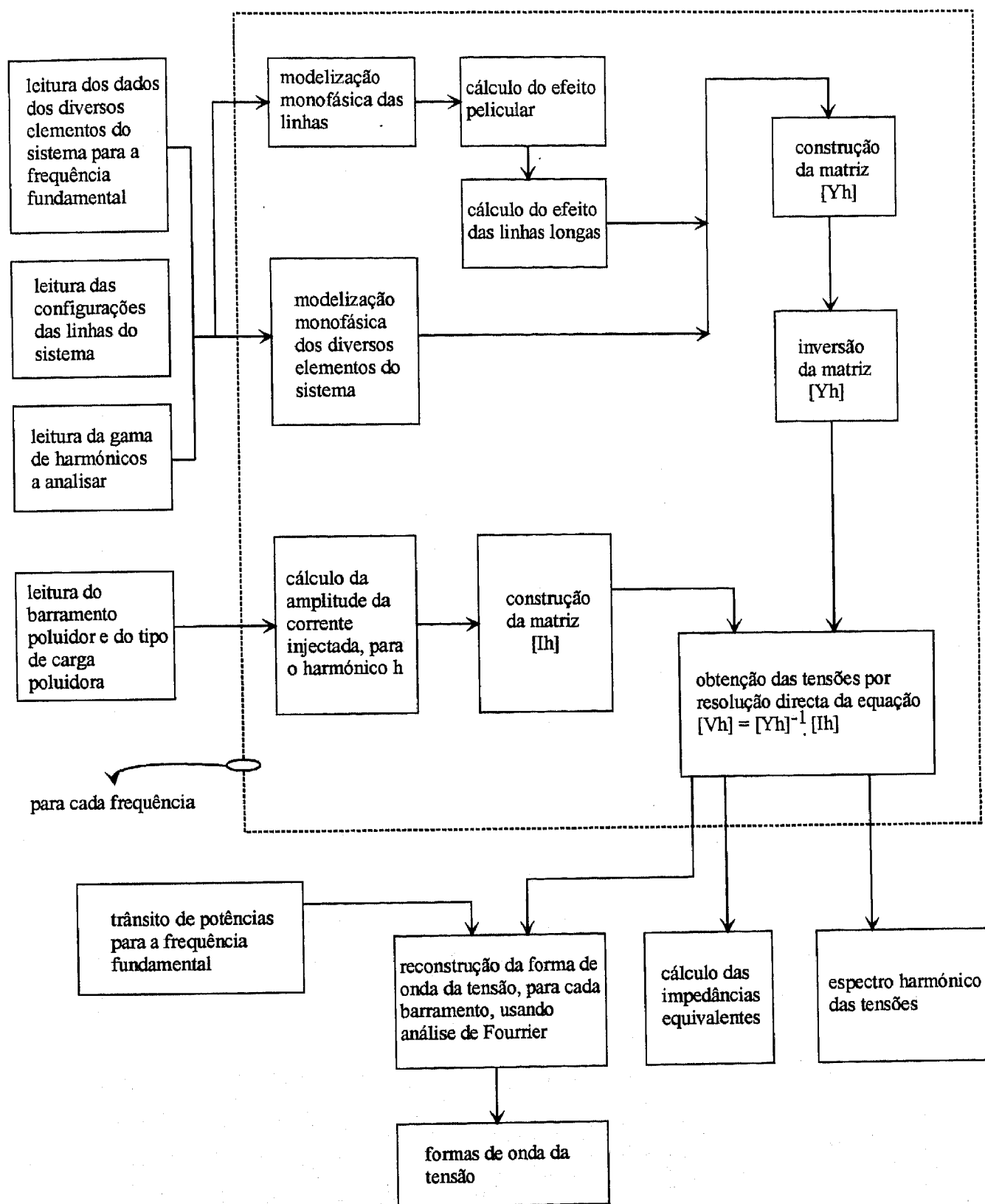


Figura 4.2 – Diagrama de blocos para aplicação do método das impedâncias nodais no domínio das frequências, usando modelização monofásica.

Os detalhes sobre a modelização de cada elemento do sistema foram já apresentados no capítulo 3, e é precisamente na modelização que reside a principal diferença relativamente ao caso monofásico.

4.2.3 – Método Iterativo

Nos pontos anteriores a corrente poluidora é suposta ser conhecida. No entanto, em geral a tensão nos terminais do elemento afecta a corrente harmónica que este elemento injecta no sistema. Assim, a corrente poluidora é função da tensão que, por sua vez, é o resultado da análise da propagação harmónica. A solução deste problema consegue-se tornando o método iterativo. Para cada iteração obter-se-á um valor para a tensão aos terminais do elemento poluente, valor com o qual se calcula qual a intensidade de corrente injectada no sistema, que será usada numa nova etapa do processo iterativo para calcular uma nova tensão e assim sucessivamente.

Este procedimento obriga a conhecer detalhadamente qual a relação entre a tensão nos terminais da carga não linear e a respectiva corrente. Parte-se de um valor aproximado para a tensão, que poderá ser o resultado do trânsito de potências para a frequência fundamental, a partir da qual se calcula a corrente harmónica a ser injectada no sistema. Resolvendo a equação 4.1 obter-se-á um novo valor da tensão nos terminais da carga não linear. Com esta nova tensão, calcular-se-á uma nova corrente, repetindo o processo até que este tenha convergido a menos de um erro pré-definido.

Este processo iterativo deixa de poder ser aplicado quando não são conhecidas as relações entre a tensão e a corrente quer para o calculo da amplitude, quer da fase.

Por outro lado, para situações com mais do que uma fonte harmónica, e como é imprescindível conhecer a amplitude e a fase de cada uma das correntes para cada harmónico, o processo iterativo é o mais aconselhado.

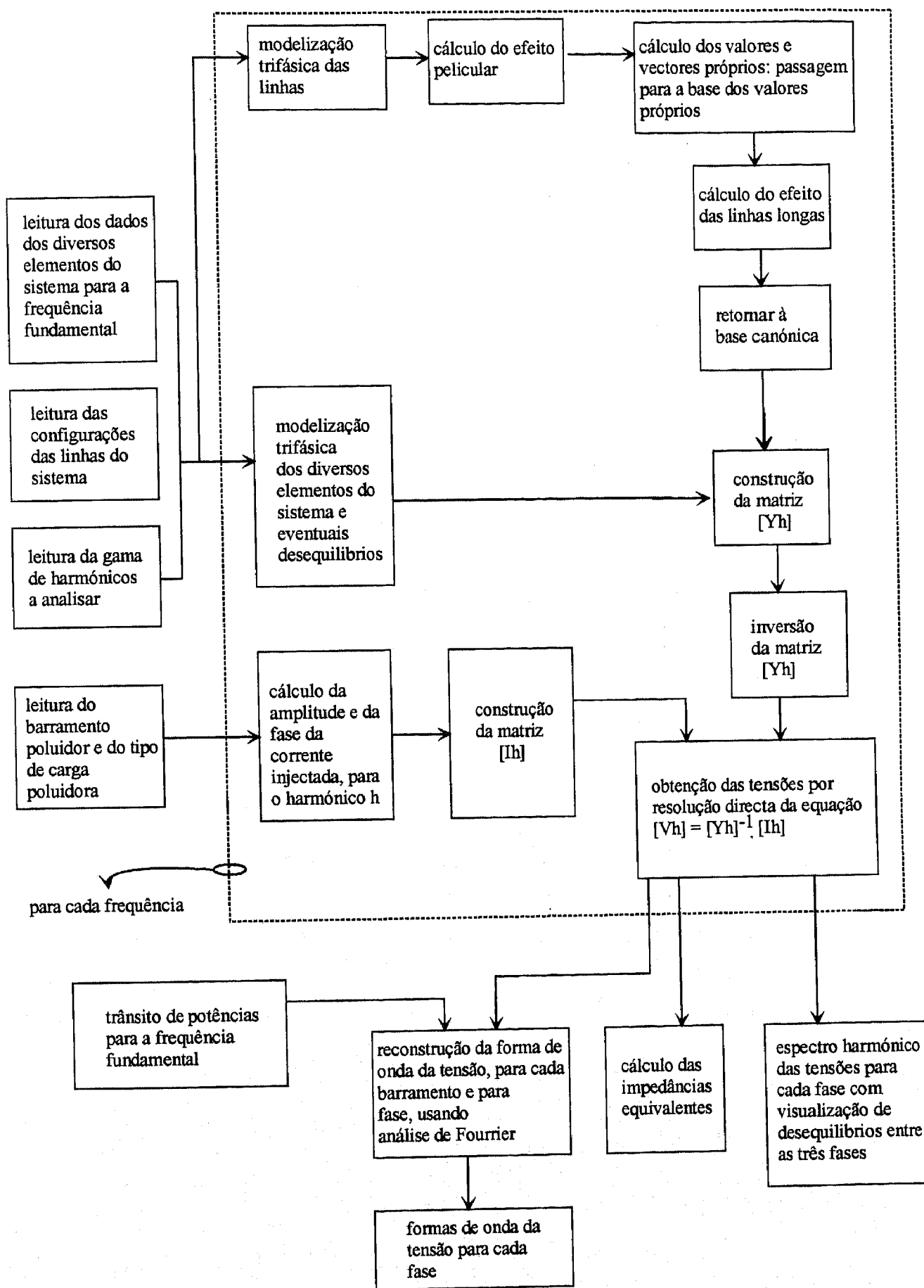


Figura 4.3 – Diagrama para aplicação do método usando modelização trifásica. 50

Todavia salientam-se algumas considerações a ter em conta ao tornar o processo iterativo. A primeira dificuldade que surge é a necessidade de conhecer um modelo da carga poluidora com o detalhe necessário, pois usualmente só se conhece a relação das amplitudes para a frequência fundamental e restantes harmónicas. Outro aspecto importante é o facto de que os cálculos, e portanto o estudo, são feitos no domínio das frequências, logo as grandezas são representadas por fasores.

Um fasor representa cada grandeza para determinada frequência, razão pela qual não é possível serem somados fasores de grandezas representadas para diferentes frequências. Isto obriga a que, após ter sido obtido o valor harmónico da tensão para os diversos barramentos, se faça uma mudança para o domínio do tempo, para a tensão no barramento poluidor. No domínio do tempo, é então necessário calcular o valor eficaz da tensão para ser posteriormente usado no cálculo mais preciso da corrente harmónica, durante o processo iterativo. Assim, é usando o conceito de valor eficaz, que se traduz a influência das contribuições harmónicas da tensão no cálculo da corrente poluente.

Usando o desenvolvimento em série de Fourier para a tensão teremos:

$$u(t)=u_0+u_1\text{sen}\omega_1t+u_2\text{sen}\omega_2t+u_3\text{sen}\omega_3t+....$$

pelo que o seu valor eficaz será:

$$u_{\text{rms}}=\sqrt{u_0^2+\frac{1}{2}(u_1^2+u_2^2+u_3^2+....)}$$

Cada vez que é obtida uma componente harmónica da tensão, mais exacto pode ser o cálculo da tensão eficaz aos terminais da carga, o que se traduz na possibilidade de obter o valor harmónico da respectiva corrente mais exacto, mesmo para os harmónicos anteriores. Este facto faz com que existam diversas possibilidades para tornar o método iterativo. Uma dessas possibilidades é a apresentada detalhadamente no esquema da figura 4.4.

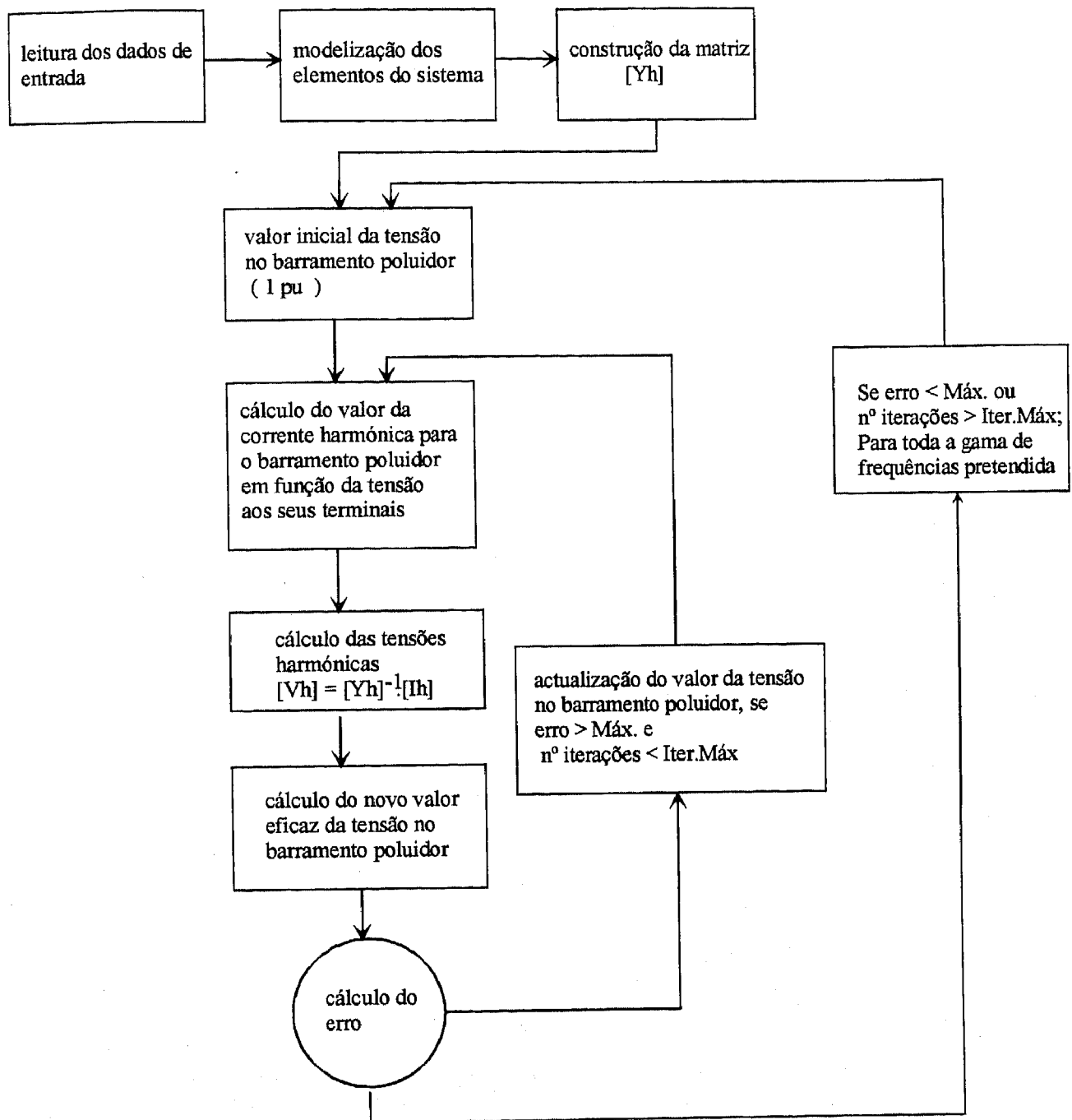


Figura 4.4 – Algoritmo possível para a versão iterativa do método das impedâncias nodais no domínio das frequências.

Neste caso, o processo iterativo é usado só para o cálculo de cada amplitude harmónica da tensão no barramento poluidor. Repare-se que ao obter o valor de u_i (amplitude da tensão para o harmónico i), obter-se-á um novo valor, mais exacto, da tensão eficaz (u_{rms}), que permitiria obter um valor mais exacto da corrente a injectar para os harmónicos de ordem inferior a i . Este facto conduz a outra possibilidade para o processo iterativo cujo algoritmo se apresenta na figura 4.5.

