

KARARLILIK ANALİZİNDE KULLANILAN

SENKRON MAKİNA MODELLERİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Müh. Mehmet S. KÜÇÜK

12183

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih: 4 Haziran 1990

Tezin Savunulduğu Tarih : 20 Haziran 1990

Tez Danışmanı : Prof.Dr.Emin TACER

Diğer Jüri Üyeleri : Prof.Dr.Nurdan GÜZELBEYOĞLU

Doç.Dr.Faik MERGEN

T. C.
Yükseköğretim Kurumu
Dokümantasyon Merkezi

HAZİRAN 1990

ÖNSÖZ

Bu tezin hazırlanmasında değerli bilgileriyle yardımcı olan, yön veren tez danışmanım Hocam Sayın Prof.Dr. Emin TACER'e teşekkür ederim.

Ayrıca İ.T.Ü'deki yüksek lisans öğrenimim boyunca bana her alanda bilgi ve tecrübeleriyle yardımcı olan başta değerli hocalarım Sayın Prof.Dr.M.Kemal SARIOĞLU ve Sayın Prof.Dr.Emin TACER olmak üzere tüm İ.T.Ü.Öğretim Görevlilerine teşekkür etmeyi bir görev bilirim.

Tezin daktilo edilmesinde emeği geçen Sayın Sema ORTABOY'a da içtenlikle teşekkür ederim.

Haziran 1990

Mehmet S. KÜÇÜK

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
SUMMARY	v
BÖLÜM 1. GİRİŞ	1
BÖLÜM 2. KARARLILIK TANITIMI	4
2.1. Elektrik Enerji Sistemlerinde Kararlılık Tanıtımı ve Önemi	4
2.2. Senkron Makinaların Kararlılığı	7
2.3. Tezde İncelenen Konular	8
BÖLÜM 3. SENKRON MAKİNA MODELLERİ	10
3.1. Senkron Makina Modellemesinin Tarihsel Önemi	10
3.2. Senkron Makinanın Matematiksel Modeli	16
3.3. Senkron Makina Modellerinin Sınıflandırılma- sı	37
BÖLÜM 4. SENKRON MAKİNA PARAMETRELERİNİN ELDE EDİLMESİ İÇİN YAPILAN ÇALIŞMALAR	49
4.1. Makina Modellemesinde Deneylerin Rolü	49
4.1.1. Northfleet Deneyleri	49
4.1.2. NPCC Çalışmaları	50
4.1.3. Ontario Hydro Araştırmaları	51
4.1.4. Frekans Cevabı Deneyleri	51
4.2. Sürekli Çalışmada Fabrika Deneyleri	54
4.2.1. Açık Devre Doyma Eğrisi	54
4.2.2. Kısa Devre Doyma Eğrisi	55
4.2.3. Senkron Reaktans " X_d " nin Hesaplanması....	56
4.3. Ani Kısa-Devre Deneylerinden Senkron Makina Parametrelerinin Tesbiti	57
4.3.1. Ani Kısa-devre Deneyi	57
4.3.2. Boyuna Eksen Parametrelerinin Hesaplanması	58
4.3.3. Geçici Reaktans " X_d' " nün Hesaplanması	60
4.3.4. Alt-Geçici Reaktans " X_d'' " nün Hesaplanması.	61
4.3.5. Boyuna Eksen Geçici Zaman Sabiti " T_d' " nün Hesaplanması	61
4.3.6. Boyuna Eksen Alt-Geçici Zaman Sabiti " T_d'' " nin Hesaplanması	62
4.4. Durağan Frekans Cevabı Deneylerinden Senkron Makina Parametrelerinin Belirlenmesi	62
4.4.1. Durağan Frekans Cevabı Deneylerinin Önemi.	63
4.4.2. Boyuna Eksen Deneyleri	66
4.4.3. Enine Eksen Deneyleri	68
4.5. Frekans Cevabı Deney Sonuçlarından Senkron Makina Modellerinin Türetilmesi	68
SONUÇLAR VE ÖNERİLER	77
KAYNAKLAR	79
ÖZGEÇMİŞ	82

ÖZET

Elektrik Enerji Sistemlerinde Kararlılık Konusu, günümüzde güncelliğini muhafaza etmektedir. Bilim ve teknolojideki hızlı değişimlere paralel olarak Kararlılık konusunda da çok yönlü çalışmalar yapılmaktadır.

Bu konuda yapılan çalışmalarda Kararlılığın sağlanmasında en önemli bileşen olan Senkron Makinalar büyük önem kazanmaktadır. Analiz açısından bir enerji sisteminde, tasarlanan elektriksel yük değişimini ve sistemde meydana gelebilecek arızalar neticesinde ortaya çıkacak olan dengesizlikleri en iyi şekilde dengeleyebilecek uygun Senkron Makina modellerinin belirlenmesi büyük önem taşımaktadır.

Gerçeğe uygun Senkron Makina modellerinin geliştirilebilmesi için, Senkron Makina parametrelerinin Kararlılık analizinde, doğru ve hassas bir şekilde elde edilmesi gerekmektedir. Bu yönde yapılan deney çalışmaları da Kararlılık bilgilerinin iyileştirilebilirliğinden hareketle makina modellerinin daha verimli tasarlanması yönünde büyük katkılar sağlamıştır.

Yapılan bu çalışmada, senkron makinalar kararlılık analizi açısından incelenmiş, değişik araştırmacılar tarafından makina modelleri üzerinde yapılan araştırmalar tanıtılmış ve gerçeğe uygun senkron makina modellerinin elde edilmesi yönündeki ilerlemeler anlatılmıştır.

SUMMARY

SYNCHRONOUS MACHINE MODELS USED IN STABILITY ANALYSIS

After the years of the Second World War, man's demand for and consumption of energy has increased. When Nikola Tesla in 1888 invented the induction motor, the energy became more necessary for the industrial world. During the civilization of the societies, a major portion of the energy needs is supplied in the form of electrical energy.

In industrially developed countries, the supply of electrical power is increasing day by day. Therefore very complicated power systems have been built during the increasing need to energy consumption. Electrical energy is supplied to the consumers by the interconnected network of transmission lines, linking the loads and generators into large integrated systems. Generally generators are located thousands miles away from the cities. This location presents many engineering problems such as planning, construction and operation.

Power systems can only be operated under the condition that the system is stable, in other words when the mechanical input energy is balanced with the electrical energy during the production. Consumer needs a constant voltage and frequency at all the times. In the developed countries Electricity authorities are obliged by laws to present to their consumers voltage and frequency within close tolerances so that the consumer's electrical equipments may operate satisfactorily. Therefore electrical energy required by the consumer must be supplied securely.

The growing need to energy is generated by the generators operating parallel in an interconnected system. In order to sustain the stability of energy systems, generators must be operated in synchronism. If any generator loses its synchronism with the rest of the system, voltage and frequency may change and may be some of the systems tripped. In this case if any generator is separated from the system, the energy must be supplied via the other transmission lines to the consumer; during this process, the generator which lost its synchronism must be re-synchronized and loaded again.

Frequently, it is supposed that the power system is being operated under the "Steady State". But this is not always achieved, since random changes in loads are occurred at all the times. For example, any fault on the

network, sudden change of major loads, loss of a line, or generating unit affect the stability of energy system. The system may not operate in the steady state.

For the industrial countries, the stability of the energy system is a very most important engineering problem for the power engineers. Since in an efficient energy system, the requirement of the energy is achieved by the interconnected synchronous generators, the behavior of the synchronous machines specially during the transient periods must be investigated. If during the transient periods, the perturbations occurred in the system do not involve any net change in power, there is no any problem, the machines would return to their original operating state. But if any unbalance occurred between the supply and demand by a change in load, or in generation, a new operating state must be reached. Consequently, if the energy system is stable, in any case during the transient or subtransient periods, interconnected synchronous machines (generators) must be able to remain in synchronism, that is to say they must all be operating in parallel at the same speed.

A system perturbation during the transient period is oscillation. If a system is stable, these oscillations are damped toward a new quiescent operating condition. If they are not damped (in unstable case) these oscillations are reflected in the power flow as fluctuations over the transmission lines.

Energy system is called as "stable" if the oscillatory response of a power system during the transient period following a disturbance is damped and the system settles in a finite time to a new steady operating condition. So in the stability of the energy system, the character of the disturbance is very important. Power system response to the different type of disturbance shows different behaviour so the distinctions must be made between the disturbances. Sudden and major impacts are generally called as "Large Impacts" while the known load changes in the electrical network or small faults which do not affect the stability of the system is called as "Small Impacts". A fault on the high voltage transmission lines, short circuits or loss of a generating unit in the system are examples to the "Large Impacts". This problem is explained as the Transient Stability problem. For attaining the stability of the system, the transient behavior of the stability must be dealt with.

In order to make stability analysis, when any type of impacts is applied to the system, the type of the impact and its duration must be taken into account. Generally stability concept is considered in three classifications.

1. Steady state stability
2. Transient state stability
3. Sub-transient (dynamic) stability.

The transient stability study is the most specific one in stability analysis. Because during this state, the system may lose its Synchronism according to the type of the disturbance. During the steady state analysis, the known changes in load or faults do not affect the synchronism.

Stability basically depends upon the magnitude, location and the duration of the disturbances.

Since in the stability analysis, disturbance affects directly the synchronism of synchronous generators depending upon the disturbance, the reliable synchronous machine models must be modelled and used in stability analysis. For this purpose, in my thesis I will deal with the synchronous machine models used, in stability programs in a wide approach. The fault analysis on the transmission lines, or the load changes during the distribution system will not be explained. A further information may be found and read from the references written on the last pages of this book.

By this scope, the aim of the thesis is to define synchronous machine models, for use in stability studies and work on methods for determining the parameter values for use in the defined models either by calculation or by test. Also, the distinction between the derived models and the synchronous machine models reliable to the real world will be investigated.

In 1928, Park and Robertson developed the ideas of several "Reactances for synchronous Machines" in both the direct axis and quadrature axis on the rotor. They also introduced the concepts of both the transient and sub-transient states in the fluxes, voltages and currents associated with some sudden change in the electrical network in which the synchronous machine was connected. In 1929, Park and Robertson had extended the d and q axis concepts and they defined the well known (dqo) transformations which are latterly called "Park Transformations".

The first test for the determination of the various machine synchronous and transient quantities had been defined by Sherwin Wright in 1931. This test was accepted by the AIEE Synchronous Machine Subcommittee in 1945. The present IEEE 115 depends on this investigation

After the 1960's, as computational tools developed stability concept was considered for larger and larger systems. As the computational tools became available, the machine modeling for stability concept became apparent

since thirty years. At the same time, the requirement for the improved stability models for synchronous machines has increased considerably in the electric power systems during these years.

The traditional approach to the synchronous machine modeling has been to describe it in terms of parameters that are directly related to the observed machine behaviour under standard test condition. The normal parameters used are the transient and sub-transient reactances and their corresponding time constants meant to characterize the open circuit and short circuit responses of machine flux in accordance with ANSI standards. But the ANSI data is often inadequate. Several new test procedures which explained in this thesis have been developed for accurate determination of synchronous machine dynamic characteristics.

Models that have been derived from the new derived approaches do not generally conform to the traditional models used by most large scale stability programs. On the other hand during the modeling of the synchronous machines in conventional models, there are a lot of assumptions which have been made for the calculation of the model parameters. During these assumptions some physical concepts of the synchronous machine have been ignored. In particular, it has been found necessary to account for the unequal mutual inductances between the d-axis stator and rotor circuits. It has also been found necessary to account for the q-axis saturation effects more accurately.

Factory tests on synchronous generators provide important information for verification of new designs as well as yielding the parameters which are commonly used in synchronous machine models. The current standard factory tests have evolved into their present form over a long period of time and procedures governing them are found in IEEE 115. Although synchronous machine modeling has been growing in complexity and sophistication, the data available from factory tests remained the same. This is mostly due to two practical considerations. First, to put the load on the machine in the factory is not possible. Neither the energy to drive the unit nor means to dump the energy is available. Therefore the only operating points which are available are open circuit, short circuit, and zero power factor. These three conditions are characterized by the fact that all of the flux and current are on the direct-axis. The tests are therefore direct axis tests yielding no information about the quadrature axis.

Both experimental and analytical techniques have been put forth that provide data as a function of frequency, that can be used to characterize the mathematical representation of synchronous machines. These methods provide data about machines that is different from the time domain records of quantities measurable at machine

terminals. Techniques for analyzing these time domain records are well known, but no widely recognized methods exist for extracting a synchronous machine model from functions expressed in the frequency domain. Stand-still and on-line frequency response tests are good approaches for this purpose. In this thesis, at the fourth chapter, frequency response tests are widely investigated. Also some simulation examples are given for synchronous machine models.

Operational impedances and transfer functions can be obtained from a synchronous machine either at rest (stand-still), or from small periodic disturbances impressed during steady-state operation. It can either be chosen a structure for a synchronous machine model and then use these frequency domain functions to derive appropriate numerical constants for the model specified. A flow-chart for this procedure appears on Fig.1. This procedure is widely applied with examples in Chapter 4.

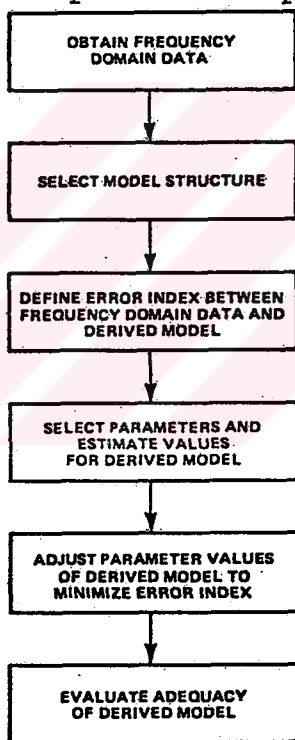


FIGURE 1. FLOW CHART FOR DERIVING A SYNCHRONOUS MACHINE MODEL FROM FREQUENCY RESPONSE DATA

As explained, during the flow-chart approach, the general aims of the tests performed, for obtaining the synchronous machine parameters are as follows.

1. Determination of the simplest form of model that will adequately represent the dynamics of solid rotor machines.

2. Development of test procedures and methods for derivation of necessary parameters for this model.

3. Demonstration of accuracy of predicted performance with the proposed models and evaluate the accuracy requirements for various model parameters.

4. Suggestion of improvements in model structures as necessary to provide acceptable accuracy.

BÖLÜM 1.

GİRİŞ

Günümüzde elektrik enerjisi gereksinimi, özellikle 2. Dünya Savaşından sonra sanayi devrimiyle birlikte başlayan ve bugün tam anlamıyla başdöndürücü şekilde devam eden teknolojik gelişmelerin neticesinde dünyamızda insanların daha çağdaş ve daha modern yaşama arzularının doğal sonucu olarak dünya nüfusuyla orantılı bir biçimde artmaktadır. Elektrik enerjisi üretiminde, her ne kadar da gelişmiş ülkelerde nükleer enerji üretim merkezlerinden yararlanılıyorsa da, bu merkezlerin güvenlik sorunları, işletim problemleri ve günümüzde kamuoyunda çevre konusunda hızla etkin hale geçen "Çevrecilik" anlayışı nedeniyle, hemen hemen bütün ülkeler, elektrik enerjisi üretiminde büyük güçlü üreteçlerden istifade etmektedirler. Sanayi toplumlarında elektrik enerjisinin sürekli olması koşuldur. Öyleki elektrik enerjisinin sürekliliği kadar kullanılan elektrik enerjisinin kalitesini belirleyen temel bileşenler şunlardır: 1. Enerjinin kesintisiz olması. 2. Sabit gerilim ve frekansta olması.

Amerika Birleşik Devletlerinde Alberta Üniversitesi bilgisayar merkezinde yapılan bir araştırmada enerji sisteminde meydana gelen bozulmalardan, dolayısıyla kullanılan elektrik enerjisinin kalitesinde zaman zaman meydana gelen düşüşlerden ötürü, yalnızca Bilgi İşlem Merkezinde 11 yıllık bir zaman periyodunda Bilgisayar Sistemlerinde en düşük hasar, 18039 \$, buna karşılık en yüksek maddi hasarın tutarı da yıllık 131808 \$ olmuştur [1].

Bu rakamlar bizlere açıkça göstermektedir ki, üretilen elektrik enerjisi tüketiciye sürekli ve belirlenen kalite değerleri içerisinde sunulmadığı takdirde

kullanıcıya büyük maddi zararlar verebilmektedir. Gelişmiş ülkelerde insanların yerleşim birimleri belirli bir "Şehircilik" planı dahilinde çok yönlü düşünülerek oluşturulmaktadır. Buna karşın az gelişmiş veya gelişmekte olan ülkelerde planlı şehircilik anlayışının temeli, yeni yeni oluşmaktadır. Bu gibi ülkelerde alt yapı sorunları hep yerleşim alanlarındaki gelişmelere bağlı olarak ortaya çıkmakta ve dolayısıyla birtakım büyük problemleri de beraberinde getirmektedir. Diğer taraftan elektrik enerjisi üretim merkezlerinin yerleşim alanlarından uzak yerlerde kurulma gerekliliği yüksek gerilim hatlarının kullanılması zorunluluğunu ortaya çıkarmaktadır. Plansız şehircilik anlayışında elektrik enerjisi dağıtımının karmaşıklığı önemli işletme ve kontrol problemlerini gündeme getirmektedir. Bu problemlerin en önemlisi elektrik enerjisi sisteminin kararlılığı ile ilgili olanıdır.

Bir enerji sistemi üç temel bileşenden oluşmuştur. Bunlar sırasıyla a) Üretim Merkezleri, b) İletim Hatları, c) Dağıtım Merkezleri'dir.

Kararlılık açısından en büyük öneme sahip olan bileşen üretim merkezleri olmaktadır. Diğer bileşenler ise elektrik enerjisinin iletim ve dağıtım anında yüklerde meydana gelen değişiklikler olarak gözönünde bulundurulur ve elektrik enerji sisteminin analizi elektrik yükleri gözönünde tutularaktan yapılır [2] [3].

Elektrik enerji sistemlerinde, sistemin kararlı halde işletilebilmesi, büyük bir oranda sistemi besleyen üreteçlerin (ki bunlar büyük güçlü senkron generatörler olmaktadır) mekaniksel giriş enerjileri ile elektriksel çıkış enerjilerinin, yani tüketiciye sunulan elektrik enerjisinin uyumlu olmasına bağlıdır. Sistemde senkron generatörlerin tahrik kısmına ilişkin enerjiler mekaniksel giriş enerjileri, elektriksel yükler de sistemin beslediği elektriksel çıkış enerjileridir.

Bir elektrik enerji sisteminde, birbirine paralel bağlı olarak ęalıřan senkron generatörlerin herbirinin kuruluş gücü bu sisteme bağlı olan tüketicinin elektrik enerjisi ihtiyacına cevap verebilecek kapasiteye sahip olması gerekmektedir.

Enterkonnekte ęalıřan senkron generatörler grubunda generatörlerden herhangi birisi senkronizmasını kaybettiği takdirde tüketicinin elektrik enerjisi gereksinimi generatör grubundan başka bir generatör tarafından sağlanmaktadır. Bununla birlikte elektriksel yüklerde meydana gelebilecek değişiklikler generatörlerin mekaniksel giriş enerjileriyle dengelenmelidir. Bu dengeleme yapılamadığı durumlarda, sistemdeki gerilim ve frekans nominal değerlerinden sapar ve sistem senkronizmasını kaybeder. İletim hatlarında meydana gelebilecek arızalar neticesinde (kısa devre gibi) tüketicinin menfaatlerini korumak gayesiyle tüketiciye başka bir iletim hattından enerji sağlayabilme yeteneği de büyük öneme haizdir.

Netice olarak, elektrik enerji sisteminin verimli olarak işletilebilmesi büyük bir oranda sistemin tümüyle kararlı halde ęalıştırılabilmesi yeteneğine bağlıdır.

BÖLÜM 2.

KARARLILIK TANITIMI

2.1. Elektrik Enerji Sistemlerinde Kararlılık Tanıtımı ve Önemi

Herhangi türden bir bozucu etkiye maruz kalan elektrik enerji sisteminin sürekli çalışma koşulundan sapmayıp (veya bir sürekli çalışma koşulundan başka bir sürekli çalışma koşuluna geçmesi) sistemi aynı çalışma koşulunda tutabilme yeteneği elektrik enerji sisteminin kararlılığı olarak adlandırılır. Enerji sistemindeki bozucu etkinin türüne, şiddetine ve uygulanma süresine bağlı olarak elektrik enerji sistemlerinde kararlılık üç ana başlık altında izah edilir. Bunlar sırasıyla;

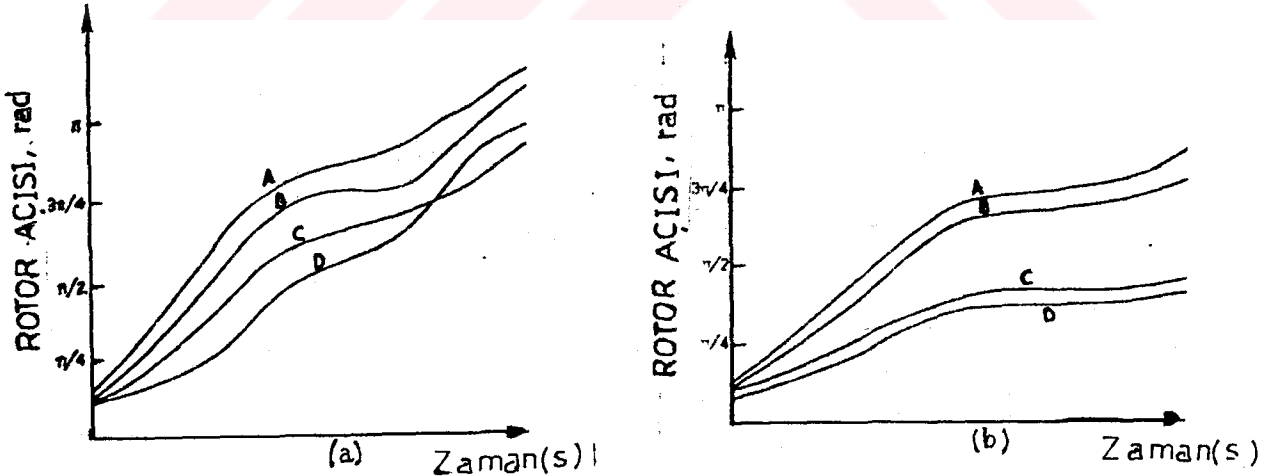
- a) Geçici Hal Kararlılığı
- b) Dinamik Hal Kararlılığı
- c) Sürekli Hal Kararlılığı

Büyük tip bozucu etkiye maruz kalan elektrik enerji sisteminin cevabı "Geçici Hal Kararlılığı" olmaktadır. Ani yük değişimleri, yüksek gerilim hatlarında arızalar ve kısa devreler büyük tip bozucu etkilerdendir. Kararlılık analizinde en önemli hal "Geçici Hal" dir. Enerji sisteminde, sistemin büyük tip etkiye maruz kalılabilecek olasılıklar bellidir. O halde sistemin bu tür bozucu etkilere karşı gelebilecek şekilde tasarlanması gerekmektedir. Geçici hal kararlılığında genellikle tüketici kısmında yani yüklerde meydana gelen büyük tip bozucu etki, belirli bir çalışma noktasında sürekli çalışmakta olan senkron generatörlerin senkronizmalarını etkiler. Senkron generatörlerin mekaniksel giriş enerjileri mekanik regülatörler vasıtasıyla dengelenir. Bu dengelemede mekanik regülatörler elektriksel elemanlara göre daha büyük zaman sabitlerine sahiptir. Bu nedenle bozucu etki sırasında hemen

dengeleme işlemine girişemezler. O nedenle büyük tip bozucu etki sırasında senkron generatörler ya sürekli bir çalışma noktasından başka bir sürekli çalışma noktasında senkronizmalarını korurlar ya da sürekli bir çalışma noktasından, dengesiz bir çalışma noktasına geçer ve senkronizmasını tamamen kaybederler [4] [5].

Geçici hal kararlılığında büyük tip bozucu etkiye maruz kalan sistemin senkronizmasını koruyabilmesi sistemde ilk salınımdan sonra oluşan salınımların karakterine bağlıdır. İlk salınımdan sonra oluşan salınımlar söndürülmezse sistem senkronizmasını koruyamaz ve kararsız hale gelir. Bu durum Şekil 2.1'de gösterilmiştir. Geçici hal kararlılığı analizinde, salınımlara etki eden geçici olayları belirleyen etkenler şunlardır.

1. Bozucu darbe etkeni
2. Senkron makina çalışma parametreleri
3. Sürekli çalışma durumunda, arıza durumunda ve arıza sonrası durumda iletim sistemi empedansları.
4. Açma-kapama işlemleri ve özellikleri



Şekil 2.1. Dört senkron makinalı bir enerji sisteminde geçici olay sırasında makinaların
(a) Kararlı halde çalışması
(b) Kararsız halde çalışması

Bozucu darbe etkenini belirleyen unsurlar aşağıdaki gibi yazılabilir:

- a- Bozucu etkiyi belirleyen darbenin şiddeti, yeri ve tatbik süresi.
- b- Bozucu etkiyle birlikte başlayan geçici olay sırasında elektrik enerji sisteminin senkronizmayı sürdürebilme yeteneği.
- c- Türbin-generatör parametreleri.

