



T.C.
NECMETTİN ERBAKAN
ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ



RÜZGÂR TÜRBİNLERİ İÇİN
KARŞILAŞTIRMALI KALICI MIKNATISLI
SENKRON GENERATÖR TASARIMI VE
ANALİZİ

Hasan Basri ALTINTAŞ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı

Mayıs - 2018
KONYA
Her Hakkı Saklıdır.

TEZ KABUL VE ONAYI

Hasan Basri ALTINTAŞ tarafından hazırlanan "RÜZGÂR TÜRBİNLERİ İÇİN KARŞILAŞTIRMALI KALICI MIKNATISLI SENKRON GENERATÖR TASARIMI VE ANALİZİ" adlı tez çalışması 09/05/2018 tarihinde aşağıdaki jüri tarafından oy birliği / oy çokluğu ile Necmettin Erbakan Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı'nda YÜKSEK LİSANS TEZİ olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri

Başkan

Prof. Dr. Mehmet ÇUNKAŞ

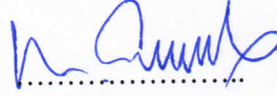
Danışman

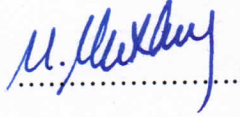
Dr. Öğr. Üyesi Mümtaz MUTLUER

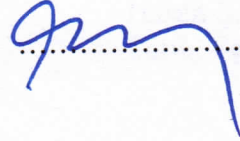
Üye

Doç. Dr. Muciz ÖZCAN

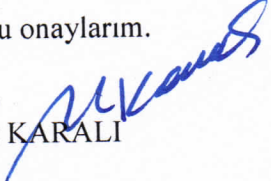
İmza







Yukarıdaki sonucu onaylarım.


Prof. Dr. Mehmet KARALI
FBE Müdürü

TEZ BİLDİRİMİ

Bu tezdeki bütün bilgilerin etik davranış ve akademik kurallar çerçevesinde elde edildiğini ve tez yazım kurallarına uygun olarak hazırlanan bu çalışmada bana ait olmayan her türlü ifade ve bilginin kaynağına eksiksiz atıf yapıldığını bildiririm.

DECLARATION PAGE

I hereby declare that all information in this document has been obtained and presented in accordance with academic rules and ethical conduct. I also declare that, as required by these rules and conduct, I have fully cited and referenced all material and results that are not original to this work.



Hasan Basri ALTINTAŞ

Tarih: 09/05/2018

ÖZET

YÜKSEK LİSANS TEZİ

RÜZGÂR TÜRBİNLERİ İÇİN KARŞILAŞTIRMALI KALICI MIKNATISLI SENKRON GENERATÖR TASARIMI VE ANALİZİ

Hasan Basri ALTINTAŞ

Necmettin Erbakan Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Enerji Sistemleri Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışman: Dr. Öğr. Üyesi Mümtaz MUTLUER

2018, 121 Sayfa

Jüri

Dr. Öğr. Üyesi Mümtaz MUTLUER

Prof. Dr. Mehmet ÇUNKAŞ

Doç. Dr. Muciz ÖZCAN

Fosil yakıtlı kaynakların sınırlı olması ve yakın bir zamanda tükeneceği gerçeği tüm dünyanın yenilenebilir enerji kaynaklarına olan ilgisini arttırmaktadır. Türkiye enerji üretiminin yaklaşık %60'ını fosil kaynaklı yakıtlardan karşılamaktadır. Ülkemizdeki mevcut oranın daha da düşürülebilmesi için hidroelektrik, rüzgâr, güneş, jeotermal, biyokütle, dalga ve akıntı gibi yenilenebilir enerji kaynaklarının ekonomiye kazandırılması ve enerji kaynak çeşitliliğinin artırılması gerekmektedir. Aynı zamanda rüzgâr enerjisi, hidroelektrik enerjiden sonra ikinci sırada yer alan en yaygın yenilenebilir enerji kaynağıdır. Rüzgâr enerjisi santrali kurulumu sektöründe yerli şirketlerin yer almasına rağmen mevcut işletmelerde kullanılan rüzgâr türbinlerinin çoğu yabancı firmalardan ithal edilmektedir. Dolayısıyla rüzgâr enerjinin yaygınlaştırılmasının yanı sıra yerli ve yüksek verimli rüzgâr türbin sistemlerinin üretimine ihtiyaç duyulmaktadır. Aksi takdirde rüzgâr enerjisi sektöründe dışa bağımlılık devam edecektir.

Bu tez çalışmasında rüzgâr türbin uygulamaları için konsantre ve dağıtılmış sargılı iki farklı 20 kW anma güçlü doğrudan tahrikli kalıcı mıknatıslı senkron generatör tasarımı ve analizi gerçekleştirilmiştir. Dolayısıyla oluk kutup kombinasyonunun ve sarım tipinin generatör çıkış performansına olan etkileri incelenmiştir. KMSG'ün matematiksel modellemesinden istifade edilerek MATLAB GUI ara yüz bileşeninde analitik tasarım simülasyon programı hazırlanmıştır. Bu programda elde edilen sonuçlar sonlu elemanlar analizi sonuçlarıyla da karşılaştırılmıştır. Tasarımda kullanılan analiz programları ANSYS'in RMXprt, Maxwell 2D ve Simplorer bileşenleridir. Yapılan her iki tasarım karşılaştırıldığında konsantre sargılı KMSG'ün düşük vuru momentine, düşük toplam harmonik bozuluma ve yüksek verime sahip olduğu elde edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Rüzgâr türbini, doğrudan tahrikli KMSG, konsantre ve dağıtılmış sargı, tasarım ve analiz programı, sonlu elemanlar yöntemi.

ABSTRACT

MS THESIS

COMPARATIVE DESIGN AND ANALYSIS OF PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR FOR WIND TURBINES

Hasan Basri ALTINTAŞ

**THE GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCE OF
NECMETTİN ERBAKAN UNIVERSITY
THE DEGREE OF MASTER OF SCIENCE
IN ENERGY SYSTEMS ENGINEERING**

Advisor: Asst. Prof. Dr. Mümtaz MUTLUER

2018, 121 Pages

Jury

Advisor: Asst. Prof. Dr. Mümtaz MUTLUER

Prof. Dr. Mehmet ÇUNKAŞ

Assoc. Prof. Dr. Muciz ÖZCAN

The limited availability of fossil-fueled resources and the fact that they will soon be consumed will increase the interest of the whole world to renewable energy sources. Approximately 60% of Turkey's energy production supplies from fossil fuels. Renewable energy sources such as hydroelectric, wind, solar, geothermal, biomass, wave and stream must be earned an economy and energy resource diversity must be increased in order to further reduce the current rate in our country. At the same time, wind energy is the second most common renewable energy source after hydraulic energy. Despite the presence of domestic companies in the wind energy plant installation sector, most of the wind turbines used in the existing plant are imported from foreign companies. Therefore, in addition to the expansion of wind energy, there is a need for the production of domestic and high efficiency wind turbine systems. Otherwise, external dependency will continue in the wind energy sector.

In this thesis, two different 20 kW rated direct-drive permanent magnet synchronous generator designs and analyzes were carried out for concentrated and distributed windings for wind turbine applications. Therefore, the effects of the slot pole combination and the winding type on the generator output performance have been investigated. An analytical design simulation program was prepared in the MATLAB GUI interface component by using the mathematical modeling of PMSG. The results obtained in this program are also compared with the results of the finite element analysis. The analysis programs used in the design are RMxprt, Maxwell 2D and Simplorer components of ANSYS. Compared with the two designs, the concentrated winding PMSG was found to have low cogging torque, low total harmonic distribution and higher efficiency.

Keywords: Wind turbine, direct-drive PMSG, concentrated and distributed winding, design and analysis program, analysis of finite element methods.

ÖNSÖZ

Bu çalışmanın yürütülmesinde beni bilgi ve tecrübesiyle yönlendiren, her konuda anlayış gösteren ve gerektiğinde gösterdiği yolda benle beraber yürüyen danışman hocam Yrd. Doç. Dr. Mümtaz MUTLUER'e;

Çalışmalarım sırasında desteklerini ve yardımlarını esirgemeyen Necmettin Erbakan Üniversitesi Mühendislik ve Mimarlık Fakültesi Enerji Sistemleri Mühendisliği Bölümü'nün tüm öğretim elemanlarına;

Bugünlere gelmemde büyük pay sahibi olan annem Ayşe ALTINTAŞ'a ve babam Ramazan ALTINTAŞ'a;

Yoğun çalışmalarım nedeniyle bunaldığım zamanlarda gösterdiği ilgi, anlayış ve bana verdiği destek için eşim Elif Dilara ALTINTAŞ'a teşekkür ederim.

Hasan Basri ALTINTAŞ
KONYA-2018

İÇİNDEKİLER

ÖZET	iv
ABSTRACT.....	v
ÖNSÖZ	vi
İÇİNDEKİLER	vii
1. GİRİŞ	1
1.1. Rüzgâr Enerjisinin Mevcut Durumu	1
1.2. Tezin Hedefleri	4
1.3. Tezin Aşamaları	4
2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI	6
2.1. Rüzgâr Türbin Generatörü Tasarımı	6
2.2. KMSG’lerde Oluk Kutup Kombinasyonu	13
3. KALICI MIKNATISLI SENKRON GENERATÖR (KMSG) TASARIM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ.....	15
3.1. Oluk Kutup Kombinasyonunun Belirlenmesi.....	15
3.2. Akı Yönünün Belirlenmesi	15
3.3. Rotor Yapısının Belirlenmesi	16
3.4. Mıknatıs Yerleşimleri	16
3.5. Kutup Adımı	17
3.6. Sarım Çeşitleri	18
4. RÜZGÂR TÜRBİN UYGULAMALARI İÇİN DOĞRUDAN TAHRİKLİ KMSG TASARIMI VE ANALİZİ	21
4.1. Rüzgâr türbininden elde edilecek güç.....	21
4.2. Kalıcı mıknatıslı senkron generatör tasarımı	29
4.2.1. Oluk kutup kombinasyonunun belirlenmesi	31
4.2.2. KMSG’nin boyutlandırılması	35
4.2.3. Manyetik ve elektriksel sınır değerlerine göre geometrik parametrelerin hesaplanması.....	38
4.3. Yüzey montajlı KMSG’ün analizi	42
4.3.1. Manyetik analiz.....	42
4.3.2. Yüzey montajlı KMSG’ün elektriksel analizi	47
4.3.3. Kalıcı mıknatıslı senkron generatördeki kayıplar	53
4.3.4. KMSG maliyeti ve ağırlığı	55
5. KMSG’LERİN ANALİZ SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRMALI DEĞERLENDİRİLMESİ	57
5.1. 20kW’lık her iki KMSG’nin ön analitik tasarım ve sonuçları.....	57
5.1.1. Dağıtılmış ve konsantre sargılı KMSG’ün genel tasarım parametreleri.....	57
5.1.2. Stator, rotor ve kalıcı mıknatıslarda kullanılan malzemelerin özellikleri.....	60

5.1.3. KMSG'ün sargı dizilimi	61
5.2. KMSG'lerde çıkış parametrelerinin hesaplanması	62
5.2.1. KMSG'lerde kullanılan malzeme miktarı.....	64
5.2.2. KMSG'lerin kalıcı durum parametrelerinin hesaplanması.....	65
5.2.3. Yüksüz durum çıkış parametreleri	65
5.2.4. Yüklü durumda KMSG'lerin çıkış parametreleri	68
5.3. 20Kw'lık KMSG'lerin sonlu elemanlar analizi.....	70
5.3.1. Yüksüz koşul.....	71
5.3.2. Yüklü koşul.....	75
5.3.3. Ansys Maxwell Simplorer bileşeninde KMSG'lerin sistem modellemesi	83
5.3.4. Maxwell 2D'de manyetik analiz.....	85
6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	91
6.1. SONUÇLAR.....	91
6.2. ÖNERİLER.....	94
KAYNAKLAR	96
EKLER	100
ÖZGEÇMİŞ	109

Simgeler

A	: Rüzgârın esme yönündeki dik alan
\hat{A}	: Maksimum lineer akım yoğunluğu
A_{sl}	: Stator oluk alanı
A_m	: Mıknatıs yüzey alanı
A_δ	: Hava aralığı yüzey alanı
$(BH)_{max}$: Maksimum manyetik enerji
B	: Manyetik akı yoğunluğu
B_r	: Kalıcı mıknatıs artık manyetik akı yoğunluğu
\hat{B}_δ	: Hava aralığı manyetik akı yoğunluğunun temel bileşeni
B_{rb}	: Rotor boyunduruk maksimum manyetik akı yoğunluğu
B_{sb}	: Stator boyunduruk maksimum manyetik akı yoğunluğu
B_{sd}	: Stator dış maksimum manyetik akı yoğunluğu
B_m	: Mıknatısın maksimum manyetik akı yoğunluğu
cov	: Kalıcı mıknatıs genişlik oranı (magnet coverage)
C	: Makine sabiti
C_p	: Kanat verimi
C_{mk}	: Mıknatıs birim maliyeti
C_{mil}	: Mil birim maliyeti
C_{demir}	: Demir birim maliyeti
$C_{bakır}$: Bakır birim maliyeti
ζ_{mil}	: Mil çapı
ζ_{rd}	: Rotor dış çapı
ζ_{ri}	: Rotor iç çapı
ζ_{sd}	: Stator dış çapı
ζ_{si}	: Stator iç çapı
D	: Elektrik akı yoğunluğu
D	: Türbin kanat çapı
E	: Elektromotor kuvvet
E	: Elektrik alan şiddeti
E_h	: Generatörde indüklenen hat gerilimi
E_f	: Generatörde indüklenen faz gerilimi
E	: Enerji seviyesi
\vec{E}_i	: A fazındaki EMK fazörü
f	: Frekans
f_{so}	: Oluk dolgu faktörü
h_{KM}	: Kalıcı mıknatıs kalınlığı
H	: Havanın hacmi
H	: Manyetik akı şiddeti
H_c	: Manyetik akı şiddeti
H_m	: Kalıcı mıknatıs manyetik akı şiddeti
h_{sa}	: Stator oluk ağzı yüksekliği
h_{sa1}	: Stator uç oluk ağzı yüksekliği
h_{so}	: Stator oluk yüksekliği
h_{sb}	: Stator boyunduruk yüksekliği
h_{rb}	: Rotor boyunduruk yüksekliği
h_{ss}	: Stator oluk yüksekliği
i, I, I	: Akım
I_s	: Stator akımı
I_d	: d-ekseni akımı
I_q	: q-ekseni akımı
J	: Akım yoğunluğu
k	: Boltzman sabiti
k_c	: Çevresel manyetik akı düzeltme katsayısı
k_{carter}	: "Carter" katsayısı
k_d	: Makina geometrisi düzeltme katsayısı
k_{dd}	: Demir dolgu katsayısı

k_F	: Fukolt kayıp katsayısı
k_H	: Histerezis kayıp katsayısı
k_k	: Hava aralığı kaçak manyetik akı katsayısı
k_m	: Moment katsayısı
k_{ns}	: Temel sargı faktörü
k_r	: Stator ve rotor relüktans katsayısı
k_{sa}	: Stator ağız genişlik katsayısı
k_{sn}	: Sargı sonu faktörü
k_q	: Generatör geometrisi düzeltme katsayısı
L	: Rüzgârın esme yönü uzunluğu
L	: İndüktans
L_d	: d-ekseni indüktansı
L_q	: q-ekseni indüktansı
L_m	: Mıknatıslanma indüktansı
L_{md}	: d-ekseni mıknatıslanma indüktansı
L_{mq}	: q-ekseni mıknatıslanma indüktansı
L_k	: Kaçak indüktansı
L_{sp}	: Stator paket boyu
L_{rp}	: Rotor paket boyu
m	: Faz adeti
m	: Kütle
\dot{m}	: Birim zamanda geçen kütle miktarı
m_{mik}	: Mıknatis ağırlığı
m_{mil}	: Mil ağırlığı
m_{rotor}	: Rotor ağırlığı
m_{stator}	: Stator ağırlığı
$m_{bakır}$: Bakır iletken ağırlığı
m_{toplam}	: Toplam ağırlık
m_{net}	: Generatör toplam net ağırlığı
M	: Moment
M	: Giriş momenti
M_n	: Nominal moment
$M_{cogging}$: Vuruntu momenti
N_s	: Faz başına düşen sarım sayısı
n_l	: Katman sayısı
n_s	: Oluk başına düşen sarım sayısı
n	: Generatör şaft hızı
q	: Faz sayısı ve kutup sayısı başına düşen oluk sayısı miktarı
Q_s	: Stator oluk sayısı
p	: Kutup sayısı
P	: Güç
P_B	: Bakır kaybı
P_{rg}	: Rüzgârdan elde edilen güç
P_t	: Türbinden elde edilen mekanik güç
P_ζ	: Generatör çıkış gücü
P_D	: Demir kaybı
P_F	: Fukolt kaybı
P_G	: Generatör giriş gücü
P_H	: Histerezis kaybı
P_{Fsb}	: Stator boyunduruk fukolt kaybı
P_{Fsd}	: Stator dış fukolt kaybı
P_{Hsb}	: Stator boyunduruk histerezis kaybı
P_{Hsd}	: Stator dış histerezis kaybı
P_{srt+v}	: Sürtünme vantilasyon kaybı
R, R_s	: Stator sargı direnci
R_d	: Stator paket dışındaki sargı direnci
R_i	: Stator paket içindeki sargı direnci
R	: Relüktans

R_{KM}	: Kalıcı mıknatıs relüktansı
R_k	: Kaçak akı relüktansı
R_δ	: Hava aralığı relüktansı
R_r	: Rotor relüktansı
R_s	: Stator relüktansı
S	: Temel akım yük değeri
T_{emp}	: Metalin çalışma sıcaklık değeri
U_d	: d-ekseni gerilimi
U_q	: q-ekseni gerilimi
V	: Elektrik potansiyeli
V_1	: Gerilim dalgasının temel bileşeninin genliği
V_h	: Gerilim dalgasının h. bileşeninin genliği
V_{muk}	: Toplam mıknatıs hacmi
V_{mil}	: Toplam mil hacmi
V_{sd}	: Stator dış hacmi
V_{sb}	: Stator boyunduruk hacmi
V_{rb}	: Rotor boyunduruk hacmi
w_n	: Nominal açısal hız
w_{mec}	: Mekanik açısal hız
w_{elec}	: Elektriksel açısal hız
w_{sd}	: Stator dış genişliği
w_{sdi}	: Stator oluğu iç genişliği
w_{sdd}	: Stator oluğu dış genişliği
w_{sa}	: Stator oluk ağız genişliği
w_{KM}	: Kalıcı mıknatıs genişliği
X_d	: D eksenli reaktansı
X_q	: Q eksenli reaktansı
X_k	: Kaçak reaktans
μ_0	: Boşluğun bağıl geçirgenliği
μ_r	: Bağıl manyetik geçirgenlik
ϕ_m	: Hava aralığındaki manyetik akı
ϕ_{mp}	: Kutup başına düşen manyetik akı
ϕ_{sb}	: Stator boyunduruğunda meydana gelen manyetik akı
ϕ_{rb}	: Rotor boyunduruğunda meydana gelen manyetik akı
τ_s	: Stator oluk adımı
δ	: Hava aralığı uzunluğu
δ_e	: Eşdeğer hava aralığı uzunluğu
α	: Kalıcı mıknatısın elektriksel açı genişliği veya paralel kol sayısı
α_T	: Manyetik sıcaklık katsayısı
α_{cu}	: Özgül direnç sıcaklık katsayısı
θ	: Açısal konum
θ	: Büküm açısı
θ_{se}	: Sarım dağılım açısı
ω	: Açısal hız
v	: Rüzgâr hızı
$v_{rç}$: Rüzgâr çıkış hızı
v_{rg}	: Rüzgâr giriş hızı
v_t	: Ortalama rüzgâr hızı
\vec{v}	: Hız vektörü
v_n	: Nominal generatör hızı
y	: Bobin adımı
ω_{el}	: Elektriksel açısal hız
ω_{mec}	: Mekanik açısal hız
β	: Kanat uç hız oranı
λ	: Stator oluk açıklığı geçirgenlik katsayısı
λ	: Rüzgâr hız oranı
λ_1	: Kaçak indüktans katsayısı
λ_m	: Toplam hava aralığı manyetik akısı
ρ_{ns}	: Sargı öz direnci

β_{St}	: “Steinmetz” katsayısı
η	: Generatör verimi
ρ_f	: Elektrik yük yoğunluğu
ρ_{hava}	: Havanın özgül ağırlığı
$\rho_{20^\circ C}$: 20°C’deki malzemenin özgül direnci
$\rho_{75^\circ C}$: 75°C’deki malzemenin özgül direnci
ρ_M	: Mıknatıs yoğunluğu
ρ_{mil}	: Mil yoğunluğu
ρ_D	: Demir yoğunluğu
ρ_B	: Bakır yoğunluğu
$\sigma_{F_{tan}}$: Hava aralığındaki teğetsel gerilme

Kısaltmalar

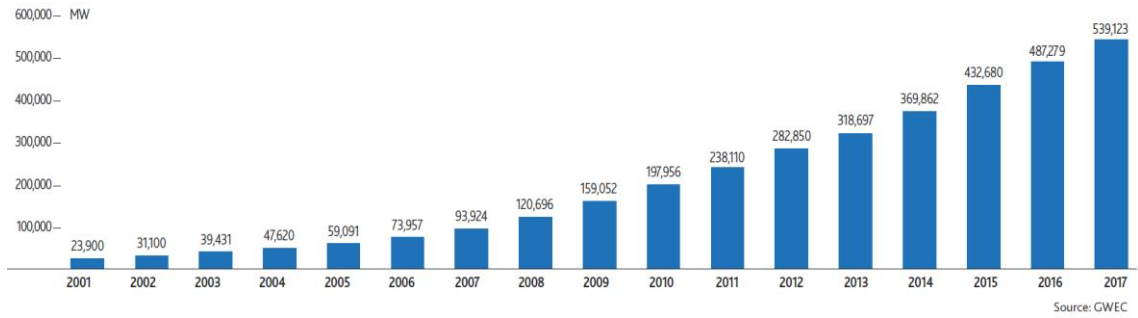
KM	: Kalıcı mıknatıs
KMSG	: Kalıcı mıknatıslı senkron generatör
SEA	: Sonlu elemanlar analizi
SEY	: Sonlu elemanlar yöntemi
SG	: Senkron generatör
MMK	: Manyetomotor kuvvet
NdFeB	: Neodmiyum-Demir-Bor
2D	: 2 Boyut (Dimension)
THD	: Toplam harmonik dağılım (Total Harmonic Distortion)

1. GİRİŞ

1.1. Rüzgâr Enerjisinin Mevcut Durumu

Fosil yakıtların çevresel, politik ve ekonomik etkilerinin gün geçtikçe artması devletlerin siyasi gündemlerinde ve kamu bilincinde alternatif enerji kaynakları arayışına neden olmuştur. Dolayısıyla yenilenebilir enerji kaynaklarının araştırılması ve geliştirilmesi ön plana çıkmıştır (Alshibani, 2014). Bu nedenle, günümüzde güneş, rüzgâr, hidroelektrik, biyokütle ve biyoyakıt gibi enerji kaynaklarından elektrik üretimi oldukça önem kazanmıştır.

Dünyadaki en önemli kaynaklardan birisi olan rüzgâr enerjisi ise son yıllarda büyük ilgi gören yenilenebilir enerji kaynaklarından. Şekil 1.1'de görüldüğü gibi 2017 yılı sonlarında dünya çapında rüzgâr enerjisi santralleri kurulu gücü 539,123 GW'a ulaşmıştır. Türkiye ise 50m yüksekliğinde ve 7m/s rüzgâr hızındaki yüksek noktalarda 48 GW'lık bir rüzgâr gücü potansiyeline sahiptir (GWEC, 2017). Şekil 1.2'de görüldüğü gibi mevcut durumda ülkemizin rüzgâr enerjisi santralleri toplam kurulu gücü 6,872 GW'a ulaşmıştır (TÜREB, 2018). Bu kurulu güçlere ulaşılmasında generatörlerin payı oldukça büyüktür.

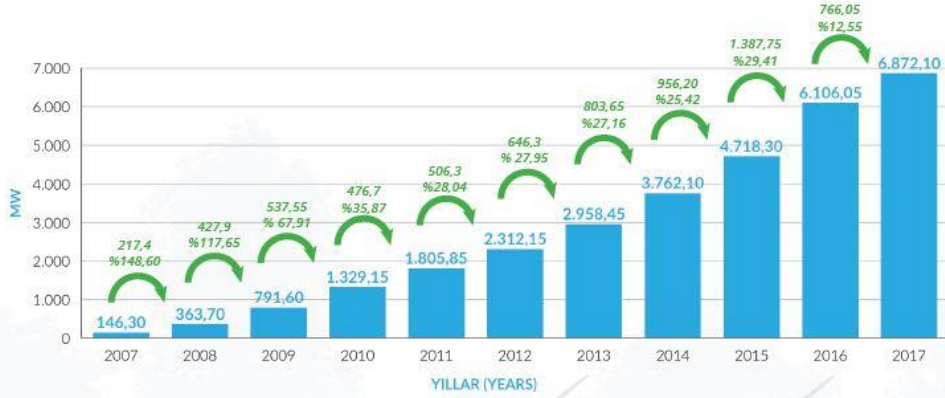


Şekil 1.1: 2001 -2017 yılları arasında dünyadaki toplam kurulu rüzgâr güç kapasitesi (GWEC, 2018).

Türkiye'nin 2017 yılı sonundaki kurulu güç kapasitesi 85,2 GW'a ulaşmıştır. Rüzgâr enerjisi ise toplam kurulu gücün % 8,065'lik bir kısmını oluşturmaktadır (TEİAŞ, 2017). Ülkemizde rüzgâr enerjisi için 2023 yılına kadar 20 GW'lık bir ulusal hedef belirlenmiştir. Bu hedefe ulaşabilmek için yerli ve milli rüzgâr generatörü üretimlerinin gerçekleştirilmesi oldukça önemlidir.

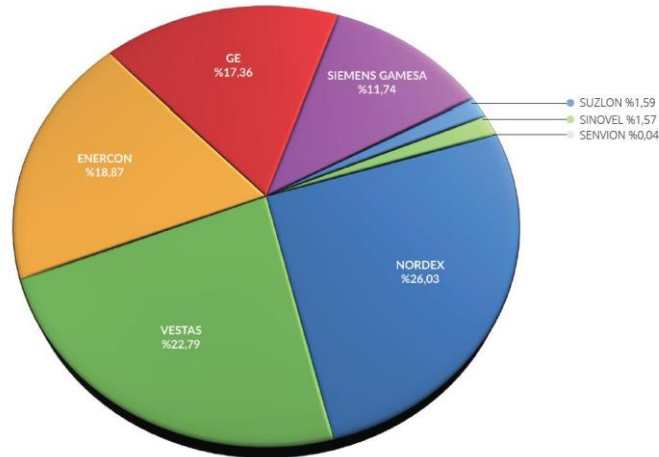
Türkiye rüzgâr santralleri atlasına göre rüzgâr santrallerinin yoğun olarak yer aldığı yerler Marmara Bölgesinde; Balıkesir, İstanbul, Çanakkale, Ege Bölgesinde;

İzmir, Manisa, Doğu Akdeniz çevresinde ise Hatay'dır. Yer seviyesinden 50 m yükseklikteki rüzgâr potansiyelleri incelendiğinde Ege, Marmara ve Doğu Akdeniz bölgelerinin yüksek rüzgâr potansiyele sahip olduğu görülmektedir. Ayrıca, ülkemiz AB ülkeleri içerisinde İrlanda ve İngiltere'den sonra büyük rüzgâr potansiyeline sahip üçüncü ülke konumundadır. Küresel ölçekte de potansiyel bakımından ilk sıralarda yer almaktadır. Bu da Türkiye'de ciddi anlamda rüzgâr enerjisi potansiyelinin var olduğunu göstermektedir.



Şekil 1.2: 2007 -2017 yılları arasında Türkiye'deki toplam kurulu rüzgâr gücü kapasitesi (TÜREB, 2018)

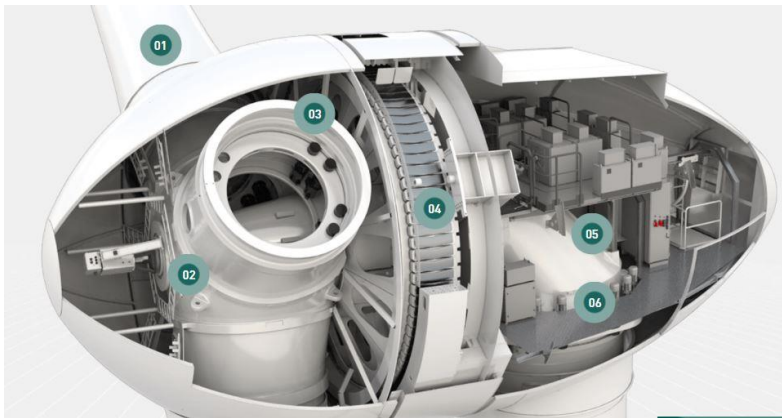
Mevcut rüzgâr santrallerindeki türbin markalarının dağılımını incelediğimizde pazarın büyük bir kısmını Nordex, Vestas ve Enercon gibi yabancı firmalar teşkil etmektedir. Şekil 1.3'te mevcut rüzgâr santrallerinde kullanılan türbin firmalarının pazar payları gösterilmiştir.



Şekil 1.3: Türkiye Pazarındaki Türbin Üreticilerin Yüzdelik Oranları (TÜREB, 2018)

Rüzgâr enerji sistemleri dişli kutusunun olup olmamasına göre sınıflandırılır. Rüzgâr türbin rotorları düşük hızlarda dönerken elektrik generatörlerinin rotorları çok daha yüksek hızlarda dönmektedir. Bu sistemlerdeki dişli kutusu düşük hızlardaki mekanik enerjiyi yüksek hızlara çıkartmak için kullanılır. Dişli kutusunun kullanılması bakım, kurulum zorluğu, ekstra maliyet, duyulabilir gürültü ve kayıplar gibi dezavantajlar meydana getirir. Rüzgâr enerji sistemlerinde meydana gelen gürültünün de en önemli sebebi dişli kutusudur. Dolayısıyla dişli kutusuz doğrudan tahrikli çalışma mekanizmaları üzerine yoğun bir şekilde çalışılmaktadır. Bu mekanizmanın en temel dezavantajı ise büyük hacimli özel generatör tasarımına ihtiyaç duyulmasıdır.

Çok miktarda kalıcı mıknatıs kullanımı temeline dayanan senkron generatörler doğrudan tahrikli uygulamalarda yoğun bir şekilde kullanılmaktadır. Şekil 1.4'te doğrudan tahrikli bir generatörün genel görünümü verilmiştir. KMSG'lerde yüksek enerjili mıknatıslar kullanılması rotordaki uyartım sargılarının kullanımını ortadan kaldırmıştır. Dolayısıyla rotorda meydana gelen bakır kayıpları da elimine edilmiştir. Kutup sayısının arttırılabilmesi sayesinde doğrudan tahrikli olarak daha düşük devirlerde elektrik enerjisi üretimi gerçekleştirilebilmektedir. Dolayısıyla standart generatörlerle kıyaslandığında KMSG'lerin bakım maliyetleri düşüktür ve yüksek verimlidirler. Ancak bu tip makinelerde tipik olarak yüksek vuruş momenti görülmektedir. Vuruş tork, daimi mıknatıslar ile stator nüvesi arasındaki etkileşim sonucunda meydana gelmektedir. Yüksek vuruş tork seviyesi makinenin ömrünü kısaltabilir ve ihtiyaç duyulan kalkış rüzgâr hızını artırabilir. Dolayısıyla generatörlerde ana hedeflerden biri, vuruş momentini önemli ölçüde azaltılması olmalıdır. (Kilmartin, 2016)



- 1) Rotor Kanadı
- 2) Hub
- 3) Kanat Adaptörü
- 4) Generatör
- 5) Ana taşıyıcı
- 6) Sapma Sürücüsü

Şekil 1.4: Enercon E-126 EP4 4MW'lık Rüzgâr Türbini ("Enercon E-126 EP4," 2018)

Özellikle Nadir toprak elementli kalıcı mıknatısların bulunabilirliğinin zor olması ve fiyatının yüksek olması KMSG'in en önemli dezavantajlarıdır. Doğrudan tahrikli uygulamalarda KMSG'ler de daha fazla kutba ihtiyaç duyulur. Kutupları rotora yerleştirebilmek için ise geniş rotor çapına ihtiyaç duyulması makinanın hem boyutlarını arttırmakta hem de ağırlığını arttırmaktadır. Dolayısıyla MW seviyelerinde kurulan rüzgâr türbin santrallerinde kurulum ve tesisat maliyetleri de artacaktır (Spooner, 2004).

1.2. Tezin Hedefleri

- 20 kW 'lık iç rotorlu, yüzey mıknatıslı generatör tasarımının gerçekleştirilmesi.
- Oluk kutup kombinasyonunun ve sargı tipinin generatör çıkış performansına etkilerinin incelenmesi.
- Generatör tasarımlarının sonlu elemanlar yöntemi aracılığı ile simülasyon programında doğrulanması.

1.3. Tezin Aşamaları

1. Giriş

Tezin arka planı hakkında genel bir bakış açısı ortaya konmuştur. Tezin temel hedefleri açıklanmıştır. Son olarak tez çalışmasının aşamaları ile bitirilmiştir.

2. Literatür araştırması

Bu bölümde kalıcı mıknatıslı senkron generatörler ile ilgili güncel çalışmalar incelenmiş ve tezin amacına yönelik tespitler yapılmıştır. Yapılan bu araştırma, rüzgâr uygulamalarında kullanılan generatör tasarımları ile ilgili birçok akademik tezlerin ve makalelerin özetini içermektedir. Gerekli literatür araştırması sayesinde generatör tasarımında dikkat edilmesi gereken hususlar ve yapılan tasarımlar hakkında önceden bilgi sahibi olunmuştur.

3. Kalıcı mıknatıslı senkron generatörlerin (KMSG) tasarım kriterlerinin belirlenmesi

Bu bölümde tasarım aşamasına geçilmeden önce generatörlerin oluk kutup kombinasyonu, akı yönleri, rotor yapıları, mıknatıs yerleşimleri, kutup adımı ve sarım çeşitleri gibi temel kriterler belirlenmiştir.

4. Rüzgâr türbin uygulamaları için kalıcı mıknatıslı doğrudan tahrikli senkron generatör tasarımı ve analizi

Bu bölümde rüzgârdan elde edilen mekanik giriş gücünden generatör çıkış gücüne, net ağırlığına ve maliyetine kadar ki bütün aşamalar açıklanmıştır. Belirlenen sınır koşullara göre KMSG'ün bütün geometrik bileşen kesitleri belirlenmiştir. Makinanın manyetik ve elektriksel parametrelerinin hesaplanması için makinanın bütün matematiksel modellenmesi çıkartılmıştır.

5. Analitik ve sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilen KMSG'lerin sonuçlarının karşılaştırmalı değerlendirilmesi

Bu bölümde tasarımı tamamlanan generatörlerin MATLAB/GUI bileşeni vasıtasıyla bütün çıkış parametreleri analitik olarak hesaplanmıştır. MATLAB'ta hesaplanan makine çıkış parametreleri ile ANSYS'in RMXprt analitik çözümleme programından elde edilen çıkış parametreleri sırasıyla kıyaslanmıştır. Daha sonraki aşamada analitik çözümleri yapılan generatörler sonlu elemanlar yöntemi kullanarak Maxwell 2D yazılım programında; boşa çalışma, şebeke bağlantılı ve rezistif yüklü çalışma koşullarında simülasyonları gerçekleştirilmiştir. Analitik çözümleme sonuçları sonlu elemanlar analizi sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır.

6.Sonuçlar ve Öneriler

Bu bölümde ise MATLAB/GUI generatör tasarım programında ve ANSYS RMXprt / Maxwell 2D programında yapılan analizlerde elde edilen sonuçların istenilen sınır değerlerde olup olmadığı değerlendirilmiştir. Bu sonuçlara dayanarak gerekli çıkarımlar yapılmıştır. Son olarak bu çıkarımlardan yola çıkarak gerekli önermeler sunulmuştur.

2. LİTERATÜR ARAŞTIRMASI

2.1. Rüzgâr Türbin Generatörü Tasarımı

Rüzgâr enerjisinden elektrik üretimi, rüzgâr kanatlarından elde edilen mekanik gücün şebekeye iletilmesine kadar ki bütün aşamaları içermektedir. Dolayısıyla generatör tasarımının yanı sıra kanat tasarımı, mekanik generatör bileşenleri, şebeke frekansı ve gerilimini ayarlayan güç elektroniği dönüşüm sistemleri vs. gibi bileşenlerin de tasarlanması gerekmektedir. Burada ise ağırlıklı olarak kalıcı mıknatıslı senkron generatör tasarımı ile alakalı çalışmalara değinilmiştir. Literatürde yapılmış olan çalışmalar aşağıda verilmiştir.