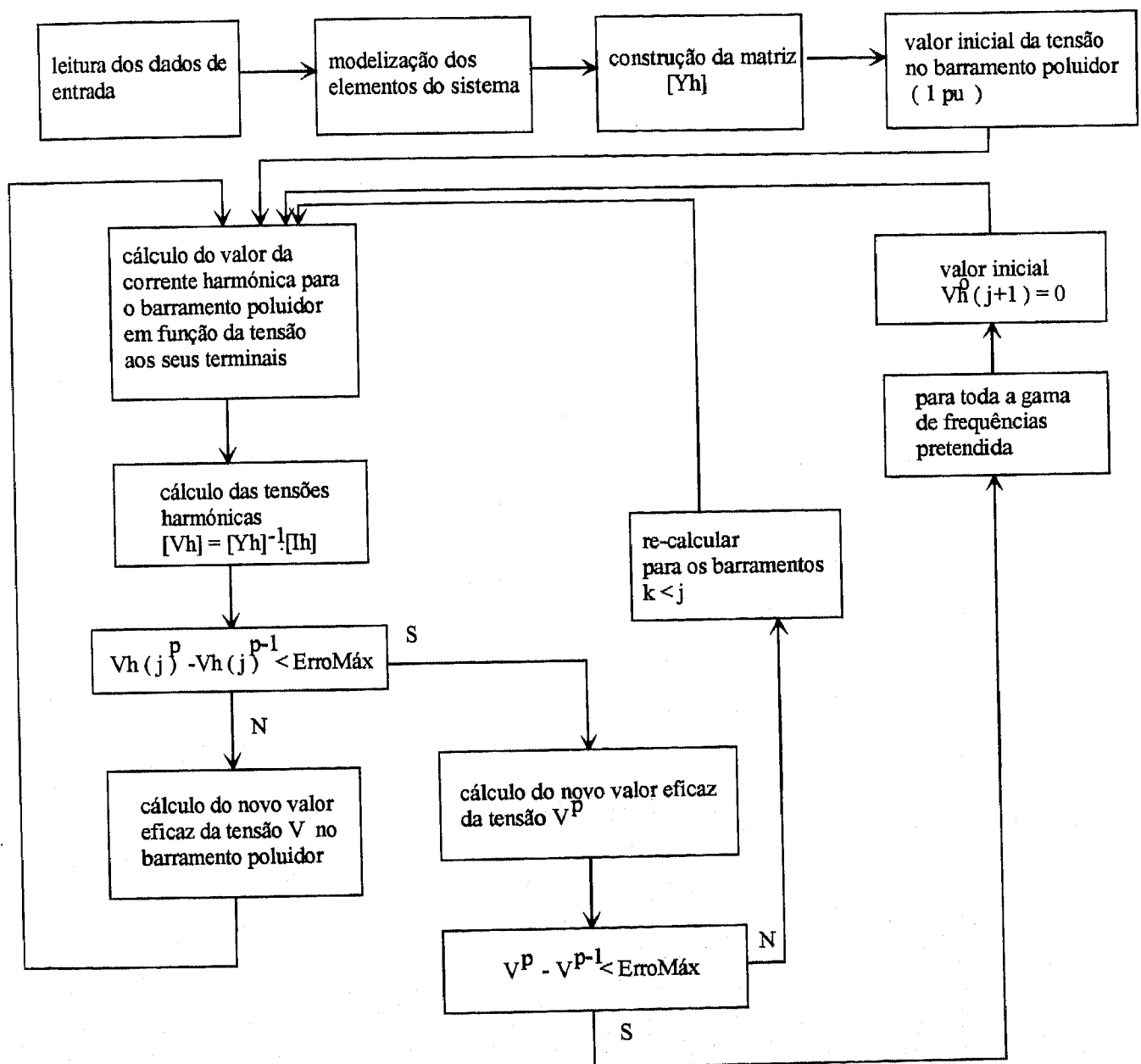


Figura 4.5 – Algoritmo possível para a versão iterativa do método das impedâncias nodais no domínio das frequências.

CAPÍTULO 5

PACOTE DE PROGRAMAS DESENVOLVIDO

5.1 Considerações gerais

Foi desenvolvido um pacote de programas computacionais, o HARMOSySTEM, para o estudo e análise da Poluição Harmónica em Sistemas de Energia Eléctrica (SEE).

Este pacote de programas é modular, sendo constituído por um pré-processador, o HARMOSySPRE, e por um processador, o HARMOSySPRO. O processador é constituído por cinco módulos, sendo um o FLOWsySTEM que calcula previamente as tensões em todos os barramentos do sistema a partir de um estudo do trânsito de potências à frequência fundamental e os outros quatro módulos (HARMsySPRO1, HARMOSySPRO2, HARMOSySPRO3 e HARMOSySPRO4), que apresentam diferentes modelizações, calculam as frequências de ressonância e a distorção harmónica.

A figura 5.1 apresenta de forma esquemática a constituição do pacote de programas referido, bem como as articulações dos diferentes módulos entre si.

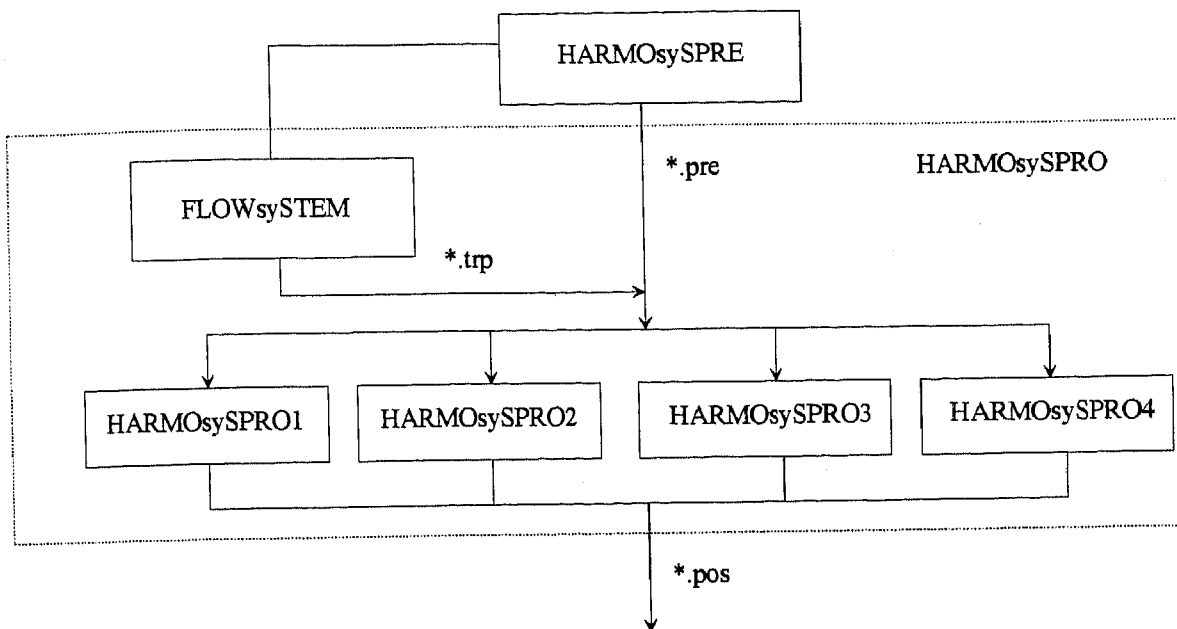


Figura 5.1 – Módulos do HARMOSySTEM.

O módulo HARMOSySPRO1 utiliza uma formulação monofásica e na modelização das linhas de transmissão de energia eléctrica é desprezado o efeito pelicular no cálculo das resistências e as indutâncias são assumidas como constantes.

O módulo HARMOSySPRO2 utiliza uma formulação monofásica do sistema e na modelização das linhas de transmissão de energia eléctrica é tido em conta o efeito pelicular no cálculo das resistências e as indutâncias são consideradas funções não lineares da frequência.

O módulo HARMOSySPRO3 utiliza uma formulação monofásica do sistema e actualiza iterativamente as correntes injectadas pelas fontes harmónicas a partir dos valores das tensões distorcidas obtidas na iteração anterior.

O módulo HARMOSySPRO4 utiliza uma modelização trifásica do sistema.

No caso de apenas se pretender calcular as frequências de ressonância do sistema não é necessário correr o módulo FLOWsySTEM. Porém, para estudos de propagação harmónica em que se pretende conhecer as formas de onda das tensões e das intensidades de corrente, torna-se necessário conhecer previamente os valores das tensões em todos os barramentos à frequência fundamental.

No desenvolvimento dos vários módulos foi utilizada a linguagem de programação FORTRAN da Microsoft.

5.2 Pré-processador

Antes de se iniciar o estudo do trânsito de harmónicos é necessário proceder-se à preparação dos dados do Sistema de Energia Eléctrica que se pretende analisar. É para tal necessário criar um modelo numérico discreto que traduza a topologia e as características da rede a estudar. Esta é a tarefa fundamental do módulo interactivo HARMOsySPRE, que dispõe de um conjunto completo de comandos fáceis de usar e que permitem ao utilizador criar, inspeccionar e modificar uma estrutura de dados referente a um dado Sistema de Energia Eléctrica.

O modelo criado pelo pré-processador contém informação completa acerca da topologia da rede e das características dos geradores, transformadores, linhas e cargas, necessárias para o estudo da poluição harmónica. Pode ainda incluir algum texto, que caracterize o modelo, como por exemplo o nome da rede e a data.

A saída do pré-processamento, ficheiro "*.pre", é constituída por um enorme volume de dados que, para maior facilidade de manipulação, foram sistematizados numa estrutura adequada, definida pelas seguintes tabelas:

- A tabela dos geradores é formada pelos números do barramento onde estão ligados, pela sua impedância interna e pelo respectivo tipo.
- A tabela das linhas é formada pelos números dos barramentos onde estão ligadas, pelo respectivo comprimento, pelas suas características à frequência fundamental e pelo tipo de configuração geométrica.
- A tabela dos transformadores é formada pelos números dos barramentos onde estão ligados, pela sua impedância de fugas, pelo respectivo tipo de ligação e pelo valor da tomada de regulação da tensão.

- A tabela dos compensadores é formada pelos números dos barramentos onde estão ligados e pelas respectivas potências para a frequência fundamental.

- A tabela das cargas é formada pelos números do barramento onde estão ligadas e pelas respectivas potências para a frequência fundamental.

- A tabela dos barramentos é formada pelos números dos barramentos, bem como pela informação adicional necessária para estudos de trânsito do potências (tipo, potências e tensões).

Na figura 5.2 mostra-se o esquema unifilar de um Sistema de Energia Eléctrica, a que corresponde o ficheiro "*.pre", gerado pelo programa HARMOSySPRE. Os dados deste sistema são apresentados na figura 5.3 e incluem para além dos dados para o estudo harmónico, todos os dados necessários para o trânsito de potências para a frequência fundamental.

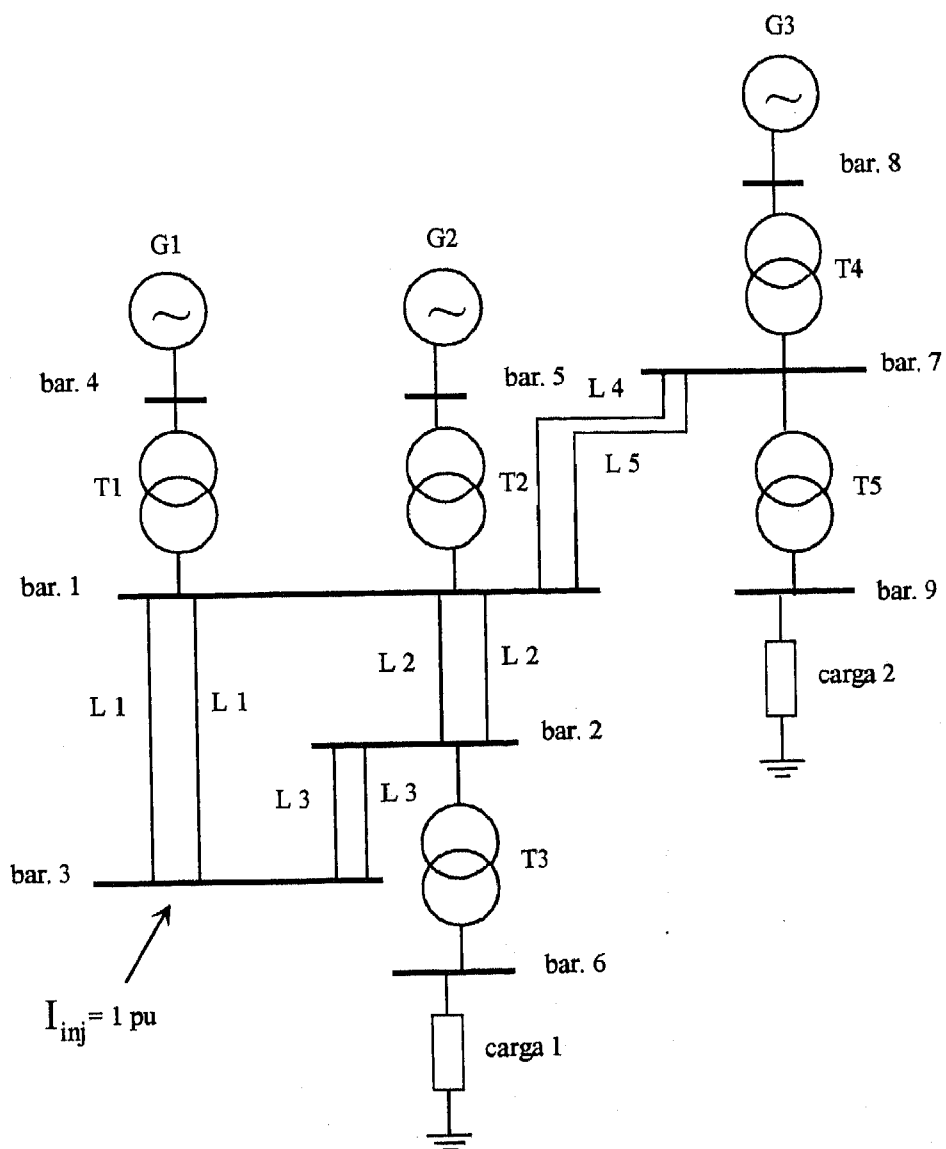


Fig. 5.2 - Sistema de Energia Eléctrica com 9 barramentos e 3 geradores

Ficheiro de dados

* Nome da rede:
rede2.pre (28-9-98)

* Texto descritivo da rede:

* Nome do problema:
Sample system

* Texto descritivo do problema:

* Numero de elementos da rede:
Barram. Transf. Linhas Cargas Altern. Compens.
9 5 8 2 3 0

* Transformadores:

bi	bj	resistencia	reactancia	taps	tipo_ligacao
5	1	.000000	.026900	1.000000	01
6	1	.000000	.053600	1.000000	01
2	4	.000000	.102900	1.000000	02
8	7	.000000	.381600	1.000000	01
7	9	.000000	.381600	1.000000	02

* Linhas e cabos:

bi	bj	resistencia	reactancia	susceptancia	r_solo	raio	tipo	comp
1	3	.032417	.200473	.237370	100.00	0.01298	02	175.60
1	3	.032417	.200473	.237370	100.00	0.01298	02	175.60
1	2	.028226	.200473	.206680	100.00	0.01298	02	152.90
1	2	.028226	.200473	.206680	100.00	0.01298	02	152.90
2	3	.004486	.200473	.032847	100.00	0.01298	02	024.30
2	3	.004486	.200473	.032847	100.00	0.01298	02	024.30
2	7	.019144	.200473	.032847	100.00	0.01429	03	132.20
2	7	.019144	.200473	.032847	100.00	0.01429	04	129.80

* Cargas:

bi	P_50Hz	Q_50Hz
4	000.450000	000.120000
9	000.300000	000.180000

* Alternadores:

bi	cost.inerc.	resist.est	react.trans.	Pmin.	Pmax.	Qmin.	Qmax.	tipo
5	50.00	.00000	.03700	.00000	.00000-10.00000	10.00000	10.00000	1
6	50.00	.00000	.74000	.00000	.00000-10.00000	10.00000	10.00000	1
8	50.00	.00000	.06200	.00000	.00000-10.00000	10.00000	10.00000	1

* Barramentos:

bi	tipo	mod.ten.	arg.ten.	Pgerada	Qgerada	Pconsumida	Qconsumida
1	Ref	1.0400	0.0000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
2	PV	1.0250	0.0000	1.63000	0.00000	0.00000	0.00000
3	PV	1.0250	0.0000	0.85000	0.00000	0.00000	0.00000
4	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
5	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	0.25000	0.50000
6	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	0.90000	0.30000
7	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
8	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	1.00000	0.35000
9	PQ	1.0000	0.0000	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000

* Desvios de Potência:

Pot.act. = 0.0001 Pot.react. = 0.0001

* Número máximo de iterações: 20

Fig. 5.3 - Ficheiro *.pre

5.3 Processador

O ficheiro "*.pre", que contém toda a informação referente à topologia da rede, destina-se a ser manipulado por um dos módulos do HARMOSySPRO. O módulo FLOWsySTEM cria um ficheiro "*.trp" (figura. 5.4) e utiliza o método de Newton-Raphson para calcular o trânsito de potências num Sistema de Energia Eléctrica à frequência fundamental (Apêndice I). Para que os resultados obtidos apresentem uma maior precisão foi usada a técnica da bifactorização do Jacobiano.

O ficheiro "*.trp", para além de toda a informação da topologia da rede lida do ficheiro "*.pre" e dos parâmetros necessários ao estudo do fluxo de cargas, lidos dos ficheiros t_linhas.pro e t_transf.pro, apresenta uma tabela adicional com os trânsitos das potências entre barramentos. A tabela dos barramentos apresenta agora a informação completa respeitante às potências (activas e reactivas) e tensões (módulo e fase) para a frequência fundamental.

O estudo do trânsito de potências permite conhecer o estado do Sistema de Energia Eléctrica no caso de não haver qualquer poluição harmónica.

É então possível, a partir da leitura do ficheiro "*.trp" (figura 5.4), dos ficheiros t_linhas.pro e t_transf.pro (figuras 5.5 e 5.6, respectivamente) que contém a informação para linhas e transformadores necessárias ao estudo harmónico, proceder-se ao estudo e análise da poluição harmónica, utilizando um dos quatro módulos restantes do HARMOSySTEM.

