

**KOCAELİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

ELEKTRİK EĞİTİMİ ANABİLİM DALI

DOKTORA TEZİ

**HİBRİT ARAÇ UYGULAMASI İÇİN KUPLAJSIZ ÇİFT
SARGILI ELEKTRİK MAKİNASI TASARIMI VE
PROTOTİPLENMESİ**

MURAT AYAZ

KOCAELİ 2015

KOCAELİ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ELEKTRİK EĞİTİMİ ANABİLİM DALI

DOKTORA TEZİ

HİBRİT ARAÇ UYGULAMASI İÇİN KUPLAJSIZ ÇİFT
SARGILI ELEKTRİK MAKİNASI TASARIMI VE
PROTOTİPLENMESİ

Murat AYAZ

Prof.Dr. Engin ÖZDEMİR
Danışman, Kocaeli Üniv.



Doç.Dr. Erkan MEŞE
Jüri Üyesi, Yıldız Teknik Üniv.



Yrd.Doç.Dr. Kadir YILMAZ
Jüri Üyesi, Kocaeli Üniv.



Doç.Dr.ERCÜMENT KARAKAŞ
Jüri Üyesi, Kocaeli Üniv.



Doç.Dr. Ali Bekir YILDIZ
Jüri Üyesi, Kocaeli Üniv.



Tezin Savunulduğu Tarih: 16.06.2015

ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR

Günümüzdeki konvansiyonel araçların petrol türevi yakıtları kullanması ile açığa çıkan çevre kirliliği, küresel ısınma ve yakıt rezervlerinin tükenebileceği gibi olumsuz etkenler, karayolu araçlarında temiz enerji arayışlarına neden olmuştur. Yapılan çalışmalarda hedef sıfır emisyonlu araçlar geliştirebilmek olsa da düşük verim gibi etkenlerden dolayı araç üreticileri hibrit (melez) araçlar üzerine yoğunlaşmışlardır. Bu çalışma kapsamında, hibrit araçlar için yeni bir elektrikli aksesuar sürme sistemi ve bu sistemin en temel parçasını oluşturan bir çift sargılı elektrik makinasının tasarımı ele alınmaktadır.

Bu tez ile içinde çift sargı seti bulunduran bir elektrik makinası başarıyla tasarlanmış ve prototiplenmesi yapılmıştır. Bu makina aynı anda hem motor hem generatör olarak çalışma özelliğine sahiptir. Elektrikli hibrit araçlar için tasarlanmış bu elektrik makina yapısı sadece otomotiv değil, askeri ve endüstriyel uygulamalarda da kendine yer bulabilecektir. Tez çalışması, 110E111 numaralı TÜBİTAK projesi ve 2011/063 numaralı Kocaeli Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projesi kapsamında gerçekleştirilmiştir.

Tez çalışması sürecinde bütün bilgi birikimi ile desteğini sürekli kılan saygıdeğer hocam Doç. Dr. Erkan MEŞE'ye, lisans öğrenim sürecimden bu günlere kadar gelmemde büyük emeği olan ve her zaman yanımda olan danışman hocam Prof. Dr. Engin ÖZDEMİR ve Yrd. Doç. Dr. Kadir YILMAZ'a minnetdarlığımı ve sonsuz teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca bu çalışmanın başarı ile tamamlanmasında emeği geçen proje çalışma arkadaşlarım Arş. Gör. Murat TEZCAN, Arş. Gör. Hakan AKÇA ve Arş. Gör. Yusuf YAŞA'ya ayrı ayrı teşekkür ederim. Tez çalışmam sürecinde maddi ve manevi olarak destek olan aileme teşekkürü bir borç bilirim. Bu çalışmayı canımdan çok sevdiğim eşim ve biricik kızıma atfediyorum.

Haziran – 2015

Murat AYZ

İÇİNDEKİLER

ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR	i
İÇİNDEKİLER	ii
ŞEKİLLER DİZİNİ.....	iv
TABLolar DİZİNİ	viii
SİMGELER DİZİNİ VE KISALTMALAR	x
ÖZET.....	xii
ABSTRACT	xiii
GİRİŞ	1
1. GENEL BİLGİLER	4
1.1. Önceki Çalışmalar	4
1.2. Tezin Amacı ve İzlenen Yöntem	20
2. HİBRİT ARAÇLARDA AKSESUAR SÜRME SİSTEMLERİ	23
2.1. Konvensiyonel Araçlarda Aksesuar Sürme Sistemi	23
2.2. Hibrit Araçlarda Aksesuar Sürme Sistemi.....	24
2.3. Araç İçi Aksesuarların Güç Gereksinimleri	28
3. ÇİFT SARGILI KUPLAJSIZ ELEKTRİK MAKİNASI TASARIMI	31
3.1. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Seçimi	31
3.2. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Temel Boyutlarının Belirlenmesi.....	32
3.3. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Temel Boyutlarının Manyetik Analiz ile Optimizasyonu.....	35
3.4. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasında Kullanılan Sargı Topolojileri	40
3.5. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasında Oluk-Kutup Kombinasyonu.....	50
3.6. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Optimetrik Analizleri.....	53
3.7. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Demagnetizasyon Analizleri	68
3.8. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Termal Analizleri.....	71
3.9. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Prototipleme Aşamaları	75
4. ÇİFT SARGILI KUPLAJSIZ ELEKTRİK MAKİNASININ MAXWELL VE SİMPLOER İLE ANALİZİ	79
4.1. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Motor Çalışma Analizleri	83
4.2. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Generatör Çalışma Analizleri	85
5. DENEYSEL ÇALIŞMA TEST DÜZENEGİ VE EKİPMANLARI	93
5.1. Test Platformu İmalatı ve Montajı.....	93
5.2. Deney Test Sisteminde Yer Alan Güç ve Kontrol Devreleri	94
5.3. Deney Test Düzenegi ve Akış Şeması.....	98
6. ÇİFT SARGILI ELEKTRİK MAKİNASI DENEY ÇALIŞMALARI.....	100
6.1. Sargı Setleri Arası Manyetik Kuplaj Performansı.....	100

6.2.	Çift Sargılı Elektrik Makinasının Motor Çalışma Performansı.....	102
6.3.	Çift Sargılı Elektrik Makinasının Generatör Çalışma Performansı.....	105
6.4.	Çift Sargılı Elektrik Makinasının Motor - Generatör Çalışma Performansı.....	114
6.5.	Çift Sargılı Elektrik Makinasının Fiziksel (Hacim, Ağırlık) Parametreleri.....	121
7.	SONUÇLAR VE ÖNERİLER.....	123
7.1.	Öneriler.....	125
	KAYNAKLAR.....	127
	KİŞİSEL YAYIN VE ESERLER.....	133
	ÖZGEÇMİŞ.....	135

ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1.1.	Sistem deneysel test düzeneği blok şeması.....	21
Şekil 1.2.	Senaryo 1 güç akış blok diyagramı.....	21
Şekil 1.3.	Senaryo 2 güç akış blok diyagramı.....	22
Şekil 2.1.	Araç içi mekaniksel ve elektriksel aksesuar sistemleri.....	23
Şekil 2.2.	Konvensiyonel araçlarda aksesuar sürme sistemi.....	24
Şekil 2.3.	Hibrit araçlarda aksesuar sürme sistemi (Drive-By-Wire).....	25
Şekil 2.4.	Hibrit araçlarda tek motorlu elektrikli aksesuar sürme sistemi (EASS).....	26
Şekil 2.5.	Yıllara göre araç içi elektriksel güç ihtiyaç eğrisi.....	27
Şekil 2.6.	Hibrit araçlarda çift sargılı elektrik makinalı EASS.....	28
Şekil 2.7.	Araç aksesuar sistemleri mekaniksel ve elektriksel güç verileri.....	29
Şekil 2.8.	EASS elektrik makinesinin güç-hız karakteristiği.....	30
Şekil 3.1.	Stator oluk-dış geometrik boyutları.....	34
Şekil 3.2.	Sabit mıknatıslı makinaya ait temel boyutlar ve stator oluk-dış geometrik parametreleri.....	36
Şekil 3.3.	Dağıtılmış sargılı yapısına sahip makine modeli.....	43
Şekil 3.4.	Çift katmanlı konsantre sargı yapısına sahip makine modeli.....	43
Şekil 3.5.	Tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip makine modeli.....	44
Şekil 3.6.	Çeşitli generatör yük seviyelerindeki motor moment değişimi.....	44
Şekil 3.7.	Genliği değişen motor akımları altında generatör zıt EMK değişimi.....	45
Şekil 3.8.	Çift katmanlı konsantre sargı yerleşimi ve yıldız oluk diyagramı.....	46
Şekil 3.9.	Tek katmanlı konsantre sargı yerleşimi ve yıldız oluk diyagramı.....	47
Şekil 3.10.	Tek katmanlı konsantre sargı yerleşim tipleri.....	47
Şekil 3.11.	Sargı yerleşim tiplerine göre kuplaj gerilimleri.....	48
Şekil 3.12.	Sargı yerleşim tiplerine göre moment dalgalılığı.....	49
Şekil 3.13.	Oluk-kutup kombinasyon makine modellerine ait indüklenen zıt EMK eğrileri.....	52
Şekil 3.14.	Burulma açısı ile generatör çıkış gücü değişimi.....	54
Şekil 3.15.	Burulma açısı ile vuru momentini değişimi.....	54
Şekil 3.16.	Burulma açısı ile indüklenen faz gerilimi değişimi.....	54
Şekil 3.17.	Burulma açısı ile yüklü çalışma faz gerilimi değişimi.....	54
Şekil 3.18.	Burulma açısı ile moment değişimi.....	56
Şekil 3.19.	Hava aralığı ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi.....	57
Şekil 3.20.	Hava aralığı ile generatör sargılarında indüklenen faz-faz gerilimi değişimi.....	57
Şekil 3.21.	Hava aralığı ile generatör çıkış gücü değişimi.....	57
Şekil 3.22.	Hava aralığı ile vuru momentini değişimi.....	58
Şekil 3.23.	Hava aralığı ile moment değişimi.....	58
Şekil 3.24.	Çift sargılı makinanın akı yoğunluğu dağılımı.....	60
Şekil 3.25.	Oluk açıklığı ile generatör çıkış gücü değişimi.....	60