Grauers (1996) doğrudan tahrikli rüzgâr türbin generatörünün nasıl tasarlanacağı ve küçük ebatlarda nasıl verimli bir generatör olabileceği üzerine çalışmıştır. Çalışmasında radyal akılı iç rotorlu bir senkron generatörün maliyet optimizasyonu ön plana çıkmaktadır. Tasarım metodunda 500KW'lık generatörün optimizasyonu gerçekleştirmiştir. Ayrıca 30KW'tan 3MW'a kadar tasarlamış olduğu generatörlerdeki hacim, verim ve aktif ağırlık gibi parametreleri optimize ettikten sonra karşılaştırmıştır. 500KW'lık frekans dönüştürücüyle doğrudan şebekeye bağlantılı generatör tasarımının çok daha zor olduğunu söylemektedir. Doğrudan tahrikli generatör diğer tasarımlarla karşılaştırıldığında %50 daha büyük ve %1.5 daha az verimli olduğu elde edilmiştir. 30KW'tan 3MW'a kadar tasarlanan diğer generatörlerin hepsinin oldukça uygun olduğunu söylemiştir. Özellikle bütün generatör ebatları için KW başı aktif ağırlıkları ve toplam maliyetleri neredeyse aynı çıktığı söylenmektedir.

Rizk ve Nagrial (2000) 5kW gücünde, 450 d/dk ile 900 d/dk hız aralıklarında, 8 kutuplu bir generatör tasarımı yapmışlardır. Söz konusu çalışmada NdFeB mıknatıslar kullanılmış ve generatörün farklı hızlara karşılık çıkış gerilimleri incelenmiştir. Tasarım sonuçları sonlu elemanlar yöntemi ile test edilmiştir.

Dubois (2004) doğrudan tahrikli rüzgâr türbinlerinde kullanılan kalıcı mıknatıslı generatör topolojilerini incelemiştir ve karşılaştırmıştır. Araştırmacı tork başına en düşük maliyet ile kütle başına en yüksek tork üretebilen topolojiyi ortaya çıkartmaya çalışmıştır. Özellikle çapraz akılı kalıcı mıknatıslı topoloji geleneksel kalıcı mıknatıslı makinalarla karşılaştırılmıştır. Optimizasyon yöntemleri kullanarak 1.5MW'lık rüzgâr

türbininin aktif malzeme maliyetleri hesaplanmış ve farklı topolojilerin maliyetlerini değerlendirilmiştir.

Rucker (2005) deniz uygulamaları için 16MW gücünde, sekiz farklı generatör modeli ve güç elektroniği dönüştürme mekanizması tasarlamıştır ve analizlerini gerçekleştirmiştir. Tasarlanan bütün generatörlerin performansı MATLAB programı kullanılarak karşılaştırılmıştır. Belirlenen son tasarımda ise generatörün ağırlığı ve hacmi büyük oranda optimize edilmiştir. Özellikle tasarlanan bu generatör kendi boyutlarındaki yuvarlak rotorlu makinalara kıyasla hacmi 7 kat küçültülürken ağırlığı ise 10 kat azaltılmıştır. Bu çalışmanın temel amacı; deniz araçlarında kullanılan generatörlerin ağırlığının ve hacminin azaltılmasıdır.

Widyan (2006) radyal akılı düşük devirli yüksek enerjili kalıcı mıknatıslı bir generatörün tasarımını, optimizasyonunu, imalatını ve testini gerçekleştirmiştir. Oluk ve mıknatıs etkileşiminden kaynaklı vuru mu momenti bileşenini azaltabilmek için yeni bir rotor konfigürasyonu tasarlamıştır. Makina oluklarında oldukça düz ve torus tipi toroidal sarım tekniği kullanılmıştır. Bu sayede sargı sonunda kaynaklanan bakır kayıpları ve makine ağırlığı azaltılmış aynı zamanda makinanın verimi yükseltilmiştir. Ayrıca her iki kutup arasına yumuşak manyetik materyaller yerleştirilerek kaçak akıların azaltılması sağlanmıştır. Makinanın toplam ağırlığını hafifletmek için rotor nüvesi manyetik olmayan hafif Alüminyumdan imal edilmiştir. Tasarlanan bu makine farklı yük koşullarında test edilmiştir. Makinada var olan vuru mu momentini azaltabilmek için ise oluk açıklıklarının arası geçirgenlik katsayısı $\mu_r = 10$ olan yumuşak manyetik materyalle doldurulmuştur ve başlangıç momentinin maksimum değeri nominal torkun %43'üne düşürülmüştür. Üretilen prototip makine tek fazlı olarak tasarlanmıştır.

Huang ve ark. (2008) yarı iletken teknolojilerinin gelişmesiyle birlikte doğrudan tahrikli rüzgâr türbin teknolojilerinin çok daha cazip hale gelmesinden esinlenerek 2MW'lık bir generatör tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Özellikle doğrudan tahrikli uygulamaların güvenilirliği, yüksek verimliliği ve değişken hızlı uygulamalar için oldukça uygun olması bu çalışmaya yönelmelerindeki temel amaçlardan birisidir. Bu çalışmada, en iyi makine tasarımı, dönüştürücü topolojisi seçimi ve kontrolü dâhil olmak üzere 2MW doğrudan tahrikli KMSG sisteminin mühendislik tasarımı

anlatılmıştır. Generatör master-slave yapısı kullanılarak iki tane paralel bağlanmış tamamen kontrollü AC-DC-AC PWM dönüştürücüsü ile şebekeye entegre edilmiştir. Paralel bağlantı için bir yük akım paylaşımı kontrol stratejisi sunulmuştur. Generatör sisteminin performansını karşılaştırmak için motorun tahrik gücünden faydalanılarak deneysel sonuçlar elde edilmiştir. Tasarlanan bu generatör şu anda bir rüzgâr türbinine monte edilmiş bir şekilde çalıştırılmaktadır.

H. Li ve Chen (2009) kalıcı mıknatıslı (KM) generatör sistemlerinin elektromanyetik tasarım optimizasyonuna dayanan doğrudan tahrikli rüzgâr türbinlerinin en iyi saha uygulamasını belirlemeye çalışmışlardır. AC-DC-AC dönüştürücülü doğrudan tahrikli KM rüzgâr enerjisi üretim sisteminin optimum tasarım modelleri geliştirilmiş ve daha sonra genetik algoritma ile bu tasarımı iyileştirilmiştir. 500 kW'lık doğrudan tahrikli bir KM generatörü ile tasarım optimizasyonlarının etkinliğini kanıtlamak için karşılaştırmışlardır. Tasarımlar sırasıyla 10-30 d/dk arasındaki 5d/dk'lık aralıklı hızlarda ve 100 kW-10 MW arasında dokuz adet güç seviyesinde kırk beş farklı kombinasyondan oluşmaktadır. KM'lı generatör kombinasyonları optimizasyon yöntemleriyle iyileştirilmiştir. Daha sonra her bir kombinasyon karşılaştırılmış ve düşük devirli yüksek güçlü generatörlerin tork yoğunluğu ve maliyet başına düşen tork açısından daha iyi performans sergilediği belirtilmiştir. Fakat bu generatörlerin maliyetleri yüksek ve stator dış çapları oldukça büyüktür. Düşük, orta ve yüksek rüzgâr seviyeleri için 500kW, 1MW ve 1.5MW'lık güçteki generatörlerin oldukça uygun olduğu öngörülmüştür.

Hui Li ve ark. (2009) tek kademeli, üç fazlı, radyal akılı ve AC-DC-AC dönüştürücülü bir KMSG'nin analitik modelini göstermişlerdir. Generatör sistem maliyetlerini azaltabilmek için genetik optimizasyon algoritmasını kullanmışlardır. Gelişmiş elektromanyetik tasarım modelinin etkinliğini gösterebilmek için 500KW'lık doğrudan tahrikli KM generatör ile çeşitli dişli oranlardaki 1.5MW'lık KM generatörler sırasıyla karşılaştırmışlardır. Daha sonra en uygun tasarım yaklaşımını bulabilmek için 750 KW'tan 10 MW'a kadar bütün generatörler optimizasyona tabi tutulmuşlardır. Elde edilen sonuçlar karşılaştırıldığında kademeli multibrid rüzgâr türbin yapısının maliyetinin doğrudan tahrikli yapıya kıyasla çok daha uygun olduğu gözlemlenmiştir.

Strous (2010) yüksek güçlü uygulamalar için konsantre sargılı radyal akılı kalıcı mıknatıslı generatör tasarımı üzerine çalışmıştır. Bu makina için analitik model geliştirilmiş ve elde edilen model sonlu elemanlar analizi (SEA) ile doğrulanmıştır. Konsantre sargılı 9 oluklu 8 kutuplu ve 3 oluklu 2 kutuplu iki farklı generatör tipi geliştirilmiştir. Ayrıca generatörlerin birisinin rotor yapısında V şekilli gömülü mıknatıslar kullanılırken diğerinde yüzey montajlı mıknatıslar kullanılmıştır. Geliştirilen bu generatörlerin analitik ve SEA modelleri oluşturulmuş ve her iki generatör için hesaplamalar yapılmıştır. Bu hesaplamalarda makine için gerekli olan parametrelerde dâhil edilerek; generatörlerin bakır kayıpları, demir kayıpları ve mıknatıslanma kayıpları elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar değerlendirildikten sonra test aşaması için generatör tasarımı hazır hale getirilmiştir.

Kowal ve ark. (2011) değişken hızlı rüzgâr türbin uygulamaları için doğrudan tahrikli KMSG'e ilave olarak tek aşamalı dişli kutulu KMSG'ü kıyaslamışlardır. Ayrıca stator çekirdeğinde kullanılan iki farklı elektriksel malzemenin performansını da karşılaştırmışlar. Dolayısıyla ilk olarak KMSG tasarım modeli oluşturulmuş daha sonra mekanik güç girişlerini sabit tutarak her bir türbin sisteminin generatör geometrileri optimize edilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre M235-35A malzemesi kullanılan generatörün verimi M800-65A 'ya göre daha yüksek çıkmıştır. Sonuç olarak dişli kutulu sistemde verimliliğin düşük olmasında rağmen generatör boyutlarının önemli ölçüde küçülmesi doğrudan tahrikli uygulamalara alternatif bir çözüm sunduğu ön görülmüştür.

Madani (2011) rüzgâr enerjisi uygulamalarında kullanılan KMSG tiplerini detaylı olarak incelemiş ve değişken hızlı uygulamalarda KMSG'lerin oldukça uygun olduğu sonucuna varmıştır. Yapılan ön araştırmadan sonra 12KW'lık yüzey mıknatıslı senkron generatör tasarımı gerçekleştirmiştir. Sonlu elemanlar ve termal analiz yapabilen simülasyon programlarıyla önerilen tasarım doğrulanmıştır. Son olarak optimizasyon kriteri makine maliyeti olarak belirlenmiş daha sonra makina'nın parametleri yeniden iyileştirilip elde edilen sonuçlar değerlendirilmiştir.

Kütük (2011) 15 KW'lık bir KMSG'ün modeli oluşturmuş daha sonra ANSOFT Maxwell Rmxprt programıyla generatörün analitik sonuçlarını elde etmiştir. Daha sonra sonlu elemanlar analizi için Maxwell 2D / 3D yazılımları kullanılarak generatörün

boşta ve anma yükünde manyetik analizleri gerçekleştirilmiştir. Generatör 'ün ısı analizini ise Motor-CAD yazılımı ile gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak tasarlanan KMSG, simülasyon programları ile doğrulanarak üretim aşamasına getirilmiştir.

He ve Wang (2012) rüzgâr türbin uygulamaları için düşük devirli kalıcı mıknatıslı optimal generator tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Tasarlanan generatörde tork dalgalanmasını azaltabilmek için kesirli oluklu sarım tekniği kullanılmıştır. Generatörde meydana gelen kaçak akı miktarını azaltabilmek için ise radyal akılı yüzey montajlı tasarım üzerinde yoğunlaşmıştır. Generatörün optimal tasarımı elektromanyetik dağılım dikkate alınarak yapılmıştır. Ayrıca rüzgâr türbininden maksimum verim elde edebilmek için Kaos optimizasyon algoritması kullanılmış ve optimum tasarım modeli elde edilmiştir.

Roshanfekar ve ark. (2012) rüzgâr türbin uygulamaları için iki farklı KMSG modeli ortaya koymuşlar ve her iki generatörün performanslarını karşılaştırmışlardır. Belirlenen bu iki modelden birisi yüzey montajlı mıknatıs tasarımı iken diğeri ise gömülü mıknatıslı tasarımdır. Her iki durumda da aynı miktarda mıknatıs, bakır ve hemen hemen aynı miktarda demir kullanılmıştır. Yapılan bu karşılaştırma elde edilen sonuçların daha gerçekçi olabilmesi için 2.23KV ve 1.72KV olmak üzere iki farklı DC bara gerilimi uygulanmıştır. Elde edilen sonuçlara göre gömülü mıknatıslı tasarım modeli daha iyi güç faktörüne sahip olduğu için daha yüksek verim elde edilmiştir. 7 m/s rüzgâr hızında 2.23 KV 'luk DC bara gerilimi için gömülü mıknatıs modelinin verimi %99.3 iken yüzey mıknatıslı modelin verimi %99.1 elde edilmiştir. 1.72KV DC bara geriliminde ise generatörlerden elde edilen verimler sırasıyla %99.1, %99.0 olarak elde edilmiştir.

Roshanfekar (2013) kıyı tipi rüzgâr türbin uygulamaları için yüzey mıknatıslı, gömülü mıknatıslı senkron generatör (SG) ve senkron relüktans generatör olmak üzere üç farklı generatör topolojisini incelemiştir. Üç farklı generatör tipleri karşılaştırıldığında en uygun sistemin gömülü mıknatıslı senkron generatör olduğu gözlemlenmiştir. Fakat bu generatörün en önemli dezavantajlarından birisi tork salınımının oldukça yüksek olmasıdır. Yapılan bu çalışmada; generatörün tork salınımını düşürebilmek için stator sargılarının kesirli oluklu sarılması ya da stator

oluklarına belli oranda eğim verilmesi önerilmektedir. Bu iki yöntemden biri uygulandığı takdirde tork salınıminin üçte ikilik oranda azaldığı görülmüştür.

Kashyap (2013) düşük hızlı hidrokinetik türbin uygulamalarında kullanılan KMSG'ün tasarımını, prototip üretimini ve testlerini gerçekleştirmiştir. Tork, hız, güç ve çalışma koşullarıyla alakalı ön koşullar göz önünde bulundurularak tasarım yapılmıştır. Ansys-RMXprt ve Maxwell2D simülasyon programından SEA ve performans sonuçları elde edilmiştir. Tasarlanan generatörün memnun edici aralıklarda olduğu gösterilmiştir.

Alshibani (2014) MW seviyesinde yatay eksenli rüzgâr türbin uygulamaları için generatör tasarımı gerçekleştirmiştir. Bu çalışmada rotor yüzeyindeki mıknatısları Halbach dizilimine göre yerleştirip geleneksel mıknatıs dizilimine kıyasla mıknatıs akı dağılım grafiğinin daha sinüzoidal olması sağlanmıştır. Bu sayede hem temel akı bileşeninin yükselmesini hem de toplam harmonik bozulmanın daha da azalması sağlanmıştır. Bu dizilimi kullanmasının diğer bir nedeni ise generatör'ün ebatlarının ve maliyetinin düşürülmesidir. Öne çıkarılan diğer bir husus ise, halbach diziliminin küçük güçlü generatör uygulamalarında sıklıkla kullanılmasına rağmen bu çalışmada büyük güçlü bir generatör tasarımında kullanılmasıdır. Halbach dizilimine göre generatör'ün matematiksel modeli çıkartılmış ve maliyet odaklı olarak parçacık sürüsü optimizasyonu ile tasarlanan generatör optimize edilmiştir. Optimize edilen yeni tasarım SEA yapabilen simülasyon programı ile doğrulanmıştır.

Bazzo ve ark. (2015) yıllık rüzgâr enerjisi grafikleri göz önünde bulundurularak yüksek verimli KMSG tasarımı için optimizasyon programı yazmışlar ve elde edilen sonuçları değerlendirmişlerdir. Yapılan bu optimizasyonda enerji verimliliği, kayıplar ve aktif malzeme maliyetleri dâhil edilerek gerçekleştirilmiştir. Optimum olarak 48 kutuplu, üç fazlı ve 40 kW'lık KMSG tasarımı uygun bulunmuştur.

Ahsanullah ve ark. (2017) doğrudan tahrikli rüzgâr türbin uygulamaları için yüksek verimli gömülü mıknatıslı senkron generatör tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Tasarlanan bu generatör optimizasyon programı ile daha da iyileştirilmiştir. Optimizasyon programındaki amaç fonksiyonları ise moment dalgalığının azaltılması, vuru momentinin azaltılması ve maksimum verim üzerine kurgulanmıştır. Rotordaki

mıknatıs kutuplarının şekillerinde ve eğiminde herhangi bir değişiklik yapılmaksızın sadece oluk – kutup boyutları ayarlanarak generatörün moment dalgalılığının ve vuru momentinin %5 oranında azalabileceği gösterilmiştir. Elde edilen sonuçlar simülasyon programlarında doğrulandıktan sonra doğrudan tahrikli rüzgâr uygulamaları için önerilmiştir.

de Paula Machado Bazzo ve ark. (2017) KMSG tasarım optimizasyonu gerçekleştirmişlerdir. Yapılan bu çalışmanın ana hedefi 55kW'lık orta güçlü generatör tasarımı gerçekleştirmenin yanı sıra generatör maliyetinin de optimizasyon programı ile düşürülmesidir. Generatör sistem maliyetini etkilediği için güç elektroniği kontrol stratejisi de analiz edilmiştir. Üç fazlı güç elektroniği dönüşüm stratejisi sayesinde generatörün güç açısı kontrol edilerek minimum maliyetli bir tasarım elde edilmiştir.

Sindhya ve ark. (2017) KMSG'nin analitik tasarımı gerçekleştirdikten sonra çok fonksiyonlu bir optimizasyon problemini altı fonksiyonlu bir denkleme dönüştürmüşlerdir. Generatörün boyut özellikleri ile ilgilenilerek optimal tasarım gerçekleştirmiştir. Optimizasyon programındaki temel parametreler generatör gücü, kütle başına düşen moment yoğunluğu, toplam kütle, verim, güç faktörü ve maliyet olarak belirlenmiştir.

Lim ve ark. (2018) elektrikli araç uygulamaları için gömülü mıknatıslı senkron generatör tasarım optimizasyonu gerçekleştirmişlerdir. Birçok tasarım değişkeni ve hedef problemini çözebilme yeteneğine sahip Taguchi ve Multifizik optimizasyon algoritmaları kullanılmıştır. Ayrıca bu problemleri çözebilmek için ardışıl aşamalı optimizasyon stratejisi kullanılmıştır. Son olarak optimizasyon sonuçlarına göre üretilen generatör deneysel koşullarda test edildikten sonra simülasyon sonuçlarıyla karşılaştırılarak doğrulanmıştır.

2.2. KMSG'lerde Oluk Kutup Kombinasyonu

Oluk kutup kombinasyonu literatürde q sembolü ile gösterilmektedir. Kutup ve faz başına düşen oluk sayısını ifade eden q değeri aşağıdaki formülde gösterilmiştir.

$$q = \frac{Q_s}{p.m} \quad 2.1$$

Yukarıdaki q formülde gösterilen Q_s ifadesi toplam oluk sayısını, p ifadesi kutup sayısını ve m ise makinanın faz sayısını ifade etmektedir. Formülde gösterilen kutup ve faz başına düşen oluk sayısını makinanın performansı için oldukça kritik bir parametredir. Tasarlanan iki farklı generatörde oluk kutup kombinasyonunun makina performansına olan etkileri incelendiği için oluk kutup kombinasyonu ile ilgili literatürdeki yayınlar aşağıda verilmiştir.

Sun ve ark (2011) oluk kutup kombinasyonunun kalıcı mıknatıslı senkron motorda meydana gelen titreşim ve gürültü üzerine etkilerini incelemişlerdir. Aynı performansta benzer iki makine farklı oluk kutup kombinasyonlarında kıyaslanmıştır. Sonlu elemanlar yöntemi ile Maxwell gerilme tensörü kullanılarak her iki motorundakış radyal kuvvetler analiz edilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre düşük harmonikli radyal kuvvetten kaçınmak ve titreşimi azaltmak için rotor kutbunun harmonik bileşeninin tam katı olan oluk kutup kombinasyon değerlerinin seçilmesi ön görülmüştür.

Rynkiewicz (2012) Uppsala Üniversitesi ile AB firması arasındaki işbirliği sonucunda 10 m/s rüzgâr hızda çalışabilecek dış rotorlu 20 KW'lık bir KMSG tasarımı gerçekleştirmiştir. Generatör tasarımının en önemli parametrelerinden birisi maliyet olduğu için birkaç farklı tasarım ön görülmüştür. Yaptığı çalışmada başlangıçta $q=1$ durumunda tasarlanan generatörde vuru momentinin yüksek çıkmasından dolayı ayrıca tavsiye üzerine $q=5/4$ ve $q=7/6$ değerleri için de testler gerçekleştirilmiştir. Son oluk kutup seçiminde 20KW anma gücünde %95 daha yüksek verimli bir generatör tasarımı elde edilmiştir. Generatör parametrelerinin hesaplanması MATLAB programında, makine çizimleri SOLID WORKS programında ve SEA'sı ise COMSOL programında gerçekleştirilmiştir.

Valavi ve ark. (2014) farklı oluk kutup kombinasyonlarına sahip kalıcı mıknatıslı makinalardaki radyal kuvvet dağılımını ve moment dalgalılığı karakteristikleri incelemiştir. Doğrudan tahrikli rüzgâr türbin uygulamaları için generatör rotor sargılarında konsantre sargı kullanımı sayesinde makina ebatının küçülteceği ve ağırlığının da daha hafif olacağı ön görülmüştür. Yapılan karşılaştırmalı sonuçlar SEA analizi ile doğrulandıktan sonra prototip makine üretimi gerçekleştirilmiştir. Elde edilen deneysel sonuçlar simülasyon programı sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır.

Hannon ve ark. (2014) oluk kutup kombinasyonun yüksek hızlarda çalışan kalıcı mıknatıslı senkron makinalarda üretilen momente ve moment dalgalılığına olan etkisi incelemiştir. Yapılan bu çalışma moment üretimine oluk açıklığının ve fuko akımının da etkisini hesaba katmak için 2D analitik alt model oluşturulmuştur. Kıyaslama yapılırken klasik moment bileşeni ile fuko akımları etkileşiminden kaynaklı meydana gelen moment bileşeni ayrı olarak değerlendirilmiştir.

Gandzh ve ark. (2015) tam ve kesirli oluk kutup kombinasyona sahip dış rotorlu kalıcı mıknatıslı yapıya sahip iki motorun karşılaştırması yapmışlardır. Yapılan bu karşılaştırmadaki ana amaç üretilen moment ve moment dalgalılığındaki değişimler olmuştur. Sonuçlar incelendiğinde kesirli oluk kutup kombinasyonuna sahip motorun vuru momentinin, moment dalgalılığının ve bakır kayıplarının daha az olduğu gözlemlenmiştir.

Kilmartin (2016) ev tipi rüzgâr türbin uygulamaları için 1KW'lık dış rotorlu yüzey mıknatıslı generatör tasarımı ve analizi gerçekleştirmiştir. Özellikle oluk kutup kombinasyonlarının etkisinin generatör çıkış parametrelerine olan etkisi gözlemek için beş farklı generatör yapısı incelenmiştir. Daha sonra tasarlanan generatörler SEA'ları gerçekleştirilerek detaylı olarak doğrulanmıştır. Generatörler boşta ve doğrultucu ile yükte çalışma koşullarında çalıştırılarak analiz edilmiş ve 18 oluklu 20 kutuplu tasarımdan en iyi sonuçların alındığı kanıtlanmıştır.

Nair ve ark. (2017) oluk kutup kombinasyonunun her hangi bir yük koşulunda çalışan yüzey mıknatıslı makinalardaki fuko akımı kayıplarına olan etkisi incelemiştir. Sonuçlar, 3D nümerik hesaplamalar kullanılarak karşılaştırılmıştır. Analitik çözümlerdeki tahminler deneysel testler tarafından da doğrulanmıştır.

3. KALICI MIKNATISLI SENKRON GENERATÖR (KMSG) TASARIM KRİTERLERİNİN BELİRLENMESİ

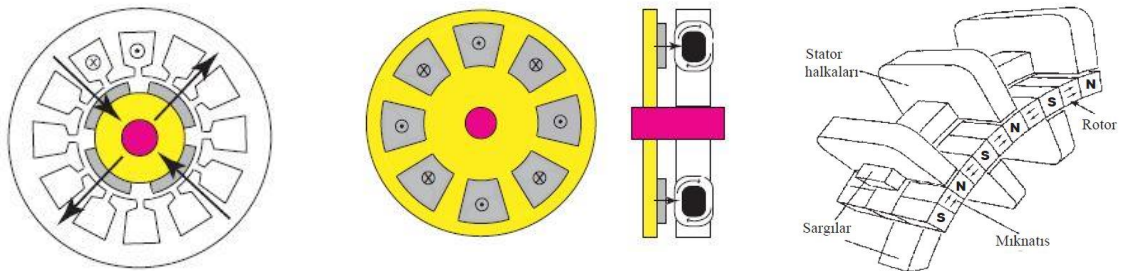
Bu bölümde düşük hızlı doğrudan tahrikli rüzgâr türbin uygulamaları için kalıcı mıknatıslı senkron generatör tasarım kriterleri açıklanmıştır.

3.1. Oluk Kutup Kombinasyonunun Belirlenmesi

Tasarımdaki en önemli parametrelerden birisi oluk kutup kombinasyonunun belirlenmesidir. Yapılan bu çalışmada oluk sayısı sabit tutularak kutup sayısı değiştirilmiş ve iki farklı oluk kutup kombinasyonu oluşturulmuştur. Kutup ve faz başına düşen oluk sayısı tam ($q = 1$) ve kesirli ($q = 0,375$) iki farklı makine tasarımı gerçekleştirilmiştir. Her iki makinanın oluk sayısı 54; kutup sayısı ise sırasıyla 18 ve 48'dir. Kutup sayısındaki bu değişim; generatörün vuru momentine, tork dalgalılığına, verimine ve indüklenen gerilimdeki harmonik dağılım gibi birçok çıkış parametresini etkilemektedir.

3.2. Akı Yönünün Belirlenmesi

Literatürde akı yönüne bağlı olarak radyal akılı, aksel akılı ve çapraz akılı olmak üzere üç farklı yapı mevcuttur. Radyal akılı makinalarda akım aksel yönde akarken, akı radyal yönde akmaktadır. Radyal akılı makinaların stator yapısı asenkron makinalar ile aynıdır. Makine imalatının ucuz ve kolay olmasından dolayı radyal akılı radyal akılı yapı genelde tercih edilmektedir. Aksel akılı makinalarda ise akım yönü radyal iken akı yönü aksel olarak akmaktadır. Çapraz akılı makinalarda ise akı, stator dişlerini çaprazlama takip ettiği için çapraz akılı olarak tanımlanmıştır. Her bir yapıda Şekil 3.1'de gösterilmiştir.



Şekil 3.1: Aksel akılı (solda), Radyal akılı (ortada), Çapraz akılı generatör (sağda)

3.3. Rotor Yapısının Belirlenmesi

Rotor yapısı iç ve dış rotorlu olmak üzere ikiye ayrılır. Geleneksel tasarım modellerinde genellikle içten rotorlu yapılar kullanılmaktadır. Bu yapıda rotor statorun iç tarafına yerleştirilmiştir. Mıknatıslarda rotorun dış yüzeyine yerleştirilmiştir. Ayrıca kolay üretilmesi ve daha düşük maliyetli olması da önemli özelliklerindedir. Fakat iç rotorlu yapıların dezavantajı yüzeydeki mıknatısların merkezkaç kuvvetinden dolayı rotordan ayrılabilmesidir. Ancak merkezkaç kuvveti devir sayısı arttıkça artacağından dolayı düşük devirli uygulamalarda merkez kaç kuvvetinin etkisi daha az görülmektedir. Bütün bunlara rağmen günümüzde rüzgâr türbin teknolojilerinde en yaygın kullanım alanına sahip doğrudan sürürlü makine içten rotorlu yüzey montajlı kalıcı mıknatıslı generatörlerdir. Bu tez çalışmasında iç rotorlu yapıyı tercih edilmiştir.

Dış rotorlu yapılarda ise stator rotor içerisine yerleştirilmiş olup mıknatıslarda rotorun iç yüzeyine monte edilmiştir. Bu yapının bazı avantajları bulunmaktadır. Rotor çapı konvansiyonel radyal akılı makinalara kıyasla daha da büyüktür. Bu sayede rotora daha fazla mıknatıs yerleşim imkanı sağlamaktadır. Dış rotorun dönmesiyle mıknatıslara uygulanan merkezkaç kuvveti mıknatısın rotordan kopmasını önleyecek yönde baskı uygulamaktadır. Dolayısıyla yüksek devirlerde mıknatısların rotordan çıkma riski ortadan kaldırılmıştır. Rüzgâr türbin uygulamalarında kanat gövdesi doğrudan makinanın dış rotoruna sabitlenebilmektedir.

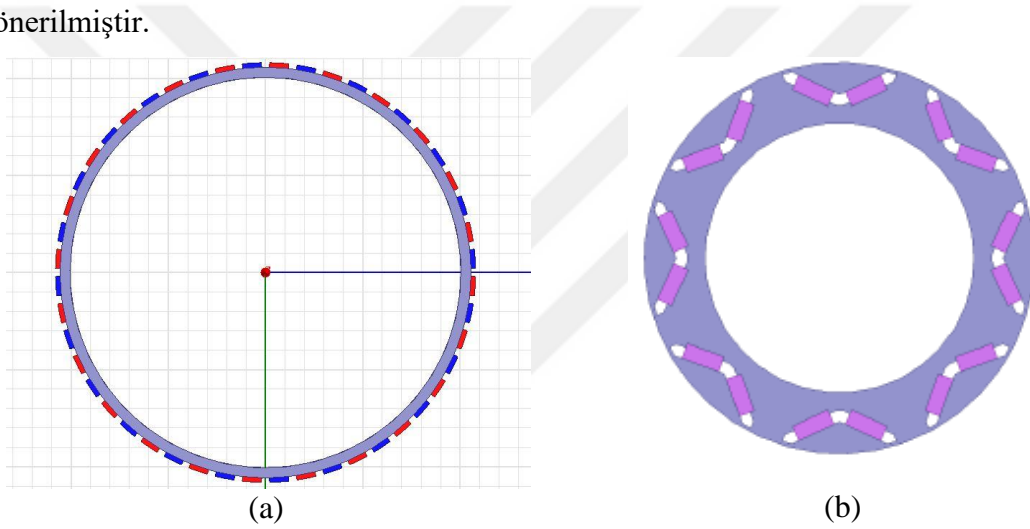


Şekil 3.2: İç rotorlu KM'lı Generatörün Kesiti (Solda), Dış Rotorlu KM'lı Generatörün Kesiti (Sağda)

3.4. Mıknatıs Yerleşimleri

Mıknatıs yerleşimlerini incelediğimizde makinalar genellikle yüzey mıknatıslı ve gömülü mıknatıslı olmak üzere ikiye ayrılmaktadır. Ayrıca ankastre ve teğetsel olarak yerleştirilmiş mıknatıslarda bulunmaktadır. Fakat tez çalışmasında yüzey

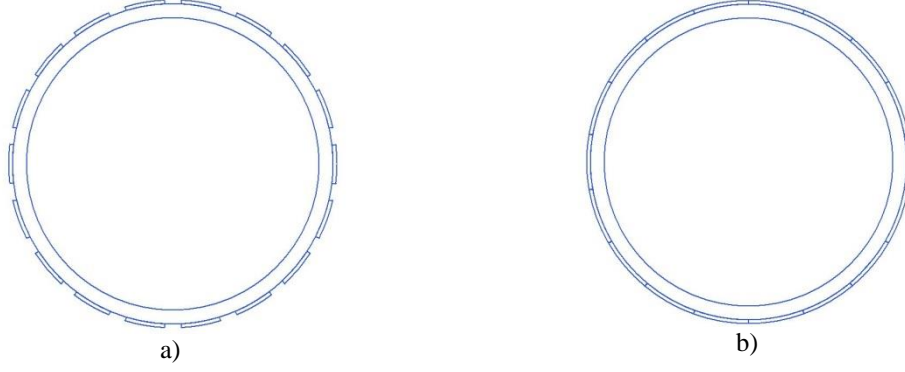
mıknatıslı ve gömülü mıknatıslı yerleşim modelini incelenmiştir. Şekil 3.3'te yüzey mıknatıslı ve gömülü mıknatıslı her iki yapı gösterilmiştir. Yüzey mıknatıslı yerleşimde mıknatıslar rotorun yüzeyine yerleştirilirken gömülü mıknatıslı yerleşimde mıknatıslar rotor laminasyonunun içine gömülmektedir. Dolayısıyla rotordaki sürekli mıknatıslar tarafından üretilen akı daha da fazla konsantre edilerek hava aralığındaki akı yoğunluğu arttırılmaktadır. Ayrıca mekanik zorlanmalardan da mıknatıslar korunmaktadır. Fakat bu yerleşimdeki en temel sorun V-Şeklindeki mıknatısların ucuna yerleştirilen demir köprülerdir. Eğer çok kutuplu bir uygulamada bu yapıyı kullanacak olursak mıknatıslar arasındaki açı küçülecek dolayısıyla demir köprüler manyetik doyuma ulaşacaktır. Yapılan bu çalışmada generatörde kullanılan kutup sayısı yüksek olması durumunda manyetik doyum gibi sorunlarla karşılaşmamak için yüzey mıknatıslı tasarım önerilmiştir.



Şekil 3.3: a) Yüzeyi KM'lı Generatör (Solda), b) Gömülü KM'lı Generatör (Sağda)

3.5. Kutup Adımı

Kutup adımı iki kutup arasındaki çevresel uzunluğu ifade etmektedir. 2α ise kutup açısını ifade etmektedir. Bu açı 0° ile 180° arasında belirlenmelidir. Örneğin 120° ve 180° derece kutup açısına sahip makinalarının mıknatısların yerleşimi Şekil 3.4'te gösterilmiştir. Kutup açısını 120° 'den yukarıya çıkarmak hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunu arttıracaktır. Fakat akı yoğunluğunun $1.7T$ 'dan sonraki değerlerde stator boyunduruğu ve dişi saturasyona uğrayacaktır (Tanja, 2002). Dolayısıyla makine tasarımında en uygun mıknatıslı açı değeri 120° olduğu düşünülmüş ve bu değer üzerinden generatör tasarımı gerçekleştirilmiştir.



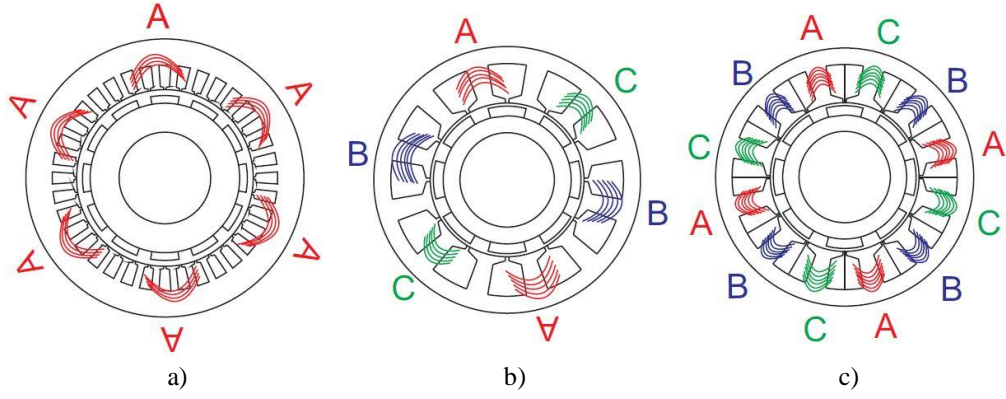
Şekil 3.4: a) 18 kutuplu 120°'lik Kutup Adımı, b) 180°'lik Kutup Adımı

3.6. Sarım Çeşitleri

Sargıların dizilimi, bakır sargıların makinanın stator oluklarına nasıl yerleştirileceğini açıklamaktadır. Sarım çeşitleri dağıtılmış ve konsantre olmak üzere ikiye ayrılır. Dağıtılmış sargılar ($q = \text{tamsayı}$); yaygın olarak kullanılan geleneksel sargılardır. Kutup ve faz başına düşen oluk sayısı ne kadar yüksek olursa sargılarda daha iyi sinüzoidal MMF dalgası elde edilir. $q = 1$ olduğu bu tip sargılarda temel sargı faktörü $k_{ns} = 1$ 'dir.

Konsantre sargı ise $q \neq 1$ olması durumunda yapılan sarım çeşididir. Bu sargıların kullanılmış olduğu makinalarda her bir bobin bir dişin etrafına sarılabilmektedir. Sarım çeşidine bağlı olarak tek katmanlı ve çift katmanlı olabilirler (Martínez, 2012). Konsantre sargının avantajları aşağıda sırasıyla belirtilmiştir.

- Sargılar kolaylıkla bir dişin etrafına sarılabildiği için sargı uçları dağıtılmış sargıya kıyasla çok daha kısadır. Aynı ebattaki iki makinaya kıyasla sargı direncinin küçülmesinden dolayı bakır kayıpları düşüktür. Kullanılan bakır kablo daha az olduğu için de kullanılan toplam bakır hacmi de düşürülür.
- Sargı uçları üst üste binmediği için stator dişleri üzerine kolaylıkla monte edilebilir.
- Bazı uygulamalarda daha düşük moment salınımı elde edilebilir.
- Vuruntu momenti daha düşük meydana geldiği için dağıtılmış sargılı makinalardaki gibi rotora ayrıca eğim verilmeden makine imalatı daha da kolaylaştırılır.
- İzolasyon ve imalatı daha da kolaydır.