Ficheiro criado pelo programa de análise harmónica

* Nome da rede:

* Texto descritivo da rede:

* Nome do problema:

* Texto descritivo do problema:

* Número de elementos da rede:

Barram.	Transf.	Linhas	Cargas	Altern.	Compens.
9	3	6	3	3	0

* Transformadores:

bi	bj	resistência	reactância	taps
1	4	0.000000	0.057600	1.000000
2	7	0.000000	0.062500	1.000000
3	9	0.000000	0.058600	1.000000

* Linhas e cabos:

bi	bj	resistência	reactância	susceptância
4	5	0.010000	0.085000	0.088000
4	6	0.017000	0.092000	0.079000
5	7	0.032000	0.161000	0.153000
6	9	0.039000	0.170000	0.179000
7	8	0.008500	0.072000	0.074500
8	9	0.011900	0.100800	0.104500

* Cargas:

bi	pot. activa	pot. reactiva
5	1.250000	0.500000
6	0.900000	0.300000
8	1.000000	0.350000

* Alternadores:

bi	cost. inerc.	resist. est.	react. trans.	Pmin.	Pmax.	Qmin.	Qmax
1	45.00	0.00000	0.06080	0.00000	1.00000	0.00000	1.00000
2	5.30	0.00000	0.11980	0.00000	2.00000	0.00000	1.00000
3	4.70	0.00000	0.18130	0.00000	1.00000	0.00000	1.00000

* Resultados do trânsito de potências

* Barramentos:

bi	tipo	mod. ten.	arg. ten.	Pgerada	Qgerada	Pconsumida	Qconsumida
1	Ref	1.0400	0.0000	0.71641	0.27047	0.00000	0.00000
2	PV	1.0250	9.2800	1.63000	0.06655	0.00000	0.00000
3	PV	1.0250	4.6648	0.85000	-0.10859	0.00000	0.00000
4	PQ	1.0258	-2.2168	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
5	PQ	0.9956	-3.9888	0.00000	0.00000	1.25000	0.50000
6	PQ	1.0127	-3.6874	0.00000	0.00000	0.90000	0.30000
7	PQ	1.0258	3.7197	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000
8	PQ	1.0159	0.7275	0.00000	0.00000	1.00000	0.35000
9	PQ	1.0324	1.9667	0.00000	0.00000	0.00000	0.00000

* Trânsito de potências entre barramentos:

bi - bj	Pij	Qij	Pji	Qji	p	q
1 4	0.7164	0.2705	-0.7164	-0.2392	0.0000	0.0312
2 7	1.6300	0.0665	-1.6300	0.0918	0.0000	0.1583
3 9	0.8500	-0.1086	-0.8500	0.1496	0.0000	0.0410
4 5	0.4094	0.2289	-0.4068	-0.3869	0.0026	-0.1579
4 6	0.3070	0.0103	-0.3054	-0.1654	0.0017	-0.1551
5 7	-0.8432	-0.1131	0.8662	-0.0838	0.0230	-0.1969
6 9	-0.5946	-0.1346	0.6082	-0.1807	0.0135	-0.3153
7 8	0.7638	-0.0080	-0.7590	-0.1070	0.0048	-0.1150
8 9	-0.2410	-0.2430	0.2418	0.0312	0.0009	-0.2118

Fig. 5.7 - Ficheiro *.trp

Ficheiro dos diversos tipos de configurações geométricas das linhas

*Tipo	altura ao solo (m)			distância entre fases (m)			resistividade do solo (Ωm)
	a	b	c	a-b	a-c	c-b	
1	15	15	15	7,5	15	7,5	100
2	20	17,5	15	5	5	5	1000

Figura 5.4 - Ficheiro t_linhas.pro.

Ficheiro dos diversos tipos de ligações dos transformadores:

*Tipo	primário	secundário
1	Δ	Y
2	Δ	Δ
3	Y	Y

Figura 5.5 - Ficheiro t_transf.pro.

Qualquer um destes módulos apresenta uma interface com o utilizador, que lhe possibilita seleccionar o tipo de fonte harmónica (conversores de 6 ou 12 impulsos e fornos de arco), o(s) barramento(s) onde pretende conhecer a influência da distorção, bem como a gama de frequências a analisar.

Os ficheiros criados pelos módulos de processamento “*.pos” apresentam, para além dos dados de entrada, os valores obtidos para os níveis das tensões harmónicas em cada barramento (figura 5.8).

Os resultados obtidos podem ser transformados numa solução de engenharia através de um processo de pós-processamento utilizando o programa computacional Excel da Microsoft. As capacidades gráficas desta aplicação permitem facilmente obter uma visualização gráfica das ondas da tensão, bem como a obtenção imediata das frequências de ressonância.

Ficheiro criado pelo programa HARMOSySTEM de poluição harmónica

Ficheiro de dados

* Nome da rede:
rede2.pre (28-9-98)

* Texto descritivo da rede:

* Nome do problema:
Sample system

* Texto descritivo do problema:

* Numero de elementos da rede:
Barram. Transf. Linhas Cargas Altern. Compens.
9 5 8 2 3 0

* Transformadores:

bi	bj	resistencia	reactancia	taps	tipo
5	1	.000000	.026900	1.000000	1
6	1	.000000	.053600	1.000000	1
2	4	.000000	.102900	1.000000	2
8	7	.000000	.381600	1.000000	1
7	9	.000000	.381600	1.000000	2

* Linhas e cabos:

bi	bj	resistencia	reactancia	susceptancia	r_solo	raio	tipo	comp.
1	3	.032417	.200473	.237370	100.00	.01298	2	175.60
1	3	.032417	.200473	.237370	100.00	.01298	2	175.60
1	2	.028226	.200473	.206680	100.00	.01298	2	152.90
1	2	.028226	.200473	.206680	100.00	.01298	2	152.90
2	3	.004486	.200473	.032847	100.00	.01298	2	24.30
2	3	.004486	.200473	.032847	100.00	.01298	2	24.30
2	7	.019144	.200473	.032847	100.00	.01429	3	132.20
2	7	.019144	.200473	.032847	100.00	.01429	4	129.80

* Cargas:

bi	pot. activa	pot. reactiva
4	.450000	.120000
9	.300000	.180000

* Alternadores:

bi	cost.inerc.	resist.est	react.trans.	Pmin.	Pmax.	Qmin.	Qma	tipo
5	50.00	.00000	.03700	.00000	10.00001	.00000		1
6	50.00	.00000	.74000	.00000	10.00001	.00000		1
8	50.00	.00000	.06200	.00000	10.00001	.00000		1

RESULTADOS DO HARMOSySTEM 1.0

Versão monofásica e não iterativa

OS HARMÓNICOS SÃO INJECTADOS NO BARRAMENTO: 3

TIPO DE CARGA QUE POLUI:
3-Caso de 1 pu;

DADOS PARA O CASO DE 1 PU:

GAMA DE HARMÓNICOS A ANALISAR: 1 até 25

12.000000	6.996617E-02
13.000000	1.029286E-01
14.000000	1.423684E-01
15.000000	1.949865E-01
16.000000	2.804681E-01
17.000000	5.306181E-01
18.000000	2.932450E-01
19.000000	6.192281E-01
20.000000	1.262196
21.000000	7.081108E-01
22.000000	3.562618E-01
23.000000	2.075244E-01
24.000000	1.225024E-01
25.000000	6.469245E-02

MODULO DAS TENSÕES NO BARRAMENTO 4.000000:

Harmónico:	Modulo tensão:
1.000000	7.958234E-02
2.000000	2.001338E-01
3.000000	5.361499E-01
4.000000	9.167184E-01
5.000000	3.635863E-01
6.000000	2.142370E-01
7.000000	1.458852E-01
8.000000	1.044281E-01
9.000000	7.488871E-02
10.000000	5.120979E-02
11.000000	2.861279E-02
12.000000	1.119706E-02
13.000000	1.033222E-02
14.000000	2.301414E-02
15.000000	4.170502E-02
16.000000	6.338778E-02
17.000000	8.212592E-02
18.000000	2.105080E-01
19.000000	3.543914E-01
20.000000	7.075396E-01
21.000000	4.148776E-01
22.000000	2.274755E-01
23.000000	1.514226E-01
24.000000	1.106889E-01
25.000000	8.497493E-02

Fim da execução do programa.

Figura 5.8 – Ficheiro *.pos.

CAPÍTULO 6

VALIDAÇÃO DOS MODELOS NUMÉRICOS ESTABELECIDOS

6.1 – Considerações gerais

Para se aferirem os modelos numéricos estabelecidos neste trabalho, foi estudada, com o pacote de programas desenvolvido, a penetração harmónica para diversos casos.

Os resultados produzidos pela formulação das impedâncias nodais no domínio das frequências foram comparados com as soluções obtidas analiticamente ou por outros programas computacionais.

6.2 – Exemplo 1

6.2.1 – Definição do problema

Pretendem calcular-se as frequências de ressonância referentes aos extremos da linha de transmissão de energia eléctrica que une Islington a Kikiwa, da rede de transporte da Nova Zelândia (figura 6.1). Esta linha trifásica de 220 kV utiliza condutores tipo “Zebra” e tem um comprimento de 230 km.

As características eléctricas à frequência fundamental da linha são as seguintes:

$$R = 16,121 \, \Omega$$

$$X_l = 97,029 \, \Omega$$

$$X_c = 642,260 \, \mu\Omega^{-1}$$

O solo apresenta uma resistividade de 100 Ωm .

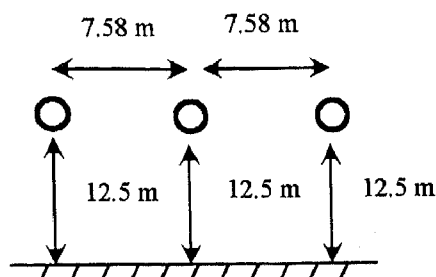


Figura 6.1 – Esquema da linha que liga Islington a Kikwa na Nova Zelândia.

6.2.3 – Resultados obtidos

Os resultados foram obtidos utilizando-se dois dos módulos monofásicos (HARMOSySPRO1 e HARMOSySPRO2) e o módulo trifásico (HARMOSySPRO4) do pacote de programas computacionais desenvolvido.

O estudo foi realizado injectando-se uma intensidade de corrente de 1 pu no barramento de Islington, e considerando-se uma gama de frequências até 1250 Hz.

As amplitudes das tensões nos dois extremos da linha, que foram obtidos neste estudo pelo módulo monofásico HARMOSySPRO1, em função da frequência encontram-se representados nas figuras 6.2 e 6.3.

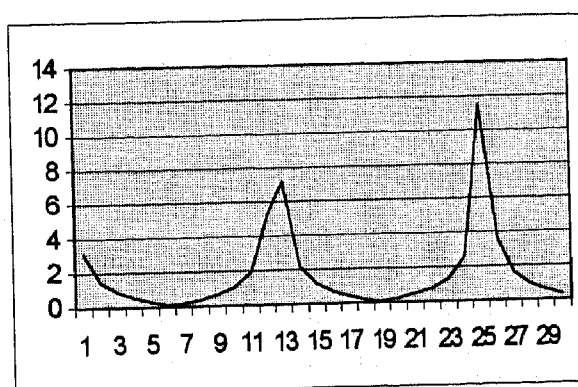


Figura 6.2 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência obtidas usando o módulo HARMOSySPRO1, para a extremidade de Kikiwa.

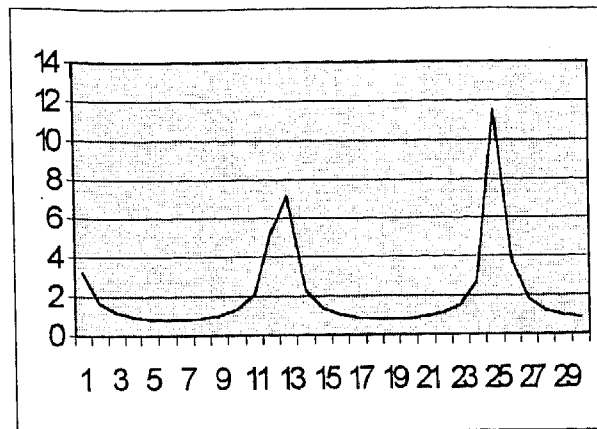


Figura 6.3 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência obtidas usando o módulo HARMOSySPRO1, para a extremidade de Islington.

As amplitudes das tensões nos dois extremos da linha, que foram obtidos neste estudo pelo módulo monofásico HARMOSySPRO2, em função da frequência encontram-se representados nas figuras 6.4 e 6.5.

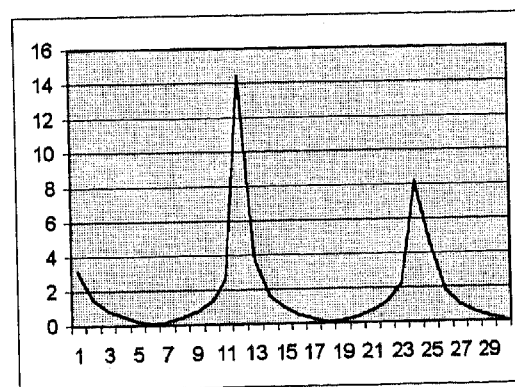


Figura 6.4 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência obtidas com o módulo HARMOSySPRO2, para a extremidade de Kikiwa.

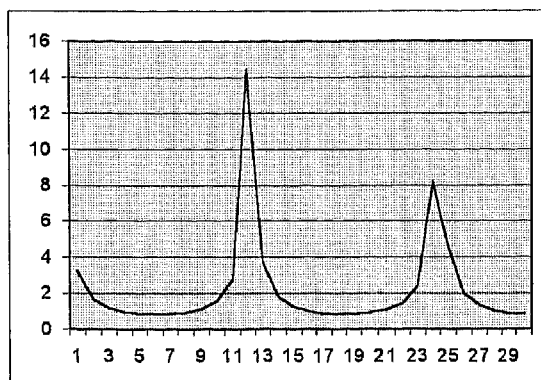


Figura 6.5 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência obtidas usando o módulo HARMOSySPRO2, para a extremidade de Islington.

As amplitudes das tensões nos dois extremos da linha, que foram obtidos neste estudo pelo módulo trifásico HARMOSySPRO4, em função da frequência encontram-se representados nas figuras 6.6 e 6.7.

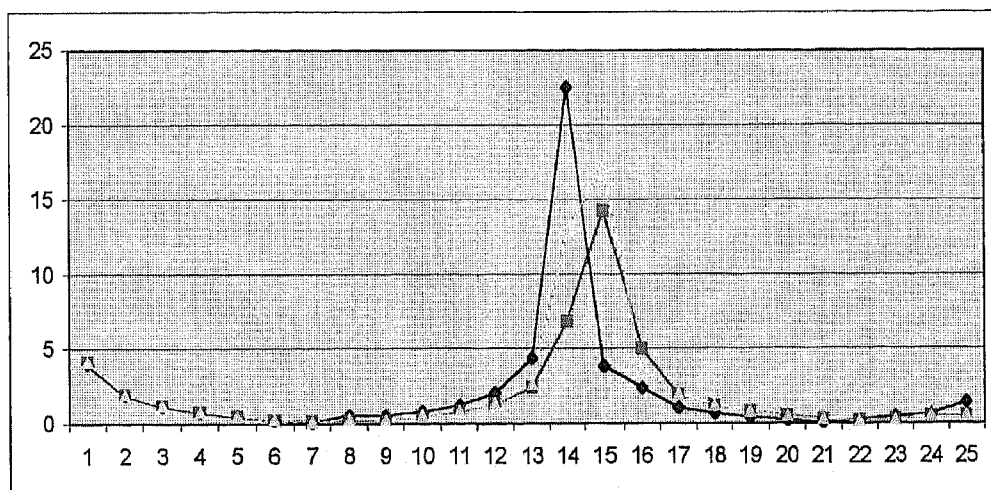


Figura 6.6 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência para cada fase, obtidas para a extremidade de Kikiwa, usando modelização trifásica, isto é, o módulo HARMOSySPRO4.

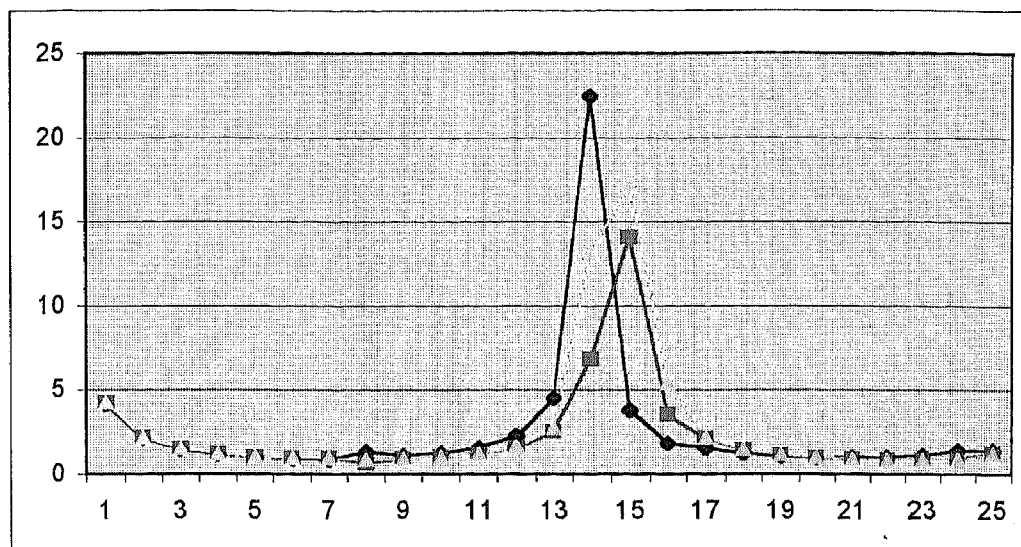


Figura 6.7 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência para cada fase, obtidas para a extremidade de Islington, usando modelização trifásica, isto é, o módulo HARMOSySPRO4.