Şekil 3.26.	Oluk açıklığı ile indüklenen faz gerilimi değişimi	60
Şekil 3.27.	Oluk açıklığı ile vuru momentini değişimi	61
Şekil 3.28.	Oluk açıklığı ile moment değişimi.....	62
Şekil 3.29.	Mıknatis genişliği ile generatör çıkış gücü değişimi	63
Şekil 3.30.	Mıknatis genişliği ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi	63
Şekil 3.31.	Mıknatis genişliği ile indüklenen faz-faz gerilimi değişimi	63
Şekil 3.32.	Mıknatis genişliği ile vuru momentini değişimi	64
Şekil 3.33.	Mıknatis genişliği ile moment değişimi.....	65
Şekil 3.34.	Mıknatis yüksekliği ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi	66
Şekil 3.35.	Mıknatis yüksekliği ile generatör çıkış gücü değişimi	66
Şekil 3.36.	Mıknatis yüksekliği ile indüklenen faz-faz gerilimi değişimi	67
Şekil 3.37.	Mıknatis yüksekliği vuru momentini değişimi	67
Şekil 3.38.	Mıknatis yüksekliği moment değişimi.....	67
Şekil 3.39.	Mıknatis işletme karakteristiği.....	69
Şekil 3.40.	Oda sıcaklığı ve stator sargıları uyarımsız durumdaki mıknatıslar üzerindeki akı yoğunluğu dağılımı	70
Şekil 3.41.	120 °C sıcaklığı ve stator sargıları kısa devre akımları ile uyarımlı durumdaki akı yoğunluğu dağılımı	70
Şekil 3.42.	Çift sargılı elektrik makinasının toplam kayıp – hız grafiği.....	73
Şekil 3.43.	Çift sargılı elektrik makinasının sıcaklık – hız grafiği	74
Şekil 3.44.	Çift sargılı elektrik makinası sıcaklık dağılımı, tam yük, 1500 d/dk	74
Şekil 3.45.	Çift sargılı elektrik makinası sıcaklık dağılım fotoğrafları.....	75
Şekil 3.46.	Çift sargılı elektrik makinası patlak resmi	75
Şekil 3.47.	Çift sargılı elektrik makinası stator yapısı ve sargıları	76
Şekil 3.48.	Çift sargılı elektrik makinası rotor yapısı ve yüzey montajlı mıknatıslar	77
Şekil 3.49.	Çift sargılı elektrik makinası gövdesi ve kapakları	78
Şekil 3.50.	Çift sargılı elektrik makinasının prototipi.....	78
Şekil 4.1.	Çift sargılı elektrik makinası Simplorer ve Maxwell eş devre modeli	79
Şekil 4.2.	Çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma kontrolü blok diyagramı	80
Şekil 4.3.	Çift sargılı elektrik makinası d-q eksen gösterimi	81
Şekil 4.4.	Çift sargılı elektrik makinasının d-q eksen eşdeğer devresi	82
Şekil 4.5.	Çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları uyarım akımları ve indüklenen zıt EMK grafiği	84
Şekil 4.6.	Çift sargılı elektrik makinasının ideal koşullar altında sürülmesi ile elde edilen güç parametreleri ve moment grafiği.....	85
Şekil 4.7.	Çift sargılı elektrik makinası moment grafiği.....	85
Şekil 4.8.	Tristörlü doğrultucu bağlantısı için generatör sargılarından çekilen faz akımları (1500 d/dk).....	86
Şekil 4.9.	Tristörlü doğrultucu bağlantısı için generatör sargılarının faz gerilimleri (1500 d/dk).....	86
Şekil 4.10.	Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör regülasyon performansı (1500 d/dk)	87
Şekil 4.11.	Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör regülasyon performansı (6000 d/dk)	87

Şekil 4.12.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BAĞLANTISI İÇİN GENERATÖR SARGILARINDAN ÇEKİLEN FAZ AKIMLARI (1500 d/dk).....	88
Şekil 4.13.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BAĞLANTISI İÇİN GENERATÖR SARGILARININ FAZ GERİLİMLERİ (1500 d/dk).....	88
Şekil 4.14.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BAĞLANTISI İÇİN GENERATÖR REGÜLASYON PERFORMANSI (1500 d/dk).....	89
Şekil 4.15.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BAĞLANTISI İÇİN GENERATÖR REGÜLASYON PERFORMANSI (6000 d/dk).....	89
Şekil 4.16.	Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör faz akımı harmonik bileşenleri (1500 d/dk).....	90
Şekil 4.17.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BAĞLANTISI İÇİN GENERATÖR FAZ AKIMI HARMONİK BİLEŞENLERİ (1500 d/dk).....	90
Şekil 5.1.	Test platformu genel görünümü.....	93
Şekil 5.2.	ASM ve prototip makina mekanik bağlantıları.....	94
Şekil 5.3.	Varyak.....	94
Şekil 5.4.	Asenkron motor sürücü seti.....	95
Şekil 5.5.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI BLOK ŞEMASI.....	96
Şekil 5.6.	KontROLSÜZ DOĞRULTUCU VE DC-DC KIRYICI SETİ.....	96
Şekil 5.7.	Kontrollü doğrultucu blok şeması.....	96
Şekil 5.8.	Kontrollü doğrultucu seti.....	97
Şekil 5.9.	Kademeli yük bankası ve kontrol paneli.....	97
Şekil 5.10.	Motor sürücüsü genel görünümü.....	98
Şekil 5.11.	Çift sargılı elektrik makinası deneysel test düzeneği.....	98
Şekil 5.12.	Deneysel test düzeneği blok akış diyagramı.....	99
Şekil 6.1.	Motor sarılarında indüklenen zıt emk dalga şekilleri.....	101
Şekil 6.2.	Motor ve generatör sargılarında indüklenen zıt EMK dalga şekilleri.....	102
Şekil 6.3.	ÇSEM yalnız motor çalışma senaryosu blok diyagramı.....	102
Şekil 6.4.	ÇSEM yalnız motor çalışma eğrileri.....	103
Şekil 6.5.	Motor çalışma moment eğrisi (22,82 Nm).....	104
Şekil 6.6.	Motor faz akımı eğrisi (22,82 Nm).....	104
Şekil 6.7.	ÇSEM motor çalışma verim grafiği.....	104
Şekil 6.8.	ÇSEM yalnız generatör çalışma senaryosu blok diyagramı.....	106
Şekil 6.9.	ÇSEM generatör için AC-DC dönüştürücü yapıları blok şeması.....	106
Şekil 6.10.	ÇSEM yalnız generatör çalışma eğrileri.....	107
Şekil 6.11.	Generatör çalışma faz akımı eğrisi (DC-DC kırıyıcı).....	107
Şekil 6.12.	Generatör çalışma faz gerilimi eğrisi (DC-DC kırıyıcı).....	107
Şekil 6.13.	ÇSEM generatör çalışma verim grafiği.....	112
Şekil 6.14.	DC-DC kırıyıcı verim grafiği.....	112
Şekil 6.15.	Yüksek güçlü bir DC-DC kırıyıcı verim grafiği [67].....	112
Şekil 6.16.	Kontrollü doğrultucu verim grafiği.....	113
Şekil 6.17.	Generatör çalışma (DC-DC kırıyıcılı yapı) sistem verimi.....	113
Şekil 6.18.	Generatör çalışma (kontrollü doğrultuculu yapı) sistem verimi.....	113
Şekil 6.19.	Lundell alternatör verim grafiği [2].....	114
Şekil 6.20.	ÇSEM yalnız generatör çalışma senaryosu blok diyagramı.....	114
Şekil 6.21.	ÇSEM motor - generatör çalışma eğrileri (14 V, 20 A, DC bara yükü).....	115
Şekil 6.22.	ÇSEM motor - generatör çalışma eğrileri (14 V, 40 A, DC bara yükü).....	115

Şekil 6.23.	Motor - Generatör çalışma moment eğrisi.....	116
Şekil 6.24.	Motor - Generatör çalışma generatör sargısı faz gerilimi eğrisi.....	116
Şekil 6.25.	Motor - Generatör çalışma generatör sargısı faz akımı eğrisi	116
Şekil 6.26.	Motor - Generatör çalışma motor sargısı faz akımı eğrisi.....	117