Şekil 3.5: Farklı sargı çeşitlerindeki sargı sonu dağılımı. a) Dağıtılmış sargıya sahip ($Q_s = 36$ oluklu $p=12$ kutuplu ve $q=1$) makine; b) Tek katmanlı konsantre sargılı ($Q_s = 12$ $p = 8$ kutuplu ve $q = 0.5$) makine; c) Çift katmanlı konsantre sargılı ($Q_s = 12$ $p = 8$ kutuplu ve $q=0.5$) makine (Martínez, 2012).

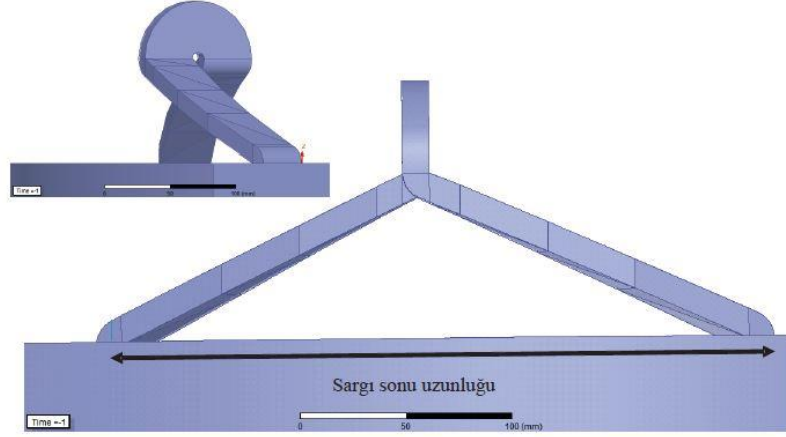
Yukarıda Şekil 3.5'te dağıtılmış ve konsantre sargıların oluklara yerleşimi gösterilmiştir. Aşağıdaki Tablo 3.1'de ise tek ve çift katmanlı sarımların karşılaştırılması yapılmıştır.

Tablo 3.1. Tek ve çift katmanlı konsantre sarımlar arasındaki özelliklerin karşılaştırılması (F. Meier, 2008)

	<i>Tek Katman</i>	<i>Çift Katman</i>
Temel sargı faktörü	Yüksek	Düşük
Sargı Sonu	Uzun	Kısa
Fuko akımları	Yüksek	Düşük
Tork kapasitesi	Yüksek	Düşük
EMF dalgasının harmonik bileşenleri	Yüksek	Düşük
Tork dalgalılığı	Yüksek	Düşük

Tablo 3.1'de görüldüğü gibi verimli ve daha hafif bir makine tasarımı yapılmak istenirse çift katmanlı konsantre sargılı yapı tercih edilmelidir. Sargı sonlarının daha küçük olması bakır kayıplarını daha da azaltırken fuko akımlarının da daha az olması nüve kayıplarını azaltmaktadır. Şekil 3.6'da sargı sonu uzunluğunun fiziksel görünümü makina üzerinde gösterilmiştir. Çift katmanlı sarımda moment salınımının daha düşük olmasına rağmen oluk kutup kombinasyonunun iyi seçilmesi bu salınımı daha da düşük seviyelere indirgeyebilecektir. Fakat üretilen gerilim sargı faktörüyle doğru orantılı

olduğu için sargı faktörünün düşük olması önemli bir dezavantajdır. Bu çalışmada iki farklı oluk kutup kombinasyonu olduğu için hem dağıtılmış sargı hem de çift katmanlı konsantre sargı kullanılmıştır. Dolayısıyla dağıtılmış ve konsantre sargıların makina performansına olan etkileri incelenmiştir.



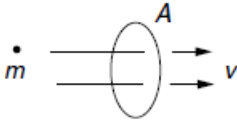
Şekil 3.6 : KMSG'de sargı sonu uzunluğunun görünümü (Roshanfekar, 2013).

4. RÜZGÂR TÜRBİN UYGULAMALARI İÇİN DOĞRUDAN TAHRİKLİ KMSG TASARIMI VE ANALİZİ

4.1. Rüzgâr türbininden elde edilecek güç

Hava akışından elde edilen kinetik enerji rüzgâr türbinin boyutuna ve rüzgâr hızına bağlıdır. Normal koşullar altında temel momentum teorisi, enerji dönüşümünün açıklamasını vermektedir. A kesiti boyunca v hızı ile m akış kütesinin meydana getirdiği kinetik enerji miktarı hesaplanmıştır (Masters, 2004).

$$K.E. = \frac{1}{2} m v^2 \quad 4.1$$



A kesiti boyunca elde edilen güç; enerjinin zamana oranından elde edilir.

$$P = \frac{\text{Enerji}}{\text{Zaman}} = \frac{1}{2} \left(\frac{\text{Kütle}}{\text{Zaman}} \right) v^2 \quad 4.2$$

Denklem 4.1'deki "m" kütesi; havanın özgül ağırlığı ile hacminin çarpımına eşittir.

$$m = \rho_{\text{hava}} H = mAL \quad 4.3$$

Denklem 4.3'teki " ρ_{hava} " havanın özgül ağırlığını, " H " havanın geçmiş olduğu hacmi göstermektedir. Rüzgârın esme yönündeki dik alan " A ", rüzgâr yönündeki alınan yol ise " L " sembolü ile gösterilmiştir.

$$H = AL \quad 4.4$$

Rüzgârın almış olduğu yol “L” , hızın zamanla çarpımına eşittir.

$$L = v t \quad 4.5$$

Denklem 4.5, Denklem 4.3'te tekrar yerine yazılarak kütle denklemi yeniden elde edilmiştir.

$$m = \rho_{hava} A v t \quad 4.6$$

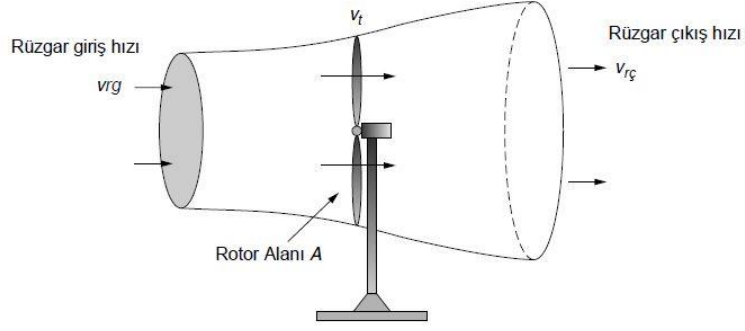
A alanı boyunca birim zamanda geçen kütle miktarı ” \dot{m} ” Denklem 4.7'de gösterilmiştir.

$$\left(\frac{A \text{ alanı boyunca geçen kütle}}{\text{zaman}} \right) = \dot{m} = \rho_{hava} A v \quad 4.7$$

Denklem 4.7'deki ifade Denklem 4.2'de birim zamanda geçen kütle miktarı ifadesinin yerine yazılıp yeniden düzenlenirse, rüzgârdan elde edilen güç bulunur.

$$P_{rg} = \frac{1}{2} \cdot \rho_{hava} \cdot A \cdot v^3 \quad 4.8$$

Denklem 4.8'de verilen güç denklemi incelendiğinde; rüzgârdan elde edilen güç hızın küpüyle orantılıdır. Örneğin hızın iki kat artması gücü sekiz katına çıkarmaktadır. Ayrıca aynı denkleme göre; rüzgâr gücü türbin kanatlarının süpürmüş olduğu alanla da doğru orantılıdır. Yaygın olarak kullanılan yatay eksenli türbin kanatlarının süpürmüş olduğu alan $A=(\pi/4)D^2$ 'dir. Dolayısıyla rüzgâr gücü kanat çapının karesiyle doğru orantılıdır. Kanat çapının iki katına çıkması türbin gücünü dört katına çıkaracaktır. Türbin maliyeti de kanatların çapıyla orantılı olarak artacaktır.



Şekil 4.1: Rüzgâr türbininden geçen havanın enerji akışı

Tüm sistemlerde olduğu gibi, rüzgâr dönüşüm sistemlerinde teorik olarak elde edilen gücün tamamının kullanılması teknik olarak mümkün değildir. Rüzgârdan elde edilen gücü etkileyen birçok parametre mevcuttur. Bir rüzgâr enerjisi dönüşüm sisteminde toplam verim;

- Türbin verimi
- Dişli mekanizmasının verimi
- Mekanik kavrama sisteminin verimi
- Generatör verimi

değerlerine bağlıdır. Buradaki en önemli verim bileşeni türbin verimidir.

Şekil 4.1’ de gösterilen v_{rg} türbin girişindeki rüzgâr hızıdır. v_t , rotor kanat düzleminden geçen rüzgâr hızıdır. $v_{rç}$ ise türbin çıkışındaki rüzgâr hızıdır. Enerji akışı boyunca geçen havanın kütle akış oranı her yerde aynı ve \dot{m} olarak tanımlanmıştır. Türbin kanatlardan elde edilen rüzgâr enerjisi E_t türbin giriş ve çıkışındaki hava akışında meydana gelen kinetik enerji farkına, rüzgâr gücü P_t ise enerjinin zamana bölümüne eşittir.



Şekil 4.2: Türbinlerinden geçen rüzgârın hava akış görünümü

$$P_t = \frac{1}{2} \dot{m} (v_{rg}^2 - v_{rç}^2) \quad 4.9$$

Denklem 4.7' de rotor düzlemi boyunca geçen birim zamandaki havanın ağırlık oranı ifadesinde hızın yerine kanat düzleminde geçen rüzgâr hızı (v_t) yazılmıştır.

$$\dot{m} = \rho_{hava} A v_t \quad 4.10$$

Kanat rüzgar hızı (v_t) değeri türbin öncesindeki ve sonrasındaki hız değerlerinin ortalaması olduğu için Denklem 4.9'daki türbinden elde edilen güç formülünü yeniden düzenlenmiştir.

$$P_t = \frac{1}{2} \rho_{hava} A \left(\frac{v_{rg} + v_{rç}}{2} \right) (v_{rg}^2 - v_{rç}^2) \quad 4.11$$

Güç denklemini cebirsel olarak daha basit bir denkleme indirgeyebilmek için türbin çıkışındaki ve girişindeki rüzgâr hızı oranı λ olarak ifade edilmiştir.

$$\lambda = \left(\frac{v_{rç}}{v_{rg}} \right) \quad 4.12$$

Denklem 4.11'deki türbinden elde edilen güç formülü bu orana göre yeniden düzenlenmiştir.

$$P_t = \frac{1}{2} \rho_{hava} A \left(\frac{v_{rg} + \lambda v_{rg}}{2} \right) (v_{rg}^2 - \lambda^2 v_{rg}^2) \quad 4.13$$

$$= \frac{1}{2} \rho_{hava} A v_{rg}^3 \cdot \left[\frac{1}{2} (1 + \lambda)(1 - \lambda^2) \right]$$

(4.13)'teki denklemde türbinden elde edilen güç; türbine gelen rüzgârın tamamından teorik olarak güç elde edilemeyeceği kanıtlamıştır. Bu denklemdeki parantez içerisinde gösterilen son ifade kanat verimi C_p olarak ifade edilmektedir (Masters, 2004), (Manwell, McGowan, & Rogers, 2009).

$$C_p = \frac{1}{2}(1 + \lambda)(1 - \lambda^2) \quad 4.14$$

Türbin kanatlarından elde edilen güç ifadesi kanat verimi de dâhil edilerek yeniden hesaplanmıştır.

$$P_t = \frac{1}{2} \rho_{hava} A v_{rg}^3 \cdot C_p \quad 4.15$$

$$= P_{rg} \cdot C_p$$

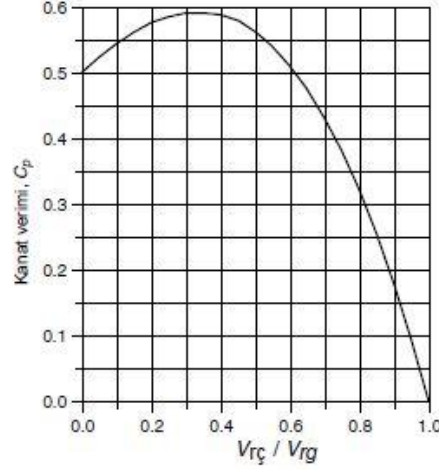
Maksimum türbin verimini veren λ oranını bulabilmek için kanat verimi ifadesinin türevi alınıp, sıfıra eşitlenmiştir.

$$\frac{dC_p}{d\lambda} = \frac{1}{2} [(1 + \lambda)(-2\lambda) + (1 - \lambda^2)] = 0$$

$$= \frac{1}{2} [(1 + \lambda)(1 - 3\lambda)] = 0$$

$$\lambda = \frac{v_{r\zeta}}{v_{rg}} = \frac{1}{3} \quad 4.16$$

Elde edilen bu λ oranını Denklem 4.14'teki kanat verimi denkleminin yerine yazılırsa teorik olarak maksimum verim %59,3 bulunur. Buradaki verimin %59,3'ü aşamayacağı Betz tarafından ortaya konulmuştur. Bu değeri incelediğimizde C_p 'nin maksimum olması için rüzgâr türbini giriş hızının, türbin çıkış hızından 3 kat daha büyük olması gerektiği görülmektedir. Fakat teorik olarak elde edilen bu verim değerine gerçek koşullarda ulaşılması oldukça güçtür. Şekil 4.2'de rüzgâr hız oranı ile kanat verimi arasındaki ilişki gösterilmektedir. (Masters, 2004)



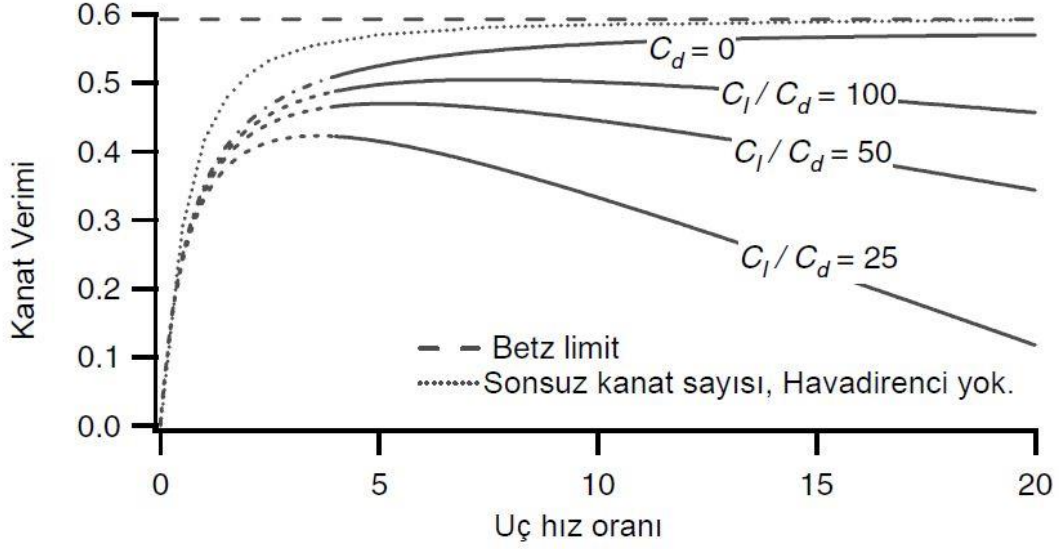
Şekil 4.2: λ ile C_p arasındaki ilişkiyi gösteren grafik.

Verilen bu denklemleri incelediğimizde herhangi bir rüzgâr hızındaki türbin verimi rotorun dönüş hızına bağlı olarak değiştiği gözlemlenmektedir. Eğer rotor çok yavaş dönecek olursa, türbin kanatları rüzgâr hızını daha az keseceğinden rüzgâr çıkışındaki hız değeri yükselecek, buna bağlı olarak λ değeri 1/3 'ten daha büyük olacağı için türbin verimi oldukça düşecektir. Eğer rotor çok hızlı bir şekilde dönerse, bir kanattan kaynaklanan türbülans onu takip eden diğer kanadı oldukça etkileyeceğinden dolayı verim gene düşecektir.

Genel olarak rotor verimi kanat uç hız oranının (β) fonksiyonu olarak tanımlanır. Kanat uç hız oranı, kanadın uç hızının rüzgâr hızına bölümünden elde edilir.

$$\beta = \frac{\text{rotor kanat uç hızı}}{\text{rüzgar hızı}} = \frac{rpm \times \pi D}{60 v} \quad 4.17$$

Bu denklemdeki rpm ifadesi rotorun dakikadaki devir sayısını, D kanat çapını (m) ve v (m/s) ise rüzgârın türbine gelmeden önceki bozulmamış hızını ifade etmektedir. Şekil 4.3 ise kanat sayılarına göre kanat uç hızı oranı ve kanat verimi arasındaki değişim gösterilmektedir.



Şekil 4.3: Kanat sayılarına göre β ile C_p arasındaki ilişkiyi gösteren grafik (Manwell et al., 2009).

$$C_{p,max} = \left(\frac{16}{27}\right) \beta \left[\beta + \frac{1.32 + \left(\frac{\beta - 8}{20}\right)^2}{B^{\frac{2}{3}}} \right]^{-1} - \frac{(0.57)\beta^2}{\frac{C_l}{C_d} \left(\beta + \frac{1}{2B}\right)} \quad 4.18$$

Denklem 4.18’de belirtilen β uç hız oranını, C_l kaldırma katsayısı, C_d sürüklenme katsayısı, $\frac{C_l}{C_d}$ kaldırma sürüklenme oranını ve B kanat sayısını ifade etmektedir. 1976 yılında Wilson ve arkadaşları tarafından bulunan Denklem 4.18’deki formülden uç hız oranını (β) 7, kanat sayısı (B) 3, kaldırma sürüklenme oranı $\frac{C_l}{C_d}$ oranı 100 için kanat verimi 0,504 bulunur (Manwell et al., 2009).

Ekonomik rüzgâr enerjisi santrali yatırımı için 7 m/s veya üzerindeki rüzgâr hızlarına ihtiyaç duyulmaktadır. Bu tez çalışmasında 20 kW’lık iki farklı generatör tasarımı yapılması planlanmıştır. 10 m/s’lik rüzgâr hızında çalışacağı öngörülen rüzgâr türbini pitch açısı kontrolü vasıtasıyla kanat açısı ayarlanarak üretilen anma gücü sabit değerde tutulmaya çalışılmıştır. Dolayısıyla 10 m/s’lik rüzgâr hızı ve 230 W/m² ‘lik güç yoğunluğunda rüzgâr türbin çapı hesaplanmıştır (Vardar, 2012). Türbin çapı bilindiği için Denklem 4.17’den generatör şaft hızı hesaplanmıştır.

$$20 \cdot 10^3 = 230 \cdot \pi \cdot \frac{D^2}{4}$$

$$D = 10,44 \text{ m}$$

$$7 = \frac{n \times \pi 10,44}{60 \cdot 10}$$

$$n = 128 \text{ d/dk}$$

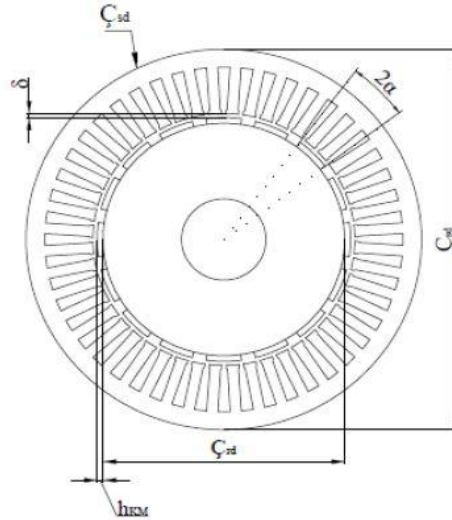
Denklem 4.15'ten rüzgâr türbininden elde edilen güç bulunmuştur. Havanın özgül ağırlığı 1.25 kabul edilmiştir. Daha önceki hesaplamalara göre $\beta = 7$ için kanat verimi $C_p = 0.504$, 10 m/s rüzgâr hızında kanat çapı 10,52 m bulunmuştur. Bu ifadeler sırasıyla denklem 4.15'te yerine yazılırsa generatör şaftına aktarılan mekanik giriş gücü hesaplanmıştır.

$$P_t = \frac{1}{2} \cdot 1,25 A v_{rg}^3 \cdot C_p = 0,5 \cdot 1,25 \cdot \frac{\pi}{4} \cdot 10,44^2 \cdot 10^3 \cdot 0.504 = 26965,06W$$

Rüzgâr enerjisinden elde edilen güç 26,965 kW'tır. Dolayısıyla generatörün şaftına uygulanan mekanik güç ön görülen 20 kW'lık KMSG için uygundur.

4.2. Kalıcı mıknatıslı senkron generatör tasarımı

Generatörün boyutlandırılmasına geçilmeden önce makinenin tasarım parametreleri belirlenmelidir. Bu parametreler aşağıda sırasıyla açıklanmıştır.



Şekil 4.4: Yüzey montajlı kalıcı mıknatıslı senkron generatörün geometrik büyüklükleri

- Makina tipi (Senkron, Asenkron, DC, Relüktans makinası, vs)
- Üretim yapısı (yüzey mıknatıs, gömülü mıknatıs, aksel akılı, radyal akılı, vs.)
- Anma gücü:
 - Generatör için elektriksel çıkış anma gücü (watt)
 - Çalışma esnasındaki ($\cos \varphi$) güç faktörü belirlenmesi. Özellikle Senkron generatörler için $\cos \varphi = 0.8$ ve üzeri olması gerekmektedir.
- Çıkış anma gerilimine ulaşılabilmesi için göre sarım sayısının ve shaftın dönüş hızının (d/dk) belirlenmesi
- Kutup sayısı (p)
- Generatörün anma frekansı (f)
- İndüklenen gerilim (E)

gibi parametreler boyutlandırma öncesinde oldukça önemlidir. Bu parametreler belirlendikten sonra aşağıdaki on farklı tasarım parametresi sırasıyla bulunabilir.

Bunlar;

- Stator dış çapı (C_{sd})
- Stator paket boyu (L_{sp})
- Stator oluk genişliği (h_{so})
- Stator oluk yüksekliği (h_{ss})
- Hava aralığı çapı (C_{si})
- Hava aralığı uzunluğu (δ)
- Hava aralığı akı yoğunluğunun max. değeri (\hat{B}_δ)
- Mıknatıs kalınlığı (h_{km})
- Rotor dış çapı (C_{rd})
- Kutup sayısı (p)

Normalde türbine gelen rüzgâr hızı sürekli değişken olduğu için nominal hızın altındaki düşük devirlerde generatör 20 kW güç üretemeyecektir. Fakat tasarlanan generatörlerin nominal hızının sürekli 128 rpm olduğu varsayılarak tasarım gerçekleştirilmiştir. Generatörün çıkış gerilimi şebeke gerilimiyle aynı olması için fazlar arası gerilim 400V olarak belirlenmiştir. Tasarlanan generatör doğrudan tahrikli olduğu için düşük devirlerde dönecektir. Dolayısıyla $P = M \cdot \omega$ formülüne göre sabit güç üretimi için devir sayısı ne kadar düşüğe generatör şaftının daha yüksek moment değerine sahip olması gerekmektedir. Moment ise Denklem 4.19'da görüldüğü gibi rotorun çapının karesi ve paket boyu ile doğru orantılıdır (Hanselman, 2006). Frekans ile kutup sayısı arasındaki ilişki doğru orantılıdır. Eğer düşük devirlerde frekansın sabit tutulması isteniyor ve devir sayısı da değişmiyorsa generatörün kutup sayısı artırılmalıdır. Örneğin 1500 rpm devirli bir makinadan 50 Hz frekans üretebilmek için 4 kutba ihtiyaç duyulurken 128 rpm devirde 51,2 Hz frekans üretebilmek için 48 kutba ihtiyaç duyulur.

Tasarlanan her iki senkron generatörde yüksek verimli NdFeB kalıcı mıknatıslar kullanılmıştır. Fakat bu mıknatısların en büyük dezavantajı kırılgenlikleri, sıcak artışından olumsuz etkilenmesi ve Curie sıcaklığının diğer mıknatıslara (AlNiCo, Ferrit, SmCo, vs.) kıyasla daha düşük olmasıdır (Mutluer, 2013). Dolayısıyla mıknatısların kalıcı olarak zarar görmemesi için makinenin uygun olarak soğutulması oldukça önemlidir. Generatörün imalat, montaj ve kanat bağlantılarının kolay olmasından dolayı

iç rotorlu konfigürasyon uygun görülmüştür. Ayrıca sargılar iç rotorlu tasarımda dışarıda olduğu için generatörü soğutmak daha kolaydır.

$$M = k_m G_{rd}^2 L_{rp} \quad 4.19$$

4.2.1. Oluk kutup kombinasyonunun belirlenmesi

Oluk kutup kombinasyonu makinanın sargı faktörü, vuruğu moment, moment salınımı, rotor titreşimi, generatör kayıpları ve indüktansı göz önünde bulundurularak seçilmelidir. Dağıtılmış sargılarda sargı faktörü $k_{ns} = 1$ 'dir. Konsantre sargıda manyeto motor kuvvetinin (MMK) dağılımı sinüzoidal dalga formundan uzak olduğu için bu katsayı $k_{ns} \neq 1$ 'e eşit değildir. KMSG'lerde sargı dağılımı ve sargı faktörü (k_{ns}) değeri oluk kutup kombinasyonu seçimiyle doğrudan ilişkilidir. Oluk ve kutup sayısı seçimi yapılırken temel sargı faktörünün olabildiğince büyük ve moment salınımının düşük olduğu kombinasyonların seçilmesine dikkat edilmelidir. Şekil 4.5'te farklı oluk kutup kombinasyonlarına sahip makinaların temel sargı faktörleri verilmiştir.

Tasarlanan ilk generatör 128 d/dk'da 51,2 Hz frekans üretebilmesi için 48 kutuplu olması uygun görülmüştür. Şekil 4.5'te farklı oluk kutup kombinasyonları için temel sargı faktörü değerleri verilmiştir. Şekil 4.5'teki 48 kutup sütununu incelediğimizde en yüksek temel sargı faktörünün 54 oluklu makinada elde edildiği görülmektedir. Bu durumda 48 kutuplu 54 oluklu makinanın temel sargı faktörü 0,945'tir. Dolayısıyla tasarlanan ilk generatör 128 rpm devirde 48 kutuplu 54 oluklu ($q = 0,375$) konsantre sargılı bir makinadır.

Sargı diziliminin makina parametrelerine olan etkisinin incelenebilmesi için tasarlanan ikinci generatörün dağıtılmış sargılı ($q = 1$) olmasına karar verilmiştir. Bu durumda Denklem 2.1'e göre 54 oluklu ikinci generatörün 18 kutuplu olması gerekir.

Şekil 4.5'teki temel sargı faktörü elektromotor kuvvetinin fazör diyagramı göz önünde bulundurularak hesaplanmıştır. "Cros metodu" olarak bilinen bu hesaplama kutup ve faz başına düşen oluk sayısı dikkate alınarak gerçekleştirilir (Cros & Viarouge, 2002). Çift katmanlı konsantre sargılı 54 oluklu 48 kutuplu bir generatörün sargı

yerleşimi ve sargı faktörünün hesaplanması Cros metodu kullanılarak adım adım açıklanmıştır.

Qs\p	42	44	46	48	50	52	54	56	58	60	62	64	66	68	70	72	74	76	78	80	
33		0.866																			
36	0.933	0.902	0.867	0.866																	
39		0.936	0.918		0.863	0.866															
42		0.953	0.945		0.913	0.89		0.866													
45	0.951	0.955	0.955	0.951	0.945	0.927		0.886	0.859	0.866											
48		0.95	0.954		0.954	0.95		0.933	0.905		0.857	0.866									
51		0.933	0.944		0.955	0.955		0.944	0.933		0.901	0.88	0.866								
54	0.902	0.915	0.93	0.945	0.949	0.954		0.954	0.949	0.945	0.93	0.915	0.902	0.877	0.854	0.866					
57		0.932	0.912		0.937	0.946		0.955	0.955		0.946	0.937		0.912	0.932		0.852	0.866			
60		0.874	0.892		0.933	0.936		0.951	0.954		0.954	0.951		0.936	0.933		0.892	0.874			0.866
63	0.866	0.85	0.871	0.88	0.905	0.919		0.945	0.948	0.953	0.955	0.955	0.953	0.948	0.945		0.919	0.905	0.89	0.871	
66		0.866	0.849		0.887	0.903		0.928	0.938		0.951	0.954		0.954	0.951		0.938	0.928			0.903
69			0.866		0.867	0.884		0.914	0.925		0.943	0.949		0.955	0.955		0.949	0.943			0.925
72				0.866	0.847	0.867		0.902	0.911	0.933	0.933	0.945	0.945	0.95	0.953	0.954	0.954	0.953	0.95		0.945
75					0.866	0.846		0.88	0.895		0.92	0.93		0.945	0.951		0.955	0.955			0.951
78						0.866		0.863	0.879		0.906	0.918		0.936	0.943		0.952	0.954			0.954
81							0.866	0.845	0.86	0.877	0.89	0.904	0.915	0.925	0.933	0.945	0.946	0.951	0.954		0.954
84								0.866	0.845		0.876	0.89		0.913	0.933		0.939	0.945			0.953
87									0.866		0.859	0.874		0.899	0.91		0.929	0.936			0.947
90										0.866	0.843	0.859	0.874	0.886	0.902		0.918	0.927	0.936		0.945

Şekil 4.5: Farklı oluk kutup kombinasyonlarına bağlı makinaların temel sargı faktörleri (Libert, 2004).

Denklem 2.1'deki kutup ve faz başına düşen oluk sayısı ifadesinin sadeleştirilmiş hali Denklem 4.20'de gösterilmiştir.

$$q = \frac{b}{c} \quad 4.20$$

Bu denklemdeki b değeri 1 serilerinin adetini simgelerken, c-b değeri ise 0 serilerinin adetini simgelemektedir.

$$q = \frac{54}{3.48} = \frac{3}{8}$$

1. Adım: Bu durumda 3 adet "1" serisi ve $(8-5) = 5$ adet "0" serisini içerecek bir dizi oluşturulur.

00000111

2. Adım: 1 ve 0 seri dizileri dengeli bir dağılımla yeniden dizilir.

10010010

3. Adım: Optimum dizilim üç defa tekrarlanarak yan yana yazılır.

10010010 | 10010010 | 10010010

4. Adım: Klasik üç fazlı $AC'BA'CB'$ dizini sırasıyla 3.adımdaki bir sıfır dizilimlerin altına yerleştirilir.

1 0 0 1 0 0 1 0 1 0 0 1 0 0 1 0 1 0 0 1 0 0 1 0
A C' B A' C B' A C' B A' C B' A C' B A' C B' A C' B A' C B'

Daha sonra bir dizinlerinin altında kalan sargılar konsantre sargının birinci katmanı oluşturur.

A A' A B B' B C C' C

5. Adım: İkinci katman ise ilk katman bir sıra kaydırılıp tersi alınarak yazılır.

A A' A B B' B C C' C

A' A A' B' B B' C' C

6. Çift katmanlı dizilim her iki katman yan yana getirilerek sıralanır.

$$\begin{array}{cccccccccc} \dots & 54 & 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & \dots \\ \dots & A & A'A' & AA & A'B & B'B' & BB & B'C & C'C' & CC & \dots \end{array}$$

Genel dizilim oluşturulduktan sonra sargı faktörünü hesaplamak için sadece A fazının dizilimini tanımlayan S vektörü oluşturulur. S vektörünü kullanarak A fazındaki her bir i bobininin \vec{E}_i fazörü ile ilgili EMK'yi bulunur.

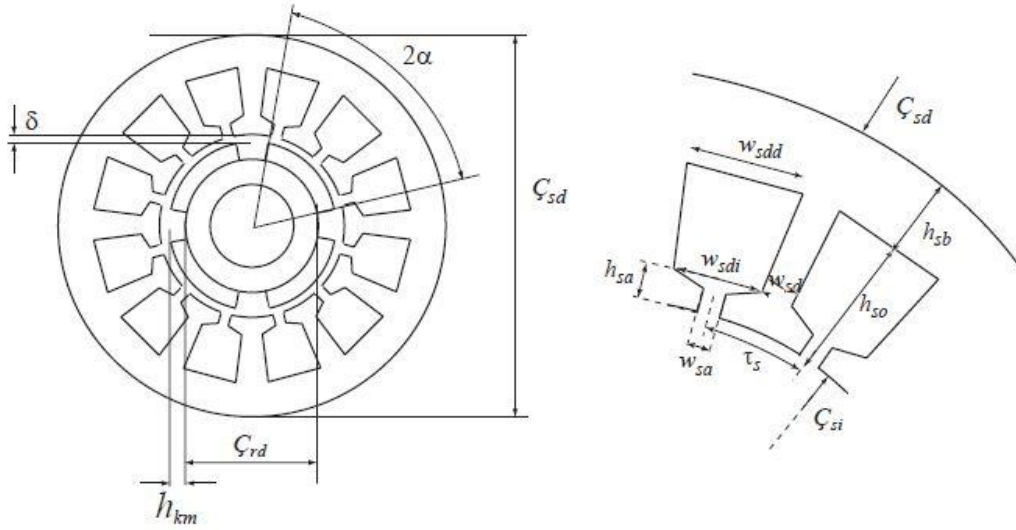
$$\vec{E}_i = \text{sign}(S(i)) e^{j\frac{\pi p}{Q_s}|S(i)|} \quad 4.21$$

Daha sonra Denklem 4.21'deki EMK ifadesi Denklem 4.22'de yerine sırasıyla yazılarak temel sargı faktörü hesaplanır.

$$k_{ns} = \frac{1}{n_l Q_s / 3} \left| \sum_{i=1}^{n_l Q_s / 3} \vec{E}_i \right| \quad 4.22$$

Denklem 4.22'deki i ifadesi S vektörünün bileşenleridir. n_l ise katman sayısı ifade etmektedir. ($n_l = 2$)

4.2.2. KMSG'nin boyutlandırılması



Şekil 4.6: 12 oluklu 4 kutuplu bir KMSG'nin geometrik parametrelerinin görünümü

Makine tasarımında en önemli hususlardan birisi elektriksel ve manyetik sınır koşullarına göre geometrik boyutlandırmanın yapılmasıdır. Makina izolasyonunun yapılabilmesi ve soğutulabilmesi için tasarlanan makinanın akım yüklenme seviyesinin sınır koşullarda olması oldukça önemlidir. Eğer makinanın soğutulması yeterince uygun değilse tasarım yeniden gerçekleştirilmelidir. Bir diğer önemli parametre ise makinanın stator, rotor ve hava aralığı akı yoğunluğu sınır değerlerinin istenilen aralıklarında olmasıdır. Aksi takdirde makina manyetik doyuma ulaşacağı için arzu edilen güç ve verim değerlerine ulaşamayacaktır. Tasarım esnasında dikkat edilmesi gereken akım ve akı yoğunluğu sınır koşulları ampirik olarak Tablo 4.1 ve 4.2'de sırasıyla gösterilmiştir.

Tablo 4.1. KM senkron makinalar için akı yoğunluğu sınır koşulları

	Akı Yoğunluğu B/T
	Kalıcı mıknatıslı senkron makina
Hava aralığı	0,8-1,05
Stator boyunduruğu	1,1-1,5
Dışler	1,5-2,0
Rotor boyunduruğu	1,3-1,6
Kutuplar	1,1-1,7

Tablo 4.2. Lineer akım yoğunluğu (kA/m), Akım yoğunluğu (A/mm^2) ve Teğetsel gerilme ($\sigma F_{tan}/Pa$) sınır koşulları

	Soğutma yöntemi	
	Hava	Hidrojen
A [kA/m]	30-80	90-110
J [A/mm^2]	3-5	4-6
Teğetsel gerilme		
$\sigma F_{tan}/Pa$		
Minimum	17 000	51 000
Ortalama	36 000	65 500
Maksimum	59 500	81 500
	$\cos \varphi = 1$	$\cos \varphi = 1$

Tablo 4.2'deki σF_{tan} hava aralığındaki teğetsel gerilmeyi simgelemektedir. Hava aralığındaki teğetsel gerilme lineer akım yoğunluğuna ve hava aralığı akı yoğunluğuna bağlıdır. Sinüzoidal hava aralığı maksimum akı yoğunluğunu \hat{B}_δ olduğunu ve sinüzoidal maksimum lineer akım yoğunluğunun da \hat{A} olduğunu farz edersek, hava aralığındaki teğetsel gerilme Denklem 4.23'ten hesaplanmıştır (Pyrhönen, Jokinen, & Hrabovcová, 2009).

$$\sigma F_{tan} = \frac{\hat{A}\hat{B}_\delta \cos \varphi}{2} \quad 4.23$$

Tablo 4.2'den tasarlanan her iki generatörün teğetsel gerilmesinin 20000, Tablo 4.1'den de hava aralığının maksimum akı yoğunluğunun 0.8 T olduğu varsayılırsa; Denklem 4.23'ten lineer akım yoğunluğunun maksimum değeri 50 kA/m bulunur. Tablo 4.2'ye göre hava soğutmalı her iki generatör için lineer akım yoğunluğu rms değerinin 35,35 kA/m olması gayet uygundur.