6.2.4 – Comparação dos resultados e conclusões

Nas figuras 6.8, 6.9 e 6.10 mostram-se as amplitudes das tensões referentes ao barramento de Islington produzidas pelos módulos HARMOSySPRO1, HARMOSySPRO2 e HARMOSySPRO4, bem como os resultados da referência [27].

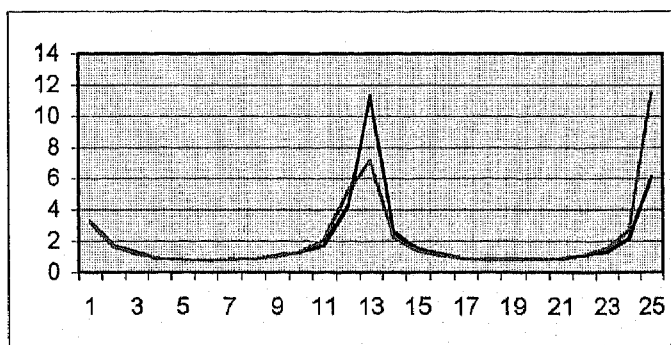


Figura 6.8 – Comparação entre os resultados obtidos usando o módulo HARMOSySPRO1 (a vermelho) e os resultados da referência [27] (a preto).

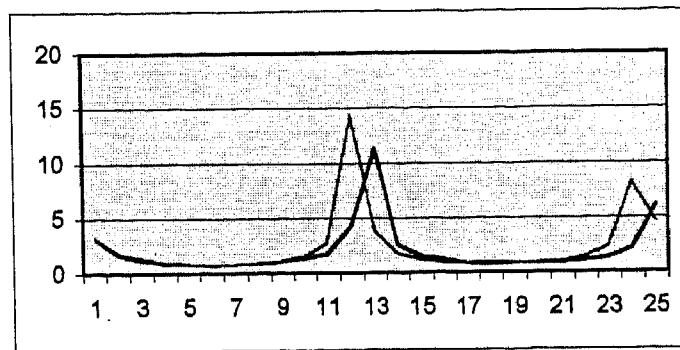


Figura 6.9 – Comparação dos resultados obtidos usando o módulo HARMOSySPRO2 (a vermelho) e os resultados da referência [27] (a preto).

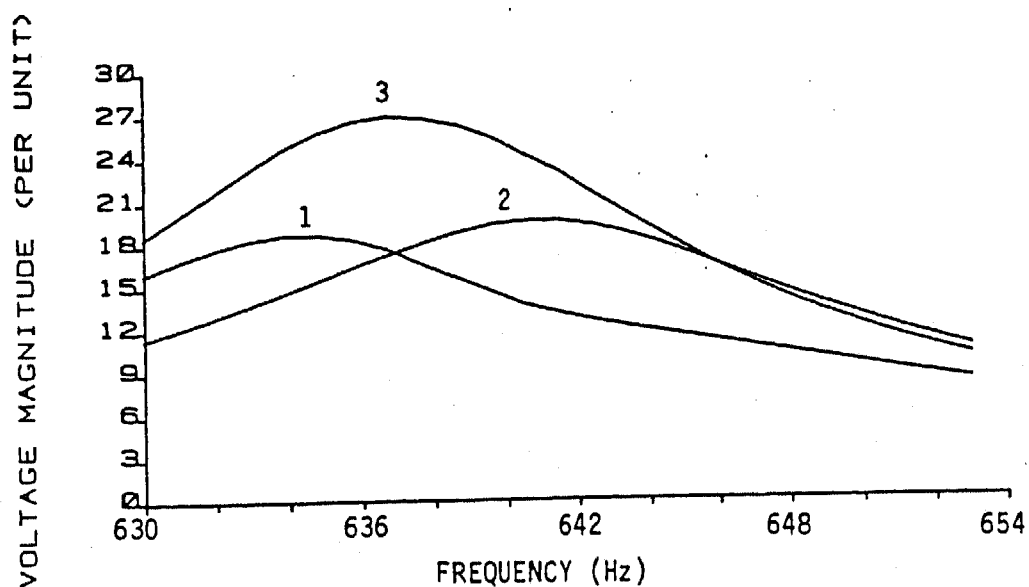


Figura 6.10 – Resultados obtidos por T. Densem para uma modelização trifásica do sistema [27] para a extremidade de Islington.

Da análise das figuras 6.8 e 6.9 pode-se concluir que é boa a precisão da solução apresentada ao ter-se em conta o efeito pelicular no cálculo da resistência e ao modelizar-se como função não linear a indutância das linhas de transmissão de energia eléctrica.

No caso de ser injectada uma intensidade de corrente num dos extremos da linha, verifica-se um fenómeno de ressonância para os harmónicos de ordem 13 e 25. Neste caso haverá uma amplificação substancial das correspondentes componentes harmónicas da tensão, que podem provocar o envelhecimento precoce do isolamento, ou mesmo a actuação intempestiva das protecções.

Pode ainda concluir-se que o efeito pelicular tem uma influência significativa na amplitude das tensões apenas nas frequências de ressonância. A modelização não linear da indutância altera ligeiramente os valores da frequência para os quais ocorre a ressonância.

Os resultados obtidos pela modelização trifásica (figuras 6.7 e 6.10) mostram que as frequências de ressonância e as correspondentes amplitudes das tensões das três fases não são coincidentes.

6.3 – Exemplo 2

6.3.1 – Definição do problema

Pretende estudar-se as frequências de ressonância da linha de transmissão de energia eléctrica referida no exemplo anterior, para sete diferentes pontos (figura 6.11).

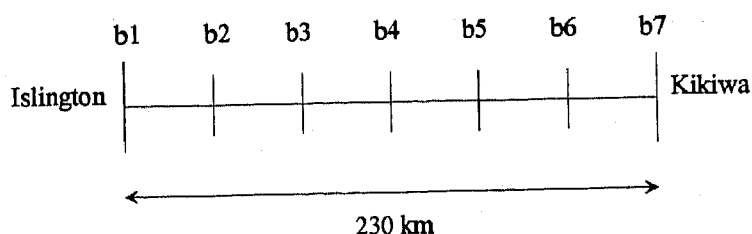


Figura 6.11 – Representação da linha que une Islington a Kikiwa subdividida em seis diferentes troços de igual comprimento.

6.3.3 – Resultados obtidos

Na figura 6.12 mostram-se as amplitudes das tensões em função da frequência, para diferentes pontos da linha, obtidos pelo módulo monofásico HARMOsySPRO2.

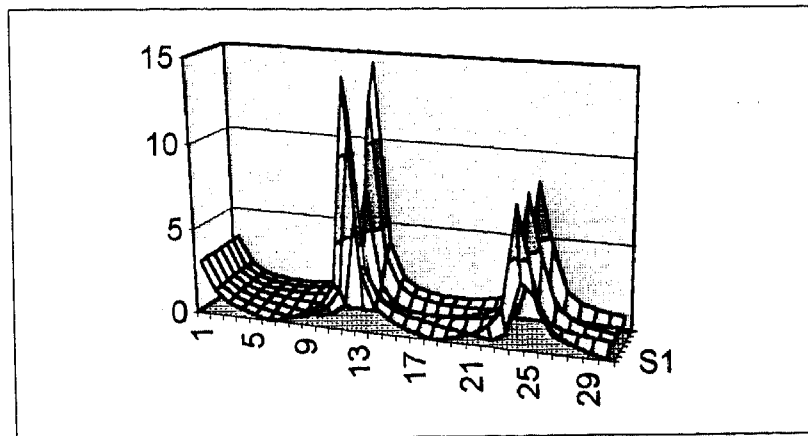


Figura 6.12 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência ao longo da linha obtidas usando o módulo HARMOSySPRO2.

6.3.3 – Comparação dos resultados e conclusões

Comparando-se os resultados produzidos pelos programas desenvolvidos com a solução da referência [27] (figura 6.13), verifica-se uma perfeita concordância.

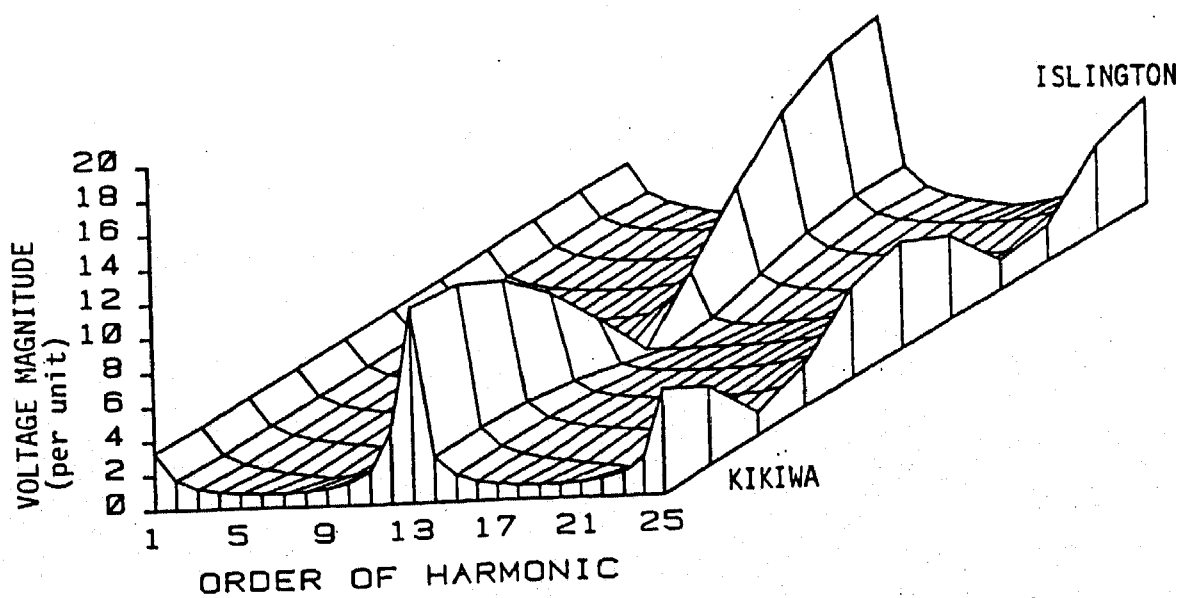


Figura 6.13 – Resultados obtidos por T. Densem ao longo da linha [27].

O valor da amplitude da tensão referente ao harmónico de ordem 13 decresce significativamente dos extremos até metade da linha.

Relativamente à amplitude da tensão referente ao harmónico de ordem 25, verifica-se que, a partir de um dos extremos, decresce, passando por um mínimo à distância de $\frac{1}{4}$ do comprimento da linha e aumentando de seguida até atingir um máximo no ponto médio da linha. Estes resultados correspondem bem à situação esperada tendo em conta uma análise teórica dos fenómenos em jogo.

6.4 – Exemplo 3

6.4.1 – Definição do problema

Pretendem calcular-se as frequências de ressonância referentes ao barramento 3 do sistema apresentado na figura 6.14.

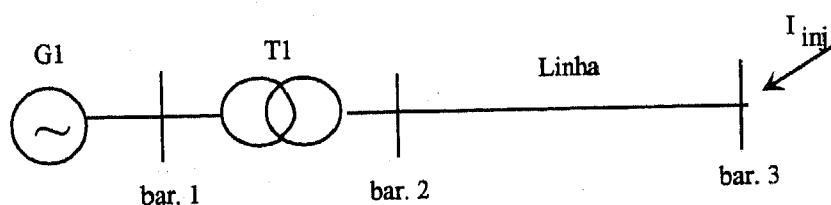


Figura 6.14 – Sistema de teste do exemplo 3.

As características da linha de transmissão encontram-se descritas no exemplo

1.

A reactância subtransitória do gerador é de 0.25 pu.

A reactância de fugas do transformador é de 0.0576 pu.

6.4.2 – Resultados obtidos

Na figura 6.15 mostram-se as amplitudes das tensões harmônicas no barramento 3 em função da frequência.

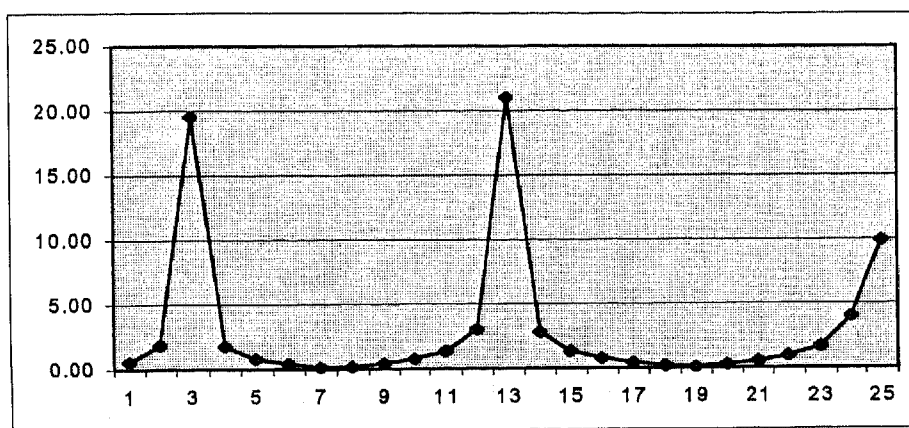


Figura 6.15 – Amplitudes da tensão (pu) em função da frequência obtidas para o sistema de teste do exemplo 3.

6.4.3 – Comparação dos resultados obtidos e conclusões

Da análise dos resultados representados graficamente na figura 6.15, conclui-se que as frequências de ressonância no barramento 3 são as referentes aos harmônicos de ordem 3, 13 e 25.

Ao considerar-se neste estudo um gerador e um transformador ligados num dos extremos da linha, fez com que surgisse mais uma frequência de ressonância, para além das que foram obtidas no exemplo 1. O aparecimento desta frequência de ressonância correspondente ao harmônico de ordem 3, pode ser justificada analiticamente (Anexo VI).

Nos sistemas de energia eléctrica é comum os transformadores apresentarem uma das ligações em triângulo, para evitar a propagação do 3º harmónico.

6.5 – Exemplo 4

6.5.1 – Definição do problema

Pretendem-se calcular as frequências de ressonância referentes ao barramento 3 do sistema de energia eléctrica apresentado na figura 6.16.

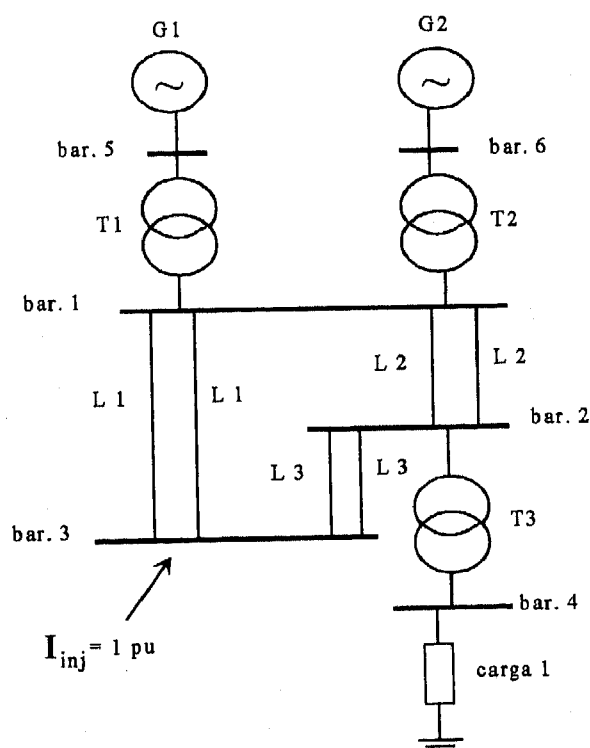


Figura 6.16 – Rede de teste do exemplo 4.

Apresentam-se nas tabelas seguintes os dados relativos aos diversos componentes do sistema.

Tabela 6.1 – Geradores do sistema de teste do exemplo 4.

Barramento	Geradores	Reactância subtransitória (pu)
4	G ₁	0.037
5	G ₂	0.740

Tabela 6.2 – Transformadores do sistema de teste do exemplo 4.

Barramento i	Barramento j	Transformadores	Reactância de fugas (pu)
1	4	T ₁	0.0269
1	5	T ₂	0.0536
2	6	T ₃	0.1029

Tabela 6.3 – Linhas de transporte do sistema de teste do exemplo 4.