TABLolar DİZİNİ

Tablo 3.1.	Çift sargılı elektrik makinasına ait sabit kabul edilen parametreler	35
Tablo 3.2.	Çeşitli çap ve boy değerlerine sahip ÇSEM'e ait fiziksel parametreler	37
Tablo 3.3.	Çift sargılı elektrik makinasına ait sargı ve akı yoğunluğu verileri	38
Tablo 3.4.	ÇSEM generatör çalışma performansı (1500 d/dk)	39
Tablo 3.5.	ÇSEM generatör çalışma performansı (6000 d/dk)	39
Tablo 3.6.	ÇSEM motor çalışma performansı (1500 d/dk)	40
Tablo 3.7.	Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının fiziksel boyutları	41
Tablo 3.8.	Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma için elektriksel parametreleri	41
Tablo 3.9.	Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının generatör çalışma için elektriksel parametreleri	42
Tablo 3.10.	Sargı yerleşim tipine göre ortalama moment ve zıt EMK değerleri	49
Tablo 3.11.	Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 1500 d/dk hız değerinde generatör çalışma performans değerleri	51
Tablo 3.12.	Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 6000 d/dk hız değerinde generatör çalışma performans değerleri	51
Tablo 3.13.	Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 1500 d/dk hız değerinde motor çalışma performans değerleri	52
Tablo 3.14.	Burulma açısı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri	55
Tablo 3.15.	Burulma açısı değişimine göre moment değerleri	56
Tablo 3.16.	Hava aralığı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri	58
Tablo 3.17.	Hava aralığı değişimine göre moment değerleri	59
Tablo 3.18.	Optimum stator oluk boyutları	59
Tablo 3.19.	Oluk açıklığı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri	61
Tablo 3.20.	Oluk açıklığı değişimine göre moment değerleri	62
Tablo 3.21.	Mıknatıs genişliği değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri	64
Tablo 3.22.	Mıknatıs genişliği değişimine göre moment değerleri	65
Tablo 3.23.	Mıknatıs yüksekliği değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri	66
Tablo 3.24.	Mıknatıs yüksekliği değişimine göre moment değerleri	68
Tablo 3.25.	Kullanılan malzemelerin termal özellikleri	73
Tablo 4.1.	Motor çalışma performans verileri (1500 d/dk)	84
Tablo 4.2.	Generatör çalışma performans verileri (1500 d/dk)	91
Tablo 4.3.	Motor - generatör çalışma performans verileri (1500 d/dk)	91

Tablo 6.1.	ÇSEM motor çalışma verileri (1 mm hava aralığı değeri).....	105
Tablo 6.2.	ÇSEM motor çalışma verileri (1,5 mm hava aralığı değeri).....	105
Tablo 6.3.	ÇSEM generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcı yapı, 1 mm hava aralığı)	108
Tablo 6.4.	ÇSEM generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcı yapı, 1,5 mm hava aralığı)	109
Tablo 6.5.	ÇSEM generatör çalışma verileri (kontrollü doğrultucu yapı, 1 mm hava aralığı)	110
Tablo 6.6.	ÇSEM generatör çalışma verileri (kontrollü doğrultucu yapı, 1,5 mm hava aralığı)	111
Tablo 6.7.	ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (1 mm hava aralığı)	117
Tablo 6.8.	ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcı yapı, 1,5 mm hava aralığı)	118
Tablo 6.9.	ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (Kontrollü doğrultucu yapı, 1,5 mm hava aralığı).....	119
Tablo 6.10.	ÇSEM motor çalışma modu verim performansı	120
Tablo 6.11.	ÇSEM generatör çalışma modu verim performansı	120
Tablo 6.12.	ÇSEM motor - generatör çalışma modu verim performansı.....	121
Tablo 6.13.	Fiziksel boyut karşılaştırma verileri	122
Tablo 6.14.	Fiziksel boyut karşılaştırması elektriksel parametreleri	122

SİMGELER DİZİNİ VE KISALTMALAR

A	: Soğutma katsayısı (A/m)
A_m	: Mıknatıs kutup alanı (mm^2)
A_s	: Soğutma yüzey alanı (mm^2)
a	: Paralel kol sayısı (Adet)
B	: Akı yoğunluğu (T)
B_m	: Mıknatıs kalıcı akı yoğunluğu (T)
B_r	: Mıknatıs remanans akı yoğunluğu (T)
B_{s0}	: Oluk açıklığı (mm)
B_{s1}	: Oluk üst genişliği (mm)
B_{s2}	: Oluk alt genişliği (mm)
B_{yoke}	: Stator boyunduruk akı yoğunluğu (T)
D_r	: Rotor dış çapı (mm)
D_{so}	: Stator dış çapı (mm)
D_{si}	: Stator iç çapı (mm)
E	: Zıt elektromotor kuvveti (V)
E_a, E_b, E_c	: Stator faz zıt elektromotor kuvveti (V)
f	: Elektriksel frekans (Hz)
f_c	: Mıknatıs manyetomotor kuvveti (Amper-sarım)
H	: Manyetik alan şiddeti (A/m)
H_c	: Koersif manyetik alan şiddeti (A/m)
h_c	: Isı transfer katsayısı (W/m^2)
h_m	: Mıknatıs yüksekliği (mm)
h_o	: Oluk yüksekliği (mm)
H_{s0}	: Oluk dış yüksekliği (mm)
H_{s1}	: Oluk dış eğim yüksekliği (mm)
H_{s2}	: Oluk iç yüksekliği (mm)
h_{yoke}	: Stator boyunduruk yüksekliği (mm)
I_a, I_b, I_c	: Stator faz akımları (A)
K	: Moment sabiti
k_e	: Elektrik katsayısı
L_d, L_q	: Rotor d ve q eksenli endüktansları (H)
L_s	: Makina aksenal uzunluğu (mm)
n	: Mekanik hız (d/dk)
P	: Aktif güç (W)
p	: Çift kutup sayısı (Adet)
Q	: Stator oluk sayısı (Adet)
R_1	: Faz sargı direnci (Ω)
R_s	: Oluk köşe açışı ($^\circ$)
S_{oluk}	: Oluk alanı (mm^2)
S_p	: Mıknatıs yüzey alanı (mm^2)
T	: Moment (Nm)
t	: Zaman (ms)
t_e	: Elektriksel peryot (ms)

T_s	: Yüzey sıcaklığı (°C)
T_f	: Serbest akışkan sıcaklığı (°C)
V_{ffmax}	: Fazlar arası gerilimin maksimum değeri (V)
ω	: Açısal hız (rad/s)
w_s	: Bir oluk ve dış genişliği toplam değeri (mm)
w_{ss}	: Stator oluk genişliği (mm)
w_{st}	: Stator dış genişliği (mm)
X_l	: Faz sargısı reaktansı (Ω)
Z	: Faz başına iletken sayısı (Adet)
α_p^h	: Komşu vektörler arası açısı (°)
α_s^e	: Oluk fazörleri arasındaki açısı (°)
ϕ	: Manyetik akı (Wb)
ϕ_r	: Mıknatıs manyetik akısı (Wb)
ϕ_{yoke}	: Stator boyunduruk manyetik akısı (Wb)
θ	: Isı transfer miktarı (kJ/s)
δ	: Hava aralığı (mm)

Kısaltmalar

AC	: Alternating Current (Alternatif Akım)
ASM	: Asenkron Motor
ÇSEM	: Çift Sargılı Elektrik Makinası
DC	: Direct Current (Doğru Akım)
EASS	: Elektrikli Aksesuar Sürme Sistemi
EMK	: Elektromotor kuvveti
IPM	: Interior Permanent Magnet (Gömülü Mıknatıslı)
IPMSM	: Interior Permanent Magnet Synchronous Machine (Gömülü Mıknatıslı Senkron Makina)
İYM	: İçten Yanmalı Motor
MMK	: Manyetomotor kuvveti
OBEB	: Ortak Bölenlerin En Büyüğü
OKEK	: Ortak Katların En Küçüğü
PI	: Proportional Integral (Orantı İntegral)
PMSM	: Permanent Magnet Synchronous Machine (Sabit Mıknatıslı Senkron Makina)
PWM	: Pulse Width Modulation (Darbe Genişlik Modülasyonu)
SEY	: Sonlu Elemanlar Yöntemi
SMSM	: Sabit Mıknatıslı Senkron Makina
SPP	: Slot-Pole-Phase (Oluk – Kutup – Faz)
SPWM	: Sinusoidal Pulse Width Modulation (Sinüsoidal Darbe Genişlik Modülasyonu)
THD	: Total Harmonic Distortion (Toplam Harmonik Bozunumu)

HİBRİT ARAÇ UYGULAMASI İÇİN KUPLAJSIZ ÇİFT SARGILI ELEKTRİK MAKİNASI TASARIMI VE PROTOTİPLENMESİ

ÖZET

Ulaşım sektöründe yüksek paya sahip olan karayolu araçlarında temiz enerji kullanımına verilen önem son yıllarda hızla artmaktadır. Günümüzde otomotiv sektörü zararlı emisyonları azaltarak, ekonomik ve yüksek verimli hibrit araçlar üretme eğilimindedir. Konvansiyonel araçlarda kullanılan İçten Yanmalı Motor (İYM) hem araç hareketini sağlamakta hem de araç içinde güvenlik ve konfor sağlayan yardımcı donanımları beslemektedir. Hidrolik direksiyon pompası, klima kompresörü, akü ile yardımcı elektrik yüklerini besleyen Lundell alternatörü gibi donanımlar araç hareketine bağlı olmaksızın kayış bağlantıları ile İYM tarafından tahrik edilmektedir.

Araç içinde bulunan elektrikli cam, ısıtılmalı koltuk gibi aksesuarların elektrikli güç gereksinimleri düşük gerilim bataryası (12V) tarafından karşılanmaktadır. Hibrit araçlarda da bu tür yükler düşük gerilim bataryasından beslenmektedir. Hibrit araçlarda ayrıca bir yüksek gerilim bataryası mevcut olup, bu batarya elektrikli tahrik motorları generatör olarak kullanılarak ile şarj edilmektedir. Düşük gerilim bataryasının şarjı için hibrit araçlarda DC-DC dönüştürücü veya Lundell alternatör kullanılmaktadır. DC-DC dönüştürücü kullanılması durumunda maliyet artmakta, Lundell alternatörü kullanıldığında yeterli güç elde edilememektedir.