Hava aralığındaki teğetsel gerilme elektrik makinalarının boyutlandırılabilmesi için başlangıç noktasıdır. Teğetsel gerilme ifadesinden faydalanarak tasarlanan generatörlerin rotor ebatı ve paket boyu belirlenmiştir.

20 kW anma gücünde 128 d/dk hızla dönen generatörlerin anma momentleri Denklem 4.24'ten hesaplanmıştır.

$$M = \frac{P_{\zeta}}{w_n} = \frac{P_{\zeta}}{\frac{2\pi n}{60}} \quad 4.24$$

Bu denklemden her iki generatörün anma momenti 1492,07 Nm bulunur. Bulunan bu değer Denklem 4.25'teki moment ifadesinin yerine konulursa $\zeta_{rd}^2 L_{rp}$ değeri bulunur.

$$M = \sigma F_{tan} \pi \frac{\zeta_{rd}^2}{2} L_{rp} \quad 4.25$$

Bu denklemden $\zeta_{rd}^2 L_{rp}$ ifadesi 0,04749 bulunur. Yüksek moment/atalet istenen tasarımlarda L_{rp} / ζ_{rd} oranının 1'den küçük olması tercih edilir. Bulunan bu orana göre her iki generatörün rotor dış çapı 422 mm olarak kabul edilirse paket boyu yaklaşık olarak 266 mm olur. Bu boyutlandırmaya göre boy / çap oranı 0,64 olmaktadır.

Statorun iç çapını hesaplamak için Denklem 4.26'dan makine sabiti C değeri hesaplanmalıdır. (Pyrhönen et al., 2009)

$$C = \frac{\pi^2}{2} k_{ns} \hat{A} \hat{B}_{\delta} \quad 4.26$$

Bu denklemden makine sabiti C ifadesi 186535,52 bulunmuştur. Tasarlanan her iki generatör güç faktörünün bir olduğu varsayılırsa $P_{\zeta} = S_{\zeta} \cos \varphi$ formülünden aktif güç görünür güce eşittir. Her iki generatörden istenen aktif güç 20KW olduğuna göre Denklem 4.27'den her iki generatörün stator iç çapı hesaplanmış ve $\zeta_{si} = 434$ mm bulunmuştur.

$$S_{\zeta} = 2C \zeta_{si}^2 L_{rp} f / p \quad 4.27$$

4.2.3. Manyetik ve elektriksel sınır değerlerine göre geometrik parametrelerin hesaplanması

Bu bölümde dişlerde ve boyunduruklardaki akı yoğunluğu sınır değerleri göz önünde bulundurularak stator, rotor boyunduruk yüksekliği ve diş kalınlığı hesaplanmıştır. Akım yoğunluğu sınır değerleri göz önünde bulundurularak ise oluk ebatları hesaplanmıştır.

Kaçak akı kayıplarını ihmal ettiğimizde mıknatıslardan üretilen kutup başına düşen manyetik akı ϕ_{mp} olarak tanımlanmıştır (S. Meier, 2001).

$$\phi_{mp} = B_m \cdot w_{KM} \cdot L_{rp} = B_m \cdot \frac{2 \cdot \alpha}{p} \cdot (\zeta_{si} - \delta) \cdot L_{rp} \quad 4.28$$

Stator boyunduruğunda meydana gelen maksimum manyetik akı mıknatıslarda üretilen kutup başı akının yarısıdır.

$$\phi_{sb} = \frac{\phi_{mp}}{2} = B_{sb} \cdot h_{sb} \cdot k_{dd} \cdot L_{rp} \quad 4.29$$

B_{sb} stator boyunduruğunda meydana gelen maksimum akı yoğunluğudur. h_{sb} stator boyunduruğu yüksekliği ve k_{dd} ise stator demir dolgu katsayısıdır. Denklem 4.28 ve 4.29 birlikte çözümlendiğinde stator boyunduruk yüksekliği h_{sb} hesaplanmıştır.

$$h_{sb} = \frac{\alpha B_m (\zeta_{si} - 2\delta)}{p \cdot k_{dd} B_{sb}} \quad 4.30$$

Benzer durum rotor boyunduruğu için de geçerli olduğu için; rotor boyunduruk yüksekliği h_{rb} Denklem 4.31’de verilmiştir.

$$h_{rb} = \frac{\alpha B_m (\zeta_{si} - 2\delta)}{p \cdot k_{dd} B_{rb}} \quad 4.31$$

Statordaki diş genişliğini hesaplayabilmek için bütün mıknatıslarda üretilen manyetik akının stator dişleri boyunca geçtiği varsayılmıştır. Birkaç düzenlemeden sonra stator diş genişliği w_{sd} Denklem 4.32’den hesaplanmıştır.

$$w_{sd} = \frac{B_m \pi (\zeta_{si} - \delta)}{B_{sd} k_{dd} Q_s} \quad 4.32$$

Stator ile rotor arasındaki hava aralığı yüksekliği 1mm, mıknatıs kalınlığı ise 5mm olarak kabul edilmiştir. Tablo 4.1'deki manyetik akı yoğunluğu sınır değerleri göz önünde bulundurularak sırasıyla 48 ve 18 kutuplu her iki generatörün için stator, rotor boyunduruk yüksekliği ve stator dış kalınlığı hesaplanmıştır.

Tablo 4.3: Manyetik akı yoğunluğu değerlerine göre stator, rotor boyunduruk yüksekliği ve dış kalınlığı

	$p = 48$	$p = 18$
$B_{sb} = 1,1 T$ için;	$h_{sb} = 7,215mm$	$h_{sb} = 19,2 mm$
$B_{rb} = 1,3 T$ için;	$h_{rb} = 6,105mm$	$h_{rb} = 17 mm$
$B_{sd} = 1,4 T$ için;	$w_{sd} = 15,15mm$	$w_{sd} = 15,15mm$

Tablo 4.3'ten rotor boyunduruk uzunluğu bilindiğine göre her iki generatörün rotor iç çapı ya da mil çapı olarak bilinen $\zeta_{ri} = \zeta_{rd} - 2h_{rb}$ denkleminde sırasıyla hesaplanmıştır. 48 kutuplu generatörün mil çapı 409 mm, 18 kutuplu generatörün mil çapı ise 388 mm bulunmuştur.

Denklem 4.34'de lineer akım yoğunluğu (A); soluk adımı (τ_s) ve oluk akımının RMS değeri ile tanımlanır. Lineer akım yoğunluğu ve Denklem 4.35'teki akım yoğunluğu (J) ifadesinden oluk alanını hesaplanmıştır.

$$\tau_s = \frac{\pi \zeta_{si}}{Q_s} \quad 4.33$$

Stator iç çapının 434 mm olduğu 54 oluklu bir makinanın oluk adımı Denklem 4.33'ten hesaplanmış ve 25,25 mm bulunmuştur. Lineer akım yoğunluğu ise 35,35 kA/m olduğuna göre Denklem 4.34'ten toplam oluk amper sarım değeri $In_s = 894,814$ (ampersarım) bulunmuştur.

$$A = \frac{In_s}{\tau_s} \quad 4.34$$

$$J = \frac{n_s I}{A_{sl} f_{so}} \quad 4.35$$

Denklem 4.35'teki J akım yoğunluğunu, A_{sl} oluk alanını, f_{so} ise oluk dolgu faktörünü simgelemektedir. Akım yoğunluğunun $4,75 \text{ A/mm}^2$, oluk dolgu faktörü f_{so} 'in $0,6$ olduğu ön görülürse, Denklem 4.35'ten oluk alanı $313,97 \text{ mm}^2$ olmalıdır. Stator oluşunun alanı ise Denklem 4.36'da gösterilmiştir.

$$A_{sl} = \frac{1}{2}(w_{sdi} + w_{sdd}) \cdot (h_{so} - h_{sa}) \quad 4.36$$

Stator oluk açıklığı katsayısının (k_{sa}) bir olduğu varsayılırsa oluk iç genişliğinin minimum değeri Denklem 4.37'den hesaplanmıştır.

$$(w_{sdi})_{min} = \tau_s - w_{sd} \quad 4.37$$

Bu denklemden oluk iç genişliğinin minimum değeri $10,139 \text{ mm}$ olarak bulunur. Stator dış yüksekliğinin (h_{sa}) 5 mm , oluk yüksekliğinin de (h_{so}) $30,78 \text{ mm}$ olduğu varsayılırsa;

$$w_{sdi} = \pi \frac{\zeta_{si} + 2h_{sa}}{Q_s} - w_{sd} \quad 4.38$$

$$w_{sdd} = \pi \frac{\zeta_{si} + 2h_{so}}{Q_s} - w_{sd} \quad 4.39$$

Denklem 4.38 ve 4.39'dan sırasıyla stator oluğu iç genişliği (w_{sdi}) $10,7 \text{ mm}$, stator oluğu dış genişliği (w_{sdd}) $13,7 \text{ mm}$ olarak bulunur. Oluk açıklığı katsayısı (k_{sa}) $0,48$ ise Denklem 4.41'den stator oluk ağzı genişliği (w_{sa}) $5,1 \text{ mm}$ bulunur.

$$k_{sa} = w_{sa}/w_{sdi} \quad 4.40$$

$$w_{sa} = w_{sdi} \cdot k_{sa} \quad 4.41$$

Oluk içerisindeki büküm açısının (θ) 30° olduğu varsayılırsa Denklem 4.42'den stator uç ağız yüksekliği h_{sa1} 3,4 mm bulunur.

$$h_{sa1} = h_{sa} - \frac{1}{2} \cdot (w_{sdi} - w_{sa}) \cdot \tan \theta \quad 4.42$$

Tablo 4.4: Her iki KMSG'ün stator oluk ebatları

	<i>q=0,375 ve q=1 için;</i>
w_{sdd}	13,7 mm
w_{sdi}	10,7 mm
w_{sa}	5,1 mm
h_{so}	30,78 mm
h_{sa}	5 mm
h_{sa1}	3,4 mm

Elde edilen bu parametreler Denklem 4.36'da yerine yazılırsa stator oluk alanı $314,516 \text{ mm}^2$ bulunur. Son parametre olarak ise Tablo 4.3'e göre her iki generatörün stator dış çapları hesaplanmıştır. Şekil 4.6'yı incelediğimizde Denklem 4.43'ten stator dış çapları (ζ_{sd}) hesaplanmıştır.

$$\zeta_{sd} = \zeta_{si} + 2h_{so} + 2h_{sb} \quad 4.43$$

elde edilen değerler yuvarlandığında 48 kutuplu generatörün stator dış çapı 510 mm, 18 kutuplu generatörün dış çapı ise 534mm bulunmuştur. Sonuç olarak makinanın manyetik ve elektriksel sınır değerlerinden faydalanarak önerilen her iki generatörün bütün mekaniksel parametreleri hesaplanmıştır.

4.3. Yüzey montajlı KMSG'ün analizi

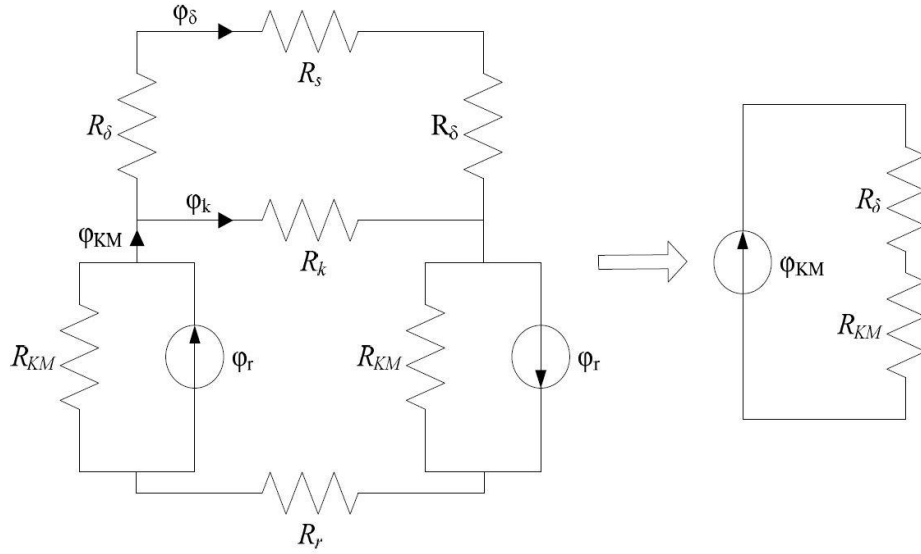
Bu bölümde bir önceki bölümde belirlenen parametreler kullanılarak 20 kW'lık her iki KMSG'ün manyetik ve elektriksel analizi gerçekleştirilmiştir.

4.3.1. Manyetik analiz

Makina tasarımındaki en önemli parametrelerden birisi hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunu hesaplayabilmektir. Hava aralığı uzunluğu, mıknatıs kalınlığı, mıknatısın bağıl geçirgenlik katsayısı ve mıknatısın manyetik akı yoğunluğu hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunu etkileyen en önemli parametrelerdir. Örneğin hava aralığı uzunluğunun büyük olması durumunda ihtiyaç duyulan hava aralığı akı yoğunluğunu üretebilmek için daha fazla mıknatısa ihtiyaç duyulur. Sonuç olarak hava aralığı uzunluğunun artmasıyla birlikte makinanın indüktansı da düşecektir. Değişken hızlı uygulamalarda alan zayıflatma yöntemi ile generatörde üretilen çıkış gerilim istenilen değerde ayarlanabilmektedir. Dolayısıyla makine İndüktansın düşük olması alan zayıflatma aralığını daraltmaktadır. Yani makinanın kontrol sınırı daha da küçüldüğü için generatör daha da verimsizleşir.

Fakat hava aralığı uzunluğunun yüksek olması hava aralığı akı yoğunluğunun daha iyi sinüzoidal dağılım vermesi ve dolayısıyla fuko akımı kayıpları daha etkin bir şekilde azaltılabilmesi açısından bazı olumlu etkileri de vardır. (S. Meier, 2001) Bütün bu olumlu ve olumsuz yönler bir araya getirildiğinde kontrol aralığının yüksek tutulması, makine indüktansının yüksek olması ve mıknatıs maliyetinin düşürülmesi gibi sebeplerde dolayı hava aralığını uzunluğunun çok büyük olmaması tercih edilir.

Kalıcı mıknatıslı senkron makinanın manyetik analizi Şekil 4.7'deki manyetik modele göre gerçekleştirilmiştir. Bu şekilde makinada akının takip edebileceği bölümler gösterilmiştir.(Hanselman,2006)



Şekil 4.7: KMSG'ün Manyetik eşdeğer devresi (Mutluer, 2013)

Mıknatısta üretilen akı hava aralığından statora daha sonra tekrar hava aralığından diğer mıknatıs kutbunu takip ederek döngüsünü tamamlar. Fakat mıknatıstan çıkan her akı döngüsünü tamamlayamaz. Döngüsünü tamamlayamayan bu akılar kaçak akı olarak tanımlanır. Sırasıyla R_{KM} sembolü mıknatıs relüktansını, R_δ sembolü hava aralığı relüktansını, R_s sembolü stator relüktansını, R_r sembolü rotor relüktansını ve R_k sembolü kaçak relüktansı simgeler. Rotor ve stator relüktansları çok küçük olduğu için ihmal edilmiştir. Kaçak relüktans ise bir katsayı k_k ile hava aralığı relüktans denklemine dâhil edilmiştir. Relüktansın genel formülü Denklem 4.44'te gösterilmiş akabinde ise sırasıyla mıknatıs relüktansı ve hava aralığı relüktansı gösterilmiştir. Denklem 4.44'teki l malzeme üzerinden geçen manyetik akının aldığı yolu, μ malzemenin geçirgenlik katsayısı, A malzeme üzerinden geçen manyetik akının kesit alanını göstermektedir.

$$R_{KM} = \frac{l}{\mu A} \quad 4.44$$

$$R_{KM} = \frac{h_{KM}}{\mu_0 \mu_r L_{rp} w_{KM}} \quad 4.45$$

$$R_\delta = \frac{\delta_e}{\mu_0 L_{rp} w_{KM}} \quad 4.46$$

Denklem 4.45 ve 4.44'daki h_{KM} kalıcı mıknatıs kalınlığı, L_{rp} rotor paket boyu, w_{KM} kalıcı mıknatıs genişliğini, δ_e stator ve rotor arasındaki eşdeğer hava aralığını, μ_0 boşluğun bağıl geçirgenliği, μ_r bağıl manyetik geçirgenliğini göstermektedir. Stator ve rotor arasındaki manyetik akının katettiği eşdeğer hava aralığı ise “**Carter**” katsayısı ile verilmektedir (Libert, 2004). Denklem 4.48'deki k_{carter} Carter katsayısını, δ rotor ile stator arasındaki hava aralığını, τ_s stator oluk adımını, w_{sa} ise stator ağız genişliğini göstermektedir.

$$\delta_e = \delta \cdot k_{carter} \quad 4.47$$

$$k_{carter} = \frac{\tau_s}{\tau_s - w_{sa}^2 / (w_{sa} + 5\delta)} \quad 4.48$$

Şekil 4.7'deki manyetik devre çözümlendiğinde;

$$\phi = \frac{R_{KM}}{R_{KM} + k_r R_\delta} \cdot \phi_r \quad 4.49$$

Kaçak relüktansın etkisini de ilave ederek mıknatıslarda üretilen hava aralığındaki manyetik akı $\phi_m = k_k \phi$ olur. Bu denkleme göre Denklem 4.49'u yeniden düzenlersek hava aralığındaki manyetik akı bulunur.

$$\phi_m = \frac{R_{KM} \cdot k_k}{R_{KM} + k_r R_\delta} \cdot \phi_r \quad 4.50$$

Denklem 4.45 ve 4.46'daki relüktans ifadeleri sırasıyla Denklem 4.50'de yerlerine yazılır. İfadelerin sadeleştirilmesiyle hava aralığında meydana gelen manyetik akı yoğunluğu denklemi elde edilmiştir.

$$B_m = \frac{k_k}{1 + k_r \frac{\mu_r \delta_e A_m}{h_{KM} A_\delta}} \cdot B_r \quad 4.51$$

Denklem 4.51’de yer alan B_m mıknatıslarda üretilen hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğu, B_r kalıcı mıknatıs artık manyetik akı yoğunluğu, A_m mıknatıs yüzey alanı, A_δ hava aralığı yüzey alanı, k_r stator ve rotor relüktanslarının etkisini simgeleyen relüktans katsayısı, k_k katsayısı ise kalıcı mıknatıslar arasındaki kaçak akı oranını ifade etmektedir.

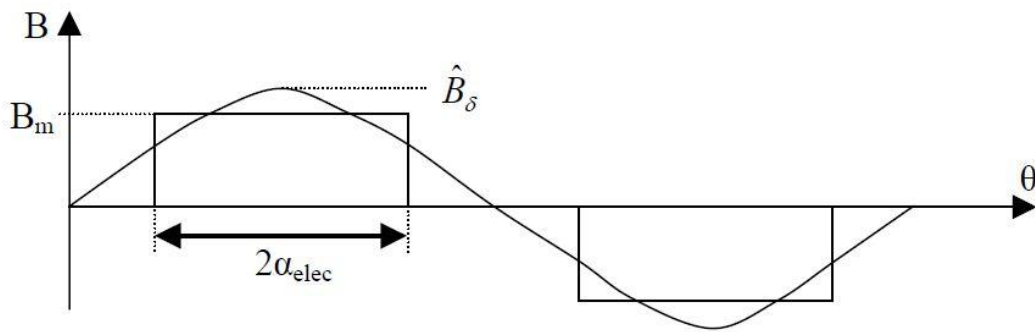
$A_m = A_\delta$, $\delta_e = \delta \cdot k_{carter}$ ve $k_r = 1$ olduğu varsayılırsa; Denklem 4.51’nin son hali olan Denklem 4.52 elde edilir.

$$B_m = \frac{k_k}{1 + \frac{\mu_r \delta \cdot k_{carter}}{h_{KM}}} \cdot B_r \quad 4.52$$

$$k_k = \frac{100 - (7p/60 - 0.5)}{100} \quad 4.53$$

NdFeB gibi kalıcı mıknatıslar, sıcaklık artışından olumsuz olarak etkilenmektedir. Sıcaklık artışıyla birlikte demagnetizasyon eğrisinde orjine doğru daralma meydana gelir. Eğrinin orjine yaklaşmasıyla dirsek noktası aşıldığı takdirde mıknatıslarda geri dönülemez zararlar meydana gelebilir. Fakat mıknatıslar soğutulduğu takdirde bu eğri tekrar yükselir ve mıknatıslarda daha fazla manyetik akı üretimi meydana gelir. Denklem 4.54’te sıcaklık ile kalıcı mıknatıslarda meydana gelen artık manyetik akı yoğunluğu arasındaki ilişki gösterilmektedir. (Hanselman, 2006)

$$B_r(T) = B_r + \alpha_T(T_{emp} - 20^\circ\text{C}) \quad 4.54$$



Şekil 4.8: Hava aralığı akı yoğunluğunun gerçek ve temel bileşenlerinin görünümü

Şekil 4.8’de hava aralığı manyetik akı yoğunluğu dağılımının dikdörtgensel olduğu varsayılır. Daha sonra Fourier açılımı kullanılarak hava aralığı manyetik akı yoğunluğu dalgasının temel harmonik bileşeni bulunmuştur.

$$\hat{B}_\delta = \frac{4}{\pi} B_m \sin \alpha_{elec} \quad 4.55$$

Denklem 4.55’te tanımlanan α_{elec} yarım kutbun kapladığı elektriksel açığı simgelemektedir.

$$\alpha_{elec} = \frac{w_{KM} \cdot p}{2 \cdot (C_{si} - 2\delta)} \quad 4.56$$

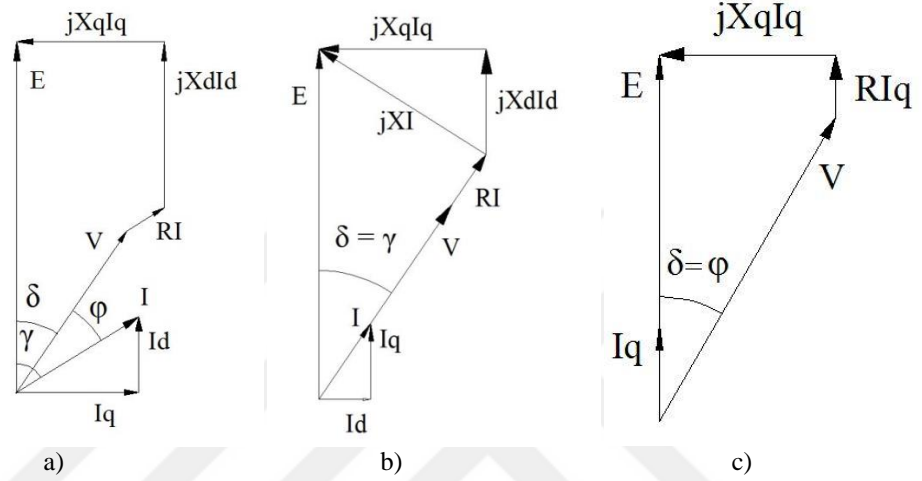
Kutup açısı $2\alpha_{elec}$ genellikle $2\pi/3$ yani 120° derece seçilir. Aslında Denklem 4.55’i incelediğimizde α_{elec} 180° derecede olması durumunda hava aralığı manyetik akısı maksimum olur ve 120° derecelik açığa kıyasla hava aralığı akı yoğunluğu %14 daha fazla elde edilir. Fakat bu durumda mıknatıs hacmi %50 büyüyecek makine maliyeti de yükselecektir. Son olarak mıknatısın kapsama oranını radyan cinsinden ifade edecek olursak;

$$cov = \frac{2\alpha_{elec}}{\pi} = \frac{w_{KM} \cdot p}{\pi \cdot (C_{si} - 2\delta)} \quad 4.57$$

elde edilir. Hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunun temel bileşenin hesaplanması makinada indüklenen gerilimi, histerisiz ve fuko kayıpları ve verim gibi birçok parametrenin hesaplanmasında kullanıldığı için oldukça önemlidir. Dolayısıyla makinanın en önemli parametrelerden birisi hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunun temel bileşenidir.

4.3.2. Yüzey montajlı KMSG'ün elektriksel analizi

Bu bölümde Şekil 4.9'deki kalıcı mıknatıslı senkron generatörün elektriksel fazör diyagramındaki devre parametreleri hesaplanmıştır. Bu parametreler sırasıyla d ve q eksen indüktansları (L_d, L_q), faz başına düşen stator sargı direnci (R), çıkış gerilimi (V), indüklenen gerilim (E) ve oluk başına düşen sarım sayısı n_s 'dir.

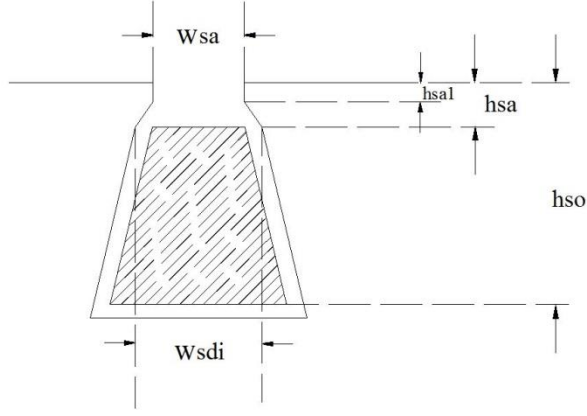


Şekil 4.9 : a) Endüktif yüklü KMSG'ün fazör diyagramı, b) Rezistif yüklü KMSG'ün fazör diyagramı, c) $I_d = 0$ 'da KMSG'ün kapasitif yüklenmesi

Hesaplamalardaki en önemli parametre ise oluk başına düşen sarım sayısı (n_s) ve hava aralığı manyetik akı yoğunluğu (\hat{B}_δ)'dur. Çünkü bu iki parametre doğru bir şekilde hesaplanmadığı müddetçe makinanın analizlerinde gerçeğe yakınsanabilmesi oldukça zordur. Yapılan analitik çözümlerinin hepsi nominal hızda gerçekleştirilmiştir.

Yüzey montajlı makinalarda mıknatısların bağıl geçirgenlik katsayısı μ_r değeri 1'e çok yakın olduğu için bu makinalar çıkık olmayan kutup yapısına sahip olduğu varsayılır. Dolayısıyla d ve q indüktansları birbirine eşit kabul edilmiştir. Makinanın mıknatıslanma ve kaçak indüktans olmak üzere iki farklı indüktans bileşeni vardır. Bu indüktanslar sırasıyla aşağıdaki denklemler yardımıyla hesaplanmıştır.

$$L_{md} = L_{mq} = \frac{3}{\pi} (qn_s k_{ns})^2 \frac{\mu_0}{\delta k_c + \frac{h_{KM}}{\mu_r}} (C_{si} - \delta) L_{rp} \quad 4.58$$



Şekil 4.10: KMSG'ün oluk kesit görünümü

$$L_k = \mu_0 L_{rp} \frac{Q_s}{m} \left(\frac{n_s}{\alpha} \right)^2 \lambda_1 \quad 4.59$$

$$\lambda_1 = \frac{h_{so} - h_{sa}}{3w_{sdi}} + \frac{h_{sa1}}{w_{sa}} + \frac{h_{sa} - h_{sa1}}{w_{sdi} - w_{sa}} \ln \frac{w_{sdi}}{w_{sa}} \quad 4.60$$

$$L_d = L_q = L_k + L_{md} = L_k + L_{mq} \quad 4.61$$

$$L'_d = L'_q = \mu_0 L_{rp} \frac{Q_s}{m} \lambda_1 + \frac{3}{\pi} (qk_{ns})^2 \frac{\mu_0}{\delta k_c + \frac{h_{KM}}{\mu_r}} (C_{si} - \delta) L_{rp} \quad 4.62$$

Denklem 4.58'den 4.62'ye kadar uzanan denklemlerde L_{md} ve L_{mq} mıknatıslanma indüktansları, L_k kaçak indüktansı, d eksenini indüktansını L_d , q eksenini indüktansını L_q , L'_d ve L'_q oluk başı sarım sayısı dâhil edilmemiş d ve q indüktanslarını, m faz sayısını, λ_1 kaçak indüktans katsayısı ve α ise paralel kol sayısını göstermektedir. Tasarlanan generatörün paralel kol sayısı 1'dir. Tasarım esnasında sargı sonu kaçak reaktansı oldukça küçük olduğu için ihmal edilmiştir.

KM'lı generatörlerde kayıpların büyük bir kısmını demir ve bakır kayıpları meydana getirmektedir. Sürtünme ve vantilasyon gibi ilave kayıplar ihmal edilmiştir.

Bakır kayıplarını hesaplamadan önce sıcaklığın sargı direncine olan etkisi incelenmiş ve Denklem 4.63'te gösterilmiştir. Bu denklemi incelediğimizde makinanın

sıcaklığının artmasıyla birlikte sargı direnci de artacaktır. Dolayısıyla makinanın sıcaklığının belirlenen sınır değerlerde tutulması için soğutulması oldukça önemlidir. Tasarımdaki bütün hesaplamalar çalışma sıcaklığının 75°C varsayarak gerçekleştirilmiştir. Bakır kayıplarını hesaplamak için faz başına düşen stator direncinin hesaplanması gereklidir. Yapılan hesaplamalarda sac paket içerisindeki bakır direncinin yanı sıra sargı sonundaki bakır direnci de dâhil edilerek gerçekleştirilmiştir. Dağıtılmış sargılı makinalarda sargı sonu uzunluğu konsantre sargılı makinalara kıyasla daha uzun olduğu için bakır kaybı daha yüksektir. Stator direnci hesabı adım adım formüllerle verilmiştir.

$$\rho(T_{emp}) = \rho_{20^{\circ}\text{C}} [1 + \alpha_{cu}(T_{emp} - 20^{\circ}\text{C})] \quad 4.63$$

$$R = \rho \frac{l}{A} \quad 4.64$$

$$R_i = \rho_{75^{\circ}\text{C}} \frac{pL_{rp}n_s^2q}{f_{so}A_{so}} \quad 4.65$$

$$R_d = \rho_{75^{\circ}\text{C}} \frac{(\zeta_{si} + h_{so})\pi k_{sn}n_s^2q}{f_{so}A_{so}} \quad 4.66$$

$$R = R_i + R_d = \rho_{75^{\circ}\text{C}} \frac{(pL_{rp} + (\zeta_{si} + h_{so})\pi k_{sn})n_s^2q}{f_{so}A_{so}} \quad 4.67$$

$$R' = \rho_{75^{\circ}\text{C}} \frac{(pL_{rp} + (\zeta_{si} + h_{so})\pi k_{sn})q}{f_{so}A_{so}} \quad 4.68$$

Denklem 4. 63'teki sargı öz direnci $\rho_{20^{\circ}\text{C}}$ 'nin değeri $1,7241 \cdot 10^{-8}$ 'dir. Bakır iletkenin sıcaklık değişim katsayısı α_{cu} ise $4 \cdot 10^{-3}$ 'tür. Denklem 4.65'ten 4.68'e kadar $\rho_{75^{\circ}\text{C}}$ 75°C'deki sargının öz direncini, R_i stator paketi içerisindeki sargı direncini, R_d stator paketi dışındaki sargı direncini, $(\zeta_{si} + h_{so})\pi k_{sn}$ sargı sonunu, k_{sn} sargı sonu katsayısını, f_{so} oluk dolgu faktörünü ise, R' ise oluk başı sarım sayısı dâhil edilmemiş stator direncini göstermektedir. (Libert, 2004)

Sabit mıknatıslı senkron generatörde önemli parametrelerden bir diğeri stator sargılarında indüklenen gerilim ifadesidir. Bir fazda indüklenen gerilim Faraday indüksiyon yasası kullanarak hesaplanmıştır.

$$E(t) = \frac{d\lambda_m}{dt} = N_s \frac{d\phi_m}{dt} \quad 4.69$$

Bir sarımlı bobindeki maksimum temel manyetik akı;

$$\hat{\phi}_m = \frac{2}{\pi} \hat{B}_\delta L_{rp} (C_{si} - \delta) \frac{\pi}{p} \quad 4.70$$

Seri bağlı bobinlerde faz başına düşen sarım sayısı;

$$N_s = \frac{p}{2} q n_s \quad 4.71$$

Denklem 4.70 ve 4.71'deki her iki ifade denklem 4.69'da yerine konulursa bir fazda indüklenen gerilimin rms değeri bulunur.

$$E = \frac{1}{\sqrt{2}} \omega_{elec} k_{ns} q n_s \hat{B}_\delta L_{rp} (C_{si} - \delta) \quad 4.72$$

Bir sarımlı bobinde indüklenen gerilim ise;

$$E' = \frac{1}{\sqrt{2}} \omega_{elec} k_{ns} q \hat{B}_\delta L_{rp} (C_{si} - \delta) \quad 4.73$$

Denklem 4.73'teki elektriksel açı ifadesi rotorun dakikadaki devir sayısından hesaplanır.

$$\omega_{mec} = \frac{2\pi n_m}{60} \quad 4.74$$

$$\omega_{elec} = \frac{p}{2} \omega_{mec} \quad 4.75$$

Denklem 4.74 ve 4.75'teki ω_{mec} ve ω_{elec} sırasıyla mekanik ve elektriksel açısal hızı ifade etmektedir.