Linha	Tipo condutor	Distância entre fases			Distância ao solo			Resistividade do solo (Ωm)	Comp (km)
		D ₁₂ (m)	D ₁₃ (m)	D ₂₃ (m)	H ₁ (m)	H ₂ (m)	H ₃ (m)		
L ₁	Goat	5.82	5.69	11.0	18.0	23.5	12.5	100	175.6
L ₂	Goat	5.82	5.69	11.0	18.0	23.5	12.5	100	152.9
L ₃	Goat	5.82	5.69	11.0	17.9	23.4	12.5	100	24.3

Tabela 6.4 – Cargas do sistema de teste do exemplo 4.

Barramento	Cargas	P _{50 Hz} (pu)	Q _{50 Hz} (pu)
4	C ₁	1.35	0.36

6.4.2 – Resultados obtidos

No estudo efectuado foi utilizado o módulo monofásico HARMOSySPRO2 e consideraram-se três diferentes situações para o cálculo das frequências de ressonância da rede.

Na primeira simulação, injectou-se uma intensidade de corrente de 1 pu no barramento b3 e não foram considerados os geradores, transformadores e carga do

sistema. Os resultados obtidos, para o barramento b3, encontram-se representados na figura 6.17.

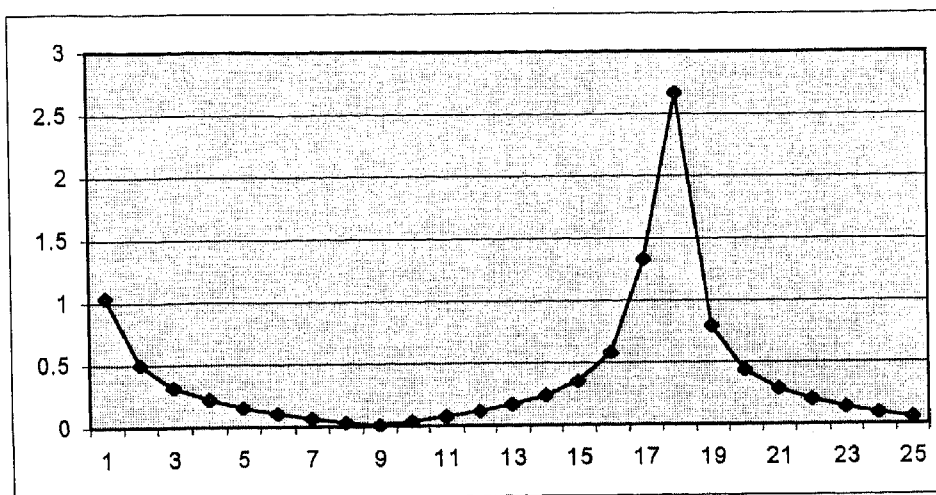


Figura 6.17 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, não considerando os geradores, transformadores e carga do sistema.

Posteriormente introduziu-se numa segunda simulação o efeito dos geradores e dos respectivos transformadores de grupo, continuando a injectar uma intensidade de corrente de 1 pu no barramento b3. Os resultados obtidos, para o barramento b3, encontram-se representados na figura 6.18.

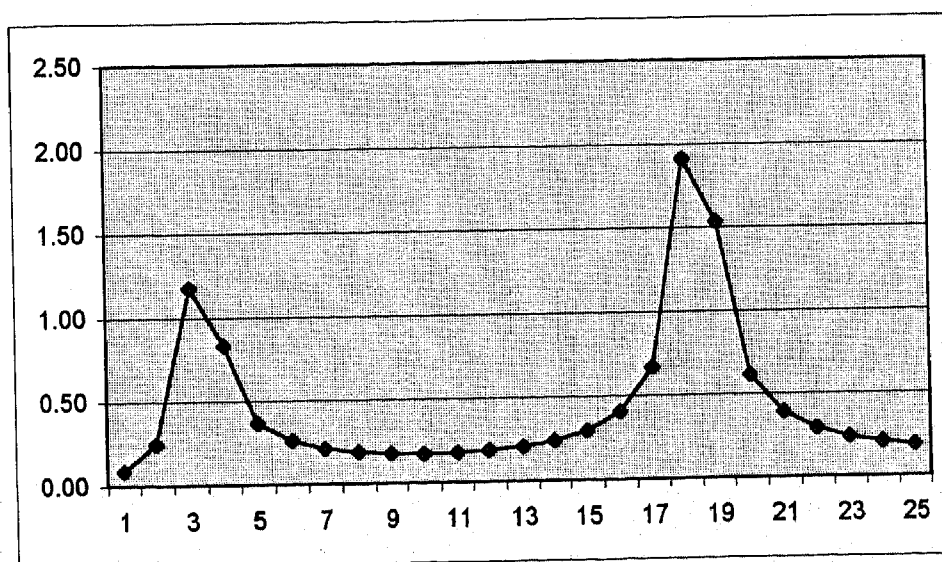


Figura 6.18 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, considerando os geradores e respectivos transformadores de grupo.

Finalmente foi introduzido na simulação o efeito do transformador T_3 e da respectiva carga. Na figura 6.19, mostram-se graficamente os resultados obtidos, para o barramento b3, para uma intensidade de corrente de 1 pu injectada no mesmo barramento.

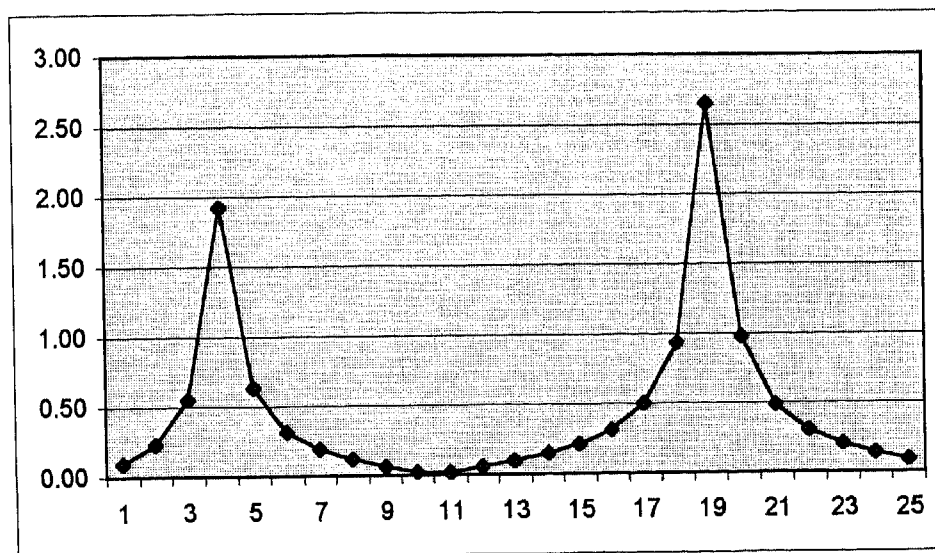


Figura 6.19 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, considerando todos os elementos do sistema.

6.5.3 – Comparação dos resultados e conclusões

Nas figuras seguintes apresentam-se os resultados obtidos usando o pacote de programas computacionais desenvolvido e os da referência [27], correspondentes às simulações anteriormente definidas.

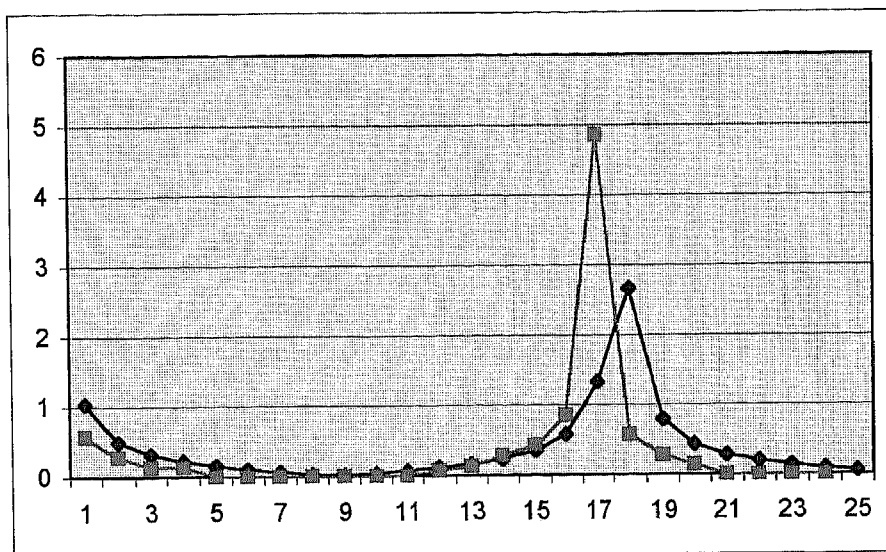


Figura 6.20 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, não considerando os geradores, transformadores e carga do sistema. A vermelho apresentam-se os resultados da referência [27] e a preto os obtidos com o presente estudo.

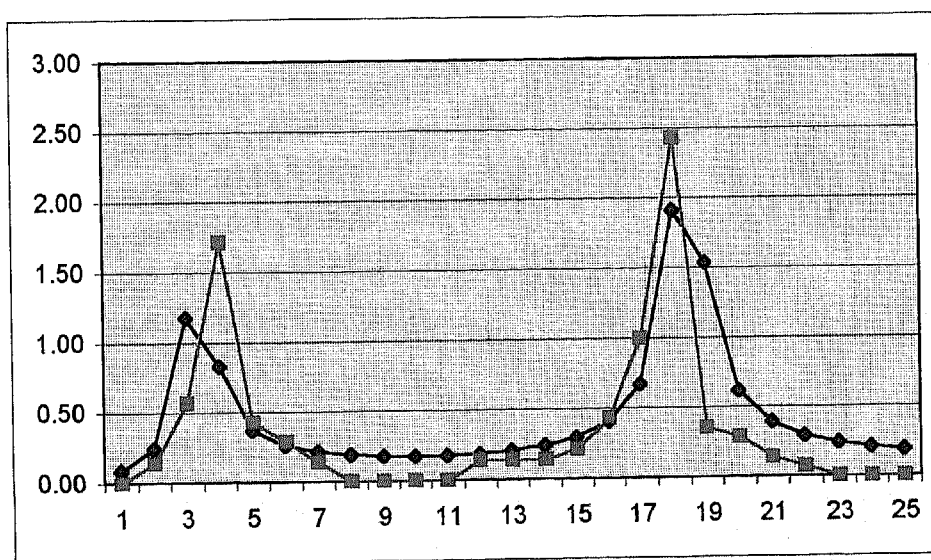


Figura 6.21 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, não considerando o transformador T_3 e a respectiva carga. A vermelho apresentam-se os resultados da referência [27] e a preto os obtidos com o presente estudo.

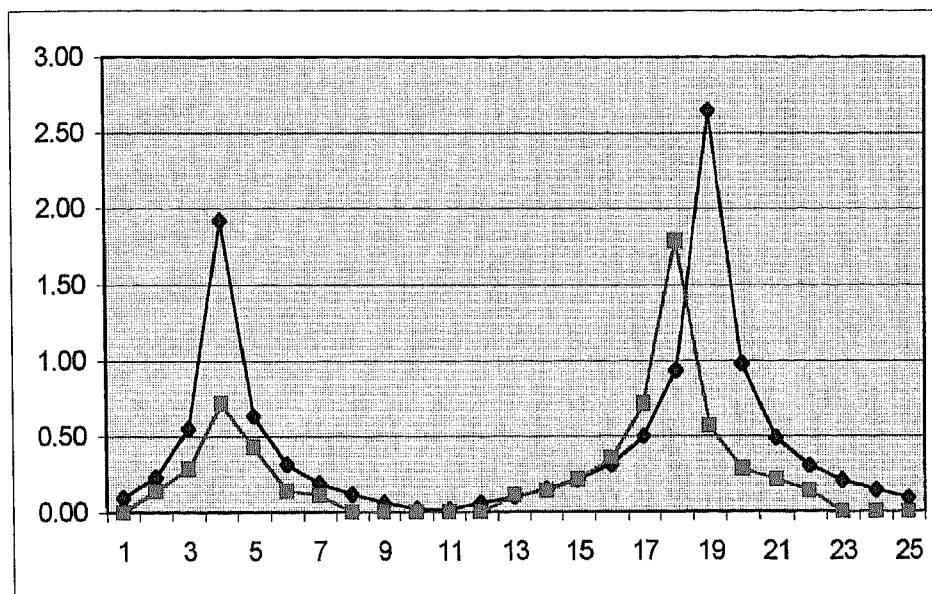


Figura 6.22 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 4, considerando todos os elementos do sistema. A vermelho apresentam-se os resultados da referência [27] e a preto os obtidos com o presente estudo.

Os resultados obtidos estão em concordância com as soluções apresentadas na referência [27], embora seja de referir que pelo facto de não ter sido modelizado o acoplamento electromagnético entre linha paralelas, se verifica uma sensível diferença em termos de amplitude e uma ligeira variação no que se refere à ordem do harmónico para o qual ocorre a amplitude máxima.

No caso de se ter desprezado o efeito dos geradores e dos transformadores, verificou-se a existência de uma única frequência de ressonância correspondente ao harmónico de ordem 17. A introdução do efeito dos geradores e dos transformadores de grupo produz uma nova frequência de ressonância correspondente ao 3º harmónico. O transformador T_3 e respectiva carga não produz nenhuma frequência adicional.

6.6 – Exemplo 5

6.6.1 – Definição do problema

Pretendem-se calcular as frequências de ressonância referentes ao barramento 3 do sistema de energia eléctrica apresentado na figura 6.23.

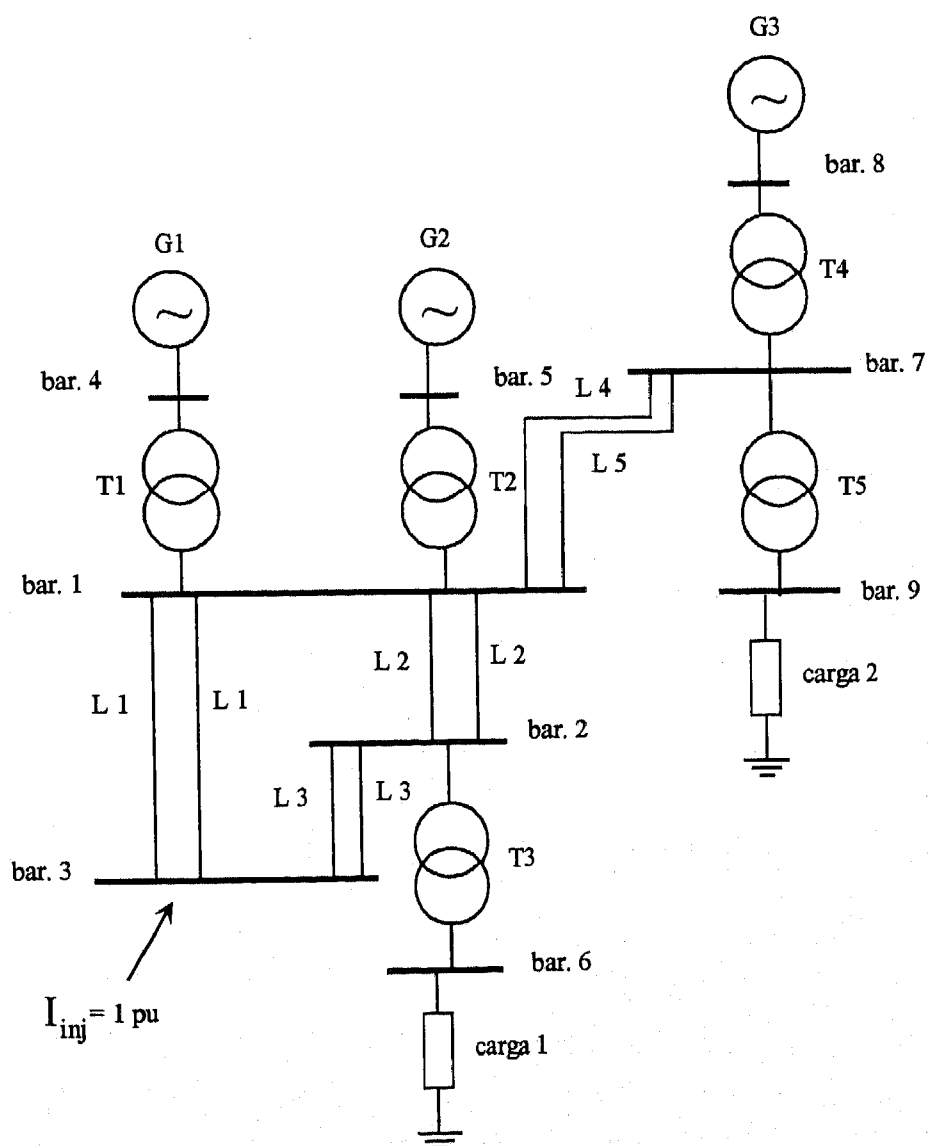


Figura 6.23 – Rede de teste do exemplo 5.

Apresentam-se nas tabelas seguintes os dados relativos aos diversos componentes do sistema.

Tabela 6.5 – Geradores do sistema de teste do exemplo 5.

Barramento	Geradores	Reactância subtransitória (pu)
4	G_1	0.037
5	G_2	0.740
8	G_3	0.062

Tabela 6.6 – Transformadores do sistema de teste do exemplo 5.