Bu çalışmada, hibrit araçlarda elektrikli aksesuar sürme sistemi (EASS) uygulamalarına yönelik çift sargılı bir elektrik makinası tasarlanmaktadır. Makinanın manyetik devresindeki sargılar konsantre sarım tekniği ile gerçekleştirilmektedir ve birbirinden bağımsız olması sağlanmaktadır. Tasarımı yapılan çift sargılı makina, aracın tahrik motorları durduğunda motor modunda çalıştırılarak mekanik güç ile beslenen donanımları tahrik etmektedir. Makinadaki ikinci sargıda üretilen düşük gerilim ile araç içindeki elektrikli yükler beslenmektedir. Önerilen yöntem sayesinde tek bir elektrik makinası ile aynı anda hem generatör hem de motor çalışma gerçekleştirilebilmektedir. DC-DC dönüştürücü ihtiyacı ortadan kalkmaktadır, üretim maliyetleri azalmaktadır ve hibrit araçlar için son derece önemli olan hacimden kazanç sağlanmaktadır.

Anahtar Kelimeler: Çift Sargılı Sabit Mıknatıslı Senkron Makina, Elektrikli Aksesuar Sürme Sistemleri, Hibrit Araçlar, Konsantre Sargı.

DESIGN AND PROTOTYPING OF DECOUPLED DUAL WINDING ELECTRIC MACHINE FOR HYBRID ELECTRIC VEHICLE APPLICATION

ABSTRACT

Motor vehicles have significant share in transportation industry and their traction by using clean energy is rapidly increasing in recent years. Today's automotive industry has tendency of manufacturing high-efficient hybrid electric vehicles (HEV) in order to reduce harmful emissions. In conventional vehicles, internal combustion engine (ICE) provides power for traction of the vehicle and power for accessory loads in the vehicle. Accessory loads, such as hydraulic steering wheel pump, air conditioner compressor, Lundell alternator increase safety and comfort level in vehicles. These loads are driven by internal combustion engine and require power whether the vehicle is in motion or not. In other words, even if the vehicle is not moving, ICE should not stop in order to provide power to accessory loads.

Accessories such as power window, heated seat are getting their power from low voltage battery that is 12 Volts in conventional vehicles. In HEVs, such loads are still powered by low voltage battery. Low voltage battery is charged by high voltage battery with the help of a DC/DC converter. High voltage battery is charged by traction motors while they are running as generator. Another option to charge low voltage battery in HEVs is to use Lundell alternator. DC/DC converter has a disadvantage of cost while Lundell alternator has disadvantages of insufficient power and large packaging space.

In this study, a dual winding electric machine is to be designed for electric accessory drive system (EADS) applications in HEVs. Windings of the electric machines will be concentrated winding and electrically and magnetically independent. When the traction motors of the vehicle shut down, the proposed dual-winding electric machine would run as motor and drive accessory loads. Secondary winding set in the electric machine will operate as a generator and supply low voltage needed for 12 volt battery charging and other electrical accessories. With the proposed technique, both motoring and generating operations can be implemented in a single housing of electric machine. This technique not only eliminates DC/DC converter from the system, which results in lower cost, but also offer solution for packaging space problems in HEVs.

Keywords: Dual Winding Electric Machines, Electric Accessory Drive System, Hybrid Electric Vehicles, Concentrated Winding.

GİRİŞ

Otomotiv üreticileri gerek çevresel gerekse de yüksek verimli araç üretmek için büyük bir rekabet içerisindedirler. Bu durum araç teknolojilerinin geliştirilmesine yönelik ARGE çalışmalarına ayrılan bütçelerin artmasının önünü açmaktadır. Son yıllarda özellikle yakıt sarfiyatı, zararlı emisyonların azaltılması, araç içi konforun ve güvenliğin artırılması gibi noktaların iyileştirilmesine yönelik çalışmalara hız verilmektedir. Bu kapsamda otomotiv üreticilerinin büyük bir çoğunluğu petrol türevi kullanılan klasik araçların performans iyileştirmelerinin yanısıra hibrit veya tam elektrikli araç üretimini önplana çıkarmaktadırlar. Yeni nesil olarak isimlendirilen bu tür araçların, klasik araçlara göre çok az sayıda kullanımda olsa bile yakın gelecekte petrol türevi yakıtların sonlu olmasında göz önüne alındığında klasik araçların yerini alması kaçınılmazdır. Ancak şu aşamada yatırım maliyetleri, şarj istasyonları, batarya teknolojisi gibi bazı kritik noktalar otomotiv üreticilerinin önünde bir engel teşkil etmektedir. Otomotiv üreticileri yatırım maliyetlerini ve pazarlama riskinide göz önünde bulundurarak klasik araç üretim bantlarını kullanarak yeni nesil araçları üretme eğilimindedirler. Diğer bir ifadeyle klasik araç üretim bantlarını her iki araç üretiminde gerçekleştirebilecek şekilde yenilemektedirler. Bu durum yalnızca yatırım maliyeti açısından değil aynı zamanda kullanılan araç içi parçalar açısından da ele alınması gerekmektedir. Örneğin klasik araçlarda yer alan çoğu parça (far, elektrikli aynalar, silecek motoru, alternatör, ısıtma, elektrikli direksiyon, vb.) yeni nesil araçlar da aynı yapı ve özellikleri ile yer almaktadır. Bütün bu parçaların değiştirilmesi veya farklı yapılarda olması gerek maliyet gereksede yedek parça açısından büyük sorun teşkil etmektedir. Sonuç olarak yeni nesil araçlar üzerine yapılan çalışmalarda, mevcut klasik araç teknolojilerinin geliştirilmesi ve mümkün olduğunca benzer parçaların yer alması gibi konular dikkate alınmalıdır.

Günümüzde üretilen çoğu araç, yakıt sarfiyatını azaltabilmek için “start-stop” yöntemini içerecek şekilde üretilmektedir. Bu yöntem ile araç hareketine bağlı olarak tahrik sistemi kontrol edilmektedir. Araç durduğunda tahrik sistemi devre dışı

bırakılarak gereksiz yakıt tüketiminin önüne geçilmesi sağlanmaktadır. Ancak tahrik sisteminin devre dışı bırakılması, tahrik sistemi tarafından sürülen aksesuarların devre dışı kalmasına neden olmaktadır. Fren sistemi, havalandırma, direksiyon sistemi gibi bazı aksesuarların devre dışı kalması istenmeyen durumdur. Dolayısıyla bu tür aksesuarların araç hareketi dursa bile devre dışı kalmaması ve sürekli sürülmesi (mekaniksel veya elektriksel olarak güç beslemesi) gerekmektedir. Bu durumun çözümü için her bir aksesuar sisteminin ayrı ayrı elektrik makinaları ile sürülmesini içeren “drive-by-wire” yöntemi geliştirilmiştir. Bu yöntem, hata toleransı, ayrı ayrı kontrol kolaylığı, vb. gibi birçok avantaja sahip olsada, her bir aksesuar yükü için elektrik makinası gerektiriyor olması, maliyet ve kapladığı hacim açısından dezavantajlar ortaya çıkarmaktadır.

Bu çalışma kapsamında, hibrit araçlarda kullanılan “drive-by-wire” yöntemine alternatif olarak tek elektrik makinası içeren bir elektrikli aksesuar sürme sistemi (EASS) ve bu sürme sisteminin gerçekleştirilebilmesine olanak sağlayan çift sargılı elektrik makinasının tasarımı ele alınmaktadır. Önerilen elektrikli aksesuar sürme sistemi klasik araçlardaki tahrik sistemine benzer şekildedir. Klasik araçlarda bütün aksesuarların tahriki içten yanmalı motor (İYM) tarafından bir kayış vasıtasıyla sağlanmaktadır. Benzer şekilde, önerilen sistemde de araç hareket halindeyken aksesuarların sürülmesi araç tahrik sistemi tarafından, araç durduğunda ise sistemde yer alan çift sargılı makina tarafından sağlanması hedeflenmektedir.

Hedeflenen elektrikli aksesuar sürme sistemi ile yalnızca mekaniksel aksesuarların değil aynı zamanda elektriksel yüklerinde kesintisiz olarak beslenmesi sağlanmaktadır. Bilindiği gibi klasik araçlarda yalnızca 12 Volt gerilim seviyesinde bir batarya yer almaktadır ve bütün elektriksel yükler bu batarya tarafından beslenmektedir. Bu bataryanın şarj edilmesi ise Lundell (claw pole) alternatörler ile gerçekleştirilmektedir. Gerek maliyet gerekse de yedek parça gibi noktalar bakımından otomotiv üreticileri çoğu elektriksel parçaları, yeni nesil araçlarda da kullanmaya devam etmektedirler. Dolayısıyla yeni nesil araçlarda da yüksek gerilim bataryalarının (tahrik sisteminde yer alan elektrik makinasının ve diğer özel parçaların beslemesi için kullanılan) yanısıra düşük gerilim bataryalarında görmekteyiz. Klasik araçlarda olduğu gibi yeni nesil araçlarda da bu düşük gerilim bataryasının şarjı, Lundell alternatörler ile yapılabildiği gibi ayrıca yüksek gerilim

bataryasından düşürücü tip bir DC-DC kıyıcı yardımı ile de yapılabilir. Ancak araç içerisindeki elektriksel güç ihtiyacının gün geçtikçe arttığı göz önüne alındığında Lundell alternatörlerin mevcut verim ve çıkış gücü ile bu talebe cevap veremeyeceği öngörülmektedir. Bir diğer alternatif olan DC-DC kıyıcının da maliyet açısından dezavantajlı olması yeni çözümlerin geliştirilmesini zorunlu hale getirmektedir. Bu çalışma kapsamında tasarlanan çift sargılı elektrik makinasının bir sargı setini generatör çalışma için kullanarak bu probleme alternatif bir çözüm getirilmesi hedeflenmektedir.