İhtiyaç duyulan oluk başı sarım sayısını hesaplayabilmek için generatörden elde edilecek çıkış gerilimi (V) önceden belirlenmelidir. Şekil 4.9 c'deki I_d akımının sıfır olduğu durumdaki KMSG'ü fazör diyagramından oluk başına düşen sarım sayısı hesaplanmıştır. Bu hesaplanmanın bütün aşamaları aşağıda sırasıyla gösterilmiştir. Tasarlanan generatörün akım yoğunluğu ve lineer akım yoğunluğu belli olduğu için Denklem 4.76 ve 4.77'de verilen her iki denklemden de toplam amper sarım ifadesi hesaplanır. Generatörde üretilen faz akımı ise bulunan sarım sayısının Denklem 4.76'teki toplam amper sarım ifadesine bölümünden elde edilir.

$$n_s \hat{I} = \hat{A} \tau_s \quad 4.76$$

$$J = \frac{n_s I}{A_{so} f_{so}} \quad 4.77$$

Şekil 4.9c'deki I_d akımının sıfır olduğu durumdaki KMSG vektör diyagramdan aşağıdaki denklemler elde edilir.

$$V^2 = (E - RI_q)^2 + (L_d w_{elec} I_q)^2 \quad 4.78$$

$$V^2 = (n_s E' - n_s^2 R' I_q)^2 + (w_{elec} n_s^2 L'_d I_q)^2 \quad 4.79$$

$$V^2 = n_s^2 (E' - R' (n_s I_q))^2 + n_s^2 (w_{elec} L'_d (n_s I_q))^2 \quad 4.80$$

Son aşamada ise Denklem 4.79'daki bütün ifadeleri n_s^2 parantezine alınır ve $I_q = I$ olduğu için makinanın oluk başına düşen sarım sayısı hesaplanmıştır.

$$n_s = \frac{V}{\sqrt{(E' - R'(n_s I_q))^2 + (\omega_{elec} L'_d (n_s I_q))^2}} \quad 4.81$$

Oluk başına düşen sarım sayısı hesaplandıktan sonra stator direnci, d ve q reaktansı, kaçak reaktans, statorda indüklenen gerilimin maksimum değeri ve üretilen faz akımı sırasıyla hesaplanmıştır.

$$R = n_s^2 R' \quad 4.82$$

$$X_d = X_q = \omega_{elec} n_s^2 L'_d = \omega_{elec} n_s^2 L'_q \quad 4.83$$

$$X_k = \omega_{elec} n_s^2 L'_k \quad 4.84$$

$$\hat{E} = n_s \hat{E}' \quad 4.85$$

$$I_q = I = \frac{A_{sl} f_{so} J}{n_s} = \frac{n_s I}{n_s} \quad 4.86$$

4.3.3. Kalıcı mıknatıslı senkron generatördeki kayıplar

Bu bölümde tasarlanan generatörlerde meydana gelen bakır ve demir kayıpları hesaplanması anlatılmıştır. Tasarlanan her iki generatörün çalışma sıcaklığının 75 °C olduğu varsayılarak hesaplamalar gerçekleştirilmiştir. Denklem 4.63'te sıcaklık ile bakır iletkenin direnci arasındaki ilişki sıcaklık artışı ile doğru orantılıdır. Dolayısıyla ortam sıcaklığı ne kadar yüksekse bakır kaybı o kadar yüksek ne kadar düşükse o kadar düşük olacaktır. Bakır kayıpları Denklem 4.87'de gösterilmiştir.

$$P_B = 3RI_q^2 \quad 4.87$$

Demir kayıpları elektromanyetik bir malzemedeki akı yoğunluğu değişiminden meydana gelir. Bu kayıplar histerisiz ve fuko kayıpları olmak üzere ikiye ayrılır. Histerisiz kayıpları akı yoğunluğunun maksimum değerine ve frekansına bağlıdır. Fuko kayıpları ise akı yoğunluğunun zaman sabitinin değişimine bağlıdır. (Chunting Mi, Slemmon, & Bonert, 2001) Elektrik makinalarında demir kayıplarını analitik olarak hesaplamak oldukça zordur. Buradaki hesaplamalarda mümkün olduğunca yakınsanmaya çalışılmıştır. Kayıplar değişken bir frekansta ve büyüklükte manyetik malzemeyi takip eden manyetik alanın varlığı göz önünde bulundurularak hesaplanmıştır. Birim hacimde meydana gelen toplam demir kaybı Denklem 4.88'de verilmiştir.

$$p_D = p_H + p_F = k_H B^{\beta_{st}} w_{el} + k_F B^2 w_{el}^2 \quad 4.88$$

Denklem 4.88'deki p_D demir kayıplarını, p_H histerisiz kayıplarını, p_F fuko kayıplarını, B manyetik malzeme üzerinden geçen manyetik akı yoğunluğunu, k_H histerisiz sabitini, k_F fuko akımı sabitini, β_{st} ise Steinmetz sabitini gösterir. Bütün bu sabitler malzemenin laminasyonuna bağlıdır. Orta boyutlu makinalarda silikon demir malzeme kullanıldığı için stator frekansına bağlı olarak $k_H = 40 - 55 [Ws/T^2/m^3]$, $k_F = 0.04 - 0.07 [Ws/T^2/m^3]$ ve $\beta_{st} = 1,8 - 2,0$ aralıklarında değişkenlik göstermektedir. Hesaplamalarda rotordaki demir kayıpları oldukça küçük boyutlarda olduğu için ihmal edilmiştir. Bu varsayıma göre stator dış ve boyunduruğunda meydana gelen histerisiz ve fuko kayıpları hesaplanmıştır.

$$p_{Hsd} = k_H \cdot B_{sd}^{\beta_{st}} \cdot w_{el} \quad 4.89$$

$$p_{Hsb} = k_H \cdot B_{sb}^{\beta_{st}} \cdot w_{el} \quad 4.90$$

$$p_{Fsd} = \frac{12}{\pi^2} q k_F k_q k_c (w_{el} B_{sd})^2 \quad 4.91$$

$$p_{Fsb} = \frac{1}{COV} \frac{8}{\pi^2} k_F (w_{el} B_{sb})^2 \left(1 + \frac{8 \cdot k_q \cdot h_{sb}^2}{27 \cdot COV \cdot q \cdot \tau_{s2}^2} \right) \quad 4.92$$

$$\tau_{s2} = \pi \frac{C_{si} + 2h_{so} + h_{sb}}{Q_s} \quad 4.93$$

Denklem 4.91 ve 4.92'de yer alan k_q ve k_c generatör geometrisi düzenleme katsayıları, τ_{s2} stator boyunduruğunun ortasındaki oluk adını göstermektedir. Yukarıdaki hesaplamalar demir kayıplarının birim hacimdeki kayıplarını simgelemektedir. Toplam demir kayıplarını hesaplayabilmek için stator boyunduruk ve dış hacmi de hesaplanmalıdır. Aşağıdaki denklemler de makinanın bütün elamanlarının hacminin hesaplanması gerçekleştirilmiştir. Hesaplanan hacimsel ifadeler sırasıyla mıknatıs, mil, rotor boyunduruğu, stator boyunduruğu ve toplam iletken hacmidir.

$$V_{mik} = L_{rp} h_m p (w_{m1} + w_{m2}) / 2 \quad 4.94$$

$$V_{mil} = L_{rp} \pi (C_{rd} / 2)^2 \quad 4.95$$

$$V_{rb} = L_{rp} \pi k_{dd} (C_{rd}^2 - C_{ri}^2) / 4 \quad 4.96$$

$$V_{sd} = Q_s L_{rp} k_{dd} [(h_{so} - h_{sa}) \cdot w_{sd} + (w_{sd} + \tau_s - w_{sa}) \cdot (h_{so} - h_{sa}) / 2 + (\tau_s - w_{sa}) \cdot h_{sa}] \quad 4.97$$

$$V_{sb} = L_{rp} k_{dd} \pi [C_{sd}^2 - (C_{si}^2 + 2h_{so})^2] / 4 \quad 4.98$$

$$V_{sarım} = 3 * [(p L_{rp} + (C_{si} + h_{so}) \pi k_{sn}) q A_{so} f_{so}] \quad 4.99$$

Birim hacimdeki demir kaybı stator dış hacmi ve boyunduruk hacmi ile çarpılırsa makine de meydana gelen toplam demir kaybı;

$$P_D = (p_{Hsd} + p_{Fsd})V_{sd} + (p_{Fsb} + p_{Fsb})V_{sb} \quad 4.100$$

Tasarlanan generatörün bakır ve demir kayıpları hesaplandıktan sonra verim ve güç faktörü değerleri hesaplanmıştır. Denklem 4.101 generatörün η verim ifadesi generatör çıkış gücünün giriş gücüne oranından bulunur. Generatör çıkış gücü değerinden (P_ζ) ise 4.102'da simgelenen güç faktörü $\cos \varphi$ hesaplanmıştır.

$$\% \eta = \% \frac{P_\zeta}{P_\zeta + P_B + P_D} \cdot 100 \quad 4.101$$

$$\cos \varphi = \frac{P_\zeta}{3VI} \quad 4.102$$

4.3.4. KMSG maliyeti ve ağırlığı

Generatör tasarımında verim kadar maliyet ve ağırlık parametreleri de oldukça önemlidir. Generatör maliyeti ise generatörün ağırlığı ile doğrudan ilişkilidir. Demir (ρ_D), bakır (ρ_B), mıknatıs (ρ_M) ve mil yoğunluğu (ρ_{mil}) ifadeleri sırasıyla makinanın hacmiyle çarpıldığı takdirde generatörün her bir ağırlık bileşeni hesaplanır. Her bir bileşenin ağırlığı ise generatörün toplam ağırlığını meydana getirmektedir.

$$m_{mik} = \rho_M V_{mik} \quad 4.103$$

$$m_{mil} = \rho_{mil} V_{mil} \quad 4.104$$

$$m_{rotor} = \rho_D V_{rb} \quad 4.105$$

$$m_{stator} = \rho_D (V_{sd} + V_{sb}) \quad 4.106$$

$$m_{bakır} = \rho_B V_{sarım} \quad 4.107$$

$$m_{toplam} = m_{mık} + m_{mil} + m_{rotor} + m_{stator} + m_{bakır} \quad 4.108$$

Hesaplanan makine ağırlığının her bir bileşeni malzeme birim maliyetiyle çarpılmış ve önerilen generatörün kaç dolara mal edileceği hesaplanmıştır.

$$C_{toplam} = m_{mık}C_{mık} + m_{mil}C_{mil} + m_{rotor}C_{demir} + m_{stator}C_{demir} + m_{bakır}C_{bakır} \quad 4.109$$

Denklem 4.109'daki $C_{mık}$, C_{mil} , C_{demir} , $C_{bakır}$ sembolleri sırasıyla mıknatıs, mil, demir ve bakır birim maliyet değerleridir. Şimdiye kadarki aşamada bir generatörün elektriksel ve manyetik analizini nasıl gerçekleştirileceği açıklanmıştır. Fakat yapılan bütün bu hesaplamalar her iki generatör için ayrı ayrı gerçekleştirilmiştir.

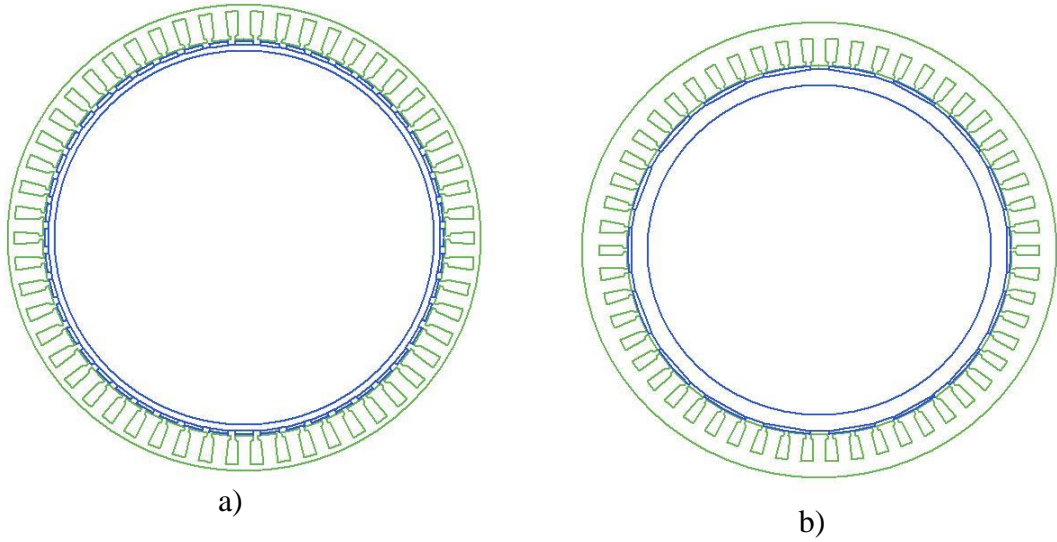
5. KMSG'LERİN ANALİZ SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRMALI DEĞERLENDİRİLMESİ

Daha önceki bölümde kalıcı mıknatıslı bir senkron generatörün hava aralığı manyetik akı yoğunluğundan toplam maliyetine kadar bütün parametrelerin hesaplanması gösterilmiştir. Bölüm 4.2'de hesaplanan makine ebatlarından istifade edilerek oluk kutup kombinasyonun ve sarım tipinin 20kW anma gücündeki her iki generatörün çıkış parametreleri üzerindeki etkileri incelenmiştir. Her iki generatöründe oluk sayıları ve diğer ebatları sabit tutularak kutup sayıları değiştirilmiştir. Daha hızlı sonuçlar elde edebilmek için MATLAB'ın M_File dosyasına Bölüm 4'te yer alan makinanın analitik analiz formül kodları yazılmıştır. Yazılan bu kodları görsel hale getirebilmek için GUI ara yüzü kullanılmıştır. Dolayısıyla basit bir şekilde KMSG tasarım programı oluşturulmuştur. Oluşturulan bu programın doğruluğunu teyit edebilmek için Ansys bileşeni olan Maxwell Rmxprt yazılımı kullanılmıştır. İlk olarak 20 Kw'lık 54 oluklu 48 kutuplu konsantre sargılı senkron generatörün analitik sonuçları elde edilmiştir. Daha sonra ise 54 oluklu 18 kutuplu dağıtılmış sargılı senkron generatörün analitik sonuçları elde edilmiştir. Dolayısıyla kutup sayısı ve sargı tipi değişiminin generatörün vuru momentini bileşenine, harmonik bileşenlerine, verimine, maliyetine ve diğer performans bileşenlerine olan etkileri incelenmiştir.

5.1. 20kW'lık her iki KMSG'nin ön analitik tasarım ve sonuçları

5.1.1. Dağıtılmış ve konsantre sargılı KMSG'ün genel tasarım parametreleri

Bu bölümde çift katmanlı konsantre sargılı 48 kutuplu bir tasarımla tek katmanlı dağıtılmış sargılı 18 kutuplu 20kW'lık KMSG'lerin genel özellikleri, stator ebatları ve rotor ebatları Tablo 5.1, 5.2, 5.3 ve 5.4'de gösterilmiştir. Şekil 5.1'de 54 oluklu 48 kutuplu ($q=0,375$) ve 18 kutuplu ($q=1$) kutuplu KMSG'lerin genel görünümü, Şekil 5.2'de ise stator oluk yapısının ebatları gösterilmiştir.



Şekil 5.1: a) 54 oluklu 48 kutuplu ($q=0,375$) b) 54 oluklu 18 kutuplu ($q=1$) KMSG'ün genel görünümü

Tablo 5.1: KMSG'lerin Genel Özellikleri

	$q=0,375$	$q=1$
Oluk sayısı	54	54
Kutup Sayısı	48	18
Sargı tipi	Çift katmanlı Konsantre sargı	Tek katmanlı Dağıtılmış sargı
Rotor tipi	İç rotorlu	İç Rotorlu
Mıknatis yerleşimi	Yüzey mıknatıslı	Yüzey mıknatıslı
Mıknatis kalınlığı (h_{KM})	5mm	5mm
Hava aralığı uzunluğu (δ)	1mm	1mm

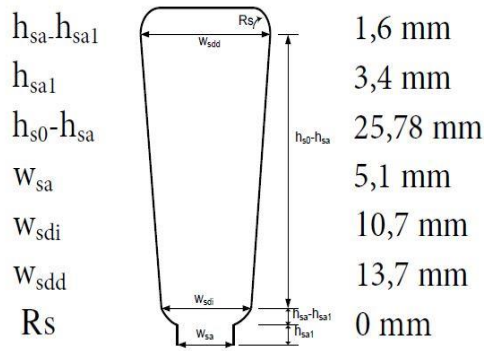
Konsantre sargılı uygulamalarda makinenin oluk kutup kombinasyonu oldukça dikkatli seçilmelidir. Seçim işlemi gerçekleştirilirken hem sargı faktörünün yüksek olmasına hem de vuru momentinin düşük olmasına dikkat edilmelidir. Şekil 4.5'ten 54 oluklu yapıda en yüksek sargı faktörünün 48 kutuplu makine de meydana geldiği görülmektedir. Ayrıca 128 d/dk hızda 48 kutuplu bir makinede 51,2 Hz frekans dalgası elde edilirken 18 kutuplu bir makineden 19,2 Hz frekans elde edilir. Farklı oluk kutup kombinasyonlarına ve sargı tipine sahip her iki KMSG'ün bütün makine parametreleri 4. bölümde boyutlandırma işleri sırasıyla gerçekleştirilerek belirlenmiştir. Tablo 5.2 ve 5.3'te ise her iki makinenin da ebatları verilmiştir.

Tablo 5.2: Her iki KMSG'ün stator özellikleri

	$q=0,375$	$q=1$
Stator nüve tipi	M19_24G	M19_24G
Paket boyu L_{rp} [mm]	266	266
Stator dış çapı ζ_{sd} [mm]	510	534
Stator iç çapı ζ_{si} [mm]	434	434

Tablo 5.3: Her iki KMSG'ün stator oluk boyutları

	$q=0,375$ ve $q=1$
Stator oluk yüksekliği h_{so} [mm]	30,78
Stator ağız yüksekliği h_{sa1} [mm]	3,4
Stator dış yüksekliği h_{sa} [mm]	5
Stator oluğu iç genişliği w_{sdi} [mm]	10,7
Stator oluğu dış genişliği w_{sdd} [mm]	13,7
Stator oluk açıklığı w_{sa} [mm]	5,1

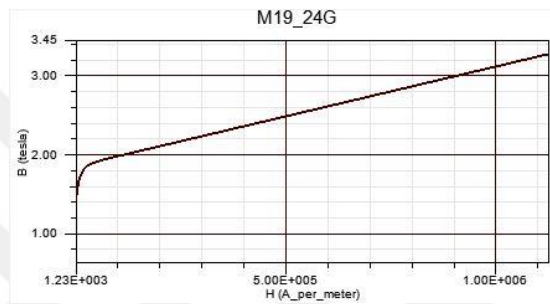
**Şekil 5.2:** KMSG'lerin stator oluk ebatları**Tablo 5.4:** Her iki KMSG'ün rotor özellikleri

	$q=0,375$	$q=1$
Paket boyu L_{rp}	266 mm	266 mm
Rotor dış çapı ζ_{rd}	422 mm	422 mm
Rotor iç çapı ζ_{ri}	409 mm	388 mm

($q=1$) 18 kutuplu KMSG'ün stator dış çapı ve rotor iç çapı Tablo 4.3'deki manyetik akı yoğunlukları göz önünde bulundurularak değiştirilmiştir. Aksi takdirde stator ve rotor boyundurukları doyuma uğrayacaktır.

5.1.2. Stator, rotor ve kalıcı mıknatıslarda kullanılan malzemelerin özellikleri

Generatör tasarımında malzeme seçimi makinanın demir kayıplarını etkilemektedir. Manyetik doyum sınırının yüksek olmasına dikkat edilmelidir. Stator ve rotor nüvelerinde M19-24G tipi bir malzeme seçilmiştir. Bu malzemenin demir dolgu katsayısı k_{dd} 0,95'tir. Nüve laminasyonunun oldukça küçük olması demir kayıplarını azaltırken malzemenin işçiliğinin zorlaşmasına ve dolayısıyla maliyetinin yüksek olmasını beraberinde getirmektedir. Stator ve rotor nüvelerinde kullanılacak olan malzemenin manyetik özellikleri Tablo 5.5'te verilmiştir.



Şekil 5.3: Stator ve rotorda kullanılan malzemenin B-H eğrisi

Şekil 5.3'teki B-H eğrisini incelediğimizde manyetik malzeme 1.9T'dan sonra malzeme manyetik doyuma girecektir. Dolayısıyla makinanın tasarımı yapılırken malzemenin manyetik doyum sınırı göz önünde bulundurulmalıdır.

Tablo 5.5: Stator ve rotor kullanılan malzemenin özellikleri

Parametre	Değer
Kütle yoğunluğu	7650 kg/m ³
İletkenlik	1960000 S/m
<i>Demir kaybı katsayıları</i>	
Histerisiz kaybı katsayısı	164,2 Ws/T ² /m ³
Fuko kaybı katsayısı	1,72 Ws/T ² /m ³

Yüksek performanslı elektrik makinalarda yaygın olarak Neodmiyum Demir Bor (NdFeB) mıknatıslar kullanılmaktadır. Bu mıknatısların yüksek enerji yoğunluğuna sahip olmaları oldukça önemlidir. Bu yüzden önerilen her iki tasarımda NdFeB kalıcı mıknatıslar kullanılmıştır. Tablo 5.6'da kullanılan kalıcı mıknatısların özellikleri verilmiştir.

Tablo 5.6: Kalıcı mıknatıs malzemelerinin özellikleri

Parametre	Değer
Kütle yoğunluğu	7550 kg/m ³
İletkenlik	625000 S/m
Kalıcı mıknatısiyet (B_r)	1,1T
Artık mıknatısiyet kuvveti (H_c)	838 kA/m
Geçirgenlik katsayısı (μ_r)	1,04 H/m

Tablo 5.6'daki verilere göre geçirgenlik katsayısı Denklem 5.1'den hesaplanır.

$$B_r = \mu_0 \mu_r H_c \quad 5.1$$

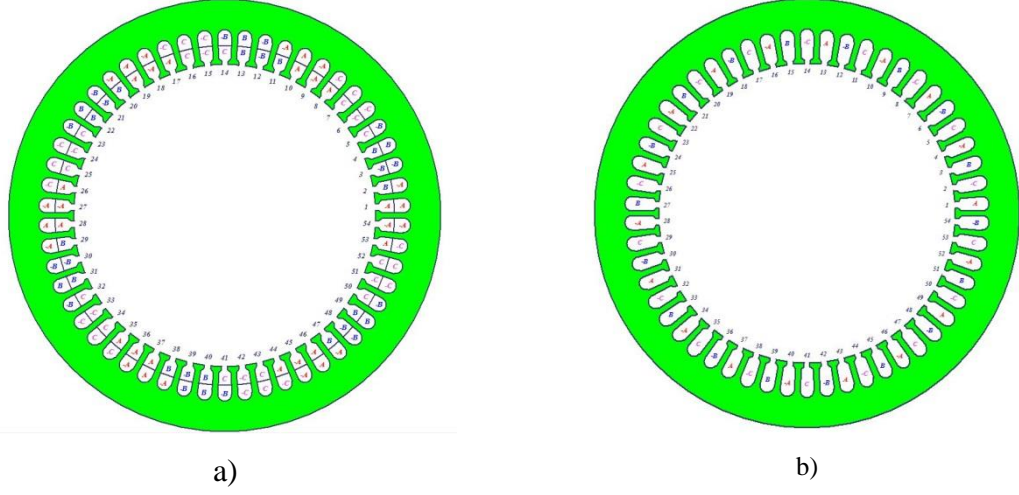
Denklem 5.1'de μ_0 ifadesi havanın geçirgenlik katsayısını simgelemekte ve değeri $4\pi \cdot 10^{-7}$ 'dir. Denklemden mıknatısın geçirgenlik katsayısı μ_r 1,04 H/m bulunur.

5.1.3. KMSG'ün sargı dizilimi

Tasarlanan generatörün birisinde çift katmanlı sargı dizilimi kullanılırken diğerinde tek katmanlı sargı dizilimi kullanılmıştır. Çift katmanlı sarımda sargı adımları kısa olabilmektedir. Dolayısıyla tam sarımlı sargılara kıyasla sargı sonu uzunluğu daha kısadır. Bu durumda daha az bakır maliyeti ve düşük sargı direnci elde edilir. Dolayısıyla daha yüksek verim olanağı sağlamaktadır. Bu duruma ilaveten hava aralığındaki akının ve indüklenen stator geriliminin harmonik bileşenleri daha azdır. Şekil 5.4'te her iki generatör için A,B ve C fazlarının sargı dizilimi gösterilmiştir. Sargı özellikleri ise Tablo 5.7'te verilmiştir.

Tablo 5.7: KMSG'lerin sargı özellikleri

Sembol	Parametre	$q=0,375$		$q=1$	
		Ansys	Matlab	Ansys	Matlab
n_s	Oluk başı iletken sayısı	26	27	25	26
y	Bobin adımı	1		3	
α	Paralel kol sayısı	1		1	
θ_{se}	Sarım dağılım açısı	100°		90°	



Şekil 5.4: a) 54 oluklu 48 kutuplu, b) 54 oluklu 18 kutuplu KMSG'lerin stator A,B ve C faz bağlantıları.

5.2. KMSG'lerde çıkış parametrelerinin hesaplanması

54 oluklu 48 kutuplu çift katmanlı konsantre sargılı KMSG'le 54 oluklu 18 kutuplu tek katmanlı dağıtılmış sargılı KMSG'ün giriş parametreleri Şekil 5.5'de gösterilen ara yüz programına sırasıyla girilmiştir. Ara yüz programında generatörün çıkış parametrelerini hesaplayabilmek bölüm 4'teki denklemler kullanılmıştır. Ara yüz programındaki hesaplama butonuna basıldıktan sonra generatörlerin bütün çıkış parametreleri sırasıyla hesaplanmıştır. İlk olarak hesaplanan çıkış parametreleri sırasıyla Ansys RMXprt programı çıkış parametreleri ile karşılaştırılmıştır. Karşılaştırmadaki amacımız kalıcı mıknatıslı senkron generatörlerin analitik çözümlerin ne kadar yakınsanabildiğini gözlemlemektir. Daha sonra her iki generatörün çıkış parametreleri karşılaştırılmıştır. Dolayısıyla net bir şekilde oluk kutup kombinasyonunun makinanın verimine, vuru momentine, indüklenen gerilimdeki toplam harmonik dağılımı gibi birçok parametreye olan etkileri de incelenmiştir. Ayrıca matematiksel olarak modellemiş olan her iki generatör simülasyon programı vasıtasıyla doğrulanmıştır. Bu bölümde yapılan bütün karşılaştırmalar analitik hesaplamalara göre gerçekleştirilmiştir. Bir sonraki bölümde 2D analiz sonuçlarıyla ayrıca karşılaştırılmıştır.

5.2.1. KMSG'lerde kullanılan malzeme miktarı

Tasarlanan her iki generatörde kullanılan materyal miktarı Denklem 4.102 - 4.107'deki formüllerden hesaplanmıştır. Bu hesaplamalara göre konsantre sargılı generatörün net ağırlığı %3.67'lik hata payıyla 127,33 kg bulunmuştur. Dağıtılmış sargılı generatörün net ağırlığı %13,84'lük hata payıyla 221,085 kg bulunmuştur. Net ağırlık hesaplanırken mil ağırlığı hesaba katılmamıştır. Tablo 5.8'de KMSG'ün bütün malzeme ağırlıkları sırasıyla gösterilmiştir. Çıkan sonuçlara göre dağıtılmış sargılı makinada konsantre sargılı makinaya kıyasla %74,2 daha fazla malzeme kullanılmıştır. Her iki generatörün ağırlıklarını incelediğimizde dağıtılmış sargılı makinalarda sargı uçları daha uzun olduğu için kullanılan bakır kablo miktarı daha yüksek çıkmıştır. Sargı uçlarının daha kısa olmasının en temel nedeni ise çift katmanlı sarım tekniğinin kullanılmasıdır. Ayrıca dağıtılmış sargılı makinada malzemenin manyetik doyumundan sakınmak için stator dış çapının altırılması ve rotor iç çapının azaltılması hem armatürde kullanılan malzeme miktarını hem de rotor da kullanılan malzeme miktarını arttırmıştır. Dolayısıyla konsantre sargılı makinanın imalatı dağıtılmış sargılı makinaya kıyasla daha uygun maliyete gerçekleştirilir.

Tablo 5.8: Her iki generatörde kullanılan materyal miktarı

Sembol	Parametre	$q=0,375$		$q=1$	
		MATLAB	RMxpirt	MATLAB	RMxpirt
$m_{bakır}$	Armatür bakır ağırlığı (kg)	29,0445	23,9297	59,3442	30,69
$m_{mık}$	Kalıcı mıknatıs ağırlığı (kg)	8,9802	9,53968	8,9802	8,49
m_{stator}	Armatür nüve ağırlığı (kg)	72,9043	72,9508	110,9467	110,993
m_{rotor}	Rotor nüve ağırlığı (kg)	16,4022	16,4022	41,8139	44,023
m_{net}	Toplam net ağırlık (kg)	127,3311	122,822	221,085	194,204

5.2.2. KMSG'lerin kalıcı durum parametrelerinin hesaplanması

Sabit durum parametreleri makinanın faz direnci ve indüktans parametrelerini içermektedir. Bu parametreler harici bir değişkene bağlı olmaksızın makina ebatlarına bağlı olduğu için sabit durum parametreleri olarak tanımlanmıştır. Tablo 5.9'u incelediğimizde konsantre sargılı makinanın toplam indüktansı % 7,67 hata payı ile 9,5 mH, 75 °C'deki faz direnci %4,54'lük hata payı ile 0,458 Ω bulunmuştur. Dağıtılmış sargılı makinanın toplam indüktansı %6,45 hata payı ile 22,6 mH, 75 °C'deki faz direnci %0,87'lik hata payı ile 0,5653 Ω bulunmuştur.

Tablo 5.9: Sabit durum parametreleri

Sembol	Parametre	$q=0,375$		$q=1$	
		MATLAB	RMxpirt	MATLAB	RMxpirt
k_{ns}	Stator sargı faktörü	0,945	0,945214	1	1
L_{md} ve L_{mq}	d ve q mıknatıslanma indüktansı (mH)	2,1	1,94	15,8	15,4
L_k	Kaçak İndüktans (mH)	7,4	8,35	6,8	8,66
L_d ve L_q	Toplam İndüktans (mH)	9,5	10,29	22,6	24,16
$R_{75^\circ C}$	75°C'deki faz direnci (Ω)	0,468401	0,444566	0,5653	0,57

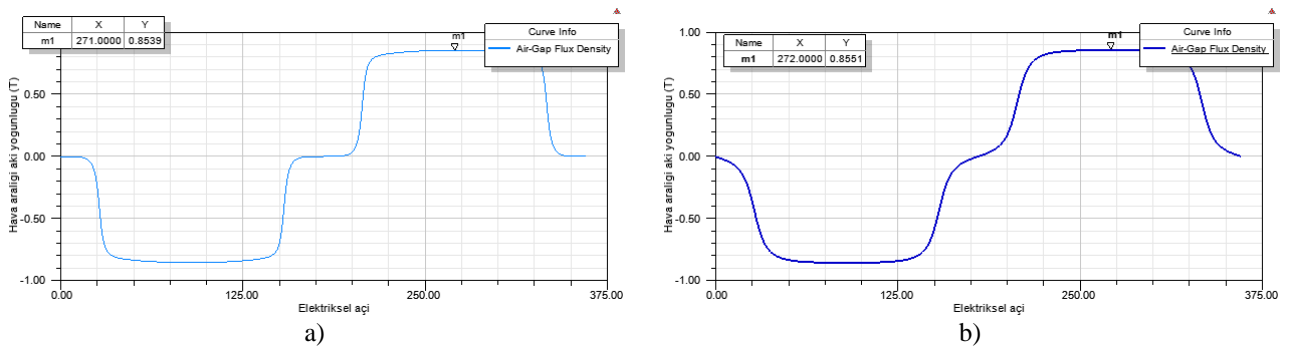
Dağıtılmış sargılı makinanın toplam indüktansı; kutup faz başına düşen oluk sayısı, sargı faktörü ve oluk başına düşen sarım sayısının karesi ile doğru orantılı olduğu için konsantre sargıya kıyasla büyük çıkmıştır. Konsantre sargılı makinanın sargı sonu uzunluğu dağıtılmış sargıya kıyasla daha kısa olduğu için konsantre sargılı generatörün direnci daha küçük çıkmıştır. Ayrıca konsantre sargılı makinada sargı dışın etrafına sarıldığı için dağıtılmış sargılı makinalardaki gibi sargılar üst üste binmemektedir. Bu durum aynı zamanda sarım kolaylığı da sağlamaktadır.

5.2.3. Yüksüz durum çıkış parametreleri

Makinanın en önemli parametrelerinden birisi hava aralığı temel manyetik akı yoğunluğunun hesaplanmasıdır. Çünkü bu parametre; makinada indüklenen gerilimi,

demir kayıplarını ve verim gibi birçok parametreyi doğrudan etkilemektedir. Hava aralığındaki manyetik akı dağılımı lineer olmadığı için hava aralığı manyetik akı yoğunluğu gibi diğer akı yoğunluğu parametrelerini hesaplamak oldukça zordur. İlerleyen bölümlerde sonlu elemanlar analizi için Ansys Maxwell 2D programı kullanılmıştır. Tablo 5.10’u incelediğimizde konsantre sargılı makinanın hava aralığındaki temel manyetik akı yoğunluğunu bileşeni %1,98 hata payıyla 0,873T olarak hesaplanmıştır. Dağıtılmış sargılı makinanın hava aralığındaki temel manyetik akı yoğunluğu bileşeni %5,88 hata payıyla 0,9T bulunmuştur. Şekil 5.6’da ise RMXprt yazılımında hesaplanan hava aralığı manyetik akı yoğunluğu grafikleri gösterilmiştir. Hava aralığı manyetik akı yoğunluğu analitik olarak hesaplandığı için oluk etkisi hesaba katılmamıştır. Dolayısıyla hava aralığı manyetik akı yoğunluğu grafiklerinde oluk çökelmeleri meydana gelmemiştir.

Statorda indüklenen gerilim sonuçları RMXprt’e kıyasla farklı çıkmıştır. Bu durumun en temel sebebi oluk başına düşen iletken sayılarının farklı çıkmasıdır. Oluk başı iletken sayısının kolay bir şekilde hesaplanabilmesi için Matlab arayüz programındaki analizler kapasitif durumda ($I_d = 0$) gerçekleştirilirken, RMXrt yazılımındaki analizler ise indüktif yük durumunda gerçekleştirilmiştir. Bu nedenden dolayı konsantre sargılı tasarımda Matlab ve RMXrt programında hesaplanan oluk başı iletken sayıları sırasıyla 26 ve 27 bulunmuştur. Dağıtılmış sargı makinada ise sırasıyla 26 ve 25 bulunmuştur.



Şekil 5.6: Hava aralığında üretilen hava aralığı akı yoğunluğu a) 18 kutup, b) 48 kutup.

Tablo 5.10: Yüksüz durum verileri

Sembol	Parametre	$q=0,375$		$q=1$	
		MATLAB	RMxpirt	MATLAB	RMxpirt
B_{sd}	Stator dişi akı yoğunluğu (T)	1,38	1,51	1,43	1,51
B_{sb}	Stator boyunduruğu akı yoğunluğu (T)	1,08	1,26	1,129	1,23
B_{rb}	Rotor boyunduruğu akı yoğunluğu (T)	1,21	1,39	1,277	1,39
\widehat{B}_δ	Hava aralığı akı yoğunluğu (T)	0,873	0,856	0,9	0,85
B_m	Mıknatıs akı yoğunluğu (T)	0,792	0,869	0,82	0,86
E_h	İndüklenen temel hat gerilimi (V)	378,955	403,857	404,4	409,76
THD_e	İndüklenen Gerilimin THD (%)	-	1,85132	-	21,03
VM	Vuruntu Momenti (Nm)	-	6,9786	-	201,03
n_s	Oluk başı iletken sayısı	27	26	26	25

Ara yüz programında indüklenen gerilimin toplam harmonik dağılımı (THD) hesaplanmamıştır. Çift katmanlı sarımda daha iyi sinüzoidal dağılım elde edildiği için indüklenen gerilimin harmonik bileşenleri daha az çıkmıştır.

THD'un hesaplanmasında RMxpirt programından faydalanılmıştır. Konsantre sargılı tasarımda toplam harmonik dağılımı (THD_e) %1,85, dağıtılmış sargılı tasarımda ise %21,03 bulunmuştur.

Stator akımının sıfır olduğu boşta çalışma durumunda; mıknatıs yüzeyi ile stator olukları arasındaki havanın relüktansı sürekli değişiklik göstermektedir. Relüktans değişiminden kaynaklı makinada meydana gelen tork bileşenine vuruntu tork denir. Çift katmanlı konsantre sargılı 48 kutuplu generatörde üretilen vuruntu momenti 6,97 Nm, dağıtılmış sargılı 18 kutuplu generatörde ise 201,03 Nm bulunmuştur. Dolayısıyla konsantre sargılı generatördeki vuruntu tork bileşeni daha fazla elimine edilmiştir. Sonuç olarak makinanın tork dalgalılığı daha da düşürülmüştür.

5.2.4. Yüklü durumda KMSG'lerin çıkış parametreleri

RMxpirt'te yapılan analizler şebeke bağlantılı tam yüklü durumda gerçekleştirilmiştir. Matlab arayüz programında yapılan analizler ise tam yükte kapasitif yüklü ($I_d = 0$) durumda gerçekleştirilmiştir. Her iki programda da generatörler yıldız bağlantılıdır. Dolayısıyla Tablo 5.11'i incelediğimizde hat akımı faz akımına eşit çıkmış ve %7,13 hatayla 33,146 A bulunmuştur. Generatörlerdeki en önemli çıkış parametrelerinden biriside çıkış gerilimidir. Yapılan her iki analizlerde de fazlar arası çıkış gerilimin 400 V olması istenmiştir. Dolayısıyla yıldız bağlı bir generatör için faz gerilimi 230,1 V olmuştur.

Tablo 5.11: Yüklü durum verileri

Sembol	Parametre	$q=0,375$		$q=1$	
		MATLAB	RMxpirt	MATLAB	RMxpirt
$I_f = I$	Hat akımının RMS değeri (A)	33,1464	30,9384	34,4212	30,44
$I_h = I$	Faz akımının RMS değeri (A)	33,1464	30,9384	34,4212	30,44
$V_f = V$	Faz geriliminin RMS değeri (V)	230,94	231,097	230,94	230,934
A	Lineer akım yoğunluğu (kA/m)	35,35	31,8585	35,44	30,141
J	Armatür akım yoğunluğu (A/mm ²)	4,75	4,67	4,75	4,60
P_{srt+v}	Sürtünme vantilaston kayıpları (W)	-	140	-	140
P_D	Demir nüve kayıpları (W)	284,571	216,926	165,024	85,79
P_B	Armatür bakır kayıpları (W)	1543,87	1276,6	2009,5	1585,17
P_K	Toplam kayıplar (W)	1828,441	1633,52	2174,524	1810,97
$P_Ç$	Çıkış gücü (W)	20000	20008,2	20000	20004
P_G	Giriş gücü (W)	21828,441	21641,8	22174,5	21815
η	Verim (%)	91,624	92,452	90,19	91,69
SA	Görünür güç (VA)	22964,485	21449,3	23866,34	21089,8
$\cos \varphi$	Güç Faktörü	0,871 ($I_d = 0$)	0,9328 (İnd.)	0,838 ($I_d = 0$)	0,948 (İnd.)
n	Senkron hız (rpm)	128	128	128	128
M	Nominal Tork (Nm)	1492,07	1614,56	1492,07	1627,48

RMxprt programında; 128 rpm nominal rüzgâr hızında ve 1614,56 Nm nominal torkta konsantre sargılı generatörden çekilen sinüzoidal faz akımı 30,93 A'dir. Dağıtılmış sargılı generatörden çekilen faz akımı ise 30,44 A'dir. Bu akım değerine göre Denklem 4.35'ten generatörlerin akım yoğunlukları hesaplanmıştır. Tam yüklü durumda generatörlerin akım yoğunlukları sırasıyla 4,67 A/mm² ve 4,60 A/mm² bulunmuştur. Lineer akım yoğunlukları da denklem 4.33'ten aynı yöntemle hesaplanmış ve RMxrt analizde sırasıyla 31,85 kA/m ve 30,141 kA/m bulunmuştur. Her iki değer de hava soğutmalı generatörler için oldukça uygundur.