Sürekli çalışmada, enerji iletim sistemindeki ve dağıtım merkezlerindeki elektriksel yükler bellidir. Fakat arıza sırasında arızanın türüne, şiddetine ve de tatbik süresine bağlı olarak iletim hatlarında veya dağıtım noktalarında yeni yükler devreye girer. Bu durumda senkron generatörlerin yük-açı ilişkisi bozulur, eğer arıza sisteme büyük yük ekliyorsa, (kısa devre gibi) bu durumda senkron generatörler dengeli olarak çalışmaya devam edemez. Burada arızalı olan yük kısmının çok kısa zaman süresi içerisinde devre dışı bırakılması, sistemin tümünün sağlıklı çalışması açısından oldukça önemlidir. O halde bu gibi durumlarda koruyucu rölelerin arızalı kısmı sistemden en erken zamanda devre dışı bırakabilme yeteneğine sahip olması gerekmektedir.

Geçici olayların sözkonusu olduğu elektrik enerji sisteminde senkron makinanın uç gerilimi, rotor açısı ve frekansı değişir. Geçici olaylara etki eden senkron makina parametreleri şunlardır.

- a- Eylemsizlik sabiti.
- b- Boyuna eksen geçici reaktansı
- c- Enine eksen geçici reaktansı
- d- Boyuna eksen açık devre zaman sabiti
- e- Enine eksen kısa devre zaman sabiti

Elektrik enerji sisteminde, geçici olay süresinden bir kaç saniye sonra sistemin bozucu etkiye verdiği cevap "Dinamik Hal Kararlılığı" olarak adlandırılır. Literatür

taraması yapıldığında kararlılık analizinde Dinamik Hal ile Sürekli Hal Kararlılığı aynı anlamda kabullenilir ve analiz Sürekli Hal Kararlılığı olarak incelenir [4] [5]. Aslında Dinamik Hal Kararlılığı geçici olay sonrasında enerji sisteminin sürekli çalışma koşuluna geçeceği bir kaç saniyelik süre içerisinde yapılan çalışmadır. Bu durumda Dinamik Hal, Geçici Hal ile Sürekli Hal arasında bir geçiş durumudur.

Küçük tip bozucu etki olarak adlandırılan bilinen elektriksel yük değişimleri, ya da küçük çapta arızalardan meydana gelen ve sistem etkisi olmayan yüklere karşı sistemin vermiş olduğu cevap "Sürekli Hal Kararlılığı"dır [4] [5] [6].

2.2. Senkron Makinaların Kararlılığı

1920'li yıllarda başlayan ve günümüze kadar yapılan bütün kararlılık çalışmalarında senkron makinalar önemli bir yer tutmuştur. Giriş bölümünde de izah edildiği gibi bir elektrik enerji sisteminin verimli bir şekilde işletilebilmesi büyük bir oranda sistemin kararlı halde çalıştırılabilme yeteneğine bağlıdır. Bu anlamda sistemin kararlılığının sağlanmasında senkron makinaların da uyum içerisinde çalışması yani kararlı halde çalışması şarttır.

Senkron makinaların kararlılığını etkileyen en önemli faktör enerji sisteminde oluşan bozucu etkinin türüne, şiddetine ve süresine bağlı olarak senkron makinanın sürekli çalışma noktasından uzaklaşmamasıdır. Eğer bozucu etkinin şiddeti ve süresi sistemde büyük empedanslar oluşturuyorsa ve senkron makinanın mekaniksel giriş enerjisi bu yüklere karşı dengeleme yapamıyorsa, senkron makinanın kararlılığını koruyabilmesi mümkün değildir. Diğer bir deyişle senkron makinanın kararlılığını bozabilecek en önemli faktörler, geçici olay sırasında meydana gelir. Dinamik hal ve Sürekli hal'de senkron makinaların kararlı halde çalışmasına engel olabilecek herhangi bir faktör yoktur. O halde, kararlılık açısından senkron makinaların

özellikle geçici hal süresince senkronizmalarını koruyabilme yeteneği büyük önem taşımaktadır..

Daha önce de izah edildiği gibi elektrik enerji sisteminde üretim aşamasıyla, tüketici tarafından kullanılan elektriksel yükler arasındaki herhangi bir dengesizlik senkron makinaları direkt olarak etkiler. Bu durumda senkron makinaların rotorunda meydana gelen aşırı derecede (ya da düşük seviyede) atalet momenti senkron makina rotorunu oldukça ileriye kaydırırsa rotor kutuptan kayar ve bu durumda senkron makina senkronizmasını kaybeder. Dolayısıyla bu gibi durumlarda senkron makinanın senkronizmasını koruyabilmesi için bu durum meydana gelmeden önce yeni bir dengede çalışma halinin sağlanması gereklidir.

Enerji üretimindeki dengesizlikler de kararlılığı etkiler. Dengesiz üretim yapan ya da aşırı derecede enerji üreten bir senkron makinada, enerjinin büyük bir bölümü kinetik enerji olarak ortaya çıkar. Bu durumda sistemdeki birçok makina rotor açısal hızları artar. Enerjinin küçük bir kısmı ise belirli yükler tarafından harcanır. Burada, senkron makinaların rotor açısal hızlarının artması nedeniyle senkron halde çalışmakta olan senkron makinaların rotorlarında açısal farklılıklar ortaya çıkar. Bu açısal farklar arttığı takdirde senkron makinalar arasındaki senkron çalışma hali ortadan kalkar. Ve enterkonnekte çalışan senkron üreteçler senkronizmasını koruyamaz.

2.3. Tezde İncelenen Konular

Tezde, elektrik enerji sistemlerinde kararlılığın sağlanmasında büyük öneme sahip olan senkron makinalar incelenmiştir. Birinci bölümde, elektrik enerji sistemlerinde kararlılığın önemi anlatılmaktadır. Tezin ikinci bölümünde kararlılık tanıtımı yapılmıştır. Geriye kalan bölümlerde, senkron makinanın matematiksel modeli, devre modelleri ve senkron makina parametrelerinin elde edilmesinde değişik araştırmacılar tarafından kullanılan yöntemler tanıtılmaktadır.

Kararlılık analizinde uygun senkron makina modeli seçimi, kararlılık bilgilerinin daha doğru ve hassas şekilde elde edilmelerini sağlar. Bundan dolayı gerçeğe uygun, enerji sistemine uyumlu senkron makina modellerinin elde edilmesi için senkron makinalar üzerinde yapılan çalışmalar tezde geniş yer almaktadır.. Elektrik enerji sistemlerinde elektriksel yüklerde olan değişikliklerden veya arızalardan dolayı sistemin kararlılık analizi bu tezin konusu dışında tutulmuştur..



BÖLÜM 3.

SENKRON MAKİNA MODELLERİ

3.1. Senkron Makina Modellerinin Tarihsel Önemi

Bu ayrıtta, elektrik enerji sistemlerinde kararlılık konusunun gündeme gelmesiyle birlikte senkron makinelerin modellenmesine ilişkin değişik araştırmalar anlatılacaktır. Ayrıca değişik araştırmacılar tarafından kullanılan senkron makina modelleri tek tek ele alınacak, daha sonra bunlar arasındaki farklılıklar ve nedenleri anlatılacaktır.

1920'li yıllarda "Sabit Akı Halkalaması Teoremi" temel alınarak kısa devre reaktansı tanımlanmıştır. 1923 ve daha sonra 1929 yıllarında sırasıyla Doherty ve Bewley bu teoremi yayınlamışlardır. Bu teorem, o yıllarda basit olarak şu sözlerle ifade edilmiştir. "Kapalı bir devredeki toplam rezistans sıfır ise bu devre içerisindeki magnetik alandan dolayı oluşacak olan akıların toplamı da sıfır olmalıdır". Daha sonra Crary bu teoremi kendi ifadesiyle şöyle tanımlamıştır. "Herhangi bir kapalı devre içerisinde bulunan ve birbirleriyle magnetik etkileşim içerisinde olan devrelerin, akım, gerilim ve devrelerin konumları değiştirilse bile devredeki toplam akı değişmez, sabit kalır". Bu teorem matematiksel olarak kapalı devre için şu şekilde ifade edilir.

$$\frac{d\psi}{dt} = 0 \quad (3.1.1)$$

$$\psi = \text{sabit} \quad (3.1.2)$$

Sabit Akı Halkalaması teoremi, o yıllarda sistem analistlerine "Geçici reaktans" gerisinde "Sabit Gerilim"

in bulunması gerektiğini hatırlatmıştır. Park ve Robertson "Sabit Reaktans" konusundan hareketle Senkron Makinalar için birtakım reaktansları tanımlamış ve 1928 yılında yayınlamış oldukları bir makalede senkron makinaya ilişkin enine ve boyuna eksen reaktansları ile bunlara ilişkin zaman sabitlerini açıklamışlardır.. Bu araştırmacılar o yıllarda aynı zamanda senkron makinanın bağlı olduğu bir elektrik devresinde, ani değişimler sözkonusu olduğunda makinanın akı, akım ve geriliminde geçici ve yarı-geçici hallerin olduğunu ilk defa açıklamışlardır. Bu temel çalışmaların dışında senkron makinada geçici halde atalet momenti açısı karakteristiğini ortaya çıkaran yeni bir teori geliştirildi. Literatür taraması yapıldığında 1930'lu yıllarda yayınlanan araştırmalarda atalet momenti-açısı ilişkisi gözönünde tutularak enerji sistemlerinden "Normal" veya "Arızalı" diye bahsedildiği görülmektedir.

1931 yılında Kilgore, senkron makina reaktanslarının hesaplanmasında dikkate alınacak faktörlerin neler olabileceği hususunda makaleler yayınlamıştır. Bu çalışmaların temeli senkron makinanın stator, rotor ve uyarma devresinin geometrik ve fiziksel yapılarına dayandırılmıştır [7]. 1929 yılında Park kendi ismiyle de bilinen d-q-o dönüşümlerini gerçekleştirebilmek için senkron makina-ya ilişkin d ve q eksenlerini tanımlamıştır [8].

Sherwing Wright, 1931 yılında çeşitli makinaların senkronizmada veya geçici halde çalışırken test yöntemleriyle parametrelerinin belirlenmesi için çalışmalar yaptı ve bu çalışması 1945 yılında AIEE Elektrik Makinaları Komitesine bağlı olarak çalışan Senkron Makinalar Alt Komitesi tarafından makinaların parametrelerinin belirlenmesinde "İlk Test Yöntemi" olarak kabul edilmiş ve yayınlanmıştır [9].

1960 yıllarında, güç sistemlerinde hesaplama araçları geliştikçe ve bunların yaratmış olduğu kolay-süratli ve daha az hatalı hesap yapabilme olanakları arttıkça,

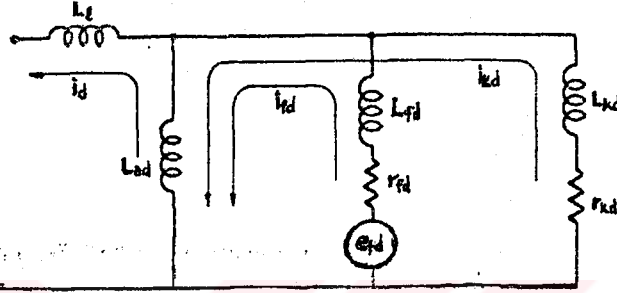
enerji sistemleri analizinde kararlılık çalışmaları daha büyük ve karmaşık sistemler için daha kolay hale gelmiştir. Bu gelişmeyle birlikte daha karmaşık enerji sistemlerinde kararlılık analizi yapabilme isteği zaman domenindeki çalışmaların daha geniş bir ölçek içerisinde yapılması gereğini gündeme getirmiştir. Hesaplama araçlarının gelişmesiyle birlikte çok karmaşık kararlılık analizi işlemlerinin saniyeler mertebesindeki küçük zaman diliminde daha az hatalı bir şekilde yapılabileceği görülmüştür.

1960 yılından itibaren 30 yıldır, kararlılık çalışmalarında geliştirilmiş makina modellemeleri veya tasarımı, güncelliğini muhafaza etmektedir. Bilgisayar aletlerinin ve programcılığın olmadığı yıllarda kararlılık analizindeki en büyük engel hesaplamaların adım-adım matematiksel yöntemlerle yapılması ve böylelikle çok fazla zaman kaybıyla birlikte, hata faktörünün de büyük olmasıydı. 1960'lı yıllarda "İlk Salınım"ın hesaplanmasıyla açısal salınımlara göre sönümlerin de dikkate alınması gerektiği ortaya çıktı. Netice olarak bu gereksinim senkron makina da amortisör sargılarını gündeme getirdi.

Hidrolik makinalarda, amortisör sargıları kolaylıkla tanımlanabilmiştir ve bu sargılar makina da oluk aralıklarına yerleştirilmişlerdir. O yıllarda masif demir gövdeli rotor için eşdeğer rotor gövdesi oluşturabilmek çok zordu.

Bu yıllarda senkron makina için yapılan bütün kabullenmelerde düşünülen gerçek, geçici ve dinamik hal konusu tanımlandıktan sonra, yapılan makina modellerinin makinayla ilgili bilinen veya test yoluyla elde edilen bilgiler ışığında bu hallerde geçerli olup olmadığı konusuydu. Senkron makinayla ilgili bütün bilgiler o yıllarda kısa devre test yöntemiyle akım düşüşleri gözönünde tutularak elde edilmekteydi.

Aynı şekilde senkron makina ile ilgili bilgiler, yüksüz halde çalışan makinanın uyarma sargısı bir doğru akım kaynağından tahrik edilerek statoru açık devre olan makinadaki gerilim yükseliş testi ile elde edilebilirdi. Bu iki test yöntemlerinden hakeketle pratik olarak yalnızca iki zaman sabiti tanımlanabildi. Böylelikle testler neticesinde senkron makinanın boyuna eksenine (d eksen) ilişkin eşdeğer devresi elde edildi. Bu devre modeli uzun yıllardır Şekil 3.1'de gösterildiği gibi kullanılmıştır.



Şekil 3.1. Geleneksel senkron makina boyuna eksen (d eksen) eşdeğer devresi)

- L_l : Stator kaçak indüktansı
 L_{fd} : Uyarma sargısı kaçak indüktansı
 L_{kd} : Boyuna eksen rotor eşdeğer kaçak indüktansı
 L_{ad} : Stator-rotor ve stator-uyarma sargıları karşılama indüktansı.
 r_{fd} : Uyarma sargısı öz direnci
 r_{kd} : Boyuna eksen rotor eşdeğer direnci

Şekil 3.1'deki eşdeğer devreden hareketle sabit akı halkalaması teoremi gözönünde tutularaktan makina ile ilişkin reaktanslar ve zaman sabitleri aşağıdaki gibi tanımlanabilir.

Boyuna eksen senkron indüktansı

$$L_d = L_{ad} + L_l \quad (3.1.3)$$

Boyuna eksen geçici indüktansı

$$L'_d = L_l + \frac{L_{ad} L_{fd}}{L_{ad} + L_{fd}} = L_d - \frac{L_{ad}^2}{L_{ffd}} \quad (3.1.4)$$

Boyuna eksen dinamik indüktansı:

$$L_d'' = L_f + \frac{1}{\frac{1}{L_{ad}} + \frac{1}{L_{kd}} + \frac{1}{L_{fd}}} \quad (3.1.5)$$

Boyuna eksen uyarma sargısı açık devre zaman sabiti:

$$T_{do}' = \frac{L_{ffd}}{r_{fd}} \quad (3.1.6)$$

Boyuna eksen geçici kısa devre zaman sabiti:

$$T_d' = \frac{1}{r_{fd}} \left(L_{fd} + \frac{L_f L_{ad}}{L_{ad} + L_f} \right) \quad (3.1.7)$$

Boyuna eksen alt-geçici açık devre zaman sabiti:

$$T_{do}' = \frac{1}{r_{kd}} \left(L_{kd} + \frac{L_{fd} L_{ad}}{L_{ad} + L_{fd}} \right) \quad (3.1.8)$$

Boyuna eksen alt-geçici kısa devre zaman sabiti:

$$T_d' = \frac{1}{r_{kd}} \left(L_{kd} + \frac{1}{\frac{1}{L_{ad}} + \frac{1}{L_f} + \frac{1}{L_{fd}}} \right) \quad (3.1.9)$$

(3.1.3)-(3.1.9) eşitliklerinde $L_{ffd} = L_{fd} + L_{ad}$ ve $L_{kdd} = L_{kd} + L_{ad}$ olarak tanımlanmıştır.

Açık devre uyarma zaman sabiti, amortisör sargısının magnetik kuplaj etkisinin olmadığı ($r_{kd} = \infty$) kabullenerek, uyarma sargısının zaman sabiti olan L_{ffd}/r_{fd} olarak tanımlanmıştır.

Benzer şekilde açık-devre alt geçici zaman sabiti de şu şekilde tanımlanmıştır.

$$\frac{1}{r_{kd}} \left(L_{kd} + \frac{L_{fd} L_{ad}}{L_{ad} + L_{fd}} \right) \Big|_{r_{fd} = 0}$$

Yukarıda tanımlanan zaman sabitleri $r_{fd} > r_{kd}$ olduğu zaman Şekil 3.1'deki eşdeğer devreden elde edilen zaman sabitlerine çok yakın olabilir. Tecrübeler göstermiştir ki L_d' , T_{do}' , T_d' , T_d'' ve T_{do}'' için elde edilen zaman sabitleriyle ANSI test neticelerinden elde edilen zaman sabitleri arasında farklılıklar olabilir.

Şekil 3.1'de eşdeğer devresiyle temsil edilen makinanın makina akısının gerçek açık devre cevabı karakteristik denklemin köklerinden elde edilen iki zaman sabiti ile tanımlanabilir.

$$1 + s \left(\frac{L_{ffd}}{r_{fd}} + \frac{L_{kkd}}{r_{kd}} \right) + s^2 \left(\frac{L_{ad}(L_{fd} + L_{kd}) + L_{fd}L_{kd}}{r_{fd}r_{kd}} \right) = 0 \quad (3.1.10)$$

Karakteristik denklemin kökleri, geçici halde $r_{kd} = \infty$ ve alt geçici durumda $r_{fd} = 0$ alındığında T'_{do} ve T''_{do} zaman sabitlerini sırasıyla aşağıdaki gibi temsil eder.

$$s_1 = - \left(\frac{L_{ffd}}{r_{fd}} \right)^{-1} \quad (3.1.11)$$

$$s_2 = - \left[\frac{1}{r_{kd}} \left[L_{kd} + \frac{L_{ad}L_{fd}}{L_{ad} + L_{fd}} \right] \right]^{-1} \quad (3.1.12)$$

d eksenini için yapılan modelleme q eksenini için de gözönüne alınmıştır ve q eksenindeki iki eşdeğer sargı dirençlerinin oranı d eksenindekinden daha küçük olacağından T'_{qo} ve T''_{qo} zaman sabitleri ve q eksenini karakteristik köklerden hareketle elde edilen aynı zaman sabitleri arasında farklılık daha açık şekilde netleştirilmiştir.

Yukarıda anlatılan işlemlerin hepsi, IEEE'nin F79647-9 makalesinin "bütünleyici tanımlar ve senkron makina kararlılık analizi simülasyonlar için elde edilen parametrelerle ilgili deney yöntemleri" başlığı altında PAS(Vol PAS 99 4) July/Aug, 1980 p.1625'de anlatılmıştır. Bu makale IEEE Joint Working Grubu tarafından senkron makinanın kararlılık sabitlerini ortaya çıkarmak için yazılmıştır.

Makina modellemesinde kabul edilen Park'ın dqo dönüşümlerinde bu konular daha da büyük önem kazanmıştır. Çünkü gerek makinanın boyuna eksen ve gerekse enine eksenine ilişkin doğruluk derecesi daha iyi modellerin ve bu modellerden de makina parametrelerinin daha doğru elde edilebilmesi için daha hassas yöntemlerin elde edilmesi gerekmektedir.

Yukarıda izah edilen daha hassas eşdeğer devre modelleri ve makina parametrelerinin elde edilmesi için doğruluğu yüksek olan yöntemlerin geliştirilmesi, makinanın gerek küçük tipte bozucu etkiye maruz kaldığında göstereceği sürekli hal kararlılığı ve gerekse büyük tipteki bir bozucu etki sonrasındaki Geçici Hal Kararlılığı sırasında yapılacak kararlılık analizinde kullanılması gereksinimi ortaya çıkmıştır.

Netice olarak Şekil 3.1'de eşdeğer devresi çizilen makinada akım düşüşleri yöntemiyle kararlılık analizinde ilk salınım için yapılan çalışmalar, çok salınımlı geçici olayların sözkonusu olduğu enerji sistemleri için birtakım şüpheleri de beraberinde getirmiştir..

Diğer bir endişe de boyuna-eksen büyüklüklerinin, kısa devre deneylerinden elde edilebilmesine karşın, bu gibi deneylerin ekonomik yanı ve makinaya zarar verebilme olasılıkları da düşünülmesi gereken bir konuydu. Bunun yanında makinanın doyum seviyesini de ölçebilmek çok zordu. Örneğin doymamış (oranlanmış akım) ve doymuş (oranlanmış gerilim) boyuna eksen reaktansları için değerler ya tahmin edilerekten bulunuyordu ya da deney ve hesaplamalardan elde edilebiliyordu.

3.2. Senkron Makinanın Matematiksel Modeli

Üç fazlı senkron makina, makinanın döner kısmı olan rotor üzerindeki bir uyarma sargısıyla, makinanın sabit kısmı olan statorda birbirine 120° lik açı aralıklarıyla yerleştirilmiş üç faz sargısından oluşmuştur. Senkron makinalar, stator ve rotor çevrelerinin düzgün olup, olmayışına göre iki tipte imal edilirler [10] [11].

1. Yuvarlak kutuplu senkron makinalar,
2. Çıkık kutuplu senkron makinalar.

Şekil 3.2'de senkron makina modeli iki kutuplu olarak düşünülmüştür. Fakat elde edilecek olan sonuçlar kolaylıkla kutup sayılarının daha fazla olduğu diğer senkron

makinalar için de genelleştirilebilir [11] [12]. Şekil 3.2' den de görüldüğü gibi stator a-fazı ile uyarma sargısı arasındaki karşıt indüktans, a fazının ve uyarma sargısının magnetik eksenindeki açısıyla değişir.

$$L_{af} = L_{fa} = L_{af} \cos \theta \quad (3.2.1)$$

Aynı şekilde, b ve c stator sargıları birbirlerine 120° 'lik açı farklarıyla yerleştirilmiş olduklarından, bu fazlarla uyarma sargısı arasındaki karşıt indüktanslar şu şekilde yazılabilir.

$$L_{bf} = L_{fb} = L_{af} \cos(\theta - 120^\circ) \quad (3.2.2)$$

$$L_{cf} = L_{fc} = L_{af} \cos(\theta + 120^\circ) \quad (3.2.3)$$

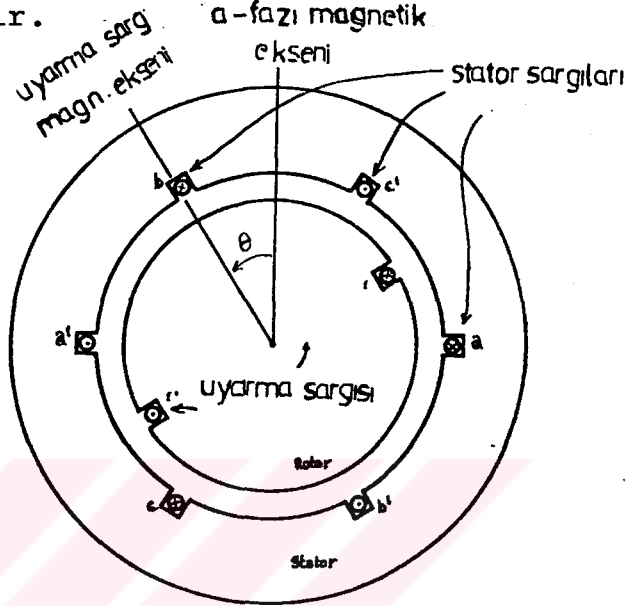
Şekil 3.2'deki yuvarlak kutuplu senkron generatörler için akı halkalaması denklemleri aşağıdaki gibi yazılır [12].

$$\begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \\ \psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} & L_{af} \cos \theta \\ L_{ab} & L_{ba} & L_{bc} & L_{af} \cos(\theta - 120^\circ) \\ L_{ac} & L_{cb} & L_{ca} & L_{af} \cos(\theta + 120^\circ) \\ L_{af} \cos \theta & L_{af} \cos(\theta - 120^\circ) & L_{af} \cos(\theta + 120^\circ) & L_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_a \\ -i_b \\ -i_c \\ i_f \end{bmatrix} \quad (3.2.4)$$

(3.2.4) eşitliklerinde $L_{aa} = L_{ag} + L_{al}$ dir. L_{aa} stator fazına ilişkin öz indüktanslarıdır ve iki temel bileşenden oluşmuştur. Birinci bileşeni makinanın hava aralığındaki akıdan dolayı oluşan hava aralığı faydalı indüktansıdır. Diğeri ise stator sargısı oluklarında ve sargıların uç dönme noktalarında oluşan kaçak akıdan dolayı oluşan kaçak öz indüktansıdır.