Çift sargılı elektrik makinasının hem mekanik hem de elektriksel aksesuarları aynı anda beslemesi için, bu makinanın aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışma kabiliyetine sahip olması gerekmektedir. Dolayısıyla sargı setleri arasındaki manyetik kuplajın olmaması veya çok düşük değerlerde olmalıdır. Ayrıca bu sistemin bir otomotiv uygulaması olduğu düşünüldüğünde düşük hacim, ağırlık ve maliyet kriterlerinin sağlanması ön plana çıkmaktadır. Bu değerlendirmeler, sabit mıknatıslı makinaların konsantre sargı tekniği kullanılarak tasarlandığında hedeflenen çift sargılı makina yapısı için uygun olduğunu ortaya koymaktadır.

1. GENEL BİLGİLER

Hazırlanan tez çalışması yedi bölümden oluşmaktadır. Birinci bölümde; yapılan çalışmanın içeriğine ve amacına değinilmektedir. İkinci bölümde; hibrit araçlarda aksesuar sürme sistemleri ve araç içi yardımcı donanımların elektriksel ve mekaniksel güç ihtiyaçları yer almaktadır. Üçüncü bölümde; çift sargılı kuplajsız elektrik makinasının tasarım aşamalarına yer verilmektedir. Dördüncü bölümde; çift sargılı kuplajsız elektrik makinasının Maxwell ve Simplerer programlarının eş zamanlı çalıştırılması ile elde edilen simülasyon verileri aktarılmaktadır. Beşinci bölümde; çift sargılı kuplajsız elektrik makinasının deneysel testlerinin gerçekleştirilebilmesi için oluşturulacak deney test düzeneği bulunmaktadır. Altıncı bölümde; çift sargılı elektrik makinasının simülasyon ve deneysel sonuçları sunulmaktadır. Yedinci bölümde ise; sonuç, öneri ve değerlendirme sonuçları verilmektedir.

1.1. Önceki Çalışmalar

Bu çalışma kapsamında ele alınan, elektrikli aksesuar sürme sistemleri ve çift sargılı elektrik makinası tasarımı ile ilgili literatürde yer alan çalışmalar incelenerek, özetleri aşağıdaki bölümde verilmektedir. Ayrıca bu çalışma kapsamı ile önerilen sistemde, konvansiyonel ve yeni nesil araçlarda kullanılmakta olan Lundell alternatörlere ve DC-DC kıyıcılara alternatif yapı sunulmaktadır. Dolayısıyla bu iki konu üzerine yapılan çalışmalarda bu bölümde ele alınmaktadır.

Whaley ve diğerleri tarafından 2004 yılında yapılan çalışmada, araç içerisindeki elektriksel güç ihtiyacının 1970 ila 2005 yılları arasında 0,6-2,5 kW olarak değiştiği ancak günümüzde ve yakın gelecekte klasik Lundell alternatörler ile artan güç ihtiyacının karşılanamayacağı, Lundell alternatörün anahtarlamalı doğrultucu kullanılması ile optimum çıkış noktasında çalıştırılabileceği ve yüksek hızlarda alternatörde iyileşme yapılabileceği gösterilmektedir [1].

Perreault ve Çalışkan 2000 yılında yaptıkları çalışmada, artan güç ihtiyacını karşılamak amacıyla klasik Lundell alternatörün çıkış gücünü arttırmaya yönelik pahalı bir inverter kullanmadan, anahtarlamalı doğrultucu tabanlı bir yöntem sunulmaktadır [2].

Soong ve Ertuğrul 2004 yılında gerçekleştirdikleri çalışma ile, araç içerisinde ihtiyaç duyulan elektriksel güç miktarının her geçen yıl artış göstermesinden dolayı, Lundell alternatörlerin yakın gelecekte ihtiyaçlara cevap veremeyeceğini ve Lundell alternatörlerin aracın boшта çalışma devrinin üzerindeki hızlarda, terminallerine bağlanan kontrolsüz doğrultucudan dolayı verimsiz çalıştığını ortaya koymaktadırlar ve bu alternatörler yerine yüksek güçlü gömülü mıknatıslı senkron makina kullanılmasını teklif etmektedirler. [3].

Finken ve Hameyer 2008 yılında yaptıkları çalışmada, otomotiv uygulamaları için bir senkron alternatör tasarımı verilmektedir. Ancak Lundell alternatör ile karşılaştırıldığında gücün % 5, ağırlığın ise %15 arttığı belirtilmektedir [4].

Lundell alternatör mevcut hibrit araç çözümleri için tercih edilmemekle birlikte, bu alternatörü kullanarak yeni aksesuar sistemi geliştirmek isteyen araba üreticilerini sınırlamaktadır.

Hibrit araçlarda yardımcı elektriksel yüklerin beslenmesi için DC-DC dönüştürücü kullanımı yaygınlaşmaktadır. Son yıllarda hibrit araçların öneminin artması ile araçlarda DC-DC dönüştürücü kullanımı konusunda çok sayıda araştırma yapılmaktadır.

Garcia ve diğerleri tarafından 2005 yılında yapılan çalışmada, hibrit araçlar içerisinde bulunan yüksek gerilim barası ile alçak gerilim barası arasında kullanılan DC-DC dönüştürücünün verimini arttırabilmek amacıyla yeni bir dönüştürücü tasarlanmış ve bir buck dönüştürücü ile akım beslemeli tam dalga köprü kullanılarak 300W için yapılan çalışmada verim %92 -%94 olarak elde edilmektedir [5].

Plesko ve diğerleri 2008 yılında, DC-DC dönüştürücü verimi arttırabilmek açısından yaptıkları çalışmada, kontrol stratejileri, çalışma prensipleri ve analitik tasarım denklemleri hakkında bilgiler vermektedirler [6].

Su ve Tang tarafından 2008 yılında gerçekleştirilen çalışmada, maliyetleri oldukça yüksek olan DC-DC dönüştürücülerin fiyatlarını azaltabilmek için izoleli ve çift yönlü hem 12 V hem de 42 V ile yüksek gerilim arasında çalışabilecek bir dönüştürücü tasarımı verilmektedir [7].

Plesko ve diğerleri tarafından 2007 yılında yapılan çalışmada, izoleli tam dalga bir DC-DC dönüştürücüde, inverter ve elektrik makinasının birinci köprü ayağı, transformatörün makinanın içerisine entegre edilmesi ile ikinci bir köprü ayağı oluşturularak maliyetin azaltılması hedeflenmektedir [8].

Yapılan çalışmalar değerlendirildiğinde, araç içerisinde elektriksel gücün sürekliliğini sağlamak için, yüksek gerilim bataryası ile düşük gerilim bataryası arasında enerji aktarımında kullanılan DC-DC kısıcılarının maliyetinin oldukça yüksek olduğu görülmektedir. Bu durum, araç üreticilerini alternatif çözüm üretmeye zorlamaktadır.

Araç içerisinde ihtiyaç duyulan yardımcı aksesuarların kesintisiz olarak çalıştırılması ile sürekliliğinin sağlanması için geliştirilen bazı yöntemler arasında; elektrikle-sürüş (Drive-By-Wire), tek motorlu elektrikli aksesuar sürücü sistemi (EASS) ve bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen çift sargılı elektrik makinası kullanılarak oluşturulan elektrikli aksesuar sürücü sistemi yer almaktadır.

Stence 2003 yılında, araç içindeki mekanik işlemlere ilişkin komutların (fren pedalı, direksiyon hareketi v.b.) elektrik sinyali olarak gönderilmesini öne süren drive-by-wire yönteminin otomobil teknolojisinin gelişmesindeki etkisini ve önemini ortaya koyarak araç içerisindeki uygulamalarını incelemektedir [9].

Trevett 2002 yılında gerçekleştirdiği çalışma ile drive-by-wire yönteminin araç içerisindeki her bir yardımcı aksesuara ait ayrı bir elektrik motoru ve sürücü sistemi gerektirmesinden dolayı oluşacak elektriksel güç ihtiyacının mevcut bataryalardan karşılanamayacağı gerçeğini ortaya koymaktadır. Otomotiv üreticileri ve araştırmacıların araç içerisindeki güç ihtiyacını karşılamak ve araç performansını arttırmak için yaptığı çalışmalar ile araç içerisinde 42 V seviyesinin gerekliliği, drive-by-wire yönteminin 42 V seviyesinde uygulanmasının doğru tercih olduğunu göstermektedir [10].

Khan 2006 yılında, x-by-wire sisteminde elektriksel sistemlerin mekanik ve hidrolik sistemlerin yerini aldığını belirtmektedir. Burada verilen “x” aslında fren sistemi için fren-by wire ya da gaz sistemi için gaz-by-wire olarak ifade edilmektedir. Bu sistem sayesinde, hidrolik, mekanik gibi ağır, verimsiz ve hacim kaplayan elemanlar elimine edilmektedir. Bu sayede esneklik, verimlilik ve yakıt ekonomisi gibi parametrelerin arttığı görülmektedir [11].

Bertoluzzo ve diğerleri tarafından 2004 yılında yapılan çalışmada, drive-by-wire sisteminin kullanımı ile hata toleransının yükseltilmesi sağlandığı savunulmaktadır. Ayrıca konvansiyonel aksesuar sürme sistemleri ile karşılaştırıldığında, drive-by-wire sisteminin avantajları ve dezavantajları ortaya konulmaktadır [12].