Çıkan sonuçlardan elde edilen kayıpları incelediğimizde generatörde meydana gelen bakır kayıpları demir kayıplarının yaklaşık 6-7 katıdır. Matlab ara yüz programında sürtünme vantilasyon kayıplarının etkisi hesaba katılmamıştır. RMxprt'te yapılan analizler göz önünde bulundurulduğunda konsantre sargılı generatörün verimi %92,452, dağıtılmış sargılı generatörün verimi %91,69 bulunmuştur. Bu durumun temel nedeni ise generatörde meydana gelen toplam kayıpların dağıtılmış sargılı makinada daha fazla meydana gelmesidir. Konsantre sargılı generatörde sargı sonu uzunluğunun kısa olmasından kaynaklı olarak bakır kayıpları daha düşük çıkmıştır. Analitik analiz sonucunda bütün parametreleri göz önünde bulundurursak konsantre sargılı 54 oluklu 48 kutuplu KMSG;

- Aynı miktarda mıknatis kullanılmasına rağmen verimin daha yüksek çıkması
- Vuruntu torkun daha düşük olması sebebiyle moment salınımının daha az olması
- Generatör frekansının şebeke frekansından yüksek olması nedeniyle güç elektroniği dönüşüm maliyetlerinin düşürülebilmesi
- Generatörün net ağırlığının daha düşük olmasıyla birlikte üretim maliyetinin daha da düşük olması
- Sargı diziliminin kolay olmasının üretim kolaylığı sağlaması
- Generatörde indüklenen gerilimin daha az harmonik bileşen içermesi

gibi birçok özelliklerinden dolayı daha avantajlı olduğu gözlemlenmiştir.

5.3. 20Kw'lık KMSG'lerin sonlu elemanlar analizi

Elektrik makinalarındaki birçok parametre hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğu parametresi ile doğrudan ilişkilidir. Fakat makinanın çalışma mantığı lineer olmadığı için manyetik alan analizleri lineer bir yaklaşımla tam manasıyla hesaplanamaz. Dolayısıyla manyetik akı yoğunluğunun değerini ve akı yollarını tam manasıyla hesaplayabilmek için sonlu elemanlar yöntemi (SEA) kullanabilen programlara ihtiyaç duyulur. Sonlu elemanlar yöntemi hesaplamaları oldukça uzun işlemler gerektirdiği için bilgisayar üzerinde bu işlemleri gerçekleştirebilecek çeşitli yazılımlar bulunmaktadır. Elektrik makinalarındaki tasarım problemlerinin çözümlenmesi için Maxwell denklemleri kullanılır. Dört temel denklemden oluşan Maxwell denklemleri aşağıda sırasıyla verilmiştir.

$$\nabla \times \vec{E} = -\frac{\partial B}{\partial t} \quad (\text{Faraday İndüksiyon Yasası}) \quad 5.2$$

$$\nabla \times \vec{H} = \vec{I}_f + \frac{\nabla \vec{D}}{\partial t} \quad (\text{Amper Yasası}) \quad 5.3$$

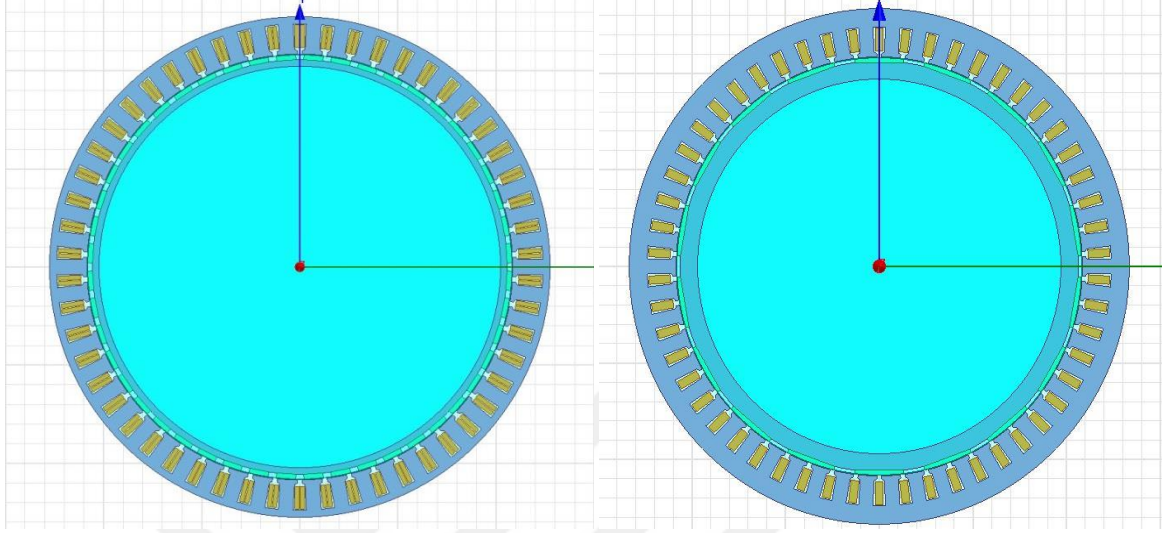
$$\nabla \cdot \vec{D} = \rho_f \quad (\text{Elektrik alan için Gauss Yasası}) \quad 5.4$$

$$\nabla \cdot \vec{B} = 0 \quad (\text{Manyetik alan için Gauss Yasası}) \quad 5.5$$

Denklem 5.2'deki Maxwell yasası; Faraday'ın indüksiyon yasasını anlatmaktadır. Bir yüzey alanından geçen manyetik akı yoğunluğunun zamana bağlı değişiminin ters polaritesinin o alanı çevreleyen elektrik alan şiddetine eşit olduğu, denklem 5.3'teki ikinci Maxwell denkleminde elektrik akımının ve zamana bağlı değişen elektrik akısının bir cismin etrafındaki manyetik alan şiddetine eşit olduğunu, denklem 5.4'teki üçüncü Maxwell denkleminde; kapalı bir yüzey alanından geçen elektrik akısının bu alandaki yük yoğunluğuna eşit olduğunu, denklem 5.5'teki dördüncü Maxwell denklemi ise herhangi bir kapalı yüzeye giren manyetik akının çıkan manyetik akıya eşit olduğunu göstermektedir.

Maxwell denklemleri ile matematiksel modellemesi gerçekleştirilen elektrik makinalarının SEY analizleri Ansys Maxwell 2D yazılımı tarafından gerçekleştirilmiştir. Dolayısıyla daha önce analitik olarak hesaplanan manyetik akı

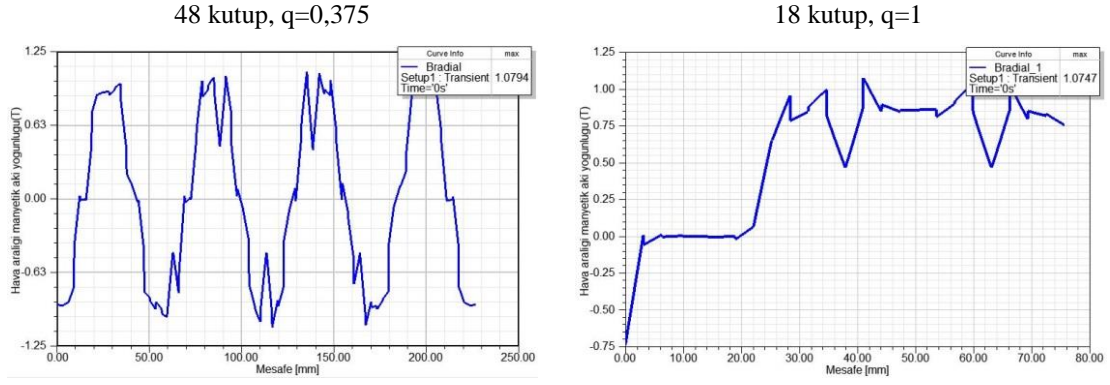
değerleri, indüklenen gerilim ve üretilen çıkış gücü gibi birçok parametre 2 boyutlu analiz sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Şekil 5.7’de 2D analizde tasarlanan KMSG’lerin kesit görüntüsü verilmiştir.



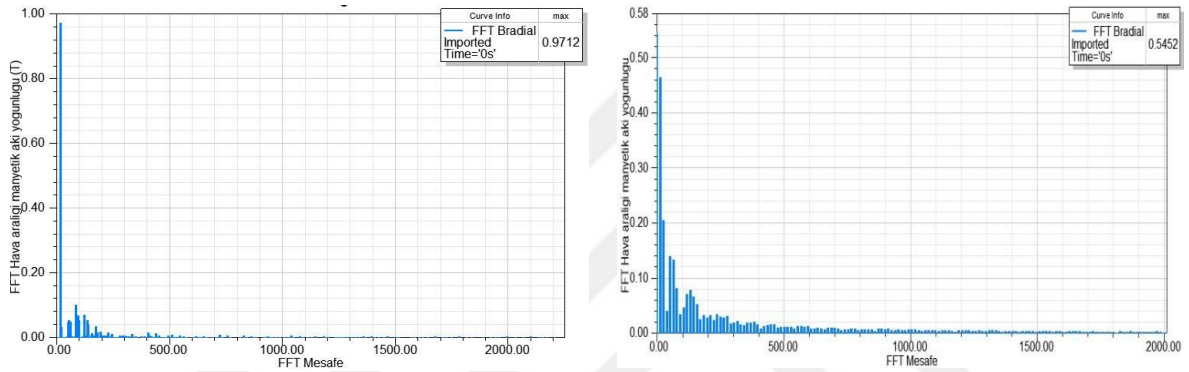
Şekil 5.7: Soldaki: 48 kutuplu KMSG’ün 2D kesit görüntüsü, Sağdaki: 18 kutuplu KMSG’ün 2D kesit görüntüsü

5.3.1. Yüksüz koşul

Elektrik makinalarda fazlarda indüklenen gerilim, mıknatıslarda üretilen toplam akının zamana bağlı değişiminden elde edilir. Dolayısıyla boşta çalışma durumunda hava aralığı manyetik akı yoğunluğunda meydana gelen harmonik bileşenler oldukça önemlidir. Yani manyetik akı yoğunluğundaki harmonik bileşen oranı ne kadar fazla ise indüklenen gerilimdeki harmonik bileşenler de o kadar çok olacaktır. Analitik çözümlemede hava aralığındaki manyetik akı yoğunluğunun grafiği çizdirilirken oluk etkisi incelenmemiştir. Şekil 5.8’de oluk etkisinin de dâhil edildiği hava aralığı manyetik akı yoğunluğu grafikleri gösterilmiştir. Grafikleri incelediğimizde maksimum noktalarda oluk açıklığından kaynaklı ani çökmeler meydana gelmiştir.



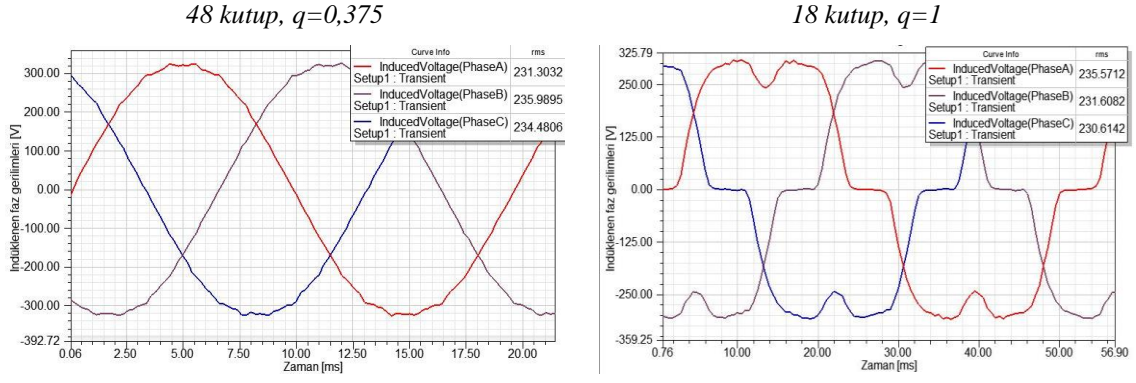
Şekil 5.8: Hava aralığında manyetik akı yoğunluğu



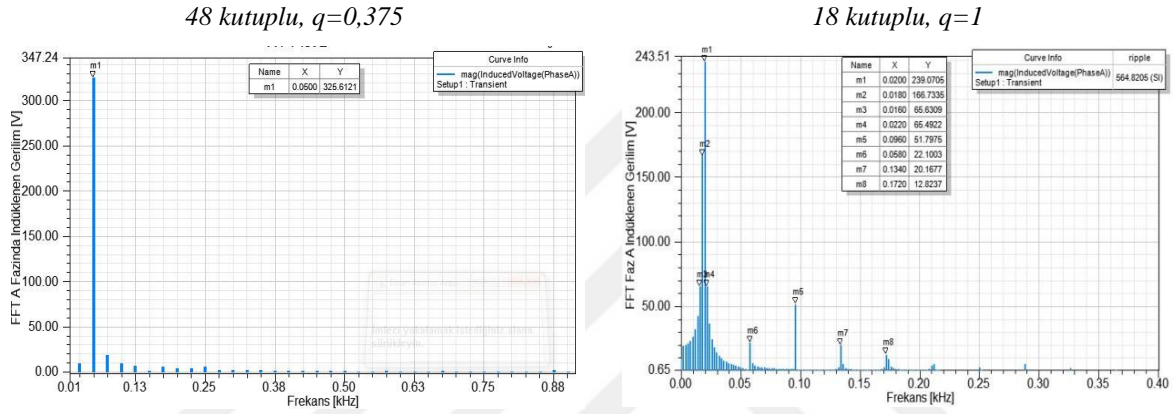
Şekil 5.9: Hava aralığı manyetik akı yoğunluğu harmonik bileşenleri

Şekil 5.9'da hava aralığı manyetik akı yoğunluklarının harmonik bileşenleri gösterilmiştir. Bu şekilde belirtilen grafikleri incelediğimizde 18 kutuplu makinada hava aralığı akı yoğunluğu harmonik bileşenleri çok daha fazla çıkmıştır. Bu durumda dağıtılmış sargılı makinada indüklenen gerilimin harmonik bileşenleri de daha fazla çıkacaktır.

Yüksüz durumda KMSG'lerde indüklenen gerilim grafikleri Şekil 5.10'da gösterilmiştir. Bu grafikleri incelediğimizde her iki generatörde de indüklenen gerilim dalgalarının tam sinüzoidal bir yapıya sahip olmadığı gözlemlenmektedir. İndüklenen gerilim dalgasında mıknatıslardan, sargı diziliminden ve imalat hatalarından kaynaklı birçok bozulum meydana gelmektedir. Her iki generatörde indüklenen gerilim dalgalarının harmonik bileşenleri Şekil 5.11'de gösterilmiştir. Gerilim dalgalarının harmonik bileşenleri hızlı fourier dönüşümü kullanarak bulunmuştur. Şekil 5.10'u incelediğimizde 48 kutuplu tasarımda indüklenen gerilim dalgalarının yapısının sinüzoidal forma daha yakın olduğu görülmektedir.



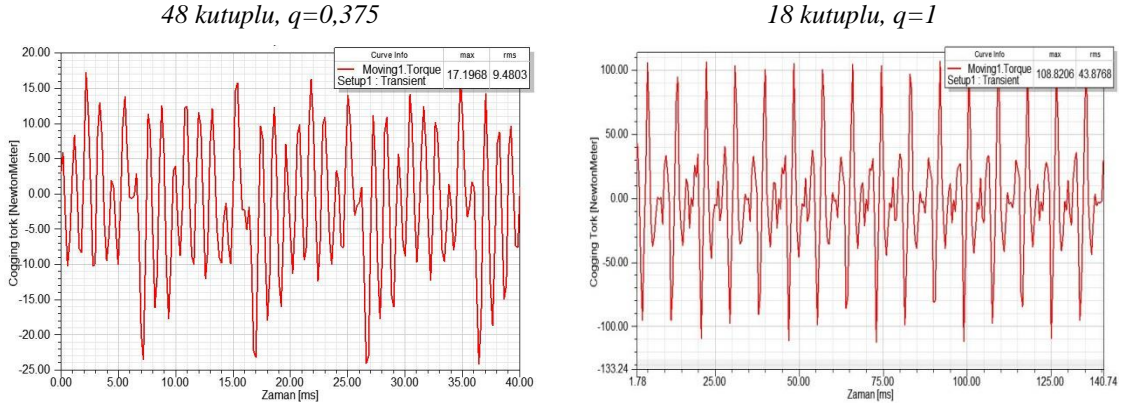
Şekil 5.10: Boşta çalışma durumunda KMSG'lerde indüklenen gerilim dalgaları



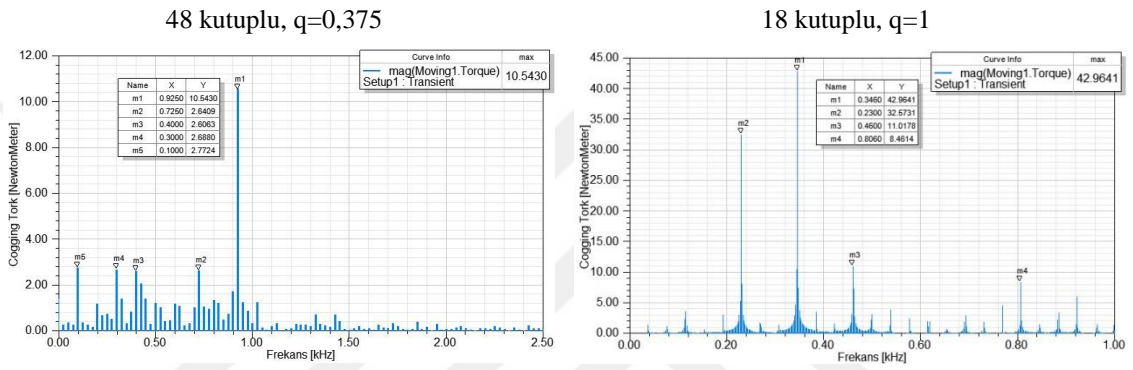
Şekil 5.11: Boşta çalışma durumunda KMSG'lerde indüklenen gerilimin harmonik bileşenleri

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{h=2}^H V_h^2}}{V_1} \times 100 \quad 5.6$$

Denklem 5.6'da her hangi bir sinüzoidal dalganın toplam harmonik dağılım formülü verilmiştir. Bu formüle göre analitik çözümleme sonucunda konsantre sargılı makinada indüklenen gerilimin THD'u %1,85 iken dağıtılmış sargılı makinanın THD'u % 21,03 bulunmuştur. 2D analizde elde edilen bu iki grafiği incelediğimizde 48 kutuplu tasarımında indüklenen gerilimin harmonik bileşenlerinin 18 kutuplu tasarıma göre çok daha az olduğu görülmektedir. 48 kutuplu makinada A fazında indüklenen gerilimin temel harmonik bileşeni 325,61 V genliğinde 50 Hz'de meydana gelmiştir. 18 kutuplu makinanın temel harmonik bileşeni ise 239,07 V genliğinde 20 Hz'de meydana gelmiştir. Fakat 18 kutuplu generatörde genliği yüksek harmonik bileşenlerde mevcuttur. Dolayısıyla konsantre sargılı generatörde sargı yerleşiminden kaynaklı olarak harmonik bileşenler elimine edilmiştir.



Şekil 5.12: KMSG'lerde üretilen vurutu momentini



Şekil 5.13: KMSG'lerde üretilen vurutu momentinin harmonik bileşenleri

Bir makinada moment dalgalılığını etkileyen en önemli tork bileşeni vurutu momentidir. Dolayısıyla tasarım esnasında tork dalgalılığının oldukça az meydana geldiği oluk kutup kombinasyonları seçilmelidir. Yapılan bir çalışmaya göre oluk kutup sayılarının en küçük ortak böleni (EKOK) ne kadar büyük olursa vurutu momentini bileşenide o kadar küçük olacağı söylenmiştir. Aynı zamanda makinanın tork dalgalılığı da daha az olacaktır. (Libert, 2004) Dolayısıyla bir makinanın oluk kutup sayısı birbirine ne kadar yakın seçilirse o kadar büyük ekok değerleri elde edilir. Tasarlanan konsantre sargılı 54 oluklu 48 kutuplu tasarımın ekoku 432 iken, aynı oluk sayısına sahip dağıtılmış sargılı 18 kutuplu makinanın ekoku ise 54'tür. Dolayısıyla 48 kutuplu bir makinanın vurutu tork bileşeni daha az meydana geldiği için tork dalgalılığı daha az meydana gelmiştir.

Şekil 5.12'de KMSG'lerde üretilen vurutu moment dalgasının grafikleri verilmiştir. Bu grafikleri incelediğimizde 48 kutuplu makinanın vurutu momentinin maksimum değeri 17,19 Nm, rms değeri 9,48 Nm bulunmuştur. 18 kutuplu makinanın vurutu momentinin maksimum değeri 108,82 Nm, rms değeri 43,87 Nm bulunmuştur. Dolayısıyla sonuçları incelediğimizde analitik ve SEA çözüm sonuçları birbirinden

farklı çıkmıştır. Fakat dağıtılmış sargılı makinanın vuruntu tork bileşeni diğer analizde olduğu gibi daha yüksek çıkmıştır.

Şekil 5.13'te ise Denklem 5.7'de ifade edildiği gibi hava aralığı arasındaki relüktans değişiminden kaynaklı meydana gelen vuruntu momenti harmonik bileşenleri gösterilmektedir. Bu grafikleri incelediğimizde 48 kutuplu makina da vuruntu momenti temel bileşeni 10,54 Nm genliğinde 925 Hz frekansta oluşmuştur. 18 kutuplu makinada ise vuruntu momenti temel bileşeni 42,96 Nm genliğinde 346 Hz frekansta oluşmuştur. Aynı zamanda yüksek genlikli birçok harmonik bileşenler de mevcuttur. Vuruntu momenti üretiminde bir diğer önemli parametre de oluk açıklığıdır. Fakat bu çalışmada oluk açıklığının vuruntu momentine olan etkisi incelenmemiştir.

$$M_{cogging} = -\frac{1}{2} \phi^2 \frac{dR}{d\theta} \quad 5.7$$

Tablo 5.12: Yüksüz durumda temel değerler

	$q=0,375$			$q=1$		
	MATLAB	RMxpert	Maxwell 2D	MATLAB	RMxpert	Maxwell 2D
$\hat{B}_\delta[T]$	0,873	0,856	0,7021	0,904	0,853	0,756
$Max . M_{cogging}[Nm]$	-	6,9786	17,19	-	201,033	108,82
$E_f[V]$	218,78	233,162	234,1033	231,17	236,57	231,6

Tablo 5.12'de yüksüz durumda hesaplanan analitik değerlerle 2B analiz sonuçları gösterilmektedir. 2D analiz sonuçlarına göre hava aralığı manyetik akı yoğunluğu ile generatörde üretilen vuruntu momenti bileşeni sonuçları analitik sonuçlara kıyasla farklı çıkmıştır.

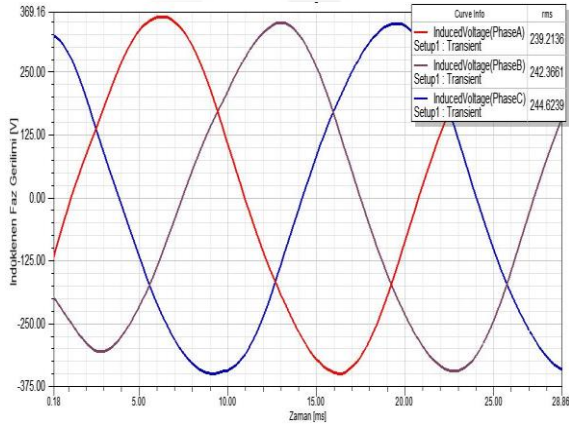
5.3.2.Yüklü koşul

Bu bölümde tasarlanan 48 kutuplu ve 18 kutuplu KMSG'lerin sonsuz şebekede yükündeki sonuçları değerlendirilmiştir. Tablo 5.13'te tam yüklü durumda her iki generatöre ait çıkış parametresi sonuçları verilmiştir. Şekil 5.14'de ise sonsuz şebekeye bağlı tam yüklü durumda KMSG'lerde indüklenen gerilim, çıkış gerilimi, faz akımı ve harmonik bileşenleri gösterilmiştir.

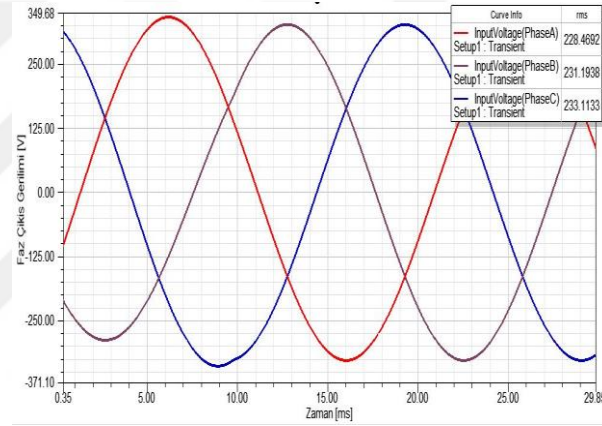
Tablo 5.13: Sonsuz şebeke yükünde KMSG'lerden elde edilen çıkış parametreleri

	$q=0,375$			$q=1$		
	MATLAB	RMxpirt	Maxwell 2D	MATLAB	RMxpirt	Maxwell 2D
$E_h[V]$	378,95	403,857	415,69	400,4	409,761	431,73
$V[V]$	400	400	400	400	400	400
$I[A]$	33,1416	30,9384	26,57	34,42	30,44	28,28
$P_{\zeta}[W]$	20 000	20 000	17 205	20000	20000	16 750,53 W
$P_G[W]$	21 828	21 641	18 326	22174,5	21815	18 482,66 W
η	91,6236	92,452	% 93,88	%90,19	%91,69	%90,6
$\cos\varphi$	0,87091(kap.)	0,9328 (İnd.)	0,9346 (ind.)	0,838(kap.)	0,948(ind.)	0,878 (ind.)

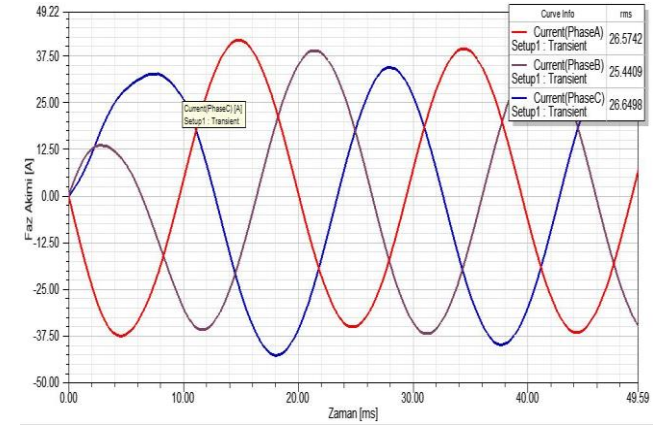
Tablo 5.13'teki 2D analiz sonuçlarını incelediğimizde her iki generatörde indüklenen hat gerilimi sırasıyla 415,69 V ve 431,72 V bulunmuştur. Çıkış hat gerilimleri ise 400 V, şebekenin generatörden çekmiş olduğu hat akımla sırasıyla 26,57A ve 28,28A'dir. Generatör verim ve kayıpları ise ilerleyen sayfalarda detaylı olarak incelenmiştir.



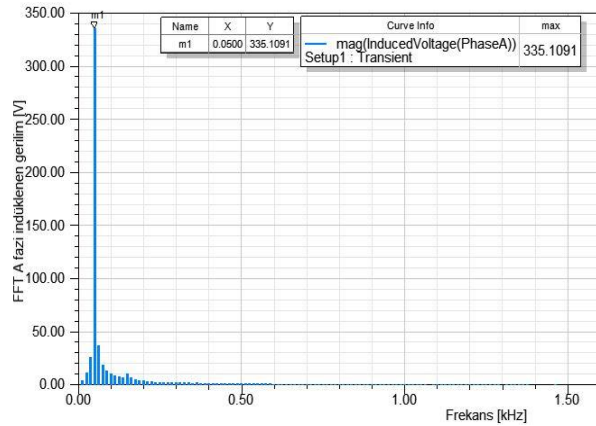
a)



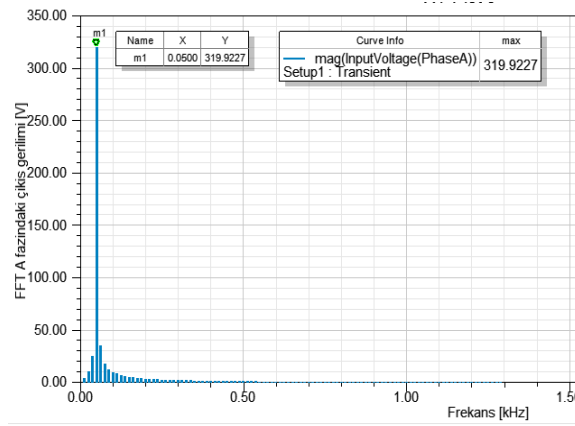
b)



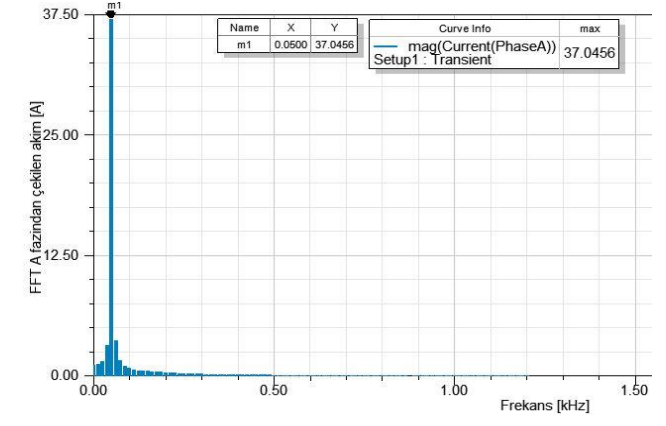
c)



a1)

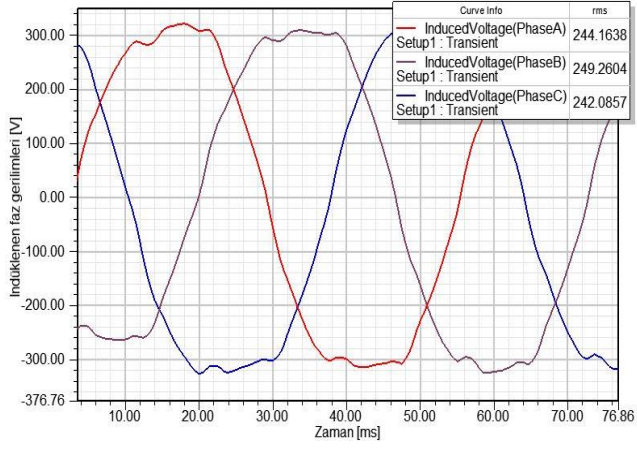


b1)

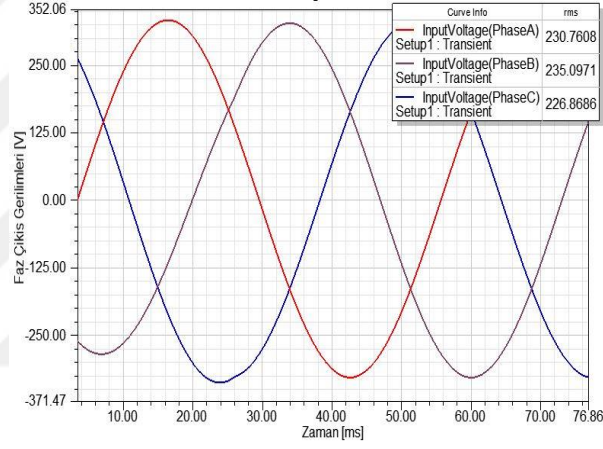


c1)

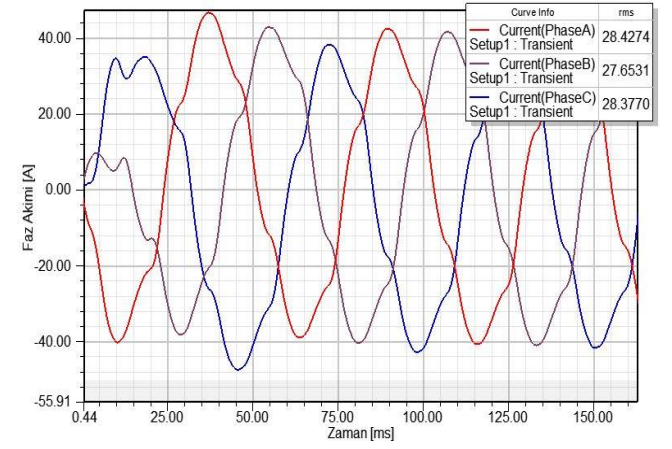
Şekil 5.14: 48 kutuplu KMSG'nin çıkış parametreleri a) İndüklenen faz gerilimleri [V], a1) A fazındaki indüklenen gerilimin harmonik bileşenleri b) Üretilen faz çıkış gerilimleri [V], b1) A fazındaki çıkış geriliminin harmonik bileşenleri, c) KMSG'den çekilen akım [A], c1) A fazından çekilen akımın harmonik bileşenleri.



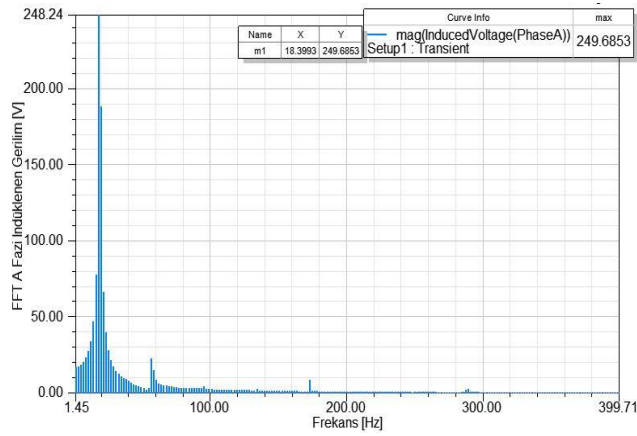
a)



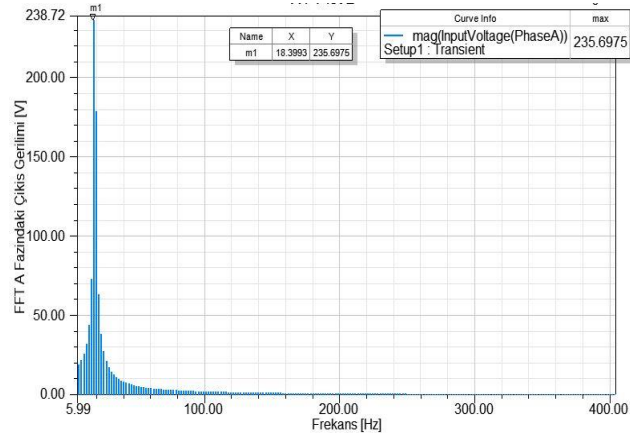
b)



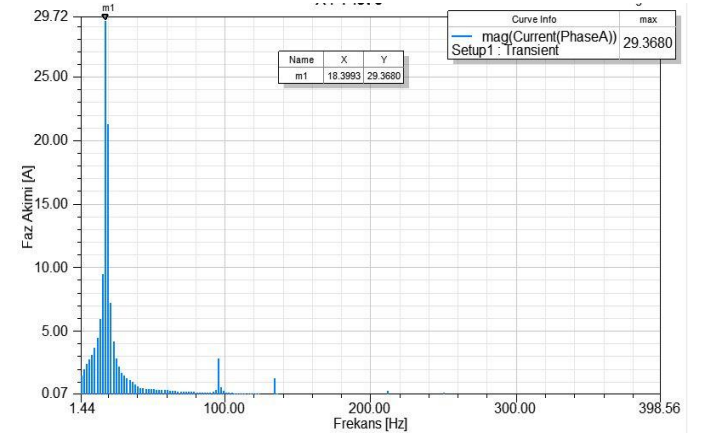
c)



a1)



b1)



c1)

Şekil 5.15: 18 kutuplu KMSG'ün çıkış parametreleri a) İndüklenen faz gerilimleri [V], a1) A fazındaki indüklenen gerilimin harmonik bileşenleri b) Üretilen faz çıkış gerilimleri [V], b1) A fazındaki çıkış gerilimlerinin harmonik bileşenleri, c) KMSG'den çekilen faz akımları [A], c1) A fazından çekilen akımın harmonik bileşenleri

Şekil 5.14 yer alan grafiklerde 48 kutuplu konsantre sargılı KMSG’de indüklenen faz gerilimi, üretilen hat gerilimi ve akım değerlerinin grafikleri üç fazlı olarak çizdirilmiştir. Fourier açılımı elde edilen bu grafiklerin harmonik bileşenleri bulunmuştur. Bu harmonik bileşenler vasıtasıyla grafiklerdeki sinüzoidal bozulmalar rahatlıkla gözlemlenebilmektedir. Şekil 5.15’te ise 18 kutuplu dağıtılmış sargılı KMSG’ün çıkış parametreleri gösterilmektedir.

Şekil 5.14 ve 5.15’teki grafiklerin daha kolay değerlendirilebilmesi için grafiklerden elde edilen en büyük genlikli ilk üç frekans bileşenleri sırasıyla Tablo 5.13 ve 5.14’de işlenmiştir.