Yuvarlak kutuplu senkron makinaların rotor ve stator dış çevreleri, sabit yarıçaplı silindirselsel yüzeylerden oluşmuştur. Genellikle küçük kutup sayısı ve yüksek dönme sayısı için imal edilirler [11]. Bu tür makinalar, generatör olarak çalıştırıldığı zaman genellikle türbinler vasıtasıyla döndürüldüklerinden Turbo-generatör

olarak adlandırılırlar. Çıkık kutuplu senkron makinalar ise, stator iç çevresi düzgün olmasına karşın, rotor dış çevresi düzgün olmayan makinalardır. Diğer bir anlatımla böyle makinalarda stator ve rotor arasındaki hava boşluğu sabit değildir. Şekil 3.2'de üç fazlı senkron makina şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.2. Yuvarlak kutuplu senkron generatörün şematik gösterilişi.

Senkron makinanın stator ve rotor demir gövdeleri sonsuz geçirgenliğe sahip malzemeden yapılmıştır. Hava boşluğunun uzunluğu rotor yarıçapından küçüktür. Şekil 3.2'de stator ve rotordaki sargılar birer sarımla gösterilmiş olmasına karşın, gerçekte senkron makinalarda hava aralığında meydana gelen alanın sinüzoidal olarak ilerleyebilmesi için makinada bir tek oluk ve bir tek sargı değil, bir çok oluk ve hesaplı sayıda sarım mevcuttur. Bu konuda daha fazla bilgi için [11] nolu kaynaktan yararlanılabilir. Sargılar yalnızca hava aralığındaki harmonikli akının yalnızca temel bileşenini verecek tarzda düzenlenmiştir. Hava aralığı geçirgenliği üzerinde rotor ve stator oluklarının etkileri (öyleki bunlar yüksek mertebedeki harmonikli hava aralığı akılarını meydana getirmektedir.) ihmal edilmiştir [12].

Yuvarlak kutuplu senkron generatörlerde, bütün stator indüktansları ve uyarma sargısı öz indüktansı

sabittir, rotorun konumuyla değişmez. Stator da fazlar arasındaki karşıt indüktansların simetrik olduğu kabul edilmiştir, öyleki bu karşıt indüktanslar yalnızca hava aralığındaki akının meydana getirdiği hava aralığı indüktansı ile bağımlıdır.

$$L_{ab} = -\frac{1}{2} L_{ag} \quad (3.2.5)$$

Stator fazlarının ve uyarma sargısının uç gerilim denklemleri yuvarlak kutuplu senkron generatörlerin elektriksel yanına ilişkin matematiksel modeli tanımlar [10] ve bu eşitlikler aşağıdaki gibi yazılır.

$$v_a = -R_a i_a + \frac{d\psi_a}{dt} \quad (3.2.6)$$

$$v_b = -R_a i_b + \frac{d\psi_b}{dt} \quad (3.2.7)$$

$$v_c = -R_a i_c + \frac{d\psi_c}{dt} \quad (3.2.8)$$

$$v_f = R_f i_f + \frac{d\psi_f}{dt} \quad (3.2.9)$$

(3.2.6)-(3.2.8) eşitliklerinde, stator fazlarındaki sargıların dirençleri eşdeğer kabul edilmiştir. Stator akımlarının yönü makinanın generatör referans yönünü tanımladığından (-) negatif işaretle belirtilmiştir.

Şekil 3.2'de gösterilişi yapılan Yuvarlak Kutuplu senkron generatörlerde analiz yapmak için makinanın sabit rotor açısal hızıyla dönmekte olduğu bir çalışma durumunda çalıştığı düşünülürse sabit rotor açısal hızıyla çalışmakta olan senkron makinanın rotor açısı şu şekilde ifade edilir.

$$\theta = \omega t \quad (3.2.10)$$

Stator fazları teker teker açık devre durumuna getirildiğinde, uyarma sargısında sabit bir akım I_{fo} mevcuttur. Bu akım o andaki uyarma akımındaki başlangıç uyarma sargısı akımıdır. Bu durumda (3.2.4) eşitliklerindeki yalnızca uyarma sargısındaki akımın stator fazlarında

yaratacağı akı halkalamaları şu şekilde ifade edilecektir [11].

$$\psi_a = I_{fo} L_{af} \cos(\omega t) \quad (3.2.11)$$

$$\psi_b = I_{fo} L_{af} \cos(\omega t - 120^\circ) \quad (3.2.12)$$

$$\psi_c = I_{fo} L_{af} \cos(\omega t + 120^\circ) \quad (3.2.13)$$

Bu koşullar altında stator fazları açık devre durumunda $i_a = i_b = i_c = 0$ olduğundan stator fazlarındaki uç gerilimleri de şu şekilde yazılır.

$$v_a = -\omega I_{fo} L_{af} \sin(\omega t) \quad (3.2.14)$$

$$v_b = -\omega I_{fo} L_{af} \sin(\omega t - 120^\circ) \quad (3.2.15)$$

$$v_c = -\omega I_{fo} L_{af} \sin(\omega t + 120^\circ) \quad (3.2.16)$$

(3.2.14)-(3.2.16) eşitliklerinde elde edilen stator fazlarına ilişkin uç gerilimlerinin, genliklerinin aynı, fakat fazlarının 120° farklı olduğu görülmektedir.

Dengeli üç-faz stator akımlarıyla birlikte uyarma sarıgısı sabit bir başlangıç I_{fo} akımıyla tahrik edilen ve Şekil 3.2'de şematik gösterilişi yapılan yuvarlak kutuplu senkron generatörlerin belirtilen şartlar altında eşdeğer devresi elde edilebilir. Stator fazlarındaki dengeli üç-faz akımları şu şekilde ifade edilebilir.

$$i_a = I_a \cos(\omega t - \phi) \quad (3.2.17)$$

$$i_b = I_a \cos(\omega t - 120^\circ - \phi) \quad (3.2.18)$$

$$i_c = I_a \cos(\omega t + 120^\circ - \phi) \quad (3.2.19)$$

Senkron frekansta rotor açısal hızı, şu şekilde yazılır.

$$\theta = \omega t + \delta \quad (3.2.20)$$

Bu koşullar altında, generatör olarak çalışmakta olan yuvarlak kutuplu senkron makinanın a-fazına ilişkin uç gerilimi (3.2.1) ve (3.2.4) eşitliklerinden aşağıdaki

gibi yazılır.

$$V_a = -R_a I_a + \frac{d}{dt} \left[-L_{aa} i_a - L_{ab} i_b - L_{ac} i_c + L_{af} I_{fo} \cos(\omega t + \delta) \right] \quad (3.2.21)$$

Stator faz akımları için (3.2.17)-(3.2.19) eşitlikleri (3.2.21) eşitliğinde yerine konulup trigonometrik işlemler yapıldığında, stator a-fazına ilişkin uç gerilimi aşağıdaki gibi elde edilir.

$$v_a = -R_a I_a \cos(\omega t - \phi) + \omega L_s I_a \sin(\omega t - \phi) - \omega L_{af} I_{fo} \sin(\omega t + \delta) \quad (3.2.22)$$

Burada

$$L_s = L_{aa} - L_{ab} = \frac{3}{2} L_{ag} + L_{al} \quad (3.2.23)$$

Sürekli çalışmada, makineye ait büyüklükler, kompleks zamanlı fazör notasyonu şeklinde şu şekilde yazılır.

$$u_a(t) = \text{Re} [\hat{U}_a e^{j\omega t}] \quad (3.2.24)$$

$$u_b(t) = \text{Re} [\hat{U}_a e^{j(\omega t - 120^\circ)}] \quad (3.2.25)$$

$$u_c(t) = \text{Re} [\hat{U}_a e^{j(\omega t + 120^\circ)}] \quad (3.2.26)$$

(3.2.24)-(3.2.26) eşitlikleri senkron makinanın uç gerilimlerini kompleks zamanlı fazör notasyonunda ifade etmektedir. Benzer şekilde stator fazlarındaki akımlar da yazılabilir.

$$i_a(t) = \text{Re} [\hat{I}_a e^{j\omega t}] \quad (3.2.27)$$

$$i_b(t) = \text{Re} [\hat{I}_a e^{j(\omega t - 120^\circ)}] \quad (3.2.28)$$

$$i_c(t) = \text{Re} [\hat{I}_a e^{j(\omega t + 120^\circ)}] \quad (3.2.29)$$

(3.2.27)-(3.2.29) eşitliklerinde $e^{j\omega t}$ Euler bağıntısına göre şu şekilde tanımlanır.

$$e^{j\omega t} = \cos \omega t + j \sin \omega t \quad (3.2.30)$$

kompleks zamanlı fazör gösterilişi kullanılarak (3.2.22) eşitliği yeniden aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$\hat{V}_a = -R_a \hat{I}_a - j\omega L_s \hat{I}_a + j\omega L_{af} I_{fo} e^{j\delta} \quad (3.2.31)$$

$$X_s = \omega L_s \quad (3.2.32)$$

$$\hat{E}_{fd} = j\omega L_{Af} I_{fo} e^{j\delta} \quad (3.2.33)$$

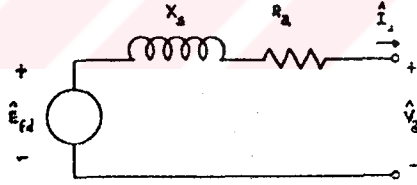
L_s : Yuvarlak kutuplu senkron generatörün senkron indüktansıdır.

(3.2.31)-(3.2.33) eşitliklerinde X_s ; senkron reaktans, E_{fd} : senkron reaktans gerisinde senkron makinada endüklenen gerilimdir.

Netice olarak a fazına ilişkin Şekil 3.3'de şematik olarak gösterilmekte olan yuvarlak kutuplu senkron generatörün eşdeğer devresini tanımlayan ifade elde edilir.

$$\hat{V}_a = -R_a \hat{I}_a - jX_s \hat{I}_a + \hat{E}_{fd} \quad (3.2.34)$$

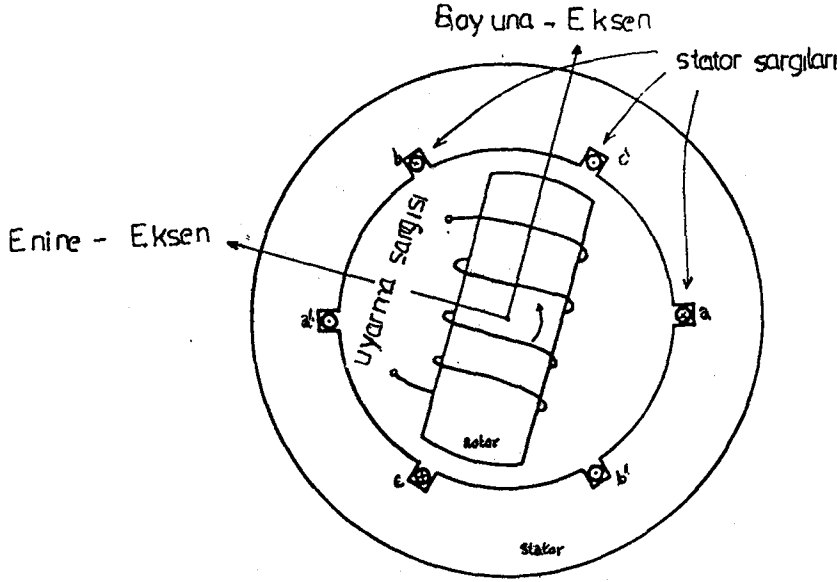
(3.2.34) eşitliğini sağlayan eşdeğer devre Şekil 3.3'de gösterilmiştir.



Şekil 3.3. Sürekli çalışma koşulunda yuvarlak kutuplu senkron generatör eşdeğer devresi.

Çıkık kutuplu senkron makinanın eşdeğer devre modellemesi yuvarlak kutuplu senkron makinanın analizine göre farklılıklar gösterir. Bilindiği gibi çıkık kutuplu senkron makinalarda hava aralığı yuvarlak kutuplu senkron makinaların aksine sabit değildir. Bu durumda çıkık kutuplu senkron makinaların indüktans matrisi de farklıdır. Bunun nedeni stator çevresinin düzgün olmaması ve stator-dan bakıldığında stator öz ve karşıt indüktanslarının ro-tor konumuna bağlı olarak değişmesidir. Şekil 3.4'de

çıkık kutuplu senkron makina şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 3.4. Çıkık kutuplu senkron makinanın şematik gösterilişi.

Şekil 3.4'den de görüldüğü gibi stator öz ve karşıt indüktansları (3.2.4) eşitliklerindeki gibi sabit değildir. Stator öz ve karşıt indüktansları rotorun konumuna göre değişmektedir. Örneğin a fazına ilişkin öz indüktans rotor uyarma sargısı ekseninin a fazı magnetik eksenine ile çakıştığı konum, indüktans değerinin maksimum olduğu bölgedir. Rotor bu konumdan 90° döndürüldüğü zaman a fazına ilişkin öz indüktans minimum değerini almaktadır.

Stator öz indüktansı, çıkık kutuplu senkron makinanın a fazı için şu şekilde yazılır.

$$L_{aa} = L_{ago} + L_{ag2} \cos(2\theta) + L_{al} \quad (3.2.35)$$

a ve b fazları arasındaki karşıt indüktans ise aşağıdaki gibi tanımlanır.

$$L_{ab} = -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta - 60^\circ)) \quad (3.2.36)$$

benzer şekilde b ve c fazlarına ilişkin öz ve karşıt indüktanslar yazılabilir.

Çıkık kutuplu senkron makinada, akı halkalaması-akım ilişkisi şu şekilde yazılır.

$$\begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \\ \psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2\theta) + L_{af} & -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta-60^\circ)) & -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta+60^\circ)) & L_{af} \cos\theta \\ -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta-60^\circ)) & L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta-120^\circ)) + L_{bf} & -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2\theta) & L_{bf} \cos(\theta-120^\circ) \\ -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta+60^\circ)) & -\frac{1}{2} L_{ago} + L_{ag2} \cos(2\theta) & L_{ago} + L_{ag2} \cos(2(\theta+120^\circ)) + L_{bf} & L_{bf} \cos(\theta+120^\circ) \\ L_{af} \cos\theta & L_{bf} \cos(\theta-120^\circ) & L_{bf} \cos(\theta+120^\circ) & L_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_a \\ -i_b \\ -i_c \\ i_f \end{bmatrix} \quad (3.2.37)$$

Literatür taraması yapıldığında, çıkık kutuplu senkron makinanın eşdeğer devre modellemesi yukarıda yuvarlak kutuplu senkron makinada olduğu gibi elde edilemediği görülmür. [11] nolu kaynakta Prof.Dr. M.Kemal SARIOĞLU çıkık kutuplu senkron makinanın eşdeğer devre modellemesinin elde edilmesiyle ilgili ayrıntılı çalışmalarda bulunmuştur. Bu konuyla ilgili daha fazla bilgi için [11] nolu kaynağa bakılabilir.

Çıkık kutuplu senkron generatörün eşdeğer devre modellemesi genellikle Park dönüşümleri vasıtasıyla yapılmaktadır. Bu dönüşümlerin senkron makina modellemesinde, matematiksel işlem kolaylığı sağladığı, modelleme sırasında görülecektir. Bu modelleme yapılırken çıkık kutuplu senkron generatör için oluşturulan (3.2.37) deki indüktans matrisi kullanılacaktır.

Çıkık kutuplu senkron makinanın stator fazlarındaki uç gerilim denklemleri (3.2.6)-(3.2.9) denklemleri gibi ifade edilir. Fakat dikkat edilirse bu denklemlerde önemli işleme sahip olan senkron makinanın fiziksel yapısının farklılığından dolayı ortaya çıkan makinanın indüktans matrisi farklıdır, yani yuvarlak kutuplu senkron makinanın indüktans matrisi burada kullanılamaz. Dolayısıyla (3.2.6)-(3.2.9) denklemlerinden hareketle çıkık kutuplu senkron generatörün eşdeğer devresinin elde edilmesi görüldüğü gibi uzun işlemler gerektirmektedir.

Şekil 3.4'de $i_a(t)$ akımı için, hava aralığındaki

magnetik akı şu şekilde yazılır.

$$B_{ag}(\alpha, t) = i_a(t)K_o \cos \alpha \quad (3.2.38)$$

α : a fazı magnetik eksenine göre açısal konum,

K_o : makina geometrisi ve stator sargı sayısı dağılımına ilişkin sabit.

$i_a(t) = I_a \cos(\omega t - \phi)$ sinüzoidal stator a fazı akımı için (3.2.38) denklemi şu şekilde yazılır.

$$B_{ag}(\alpha, t) = \frac{I_a K_o}{2} [\cos(\omega t - \alpha - \phi) + \cos(\omega t + \alpha - \phi)] \quad (3.2.39)$$

Benzer şekilde b ve c stator faz akımlarının hava aralığında oluşturduğu magnetik akı yoğunluğu (3.2.38) denkleminde yerine sırasıyla $(\alpha - 120^\circ)$ ve $(\alpha - 120^\circ)$ konularak elde edilebilir.

Dengeli üç faz akımları gözönüne alındığında (ki burada dengeli üç faz akımları dikkate alınmaktadır) statordaki toplam akı dağılımı her fazın sağladığı akı dağılım katkılarının toplamıdır.

$$B_{ag}(\alpha, t) = \frac{3I_a K_o}{2} [\cos(\omega t - \alpha - \phi)] \quad (3.2.40)$$

(3.2.40) eşitliğinde dengeli üç faz akımında stator üzerinde toplam akı dağılımı bir tek ileriye doğru hareket eden magnetik akı dalgasından ibarettir. Stator faz akımlarının herbirinden dolayı oluşan ve geriye doğru hareket eden akı dalgaları üç faz toplamında ortadan kalkmıştır. Bunun yanında ileriye doğru hareket eden akı dalgalarının bileşenleri kuvvetlendirilmiştir [12].

Akı dalgası ω açısal hızıyla hareket etmektedir. Bundan dolayı ω hızıyla dönmekte olan rotora "Senkronizma" içerisinde ilerlemektedir. Bu uyumdan dolayı makinanın ismi "Senkron Makina" olarak adlandırılır [11] [12].

Senkron makina modellemesinde Park dönüşümlerinin oldukça elverişli şekilde kullanıldığı daha önce de

belirtilmiştir. (dqo) dönüşümü olarak da bilinen bu dönüşümle, senkron makinanın stator büyüklükleri (Akımları, gerilimi, akı halkalamaları gibi) eşdeğer olarak (dqo) eksenlerine dönüştürülürler. Yeni dönüştürülen büyüklükler, dönüşüme uğrayan bileşenlerin izdüşümlerinden elde edilmektedirler [11]. Bu dönüşüm neticesinde rotora göre sabit olan stator faz eksenleri rotorda hareket halinde olan ve gerçekte fiktif olan dqo eksenlerine dönüştürülür. Stator uç gerilimleri Park dönüşümü uygulandığında d,q,o gerilimleri şu şekilde hesaplanır.

$$\begin{bmatrix} U_d \\ U_q \\ U_o \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta-120^\circ) & \cos(\theta+120^\circ) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta-120^\circ) & -\sin(\theta+120^\circ) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_a \\ U_b \\ U_c \end{bmatrix} \quad (3.2.41)$$

(3.2.41) eşitliğinde Park dönüşümü matrisinin tersi alınır, dqo gerilimleri bilinen senkron makinanın üç faz gerilimleri elde edilir.

$$\begin{bmatrix} U_a \\ U_b \\ U_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 1 \\ \cos(\theta-120^\circ) & -\sin(\theta-120^\circ) & 1 \\ \cos(\theta+120^\circ) & -\sin(\theta+120^\circ) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_d \\ U_q \\ U_o \end{bmatrix} \quad (3.2.42)$$

Benzer şekilde Park dönüşümleri stator fazlarındaki akımlar için de uygulanabilir. Bu durumda, i_d , i_q , i_o akımları şu şekilde olur.

$$\begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_o \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos\theta & \cos(\theta-120^\circ) & \cos(\theta+120^\circ) \\ -\sin\theta & -\sin(\theta-120^\circ) & -\sin(\theta+120^\circ) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad (3.2.43)$$

(3.2.43) eşitliğinde Park dönüşüm matrisinin tersi hesaplandığında gerçek uç faz akımları (3.2.44) deki gibi olur.

$$\begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos\theta & -\sin\theta & 1 \\ \cos(\theta-120^\circ) & -\sin(\theta-120^\circ) & 1 \\ \cos(\theta+120^\circ) & -\sin(\theta+120^\circ) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_o \end{bmatrix} \quad (3.2.44)$$

(3.2.41) denkleminde üç faz stator gerilimleri Park dönüşümü neticesinde boyuna eksen (d), enine eksen (q) ve bir de sıfır (o) bileşenden oluşan gerilim büyüklüklerine dönüşmüştür. Sıfır (o) bileşenin büyüklüğü, hem stator uç gerilimleri ve hem de stator faz akımları dönüşümünde sıfırdır.

$$\begin{aligned} U_o &= \frac{1}{3} (U_a + U_b + U_c) = 0 \\ i_o &= \frac{1}{3} (i_a + i_b + i_c) = 0 \end{aligned} \quad (3.2.45)$$

Çıkık kutuplu senkron generatörde, faz sargılarında oluşan akı halkalanmaları Park dönüşümüyle aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_f \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & L_{af} \\ 0 & L_q & 0 \\ \frac{3}{2} L_{af} & 0 & L_{ff} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -i_d \\ -i_q \\ i_f \end{bmatrix} \quad (3.2.46)$$

Burada

$$L_d = \frac{3}{2} (L_{ago} + L_{ag2}) + L_{al} \quad (3.2.47)$$

L_d : boyuna eksen senkron indüktansı

$$L_q = \frac{3}{2} (L_{ago} - L_{ag2}) + L_{al} \quad (3.2.48)$$

L_q : enine eksen senkron indüktansı.

(3.2.46) eşitliğindeki "Dönüşmüş İndüktans Matrisi" simetrik değildir. Bunun nedeni üç stator fazının, iki ortogonal eksene dönüşmüş olmasıdır. Uyarma sargısında yeni bir dönüşüm uygulamak suretiyle, indüktans matrisi "Simetrik" hale getirilebilir.

$$\begin{aligned} i_f' &= \frac{2}{3} i_f \\ \psi_f' &= \psi_f \end{aligned} \quad (3.2.49)$$

(3.2.49) dönüşümü (3.2.46) eşitliğinde yerine konursa (3.2.50) eşitliği şu şekilde elde edilir.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_f' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & 0 & L_{ad} \\ 0 & L_q & 0 \\ L_{ad} & 0 & L_{ff}' \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \\ i_f' \end{bmatrix} \quad (3.2.50)$$

(3.2.50) eşitliklerinde

$$\begin{aligned} L_{ad} &= \frac{3}{2} L_{af} \\ L'_{ff} &= \frac{3}{2} L_{ff} \end{aligned} \quad (3.2.51)$$

Genel olarak bu dönüşüm, birim değerlerine (p.u) uyarma büyüklüklerinin uygun bir seçimiyle yapılır (3.2.46) ve (3.2.50) eşitliklerinde her iki indüktans matrisi gerçekte doğru ve özdeştir.

Stator uç gerilimi eşitliklerine, Park dönüşümü uygulandığı zaman (dqo) eksenlerindeki gerilim eşitlikleri şu şekilde elde edilir.

$$v_d = -R_a i_d + \frac{d\psi_d}{dt} - \omega_m \psi_q \quad (3.2.52)$$

$$v_q = -R_a i_q + \frac{d\psi_q}{dt} + \omega_m \psi_d \quad (3.2.53)$$

$$e_{fd} = R_{fd} i_{fd} + \frac{d\psi_{fd}}{dt} \quad (3.2.54)$$

Bu ifadelerde, uyarma sargısı, alt-notastoyu "fd" genel kullanımıyla verilmiştir. Benzer şekilde e_{fd} ve V_f uyarma gerilimi için eşdeğer notasyonlardır.