Day 2014 yılında, EASS’ın tahrikinin drive-by-wire ile gerçekleştirilmesinin getirdiği avantaj ve dezavantajları ortaya koymaktadır. Drive-by-wire yöntemi ile birçok mekanik iletim düzeni kaldırılarak araç ağırlığının düşürülmesi ve her bir aksesuarın tek tek kontrolü sağlanmaktadır. Ancak değişik güçlerde birden çok motor ve sürücü kullanılması, bu yöntemi pahalı bir yöntem yapmaktadır. Dahası küçük güçlü motor sürücü sistemleri, yüksek güçlü motor sürücü sistemlerine göre daha az verimlidirler. Bunlara ek olarak tek motorlu sistemlerin iş yapma yeteneği çok motorlu sistemlere göre daha üstündür [13].

Serrels tarafından 2008 yılında geliştirilen bir sistemde, drive-by-wire yöntemine alternatif olarak, her bir mekanik yük için ayrı bir elektrik motor ve sürücü sistem yerine büyük güçlü sadece bir elektrik motoru bütün mekaniksel yardımcı sistemin enerji ihtiyacını karşılamaktadır. Elektrikli aksesuar sürücü sistemi (EASS) kavramı bu çalışmayla ortaya atılmış olup, bu sistemde elektriksel yükler önceleri bir DC-DC dönüştürücü ile beslenmekte iken son yapılan çalışmalarda DC-DC dönüştürücü yerine Lundell alternatör kullanılmaya başlanmaktadır [14].

Ishikawa ve diğerleri 2002 yılında, drive-by-wire sürme sistemine alternatif olarak tek motorlu sürme sisteminin kullanılması üzerine bir çalışma gerçekleştirmiştir. Gerçekleştirilen sistemde tek motorlu aksesuar sürme sisteminin çalışması açıklanmaktadır [15].

Yapılan çalışmalar, drive-by-wire sisteminin maliyetinin yüksek olduğunu ve çok fazla elektrik makinasının kullanımı ile fazla hacim kapladığını göstermektedir. Dolayısıyla bu sisteme alternatif olarak tek motorlu aksesuar sürme sistemi geliştirilmektedir. Tek motorlu aksesuar sürme sisteminde elektrik enerjisi üretimi için DC-DC kıyıcı veya Lundell alternatörler kullanılmaktadır. Bu çalışmada, çift sargılı bir elektrik makinası tasarlayarak, aynı anda hem mekanik hem de elektrik gücü üretimi tek bir gövde içerisinde sağlanması hedeflenmektedir. Böylece çift sargılı elektrik makinası ile elektrikli aksesuar sürme sistemi gerçekleştirilerek, aksesuar sürme sistemlerine alternatif sunulmaktadır.

Zhu tarafından 2009 yılında yapılan çalışmada, hibrit ve elektrikli araç uygulamaları için kesirli oluklu, kenarları üst üste gelmeyen, konsantre sargı yapısına sahip sabit mıknatıslı fırçasız makinaların yapısı ve tasarımı ile ilgili konular ele alınmaktadır. Bu makinaların yüksek moment yoğunluğu, yüksek verim, düşük moment dalgalılığı, yüksek alan zayıflama ve hata toleransı gibi özelliklerinden dolayı otomotiv sektöründe geniş bir kullanım alanına sahip olduğu hatırlatılmaktadır. Bütün bu olumlu yönleri yanında, yüksek manyeto motor kuvvet harmonikleri, eddy akımı kayıpları, dengesiz manyetik kuvvet meydana gelmesi, gürültü ve titreşim gibi olumsuz yönlerinin de olduğu ifade edilmektedir. Çalışmada oluk-kutup sayısı kombinasyonu seçiminin vuruntu (cogging) momenti, maksimum moment, alan zayıflaması gibi birçok önemli parametrelerin üzerinde etkileri bulunduğu belirtilmektedir. Sargı yapısının tek ve çift katmanlı olması açısından konu incelenerek, tek katmanlı sargı yapısında fiziksel ve manyetik olarak dekuplaj sağlandığı, alan zayıflama kapasitesinin daha fazla olduğu ve öz endüktans değerinin daha büyük olduğu belirtilmektedir. Çeşitli oluk-kutup kombinasyonuna sahip makinelerin karşılaştırılması yapılmaktadır [16].

Zhu ve diğerleri tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada, yüzey montajlı sabit mıknatıslı ve trapezoidal zıt elektro motor kuvveti (EMK) değerine sahip fırçasız motorların, doğru akım (DC) ve alternatif akım (AC) şebeke şartlarında, hem sabit moment bölgesinde hem de alan zayıflatma bölgesinde performansı incelenmektedir. Bu incelemede, her besleme için eşit moment değerinde, eşit maksimum akım değerinde ve eşit etkin akım değerinde çalışılmaktadır. Çıkış gücü ve moment değerlerinin AC çalışmada ve alan zayıflatma bölgesinde, DC çalışmaya göre daha

yüksek seyrettiği belirtilmektedir. Bu sonucun sargı endüktansı ve zıt EMK harmoniklerinden kaynaklandığı ifade edilmektedir. Çalışmada, trapezoidal dalga şekline sahip sabit mıknatıslı bir elektrik makinasının, ister DC ister AC beslemesi ile çalıştırılınsın, performans parametrelerinin belirlenebilir olduğu gösterilmektedir. Çıkış gücü ve çıkış momentinin AC çalışmada, DC çalışma değerlerinden daha yüksek değerler aldığı belirtilmektedir. AC çalışma şartlarında ve alan zayıflatma bölgesinde, moment değerinin artırılmasının ve çalışma hızı aralığının genişletilmesinin mümkün olduğu ifade edilmektedir [17].

Cros ve Viarouge tarafından 2002 yılında yapılan çalışmada, klasik düzenli dağıtılmış sargı ve konsantre sargı yapısına sahip daimi mıknatıslı makine analiz edilerek performans karşılaştırılması yapılmaktadır. Konsantre sargılı makine performansının, geleneksel sargı yapısına sahip makinelere göre daha yüksek çıktığı gösterilerek, bakır hacminin azalmasının, joule kayıplarının düşmesinin, işletme kayıplarının azalmasının ve çıkış karakteristiğinin yükselmesinin bu sonucun nedenleri arasında olduğu ifade edilmektedir. Sargı sonu uzunluğunun kısalmasından dolayı makine hacminde bir azalma olduğu belirtilmektedir. Çalışmada üç fazlı yapıda düzenli ve düzensiz dağıtılan konsantre sargı yapıları incelenerek ve performans analizleri yapılarak oluşan farklılıkların nedenleri irdelenmektedir. Makinede yumuşak manyetik malzemelerin kullanımı ile üretimin kolaylaşacağı ve bu tür makinelerin sadece düşük güç uygulamaları için değil aynı zamanda yüksek güç uygulamalarında da kullanılabileceği öngörülmektedir [18].

Magnussen ve Sadarangani tarafından 2003 yılında yapılan çalışmada, konsantre sargılı daimi mıknatıslı makinelerde sargı faktörünün hesaplanması ve sargı faktörünün Joule kayıplarına olan etkisi araştırılmaktadır. Klasik makinelerde oluk adımı uzunluğunun kutup adımı uzunluğunun $2/3$ katı ile tasarlandığı ve bu durumun da 0,866 değerinde kötü bir sargı faktörü değeri anlamına geldiği belirtilmektedir. Konsantre sargı tipinde, oluk-kutup kombinasyonları değiştirilmek sureti ile ideal sargı faktörü değeri olan “1” değerine yaklaşmanın mümkün olabildiği gösterilmektedir. Uygun oluk-kutup kombinasyonlarının seçilmesi ile stator oluk yapısında herhangi bir değişikliğe ihtiyaç duyulmadan, vuru momentinin azaltılmasının mümkün olduğu ve Joule kayıplarının azaltılabildiği gösterilmektedir [19].

Magnussen ve diğeri tarafından 2004 yılında yapılan çalışmada, dağıtılmış sargılı ve konsantre sargılı, yüzey montajlı daimi mıknatıslı senkron motorların performansı karşılaştırılmaktadır. Performans analizinde, moment dalgalanması, demir ve bakır (sargı) kayıpları, termal davranış, alan zayıflatma bölgesi, güç kapasitesine karşılık inverter kapasitesi gibi parametreler incelenmektedir. Sonlu eleman analizine dayalı çözüm yapan yazılımlardan yararlanılmış ve deney düzeneğinde yapılan testlerden alınan sonuçlar ise ısınma katsayısı hesabında kullanılmaktadır. Çalışmada konsantre sargılı motorların sargı endüktanslarının, oluklarda meydana gelen kaçak akılardan dolayı, klasik sargı yapısına sahip motorların sargı endüktanslarına göre daha büyük değerde olduğu gösterilmiştir. Alan zayıflatma özelliği açısından, konsantre sargılı motorların geniş bir işletme aralığına sahip olduğu belirtilmektedir. Sabit güç bölgesindeki çalışmada, konsantre sargılı motorların termal performansının, düşük sargı kayıplarından dolayı daha iyi olduğu ifade edilmektedir [20].