Barramento i	Barramento j	Transformadores	Reactância de fugas (pu)
1	4	T_1	0.0269
1	5	T_2	0.0536
2	6	T_3	0.1029
7	8	T_4	0.3816
7	9	T_5	0.3816

Tabela 6.7 – Linhas de transporte do sistema de teste do exemplo 5.

Linha	Tipo condutor	Distância entre condutores			Distância ao solo			Resistividade do solo (Ωm)	Comp (km)
		D_{12} (m)	D_{13} (m)	D_{23} (m)	H_1 (m)	H_2 (m)	H_3 (m)		
L_1	Goat	5.82	5.69	11.0	18.0	23.5	12.5	100.0	175.6
L_2	Goat	5.82	5.69	11.0	18.0	23.5	12.5	100.0	152.9
L_3	Goat	5.82	5.69	11.0	17.9	23.4	12.5	100.0	24.3
L_4	Zebra	6.47	12.94	6.47	12.5	12.5	12.5	100.0	132.2
L_5	Zebra	7.20	14.40	7.20	12.5	12.5	12.5	100.0	129.8

Tabela 6.8 – Cargas do sistema de teste do exemplo 5.

Cargas	$P_{50 \text{ Hz}}$ (pu)	$Q_{50 \text{ Hz}}$ (pu)
C_1	1.35	0.36
C_2	0.30	0.18

6.5.2 – Resultados obtidos

No estudo efectuado foi utilizado o módulo monofásico HARMOSySPRO2 e consideraram-se duas diferentes situações para o cálculo das frequências de ressonância da rede.

Na primeira simulação, injectou-se uma intensidade de corrente de 1 pu no barramento b3 e não foram considerados os transformadores T_3 e T_5 do sistema e respectivas cargas. Os resultados obtidos, para o barramento b3, encontram-se representados na figura 6.24.

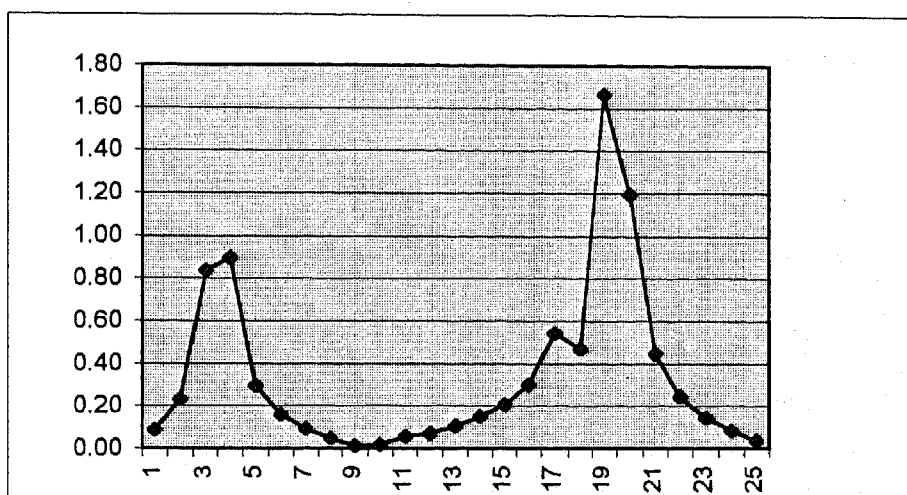


Figura 6.24 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 5, não considerando as cargas e os transformadores que lhes estão associados.

Posteriormente considerou-se todo o sistema, continuando a injectar uma intensidade de corrente de 1 pu no barramento b3. Os resultados obtidos, para o barramento b3, encontram-se representados na figura 6.25.

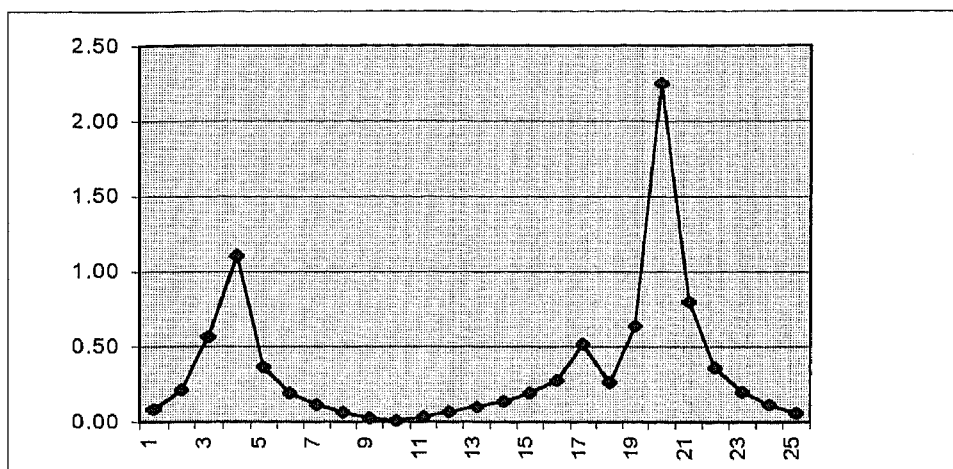


Figura 6.25 – Amplitudes das tensões no barramento b3, em função da frequência, para o exemplo 5 considerando todo o sistema.

6.5.3 – Comparação dos resultados e conclusões

Nas figuras seguintes apresentam-se os resultados obtidos usando o pacote de programas computacionais desenvolvido e os da referência [27], correspondentes às simulações anteriormente definidas.

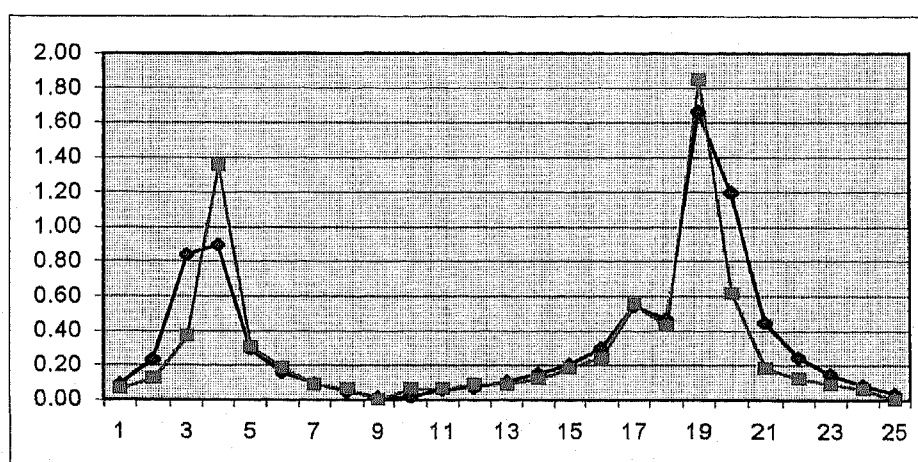


Figura 6.26 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 5, não considerando os transformadores T_3 e T_5 e respectivas cargas. A vermelho apresentam-se os resultados da referência [27] e a preto os obtidos com o presente estudo.

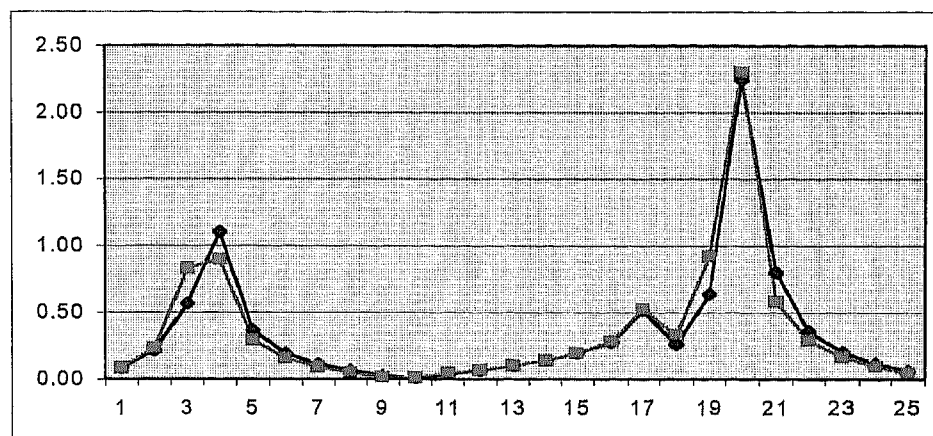


Figura 6.27 – Amplitudes das tensões em função da frequência para o exemplo 5, considerando todos os elementos do sistema. A vermelho apresentam-se os resultados da referência [27] e a preto os obtidos com o presente estudo.

Os resultados obtidos estão em perfeita concordância com as soluções apresentadas na referência [27].

Nas duas simulações verificou-se a existência de dois pólos de ressonância, um para aproximadamente o 4º harmónico e um outro pólo próximo do 18º harmónico. Neste último caso verifica-se a existência de duas frequências de ressonância com amplitudes de tensão máximas diferentes, sendo a amplitude para o harmónico 17 substancialmente inferior à que ocorre para o harmónico 20.

A introdução do efeito das cargas e dos respectivos transformadores produz apenas uma alteração da amplitude dos máximos de tensão para as frequências de ressonância. Salienta-se que a simulação onde são considerados todos os elementos do sistema apresenta resultados praticamente coincidentes com os da referência [27].

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E PERSPECTIVAS DE DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

7.1 – Conclusões

Neste estudo foram apresentadas diversas metodologias a seguir para estudos de penetração harmónica, das quais o Método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência mereceu uma especial atenção pois foi usado no pacote de programas computacionais desenvolvido.

Inerente à escolha do método estiveram presentes factores como a sua simplicidade e a exactidão dos resultados que permitiria obter. Salienta-se que na generalidade das situações reais, os dados relativos aos vários elementos do sistema são escassos e pouco detalhados. Esta razão leva a que se desenvolvam modelos simples que sejam coerentes com a exactidão e o pormenor dos dados disponíveis.

Ao utilizar um método no domínio das frequências tentou-se simplificar a modelização dos diversos elementos pois deste modo é facilmente expressa a sua dependência face à frequência, que é o aspecto a ser analisado. A interpretação dos resultados (valor da tensão ou corrente para cada frequência) é simples e permite, por observação directa, concluir sobre o grau de poluição e quais as frequências mais influentes na ressonância.

Sob este contexto, o método das Impedâncias Nodais no Domínio das Frequências é extremamente simples e eficiente. Na realidade trata-se da observação directa das soluções (geralmente tensões nos diversos nós, para cada frequência), a partir da matriz de admitâncias nodais do sistema e do conhecimento das grandezas poluidoras (geralmente a corrente). Toda a informação relativa ao sistema, às suas interconecções e a sua variação face à frequência, são modelizadas pela matriz de admitâncias nodais do sistema.

Apresentaram-se também as diversas modelizações dos elementos de um Sistema de Energia Eléctrica, de modo a tornar possível a aplicação do método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência.

Dos diversos modelos salientam-se as linhas de transmissão que são representadas por funções não lineares da frequência, pelo que os seus modelos não podem ser determinados pelos dados à frequência fundamental, obrigando ao conhecimento da sua configuração geométrica. Para os restantes elementos do sistema, se equilibrados e lineares, a sua modelização é feita com base nos dados à frequência fundamental.

Para o caso de cargas não lineares, e para se tornar possível a aplicação da versão iterativa, a sua modelização terá de ser muito exacta e detalhada, de modo a ser possível determinar qual a relação entre a tensão e respectiva corrente. A existência de múltiplas fontes harmónicas obriga também a conhecer as fases das intensidades de corrente harmónicas.

Neste estudo foram apresentadas a modelização monofásica e trifásica do sistema. Embora os requisitos para um programa de análise de propagação harmónica sejam similares para o caso de modelização monofásica ou trifásica, a estrutura dos programas é diferente. A complexidade da modelização trifásica de um sistema requer do programador um esforço considerável no tratamento dos dados associados à modelização e manipulação dos dados associados à propagação harmónica propriamente dita. O tratamento dos dados é o aspecto central do algoritmo para modelização trifásica.

A elevada esparsidade das matrizes pode ser tida em conta de modo a permitir usar técnicas que viabilizam a utilização do programa para sistemas reais.

O pacote de programas computacionais desenvolvido foi testado para diversos sistemas e os resultados obtidos comparados com soluções obtidas por outros estudos [27].

Deste modo provou-se, por comparação com outros estudos, que o pacote de programas desenvolvido e implementado, o HARMOSySTEM, permite analisar com eficiência a distorção harmónica em Sistemas de Energia Eléctrica. Dos resultados obtidos é possível conhecer a impedância harmónica equivalente vista de qualquer barramento do sistema, bem como as frequências de ressonância e as distorções das ondas de tensão e de corrente com vista ao dimensionamento de filtros adequados.

A aplicação com sucesso do HARMOSySTEM para análise de propagação harmónica dos casos estudados, dá-lhe credibilidade para que possa ser usado como uma ferramenta de cálculo eficiente no estudo e análise de sistemas de dimensão real.

Para finalizar, poder-se-á concluir que o contributo dado por este trabalho ao estudo e análise da Propagação Harmónica nos Sistemas de Energia Eléctrica, pode ser sintetizado nos seguintes pontos:

- apresentação do estado da arte;
- estabelecimento do modelo global do sistema;
- formulação do Método das Impedâncias Nodais no Domínio da Frequência;
- desenvolvimento de um pacote de programas computacionais, que utiliza o Método das Impedâncias Nodais no Domínio das Frequências;
- validação dos programas computacionais desenvolvidos.

Apesar das limitações que um trabalho desta natureza necessariamente envolve, pode dizer-se que os objectivos foram, no essencial, atingidos e que a ferramenta já disponível pode prestar uma valiosa contribuição para o estudo e análise destes problemas.

7.2 – Perspectivas de desenvolvimentos futuros

No âmbito desta dissertação não foi possível, por falta de tempo, considerar no método das Impedâncias Nodais no Domínio das Frequências todos os desenvolvimentos considerados importantes. Por isso, sugere-se que o pacote de programas HARMOSySTEM venha, num futuro próximo, a ser enriquecido com novos procedimentos, que permitam aumentar a velocidade de cálculo, ter em conta outros tipos de fontes harmónicas e dispor de técnicas avançadas de modelização e

apoio à decisão. De entre os aspectos que não foi possível incluir na modelização e consequentemente no pacote de programas desenvolvido, salientam-se, nomeadamente, as seguintes:

- modelização do acoplamento electromagnético entre linhas de transmissão de energia eléctrica;
- modelização de múltiplas fontes harmónicas alimentadas pelo mesmo barramento;
- modelização do efeito harmónico produzido pelos circuitos magnéticos saturados (geradores e transformadores);
- modelização de outras cargas não lineares (transformadores de soldadura, conversores de frequência,...).

Tendo em vista a possibilidade de realização de um trabalho de maior amplitude neste tema, outros aspectos poderiam vir a ser considerados, designadamente a:

- modelização probabilística das cargas;
- introdução de técnicas de apoio à decisão referente à localização óptima de filtros;
- consideração da esparsidade da matriz das admitâncias nodais do sistema e do vector das correntes harmónicas injectadas.

ANEXO I

MÉTODO DE NEWTON-RAPHSON

Um sistema de equações não lineares pode ser resolvido utilizando o método iterativo de Newton-Raphson [9].

Considere-se o seguinte sistema de n equações não lineares a n variáveis:

$$\begin{bmatrix} f_1 & X_1, X_2, X_3, \dots, X_n = 0 \\ f_2 & X_1, X_2, X_3, \dots, X_n = 0 \\ \vdots & \vdots \\ f_n & X_1, X_2, X_3, \dots, X_n = 0 \end{bmatrix} \quad (\text{AI.1})$$

ou em notação matricial

$$[F(x)] = [0] \quad (\text{AI.2})$$

sendo

$$[F] = \begin{bmatrix} f_1 \\ f_2 \\ \vdots \\ f_n \end{bmatrix} \quad (\text{AI.3})$$

e

$$[x] = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ \vdots \\ x_n \end{bmatrix} \quad (\text{AI.4})$$

O valor das variáveis independentes é calculado iterativamente, utilizando-se a expressão de recorrência seguinte, que resulta do desenvolvimento em série de Taylor:

$$[x^{(k+1)}] = [x^{(k)}] - [\Delta x^{(k)}] \quad (\text{AI.5})$$

onde

$$[\Delta x^{(k)}] = -[J(x^{(k)})]^{-1} [F(x^{(k)})] \quad (\text{AI.6})$$

sendo

[J] - matriz Jacobiana

A aplicação deste método ao estudo do trânsito de potências, necessita que se estabeleça a matriz de admitâncias nodais [Y], do sistema.

Neste trabalho utilizou-se a formulação em coordenadas polares.