Genel olarak çıkık kutuplu senkron makinalarda Park dönüşümünün avantajları rahatlıkla görülebilir. (dqo) dönüşümleri uygulanmasıyla birlikte (3.2.50) eşitliğindeki gibi çıkık kutuplu senkron makinanın indüktans matrisi sabit katsayılı olarak elde edilmiştir. Bu eşitlikte (3.2.37) eşitliğindeki indüktans matrisinde görülen θ ya bağlı karmaşık trigonometrik ifadeler yer almamaktadır. (3.2.52)-(3.2.53) eşitliklerinde Park dönüşümü sonucunda d ve q eksenleri stator gerilim bağıntıları $\omega_m = \frac{d\theta}{dt}$ rotor hızı ile orantılı "hız gerilimi" bileşenleri içermektedir. Bu hız gerilimleri durgun bir referans yapısından döner bir referans yapısına doğru yapılan dönüşümün neticesinde ortaya çıkmışlardır. Bunun neticesinde Park dönüşümüyle, rotor ile senkronizma halinde hareket etmekte olan akı dalgasının durağan halde olan stator sargılarında gerilimler oluşturduğu gerçeği anlaşılmıştır. [12].

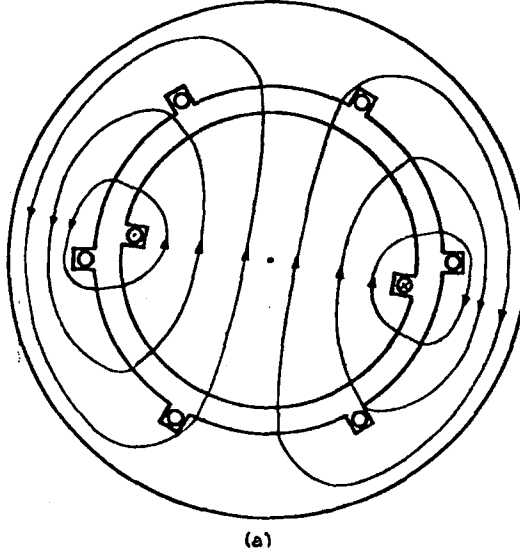
Buraya kadar yapılan çalışmalarda, eşdeğer devre modellemesinde senkron makinanın uyarma ve stator sargıları dikkate alınmıştır. (Sürekli çalışma koşullarında yalnızca akım taşıyan elemanlar bu sargılardır.) Fakat geçici olayların sözkonusu olduğu durumlarda akımlar makinanın diğer elemanlarında endüklenirler. Bunlar, amortisör çubukları, rotor demir gövdesi gibi elemanlar olmaktadır. Bu nedenle, geçici olayların sözkonusu olduğu çalışma koşullarında senkron makinaı yukarıdaki eşdeğer devrelerde olduğu gibi modelleme uygun değildir. Makinada akım taşıyacak diğer elemanların da eşdeğer devre modellemesinde yer alması şarttır.

Şekil 3.7'de masif-rotorlu turbo-generatör şematik olarak gösterilmiştir. Böyle bir makinada rotor, katı çelik maddesinden imal edilmiştir ve uyarma sargısı rotordaki oluklar içerisine yerleştirilmiştir. Masif rotor gövdesinde oluşacak olan akımların etkisini izah etmek için uyarma sargısının bir başlangıç akımı taşıdığı ve statorun açık-devre olduğu bir durum düşünülmektedir. Bu şartlar altında statorun açık devre gerilimi, makina hızı ve uyarma akımı tarafından belirlenen bir değerde sabit kalacaktır.

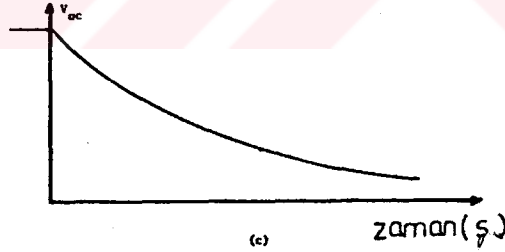
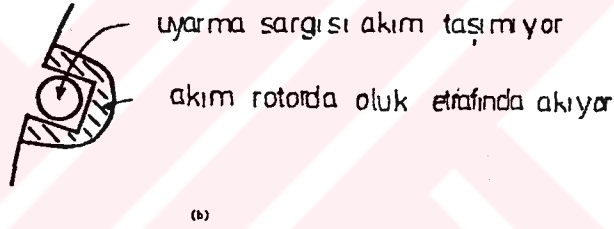
Şekil 3.7a'da yukarıda belirtilen şartlarda, makinada oluşan magnetik akı dağılımı gösterilmektedir. Akımların uyarma sargısından aktığı, rotor gövdesinden hiçbir akımın akmadığı görülmektedir. Uyarma akımının bir kesici tarafından ani olarak kesildiği düşünülürse, bu durumda rotorda hareket halinde olan akı da azalacaktır. Gerçekte makina üzerinde başka herhangi bir etki olmazsa, rotordaki akı halkalamaları uyarma akımının azalmasıyla birlikte azalacak ve neticede akı halkalaması minimum seviyeye düşecektir.

Gerçekte, rotor geçirgen özelliktedir, dolayısıyla, rotor gövdesindeki akımların harcadığı enerjideki oranın belirlediği bir oranda rotor gövdesi buna karşı

koyabilecek özelliğe sahiptir. O nedenle stator açık-devre gerilimi Şekil 3.7c'deki gibi azalmaktadır.



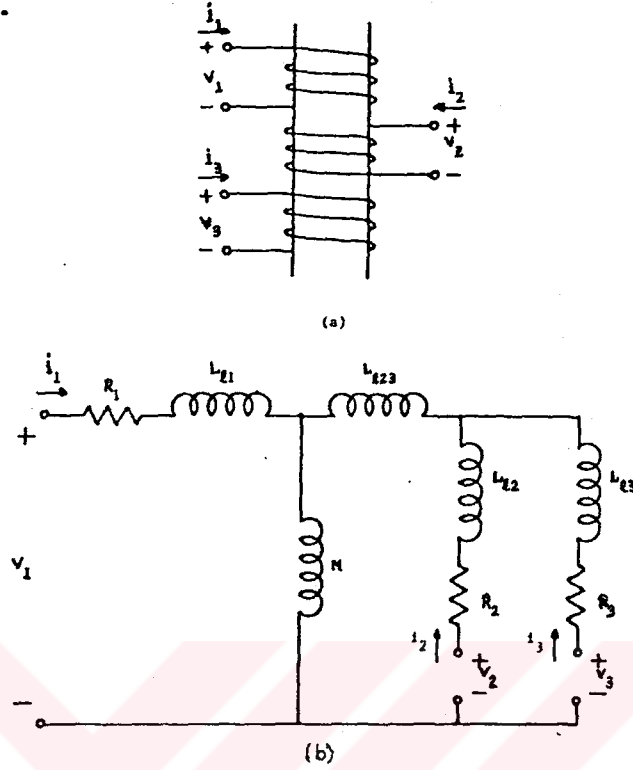
Şekil 3.7a) Çıkık kutuplu senkron makinada akı dalgaları.



- b) Uyarma sargısı akımının noksanlığında akım rotor gövdesinde oluk duvarları çevresinde akmaktadır.
- c) Açık-devre stator geriliminin zamana göre azalışı.

Yukarıda izah edilen bu durum üç fazlı transformatörle karşılaştırılabilir. Burada üç fazlı transformatörün birinci sargısı açık devredir ve bu sargı stator sargısına karşı gelmektedir. İkinci sargı uyarma sargısını temsil etmekte ve bir anahtar vasıtasıyla bir doğru akım kaynağından tahrik edilmektedir. Üçüncü sargı ise kısa devredir ve bu da masif rotor gövdesine karşılık gelmektedir. [12] [13].

Şekil 3.8'de üç sargılı transformatörün eşdeğer devresi gösterilmektedir.



Şekil 3.8.a) Üç sargılı transformatörün şematik gösterilişi.

b) Üç sargılı transformatörün eşdeğer devresi.

Başlangıçta, her bir sargıda sabit bir akı halkalaması mevcuttur. Generatörde olduğu gibi eğer ikinci sargıdaki akım ani olarak kesilirse, üçüncü sargıdaki akı halkalamasını yeteri derecede sağlayabilmek için üçüncü sargıda, bir akım akacaktır. Bu akım şu şekilde ifade edilmektedir.

$$i_3(t) = I_{30} e^{-t/\tau_3} \quad (3.2.55)$$

(3.2.55) eşitliğinde I_{30} , üçüncü sargıda akı halkalamasının meydana gelmesi için gerekli başlangıç akımıdır. T_3 ise üçüncü sargıda, sargının indüktans ve direnç oranından elde edilen zaman sabitidir.

Üç fazlı transformatörde akı halkalaması-akım ilişkisi şu şekilde yazılır.

$$\begin{bmatrix} \psi_1 \\ \psi_2 \\ \psi_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{11} & L_{12} & L_{13} \\ L_{12} & L_{22} & L_{23} \\ L_{13} & L_{23} & L_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \end{bmatrix} \quad (3.2.56)$$

(3.2.56) eşitliğinde 1 ve 2 sargılarının ortak indüktanslarının 1 ve 3 sargılarının ortak indüktanslarına eşit olduğu kabul edilirse (3.2.56) eşitliği aşağıdaki gibi olur.

$$\begin{bmatrix} \psi_1 \\ \psi_2 \\ \psi_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{11} & M & M \\ M & L_{22} & M_{23} \\ M & M_{23} & L_{33} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_1 \\ i_2 \\ i_3 \end{bmatrix} \quad (3.2.57)$$

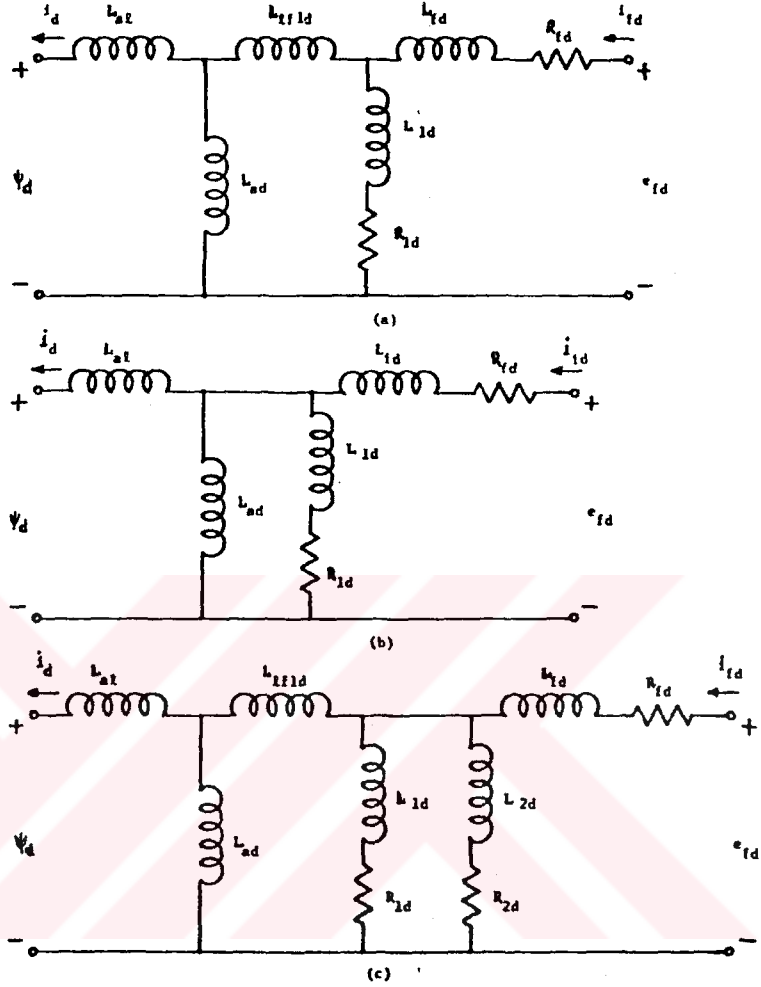
Şekil 3.8b'deki eşdeğer devre modeli (3.2.57) eşitliğinden elde edildiği gibidir. Bu devrede gösterilmiş olan kaçak indüktanslar aşağıdaki gibi tanımlanmıştır.

$$\begin{aligned} L_{\ell 1} &= L_{11} - M \\ L_{\ell 23} &= M_{23} - M \\ L_{\ell 2} &= L_{22} - L_{\ell 23} - M \\ L_{\ell 3} &= L_{33} - L_{\ell 23} - M \end{aligned} \quad (3.2.58)$$

(3.2.59) eşitliklerinde bütün karşıt (ortak) indüktansların eşitlenmesi genelde mümkün değildir. O nedenle $M_{23}=M$.

Netice olarak üç sargılı transformatör ile masif rotorlu generatör arasında kuvvetli bir benzerlik vardır [12]. Bu benzerlikten hareketle masif rotorlu generatörün boyuna eksenine ilişkin eşdeğer devre modeli Şekil 3.8'deki gibi elde edilebilir. Burada "1d" indisli elemanlar masif rotor gövdesini ifade etmektedir. 1d çıkık kutuplu generatörün amortisör sargısıyla ilgili olduğundan genel olarak "amortisör sargısı" olarak adlandırılır.

Üç sargılı transformatörde olduğu gibi Şekil 3.9'da gösterilen eşdeğer devre modelinde amortisör ve uyarma sargıları arasında kaçak indüktans elemanı $L_{\ell f1d}$ vardır. Genellikle bu indüktansın ihmal edilebileceği kabul edilmektedir. Aynı zamanda d eksenini üzerindeki sargıların kendi aralarında da eşit bir karşıt indüktansın varlığı



- Şekil 3.9.a) İki rotor sargılı d eksen eşdeğer devre modeli.
- b) İki rotor sargılı uyarma kaçak elemanı için amortisörsüz d eksen eşdeğer devre modeli.
- c) Üç rotor sargılı d eksen eşdeğer devre modeli.

kabullenilmektedir. Şekil 3.9b, bunu göstermektedir. Bu eşdeğer devre modeli daha yaygın bir biçimde kullanılmaktadır. [12]. Gerçekte, bu yaklaşım genel olarak doğru sayılamaz. Çünkü yalnızca stator büyüklüklerinin modellenmesi ile ilgilenildiği durumlarda, $L_{\ell f1d}$ indüktansı dikkate alınmaz. Fakat uyarma devresindeki büyüklükler inceleme konusuysa, yapılan modellemenin çalışma kabiliyetini

doğrudan etkiler. Şekil 3.9a'dan akı halkalamaları-akım ilişkileri şu şekilde yazılabilir.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_{fd} \\ \psi_{ld} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_d & L_{ad} & L_{af} \\ L_{ad} & L_{fd} & L_{fld} \\ L_{ad} & L_{fld} & L_{ld} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_d \\ i_{fd} \\ i_{ld} \end{bmatrix} \quad (3.2.59)$$

Aynı şekilde, uç gerilim denklemleri de aşağıdaki gibi olur.

$$v_d = -R_a i_d + \frac{d\psi_d}{dt} - \omega_m \psi_q \quad (3.2.60)$$

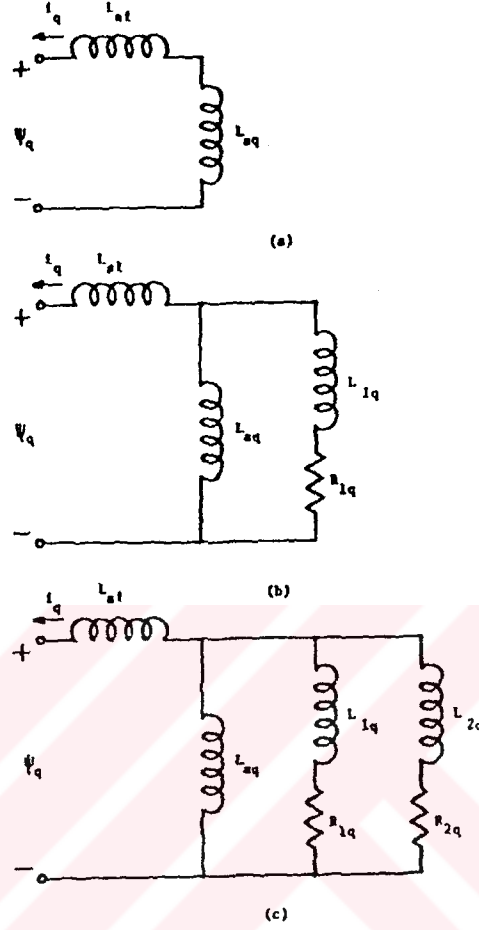
$$e_{fd} = R_{fd} i_{fd} + \frac{d\psi_{fd}}{dt} \quad (3.2.61)$$

$$v_{ld} = 0 = R_{ld} i_{ld} + \frac{d\psi_{ld}}{dt} \quad (3.2.62)$$

Burada açıkça görülmektedir ki, tasarlanan masif rotor gövdesi gösterilişi basitleştirilmiş bir tek devre gibidir. Bununla birlikte tecrübeler göstermiştir ki, çoğu durumlarda bu gösteriliş analiz için doğruluk değerine sahiptir. O nedenle Şekil 3.9a ve b'deki eşdeğer devre modelleri boyuna eksen gösterilişi için kullanılabilirler. Bu modeller, hem geçici (uyarma sargısı) ve hem de alt-geçici (amortisör sargısı) etkileri içermektedir.

Benzer bir yaklaşımla, bazı şartlar altında, masif rotor gövdesinin tek bir amortisör sargısı gibi gösterilişinin yapılamıyacağını düşünmek doğru değildir. Bu gibi durumlarda modellemede birtakım ek, yardımcı sargılar da bulunabilir. Örneğin Şekil 3.9c'de üç rotor sargılı bir gösteriliş kullanılabilmektedir. Benzer şekilde rotor gövdesini bir, iki, üç veya daha fazla sargılarla enine-eksen- de tasarlıyabilmek Şekil 3.10'da yapıldığı gibi mümkün olabilmektedir.

Rotor gövdesindeki sargılar kendiliklerinden kısa devre olduklarından ve gerçekte fiziksel olarak ölçülebi- lecek akım ve gerilimlere sahip olmadıklarından, kaçak karşıt indüktansları ihmal etmek mümkündür. Bu ihmal yu- karıdaki-devrelerde hem Şekil 3.9c ve 3.10'daki eşdeğer



Şekil 3.10a) Rotor sargıları içermeyen enine eksen eşdeğer devre modeli.

- b) Bir rotor sargılı enine eksen eşdeğer devre modeli.
- c) İki rotor sargılı enine eksen eşdeğer devre modeli.

devrelerde yapılmıştır.

Turbo-generatör modellemesinde görülmüştür ki eşdeğer devre modelleri gittikçe karmaşık hale gelmiştir. Bu karmaşık tasarımı yapılan modellerde hassasiyet ve doğruluk güvencesi yoktur. Gerçek bir turbo-generatörde çalışma sırasında ölçülebilecek sonuçlarla, daha az karmaşık ve daha gerçekçi modeller elde etmek daha gerçekçi bir yaklaşım olabilir [12][13]. Bunun için birçok neden vardır. Bunlardan bir tanesi, eşdeğer devre modelleri

tasarlanılırken bir dizi varsayım yapılmıştır. Bu varsayımlardan bazıları şunlar olmuştur.

1. mmf ve akı dağılımlarında harmonikler ihmal edilmiştir.
2. Model geliştirme aşamasında rotor ve stator demirinde oluşacak olan lineer olmayan etkenler dikkate alınmamıştır.
3. Rotorda eddy akımları ve difüzyon gerçeği, eşdeğer rotor sargılarıyla gösterilmemiştir.

Modellemeler sırasında dikkate değer diğer bir gerçek de şudur. Verilen veya oluşturulan herhangi bir modelde gerçek parametre değerlerini hesaplayabilmek oldukça güçtür. Bunun nedeni de bu parametrelerin elde edilmesinde hassas ölçümler yapabilecek deneylerin tanımlanmamasıdır. Diğer bir önemli konu da, tasarlanan model gerçek dünyadaki modeli veremediğinden, modelden elde edilecek parametre değerlerinin gerçeği yansıtıp yansıtmadığı da en doğru ölçümlerde bile belli değildir.

Netice olarak herhangi bir modelin deney neticeleri gerçeğe cevap verebilecek ve modellemeyi yönlendirecek bilgiler olmalıdır. Turbo generatör modellemesinin amacı, çalışılacak değişik durumlar için istenilen neticeleri elde edebilecek modelleme yöntemlerini geliştirmektir. Bazı şartlarda enerji sistemi için basit makina modelleri yeterli olabilir, fakat bazı karmaşık sistemlerde hassas parametrelere sahip olabilecek karmaşık makina modelleri de gerekebilir.

3.3. Senkron Makina Modellerinin Sınıflandırılması

Senkron makina modelleri, makinadaki rotor sayısı dikkate alınarak sınıflandırılırlar. Gerçekte, senkron makinelerde, rotordaki elektrik devrelerinin sayısı enine eksen ve boyuna eksen için üç'ü geçmez [14] [15]. Kararlılık analizinde kullanılan senkron makina modelleri sınıflandırılması IEEE çalışma grubunca yapılan araştırmalardan sonra uygun görülmüş ve kullanılmıştır [14] [15] [16].

Tablo 3.1'de bu sınıflandırma yapılmıştır.

Tablo 3.1: Kararlılık analizinde kullanılan senkron makina modellerinin sınıflandırılması.

q eksen d eksen	AMORTİSÖRSÜZ	BİR AMORTİSÖRLÜ	İKİ AMORTİSÖRLÜ	ÜÇ AMORTİSÖRLÜ
Sabit akı Halkalaması	MODEL 0.0	-	-	-
Yalnızca uyarma sargısı	MODEL 1.0	MODEL 1.1.	MODEL 1.2	MODEL 1.3
Uyarma sargısı +1 Amortisör	MODEL 2.0	MODEL 2.1	MODEL 2.2	MODEL 2.3
Uyarma sargısı +2 Amortisör	MODEL 3.0	MODEL 3.1	MODEL 3.2	MODEL 3.3

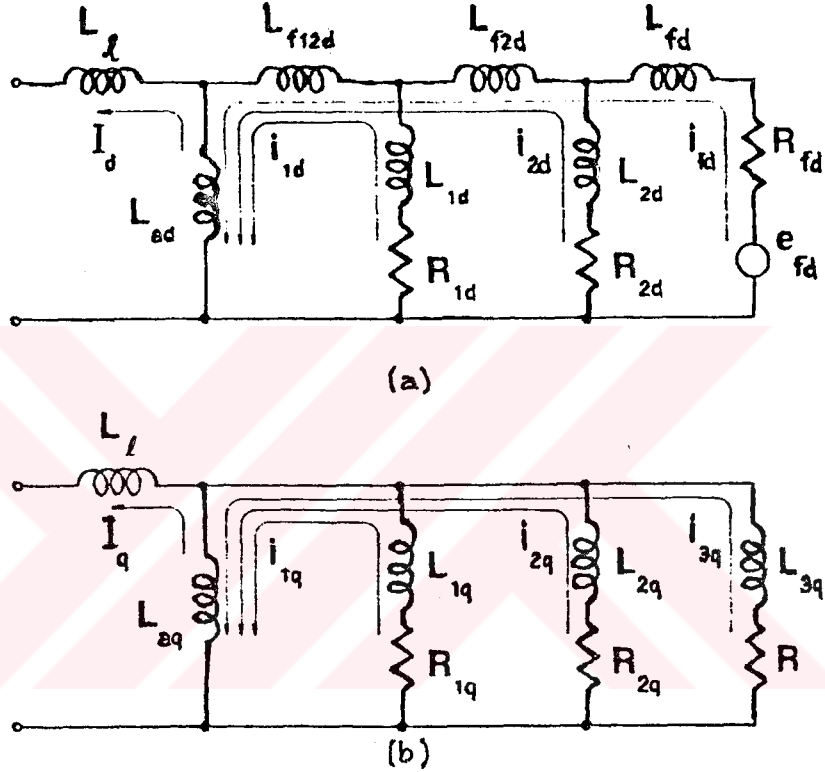
Tablo 3.1'de modeller önlerindeki iki rakamlı sayıyla tanıtılmaktadır. Birinci sayı boyuna eksende uyarma sargısı da dahil rotor eşdeğer devrelerinin sayısını göstermekte, ikinci rakam ise enine eksende rotor devrelerinin sayısını belirtmektedir.

Model 0.0 olarak tanıtılmış olan senkron makina modeli, sıkça kullanılan "Klasik Model" dir. Bu modelde rotorun hiçbir ekseninde tanımlı rotor devresi ve amortisör devresi yoktur. Netice olarak Şekil 3.3'de gösterilişi yapılan eşdeğer devreye sahiptir. Öyleki bu devrede klasik senkron makina, sabit gerilim gerisinde sabit bir reaktans ile temsil edilmektedir. Model 1.0 da ise rotor üzerinde yalnızca bir uyarma sargısı vardır ve uyarma devresi denklemi şu şekildedir.

$$\frac{d\psi}{dt} = W_o (e_{fd} - i_{fd} R_{fd}) \quad (3.3.1)$$

Kararlılık çalışmalarında kullanılan en karmaşık senkron makina modeli, Model 3.3 diye sınıflandırılan,

rotor boyuna ekseninde (d eksenı) bir uyarma devresi ve iki amortisör devresi, enine ekseninde (q eksenı) de üç amortisör devresi bulunan modeldir. Amortisör devreleri masif rotor yüzeyinde, dişlerde, oluklarda ve varsa amortisör çubuklarında indüklenen akımlara karşılık olarak yerleştirilmiştir. Kararlılık çalışmalarında oldukça sık kullanılan bu model Şekil 3.11'de gösterilmiştir.