Salminen ve diğeri tarafından 2004 yılında yapılan çalışmada, kesirli değişik oluk-kutup kombinasyonuna sahip konsantre sargılı daimi mıknatıslı motorların performans karşılaştırması yapılmaktadır. Sınırlı bir motor hacminde yüksek çıkış gücü elde etmek için, kesirli oluk-kutup yapısına sahip, çok kutuplu konsantre sargılı motor tasarımına ihtiyaç duyulduğu belirtilmektedir. Beş farklı kesirli oluk-kutup kombinasyonuna sahip daimi mıknatıslı makine analizi yapılmıştır. Analizde sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak, deneysel uygulamalardaki sonuçlar doğrulanmaktadır. Çalışmada kesirli oluk-kutup kombinasyonuna sahip motorlarda, akı yoğunluğu dalga şeklinin sinüzoidalden çok uzak olduğu belirlenmiş, buna rağmen bazı uygulamalarda üretilen zıt EMK dalga şeklinin sinüzoidale çok yakın olduğu ve bununla birlikte düzgün bir moment profili üretildiği gösterilmektedir. Yapılan incelemeler sonucunda, 24 oluklu, 20 kutuplu motorda en yüksek moment değerine ulaşılmaktadır. Stator sargı sonlarındaki uzunluk değerinin düşük çıkmasından dolayı motor kayıplarında, malzeme miktarında ve motor hacminde klasik sargı yapısına sahip motorlar ile karşılaştırıldığında önemli bir azalma elde edilmektedir [21].

Ishak ve diğeri tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada, konsantre sargılı, oluk ve kutup sayıları aynı olan tek ve çift katmanlı sargılı daimi mıknatıslı motorlar karşılaştırılmaktadır. Hava aralığı akı yoğunluğu dağılımını bulmak için analitik

çözümler ve sonlu eleman çözümleri uygulanmaktadır. Bunun yanında vurutu momenti, zıt EMK, kararlı hal moment dalga şekilleri ve sargı endüktansları için hesaplanan değerler ile ölçülen değerler karşılaştırılmaktadır. Değişik sargı faktörlerinin, zıt EMK'lar öz ve karşılıklı endüktanslar üzerindeki etkileri incelenmektedir [22].

El-Refaie ve diğerleri tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada, kesirli oluk ve konsantre sargı yapısına sahip yüzey montajlı daimi mıknatıslı makinelerin analizi için kapalı döngü bir analitik teknik ortaya konulmaktadır. İnceleme 6 kW, 36 oluklu, 42 kutuplu konsantre sargılı daimi mıknatıslı motorda gerçekleştirilmektedir. Konsantre sargı yapısı nedeni ile klasik sinüsoidal dağılımdan önemli sapmalar gerçekleştiği için kalıcı durum fazör denklemleri veya d-q analitik tekniklerinin kullanımı ile doğru sonuçlar elde edilemeyeceği belirtilmektedir. Dolayısı ile çalışmada yer alan kapalı döngü analitik yöntem ile daimi mıknatıslı makinelerin konsantre sargı kombinasyonları ve stator oluk etkilerini de hesaba katarak analiz edilebildiği gösterilmektedir. Çalışmada önerilen yöntemin makinenin sabit moment bölgesinde ve alan zayıflama bölgesinde analiz yapmaya elverişli olduğu ifade edilerek, hızlı çözüm sunabildiği ve güvenilir olduğu belirtilmektedir. Zıt EMK, ortalama moment, vurutu momenti ve moment dalgalılığı gibi parametreler araştırılmaktadır. Elde edilen analitik çözümler, sonlu elemanlar analizinden elde edilen sonuçlar ile karşılaştırılmaktadır [23].

El-Refaie ve Jahns tarafından 2008 yılında yapılan çalışmada, yüzey montajlı daimi mıknatıslı konsantre sargılı motorlarda sabit güçte çalışma bölgesinde, sargı katmanı sayısı ve mıknatıs seçiminin motor performansına etkileri araştırılmaktadır. İncelemede otomotiv şarj dinamosu özelliğinde kullanılan üç farklı yüzey montajlı sabit mıknatıslı senkron generatörün performansları karşılaştırılmaktadır. Çalışmada çift katmanlı stator sargılarının daha düşük moment dalgalanmasına sebep olduğu ve eddy kayıplarının tek katmanlı sargı tipine göre daha az olduğu belirlenmektedir. Ancak aşırı yük durumlarında çift katmanlı sargı tipinin, istenen momenti karşılamada zorlandığı görülmektedir. Sinterlenmiş mıknatıs kullanılması ile en yüksek moment yoğunluğu değerine ulaşılırken, yüksek direnç değerli birleştirilmiş mıknatısların kullanılması ile mıknatıs kayıplarının gözle görülür şekilde azaldığı görülmektedir [24].

El-Refaie ve Jahns tarafından 2005 yılında yapılan çalışmada, yüzey montajlı daimi mıknatıslı makinelerde konsantre sargı yapısı kullanılarak optimal alan zayıflama performansını gerçekleştiren bir tasarım ortaya konulmaktadır. Geniş hız aralıklarında sabit güç elde etmek önemli parametre olan makine endüktans değerini konsantre sargı kullanarak arttırmanın mümkün olduğu gösterilmektedir. Konsantre sargının kullanılması ile sinüsoidal EMK ve düşük vuru mu momentinin elde edilebileceği gösterilmektedir. Çalışmada kullanılan 6 kW'lık bir makine için sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen sonuçlar ile kapalı döngü bir analitik yöntem sonucu elde edilen neticelerin karşılaştırılması yapılmaktadır. Nihai olarak konsantre sargı yapısının, sabit güç performansını arttıran bir sargı yöntemi olduğu ortaya konulmaktadır [25].

Cros ve diğerleri tarafından 2003 yılında yapılan çalışmada, yüzey montajlı daimi mıknatıslı motorlarda, sabit güç bölgesinde ve geniş çalışma hız aralığında sürücüden çekilen akımı azaltmak üzerine değişik yöntemler sunulmaktadır. Değişik sarım teknikleri (klasik bindirme sargı, konsantre sargı, pençe kutuplu merkezi konsantre sargılı yapılar) basitleştirilmiş analitik model vasıtası ile karşılaştırılmaktadır. Moment-akım oranını maksimum yapan bir sürücü de tanıtılmaktadır. Deneysel olarak 3 fazlı, 120° faz farklı kare dalga akım taşıyan DC şebeke ile beslenen fırçasız DC motoru kullanılmaktadır. Çalışmada sabit güç bölgesinde sürücüden çekilen akımı sınırlandırmak için iki yöntem sunulmaktadır. Birinci yöntemde, en iyi alan zayıflatma performansına ulaşmak için, değişik stator yapılarına ait tasarım değişkenleri (tasarım faktörü, kutup numarası, endüvi yüklemesi, rotor çapı vb.) incelenmektedir. İkinci olarak aynı rotor hacmine sahip 4 farklı stator yapısı karşılaştırılmaktadır. Konsantre sargılı motorlarda, tasarımın motor parametreleri üzerinde herhangi bir kısıtlamaya neden olmadığı görülmektedir. Akımın sınırlanması ile bakır kayıplarının da azaldığı gösterilmektedir [26].

Liwschitz 1943 yılında yaptığı çalışmada, kesirli oluk kutup oranına sahip motorların, sargı harmonik değerlerine bağlı incelenmesinde, sargı dağıtım katsayısı ve harmonik bilgisinin olması gerektiği öne sürülmektedir. Çalışmada değişik sargı dağıtım faktörlerinin değişik harmoniklerin üretilmesine sebep olduğu belirtilerek ve çeşitli formüller yardımı ile bu harmonik değerlerinin hesaplanmasına yönelik olarak değişik yöntemler gösterilmektedir [27].

Bianchi ve diğeri tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada, değişik oluk-kutup kombinasyonu içeren kesirli oluklu yapılar senkron makineler için incelenmektedir. Senkron makinelerde bu tekniğin avantajlarından biri pürüzsüz bir moment elde edilmesinin olduğu belirtilmektedir. Bir diğer avantajının ise yüksek hata toleransının olduğu ifade edilmektedir. Ancak bu avantajlarının yanısıra yüksek dengesiz manyetik kuvvet, MMK harmonikleri gibi dezavantajlarının da bulunduğu gösterilmektedir. Çalışmada bütün bu avantaj ve dezavantajlar ışığında, tek katmanlı ve çift katmanlı sargı yapılarının etkileri ortaya konulmaktadır. Tek katmanlı sargı yapısının faz endüktans değerinin, çift sargı yapısındaki faz endüktans değerine nazaran daha büyük olduğu belirtilmektedir. Dolayısı ile hata toleransı kapasitesinin daha yüksek olduğu gösterilmektedir [28].

Bianchi ve Bolognani tarafından 2002 yılında yapılan çalışmada, vuru moment değerini azaltmak için kullanılan çeşitli klasik yöntemlerin yanı sıra yeni bazı yöntemlerde ortaya konulmaktadır. Vuru moment değerini azaltmak için kullanılan bazı yöntemlerin her zaman kullanılabilir olmadıkları gösterilmektedir. Ayrıca vuru moment değerinin en aza indirilmesinin EMK üzerindeki etkileri tartışılmaktadır. Stator sargılarının yerleşimi ve stator oluklarında veya rotorda bükme yapılarak vuru moment değerinin azaltılabileceği gösterilmektedir. Çalışmada yine bükme yapılarak EMK'nın en yüksek değerinde ve dolayısıyla harmonik değerlerinde bir düşme gerçekleştirilmektedir. Harmonik değerlerdeki azalma, EMK'nın sinüsoidal eğriye daha yakın olmasını sağlamaktadır. Sabit mıknatıs kutup yay genişliği ayarlanarak vuru moment değeri azaltılabileceği gösterilmektedir. Ancak tasarım sırasında doğru değerlerin elde edilmesinin kolay olmadığı ifade edilmektedir. Ayrıca mıknatıs kutup yay genişliği EMK'yı ve harmonik değerlerini de etkilemektedir. Stator dişleri üzerine çentikler oluşturularak da vuru moment değerinin azaltılabileceği gösterilmektedir. Fakat her zaman geçerli olmadığı da belirtilmektedir [29].