As expressões dos desvios de potência que servem de recorrência são as seguintes:

$$\Delta P_i = P_i^{sp} - V_i \sum_{k=1}^n V_k (G_{ik} \cos \Theta_{ik} + B_{ik} \sin \Theta_{ik}) \quad (A1.7)$$

$$\Delta Q_i = Q_i^{sp} - V_i \sum_{k=1}^n V_k (G_{ik} \sin \Theta_{ik} - B_{ik} \cos \Theta_{ik}) \quad (A1.8)$$

As variações dos módulos e ângulos nos diferentes barramentos do sistema são obtidos por:

$$\begin{bmatrix} [\Delta \Theta] \\ \left[\frac{\Delta V}{V} \right] \end{bmatrix} = -[J]^{-1} \begin{bmatrix} [\Delta P] \\ [\Delta Q] \end{bmatrix} \quad (A1.9)$$

com

$[\Delta \Theta]$ - sub-vector dos desvios angulares das tensões nodais

$\left[\frac{\Delta V}{V} \right]$ - sub-vector dos desvios relativos dos módulos das tensões nodais

$[\Delta P]$ - sub-vector dos desvios das potências activas

$[\Delta Q]$ - sub-vector dos desvios das potências reactivas

em que

$$[J] = \begin{bmatrix} -[H] & -[N] \\ -[M] & -[L] \end{bmatrix} \quad (A1.10)$$

Os elementos das sub-matrizes da matriz Jacobiana obtêm-se da seguinte forma:

- para $i \neq k$

$$H_{ik} = L_{ik} = V_i V_k (G_{ik} \sin \Theta_{ik} - B_{ik} \cos \Theta_{ik}) \quad (A1.11)$$

$$N_{ik} = -M_{ik} = V_i V_k (G_{ik} \cos \Theta_{ik} + B_{ik} \sin \Theta_{ik}) \quad (A1.12)$$

- para $i = k$

$$H_{ii} = -V_i^2 B_{ii} - Q_i \quad (\text{AI.13})$$

$$M_{ii} = -V_i^2 G_{ii} + P_i \quad (\text{AI.14})$$

$$N_{ii} = V_i^2 G_{ii} + P_i \quad (\text{AI.15})$$

$$L_{ii} = -V_i^2 B_{ii} + Q_i \quad (\text{AI.16})$$

sendo

G_{ik} - condutância entre os barramentos i e k

B_{ik} - susceptância entre os barramentos i e k

Para o número de linhas e colunas da equação matricial AI.9 não é tido em conta o barramento de referência. Os barramentos tipo PQ contribuem com duas equações enquanto os barramentos tipo PV contribuem com uma.

Na figura AI.1 é apresentado o fluxograma correspondente a este método iterativo [9].

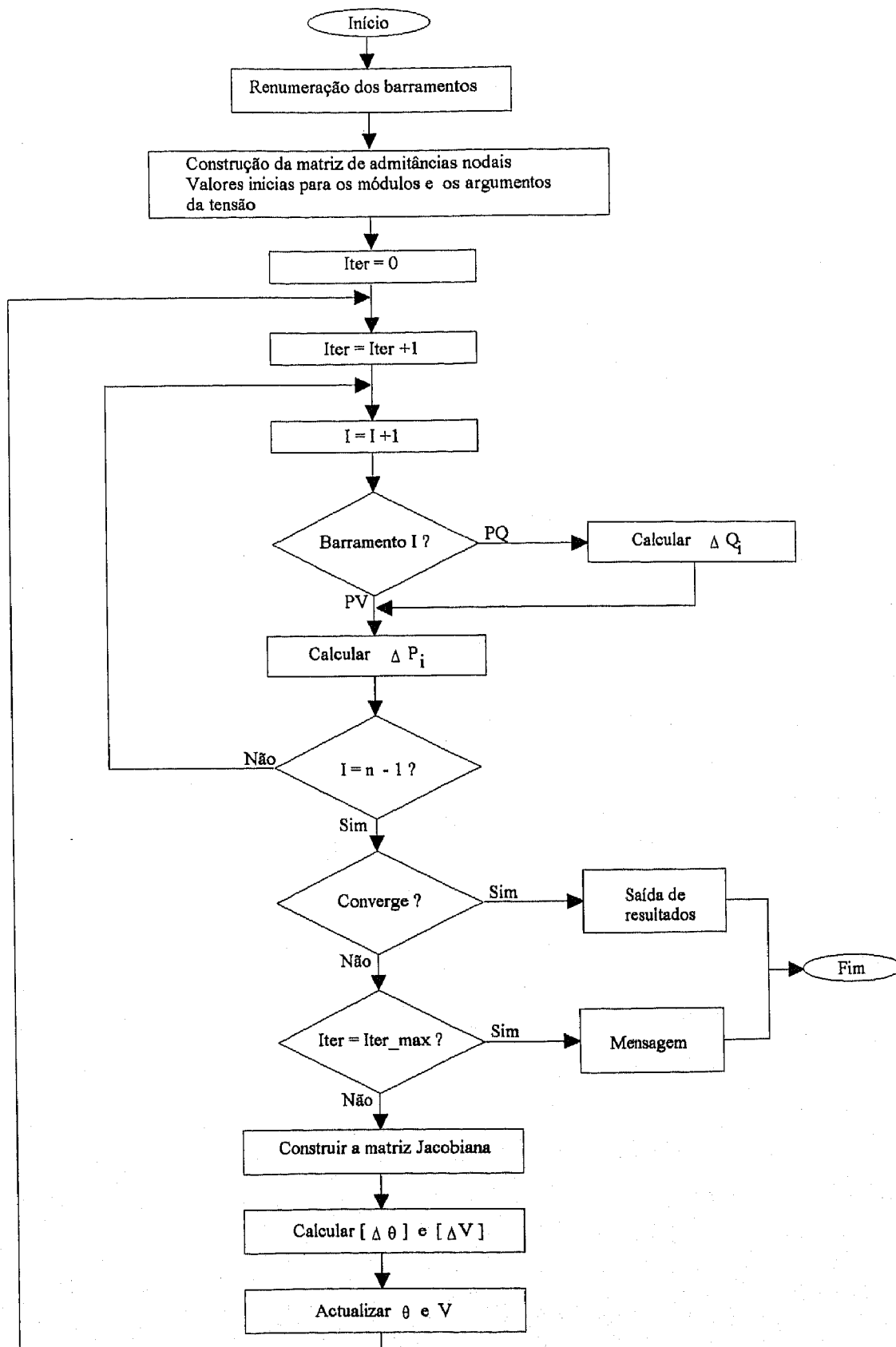


Fig. AI.1 - Fluxograma para o estudo do trânsito de potências pelo método de Newton-Raphson

ANEXO II

COMPONENTES SIMÉTRICAS

O método da transformação em componentes simétricas é uma técnica matemática desenvolvida por Fortescue em 1918, pela qual um sistema assimétrico de n fasores (n primo), pode ser decomposto em n sistemas simétricos de n fasores com diferentes sequências de fases.

No caso dos sistemas trifásicos de cargas equilibradas, teremos que qualquer sistema trifásico assimétrico pode ser decomposto em três sistemas trifásicos simétricos, designados por componentes simétricas. Assim, por exemplo, para o sistema assimétrico de tensões V_a , V_b e V_c , nas fases a , b e c , teremos:

- sistema directo ou de sequência positiva, com sequência de fases $abca...$, V_{a1} , V_{b1} e V_{c1} ;
- sistema inverso ou de sequência negativa, com sequência de fases $acba...$, V_{a2} , V_{b2} e V_{c2} ;
- sistema homopolar ou de sequência nula constituído por um sistema de fasores de igual módulo e fase, V_{a0} , V_{b0} e V_{c0} ;

e, portanto

$$V_a = V_{a0} + V_{a1} + V_{a2}$$

$$V_b = V_{b0} + V_{b1} + V_{b2}$$

$$V_c = V_{c0} + V_{c1} + V_{c2}$$

Referindo as componentes simétricas à fase a , sendo $\mu = e^{j\frac{2\pi}{3}}$, teremos para a transformação inversa em componentes simétricas (componentes simétricas - valores por fase):

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \mu^2 & \mu \\ 1 & \mu & \mu^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_0 \\ V_1 \\ V_2 \end{bmatrix}$$

ou em notação mais compacta:

$$V_{abc} = TV_{012}$$

A partir desta expressão obteremos para a transformação directa em componentes simétricas:

$$V_{012} = T^{-1}V_{abc}$$

A decomposição em componentes simétricas, apesar de introduzir três novas variáveis para as correntes e tensões, revela-se uma ferramenta de cálculo bastante útil na análise de sistemas de cargas desequilibradas quando estes são constituídos por componentes equilibrados. Com efeito, sendo os componentes equilibrados, a decomposição em componentes simétricas conduz a um completo desacoplamento dos sistemas directo, inverso e homopolar. Estes sistemas podem então ser analisados separadamente, utilizando a análise por fase e esquemas unifilares associados a cada um daqueles sistemas, para os diversos componentes.

Sendo I_{abc} o vector das correntes nas três fases de um sistema equilibrado em regime de cargas desequilibradas, e sendo Z_{abc} a matriz de impedância trifásica de um elemento do referido sistema, teremos para as quedas de tensão nas três fases, V_{abc} :

$$V_{abc} = Z_{abc}I_{abc}$$

Pela transformação inversa em componentes simétricas, teremos:

$$TV_{012} = Z_{abc}TI_{012}$$

multiplicando à esquerda por T^{-1} em ambos os membros:

$$V_{012} = T^{-1}Z_{abc}TI_{012} = Z_{012}I_{012}$$

Obtendo-se a matriz de impedâncias transformada, ou de componentes simétricas Z_{012} do componente do sistema, sendo esta uma matriz diagonal.

No caso de componentes desequilibrados a transformação em componentes simétricas não conduz ao desacoplamento dos sistemas directo, inverso e homopolar, pelo que a sua utilização não se traduz em nenhuma vantagem. Este é o caso da análise harmónica em que as linhas de transporte do sistema se comportam como elementos desequilibrados.

ANEXO III

CÁLCULO DO EFEITO PELICULAR

Apresenta-se na tabela AIII.1 os factores de correcção que traduzem o efeito pelicular para o cálculo da resistência alternada de uma linha de transmissão de energia eléctrica. Esta formulação é usada pela EDF.

Tabela AIII.1 – Factores de correcção para o efeito pelicular em linhas aéreas.

Tensão (kV)	Ordem da harmónica	Resistência AC
400 e 225	$1 = h \leq 4$	$R_{dc} (1 + \frac{3.45h^2}{192 + 2.77h^2})$
	$4 < h < 8$	$R_{dc} (0.864 - 0.024\sqrt{h} + 0.105h)$
	$8 < h$	$R_{dc} (0.267 + 0.485\sqrt{h})$
150 e 90		$R_{dc} (1 + \frac{0.646h^2}{192 + 0.518h^2})$

Onde

h – ordem do harmónico;

R_{dc} – resistência DC do condutor.

ANEXO IV

CÁLCULO DE FUNÇÕES HIPERBÓLICAS DE MATRIZES COMPLEXAS

Não existe nenhum método de calcular directamente funções hiperbólicas de matrizes, pelo que se recorre a uma mudança de base por forma a diagonalizar a matriz em estudo.

Considere-se a matriz $[P]$ como sendo uma matriz genérica não diagonal, pretendendo-se calcular o seno hiperbólico da referida matriz. Para tal, faz-se uma mudança de base, da base canónica para a respectiva base dos valores próprios. A matriz resultante $[R]$ será uma matriz diagonal e os elementos da diagonal serão os valores próprios da matriz $[P]$.

$$\begin{bmatrix} \gamma_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \gamma_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \gamma_3 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \gamma_n \end{bmatrix} = [R]$$

sendo γ_k o k^o valor próprio de $[P]$.

Deste modo calcular o seno hiperbólico da matriz $[P]$ na base canónica é equivalente a calcular a referida função à matriz $[R]$ que corresponde à matriz $[P]$ na sua base própria.

Ao aplicar a função hiperbólica sobre a matriz $[R]$, e porque esta é diagonal, pode-se aplicar a função a cada um dos seus valores da diagonal principal, obtendo-se:

$$\sinh([R]) = \begin{bmatrix} \sinh(\gamma_1) & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sinh(\gamma_2) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \sinh(\gamma_3) & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \sinh(\gamma_n) \end{bmatrix}$$

O resultado pretendido é na base canónica pelo que se faz uma nova mudança de base, neste caso da base dos valores próprios para a base canónica. Esta mudança de base recorre à matriz dos vectores próprios $[M]$ da matriz inicial $[P]$. Obtemos deste modo a expressão genérica para o cálculo de seno hiperbólico da matriz genérica $[P]$:

$$\sinh([P]) = [M] \begin{bmatrix} \sinh(\gamma_1) & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sinh(\gamma_2) & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \sinh(\gamma_3) & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \sinh(\gamma_n) \end{bmatrix} [M]^{-1}$$

sendo

$[M]$ – matriz dos vectores próprios de $[P]$;

γ_k – valor próprio de $[P]$.

Este método pode ser estendido às restantes funções hiperbólicas pelo que foi usada esta metodologia no presente estudo.

ANEXO V

CÁLCULO DA FUNÇÃO RAÍZ QUADRADA DE MATRIZES COMPLEXAS

Não existe nenhum método de calcular directamente a raiz quadrada de matrizes, pelo que se recorre a uma mudança de base por forma a diagonalizar a matriz em estudo.

Considere-se a matriz $[P]$ como sendo uma matriz genérica não diagonal, pretendendo-se calcular a sua raiz quadrada. Para tal, faz-se uma mudança de base, da base canónica para a respectiva base dos valores próprios. A matriz resultante $[R]$ será uma matriz diagonal e os elementos da diagonal serão os valores próprios da matriz $[P]$.

$$\begin{bmatrix} \gamma_1 & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \gamma_2 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \gamma_3 & \dots & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & \dots & \gamma_n \end{bmatrix} = [R]$$

sendo γ_k o k° valor próprio de $[P]$.

Deste modo, calcular a raiz quadrada da matriz $[P]$ na base canónica é equivalente a aplicar a referida função à respectiva matriz $[R]$ que corresponde à matriz $[P]$ na sua base própria.

Ao aplicar a raiz quadrada sobre a matriz $[R]$ e porque esta é diagonal, pode-se aplicar a função a cada um dos seus valores da diagonal principal, obtém-se:



$$\sqrt{[R]} = \begin{bmatrix} \sqrt{\gamma_1} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sqrt{\gamma_2} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \sqrt{\gamma_3} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \sqrt{\gamma_n} \end{bmatrix}$$

O resultado pretendido é na base canónica pelo que se faz uma nova mudança de base, neste caso da base dos valores próprios para a base canónica. Esta mudança de base recorre à matriz dos vectores próprios $[M]$ da matriz inicial $[P]$. Obtemos deste modo a expressão genérica para o cálculo da raiz quadrada de uma qualquer matriz $[P]$:

$$\sqrt{[P]} = [M] \begin{bmatrix} \sqrt{\gamma_1} & 0 & 0 & \dots & 0 \\ 0 & \sqrt{\gamma_2} & 0 & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \sqrt{\gamma_3} & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & 0 \\ 0 & 0 & \dots & 0 & \sqrt{\gamma_n} \end{bmatrix} [M]^{-1}$$

sendo

$[M]$ – matriz dos vectores próprios de $[P]$;

γ_k – valor próprio de $[P]$.

Esta metodologia foi usada no presente estudo para o cálculo da função raiz quadrada de matrizes complexas.

ANEXO VI

CÁLCULO DA FREQUÊNCIA DE RESSONÂNCIA PARA O SISTEMA DO EXEMPLO 3

O cálculo das frequências de ressonância para um determinado sistema pode ser feito com base no conceito de impedância equivalente Z_{eq} do sistema. Ocorre ressonância para valores de frequência tais que se anule a parte imaginária da impedância equivalente do sistema, ou seja quando a tensão e a corrente do circuito estão em fase. Na ressonância, portanto, a impedância complexa equivalente do circuito consiste em resistência apenas.

Para obter a impedância equivalente do sistema Teste1, este foi representado (figura VI.1) pelo seu equivalente para análise harmônica em que os valores das impedâncias dos respectivos elementos são apresentadas em pu.

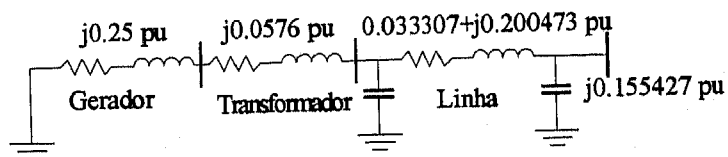


Figura VI.1 – Esquema equivalente do sistema Teste1 para análise harmônica.

Por análise do sistema obtém-se a expressão da impedância equivalente:

$$Z_{eq} = \frac{1}{\frac{1}{R + j \left(X_h - \frac{1}{\frac{Ch}{2} - \frac{1}{X_{th} + X_{Gh}}} \right)} + j \frac{Ch}{2}}$$

onde

X – reactância da linha para a frequência fundamental (pu);

R – resistência da linha para a frequência fundamental (pu);

C – capacidade transversal da linha para a frequência fundamental (pu);

X_G – reactância do gerador para a frequência fundamental (pu);

X_t – reactância de fugas do transformador para a frequência fundamental (pu);

h – ordem do harmónico.

Salienta-se o facto de que para estes cálculos se considerou a aproximação de que a reactância da linha do sistema apenas varia linearmente com a frequência. Também se desprezou a variação da resistência da linha com a frequência.