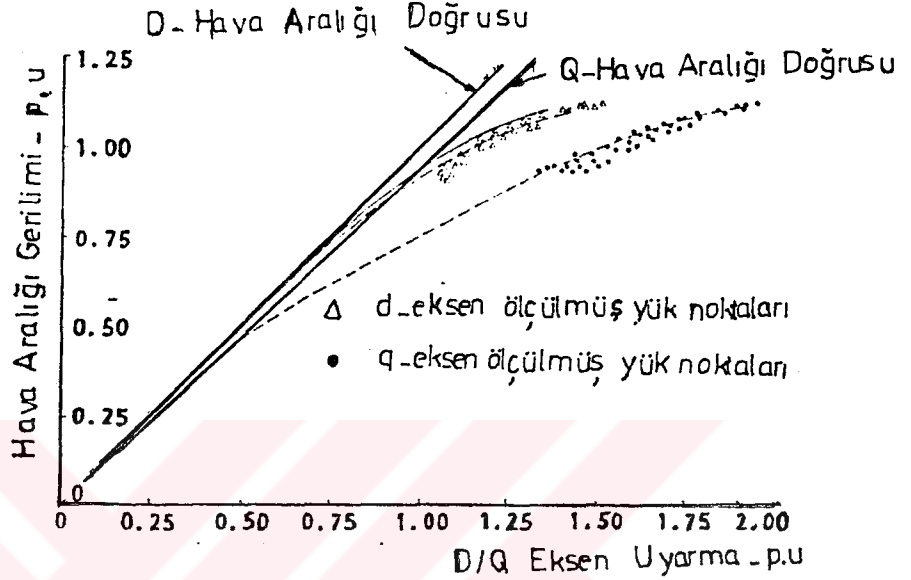
Şekil 3.11. Model 3.3. Senkron Makina Modeli

a) Boyuna eksen (d eksenı) eşdeğer devresi.

b) Enine eksen (q eksenı) eşdeğer devresi

L_{f12d} ve L_{f2d} stator, rotor ve uyarma sargıları arasında eşit olmayan karşılıklı indüktansları göstermektedir. Bu senkron makina modelinde doyumun etkisi L_{ad} ve L_{aq} indüktans değerlerini değiştirmek suretiyle görülebilir. Deneyler göstermiştir ki enine eksen devresinde oluşan doyma, boyuna eksen devresinde oluşan doyma'dan oldukça fazladır [17][18]. Bu nedenle d ve q eksen devreleri için değişik doyum karakteristiklerinin gözönünde bulundurulması gerekmektedir. Boyuna ve enine eksen doyma

karakteristikleri tasarım bilgilerinden [18] ya da, sürekli çalışmada değişik uç gerilimlerinde uyarma akımı ve rotor açısının ölçülmesiyle elde edilebilir [17]. Şekil 3.12' de 500MW generatörden, sürekli çalışma şartlarında yapılan ölçümlerinden elde edilen doyma karakteristikleri görülmektedir.



Şekil 3.12. Ölçülmüş d ve q eksen doyma karakteristikleri.

Genellikle kararlılık analizinde her boyuna eksen rotor devresiyle armatür devresi arasındaki karşıt indüktans eşit kabul edilir. [18] nolu kaynakta (I.M.CANAY), eşit olmayan ortak karşıt indüktansların iki eşit karşıt indüktanslara nasıl dönüştürülebileceğini anlatmaktadır. (L_{f12d} ve L_{f2d} sıfıra eşittir) Fakat bu dönüştürme yalnızca lineer şartlarda geçerlidir. L_{ad} indüktansı doyuma göre değiştiğine göre, dönüştürülmüş eşdeğer devrede bütün elemanlar ve buna karşıt gelen rotor büyüklükleri de değişmelidir. Bu gerçek çoğu zaman modelleme sırasında dönüşüm sırasında dikkate alınmaz. Fakat gerçekte bu modellemede eşit olmayan karşıt indüktanslar dikkate alındığında L_{ad} indüktansının da fiziksel önemi ortaya çıkar. Böyle bir modelleme generatör denklemlerinde devrelerin akı halkaları gözönünde tutulduğunda kararlılık çalışmalarında verimli şekilde kullanılabilir.

Şekil 3.11'deki rotor devresi denklemleri aşağıda ifade edilmiştir.

$$\frac{d}{dt}(\psi_{rd}) = \omega_o R_d \underline{I}_{rd} - \underline{b} e_{fd} \quad (3.3.2)$$

boyuna eksen devrelerinde akı halkalamaları-akım ilişkisi de şu şekilde yazılır.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{ss} & L_{sr} \\ L_{rs} & L_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -I_d \\ I_{rd} \end{bmatrix} \quad (3.3.3)$$

Burada

$$\begin{aligned} \underline{\psi}_{rd} &= \begin{bmatrix} \psi_{fd} \\ \psi_{1d} \\ \psi_{2d} \end{bmatrix} & \underline{I}_{rd} &= \begin{bmatrix} i_{fd} \\ i_{1d} \\ i_{2d} \end{bmatrix} \\ \underline{R}_d &= \begin{bmatrix} R_{fd} & 0 & 0 \\ 0 & R_{1d} & 0 \\ 0 & 0 & R_{2d} \end{bmatrix} & \underline{b} &= \begin{bmatrix} \omega_o \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.3.4)$$

(3.3.3) eşitliğinde indüktans matrisleri de şu şekildedir.

$$\underline{L}_{rr} = \begin{bmatrix} (L_{ad} + L_{fd} + L_{f12d} + L_{f2d}) & (L_{ad} + L_{f12d} + L_{f2d}) & (L_{ad} + L_{f12d} + L_{f2d}) \\ (L_{ad} + L_{f12d}) & (L_{ad} + L_{1d} + L_{f12d}) & (L_{ad} + L_{f12d}) \\ (L_{ad} + L_{f12d} + L_{f2d}) & (L_{ad} + L_{f12d}) & (L_{ad} + L_{2d} + L_{f12d} + L_{f2d}) \end{bmatrix} \quad (3.3.5)$$

$$\begin{aligned} \underline{L}_{sr} &= \underline{L}_{rs}^T = [L_{ad} \ L_{ad} \ L_{ad}] \\ L_{ss} &= L_{ad} + L_1 \end{aligned} \quad (3.3.6)$$

Burada senkron makinaya ait denklemleri kararlılık analizi açısından uygun hale getirebilmek için stator akı halkalamaları ve rotor akımlarını, rotor akı halkalamaları ve stator akımı cinsinden ifade etmek gerekmektedir. Bu amaç için (3.3.3) eşitliği şu şekilde yeniden yazılabilir.

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ I_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{dd} & C_{dr} \\ C_{rd} & M_d \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -I_d \\ \psi_{rd} \end{bmatrix} \quad (3.3.7)$$

(3.3.3) eşitliğinde indüktans matrisi simetriktir. O nedenle (3.3.7) eşitliğindeki indüktans matrisinde de bu simetrilik sağlanacaktır.

(3.3.7) eşitliğinden I_{rd} akımları (3.3.2) eşitliğinde yerine konursa ve e_{fd} yerine uyarma çıkış gerilimi V_f yazılırsa d eksenindeki eşdeğer devrenin denklemi (3.3.8) deki gibi olur.

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}(\psi_{rd}) &= -\omega_o R_d (M_d \psi_{rd} - C_{rd} I_d) + \frac{b}{L_{adu}} (V_f R_{fd} / L_{adu}) \\ &= A_d \psi_{rd} + B_d \begin{bmatrix} I_d \\ V_f \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (3.3.8)$$

Benzer dönüşümler, enine eksen devreleri içinde yapıldığında (3.3.9) ve (3.3.10) eşitlikleri aşağıdaki gibi elde edilebilir.

$$\begin{bmatrix} \psi_q \\ I_{rq} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{qq} & C_{qr} \\ C_{rq} & M_q \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -I_q \\ \psi_{rq} \end{bmatrix} \quad (3.3.9)$$

$$\frac{d}{dt}(\psi_{rq}) = A_q \psi_{rq} + B_q I_q \quad (3.3.10)$$

(3.3.8) ve (3.3.10) denklemleri rotor akı halkalamaları durum değişkenleri kabul edildiğinde Model 3.3. senkron makina rotor devrelerini tanıtır. Bu denklemler nümerik integrasyon yöntemiyle çözülebilir. Uyarma gerilimi tahrik sistemi modelinden hesaplanabilir. Statordaki akım bileşenleri de devredeki devre ilişkilerinden hesaplanabilir. Salınım denklemi için gerekli olan hava boşluğu ataleti de şu şekilde yazılır.

$$\begin{aligned} T_g &= \psi_d I_q - \psi_q I_d \\ &= (P_e + I_t^2 R_a) \omega_o / \omega \end{aligned} \quad (3.3.11)$$

Stator devresi aşağıdaki denklemlerle ifade edilir.

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt}(\psi_d) &= \omega_o (V_d + \omega / \omega_o \psi_q + R_a I_d) \\ \frac{d}{dt}(\psi_q) &= \omega_o (V_q - \omega / \omega_o \psi_d + R_a I_q) \end{aligned} \quad (3.3.12)$$

Büyük ölçekli kararlılık çalışmalarında stator eşitlikleri şu nedenlerden dolayı ihmal edilirler.

a) Eğer statordaki geçici olaylar dikkate alınır, makina akımları sinüzoidal olmayacak ve iletim hatlarıyla, yüklerdeki geçici olaylar da incelemeye alınacaktır. Bu takdirde büyük ölçekli kararlılık analizleri pratik olmayacaktır.

b) Çok fazla arızalar genelde ard-arda meydana gelir. Öyleki bu arızalar önce tek faz arızaları olarak ortaya çıkar daha sonra da iki faz veya üç faz arızaları meydana gelir.

Eğer her bir faz, faz geriliminin gerilim dalgasının tepe noktasına ulaştığından dolayı hesaba katılırsa, arıza akımı 90° geri kalır ve bundan dolayı da sinüs dalgasının sıfırında başlayan bir sinüzoidal dalga gibi hareket eder. Böyle durumlarda, bir doğru akım bileşenine gerek duyulmaz. Kısa devre akımlarının salınımlarının kayıtları, faz akımlarındaki çok küçük bir d.c. düz bileşenini gösterir. Statordaki geçici olayların ihmal edilmesi d.c. düz bileşenin etkisini yok eder. Statordaki geçici etkilerin ihmal edilmesiyle, stator denklemleri cebirsel denklemler olarak şu şekilde yazılır.

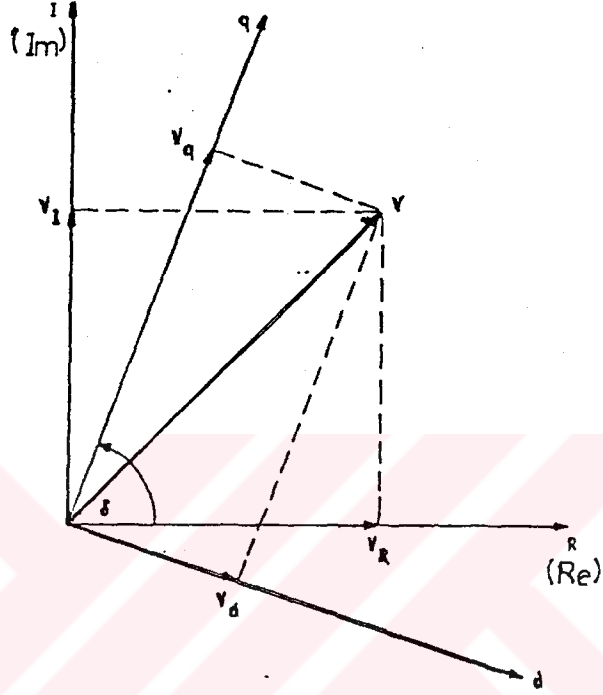
$$\begin{aligned} V_d &= -w/w_o \psi_q - R_a I_d \\ V_q &= w/w_o \psi_d + R_a I_q \end{aligned} \quad (3.3.13)$$

(3.3.7) ve (3.3.9) eşitlikleri kullanılarak ψ_d ve ψ_q terimleri stator akımları ve rotor akı halkalamaları cinsinden yazılabilir.

$$V_d = w/w_o (L_{qq} I_q - C_{qr} \psi_{rd}) - R_a I_d \quad (3.3.14)$$

$$V_q = w/w_o (-L_{dd} I_d + C_{dr} \psi_{rd}) - R_a I_q \quad (3.3.15)$$

Bilindiği gibi her bir makinanın referans eksenleri (d,q) makinanın rotoru ile birlikte döner. Birbirine bağlanmış şebekelerin denklemlerini çözebilmek için eşzamanlı senkron döner reel ve imajiner eksenleri (R ve I) kullanılır. d, q eksenleri ile (R,I) eksenleri arasındaki ilişkiler Şekil 3.13'de gösterilmiştir.



Şekil 3.13. R-I eksenleri ve d,q eksenleri arasındaki ilişkiler.

Aşağıdaki eşitlikler, değişkenleri bir referans yapısından başka bir referans yapısına dönüştüren değişken dönüşümlerini vermektedir.

$$\begin{aligned} V_R &= V_d \sin \delta + V_q \cos \delta \\ V_I &= -V_d \cos \delta + V_q \sin \delta \end{aligned} \quad (3.3.16)$$

Benzer şekilde

$$\begin{aligned} V_d &= V_R \sin \delta - V_I \cos \delta \\ V_q &= V_R \cos \delta + V_I \sin \delta \end{aligned} \quad (3.3.17)$$

(3.3.16)-(3.3.17) eşitliklerinde δ ; genel referans

yapısının reel ekseninin q eksenine yaptığı açıdır.

(3.3.16) ve (3.3.17)'de yapılan apsis dönüşümleri kullanılarak (3.3.14) ve (3.3.15)'deki stator denklemleri stator gerilim ve akımlarının reel ve imajiner bileşenleri cinsinden şu şekilde ifade edilir.

$$\begin{bmatrix} V_R \\ V_I \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -R_{RR} & X_{RI} \\ -X_{IR} & -R_{II} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_R \\ I_I \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E_R \\ E_I \end{bmatrix} \quad (3.3.18)$$

Burada;

$$E_R = w/w_o (C_{dr} \psi_{rd} \cos \delta - C_{qr} \psi_{rq} \sin \delta)$$

$$E_I = w/w_o (C_{dr} \psi_{rd} \sin \delta + C_{qr} \psi_{rq} \cos \delta)$$

$$R_{RR} = w/w_o (L_{dd} - L_{qq}) \sin \delta \cos \delta + R_a$$

$$R_{II} = w/w_o (L_{qq} - L_{dd}) \sin \delta \cos \delta + R_a$$

$$X_{RI} = w/w_o (L_{dd} \cos^2 \delta + L_{qq} \sin^2 \delta)$$

$$X_{IR} = w/w_o (L_{dd} \sin^2 \delta + L_{qq} \cos^2 \delta)$$

L_{dd} ve L_{qq} indüktansları d ve q eksenindeki "alt-alt geçici" indüktanslarıdır. Eğer "alt-alt geçici çıkıklık" ihmal edilirse öyleki $L_{dd}=L_{qq}$

$$R_{RR} = R_{II} = R_a$$

$$X_{RI} = X_{IR} = X'' = w/w_o L_{dd}$$

Bu durumda "alt-alt geçici çıkıklığın" ihmal edildiği şartlarda E_R ve E_I , $R_a - jX''$ empedansı gerisindeki gerilimin reel ve sanal bileşenleri olarak gözönüne alınabilirler.

(3.3.13) eşitliği, şebeke analizinde hesaba katmak için uygun bir şekilde makina stator akımı ve makina stator gerilimi arasındaki ilişkileri verir ki bu ilişkilerden herhangi bir kararlılık programında istifade edilebilir.

Yukarıda en gelişmiş senkron generatör için verilen model oldukça geneldir ve bütün generatör modelleri için uygulanabilir. Senkron makina modellerinin sınıflandırılması yapılırken diğer modeller için de analiz yöntemi aynıdır. Örneğin Model 2.1'de iki boyuna eksen ve bir de enine eksen rotor devresi söz konusudur. Bu modelde A_d ve B_d matrisleri 2×2 ve A_q ve B_q matrisleri de 1×1 elemente sahiptirler.

Senkron makina modelleri sınıflandırılırken bu makinaların analizleri geleneksel klasik yöntemlerden çok büyük farklılıklar göstermiştir. Makina parametreleri için kullanılan geleneksel bilgiler geçici ve alt-geçici reaktanslar (indüktanslar) ile zaman sabitleridir. Bu bilgiler geleneksel yöntemde ya üretici firmanın vermiş olduğu bilgiler ya da kısa, devre testlerinden elde edilmişlerdir.

Klasik teoride, reaktans ve zaman sabitleriyle ilgili üretici firmaların vermiş olduğu bilgiler birtakım varsayımlara dayandırılmıştır [19][20];

$$\text{Geçici peryotta } R_{1d} = R_{2q} = \infty$$

$$\text{Alt-geçici peryotta } R_{fd} = R_{1q} = 0$$

Buna ek olarak, boyuna eksenindeki rotor devresi ile stator devreleri arasındaki karşıt indüktanslar eşit kabul edilmiş ve alt-alt geçici parametreler dikkate alınmamıştır. Bu varsayımlarla, geçici, alt-geçici indüktans ve zaman sabitlerine göre d eksenindeki devrelere ilişkin eşitlikler aşağıdaki gibi elde edilmişlerdir,

$$L_{fd} = L_{ad} (L_d' - L_1) / (L_d - L_d')$$

$$L_{1d} = (L_d' - L_1) (L_d'' - L_1) / (L_d' - L_d'')$$

$$R_{fd} = (L_{ad} + L_{fd}) / \omega_o T_{do}'$$

$$R_{1d} = (L_{1d} + L_d' - L_1) / \omega_o T_{do}''$$

Senkron makina denklemlerini reaktans ve zaman sabitlerine göre ifade etmek mümkündür. Fakat, dikkat edilmesi gerekir ki bu parametre değerleri doyma etkisine göre değişirler.

Klasik yöntemde, senkron makina modellemesi sırasında yapılan varsayımlar önemli oranda hataya sebebiyet vermektedir [18] [21] [22].

Senkron makina modellemesinin karmaşıklığı hesaplama verimi düşürür. Rotor devrelerinin sayısı arttıkça durum değişkenleri üzerinde önemli bir etkiye sahip olmaz. Fakat zaman sabitlerindeki değerlerin azalışı çok doğrulukta bir yaklaşım yapan daha küçük bir integrasyon adımını gerektirir.

Ontario Hydro 'da yürütülen kararlılık çalışmalarında integrasyon adımlarında sınır değerleri uyarma kontrol projeleri için yüksek frekans bantları uygun görülmüştür. 0.01-0.02 saniye arasındaki integrasyon adım aralığı gelişmiş generatör ve uyarma sistemleri için uygun bulunmuştur [15].

Büyük ölçekli kararlılık çalışmalarında, senkron makina modellerinin geliştirilmesi geleneksel modeller dikkate alındığında kararlılık konusuna şu önemli yenilikleri getirmiştir.

a) Rotor devreleri senkron makina modellerinde her eksen için üç adet eşdeğer devreyle temsil edilebilmiştir.

b) Boyuna eksen, stator, uyarma ve rotor gövdesindeki devreler arasında eşit olmayan karşıt indüktanslar tanımlanmış ve bunlar modellemede yer almıştır.

c) Enine eksenin doyma etkisi daha doğru ölçümlerde hesaba katılmıştır.

Daha sonra değişik araştırmacılar tarafından simülasyon çalışmalarında yukarıda sayılan bu önemli katkılar,

güç sistemlerinin dinamik yeteneğine doğruluk sağladığı anlaşılmıştır. Aynı zamanda geliştirilmiş model'den hareketle, simülasyonla daha basit modellerin elde edilmesi daha kolay hale gelmiştir.

Ayrıca bütün bu çalışmaların gerek hesaplama ve gerekse ekonomik olarak geleneksel modeller kadar verimli olduğu görülmüştür.

Bundan sonra yapılacak iş, senkron makina modellerinde çeşitli deney yöntemleriyle senkron makina parametrelerini elde etmek, bunları makina modellerinde klasik olarak geleneksel yöntemlerle elde edilen parametre değerleriyle karşılaştırmak ve gerçek bir senkron makina modellemesi gündeme getirmektir.

BÖLÜM 4.

SENKRON MAKİNA PARAMETRELERİNİN ELDE EDİLMESİ İÇİN YAPILAN ÇALIŞMALAR

Bu ayırtta, senkron makina parametrelerinin elde edilmesi için günümüze kadar yapılan "standart fabrika deneyleri" anlatılacak ve örnekler verilecektir. Bilindiği gibi şimdiye kadar, senkron makina parametrelerinin eldesi için yapılan çalışmalar, klasik deney metodlarına dayanmaktaydı. Bu deneyler, açık devre doyma karakteristiği, senkron empedans eğrisi ve üç fazlı ani kısa devre yöntemleriydi. Burada, ilk önce bu deneylerden boyuna eksen parametrelerinin eldesi için yapılmış olan çalışmalar anlatılacak, daha sonra da bugün yaygın olarak kullanılmakta olan frekans cevabı deney yöntemleri anlatılacaktır. Bu bölümün sonunda deney yöntemlerindeki gelişmeler ışığında deneylerden, senkron makina modeli elde edilmesi tanıtılacaktır.

4.1. Makina Modellemesinde Deneylerin Rolü

4.1.1. Northfleet Deneyleri

1969 yılında İngiltere'de Northfleet enerji üretim merkezinde bir dizi deneyler gerçekleştirilmiştir. 120MW'lık silindirik rotorlu generatör, tahrik altında, maksimum yükte çalıştırılmış ve generatör ile büyük yüklü tüketim merkezleri zayıf bir iletim hattı ile beslenmiştir. Bu deney sırasında, değişik şiddetli tahrik seviyeleriyle 6 deney yapılmıştır. Değişik zaman aralıklarında generatör yakınlarında arıza meydana getirilmiş, generatör türbin ve tahrik sistemindeki performansa ilişkin bilgiler elde edilmiştir [23].

Bu deneylerden güdülen amaç, belirtilen şartlar altında, makinanın ve sistemin performansı için değişik simülasyon yöntemlerini gündeme getirmek ve araştırmacıları

bu doğrultuda yönlendirmektir. Northfleet deneylerine, dünyanın birçok ülkesinden araştırmacılar davet edilmiş ve onlara yapılan deneylerle birlikte bu deneylerden elde edilen neticeler sunulmuştur. Bu araştırmacılar daha sonra sistemin performansına ilişkin beklentilerinin neler olduğunu ayrı ayrı açıklamışlardır. Bu deneyler neticesinde enine eksen parametrelerinin çok hassas ölçülerde olduğu tespit edilmiş ve bazı araştırmacılar kendi simülasyon yöntemlerinde elde ettikleri verilere göre bir takım iyileştirmeler yapmışlardır.

4.1.2. NPCC Çalışmaları

Northfleet deneylerinden sonra "generatör modellemesi" üzerinde yapılan çalışmalar hız kazanmıştır. Bu çalışmalardan bir tanesini "Kuzey-Doğu Güç Koordinasyon Konseyi"ne bağlı "Sistemlerin Dinamik Simülasyon Yöntemleri" adı altında oluşturulan çalışma komitesi yapmıştır [23]. Bu çalışma komitesi, değişik makina modellerinin darbelere karşı simüle edilmiş cevaplarını incelemişler ve elde ettikleri bulguları hassas diye kabul edilen "Benchmark Modeli"ne göre kıyaslamışlardır. Elde ettikleri esasa ilişkin neticeler aşağıdaki başlıklar altında toplanmıştır.

1. Makina modellemesinde doğru ve hassas neticeler elde edebilmek için çoğu zaman makina modellerine ilişkin veri seçimi makina modellerinin karmaşıklığından daha önemli olmaktadır.

2. Çalışmalar sırasında seçilen makina modeline ilişkin parametre bilgilerinin iyileştirilebilir olması makina tasarımına hassasiyet getirmiştir. İyileştirilen veriler konsey araştırmacılarına verilen ve referans olarak seçilmiş olan makina-modelinin frekans cevaplarından türetilmiştir.

3. Makinanın elektriksel kısmına ait verilerde büyük ve ani değişimlere maruz kalan sistemde uygulanan deneyler daha değişik şiddette ve türden darbelere maruz kalabilecek başka bir sisteme uygulayabilmek yeterli

olmayabilir.

Yukarıda anlatılan amaçlara uygun bir başka muhtemel yöntem de stator akımı ve uyarma gerilimi bozucularına, makina akıllarının cevabını tanımlayan parametreler ya da uygun transfer fonksiyonları türetmek için "frekans cevap"ı deney yöntemlerinin kullanımıyla elde edilebilmesidir.