Tablo 5.13: 48 Kutuplu konsantre sargılı KMSG’ ün harmonik bileşenleri

	<i>Frekans harmonik bileşenleri</i>		
<i>Frekans</i>	50 Hz	66,7 Hz	33,3 Hz
$E_h[V]$	338,2	27,36	20,45
$V[V]$	322,84	26,10	19,71
$I[A]$	37,4	2,51	2,48

Tablo 5.14: 18 Kutuplu dağıtılmış sargılı KMSG’ün harmonik bileşenleri

	<i>Frekans harmonik bileşenleri</i>		
<i>Frekans</i>	18,39 Hz	20,23 Hz	16,55 Hz
$E_h[V]$	249,68	188,2	77,61
$V[V]$	235,69	178,7	72,93
$I[A]$	29,36	21,24	9,51

Tablo 5.14 ve 5.15’teki verileri incelediğimizde; 18 kutuplu dağıtılmış sargılı KMSG’ün indüklenen gerilim, çıkış gerilimi ve çekilen faz akımı grafiklerinin harmonik bileşenlerindeki ilk üç frekans genliklerinin 48 kutuplu konsantre sargılı KMSG’e kıyasla oldukça büyük olduğu görülmüştür. Örneğin her iki makinada indüklenen gerilimin harmonik bileşenlerini incelediğimizde, 48 kutuplu makinanın temel harmonik frekansı 50 Hz frekansta 338,2 V genliğindeyken ikinci harmonik 66,7 Hz frekansında 27,36 V genliğinde meydana gelmiştir. 18 kutuplu makinada ise temel harmonik frekansı 18,39 Hz frekansında 249,68 V genliğindeyken ikinci harmonik ise 20,23 Hz frekansında 188,2 V genliğinde meydana gelmiştir. Her iki makinada ikinci harmonik frekans bileşenlerini incelediğimizde dağıtılmış sargılı tasarımın daha yüksek

genliğe sahip olduğu görülmektedir. Yüklü durumdaki 48 kutuplu konsantre sargılı KMSG'ün çok daha az harmonik bileşene sahiptir. Dolayısıyla konsantre sargılı kesirli oluklu tasarım daha az uzay harmoniği bileşeni içermektedir.

Tablo 5.16: Sonsuz şebeke yükünde KMSG'lerde meydana gelen kayıplar

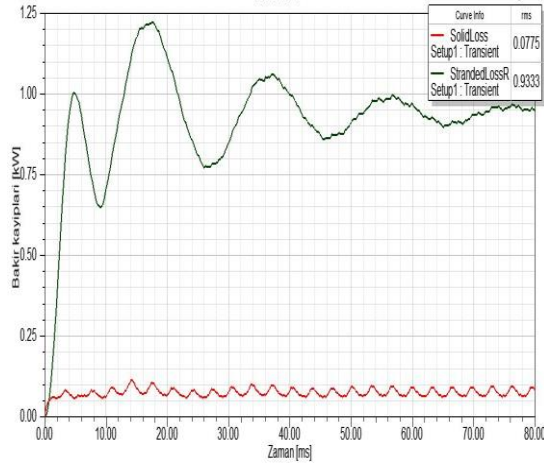
	$q=0,375$			$q=1$		
	Matlab	RMxpirt	Maxwell 2D	Matlab	RMxpirt	Maxwell 2D
Bakır kayıpları (P_B) [kW]	1,543	1,276	1,010	2,009	1,585	1,4104
Demir kayıpları (P_D) [W]	284,571	216,926	362,44	165,024	85,79	239,95

Şekil 5.16 ve 5.17'de KMSG'lerde meydana gelen demir ve bakır kayıpları gösterilmiştir. Şekil 5.16'da 48 kutuplu makinada meydana gelen bakır kayıpları 1,0108 kW, demir kayıplarının ise 362,44 W olduğu gözlemlenmiştir. Şekil 5.17'de elde edilen grafiklerde 18 kutuplu makinada meydana gelen bakır kayıpları 1,4104 kW, demir kayıpları ise 239,95 W'tır. Her iki makinada bakır kayıpları demir kayıplarına nispeten çok daha büyük çıkmıştır. 18 kutuplu makinada bakır kayıplarının %39 daha fazla, demir kayıplarının ise 48 kutuplu makinaya göre %33,79 daha az olduğu gözlemlenmiştir. Fakat Şekil 5.16 ve 5.17'deki grafikleri incelediğimizde generatörlerde üretilen çıkış güçleri de sırasıyla 17,205 kW ve 16,750 kW bulunmuştur. 48 kutuplu makinadan daha fazla gücü elde edilmiştir. Bu çıkış güçlerini üretebilmek için sırasıyla gerekli olan mekanik güç değerleri 18,326 kW ve 18,482 kW'tır. Yaklaşık aynı giriş güçlerine rağmen aynı değerde çıkış gücü elde edilememiştir. Dolayısıyla konsantre sargılı 48 kutuplu generatörün verimi %93,88, dağıtılmış sargılı 18 kutuplu generatörün verimi %90,6 bulunmuştur. Her iki generatörde de istenen 20 kW'lık çıkış gücüne erişilememesinin en önemli nedenlerinden birisi 2D analizde çıkan hava aralığı manyetik akı yoğunluğu temel bileşenlerinin sırasıyla 0,7021 T ve 0,756T olması, diğer bir nedeni ise generatöre uygulanan mekanik giriş gücünün üretilmek istenen elektriksel çıkış gücünden küçük olmasıdır. Yani uygulanan mekanik giriş tork değerlerinin yetersiz olmasıdır.

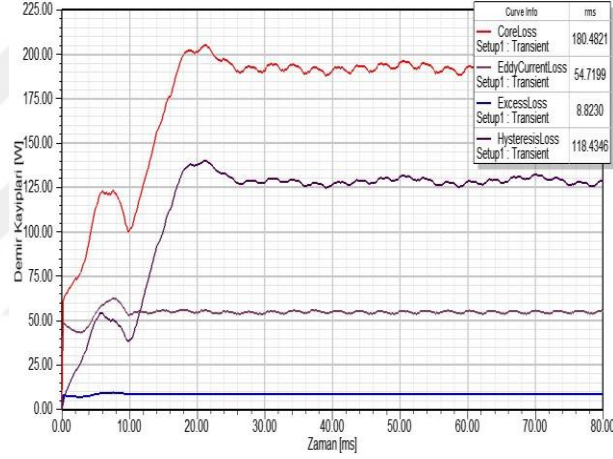
İndüklenen gerilim değerlerinin farklı çıkmasının nedenleri ise faz başına düşen iletken sayısının ve hava aralığı manyetik akı yoğunluğu değerlerinin birbirinden farklı olmasıdır. Elde edilen bu sonuçlara göre yapılan analitik modellemede sonlu elemanlar analizine göre bazı düzenlemeler yapılması gereklidir. Örneğin; manyetik akı yoğunluğu, lineer akım yoğunluğu, teğetsel gerilme gibi parametrelerin sınır koşulları

yeniden gözden geçirilerek optimizasyon algoritmalarıyla sonlu elemanlar yöntemi modeli daha iyi oluşturulabilir. Ayrıca generatörün başlangıç çalışma koşulları yeniden gözden geçirilebilir.

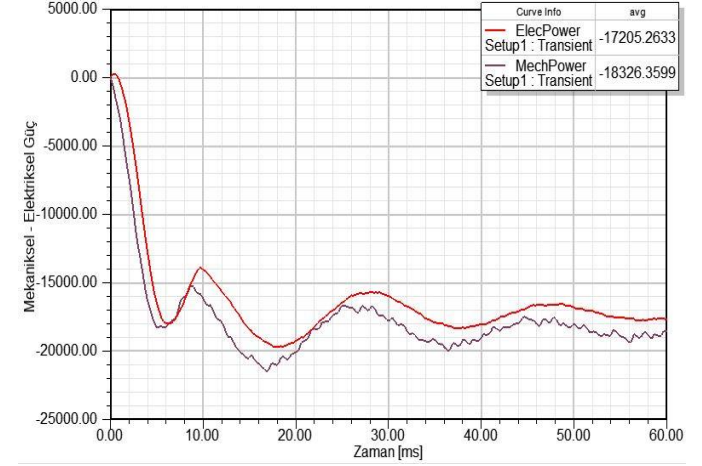




a)

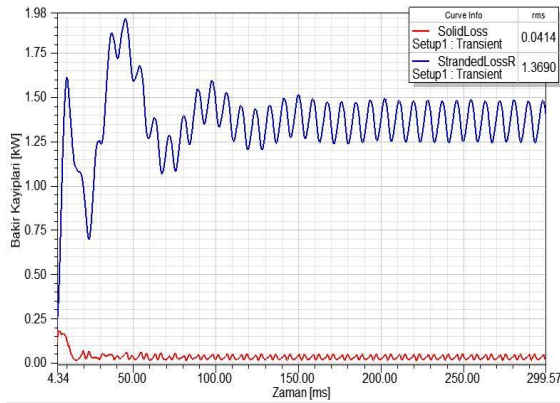


b)

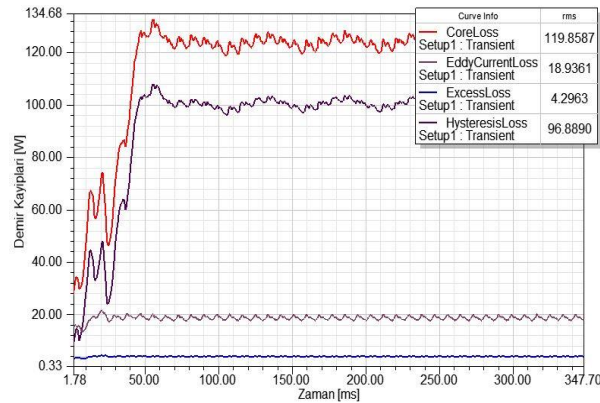


c)

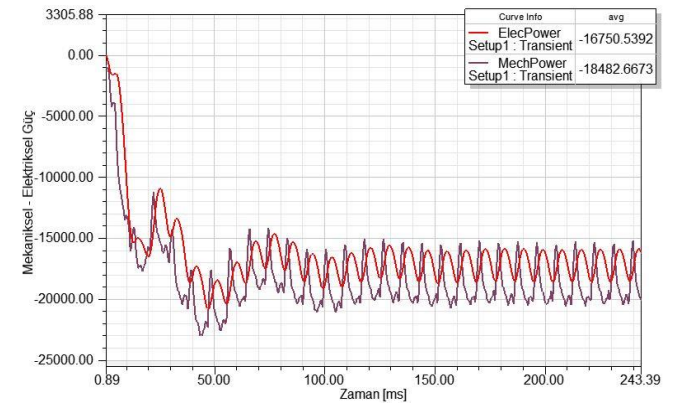
Şekil 5.16: 48 kutuplu KMSG'de meydana gelen kayıplar ve Mekanik-Elektriksel Güç, a) Bakır kayıpları [W] , b) Demir kayıpları [W], c) Mekanik-Elektriksel Güç [W]



a)



b)



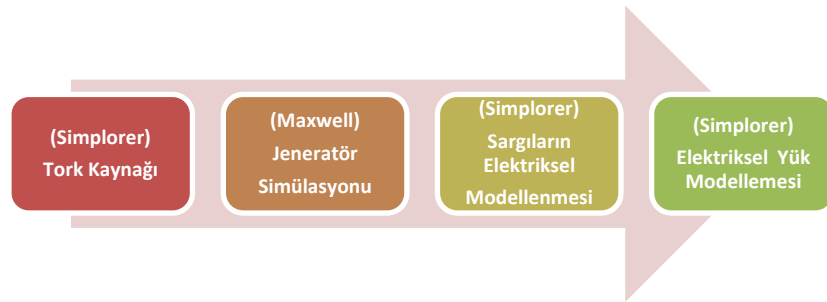
c)

Şekil 5.17: 18 kutuplu KMSG'de meydana gelen kayıplar ve Mekanik-Elektriksel Güç, a) Bakır kayıpları [W] , b) Demir kayıpları [W], c) Mekanik-Elektriksel Güç [W]

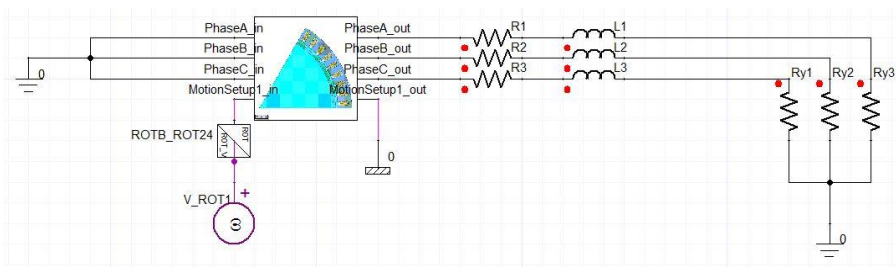
5.3.3 Ansys Maxwell Simplorer bileşeninde KMSG'lerin sistem modellemesi

Ansys Simplorer; elektriksel, termal ve mekanik sistemlerin simülasyonunun gerçekleştirilebildiği bir sistem modelleme yazılımıdır. Ayrıca Simplorer, generatörlerin değişken elektriksel yüklerine ve mekanik giriş değerlerine vermiş olduğu tepkileri test etmek için de kullanılmaktadır. Simplorerden gelen mekanik giriş ucuna tork sinyali uygulandıktan sonra simplorer çıkış uçlarına belirlenen elektriksel yükler bağlanarak generatör kolaylıkla simüle edilir. Bu vasıta ile generatörün farklı yükler altındaki tepkileri incelenebilmektedir. Simplorer blok diyagramı şekil 5.18'de gösterilmiştir. 48 kutuplu bir KMSG'ün örnek bir modellemesi ise şekil 5.19'da gösterilmiştir. Şekil 5.19'u incelediğimizde KMSG'ün giriş ucu mekanik bir dönme kuvveti ile desteklenmiştir. Elektriksel çıkış uçlarına ise generatör dirençleri ve indüktansları bağlandıktan sonra üç fazlı yük dirençleri ile yüklenmiştir.

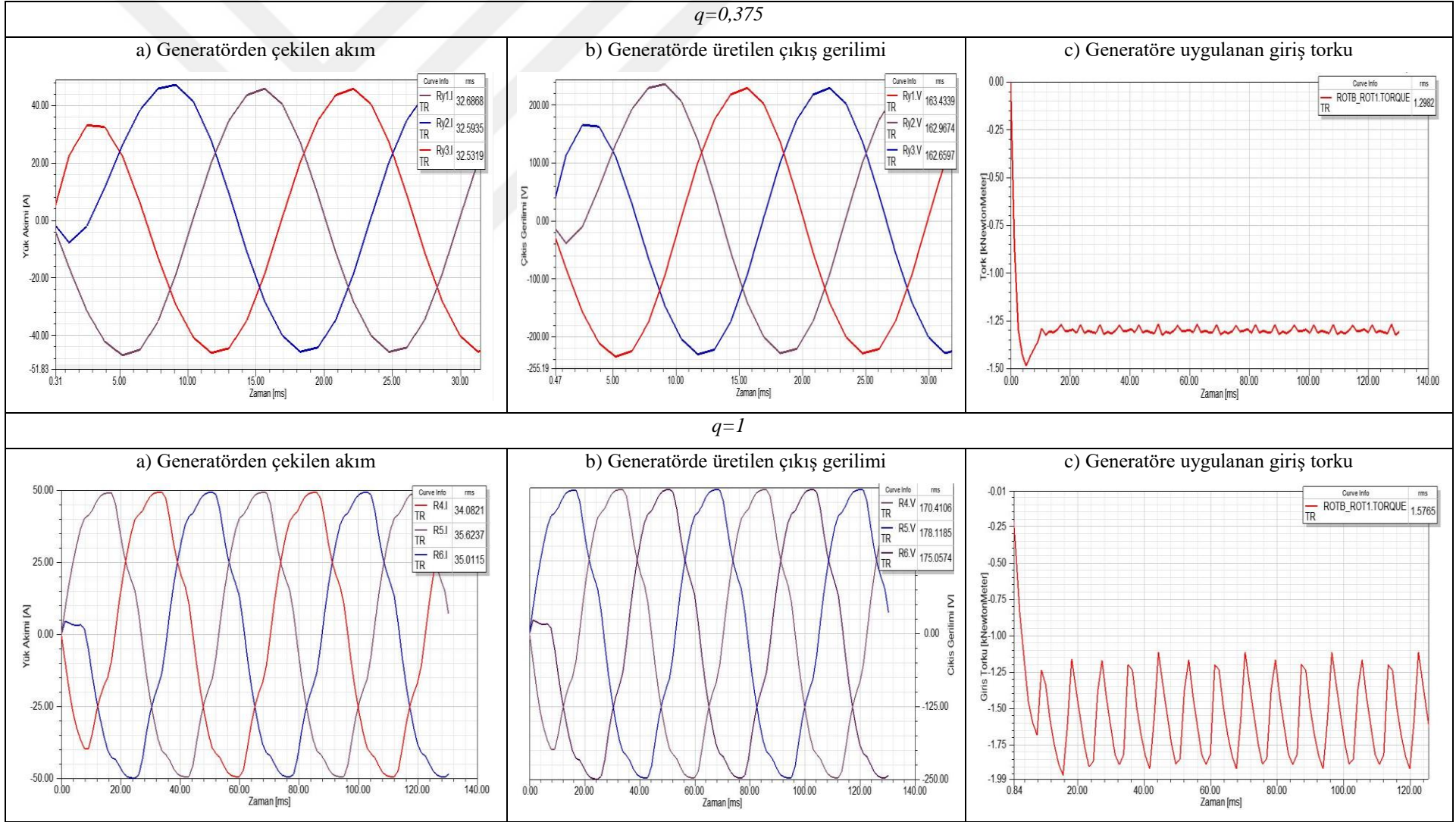
Simplorerda farklı yük bileşenleri mevcuttur. Fakat buradaki Simplorer modelinde üç fazlı rezistif yükte her iki KMSG omik olarak yüklenmiştir. İndüktif ve kapasitif yüklenme koşulları gerçekleştirilmemiştir. Dolayısıyla şebeke bağlantısı gerçekleştirilmeden bağımsız bir generatör varmışçasına rezistif yüklü analizleri gerçekleştirilmiştir. Şekil 5.20'de nominal çıkış gücünü elde edebilmek için 5 ohm'luk 3 fazlı rezistif bir yükte KMSG'lerin Simplorer analiz sonuçları gösterilmiştir.



Şekil 5.18: Simplorer blok diyagramı



Şekil 5.19: Rezistif yüklü KMSG'ün Maxwell/Simplorer bileşeni



Şekil 5.20: 5 Ohm'luk Rezistif yükli KMSG'lerin Maxwell/Simplorer sonuç grafikleri

Şekil 5.20'deki grafikleri incelediğimizde 48 kutuplu KMSG'ün yük akımı 34,08 A, çıkış faz gerilimi 175,05 V, generatöre uygulanan tork ise 1298,2 Nm'dir. Elde edilen bu veriler ışığında 128 rpm hızda dönen generatörün giriş gücü 17395,88 W, 5 Ohm'luk yük direncinde 15936,51 W toplam çıkış gücü elde edilmiştir.

18 kutuplu KMSG'de elde edilen sonuçlara göre yük akımı 32,68 A, Çıkış faz gerilimi 163,43 V, generatöre uygulanan tork ise 1576,5 Nm'dir. Elde edilen bu veriler ışığında 128 rpm hızda dönen generatörün giriş gücü 21044,4 W, 5 Ohm'luk yük direncinde 18166,2 W toplam çıkış gücü elde edilmiştir.

5 ohm'luk 3 fazlı rezistif yüklü koşulda 18 kutuplu generatörün verimi daha fazla düşmüş ve % 86,32 bulunmuştur. 48 kutuplu generatörün verimi ise %91,61 bulunmuştur. Dolayısıyla bağımsız generatör çalışma koşulunda her iki generatöründe verimi oldukça düşmüştür. Bağımsız generatör çalışma koşulunda da konsantre sargılı tasarımın daha verimli olduğu gözlemlenmiştir. Tablo 5.17'de 5 ohm'luk rezistif yükte meydana gelen çıkış parametreleri tabloda gösterilmiştir.

Tablo 5.17: 5 Ohm'luk rezistif yüklü KMSG'lerden elde edilen çıkış parametreleri

	$q=0,375$	$q=1$
Çıkış hat gerilimi $V[V]$	303,195	283,069
Çekilen yük akımı $I[A]$	34,08	32,68
Giriş torku $M[Nm]$	1298,2	1576,5
Verim $[\eta]$	%91,61	%86,32

5.3.4. Maxwell 2D'de manyetik analiz

5.3.4.1. KMSG'lerin Maxwell 2D modellenmesi

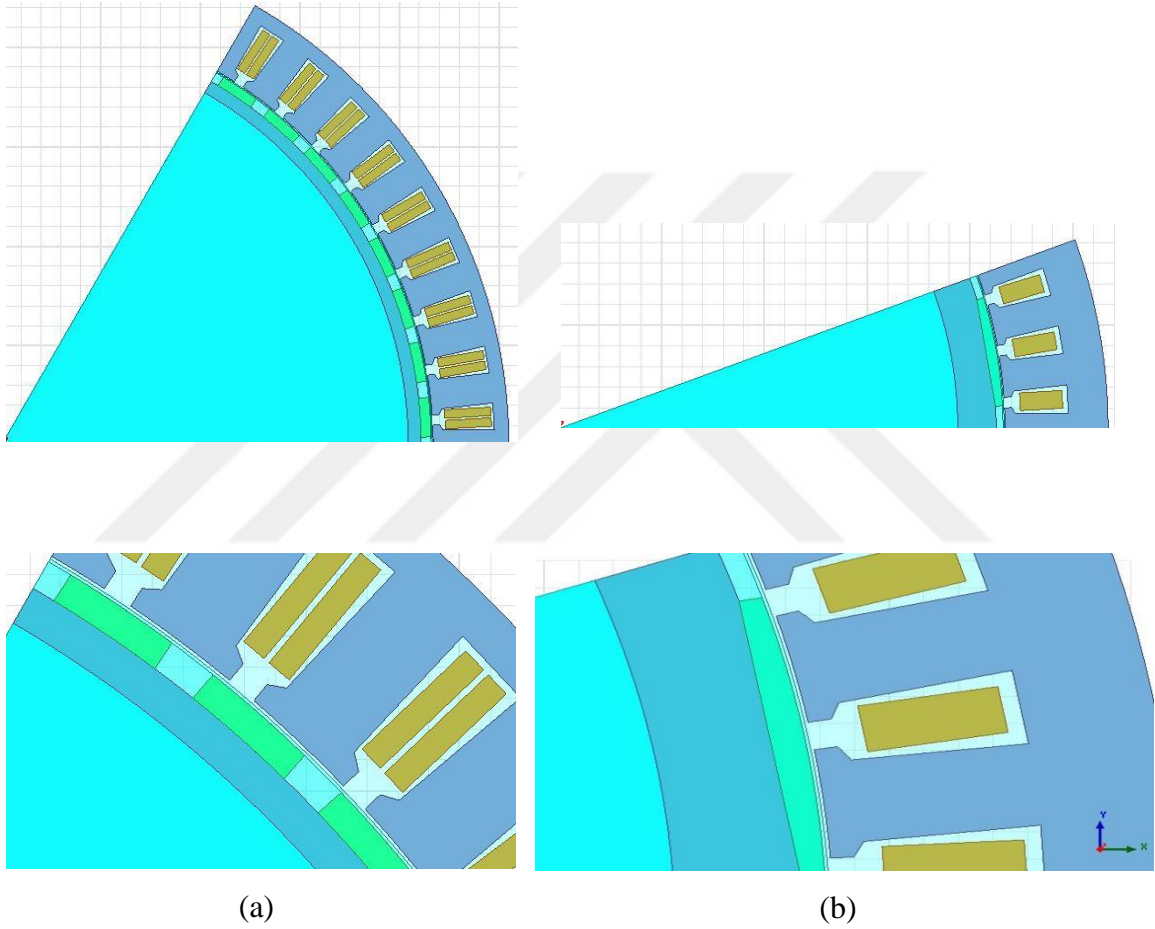
Bu bölümde 48 kutuplu ve 18 kutuplu KMSG'lerin Maxwell 2D modelleme aşamaları aşağıda sırasıyla gösterilmiştir.

Geometri : Simetriden dolayı 48 kutuplu makinanın 1/6'sı 18 kutuplu makinanın 1/18'i modellenmiştir. Şekil 5.21'de modellenen KMSG'lerin genel görünümü verilmiştir.

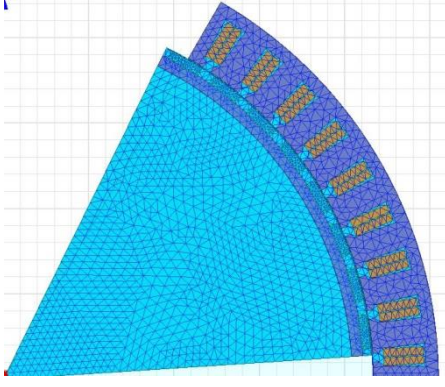
Ağ modeli: Programda yer alan ağ operasyonu ayarlarından ağ noktalarının sıklığı belirlenmiştir. Her iki makine da sonlu elemanlar analizi 1000 noktaya ağ atılarak gerçekleştirilmiştir. Şekil 5.22'de makinaların ağ yapıları gösterilmiştir.

Uyartım : Programda yer alan uyartım ayarları panelinden makinaların girdap etkisi ayarı ve çekirdek kayıpları ayarları gerçekleştirilmiş ve makina genel çözüme hazır hale getirilmiştir.

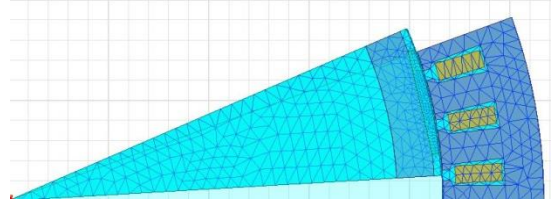
Analiz : Gerçekleştirilen 2 boyutlu analizler; 128 rpm rotor shaft hızında gerçekleştirilmiştir. Generatör sargıları ise yıldız bağlanmıştır. 48 kutuplu generatör başlangıç rotor pozisyonu 3,75 derece iken 18 kutuplu generatörün başlangıç pozisyonu 3,33 derecedir.



Şekil 5.21: Maxwell 2D’de modelleneme a) 48 Kutuplu KMSG’ün genel görünümü,
b) 18 kutuplu KMSG’ün genel görünümü



(a)

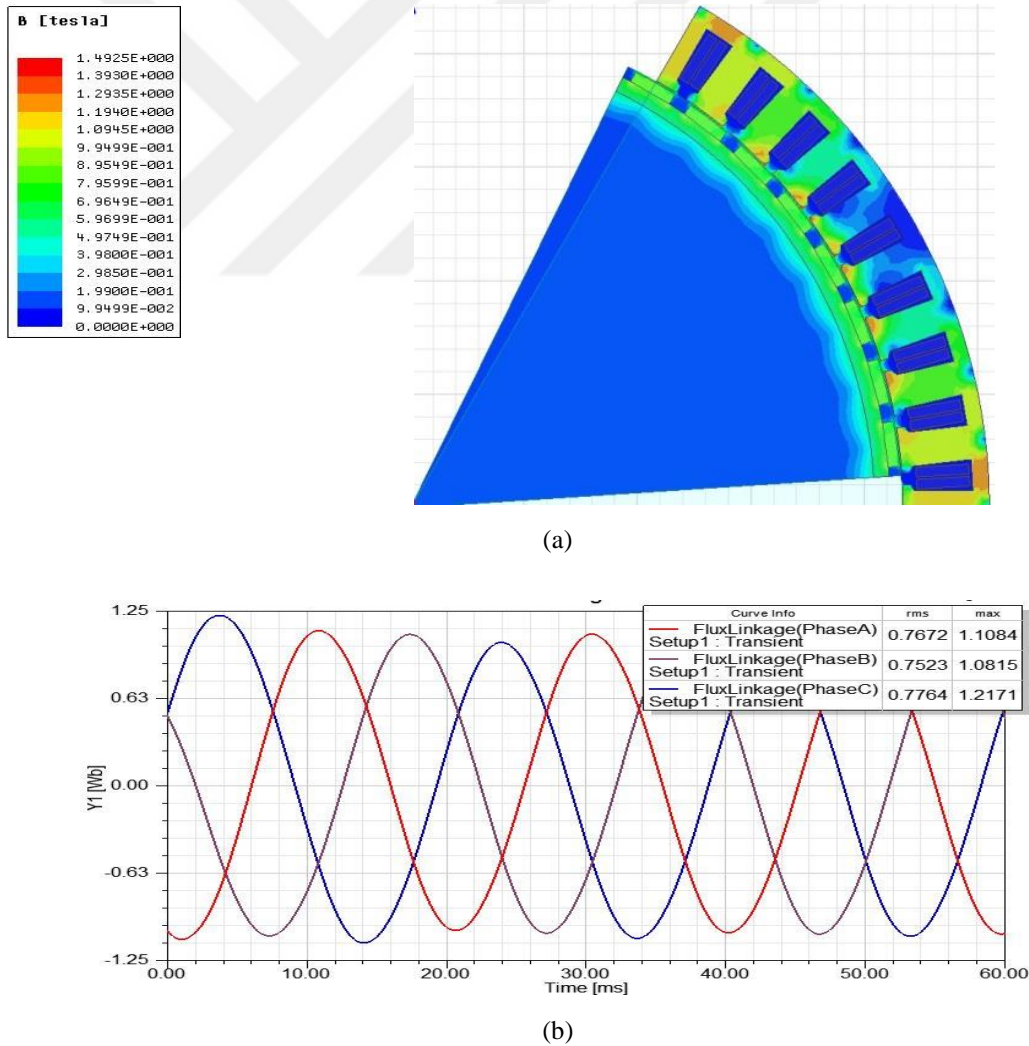


(b)

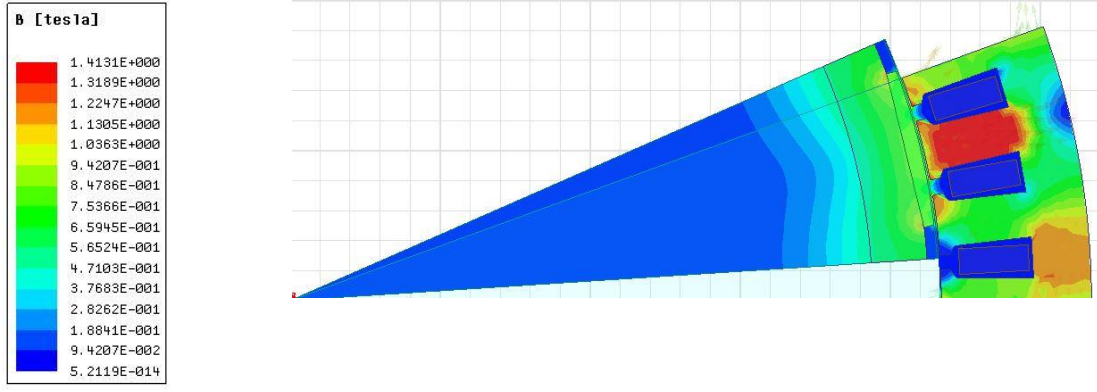
Şekil 5.22: Maxwell 2D’de modellenenmede; a) 48 Kutuplu KMSG’ün ağ görünümü,
b) 18 kutuplu KMSG’ün ağ görünümü

5.3.4.2. KMSG'lerin Maxwell 2D manyetik analiz sonuçları

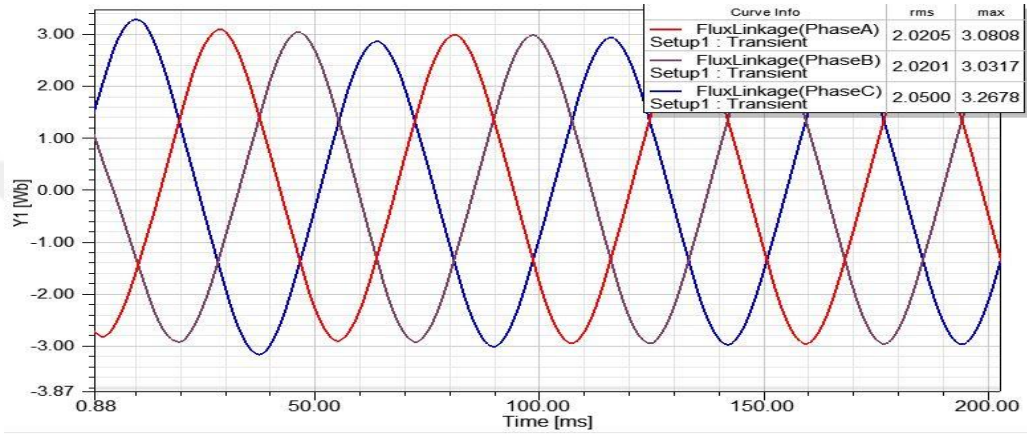
Makina tasarımında dikkat edilmesi gereken en önemli parametreler; hava aralığı, stator dişi ile boyunduruğu ve rotor boyunduruğu akı yoğunluğu parametreleridir. Dolayısıyla Şekil 5.23'te yüklü koşulda sonsuz şebekeye bağlı 48 kutuplu KMSG'ün manyetik analiz sonuçları ve sargılardaki toplam manyetik akı grafikleri gösterilmektedir. Şekil 5.23 a'daki şekilde manyetik akı yoğunluğu dağılımlarını incelediğimizde; stator boyunduruğunda 1,22 T, stator dişlerinde 1,14 T ve rotor boyunduruğunda 0,8 T civarında manyetik akı yoğunluğu meydana gelmiştir. Ayrıca stator diş uçlarının bazı kısımlarını incelediğimizde manyetik akı yoğunluğu 1,42 T civarına ulaşmıştır. Şekil 5.23b'deki grafiği incelediğimizde A fazında meydana gelen toplam manyetik akı miktarının rms değeri 0,76 Wb'dir.



Şekil 5.23: Maxwell 2D Sonlu elemanlar analiz sonuçları; a) 48 Kutuplu KMSG'ün Manyetik akı yoğunluğu (T), b) Her bir faz sargısını kesen manyetik akı miktarı (Wb)



(a)

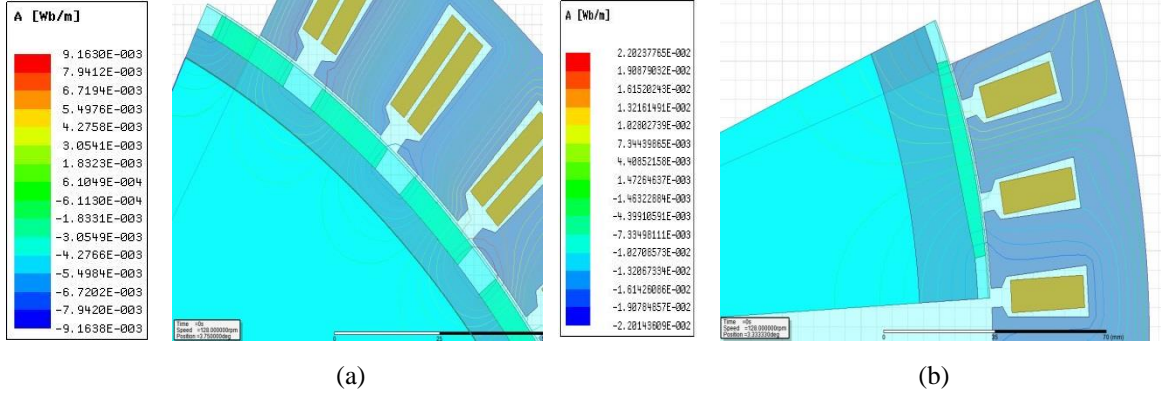


(b)

Şekil 5.22: Maxwell 2D Sonlu elemanlar analiz sonuçları; a) 18 Kutuplu KMSG'ün Manyetik akı yoğunluğu (T), b) Her bir faz sargısını kesen manyetik akı miktarı (Wb)

Şekil 5.24'te ise sonsuz şebeke bağlantılı 18 kutuplu KMSG'ün yüklü koşulda manyetik analiz sonuçları ve sargılardaki toplam manyetik akı grafikleri gösterilmektedir. Şekil 5.24'ü incelediğimizde manyetik akı yoğunluğunun en yüksek olduğu bölge 1,41 T ile stator dışlarıdır. Stator boyunduruğundaki manyetik akı yoğunluğu değeri 1,15 T, rotor boyunduruğu ise 0,8 T'dır.

Her iki generatörde meydana gelen manyetik akı yoğunluğu değerlerini tablo 4.1'deki manyetik akı yoğunluğu sınır değerlerine göre kıyaslırsak; konsantre sargılı ve dağıtılmış sargılı her iki KMSG'ün hiçbir makina elemanının manyetik doyuma uğramamıştır. Dolayısıyla yüklü durumda her iki makinanın da manyetik analiz sonuçları oldukça uygun değerlerde çıkmıştır. Şekil 5.24b'deki grafiği incelediğimizde A fazında meydana gelen toplam manyetik akı miktarının rms değeri 2,02 Wb'dir. Her iki generatörde meydana gelen toplam manyetik akı miktarlarını incelediğimizde dağıtılmış sargılı makinada daha fazla toplam manyetik akı meydana gelmiştir.



Şekil 5.23: Maxwell 2D Sonlu elemanlar analiz sonuçları; a) 48 Kutuplu KMSG’de meydana gelen manyetik akı çizgileri (Wb/m), b) 48 Kutuplu KMSG’de meydana gelen manyetik akı çizgileri (Wb/m)

Şekil 5.23’te her iki generatördeki manyetik akı çizgilerini dağılımı gösterilmektedir. Şekil 5.23’ü incelediğimizde konsantre sargılı generatörde manyetik akı çizgilerinin daha yoğun meydana geldiği gözlemlenmiştir. Tam bir çevrimi mıknatıslar üzerinden tamamlayamayan akı çizgileri kaçak akı olarak tanımlanmaktadır. Her iki şekilde incelendiğinde bazı manyetik akı çizgileri stator boyunduruğu ve mıknatıslar üzerinden tam bir çevrim yapamamıştır.

6. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

6.1. SONUÇLAR

Bu tez çalışmasında 20 kW'lık doğrudan tahrikli kalıcı mıknatıslı senkron generatörde; sargı tipinin ve oluk/kutup kombinasyonunun generatörlerin verimine, ağırlığına, vuru mu momentine, indüklenen gerilimine, kayıplarına ve üretilen harmoniklerine olan etkileri incelenmiştir. Konsantre ve dağıtılmış sargılı 20 kW anma güçlü her iki generatör düşük hızlı rüzgâr enerjisi uygulamalarında kullanılmak üzere tasarlanmıştır. İlk tasarımda generatörde 54 oluk 48 kutuplu çift katmanlı konsantre sargı kullanılmıştır. İkinci tasarımda ise 54 oluklu 18 kutuplu tek katmanlı dağıtılmış sargı kullanılmıştır. Dolayısıyla q değerinin sırasıyla 0,375 ve 1 olması generatörün çıkış parametrelerini oldukça etkilemiştir. Her iki generatörün karşılaştırılabilmesi için stator, rotor ve mıknatıslarda aynı çeşit malzeme kullanılmıştır. Fakat dağıtılmış sargılı 18 kutuplu tasarımda; malzemelerin manyetik doyuma uğramaması için stator ve rotor boyunduruk yükseklikleri sınır değerlere göre yeniden hesaplanmıştır.

Matlab GUI ara yüzünde yazılan program sayesinde tasarlanan her iki generatörün analitik çözümlenmesi gerçekleştirilmiştir. Ansys RMXprt yazılımında tasarlanan her iki generatörlerin giriş parametreleri tanımlanmıştır. RMXprt ile yapılan analitik çözümlenme sonuçlarıyla GUI ara yüz programı sonuçları karşılaştırılmıştır.

Makina çözümlenmelerinin sonlu elemanlar yöntemi ile de doğrulanabilmesi için Ansys Maxwell 2D analiz gerçekleştirilmiştir. Dolayısıyla tasarlanan her iki kalıcı mıknatıslı senkron generatörün analitik çözümlenmesi MATLAB ve RMXprt yazılımları kullanılırken generatörlerin sonlu elemanlar yöntemi ile test edilmesinde ise Maxwell 2D yazılımı ile gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlara göre her iki generatörün avantaj ve dezavantajları kıyaslanmıştır.

Her iki generatörden elde edilen çıkış parametrelerinin kolaylıkla karşılaştırılabilmesi için MATLAB, RMXprt ve 2D analiz sonuçları Tablo 5.18'de gösterilmiştir.

RMXprt sonuçları ile ara yüz programı sonuçları karşılaştırıldığında dağıtılmış sargılı makinanın net ağırlığı RMXprt'te 194,204 kg iken Matlab'ta 221,085 kg bulunmuştur. Konsantre sargılı makinanın net ağırlığı RMXprt ile 122,822 kg iken Matlabta 127,33 kg bulunmuştur. Dolayısıyla dağıtılmış sargılı generatörde konsantre sargılı generatöre nispeten daha fazla malzeme kullanılmıştır.

Tablo 5.18: Her iki generatörden elde edilen çıkış parametreleri

		$q = 0,375$			$q = 1$		
		MATLAB	RMxprt	Maxwell 2D	MATLAB	RMxprt	Maxwell 2D
P_D	Demir nüve kayıpları (W)	284,571	216,926	362,44	165,024	85,79	239,35
P_B	Armatür bakır kayıpları (W)	1543,87	1276,6	1010,8	2009,5	1585,17	1410,4
$P_Ç$	Çıkış gücü (W)	20000	20008,2	17205,26	20000	20004	16750,53
P_G	Giriş gücü (W)	21828,441	21641,8	18326,35	22174,5	21815	18482,66
η	Verim (%)	91,624	92,452	93,88	90,19	91,69	90,6
E_h	İndüklenen faz gerilimi (V)	218,78	233,162	234,1033	231,17	236,57	231,6
THD_e	İndüklenen Gerilimin THD (%)	-	1,85132	-	-	21,03	-
VM	Vuruntu Momenti (Nm)	-	6,9786	17,19	-	201,03	108,82
m_{net}	Toplam net ağırlık (kg)	127,3311	122,822	-	221,085	194,204	-

Dağıtılmış sargılı generatörün daha ağır olmasının iki temel nedeni vardır;

- Dağıtılmış sargıda sargı uçları konsantre sargıya nispeten daha uzun olduğu için kullanılan bakır tel miktarı daha fazladır.
- Dağıtılmış sargılı generatörde stator ve rotor boyunduruğunun daha yüksek olmasıdır.

Sonsuz şebekeye bağlı generatörlerin yüksüz koşulda yapılan analizlerine göre;

- Hava aralığı manyetik akı yoğunluğu harmonik bileşenlerini incelediğimizde dağıtılmış sargılı tasarımın konsantre sargılı generatöre kıyasla çok daha fazla harmonik bileşen içerdiği gözlemlenmiştir. Bu durum sargılarda indüklenen gerilimin THD da aynı oranda etkilemiştir.
- RMxprt sonuçlarına göre çift katmanlı konsantre sargılı makinada daha iyi bir sinüzoidal dağılım elde edildiği için indüklenen gerilimin THD'ı %1,85 iken dağıtılmış sargılı makinada indüklenen gerilimin THD'ı %21,03 çıkmıştır. Maxwell 2D analiz sonuçlarına göre dağıtılmış sargılı tasarımın çok daha fazla harmonik bileşen içerdiği gözlemlenmiştir. Dolayısıyla konsantre sargılı tasarımda indüklenen gerilimde meydana gelen harmonik bileşenlerin çoğu elimine edilmiştir.

- RMxprt sonuçlarına göre konsantre sargılı makinada oluk kutup dağılımı çok daha iyi gerçekleştirildiği için konsantre sargıda meydana gelen vuruğu momenti 6,97 Nm iken dağıtılmış sargıda 201,03 Nm olmuştur. Tablo 5.12’de Maxwell 2D çözümlene sonuçlarında ise konsantre sargılı tasarımdaki vuruğu momenti 17,19 Nm iken dağıtılmış sargılı tasarımda 108,82 Nm vuruğu momenti meydana gelmiştir. Dolayısıyla sonlu elemanlar yöntemi ile yapılan analizde dağıtılmış sargıda %59,45 daha fazla vuruğu momenti üretimi meydana gelirken konsantre sargılı tasarımda %84 daha az vuruğu momenti üretimi meydana gelmiştir. Bütün bu farklılıklara rağmen konsantre sargılı KMSG’de moment dalgalılığı çok daha az meydana gelmiştir. Dolayısıyla konsantre sargılı generatörde rotor üzerine binen mekanik yük daha dengeli dağıtılmıştır.

Sonsuz şebekeye bağlı generatörlerin yüklü koşulda yapılan analizlerine göre;

- Verim ifadelerini değerlendirildiğinde konsantre sargılı çift katmanlı KMSG’de; sırasıyla MATLAB’da %91,62, RMxprt’te %92,45 ve Maxwell 2D’de ise %93,88 verim elde edilmiştir. Dağıtılmış sargılı tek katmanlı KMSG’de ise; sırasıyla MATLAB’da %90,19, RMxprt’te %91,69 ve Maxwell 2D’de ise %90,6 verim elde edilmiştir. Dolayısıyla konsantre sargılı çift katmanlı KMSG’ün dağıtılmış sargılı tek katmanlı KMSG’den daha verimli olduğu gözlemlenmiştir.
- Generatörlerdeki bakır kayıplarını incelediğimizde konsantre sargılı makinada sırasıyla MATLAB’da 1,543 kW, RMxprt’te 1,276 kW ve Maxwell 2D’de ise 1,010 kW bakır kaybı meydana gelmiştir. Dağıtılmış sargılı makinada ise sırasıyla MATLAB’da 2,009 kW, RMxprt’te 1,585 kW ve Maxwell 2D’de ise 1,4104 kW bakır kayıpları meydana gelmiştir. Konsantre sargılı tasarımda sargı uçları daha kısa olduğu için bakır kayıpları dağıtılmış sargıya kıyasla daha az meydana gelmiştir.
- Maxwell 2D analizdeki demir kayıplarını incelediğimizde dağıtılmış sargılı KMSG’de 239,35 W, konsantre sargılı KMSG’de ise 362,44 W demir kaybı meydana gelmiştir. Bakır kayıplarının aksine konsantre sargılı generatörde demir kayıpları daha fazla meydana gelmiştir. Konsantre sargıda demir kayıplarının daha fazla meydana gelmesinin temel nedeni dağıtılmış sargıya

kıyasla konsantre sargılı generatörün frekansının daha yüksek olmasıdır. Nitekim konsantre sargılı generatörün frekansı 51,2 Hz dağıtılmış sargılı generatörün frekansı 19,2 Hz'dir.

Ayrıca her iki generatör Ansys'in Simplerer bileşeni sayesinde nominal çıkış gücünü elde edebilmek için üç fazlı 5 ohm'luk rezistif yükte analizleri gerçekleştirilmiştir. Konsantre sargılı KMSG'ün verimi %91,61 iken dağıtılmış sargılı KMSG'ün verimi %86,32 çıkmıştır. Sonuçlarda görüldüğü üzere sonsuz şebeke bağlı duruma kıyasla her iki generatöründe verimi daha düşük çıkmıştır. Sonsuz şebeke bağlantılı durum analizindeki gibi konsantre sargılı KMSG'den daha yüksek verim elde edilmiştir.

Elektrik makinelerinin çalışma mantığı lineer olmadığı için sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilmiş fakat analitik çözümlerle kıyaslandığında bazı değerler tam olarak yakınsanamamıştır. Dolayısıyla generatörün başlangıç çalışma koşulları yeniden gözden geçirilebilir. Ayrıca manyetik akı yoğunluğu, lineer akım yoğunluğu, teğetsel gerilme gibi parametrelerin sınır koşulları yeniden oluşturulduktan sonra optimizasyon algoritmaları vasıtasıyla her iki generatör optimize edilebilir. Optimizasyon çıktılarından istifade edilerek sonlu elemanlar analize sokulan her iki generatörün çıkış parametreleri daha da iyi yakınsanabilir.

6.2. ÖNERİLER

Bu tez çalışmasında iki farklı KMSG tasarımı ele alınmış ve karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir. Sonuç olarak;

- Daha yüksek generatör verimine sahip olması (% 93,88).
- Düşük vuru tork üretimi ve düşük tork dalgalılığına sahip olması.
- Hava aralığı manyetik akı yoğunluğunun daha az harmonik bileşen içermesi.
- Statorda indüklenen faz gerilimlerinde THD'ın daha düşük olması.
- Toplam net ağırlığın daha az, üretim maliyetinin düşük olması ve kolay montaj yapılabilmesi.

gibi avantajları nedeniyle 20 kW'lık 54 oluklu 48 kutuplu çift katmanlı konsantre sargılı KMSG üretiminin daha uygun olacağı ön görülmüştür.

Kalıcı mıknatıslı senkron makine tasarımı beraberinde bilgi ve tecrübeyi gerektirmektedir. Dolayısıyla tasarım aşamasında bazı yaklaşımlar ampirik olarak gerçekleştirilmiştir. Makine parametrelerinin birden fazla olması ve çalışmalarının lineer olmaması gibi nedenlerden dolayı analitik olarak tasarım sonuçlarını yakınsamak oldukça güçtür. Dolayısıyla sonlu elemanlar analizi yapabilen programların kullanılması makine tasarımı ve analizi açısından oldukça önemlidir.

Genel olarak generatörlerin mekanik, elektriksel, termal ve kontrol devresi tasarımları gibi birçok aşaması vardır. Dolayısıyla tasarım esnasında çoklu bilim dalları arasında bilgi paylaşımı yapılması oldukça önemlidir. Analitik olarak modellenen generatörün simülasyonları gerçekleştirildikten sonra deneysel olarak doğrulanmalıdır. Çünkü imalat esnasında oluk sarımlarının doğru bir şekilde yapılamaması, yalıtkan malzemelerinin milimetrik olarak yerleştirilememesi ve sac kesimi hataları gibi birçok parametre generatör verimini etkilemektedir.

KAYNAKLAR

- Ahsanullah, K., Dutta, R., & Rahman, M. F., 2017, Analysis of Low-Speed IPMMs With Distributed and Fractional Slot Concentrated Windings for Wind Energy Applications, *IEEE Transactions on Magnetics*, 53(11), Sayfa 1–10.
- Alshibani, S., 2014, *Optimized designs of MW level permanent magnet synchronous generators for wind turbine applications*, The University of New South Wales, Sydney- Australia.
- Bazzo, T., Kolzer, J. F., Carlson, R., Wutz, F., & Gerbaud, L., 2015, Optimum Design of a High-Efficiency Direct-Drive PMSG, IEEE Energy Conversion Congress and Exposition (ECCE), Montreal-Canada, Sayfa 0–7.
- Chunting Mi, Slemon, G. R., & Bonert, R., 2001, Modeling of iron losses of surface-mounted permanent magnet synchronous motors, In *Conference Record of the 2001 IEEE Industry Applications Conference, 36th IAS Annual Meeting (Cat. No.01CH37248)* (Vol. 4, Sayfa 2585–2591) IEEE.
- Cros, J., & Viarouge, P., 2002, Synthesis of High-Performance PM Motors with Concentrated Windings, *IEEE Power Engineering Review*, 22(4), Sayfa 74.
- de Paula Machado Bazzo, T., Kolzer, J. F., Carlson, R., Wurtz, F., & Gerbaud, L., 2017, Multiphysics Design Optimization of a Permanent Magnet Synchronous Generator, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 64(12), Sayfa 9815–9823.
- Dubois, M. R. J., 2004, *Optimized Permanent Magnet Generator Topologies for Direct-Drive Wind Turbines*, Tu Delft University, Delft-The Netherlands.
- Enercon E-126 EP4., 2018, from <https://www.enercon.de/en/products/ep-4/e-126-ep4/> [Ziyaret tarihi: 26 Ocak 2018].
- Gandzha, S. A., Sogrin, A. I., & Kiessh, I. E., 2015, The Comparative Analysis of Permanent Magnet Electric Machines with Integer and Fractional Number of Slots per Pole and Phase, *Procedia Engineering*, 129, Sayfa 408–414.
- Grauers, A., 1996, Design of Direct-driven Permanent-magnet Generators for Wind Turbines, *Computer Engineering, Chalmers University of Technology*, Göteborg, Sweden.
- GWEC, 2017, 8th National Renewable Energy Forum, Global Wind Report 2016, *Wind Energy Technology*,76, <http://files.gwec.net/files/GWR2016.pdf> [Ziyaret tarihi: 26 Ocak 2018].
- Hannon, B., Sergeant, P., & Dupre, L., 2014, 2D analytical torque study of slotted high-speed PMSMs considering pole pairs, slots per pole per phase and coil throw, In *2014 International Conference on Electrical Machines (ICEM)* (Sayfa 2524–2530), IEEE.

- Hanselman, D. C., 2006, *Brushless permanent magnet motor design*, R. R. Donnelley & Sons Company, USA.
- He, Q., & Wang, Q., 2012, Optimal Design of Low-Speed Permanent Magnet Generator for Wind Turbine Application, In *2012 Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference* (Sayfa 1–3). IEEE.
- Huang, S., Long, X., Cai, L., Huang, K., & Gao, J., 2008, An engineering design of a 2MW direct-drive permanent-magnet wind-power generation system. *Electrical Machines and Systems, 2008. ICEMS 2008. International Conference on*, Sayfa 2337–2342.
- Kashyap, A. R., 2013, Scholars' Mine Direct -drive permanent magnet synchronous generator design for hydrokinetic energy extraction, Missouri University of Science and Technology, United States - Rolla, 84.
- Kilmartin, J., 2016, Effects of the Pole-Slot Combination on a Surface Permanent Magnet Generator for Wind Applications, Faculty of Science and Engineering at Flinders University, Adelaide-South Australia, 188.
- Kowal, D., Dupré, L., Sergeant, P., Vandenbossche, L., & De Wulf, M., 2011, Influence of the electrical steel grade on the performance of the direct-drive and single stage gearbox permanent-magnet machine for wind energy generation, based on an analytical model. *IEEE Transactions on Magnetics*, 47(12), Sayfa 4781–4790.
- Kütük, O., 2011, Rüzgar Türbinleri İçin Doğrudan Sürüştü Sürekli Mıknatıslı Senkron Generatör Tasarımı, Yüksek Lisans Tezi, *İstanbul Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, İstanbul.
- Li, H., & Chen, Z., 2009, Design optimization and site matching of direct-drive permanent magnet wind power generator systems, *Renewable Energy*, 34(4), Sayfa 1175–1184.
- Li, H., Chen, Z., & Polinder, H., 2009, Optimization of multibrid permanent-magnet wind generator systems, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 24(1), Sayfa 82–92.
- Libert, F., 2004, Design, optimization and comparison of permanent magnet motors for a low-speed direct-driven mixer. *Licentiate Thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm - Sweden*.
- Lim, D.-K., Jung, S.-Y., Yi, K.-P., & Jung, H.K., 2018,. A Novel Sequential-Stage Optimization Strategy for an Interior Permanent Magnet Synchronous Generator Design, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 65(2), Sayfa 1781–1790.
- Madani, N., 2011, Design of a Permanent Magnet Synchronous Generator for a Vertical Axis Wind Turbine, *Degree project in Electrical Engineering Master of Science, Stockholm-Sweden*.

- Manwell, J. F., McGowan, J. G., & Rogers, A. L., 2009, *Wind energy explained : theory, design and application*, Wiley.
- Martínez, D., 2012, Design of a Permanent-Magnet Synchronous Machine with Non-Overlapping Concentrated Windings Design of a Permanent-Magnet Synchronous Machine with Non-Overlapping Concentrated Windings for the Shell Eco Marathon Urban Prototype, Sayfa 66–114.
- Masters, G. M., 2004, *Renewable and Efficient Electric Power Systems*, Wiley, 712.
- Meier, F., 2008, Permanent-magnet synchronous machines with non-overlapping concentrated windings for low- speed direct-drive applications, *School of Electrical Engineering, Electrical Machines and Power Electronics*.
- Meier, S., 2001, Theoretical design of surface-mounted permanent magnet motors with field- weakening capability, *Royal Institute of Technology Department of Electrical Engineering Electrical Machines and Power Electronics*, Stockholm-Sweden, 79.
- Mutluer, M., 2013, Yapay zekâ tekniklerini kullanarak yüksek verimli kalıcı mıknatıslı senkron motor tasarımı, Doktora Tezi, *Selçuk Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü*, Konya.
- Nair, S. S., Wang, J., Chin, R., Chen, L., & Sun, T., 2017, Analytical Prediction of 3-D Magnet Eddy Current Losses in Surface Mounted PM Machines Accounting Slotting Effect. *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 32(2), Sayfa 414–423.
- Pyrhönen, J., Jokinen, T., & Hrabovcová, V., 2009, *Design of rotating electrical machines*, Wiley.
- Rizk, J., & Nagrial, M., 2000, Design of permanent-magnet generators for wind turbines. In *Proceedings IPEMC 2000. Third International Power Electronics and Motion Control Conference (IEEE Cat. No.00EX435)* (Vol. 1, Sayfa 208–212). Int. Acad. Publishers.
- Roshanfekar, P., 2013, Energy-efficient Generating System for HVDC Off-shore Wind Turbine, Chalmers University of Technology, Goteborg-Sweden.
- Roshanfekar, P., Thiringer, T., Alatalo, M., & Lundmark, S., 2012, Performance of two 5 MW permanent magnet wind turbine generators using surface mounted and interior mounted magnets, *Proceedings - 2012 20th International Conference on Electrical Machines, ICEM 2012*, Sayfa 1041–1047.
- Rucker, J. E., 2005, *Design and Analysis of a Permanent Magnet Generator for Naval Applications*, Massachusetts Institute of Technology, USA.
- Rynkiewicz, M., 2012, Design of PM generator for a vertical axis wind turbine, Uppsala University, Uppsala-Sweden.

- Sindhya, K., Manninen, A., Miettinen, K., & Pippuri, J., 2017, Design of a Permanent Magnet Synchronous Generator Using Interactive Multiobjective Optimization, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 64(12), Sayfa 9776–9783.
- Spooner, E., 2004, Lightweight, ironless-stator, PM generators for direct-drive wind turbines. In *Second IEE International Conference on Power Electronics, Machines and Drives* (Vol.1 2004, Sayfa 29). IEE.
- Strous, I. T. D., 2010, Design of a permanent magnet radial flux concentrated coil generator for a range extender application, (August), 106.
- Sun, T., Kim, J.-M., Lee, G.-H., Hong, J.-P., & Choi, M.-R., 2011, Effect of Pole and Slot Combination on Noise and Vibration in Permanent Magnet Synchronous Motor, *IEEE Transactions on Magnetics*, 47(5), Sayfa 1038–1041.
- Tanja, H., 2002, Permanent magnet synchronous motor for industrial inverter applications - analysis and design, Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta - Finland.
- TÜREB, 2018, *Türkiye rüzgar enerjisi istatistik raporu*, Ankara, http://www.tureb.com.tr/files/tureb_sayfa/duyurular/2018/03/turkiye_ruzgar_enerjisi_istatistik_raporu_ocak_2018.pdf [Ziyaret tarihi: 26 Mart 2018].
- Türkiye elektrik sistemi kuruluş ve yakıt cinslerine göre kurulu gücü, 2017, <https://www.teias.gov.tr/tr/i-kurulu-guc> [Ziyaret tarihi: 25 Aralık 2018].
- Valavi, M., Nysveen, A., Nilssen, R., Lorenz, R. D., & Rolvag, T. (2014). Influence of Pole and Slot Combinations on Magnetic Forces and Vibration in Low-Speed PM Wind Generators. *IEEE Transactions on Magnetics*, 50(5), Sayfa 1–11.
- Vardar, A., 2012, *Rüzgar Enerji ve Teknolojisi-1*, Ders Notu, Bursa.
- Widyan, M. S., 2006, Design, optimization, construction and test of rare-earth permanent-magnet electrical machines with new topology for wind energy applications. *Technischen Universität Berlin*, 150.

EKLER

EK-1: 48 Kutuplu çift katmanlı konsantre sargılı KMSG Tasarım Dosyası

EK-2: 18 Kutuplu tek katmanlı dağıtılmış sargılı KMSG Tasarım Dosyası



EK-1

Çizelge 1: 48 Kutuplu çift katmanlı konsantre sargılı KMSG tasarım şablonu

PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR DESIGN

File: Setup1.res

GENERALDATA

Rated Output Power (kW):	20
Rated Power Factor:	0.75
Power Factor Type:	Inductive
Rated Voltage (V):	400
Number of Poles:	48
Frequency (Hz):	51.2
Frictional Loss (W):	140
Windage Loss (W):	0
Rotor Position:	Inner
Operating Temperature (C):	75
Type of Circuit:	Y3
Operation Type:	Infinite Bus
Domain:	Time

STATOR DATA

Number of Stator Slots:	54
Outer Diameter of Stator (mm):	510
Inner Diameter of Stator (mm):	434
Type of Stator Slot:	3
Stator Slot	
hs0 (mm):	3.4
hs1 (mm):	1.6
hs2 (mm):	25.78
bs0 (mm):	5.136
bs1 (mm):	10.7
bs2 (mm):	13.7
rs (mm):	0
Top Tooth Width (mm):	15.1326
Bottom Tooth Width (mm):	15.1357
Skew Width (Number of Slots):	0
Length of Stator Core (mm):	266
Stacking Factor of Stator Core:	0.95
Type of Steel:	M19_24G
Designed Wedge Thickness (mm):	1.6
Slot Insulation Thickness (mm):	0
Layer Insulation Thickness (mm):	0
End Length Adjustment (mm):	0
Number of Parallel Branches:	1
Number of Conductors per Slot:	26
Type of Coils:	21
Average Coil Pitch:	1
Number of Wires per Conductor:	2
Wire Diameter (mm):	2.052
Wire Wrap Thickness (mm):	0
Slot Area (mm ²):	344.647
Net Slot Area (mm ²):	314.516
Limited Slot Fill Factor (%):	75

Stator Slot Fill Factor (%):	69.617
Coil Half-Turn Length (mm):	289.538

ROTOR DATA

Minimum Air Gap (mm):	1
Inner Diameter (mm):	409
Length of Rotor (mm):	266
Stacking Factor of Iron Core:	0.95
Type of Steel:	M19_24G
Polar Arc Radius (mm):	216
Mechanical Pole Embrace:	0.7
Electrical Pole Embrace:	0.7021
Max. Thickness of Magnet (mm):	5
Width of Magnet (mm):	19.7851
Type of Magnet:	NdFe30
Type of Rotor:	2
Magnetic Shaft:	Yes

PERMANENT MAGNET DATA

Residual Flux Density (Tesla):	1.1
Coercive Force (kA/m):	838
Maximum Energy Density (kJ/m ³):	230.45
Relative Recoil Permeability:	1.0446
Demagnetized Flux Density (Tesla):	0.744501
Recoil Residual Flux Density (Tesla):	

MATERIAL CONSUMPTION

Armature Copper Density (kg/m ³):	8900
Permanent Magnet Density (kg/m ³):	7550
Armature Core Steel Density (kg/m ³):	7650
Rotor Core Steel Density (kg/m ³):	7650
Armature Copper Weight (kg):	23.9297
Permanent Magnet Weight (kg):	9.53968
Armature Core Steel Weight (kg):	72.9508
Rotor Core Steel Weight (kg):	16.4022
Total Net Weight (kg):	122.822
Armature Core Steel Consumption (kg):	234.504
Rotor Core Steel Consumption (kg):	274.242

STEADY STATE PARAMETERS

Stator Winding Factor:	0.945214
D-Axis Reactive Reactance X _{ad} (ohm):	0.625053
Q-Axis Reactive Reactance X _{aq} (ohm):	0.625053
D-Axis Reactance X ₁ +X _{ad} (ohm):	3.31342
Q-Axis Reactance X ₁ +X _{aq} (ohm):	3.31342
Armature Leakage Reactance X ₁ (ohm):	2.68837
Zero-Sequence Reactance X ₀ (ohm):	2.12471
Armature Phase Resistance R ₁ (ohm):	0.444566
Armature Phase Resistance at 20C (ohm):	0.365692

NO-LOAD MAGNETIC DATA

Stator-Teeth Flux Density (Tesla):	1.51466
Stator-Yoke Flux Density (Tesla):	1.26784
Rotor-Yoke Flux Density (Tesla):	1.39277
Air-Gap Flux Density (Tesla):	0.856046
Magnet Flux Density (Tesla):	0.869379
Stator-Teeth By-Pass Factor:	0.00225031
Stator-Yoke By-Pass Factor:	2.39194e-005
Rotor-Yoke By-Pass Factor:	5.46012e-005
Stator-Teeth Ampere Turns (A.T):	82.6228
Stator-Yoke Ampere Turns (A.T):	3.66898
Rotor-Yoke Ampere Turns (A.T):	5.92266
Air-Gap Ampere Turns (A.T):	785.919
Magnet Ampere Turns (A.T):	-878.458

Leakage-Flux Factor:	1
Correction Factor for Magnetic	
Circuit Length of Stator Yoke:	0.491955 Correction Factor for Magnetic
Circuit Length of Roor Yoke:	0.388564
Fundamental Induced RMS Line Voltage (V):	403.857
THD of Induced Voltage (%):	1.85132
Vuruntu Torque (N.m):	6.97286

FULL-LOAD DATA

RMS Line Current (A):	30.9384
RMS Phase Current (A):	30.9384
RMS Phase Voltage (V):	231.097
Armature Thermal Load (A ² /mm ³):	149.022
Specific Electric Loading (A/mm):	31.8585
Armature Current Density (A/mm ²):	4.67761
Frictional and Windage Loss (W):	140
Iron-Core Loss (W):	216.926
Armature Copper Loss (W):	1276.6
Total Loss (W):	1633.52
Output Power (W):	20008.2
Input Power (W):	21641.8
Efficiency (%):	92.452
Apparent Power (VA):	21449.3
Power Factor:	0.932814
Synchronous Speed (rpm):	128
Rated Torque (N.m):	1614.56
Power Angle (degree):	25.1823
Maximum Output Power (W):	42258.4
Short Circuit Current (A):	71.1504

WINDING ARRANGEMENT

The 3-phase, 2-layer winding can be arranged in 9 slots as below:

ABYBCZCAX

Angle per slot (elec. degrees):	160
Phase-A axis (elec. degrees):	100
First slot center (elec. degrees):	0

TRANSIENT FEA INPUT DATA

For Armature Winding:

Number of Turns:	234
Parallel Branches:	1
Terminal Resistance (ohm):	0.444566
End Leakage Inductance (H):	2.24e-005
2D Equivalent Value:	
Equivalent Model Depth (mm):	266
Equivalent Stator Stacking Factor:	0.95
Equivalent Rotor Stacking Factor:	0.95
Equivalent Br (Tesla):	1.1
Equivalent Hc (kA/m):	838
Estimated Rotor Inertia (kg m ²):	7.09433

EK-2

Çizelge 2: 18 Kutuplu tek katmanlı dağıtılmış sargılı KMSG tasarım şablonu

PERMANENT MAGNET SYNCHRONOUS GENERATOR DESIGN

File: Setup1.res

GENERAL DATA

Rated Output Power (kW):	20
Rated Power Factor:	0.75
Power Factor Type:	Inductive
Rated Voltage (V):	400
Number of Poles:	18
Frequency (Hz):	19.2
Frictional Loss (W):	140
Windage Loss (W):	0
Rotor Position:	Inner
Operating Temperature (C):	75
Type of Circuit:	Y3
Operation Type:	Infinite Bus
Domain:	Frequency

STATOR DATA

Number of Stator Slots:	54
Outer Diameter of Stator (mm):	534
Inner Diameter of Stator (mm):	434
Type of Stator Slot:	3
Stator Slot	
hs0 (mm):	3.4
hs1 (mm):	1.6
hs2 (mm):	25.78
bs0 (mm):	5.136
bs1 (mm):	10.7
bs2 (mm):	13.7
rs (mm):	0
Top Tooth Width (mm):	15.1326
Bottom Tooth Width (mm):	15.1357
Skew Width (Number of Slots):	0
Length of Stator Core (mm):	266
Stacking Factor of Stator Core:	0.95
Type of Steel:	M19_24G
Designed Wedge Thickness (mm):	1.6
Slot Insulation Thickness (mm):	0
Layer Insulation Thickness (mm):	0
End Length Adjustment (mm):	0
Number of Parallel Branches:	1
Number of Conductors per Slot:	25
Type of Coils:	11
Average Coil Pitch:	3
Number of Wires per Conductor:	2
Wire Diameter (mm):	2.052
Wire Wrap Thickness (mm):	0
Slot Area (mm ²):	344.647
Net Slot Area (mm ²):	314.516
Limited Slot Fill Factor (%):	75

Stator Slot Fill Factor (%):	66.9394
Coil Half-Turn Length (mm):	386.207

ROTOR DATA

Minimum Air Gap (mm):	1
Inner Diameter (mm):	388
Length of Rotor (mm):	266
Stacking Factor of Iron Core:	0.95
Type of Steel:	M19_24G
Polar Arc Radius (mm):	216
Mechanical Pole Embrace:	0.7
Electrical Pole Embrace:	0.689961
Max. Thickness of Magnet (mm):	5
Width of Magnet (mm):	52.6476
Type of Magnet:	NdFe30
Type of Rotor:	3
Magnetic Shaft:	Yes

PERMANENT MAGNET DATA

Residual Flux Density (Tesla):	1.1
Coercive Force (kA/m):	838
Maximum Energy Density (kJ/m ³):	230.45
Relative Recoil Permeability:	1.0446
Demagnetized Flux Density (Tesla):	0.401019
Recoil Residual Flux Density (Tesla):	1.1
Recoil Coercive Force (kA/m):	838

MATERIAL CONSUMPTION

Armature Copper Density (kg/m ³):	8900
Permanent Magnet Density (kg/m ³):	7550
Armature Core Steel Density (kg/m ³):	7650
Rotor Core Steel Density (kg/m ³):	7650
Armature Copper Weight (kg):	30.6916
Permanent Magnet Weight (kg):	8.49602
Armature Core Steel Weight (kg):	110.993
Rotor Core Steel Weight (kg):	44.023
Total Net Weight (kg):	194.204
Armature Core Steel Consumption (kg):	278.982
Rotor Core Steel Consumption (kg):	278.48

STEADY STATE PARAMETERS

Stator Winding Factor:	1
D-Axis Reactive Reactance X_{ad} (ohm):	1.86468
Q-Axis Reactive Reactance X_{aq} (ohm):	2.22632
D-Axis Reactance X_1+X_{ad} (ohm):	2.91014
Q-Axis Reactance X_1+X_{aq} (ohm):	3.27178 Armature
Leakage Reactance X_1 (ohm):	1.04546
Zero-Sequence Reactance X_0 (ohm):	1.04546
Armature Phase Resistance R_1 (ohm):	0.570188
Armature Phase Resistance at 20C (ohm):	0.469026

NO-LOAD MAGNETIC DATA

Stator-Teeth Flux Density (Tesla):	1.5108
Stator-Yoke Flux Density (Tesla):	1.23631
Rotor-Yoke Flux Density (Tesla):	1.39198
Air-Gap Flux Density (Tesla):	0.853868
Magnet Flux Density (Tesla):	0.866425
Stator-Teeth By-Pass Factor:	0.00219984
Stator-Yoke By-Pass Factor:	2.1115e-005
Rotor-Yoke By-Pass Factor:	5.42295e-005
Stator-Teeth Ampere Turns (A.T):	80.5642
Stator-Yoke Ampere Turns (A.T):	9.1702
Rotor-Yoke Ampere Turns (A.T):	15.7241
Air-Gap Ampere Turns (A.T):	783.92
Magnet Ampere Turns (A.T):	-889.71
Leakage-Flux Factor:	1
Correction Factor for Magnetic	
Circuit Length of Stator Yoke:	0.522673
Correction Factor for Magnetic Circuit	
Length of Rotor Yoke:	0.39968
Fundamental Induced RMS Line Voltage (V):	409.761
THD of Induced Voltage (%):	21.0313
Vuruntu Torque (N.m):	201.033

FULL-LOAD DATA

RMS Line Current (A):	30.4419
RMS Phase Current (A):	30.4419
RMS Phase Voltage (V):	230.934
Armature Thermal Load (A^2/mm^3):	138.725
Specific Electric Loading (A/mm):	30.141
Armature Current Density (A/mm^2):	4.60254
Frictional and Windage Loss (W):	140
Iron-Core Loss (W):	85.7958
Armature Copper Loss (W):	1585.17
Total Loss (W):	1810.97
Output Power (W):	20004
Input Power (W):	21815
Efficiency (%):	91.6985
Apparent Power (VA):	21089.8
Power Factor:	0.948515
Synchronous Speed (rpm):	128
Rated Torque (N.m):	1627.48
Power Angle (degree):	24.439
Maximum Output Power (W):	45852.4

Short Circuit Current (A): 81.0624

WINDING ARRANGEMENT

The 3-phase, 1-layer winding can be arranged in 6 slots as below: AZBXC Y

Angle per slot (elec. degrees): 60
Phase-A axis (elec. degrees): 90
First slot center (elec. degrees): 0

TRANSIENT FEA INPUT DATA

For Armature Winding:

Number of Turns: 225
Parallel Branches: 1
Terminal Resistance (ohm): 0.570188
End Leakage Inductance (H): 0.00076155 2D Equivalent Value:
Equivalent Model Depth (mm): 266
Equivalent Stator Stacking Factor: 0.95
Equivalent Rotor Stacking Factor: 0.95
Equivalent Br (Tesla): 1.1
Equivalent Hc (kA/m): 838
Estimated Rotor Inertia (kg m²): 7.09433

ÖZGEÇMİŞ

KİŞİSEL BİLGİLER

Adı Soyadı : Hasan Basri ALTINTAŞ
Uyruğu : T.C.
Doğum Yeri ve Tarihi : KONYA /1991
Telefon : 0332 325 20 24 - 4032
Faks : -
e-mail : hbaltintas@konya.edu.tr

EĞİTİM

Derece	Adı, İlçe, İl	Bitirme Yılı
Lise	: Şehit Muhammet Onur Demir Anadolu Lisesi	2009
Üniversite	: Kocaeli Üniversitesi	2013
Yüksek Lisans	: Necmettin Erbakan Üniversitesi	Devam ediyor
Doktora	: -	-

İŞ DENEYİMLERİ

Yıl	Kurum	Görevi
2014	Meram Belediyesi	Elektrik Mühendisi
2014-...	Necmettin Erbakan Üniversitesi	Araştırma Görevlisi

UZMANLIK ALANI

Elektrik Makinaları Tasarımı

YABANCI DİLLER

İngilizce

YAYINLAR

1. Altıntaş, H. B., Mutluer M., Comparison of Direct Drive Permanent Magnet Generator Types for Wind Turbines, ICENS'17, pp: 107, 2017, Budapeşte. (Yüksek Lisans tezinden yapılmıştır.)
2. Altıntaş, H. B., Mutluer M., Martin K., Büyükzeren R., Analytical Investigation of Permanent Magnet Synchronous Motor, pp : 59, ICENTE'17, KONYA.
3. Altıntaş, H. B., Mutluer M., Martin K., Büyükzeren R., Influence of Design Parameters on the Performance of the Permanent Magnet Generator, pp : 60, ICENTE'17, KONYA.