Se a admitância equivalente do circuito for real, ou seja, puramente óhmica, então a sua impedância equivalente também será uma grandeza real. Assim obtém-se a equação que ao ser resolvida em ordem a h permite determinar qual ou quais as frequências de ressonância do sistema. Salienta-se que corresponde a anular a parte imaginária da admitância equivalente do circuito.

$$\frac{Xh - \frac{1}{\frac{Ch}{2} - \frac{1}{X_t h + X_G h}}}{R^2 + \left(Xh - \frac{1}{X_t h + X_G h} \right)^2} + \frac{Ch}{2} = 0$$

Como resultado da resolução desta equação obtém-se o valor de 2.9667 para h . Pode-se deste modo concluir que o sistema apresentará ressonância para a o terceiro harmónico.

ANEXO VII

MODELIZAÇÃO DE TRANSFORMADORES TRIFÁSICOS

Admitindo-se que o fluxo de é distribuído simetricamente pelos diferentes enrolamentos, a equação seguinte modeliza um transformador trifásico genérico de dois enrolamentos por fase:

$$\begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \\ I_5 \\ I_6 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} y_p & y_{mp} & y_{mp} & -y_m & y_{mps} & y_{mps} \\ y_{mp} & y_p & y_{mp} & y_{mps} & -y_m & y_{mps} \\ y_{mp} & y_{mp} & y_p & y_{mps} & y_{mps} & -y_m \\ -y_m & y_{mps} & y_{mps} & y_s & y_{ms} & y_{ms} \\ y_{mps} & -y_m & y_{mps} & y_{ms} & y_s & y_{ms} \\ y_{mps} & y_{mps} & -y_m & y_{ms} & y_{ms} & y_s \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} V_1 \\ V_2 \\ V_3 \\ V_4 \\ V_5 \\ V_6 \end{bmatrix} \quad (3.27)$$

onde

y_p - admitância de fugas dos enrolamentos primários [Ω^{-1}];

y_s - admitância de fugas dos enrolamentos secundários [Ω^{-1}];

y_{ps} - admitância mútua entre os enrolamentos primário e secundário do mesmo núcleo [Ω^{-1}];

y_{mp} - admitância mútua entre enrolamentos primários [Ω^{-1}];

y_{ms} - admitância mútua entre enrolamentos secundários [Ω^{-1}];

y_{mps} - admitância mútua entre enrolamentos primários e secundários de diferentes núcleos [Ω^{-1}];

I_i - corrente injectada no nó i [A];

V_i - tensão aos terminais do enrolamento i [V];

Atendendo a que os transformadores trifásicos das subestações são normalmente construídos a partir de três bancos monofásicos, então a matriz $[Y_T]$ é esparsa, visto que as admitâncias y_{mp} , y_{ms} e y_{mps} são nulas.

Os elementos não nulos de $[Y_T]$ são calculados a partir da admitância de fugas do transformador e do tipo de ligações.

De forma genérica o modelo de um transformador trifásico constituído por três monofásicos, pode ser expresso segundo expressão seguinte:

$$\begin{bmatrix} I_p \\ I_s \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{pp} & Y_{ps} \\ Y_{sp} & Y_{ss} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_p \\ V_s \end{bmatrix} \quad (\text{AVII.2})$$

Note-se que sendo o acoplamento entre as duas admitâncias bilateral, teremos que:

$$[Y_{sp}] = [Y_{ps}]^T \quad (\text{AVII.3})$$

A maioria das vezes é admitido, por falta de dados ou por aproximação, que os parâmetros das três fases são equilibrados. Neste caso, os diversos tipos de ligações de transformadores trifásicos podem ser modelizados a partir das três submatrizes básicas a seguir referidas, atendendo à equação (AVII.3) e à informação contida na tabela AVII.1.

$$[Y_I] = \begin{bmatrix} y_T & & \\ & Y_T & \\ & & Y_T \end{bmatrix} \quad (\text{AVII.4})$$

$$[Y_{II}] = \begin{bmatrix} 2y_T & -y_T & -y_T \\ -y_T & 2y_T & -y_T \\ -y_T & -y_T & 2y_T \end{bmatrix} \quad (\text{AVII.5})$$

$$[Y_{III}] = \begin{bmatrix} -y_T & y_T & \\ & -y_T & y_T \\ y_T & & -y_T \end{bmatrix} \quad (\text{AVII.6})$$

Tabela AVII.1 – Submatrizes características para a formação da matriz de admitâncias nodais de transformadores trifásicos e bancos de transformadores monofásicos (valores das submatrizes em p.u.).

Tipo de ligação		Admitâncias próprias		Admitâncias mútuas	
Primário-P	Secundário-S	Y_{pp}	Y_{ss}	Y_{ps}	Y_{sp}
<i>Estrela à terra</i>	<i>Estrela à terra</i>	Y_I	Y_I	$-Y_I$	$-Y_I$
<i>Estrela à terra</i>	<i>Estrela</i>	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$
<i>Estrela</i>	<i>Estrela</i>	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$
<i>Estrela à terra</i>	<i>Triângulo</i>	Y_I	$Y_{II}/3$	$Y_{III}/\sqrt{3}$	$(Y_{III}/\sqrt{3})^T$
<i>Estrela à terra</i>	<i>Triângulo</i>	Y_I	$Y_{II}/3$	$(Y_{III}/\sqrt{3})^T$	$Y_{III}/\sqrt{3}$
<i>Estrela</i>	<i>Triângulo</i>	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$Y_{III}/\sqrt{3}$	$(Y_{III}/\sqrt{3})^T$
<i>Triângulo</i>	<i>Triângulo</i>	$Y_{II}/3$	$Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$	$-Y_{II}/3$

Se os transformadores têm tomadas (razão de transformação, em p.u., $t_p/1$ no primário e $1/t_s$ no secundário), estas submatrizes devem ser modificadas para ter em conta esse facto, da seguinte forma:

- 1- Os elementos da submatriz $[Y_{pp}]$ devem ser divididos por t_p^2 ;
- 2- Os elementos da submatriz $[Y_{ss}]$ devem ser divididos por t_s^2 ;
- 3- Os elementos das submatrizes $[Y_{ps}]$ e $[Y_{sp}]$ devem ser divididos por $(t_s \times t_p)$;

ANEXO VIII

ADMITÂNCIAS HARMÔNICAS PARA MODELIZAR UM FORNO DE ARCO

No presente anexo apresentam-se as expressões para o cálculo das admitâncias harmônicas utilizadas no cálculo da corrente harmônica injectada na rede por um forno de arco.

Modo de funcionamento descontínuo:

A expressão geral da corrente é dada por (3.48) em que:

$$Y_{kkl} = \frac{1}{kX} j \left(\frac{\delta - \alpha}{\beta} - 1 \right) \quad (\text{AVIII.1})$$

$$Y_{kml} = -\frac{1}{\beta kX} \left[\frac{e^{-j(k-m)\delta}}{k-m} - \frac{e^{-j(k-m)\alpha}}{k-m} \right] \text{ para } k \neq m \quad (\text{AVIII.2})$$

$$Y_{km2} = \frac{1}{\beta kX} \left[\frac{e^{-j(k+m)\delta}}{k+m} - \frac{e^{-j(k+m)\alpha}}{k+m} \right] \quad (\text{AVIII.3})$$

$$Y_{kDC} = j \frac{\sqrt{2}}{\pi kX} \left[\frac{e^{-jk\alpha}}{k} + \frac{e^{-jk\delta}}{k} \right] \quad (\text{AVIII.4})$$

onde $\beta = \frac{2\pi}{3}$ e $k, m = 6p \pm 1$ para uma configuração trifásica, $\beta = \pi$ e $k, m = 2p + 1$ para uma configuração monofásica.

Modo de funcionamento contínuo:

A expressão geral da corrente é dada por (3.44) em que:

$$Y_{kk1} = -\frac{j}{kX} \quad (\text{AVIII.5})$$

$$Y_{kDC} = j \frac{2\sqrt{2}}{\pi kX} \frac{e^{-jk\alpha}}{k} \quad (\text{AVIII.6})$$

onde $k, m = 6p \pm 1$ para uma configuração trifásica, e $k, m = 2p + 1$ para uma configuração monofásica.

ANEXO IX

TENSÃO CRÍTICA DE UM FORNO DE ARCO

Neste anexo apresentam-se as expressões para o cálculo da tensão crítica U_{dc} que determina o tipo de funcionamento de um forno de arco.

$$U_{dc} = \frac{3\sqrt{2}}{2} \sum_{k=1}^h U_k \sin(k\alpha_c + \theta_k) \quad (\text{AIX.1})$$

sendo α_c o ângulo crítico, isto é, o ângulo para o qual ocorre a tensão crítica.

O valor de α_c é calculado da expressão seguinte, usando para tal o método de Newton.

$$\sum_{k=1}^h U_k \left[\frac{1}{k} \cos(k\alpha_c + \theta_k) - \frac{2\pi}{3} \sin(k\alpha_c + \theta_k) \right] = 0 \quad (\text{AIX.2})$$

A tensão crítica U_{dc} proporciona um critério para distinguir automaticamente entre os dois modos de funcionamento de acordo com as seguintes condições:

- se $U_d > U_{dc}$ o forno de arco apresenta um modo de funcionamento descontinuo;
- se $U_d \leq U_{dc}$ o forno de arco apresenta um modo de funcionamento continuo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Franklin Guerra - *Poluição Harmónica das redes Eléctricas*, EFACEC-Edições Técnicas, 1986
- [2] J. Arrillaga, D. A. Bradley, P. S. Bodger - *Power System Harmonics*, U. S. A., John Wiley & Sons, 1985
- [3] P. Meynand, [et al] - *Harmonics, characteristic parameters, methods of study, estimates existing values in the network*, Electra, nº77, Julho 1981, pp.35-54.
- [4] T. C. Shuter, H. T. Vollkommer, T. L. Kirkpatrick - *Survey of Harmonic levels on the American electric Power Distribution System*, IEEE, Trans. on Power Delivery, vol. 4, No. 4, Outubro 1989, pp. 2204-2213.
- [5] D. J. Pileggi, N. Harish Chandra, a. E. Emanuel - *Predition of Harmonic Voltages in Distribution Systems*, IEEE, Trans. on Power Ap. And Systems, vol. PAS-100, No.3, Março 1981, pp. 1307-1315.
- [6] J. C. Balda, [et al] - *Effects of Harmonics on Equipment*, IEEE, Trans. Power Delivery, vol.8,No. 2, April 1993, pp. 672-680.

- [7] Stanley H. Horowitz, Arun G. Phadke - *Power System Relaying*, John Wiley & Sons Inc., 1993.

- [8] Merlin Gerin – *SineWave THM active harmonics conditioners*

- [9] W. D. Stevenson, J. J. Grainger - *Power System Analysis*, McGraw-Hill International Editions, 1994.

- [10] J. Arrillaga, C. P. Arnold - *Computer Analysis of Power Systems*, John Wiley & Sons Ltd., 1990

- [11] A. Bonner, [et al] - *Modeling and simulation of the propagation of harmonics in electrical power networks; Part 1: concepts, models and simulation techniques*, IEEE, Trans. P.D., vol.11, n°1, Jan.96, pp.452-465.

- [12] T. Goeke, W. H. Wellsson - *A Statistical aproach to the Calculation of Harmonics in MV Systems Caused of Dispersed LV Custumers*, IEEE Trans. P. S., vol.11, n°1, Fev.96, pp.325-331.

- [13] Paul M. Anderson, A. A. Fouad - *Power System Comtrol and Stability*, IEEE Press, 1993.

- [14] Jos Arrillaga, Bruce C. Smith, Neville R. Watson, Alan R. Wood - *Power System Harmonic Analysis*, Jonh Wiley & Sons, 1997

- [15] Daozhi Xia, G. T. Heydt - *Harmonic Power Flow Studies Part I – Formulation and Solution*, IEEE Trans. P. A. S., vol.PAS-101, nº6, Junho 1982

- [16] Vinay Sharma, R. J. Fleming, Leo Niekamp - *An Iterative Approach for Analysis of Harmonic Penetration in the Power Transmission Networks*, IEEE Trans. P. D., pp.1698-1706.

- [17] W. Xu, J. R. Jose, H. W. Dommel - *A Multiphase Harmonic Load Flow Solution Technique*, IEEE Trans. P. S., vol. PS-6, Fev. 1991, pp. 174-182.

- [18] J. Arrillaga, A. Medina, M. L. V. Lisboa, M. A. Cavia, P. Sánchez - *The Harmonic Domain. A Frame of Reference for Power System Harmonics Analysis*, IEEE Trans. P. S., vol. 10, nº1, Fev. 1994, pp.433-440.

- [19] T. J. Densem, P. S. Bodger, J. Arrillaga - *Three Phase Transmission System Modelling for Harmonic Penetration Studies*, IEEE Trans. P. A. S., vol. PAS-103, nº2, Fev. 1984, pp.310-317.

- [20] Clayton R. Paul - *Introduction to Electromagnetic Compatibility*, John Wiley & Sons, 1992.

- [21] X. Lombard, J. Mahseredjian, S. Lefebvre, C. Kieny - *Implementation of a New Harmonic Initialization Method in the EMTP*, IEEE Trans. P. D., vol.10, nº3, Julho 1995, pp. 1343-1352.

- [22] William H. Press, Brian P. Flannery - *Numerical Recips*.

- [23] S. R. Kaprilian, A. E. Emanuel, R. V. Dwyer, H. Mehta - *Predicting Voltage Distortion in a System with Multiple Random Harmonic Sources*, IEEE Trans P. D., vol.9, nº3, Julho 1994, pp. 1632-1638

- [24] A. Semlyen, J. F. Eggleston, J. Arrillaga - *Admittance Matrix Model of a Synchronous Machine*, IEEE Trans. P. S., vol.PWRS-2, nº4, Nov. 1987, pp.833-839.

- [25] M. R. Iravani, [et al] - *Modelling and Analysis Guidelines for Slow Transients – Part II*, IEEE Trans. P. D., vol.11, nº3, Julho 1996, pp.1672-1677.

- [26] A. Semlyen, A. Deri - *Time Domain Modelling of Frequency Dependent Tree-phase Transmission Line Impedance*, IEEE Trans. P. A. S., vol.104, nº6, junho 1985, pp.1549-1555.

- [27] T. J. Densem - *Tree Phase Power System Harmonic Penetration*, Ph. D. Thesis, University of Canterbury, Nova Zelandia, 1983.

- [28] Carson, J. R. - *Wave Propagation in Overhead Wires with Ground Return*, Bell System Technical Journal, nº5, 1926, pp.539-554.

- [29] W. I. Bowman, J. M. McNamee - *Development of Equivalent Pi and T Matrix Circuits for Long Untransposed Transmission Lines*, IEEE Trans. PAS, Junho 1964, pp.625,632.

- [30] José Luís Pereira da Silva - *Modelização de Componentes Equilibrados e Desequilibrados na Análise de Sistemas de Energia*

Eléctrica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Abril 1996.

- [31] A. E. Fitzgerald, C. Kingsley, S. D. Umans - *Electric Machinery*, 5th Edition, McGraw-Hill International Editions, 1992.
- [32] J. A. D. Pinto - *Developments in Power Systems Stability Programs for Microcomputers*, Manchester, Department of Electrical Engineering and Electronics, University of Manchester – Institute of Science and Technology, 1983, M. Sc. Dissertation.
- [33] P. P. Silvester, R. L. Ferrari - *Finite Elements for Electrical Engineers*, 2^a Edition, Cambridge University Press, N. Y., 1991.
- [34] W. Mombarrer, K. H. Weck - *Load Modelling for Harmonic Flow Calculations*, ETEP, vol.3, nº6, Nov/Des. 1993, pp.453-460.
- [35] Lonnie C. Lindell - *Software Predicts Harmonic Problems and Simulates Alternative Solutions*, IEEE Computer Applications in Power, Out. 1993, pp.52-55.
- [36] J. G. Mayordomo, L. F. Beites, R. Asensi, M. Izzeddline, L. Zabala, J. Amantegui - *A New Frequency Domain Arc Furnace Model for Iterative Harmonic Analysis*, IEEE Trans. P. D., vol.12, nº4, Out. 1997, pp.1771-1778.
- [37] Paulo Fernando Ribeiro - *Investigations of Harmonic Penetration in Transmission Systems*, PD. Thesis – University of Manchester, Julho 1985.

- [38] S. B. Dewan, G. R. Slemon, A. Straughen - *Power Semiconductor Drives*, John Wiley & Sons, 1984.
- [39] Muhammed Fayyaz Akram, Thomas H. Ortmeyer, James A. Svoboda - *An Improved Harmonic Modelling Thecnique for Transmission Network*, IEEE Trans. P. D., vol.9, nº3, Julho 1994, pp.1510-1516.

OUTRA BIBLIOGRAFIA UTILIZADA

António Carlos Sepúlveda Machado e Moura – *Cálculo de sobretensões em linhas aéreas multitermo de transporte de energia eléctrica*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 1983, Tese de Douturamento.

Joseph A. Edminister – *Circuitos Eléctricos*, McGraw-Hill, 1977

André Angot – *Compléments de Mathématiques à l'usage des Ingénieurs de l'Électrotechnique et des Télécommunications*, Éditions de la Revue D'Optique, 1965.