4.1.3. Ontario Hydro Araştırmaları

Generatörler için daha uygun modellerin tanımlanması gerektiği Ontario Hydro'da ortaya atılmıştır. Bu gereksinimin ortaya çıkmasının nedeni, hidrolik generatörlerin kararlılık yeteneklerini arttırabilmek için ilk önce kontrollü doğrultucu uyarma devrelerine ihtiyaç duyulmasıdır. Makina milindeki hız değişimlerinden dolayı generatörden algılanan işaretler generatör ve tahrik sisteminin kararlılığında kullanılmıştır. Bu konu, turbo-alternatörler için de ele alındığında aynı şekilde hız stabilizasyon yöntemleri denenmiş ve mil üzerindeki dönüşten dolayı oluşan döndürme kuvvetleri makul seviyeye düşürülmüştür. Bu problemi analiz etmekteki güçlüğü, makinaya ait uygun bir modellemenin mevcut olmamasından kaynaklandığı sonucuna varılmıştır.

Ontario Hydro'da yapılan araştırmalar neticesinde, frekans cevabı tekniklerinin (öyleki bu yöntemlerle değişik frekanslarda alan tahriğindeki işaretler modüle edilmektedir) makinanın boyuna eksen ve enine eksen parametrelerinin elde edilmesinde daha iyi neticeler verebildiği ve özellikle bu makinelerde enine eksen parametrelerine ilişkin bilgilerin, üretici firmaların makina parametrelerine ilişkin verdikleri bilgilerden daha sağlıklı olabileceği görülmüştür [23].

4.1.4. Frekans Cevabı Deneyleri

Frekans cevabı teknikleri, kontrol sistemi uygulamalarındaki elektriksel bileşenleri matematiksel olarak tanımlamak için uzun yıllardır kullanılagelmıştır. Böylece

frekans cevabı testleri senkron makinalar için de genişletilerek, gelişigüzel şartlar altında değişen bir güç sisteminde, normal olarak bağlanmış bir generatörün özel cevapları elde edilebileceği düşünülmüştür.

Frekans cevabı testlerinde, yük altında çalışmakta olan senkron makinaya değişik türden ve şiddette giriş işareti uygulanmıştır. Yük altında makinanın frekans cevabını almak için yapılan testte "gürültü" problemiyle karşılaşmıştır. Test sırasında makinalar tam yük altında çalıştırılmadığından veya boşa çalıştırıldığından ve de milin dönüşünden dolayı mil üzerinde oluşan döner kuvvetlerden dolayı değişik frekanslarda salınımlar üretildiğinden bu test ekonomik bulunmamıştır.

Öte yandan makinaya ait parametre değerlerinin sabit frekans cevabı ölçümlerinden elde etmek cesaret verici olmuştur. Bundan hareketle stator sargısı düşük güçlü işaretle beslenmiş, rotor kısa veya açık devre haline getirilmiş ve stator fazlarından birine 90° olacak şekilde dik olarak yerleştirilmiştir. Bu durumda, değişik frekanslarda statordaki empedans değerlerinin değişimi izlenmiştir. Neticede sabit frekanslarda frekans cevabı test yöntemlerinin doğru cevaplar verdiği sabit frekanslarda bu yöntemin güvenli olduğu ve aynı testlerin fabrikalarda veya atölyelerde bakım işlemleri sırasında yapılabileceği kabul edilmiştir.

Makina yükte çalışırken Δe_d (boyuna eksendeki gerilim farkları) veya Δe_q (enine eksendeki gerilim farkları) gerilimlerinde Δi_d (boyuna eksen devresindeki akım farkları) ve Δi_q (enine eksen devresindeki akım farkları) akımlarının ölçülmesiyle işlemsel indüktanslar da hesap edilmiştir. Makina yüksük halde çalıştırılırken işlemsel indüktanslar, statorda ölçülen işlemsel stator empedansları dikkate alınarak da hesaplanması mümkündür.

Stator ve rotor arasındaki transfer fonksiyonların elde edilmesi bu yöntemlerle olanaklıdır.

İşlemsel indüktansı transfer fonksiyonları, ölçülen genlikteki büyüklüklere yaklaşık olarak 1972'de yeniden geliştirildi.

Frekans cevabı modellerinin ANSI tarafından elde edilen kararlılık parametreleriyle karşılaştırıldığında canlı testlerle kayıt edilmiş sonuçlar ve sayısal simülasyonlardan elde edilen neticeleri uyum içerisinde olduğu görülür [23].

Bu netice ilk olarak 1973 yılında IEEE Trans.Vol. PASS93 p.767'de Dandeno ve Kundur tarafından yayınlanmıştır [23][24].

Makina modellerinin iyileştirilmesinde ve geliştirilmesinde yapılan çalışmalarda, esas ilerlemenin çoğu Ontario Hydro'da ortaya çıktı. Bununla birlikte Northfleet deneyleri ve NPCC çalışmaları, kararlılık çalışmalarında kullanılabilecek bilgilerin doğruluğunun diğer modellerin ayrıntıları kadar önemli olduğunu göstermiştir. Bu özellikle uygun kararlılık bilgisinin elde edilmesinin mevcut olmadığı pratik deneylerdeki enine eksen devrelerine ait bilgilerin sağlanmasında başarılı olmuştur.

Her iki d ve q eksenlerindeki devrelerin parametrelerinin elde edilmesinde pratik ve güvenli yöntemler geliştirilmiş ve bu yöntemler endüstride, kullanıcıya büyük kolaylıklar sağlanmıştır..

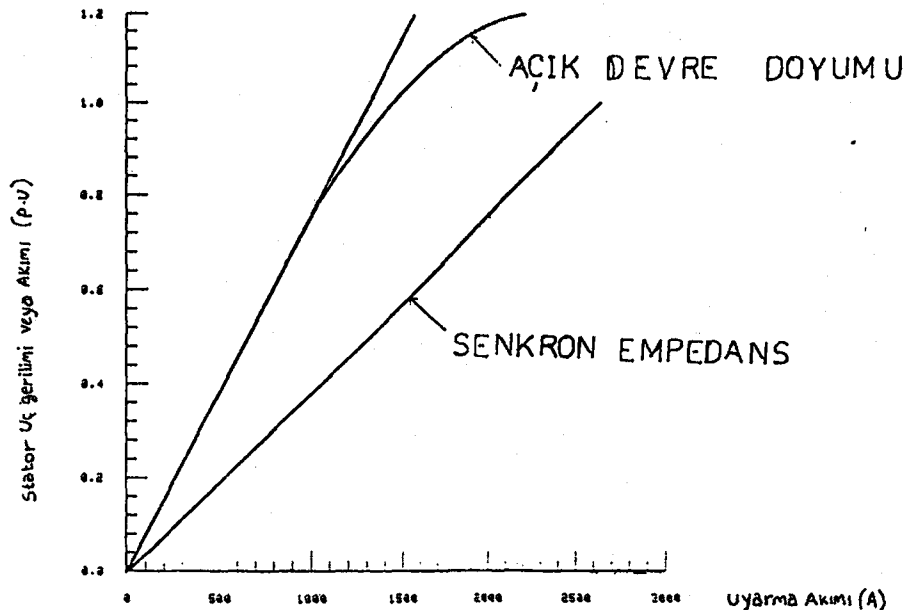
Netice olarak frekans cevabı yöntemlerinden elde edilen sonuçlarla makinanın analitik olarak tasarlanması mümkün olmuştur.

4.2. Sürekli Çalışmada Fabrika Deneyleri

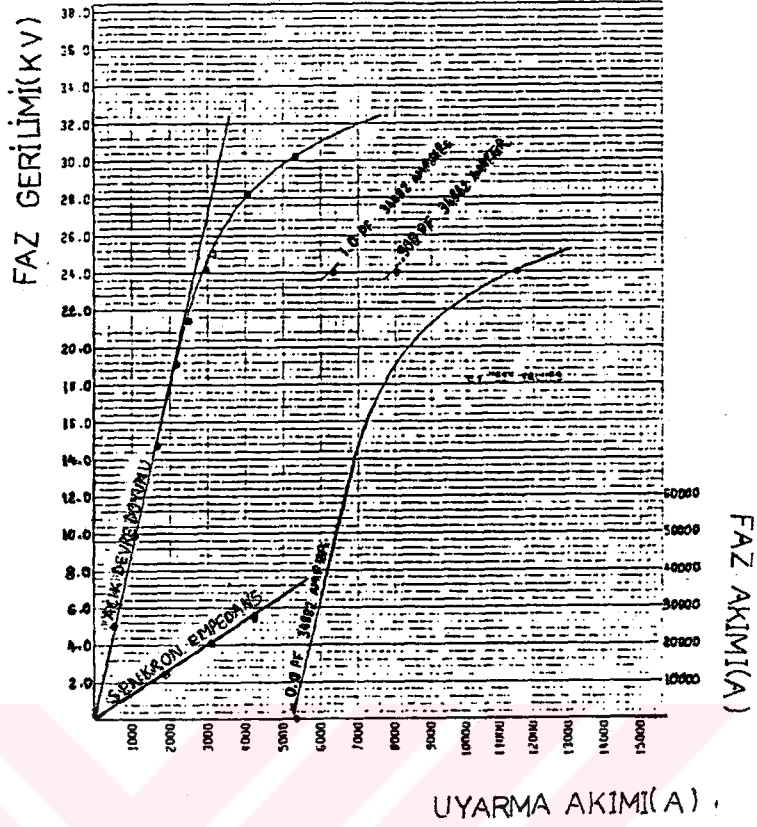
4.2.1. Açık Devre Doyma Eğrisi

Açık devre doyma eğrisi; stator uçlarının açık devre edildiği ve uyarma sargısının tahrik edildiği oranlanmış (nominal) hızda denemeye tabi tutulan makinanın çalıştırılmasıyla elde edilir. Uyarma akımına karşı düşen uç gerilimi stator uçlarında yaklaşık %120 oranlanmış gerilime uygun olacak bir değer için genellikle sıfırdan başlayarak değiştirilen uyarma akımına göre değeri kaydedilir. Bu senkron generatörde bu eğri 0.8-0.9 p.u.'in altındaki gerilim değerleri için düz bir doğruyu temsil eder. Bu doğru "hava aralığı doğrusunu" elde etmek için de kullanılabilir. 0.8-0.9 p.u. değerlerinin üstündeki gerilimlerde, akı yoğunluğu (özellikle rotor ve stator dişlerindeki akı yoğunluğu) stator akı halkalamasındaki orantılı artıştan daha az üretilen rotor-ampere sarımlarındaki bir artışın ve doyma seviyesinin yukarısındadır. Açık devre doyma eğrisi, ölçülmüş değere uygun olan önceden tespit edilen uyarmanın kontrolü için bir tek yol olduğundan makina tasarımcısı için çok önemlidir.

Bu deney, boyuna eksen senkron reaktansı olan X_d değerinin hesaplanmasında çok yararlıdır. Şekil 4.1 ve 4.2 yüksüz doyma karakteristiklerini göstermektedir.



Şekil 4.1. Buharlı Turbin-Generatör için Açık devre doyma ve senkron empedans eğrileri.



Şekil 4.2. Westinghouse Electric Corporation, hesaplanmış doyma eğrileri deney değerleri. Hidrojen-İç soğutmalı türbin generatör için 1450MVA, 0,9 PF, 24 kV, 34882 Amper 3 faz, 60 Hz.

4.2.2. Kısa Devre Doyma Eğrisi

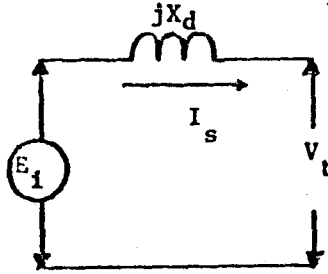
Kısa devre doyma eğrisi veya "Senkron empedans eğrisi" uyarma sargısının tahrik edildiği ve stator uçlarının kısa devre edildiği nominal bir hızda denenen makinanın çalıştırılmasıyla elde edilir. Uyarma akımına karşı olan stator akımı; yaklaşık nominal akımını oluşturacak bir değer için genellikle sıfırdan başlayarak, değiştirilen uyarma akımının değerleri için kaydedilir. Stator kısa devre edildiğinden makina açık devre karakteristiklerinin durumundan daha düşük bir akı yoğunluğunda çalışmaktadır. Bu nedenle, genellikle akımın oranı ölçüldüğünde, kısa devre karakteristiği "düz bir doğru" olmaktadır.

4.2.3. "Senkron Reaktans" X_d 'nin Hesaplanması

Boyuna eksen senkron reaktansı X_d ; sürekli çalışma durumunda, bir senkron generatörün boyuna ekseninde tanımlı eşdeğer reaktansıdır. X_d , stator öz ve karşıt indüktanslarının bir lineer bileşenleri cinsinden de hesaplanabilir [25]. Genelde boyuna eksen direnci, boyuna eksen senkron indüktansından daha küçük genlik mertebelerinde olduğundan senkron reaktans ile senkron empedans genellikle eşit kabul edilir. Senkron reaktans stator açık devre durumundayken uyarma akımının endüklediği "iç gerilim" ile uç gerilimi arasındaki eşdeğer reaktans olarak düşünülebilir. Dolayısıyla Şekil 4.3'deki eşdeğer devrenin gözönüne alınmasıyla, açık devre ve kısa devre "Doyma Eğrilerinden" bulunabilir.

Stator uçlarının kısa devre edilmesiyle stator akımı I_s olarak ölçülür. Uyarma akımının aynı değeri için açık devre uç gerilimi V_t veya (E_1) olarak ölçülür. Senkron reaktans böylece şu şekilde hesap edilir.

$$|X_d| = \frac{|V_t|}{|I_s|} \quad (4.2.3.1)$$



Şekil 4.3. Sürekli halde boyuna eksen için eşdeğer devre.

Senkron reaktans uygun biçimde aşağıdaki gibi birim değeri (p.u) cinsinden de bulunabilir [22].

"Senkron reaktansın doymamış değeri, birim değerli stator akımındaki (kısa devre eğrisinden) uyarma akımının hava aralığı doğrusu da nominal gerilimdeki (açık devre eğrisinden) uyarma akımına oranıdır"

Örnek olarak Şekil 4.1'de 1. p.u'lik stator akımında, uyarma akımı 2650(A) dır. 1. p.u'lik hava aralığı gerilimindeki uyarma akımı 1300 (A) olarak ölçülmüştür. Bu durumda

$$X_d = \frac{2650}{1300} = 2.038 \text{ p.u}$$

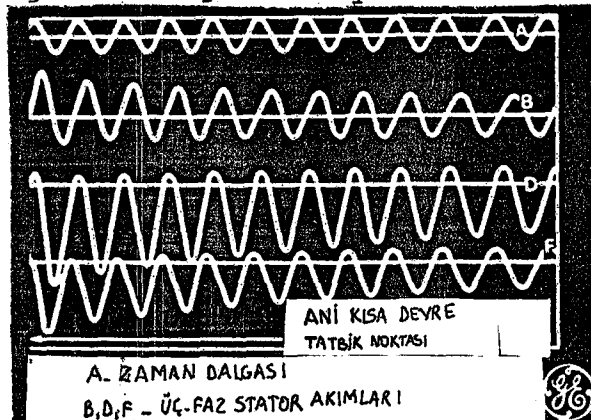
Şekil 4.2'den istifade edilerek böyle bir hesaplama yapılırsa, 1.p.u'lik stator akımı için uyarma akımı 5300 (A) dır. 1.p.u'lik hava aralığı gerilimi için uyarma akımı 2600(A) dır. Öyleyse

$$X_d = \frac{5300}{2600} = 2.038 \text{ p.u}$$

4.3. Ani Kısa-Devre Deneylerinden Senkron Makina Parametrelerinin Tesbiti.

4.3.1. Ani Kısa-Devre Deneyi

Üç fazlı ani kısa devre deneyi, stator uçlarının başlangıçta açık devre edildiği senkron hızla çalıştırılan makinanın ilk işlemesi ile yapılır. Daha sonra bir d.c. gerilimi uyarma sargısına tatbik edilir. Hız ve uyarma gerilimi mümkün olduğu kadar sabit değerde tutulur. Stator kısa devre edilir ve bir osiloskoptan 3 fazlı stator akımının eğrileri elde edilir. Şekil 4.4 böyle bir üç faz kısa devre durumunda osiloskopta görülen eğrileri yansıtmaktadır.

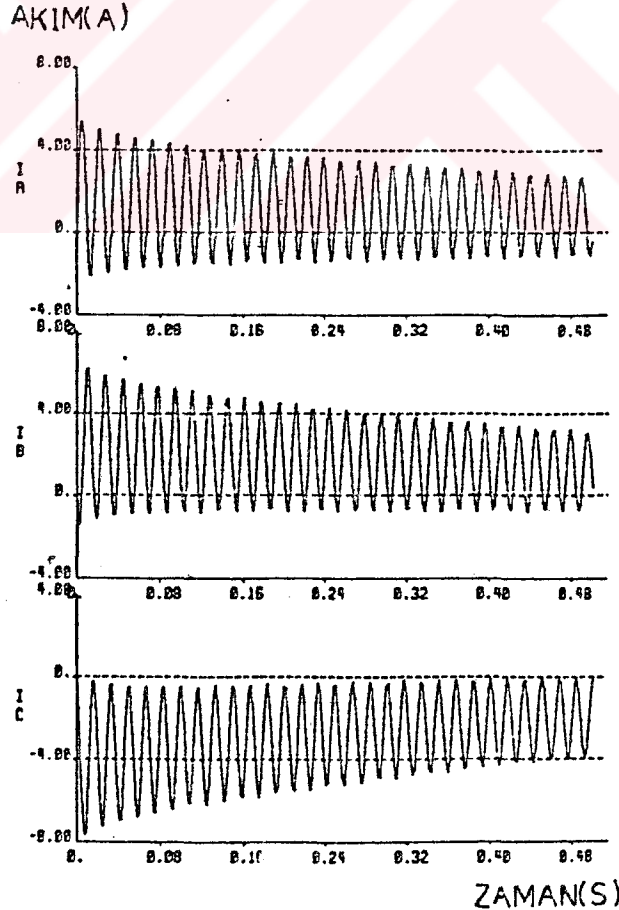


Şekil 4.4. Üç faz kısa devre deneyinde osiloskopta görülen stator gerilim ve akımları.

Akımlar sürekli çalışma durumuna ulaşabilsin diye deneyin birkaç saniye içerisinde tekrarlanması mümkün olmaktadır.

4.3.2. "Boyuna Eksen Parametrelerinin" Hesaplanması

Senkron makina parametrelerinin elde edilmesinde en yaygın olarak kullanılan metod, kaynak [25]'da anlatılmaktadır. Bununla birlikte bu metotla parametrelerin belirlenmesinde daha önceden kabul edilmiş senkron makina modeli kullanılmaktadır. Öyleki bu model, iki zaman sabitli boyuna ve enine eksen gösterilişidir. (yani 2. dereceden bir sistem sözkonusudur) Bu deney, bir örnekle en iyi şekilde açıklanabilir. Yüksüz ve nominal gerilimden bir üç-fazlı kısa devrenin bilgisayar simülasyonundan, faz akımları elde edilmiştir. Şekil 4.5, böyle şartlar altındaki faz akımlarını göstermektedir.



Şekil 4.5. Yüksüz üç fazlı kısa devre deneyinde bilgisayar simülasyonundan elde edilen üç faz akımları.

Şekil 4.5'den her faz akımının, bir alternatif ve bir de doğru akım bileşeninden oluştuğu görülmektedir. Kısa devre deneyi yüksüz şartlarda yapıldığından, akımın enine eksen başlangıç bileşeni yoktur ve akımın simetrik bileşeni; kısa devre akımı-d.c. düz akımı aşağıdaki ifadeyle gösterilir.

$$I = \frac{E}{X_d} + \left(\frac{E}{X_{d'}} - \frac{E}{X_d} \right) e^{-t/T_{d'}} + \left(\frac{E}{X_{d''}} - \frac{E}{X_{d'}} \right) e^{-t/T_{d''}} \quad (4.3.2.1)$$

Yukarıda anlatılan örnekte bilgisayar programında giriş değerleri aşağıdaki değerlerde alınmıştır.

$$E = 1.0 \text{ p.u}$$

$$X_{d''} = 0.25 \text{ p.u}$$

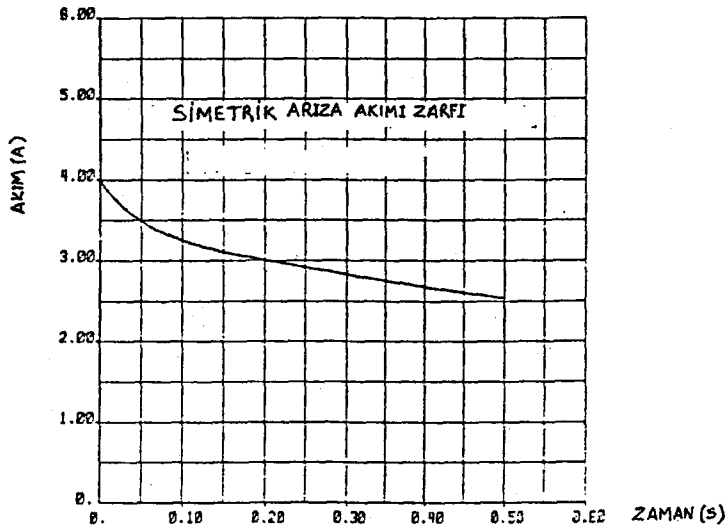
$$X_{d'} = 2.0 \text{ p.u}$$

$$T_{d'} = 1.5 \text{ saniye}$$

$$X_d = 0.3 \text{ p.u}$$

$$T_{d''} = 0.05 \text{ saniye}$$

Daha sonra bilgisayar simülasyonu ile elde edilen Şekil 4.5'de, her bir fazın faz akımı doğru akım düz bileşeninden çıkarılır ve simetri akımların ortalaması elde edilir. Faz akımlarının ortalama işleminden sonra elde edilen zarf Şekil 4.6'da gösterilmiştir.



Şekil 4.6. Kısa devre faz akımlarının ortalamasından elde edilen zarf şekli.

4.3.3. Geçici Reaktansın (X_d') Hesaplanması

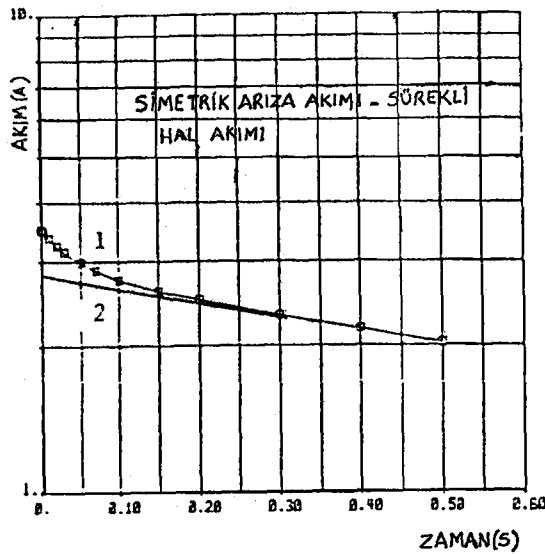
Geçici reaktans X_d' (4.3.2.1) denkleminde elde edilebilir. T_d'' genelde T_d' den küçük olduğundan bu eşitlikte alt-geçici bileşeni belirten üçüncü terim birkaç devirden sonra ihmal edilebilir. Eğer sürekli haldeki akım değeri (ki bu değer 0.5 amper şekilden elde edilmiştir) (4.3.2.1) denkleminde belirtilen koşullar altında simetrik arıza akımlarından çıkarılırsa şu ifade bulunur.

$$I - I_{\text{sürekli hal}} = \left(\frac{E}{X_d'} - \frac{E}{X_d} \right) e^{-t/T_d'} \quad (4.3.3.1)$$

Bu denklem kısa devre uygulamasından birkaç devir sonra sözkonusu ihmallere elde edilmiştir. Öyleki burada alt-geçici terim ihmal edilmiştir. (4.3.3.1) denkleminin logaritması alındığı zaman aşağıdaki ifade elde edilir.

$$\ln(I - I_{\text{sürekli hal}}) = \ln\left(\frac{E}{X_d'} - \frac{E}{X_d}\right) e^{-t/T_d'} \quad (4.3.3.2)$$

Yarı-logaritmik düzlemde (4.3.3.2) denklemi, düz bir doğru denklemini göstermektedir. Şekil 4.7'de simetrik arıza akımı-sürekli hal akımı görülmektedir. Akımın geçici haldeki bileşeni Şekil 4.7'de eğrinin düz kısmından geriye doğru gidildiğinde $t=0$ için 2.8 p.u. bulunur.



Şekil 4.7. Simetrik Arıza Akımı-Sürekli Hal Akımı ilişkisini gösteren grafik.

Bu durumda geçici reaktans X'_d şu şekilde hesaplanır

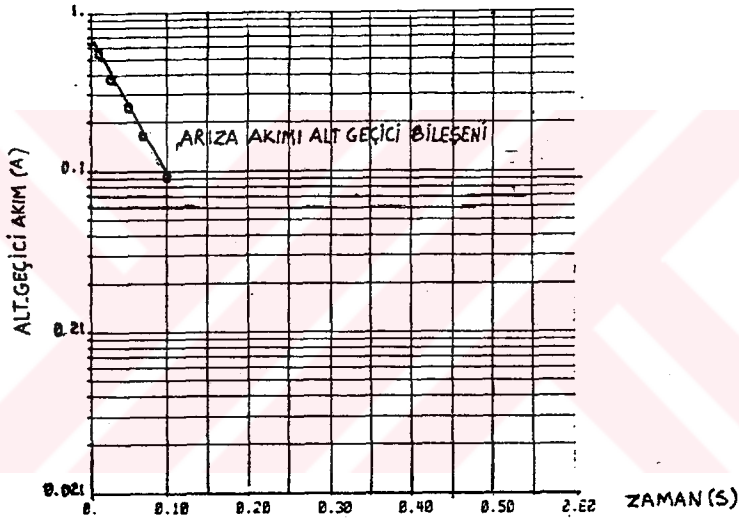
$$\frac{1}{X'_d} = 2.8 + 0.5$$

$$X'_d = 0.303 \text{ p.u}$$

4.3.4. Alt-Geçici Reaktansın (X''_d) Hesaplanması

Alt-geçici reaktans da benzer şekilde hesaplanır.

(4.3.2.1) denkleminde geçici ve sürekli hal bileşenleri içeren terimler çıkarılır. Yani Şekil 4.7'de 1 eğrisinden- 2 numaralı eğri çıkarılır, elde edilen eğri yarı-logaritma kağıdına çıkarılır ve böylelikle Şekil 4.8'de elde edilen bir doğru bulunur.



Şekil 4.8. Arıza akımının alt geçici bileşeni.

Başlangıç arıza akımı şu şekilde hesaplanır.

$$I_0 = I_{\text{sürekli hal}} + I_{\text{geçici}} + I_{\text{alt-geçici}} \quad (4.3.4.1)$$

$$I_0 = 0.5 + 2.8 + 0.68 = 3.98 \text{ p.u}$$

(4.3.2.1) denkleminde $t=0$ için

$$I_0 = \frac{E}{X'_d} \quad X''_d = \frac{E}{I_0} = \frac{1}{3.98} = 0.251 \text{ p.u}$$

4.3.5. Boyuna Eksen Geçici Zaman Sabitinin (T'_d) Hesaplanması

Boyuna eksen geçici zaman sabiti Şekil 4.7'nin eğiminden bulunabilir. Bir zaman sabiti süresinde akım $1/2$ ye düşecek veya başlangıç değerinin 0.368 'ine azalacaktır.

Örnekte 0.5 saniye içinde geçici hal akımı 2.8 p.u değerinden 2.0 p.u değerine düşmüştür. Bu durumda

$$\frac{2.0}{2.8} = e^{-0.5/T_d'} \quad \ln(0.714) = -\frac{0.5}{T_d'}$$

$$T_d' = 1.486 \text{ saniye}$$

4.3.6. Boyuna-Eksen Alt-Geçici Zaman Sabitinin (T_d'') Hesaplanması.

Boyuna eksen alt-geçici sabitide benzer şekilde hesaplanır. Şekil 4.8'den alt-geçici akımın 0.68 başlangıç değerinden 0.1 saniyelik zaman periyodunda 0.09 p.u değerine düştüğü görülmektedir. Öyleyse T_d'' şu şekilde hesap edilir.

$$\frac{0.09}{0.68} = e^{-0.1/T_d''} \quad \ln(0.132) = -\frac{0.1}{T_d''}$$
$$T_d'' = 0.049 \text{ saniye}$$

Senkron makina parametrelerinin elde edilmesi için yapılan deneylerden, simülasyon programında elde edilen parametre değerlerine yakın değerlerin hesaplandığı görülmektedir. Fakat enine eksen büyüklüklerinin bu yöntemlerle ölçülememesi ve ayrıca doyma etkisinin ihmalıyla bu parametrelerin doğruluğu sınırlıdır. O nedenle, enine eksen parametrelerinin de hesap edilebildiği daha gerçekçi yöntemlerin geliştirilmesi şarttır [22].

4.4. Durağan Frekans Cevabı Deneylerinden Senkron Makina Parametrelerinin Belirlenmesi

Durağan haldeki generatör deneyleri; düşük deney akımlarıyla yapılan bir dizi frekans cevapları ölçümlerinin değerlendirilmesinden ibarettir. Bu yöntemin en çekici özelliği, deneye tabi tutulan makinada deneyler sırasında hasar ihtimalinin olmaması ve senkron makina parametrelerinin hem boyuna eksen ve hem de enine eksen için elde edilmesidir [25].

4.4.1. Durağan Frekans Cevabı Deneylerinin Önemi:

Bir senkron generatör için elektrik parametrelerinin tam bir grubu, 4 transfer fonksiyonu ve bir de stator sargısı kaçak indüktansından oluşmuştur. Generatör rotoru hareketsiz iken ölçülen bu dört transfer fonksiyonları şunlardır:

$$Z_{afo}(s) = \frac{\Delta e_{fd}(s)}{\Delta i_d(s)} \quad (4.4.1.1)$$

Stator sargısını uyarılması ve uyarma devresinin açık devre edilmesi ile.

$$G(s) = \frac{\Delta i_{fd}(s)}{s \Delta i_d(s)} \quad (4.4.1.2)$$

$$Z_d(s) = \frac{-\Delta e_d(s)}{\Delta i_d(s)} \quad (4.4.1.3)$$

Stator sargısının uyarılması ve uyarma devresinin kısa devre edilmesi ile.

$$Z_q(s) = \frac{-\Delta e_q(s)}{\Delta i_q(s)} \quad (4.4.1.4)$$

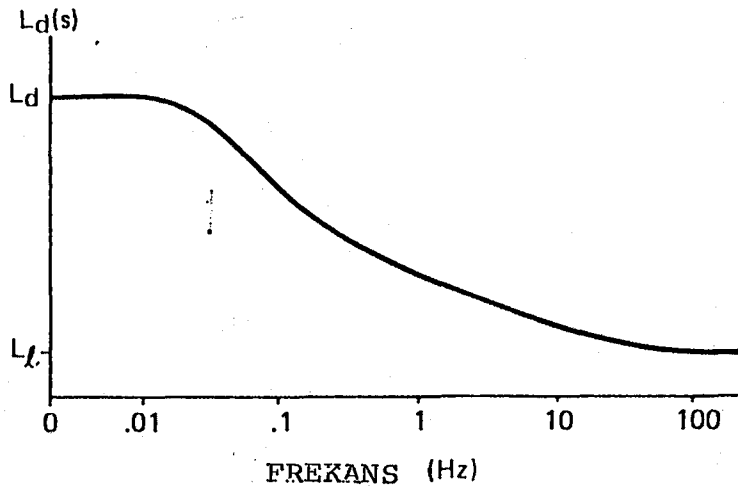
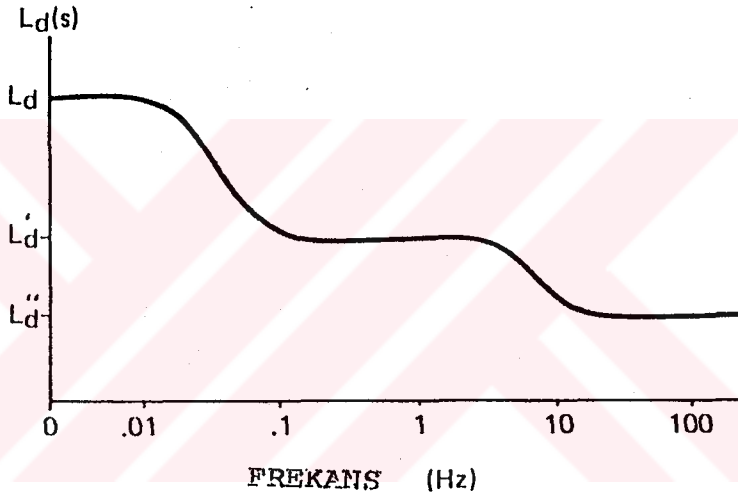
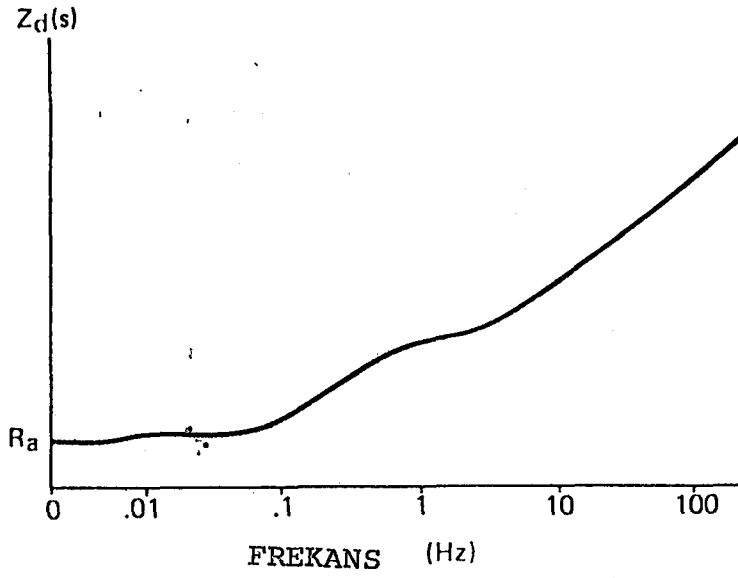
Stator sargısının uyarılmasıyla $Z_{afo}(s)$ stator ve uyarma sargıları arasındaki sarım sayılarının oranını hesaplamak için kullanılır. $G(s)$ uyarma veya stator sargılarında değişen akımların diğer sargılar üzerindeki etkiyi gösterir. $G(s)$ tasarım ve bütünleyici kontrollerde, örneğin güç sistemi dengeleyicileri olarak (öyleki bu dengeleyiciler uyarma gerilimi düzeltilmesinde kullanılmaktadır) enerji sisteminde generatör dışında meydana gelen bozucular neticesinde uyarma akımının belirlenmesinde kullanılacaktır.

$Z_d(s)$ ve $Z_q(s)$ stator uçlarında görülen frekans domeninde, senkron generatörün boyuna ve enine eksen empedanslarıdır. Şekil 4.9'da Yuvarlak ve çıkık kutuplu senkron makina için tipik $Z_d(s)$ eğrileri görülmektedir.

Stator dirençlerinin işlemsel empedanslarından çıkarılmasıyla boyuna ve enine eksen işlemsel indüktansları sırasıyla şu şekilde bulunur.

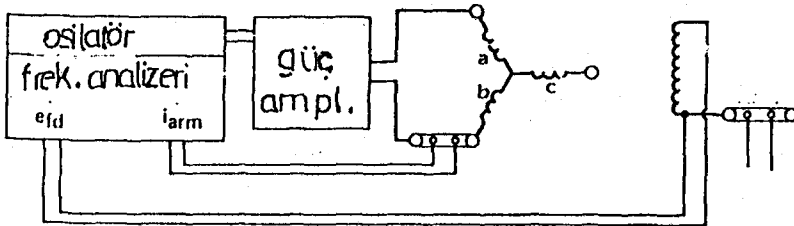
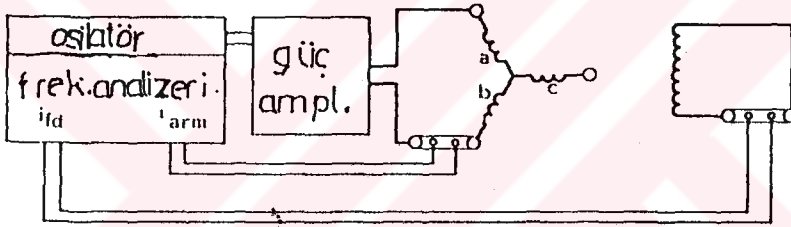
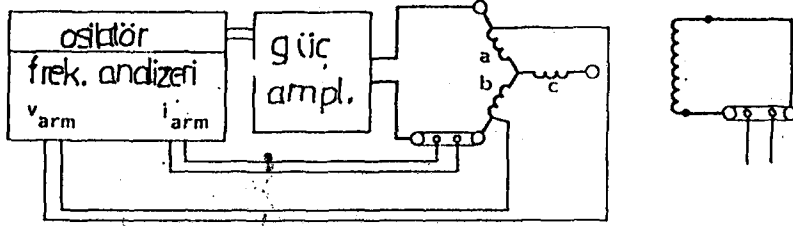
$$L_d(s) = \frac{Z_d(s) - R_a}{s} \quad (4.4.1.5)$$

$$L_q(s) = \frac{Z_q(s) - R_a}{s}$$



Şekil 4.9.a) Boyuna eksen işlemsel empedans eğrisi
b) Hidrolik generatör (çıkık kutuplu) için boyuna eksen işlemsel indüktans eğrisi
c) Yuvarlak kutuplu makinalarda boyuna eksen işlemsel indüktans eğrisi.

Burada R_a stator sargısının bir fazına ilişkin dc direncidir ve $s=j\omega$ dır.

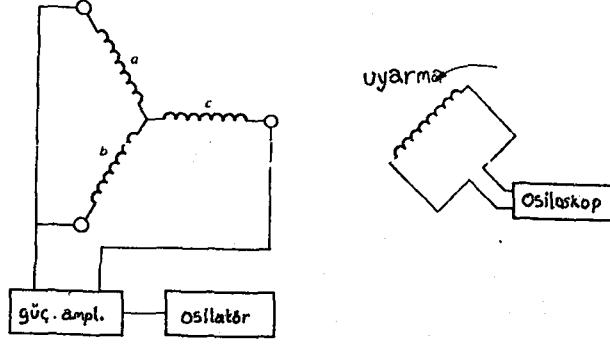


Şekil 4.10. Boyuna Eksen Ölçüm Düzeni

- a) $Z_d(s)$ ölçümü
- b) $\frac{\Delta i_{fd}(s)}{\Delta i_{arm}}$ ölçümü
- c) $\frac{\Delta e_{fd}}{\Delta i_{arm}}$ ölçümü

4.4.2. Boyuna Eksen Deneyleri

Boyuna eksen deneylerinden amaç durağan frekans cevabı yönteminden senkron generatörün boyuna eksen parametrelerini belirleyen $L_d(s)$, $G(s)$ ve Z_{afo} 'in ölçülmesidir. Bunun için Şekil 4.10(a)'daki ölçüm düzeni kurulur.



Şekil 4.11. Boyuna eksen deneyinde Rotorun konumlandırılması.

Şekil 4.11'de osilatör 100 Hz'de kuvvetlendiriciyi sürmektedir. Uyarma sargısında indüklenen uyarma gerilimi de bir osiloskop vasıtası ile izlenmektedir. Osiloskop ekranında görülen indüklenmiş uyarma gerilimi sıfırlanınca-ya kadar generatör rotoru yavaşça döndürülür. Bu noktada, uyarma sargısının magnetik eksenini boyuna eksen deneyleri için kullanılacak olan a ve b fazlarının seri bağlantısına bağlıdır. Boyuna eksen işlemsel empedansı $Z_d(s)$ 'i ölçmek için Şekil 4.10a'daki düzen kullanılır. Güç kuvvetlendirici çıkışı şönt ölçü aleti içinden stator sargısının a ve b uçlarına bağlanır. Uyarma sargısı kısa devre edilir. V_{arm} ve I_{arm} işaretleri ölçü aletine bağlanır. Burada $Z_{armd}(s)$ ölçülür. Bu ölçüm 100 Hz frekans bandı aralığında kademe, kademe yapılır. $Z_{armd}(s)$ 'in ölçümüyle birlikte boyuna eksen işlemsel indüktansı hesaplanabilir.

$$Z_{armd}(s) = \frac{\Delta V_{arm}(s)}{\Delta I_{arm}(s)} \quad (4.4.2.1)$$

$$Z_d(s) = \frac{1}{2} [Z_{armd}(s)] \quad (4.4.2.2)$$

$$L_d(s) = \frac{Z_d(s) - R_a}{s} \quad (4.4.2.3)$$

$$R_a = \frac{1}{2} \lim_{s \rightarrow 0} [Z_{armd}(s)]$$

Burada

$Z_{armd}(s)$: iki stator terminali arasında ölçülen işlemsel empedans

$\Delta V_{arm}(s)$: iki stator terminali arasında ölçülen gerilimin değişimi

$\Delta i_{arm}(s)$: stator akım değişimi

$Z_d(s)$: boyuna eksen işlemsel empedansı

$L_d(s)$: boyuna eksen işlemsel indüktansı

R_a : stator d.c. direnci

Burada frekans domeninde $Z_d(s)$ eğrisinin değişimi çizilebilir. Bu eğri Şekil 4.9a'daki gibi olacaktır. $G(s)$ transfer fonksiyonunu ölçmek için Şekil 4.10b'de ölçüm düzeni kullanılır. Belirtilen frekans değerleri arasında $\Delta i_{fd}(s)/\Delta i_{arm}(s)$ ölçümleri elde edilir. Sonra her frekans değeri için transfer fonksiyonu şu şekilde hesaplanır.

$$G(s) = \frac{1}{s} \left[\frac{\Delta i_{fd}(s)}{\Delta i_d(s)} \right] = \frac{1}{s} \left[\frac{3}{2} \right] \left[\frac{\Delta i_{fd}(s)}{\Delta i_{arm}(s)} \right] \quad (4.4.2.4)$$

$\Delta i_{fd}(s)$: uyarma akımındaki değişim

$\Delta i_d(s)$: boyuna eksen stator akımındaki değişim

Deneyin sonunda, stator, uyarma sargısı arasındaki transfer empedansı $Z_{afo}(s)$ ölçümü için, uyarma sargısı açık konumuna getirilir. i_{fd} ve i_{arm} işaretleri ölçü aletine bağlanır ve $\Delta e_{fd}(s)/\Delta i_{arm}(s)$ değişimleri belirli frekans aralıklarında (0-100 Hz) ölçülür. Bu ölçümler neticesinde $Z_{afo}(s)$ şu şekilde bulunur.

$$Z_{afo}(s) = \frac{\Delta e_{fd}(s)}{\Delta i_d(s)} = \frac{3}{2} \left[\frac{\Delta e_{fd}(s)}{\Delta i_{arm}(s)} \right] \quad (4.4.2.5)$$

4.4.3. Enine Eksen Deneyleri

Enine eksenindeki ölçümlerin yapılabilmesi için generatör rotoru yavaşça döndürülür. Uyarma sargısının magnetik eksenini ile faz sargılarında a ve b fazları arasındaki açı 90° olduğu zaman deney gerçekleştirilir. V_{arm} ve i_{arm} işaretleri ölçü aletine bağlanır ve $\Delta V_{arm}(s)$, $\Delta i_{arm}(s)$ değişimleri gözlenir. 0-100 Hz frekans bandındaki $Z_{armq}(s)$ ölçülür. Buradan da boyuna eksen işlemsel indüktansı s-domeninde şu şekilde hesaplanır.

$$Z_{armq}(s) = \frac{\Delta V_{arm}(s)}{\Delta i_{arm}(s)} \quad (4.4.3.1)$$

$$Z_q(s) = \frac{1}{2} [Z_{armq}(s)] \quad (4.4.3.2)$$

$$L_q(s) = \frac{Z_q(s) - R_a}{s} \quad (4.4.3.3)$$

$Z_{armq}(s)$: iki stator terminalleri arasında ölçülen (q deneyleri için) işlemsel empedans

$Z_q(s)$: enine-eksen işlemsel empedansı

4.5. Frekans Cevabı Deney Sonuçlarından Senkron Makina Modellerinin Türetilmesi

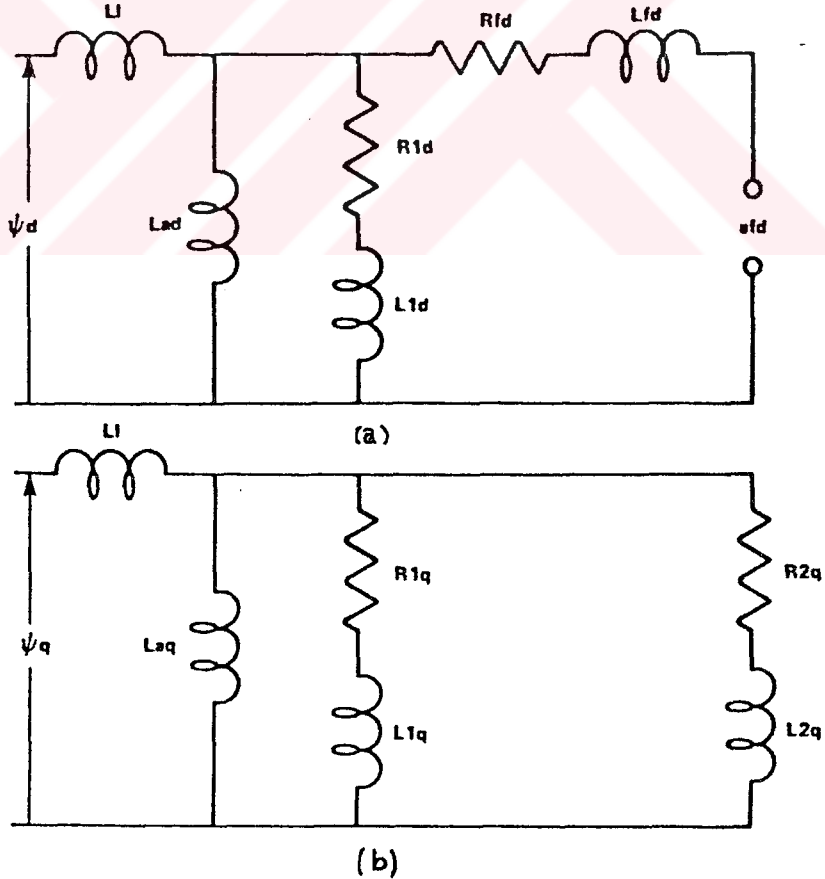
Durağan frekans cevabı deneylerinde frekans domeninde yapılan ölçümler neticesinde senkron makinaya ait parametre değerleri elde edilmiş ve transfer fonksiyonları tanımlanmıştır. Elde edilen parametre bilgilerinin gerçekte ne kadar ilgili olup olmadığı bilinmemektedir. Zaman domeninde klasik yöntemlerin eksiklikleri bilinmesine karşın, bu eksikliklerin gözönünde tutularak senkron makina modellerinde ilerlemeler olmuştur. Bugüne kadar enerji sistemlerinde kararlılık analizi için frekans domeninde senkron makina parametrelerinin elde edilmesi için kabul edilmiş bir yöntem yoktur [26].

Bu ayrıtta frekans cevabı deneylerinden elde edilen parametre bilgilerinden hareketle senkron makina modelinin gerçeğe uygun olarak tasarlanması için yapılan çalışmalar anlatılacaktır.

Bir önceki bölümde de anlatıldığı gibi frekans cevabı deneylerinde senkron makina sürekli halde çalışmakta böylelikle geçici etkenler dikkate alınmamaktadır.

[25], [26], [27], [28] kaynaklarında senkron makina modellerinin elde edilmesi için frekans domeninde yapılan deney ve analitik çalışmalar anlatılmaktadır.

Senkron makina modellemesinde, klasik yöntemlerde enerji sistemlerinin kararlılığında en fazla üçüncü dereceden, yani Model 3.3. diye sınıflandırılan, model enine ve boyuna eksen rotor devrelerinde üçer adet eşdeğer devresi bulunan model en karmaşık model olarak kabul edilmektedir. Frekans cevabı deneylerinde senkron makina modeli analiz açısından ikinci derecede yani Model 2.2. sınıfından seçilmiştir. Model 2.2. senkron makina modeli Şekil 4.12'de gösterilmektedir.



Şekil 4.12. Model 2.2. Senkron makina eşdeğer devreleri
a) Boyuna eksen (d ekseni) eşdeğer devresi
b) Enine eksen (q ekseni) eşdeğer devresi

Bu modelde senkron makinada geçici ve alt-geçici etkiler dikkate alınmaktadır. Bu model yapısı döner elektrik makinalarında yaygın bir şekilde kullanılmıştır [20].

Boyuna ve enine eksenindeki işlemsel ifadeler şu şekilde tanımlanmıştır:

$$\begin{aligned} L_d(s) &= \frac{\Delta \psi_d(s)}{\Delta I_d(s)} \Big|_{\Delta e_{fd} = 0} = X_d \frac{(1+sT'd)(1+sT''d)}{(1+sT'd_0)(1+sT''d_0)} \\ G(s) &= \frac{\Delta \psi_d(s)}{\Delta e_{fd}(s)} \Big|_{\Delta I_d = 0} = G_0 \frac{(1+sT'kd)}{(1+sT'd_0)(1+sT''d_0)} \end{aligned} \quad (4.5.1)$$

Enine ekseninde tanımlı uyarma sargısı olmadığından (s) fonksiyonu q eksenini için tanımlanmaz.

Eşdeğer bir senkron makina modelinden işlemsel ifadeler elde edilebildiği gibi aksi de mümkündür. Yani işlemsel ifadelerden senkron makina modelini tasarlıyabilmek de diğer bir yaklaşımdır. Kaynak [21] 'de iki yönlü bu işlemlerden işlemsel ifadeler ve zaman sabitleri analitik olarak hesaplanmaktadır.

Burada farklı bir yaklaşımla, belirli bir senkron makina modeli seçilmekte, model üzerindeki elemanlara nümerik değerler verilmekte ve frekans cevabı bilgilerinden alınan sonuçlarla model yapısı karşılaştırılmaktadır. Dolayısıyla tasarlanan modelle, frekans cevabı bilgilerinden elde edilen tasarım değerleri arasında bir hata tanımlamak gereklidir. Hata hem tasarlanan modeldeki kompleks bilgilerden ve hem de frekans cevabı bilgilerinin karmaşıklığından meydana gelmektedir.

Enine eksen gösterilişi için senkron makinanın frekans domeninde tanımlı bir tek frekans cevabı fonksiyonu olan $L_q(s)$ vardır. E, böyle bir karşılaştırma analizinde hatayı göstermektedir. Bilinen enine eksen bilgisi tanımlanırken $L_{qk}(s)$ olarak ifade edilmiştir. Bilinen modelde, frekans cevabından elde edilecek olan $L_q(s)$ bilinmeyen katsayılarla birlikte $L_{qu}(s)$ olarak tanımlanmıştır. Bu durumda hata (E) şu şekilde yazılabilir;

$$E = \sum_{s=j\omega} A A^* W \quad (4.5.4)$$

(4.5.4) eşitliğinde W açısal frekansın (ω) fonksiyonu olan bir katsayıdır.

$$A = \frac{Lqk(s)}{Lqk(0)} - \frac{Lqu(s)}{Lqu(0)} \quad \text{ve } A^* , A'nın eşleniğidir.$$

Genel ifadeyle belirtilmiş olan hata fonksiyonu, boyuna eksen için şu şekilde yazılır.

$$E = \sum_{s=j\omega} AA^* WA + BB^* WB + CC^* WC \quad (4.5.5)$$

A, B, C, WA, WB, WC şu şekilde tanımlanır.

$$\begin{aligned} A &= \frac{Ldk(s)}{Ldk(0)} - \frac{Ldu(s)}{Ldu(0)} \\ B &= \frac{Gk(s)}{Gk(0)} - \frac{Gu(s)}{Gu(0)} \\ C &= \frac{Zfdk(s)}{Zfdk(0)} - \frac{Zfdu(s)}{Zfdu(0)} \end{aligned} \quad (4.5.5.1)$$

WA : $L_d(s)$ için katsayı fonksiyonu

WB : $G(s)$ için katsayı fonksiyonu

WC : Z_{fd} için katsayı fonksiyonu

Bu hata hesaplamalarında boyuna ve enine eksen modellerinin gerçeğe uygun olabilmesi için hatanın çok küçük olması lazımdır. O nedenle yapılacak olan çalışmalarda, gerçeğe yakın modeller elde etmek için hata payını küçültecek iyileştirmelerin modelleme aşamasında yapılması gereklidir. Hata analizinde, senkron makinada bilinmeyen parametre değerleri, seçilecek olan hatayı minimize edebilecek uygun başlangıç parametre değerlerinin seçilmesiyle bulunur. Bu konu [29] nolu kaynakta değişik yöntemlerle kontrol açısından "Optimal Control Theory" başlığı altında incelenmektedir.

Senkron makina modellerinde optimizasyon gerçeğe uyumlu model elde etmede kullanılan yaygın bir konudur. Genellikle senkron makinalarda, lineer olmayan problemler için minimizasyon şu şekillerde düşünülebilir [26] [29].

1. Senkron makina modelinde bilinmeyen parametrelerin herhangi bir değeri için hatayı minimize edecek değerlerin hesaplanması.

2. Senkron makina modelinde bilinmeyen parametre sayısı kadar, sistemdeki eşit sayıdaki kısmi diferansiyel takımının çözülüp bağımlı değişkenlerinin tanımlı başlangıç şartlarında hesaplanmasıdır.

Şekil 4.13'de böyle bir çalışma neticesinde, frekans cevabı yöntemiyle $L_d(s)$, $G(s)$ ve $L_q(s)$ bir senkron makina modelini oluşturacak şekilde değişik frekanslarda ölçülmüşlerdir. Şekil 4.13a ve b'de türetilen boyuna eksen modeli için genlik ve faz açıları ölçümleri, c'de ise boyuna eksen ölçüm değerleri görülmektedir.

Şekil 4.13'de verilen parametre bilgiler birim-değer (p.u) olarak verilmiştir. Böylece $L_d(0)=X_d$, $L_q(0)=X_q$ ve $G(0)=1.0$ olur.

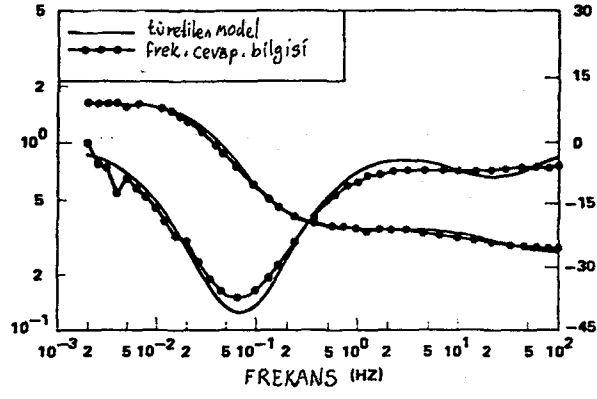
Boyuna eksen değerleri için açısal frekansa bağlı hata katsayıları şu şekildedir:

$$WA = 1/|L_d(s)|^2 \quad (4.5.6)$$

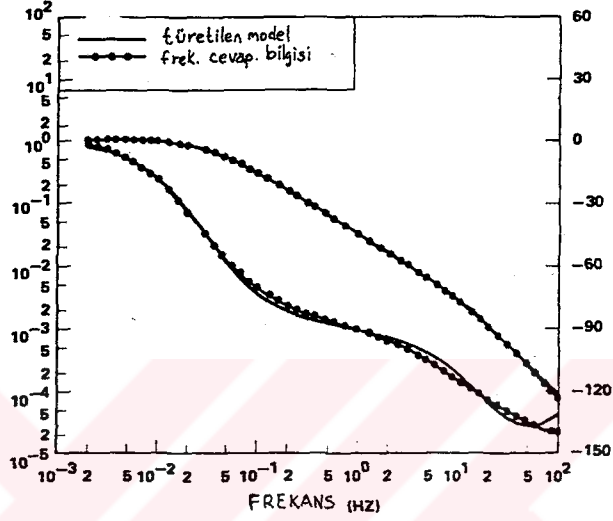
$$WB = 1/|G(s)|^2 \quad (4.5.7)$$

Frekans cevabı bilgilerinden türetilen senkron makina modelinde parametre değerleri şu şekilde bulunmuştur.

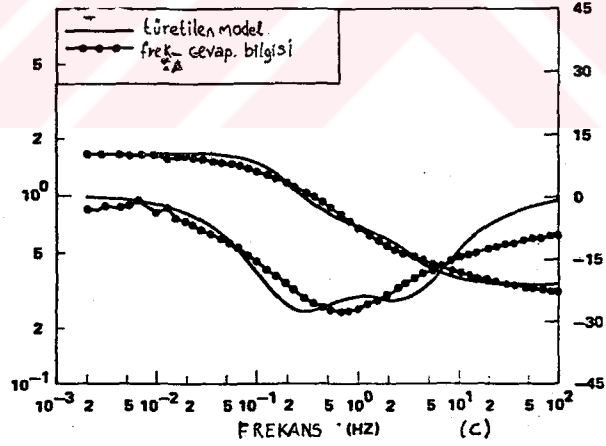
X_d	1.63 pu	X_q	1.66 pu
X'_d	0.346	X'_q	0.70
X''_d	0.261	X''_q	0.338
T'_{do}	5.13 sen	T'_{qo}	0.955 sen
T''_{do}	0.0078	T''_{qo}	0.071
T_{kd}	0.0012		



(a)



(b)



Şekil 4.13. Senkron makina modelinde türetilen model ve frekans cevabı bilgilerinin değerlendirilmesi.

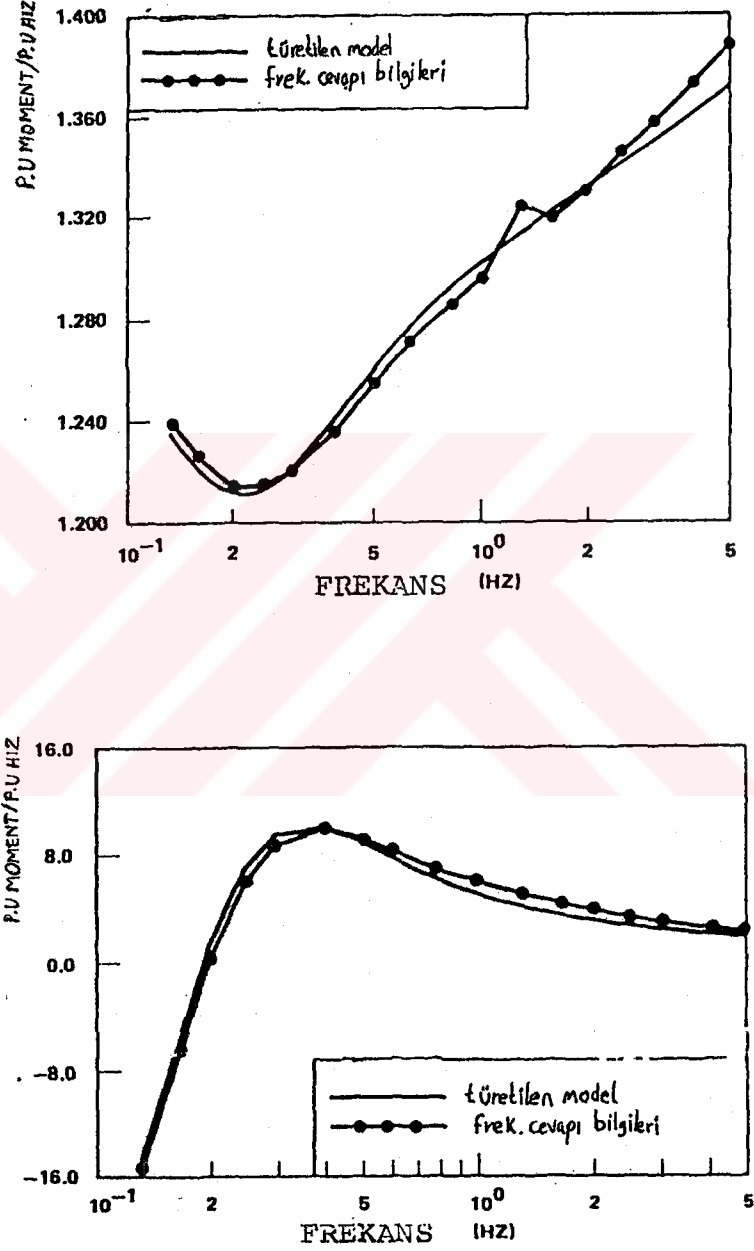
- a) Türetilen model ve frekans cevabı bilgilerinden $L_d(s)$
- b) Türetilen model ve frekans cevabı bilgilerinden $G(s)$
- c) Türetilen model ve frekans cevabı bilgilerinden $L_q(s)$

Şekil 4.13a ve b'deki eğrilerden de görüleceği gibi, boyuna eksen modeli frekans bilgilerinden elde edilen modelle uyum içindedir. Seçilen senkron makina modeli karmaşık olmasına karşın, modelde doğru parametre bilgilerinin elde edilmesiyle, kompleks bir makina modeli, hassas şekilde, doğru olarak tasarlanmıştır. Buna karşın Şekil 4.13c'de, türetilen model ile frekans cevabı testleri neticesinde hesaplanan parametre bilgileri arasında bir uyumsuzluk söz konusudur. Türetilen model sonuçları frekans cevabı bilgileri etrafında salınmaktadır. Bu durumun, hata analizinde hesaplanan hata katsayılarından bağımsız olduğu yani, hata katsayılarının düşürülmesiyle enine eksenindeki türetilen ve frekans cevabından elde edilen verilerin uyumunu sağlamada önemli bir faktör olmadığı anlaşılmıştır. Bundan hareketle boyuna eksen modelinde kabul edilebilecek ikiden fazla amortisör sargısıyla korelasyonun ideal ölçülerde sağlanabileceği neticesi ortaya çıkmıştır.

Belli bir çalışma noktasında çalışmakta olan senkron makinada küçük periyodik salınımlar meydana geldiği zaman makinanın lineer olmayan performansı $L_d(j\omega)$, $G(j\omega)$ ve $L_q(j\omega)$ ifadelerine göre lineer hale getirilebilir. Senkron makinaların bu lineerleştirilmiş çalışmasını tanımlayan büyüklüklerin bazıları; senkronize ve amortisör momenti katsayıları [30] veya transfer fonksiyonları $\Delta V_t / \Delta E_{fd}$ ve $\Delta \delta / \Delta E_{fd}$ [31] dir.

Belirtilen transfer fonksiyonları hem frekans cevabı fonksiyonlarından, hem de türetilen modelden değişik yük durumları ve güç sistemleri (örneğin basitleştirilmiş bir makinalı sistem için) hesaplanabilir. Senkronize

ve amortisör sabitleri üzerindeki uyarma sistemi etkisi Şekil 4.14a ve b'de gösterilen eğrilerde dikkate alınmıştır.



Şekil 4.14.a) Türetilen model ve frekans cevap bilgisi için senkronize moment sabiti.

b) Türetilen model ve frekans cevap bilgisi için amortisör moment sabiti.

ve amortisör sabitleri üzerindeki uyarma sistemi etkisi Şekil 4.14a ve b'de gösterilen eğrilerde dikkate alınmıştır.

Yukarıdaki şekilde de görüldüğü gibi senkronize moment sabitleri, türetilmiş model ve frekans cevabı bilgileri için %1 farklıdır. Bu oldukça yakın bir ilişkiyi gösterir. Şekil 4.14b'de amortisör sabitlerinde iki eğri arasındaki maksimum farklılık 0.25 Hz de 1.0 p.u dan biraz fazladır.

Bir senkron makinanın moment açısındaki bozulmalar, makinanın kontrol sistemlerine, temel çalışma noktasına ve fiziksel geometrisine bağlı olarak elektriksel gücün değişmesine (ΔP_e) neden olur. Moment açısındaki değişiklikler ($\Delta \delta_d$) olmak üzere, elektrik gücündeki değişim ile, bu açı değişimi oranı senkronize ve amortisör moment katsayılarını belirler.

$$K = \text{Re} \quad (\Delta P_e) / \Delta \delta \quad (4.5.8)$$

$$D = \text{Im} \quad (\Delta P_e) / \omega / \Delta \delta + DM \quad (4.5.9)$$

Burada,

K: Senkronize moment katsayısı

D: Amortisör Moment Katsayısı

W: p.u bozucu frekans

DM: Mil sisteminin mekanik amortisörü.

SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Elektrik enerji sistemlerinde kararlılık konusu güncelliğini korurken, kararlılığın sağlanmasında büyük öneme sahip olan senkron makina modelleri de geliştirilmektedir. Bu yönde literatürde özellikle süper iletkenlerle senkron makina tasarımı ve bu şekilde tasarımlanan senkron makina modellerinde, parametrelerin tanımlanması ve gerçeğe uygun uyumlu senkron makina modellerinin elde edilmesiyle ilgili çalışmaları yansıtan makaleler görülmektedir. O halde 1920'li yıllarda başlayan senkron makinayla (kararlılık açısından) ilgili çalışmalar, senkron makina parametrelerinin elde edilmesiyle ilgili yapılan deneyler, günümüzde boyut değiştirmek üzeredir. Süper iletken teknolojisinin pek yakında elektrik makinalarının temelini oluşturacağı görülmektedir. Bununla birlikte çok karmaşık enerji sistemleri için, ekonomik ve büyük ölçekli, gerçeğe yakın senkron makina modellerinin oluşturulması zor olmayacaktır. Buna paralel olarak, bilgisayar programcılığındaki gelişmeler neticesinde, senkron makina modellerinde optimizasyon konusu daha da önemli bir yer işgal edecektir. Netice olarak geleceğin büyük güçlü, gerçeğe uygun, uyumlu ve ekonomik senkron makinaları tasarımı da süper iletken teknolojisinin kullanıldığı ve kontrolünde da yarı-iletken malzemelerin ağırlıkta olduğu makinalar olacaktır.

Bu tezin amacına uygun olarak yapılan çalışmalarda kararlılık analizi açısından senkron makinalarla ilgili yapılan çalışmalar, geliştirilen makina modelleri ve gerçeğe uygun makina modellerinin elde edilmesi için yapılan deneyler bir bütünlük içerisinde anlatılmaya çalışılmıştır. Tezin asıl gayesi de senkron makinaları tarihsel ölçek içerisinde kararlılık konusu açısından incelemek ve

bu konuda yapılan araştırmaları ortaya koymaktır. 1980'li yıllarda bu konuda yapılan araştırmalar; frekans cevabı deney yöntemlerinden, senkron makina parametrelerinin elde edilmesi ve makina modellerinde klasik anlamda yapılan varsayımlar terk edilerek, gerçeğe daha yakın makina modellerinin gerçekleştirilmesiyle ilgili olanıdır. Bu konuda Ontario Hydro çalışmaları temel oluşturmıştır.

Geleneksel modellerde, özellikle çıkık kutuplu senkron generatör modellerinde Park'ın (dqo) dönüşümleri, yüksek mertebeli modellerin analizi açısından büyük kolaylıklar sağlamıştır. Bu dönüşümlerle üç-faz stator büyüklükleri rotor büyüklükleri cinsinden aynı şekilde rotor büyüklükleri de üç-faz stator büyüklükleri cinsinden ifade edilmiş ve karmaşık modellerde matematiksel işlemler açısından büyük öneme sahip olan indüktans matrisleri daha kolay ifade edilebilmişlerdir.

Senkron makina parametrelerinin, frekans domeninde, transfer fonksiyonlarından elde edilmesi için yapılan çalışmalar, belirli frekans bandlarında başarılı olmuştur. Bu çalışmalarda, parametre bilgilerinin frekans domeninde ölçülerek elde edilmesi ve bunların matematiksel transfer fonksiyonlarının analitik çözümlerinden elde edilen bilgilerle karşılaştırılması, frekans domenindeki daha hassas ölçüm düzenlerinin oluşturulmasıyla, bu konu senkron makina modellerinin geliştirilmesine değişik bir yaklaşım getirmiştir.

KAYNAKLAR

- [1] KOVAL, O.D., BERISTAIN, R.J., BENT, H.D., "Evaluating the Reliability Cost. of Computer System Interruption Due to Power System Disturbances", IEEE Trans. Industry Applications, Vol.25, No.2, pp.248-256, March/April 1989.
- [2] TARKAN, N., "Elektrik Enerji Sistemlerinin Analizi", Yüksek Lisans Ders Notları, İ.T.Ü. 1986.
- [3] STEVENSON, W.D., "Element of Power System Analysis", Fourth Edition, Mc Graw-Hill, 1982.
- [4] TACER, E., "Rotoru Bölmelenmiş Uyarma Sargılı Senkron Makinanın Sayısal Simülasyonu, Doçentlik Tezi, İstanbul 1981.
- [5] ANDERSON, P.M., FOUAD, A.A., "Power System Control and Stability", First Edition, The IOWA State University Press, 1977.
- [6] TACER, E., "Elektrik Enerji Sistemlerinin Kararlılığı", Yüksek Lisans Ders Notları, İ.T.Ü. 1990.
- [7] KILGORE, L.A., "Calculation of Synchronous Machine Constants", Trans, AIEE, Vol.50, p.p.1201-1214, 1931.
- [8] PARK, R.H., ROBERTSON, B.L., "The Reactance of Synchronous Machines", Trans.AIEE, Vol.47, pp.514-535, 1928.
- [9] WRIGHT, S.H., "Determination of Synchronous Machine Constants by Test", Trans.AIEE, Vol.50, p.p. 1331-1351, 1931.
- [10] SARIOĞLU, M.K., "Dynamics of Electrical Machines", Yüksek Lisans Ders Notları, İ.T.Ü. 1986.
- [11] SARIOĞLU, M.K., "Elektrik Makinaları I (Senkron Makinalar)", İstanbul 1976.
- [12] FITZGERALD, A.E., KINGSLEY, C., UMANS, S.D., "Electric Machinery", Fourth Edition Mc-Graw Hill Book Company, Chapter 7-8.
- [13] CANAY, I.M., "Causes of Discrepancies on Calculation of Rotor Quantities and Exact. Equivalent Diagrams of the Synchronous Machine", IEEE Trans. PAS, Vol.88, pp.1114-1120, July 1969.

- [14] KUNDUR, P., DANDENO, P.L., "Implementation of Advanced Generator Models into Power System Stability Program", IEEE Symposium, February, 1983.
- [15] IEEE Committee Report, Procedures for the Exchange of Power Plant and Load Data for Synchronous Stability Studies, IEEE Trans. PAS, Vol.100, pp.3229-3245, July 1981.
- [16] EPRI Report ELI424, Determination of Synchronous Machine Stability Study. Constants, Vol.2, Prepared by Ontario Hydro, Dec.1980.
- [17] CANAY, I.M., "Extended Synchronous Machine Model for Calculation of Transient Processes and Stability", Electric Machines and Electromechanics, An International Quarterly, pp.137-150, 1977.
- [18] CONCORDIA, C., "Synchronous Machines", Wiley, 1951
- [19] ADKINS, B., "The General Theory of Electrical Machines", Chapman and Hall, 1957.
- [20] SHACKSHAFT, G., "New Approach to the Determination of Synchronous Machine", Parameters from Tests, Proc. IEE, Vol.121, No.11, pp.1385-1392, 1974.
- [21] SHACKSHAFT, G., PORAY, A.T., "Implementation of New Approach to Determination of Synchronous Machine Parameters from Tests", Proc.IEEE, Vol.124, No.12, pp.1170-1178, 1977.
- [22] SALON, S.J., "Obtaining Synchronous Machine Parameters from Test", IEEE Symposium, February 1983.
- [23] DANDENO, P.L., "Development of Generator Models for Stability Analysis", Particularly for Turbo-Generator Applications, IEEE Symposium, February, 1983.
- [24] DANDENO, P.L., KUNDUR, P., "Stability Performance of 555 MVA Turbo Alternators-Digital Comparisons with System Operating Tests", IEEE Trans, P.A.S., Vol.PAS-93, pp.767-776, May/June, 1974.
- [25] COULTES, M.E., "Standstill Frequency Response Test, Symposium on Synchronous Machine Modeling for Power System Studies", The IEEE Power Engineering Society 1983 Winter Meeting, February, 1983.
- [26] SCHWENK, H.R., "Deriving Synchronous Machine Models from Frequency Response Data", IEEE Symposium, February 1983.

- [27] COULTES, M.E., WATSON, W., "Synchronous Machine Models by Standstill Frequency Response Test", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol.PAS-100, No.4, pp.1480-1489, April 1981.
- [28] MANCHUR, G., LEE, D.C., "Generator Models Established by Frequency Response, Tests on a 555 MVA Machine", IEEE Trans. on PAS, Vol.91, No.5, pp.2077-2084, 1972.
- [29] SARIOĞLU, M.K., "Optimal Control Theory", Istanbul 1986.
- [30] MARSHALL, W.K., SMOLINSKI, W.J., "Dynamic Stability Determination by Synchronizing and Damping Torque Analysis", IEEE Trans, on PAS, Vol.92, pp.1239-1246, 1975.
- [31] IEEE Tutorial Course, 81EH0175, Power System Stabilization Via Excitation Control, Chapter II.
- [32] IEEE, 115, Test Procedures for Synchronous Machines, March, 1965.

ÖZGEÇMİŞ

Mehmet S.KÜÇÜK, 31 Temmuz 1962 yılında Larnaka - Kıbrıs'ta doğdu. Sırasıyla Tuzla-Türk İlkokulunu, Magosa Namık Kemal Ortaokulunu ve 1980 yılında da Magosa Namık Kemal Lisesi'ni bitirdi. Aynı yıl Doğu Akdeniz Üniversitesi Elektrik-Elektronik Fakültesi, Elektrik Mühendisliği Bölümüne burslu olarak girdi. Bu bölümü 1985-1986 ders yılında (BSE) mühendislik derecesiyle bitirdi. İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsünde, Elektrik-Elektronik Fakültesine bağlı Enerji programında yüksek lisans öğrenimine 1986-1987 öğrenim yılında başladı. Lisans ve Yüksek Lisans öğrenimi boyunca değişik sanayi dallarında çalıştı.