Mitcham ve diğeri tarafından 2004 yılında yapılan çalışmada, daimi mıknatıslı makinelerde hata toleransı için optimum oluk-kutup kombinasyon seçiminin etkileri incelenmektedir. Yapılan çalışmada tek diş üzerine konsantrasyon sargı yöntemi kullanılarak, her olukta sadece bir bobin kenarı olmasını sağlayan, "modüler sargı" olarak isimlendirilen sargı yöntemi uygulanmaktadır. Çalışmada, optimum oluk-

kutup kombinasyon seçimi için yeni değerlendirmeler yapılarak, optimum kombinasyon değerlerinin hata toleransı üzerindeki etkileri ortaya konulmaktadır. Ayrıca çalışmada, oluk-kutup kombinasyonunun seçiminin EMK harmonikleri, rotor kayıpları ve titreşimler üzerindeki etkileri değerlendirilmektedir [30].

EL-Refaie ve diğerleri tarafından 2006 yılında gerçekleştirilen çalışmada, daha önce başka bir çalışmada tasarımı yapılan ve kapalı döngü bir analitik teknik kullanılarak analiz edilen konsantre sargılı yüzey montajlı daimi mıknatıslı bir makine prototipinin üretimi incelenmektedir. 6 kW, 36 oluk, 30 kutup kombinasyonuna sahip makine karakteristikleri, kullanılan analitik yöntem, sonlu elemanlar yöntemi ve deneysel çalışma ile elde edilen sonuçlar belirlenmektedir. Ayrıca çalışmada yüzey montajlı daimi mıknatıslı makinelerde, geniş hız aralıklarında sabit güç bölgesinde çalışma gerçekleştirilmesinin avantajları ortaya konulmaktadır. Çalışmada ayrıca en yüksek hızda, zıt EMK, mıknatıslardaki eddy-akım kayıpları ve sürücü performansı irdelenmektedir [31].

Choi ve diğerleri tarafından 2010 yılında yapılan çalışmada, stator oluk sayısının gömülü mıknatıs tip rotora sahip sabit mıknatıslı (IPM) motor performansına olan etkisi, deneysel bir çalışma ile ortaya konulmaktadır. Gerek endüstri gerekse ev aletleri gibi uygulama alanlarında yoğun bir şekilde kullanılan IPM motorların gürültüsüz ve titreşimsiz çalışmasının gerekliliği hatırlatılmaktadır. Bu durumun motor tasarımı noktasında vuru momentinin ve moment dalgalılığının düşürülmesini zaruri kıldığı belirtilmektedir. Bu çalışmada rotor şekline dokunulmadan, 6 kutuplu gömülü mıknatıslı bir rotora ve 18-27-36 oluklu stator yapılarına sahip motorun performans analizleri yapılmaktadır. Bunların arasında 27 oluk yapısına sahip IPM motorun zıt EMK toplam harmonik değerinin diğer motorlara göre daha az değerde olduğu gösterilmektedir. Moment dalgalılığı göz önüne alındığında 27 oluk yapısına sahip IPM motorun daha iyi bir performansa sahip olduğu ortaya konulmaktadır [32].

Zhu ve Howe tarafından 2000 yılında yapılan bu çalışmada, daimi mıknatıslı makinelerde tasarım parametrelerinin vuru momenti üzerindeki etkisi incelenmektedir. Oluk sayısı ile kutup sayısı arasındaki en küçük ortak bölen sayısının büyük değerlerde olması, ayrıca mümkün olduğunca oluk veya kutup

sayısının düşük değerlerde olmasının vuru moment değerini azalttığı belirtilmektedir. Ayrıca bir olukta tek bobin kenarı bulunan sargı yapısına sahip makinelerde, bir olukta birden fazla bobin kenarı bulunan sargı yapısına sahip makinelere göre daha az miktarda vuru momenti elde edilmektedir. Çalışmada oluk-kutup kombinasyonuna bağlı kalınarak, oluk eğriliği ve optimum kutup yayı-kutup adımı oranı gibi parametrelerde vuru momentini azaltmaktadır. Eğrilik değeri arttırıldıkça vuru momentinin azalacağı sonucuna varılmaktadır. Çalışmada tasarım parametrelerinden biri olan oluk açıklığı değerinin vuru momenti üzerindeki etkisine değinilerek, oluk açıklığı arttırıldıkça vuru momentinin de artacağı ortaya konulmaktadır [33].

Magnussen ve Lendenmann tarafından 2005 yılında yapılan çalışmada, klasik yapıdaki daimi mıknatıslı makineler ile modüler konsantre sargı yapısına sahip daimi mıknatıslı makinelerde; moment dalgalılığı, manyetik gürültü, dengesiz radyal kuvvetler gibi istenmeyen durumlar karşılaştırılarak incelenmektedir. Çift katmanlı sargı yapısına sahip klasik daimi mıknatıslı makine, düşük moment kapasitesi ve yüksek moment dalgalılığına sahiptir ancak modüler daimi mıknatıslı makine ile karşılaştırıldığında, rotor kayıpları, gürültü gibi istenmeyen etkiler daha az olmaktadır. Moment dalgalılığı göz önüne alındığında, modüler yapıdaki daimi mıknatıslı makinenin, konvansiyonel daimi mıknatıslı makinelere oranla daha az moment dalgalılığına sahip olduğu deneysel olarak ortaya konulmaktadır [34].

Wang ve diğerleri tarafından 2013 yılında yapılan çalışmada, elektrikli araçlarda tahrik motoru olarak kullanılacak ve sürüşe bağlı olarak oluşabilecek hız değişimlerine cevap verebilecek bir yüzey montajlı senkron motor tasarımı ele alınmaktadır. Yapılan çalışmada gerek yüksek moment pik değerleri gerekse de geniş alan zayıflatma gibi gereksinimleri karşılayabilen bir motor tasarımı için öne çıkan parametrelerin optimizasyonu gerçekleştirilmektedir. Ayrıca oluk-kutup kombinasyonu, makina endüktansı, aksiyel uzunluğu ve sipir sayısı gibi tasarım kriterleri toplam bakır ve demir kayıplarını azaltmak için optimize edilmektedir [35].

Jussila ve diğerleri tarafından 2007 yılında bu çalışmada, konsantre sargılı, kesirli oluklu daimi mıknatıslı makinelerin tasarımları üzerine inceleme yapılmaktadır. Aynı geometrik parametrelere sahip daimi mıknatıslı makinelerde, çeşitli oluk-kutup

kombinasyonları, sargı faktörleri üzerine analitik bir çalışma yapılmakta ve sonuçlar, sonlu elemanlar yönteminden elde edilen sonuçlar ile doğrulanmaktadır. Üretilen elektromanyetik moment değeri sargı faktörü ile orantılı olduğundan genellikle sargı faktörünün yüksek değerde olması istendiği, ancak bu durumda aynı olukta yer alan aynı faza ait sargılardan dolayı istenmeyen dengesiz manyetik çekme kuvveti oluştuğu belirtilmektedir. Vuruntu momenti ve üretilen moment gibi değerler için, geometri ile oynamaksızın faz başına ve kutup başına oluk sayısı kombinasyonu ile en uygun değerlerin elde edilebileceği gösterilmektedir. Bu çalışmada faz başına ve kutup başına oluk sayısı $Q=0,4$ değeri en optimum değer olarak ortaya çıkmaktadır. Bu optimum değer yüksek sargı faktörünü, yüksek çekme moment değerini, düşük vuruntu moment değerini ve düşük moment dalgalılığını sağlamaktadır [36].

Bianchi ve diğerleri tarafından 2008 yılında yapılan çalışmada, konsantre sargılı sabit mıknatıslı elektrik makinalarının akım tepkileri ve endüktans değerleri analitik olarak incelenmektedir. Ayrıca değişik sargı topolojilerini karşılaştırılmaktadır. Optimum oluk-kutup kombinasyonu ve sargı yerleşim topolojisi de araştırılmaktadır [37].

Bianchi ve Pre tarafından 2006 yılında yapılan çalışmada, son yıllarda üzerine çalışmalar yapılmaya başlanan konsantre sarım tekniğinin bir dalı olan yıldız oluk yapısı incelenmektedir. Klasik dağıtılmış stator sargılarından farklı olarak komşu iki stator oluşuna bir sargının yerleşmesi ile oluşan tek katmanlı sargı yapısının avantajları ortaya konulmaktadır [38].

Velly ve diğerleri 2009 yılında, havacılık alanında kullanılmak üzere konsantre sargılı sabit mıknatıslı, çift yıldız stator sargı yapısına sahip senkron bir motor tasarımını ele almaktadırlar. Oluk kutup kombinasyonuna göre manyetik kuplaj etkisi incelenmektedir. Yapısal olarak ise rotor üzerine etkiyen radyal kuvvetler incelenmektedir [39].

Hendershot ve Miller tarafından 1994 yılında hazırlanan kitap çalışmasında, sabit mıknatıslı motorların tasarımı tüm detayları ile anlatılmaktadır. Bu kitapta sabit mıknatıslı motorların temel tasarım ilkelerinden başlayıp, bir PMSM'nin tasarımında elektriksel ve manyetik olarak nelere dikkat edilmesi gerektiğine vurgu yapılarak, bilgisayar destekli simülasyonların önemi anlatılmaktadır [40].

Jack ve diğeri tarafından 1996 yılında yapılan çalışmada, anahtarlamalı relüktans motorların, yüksek performans isteyen, güvenli çalışma koşulları ve düşük hacimli bölgeler için kullanışlı olduğu ifade edilmektedir [41].

Schiferl ve Lipo tarafından 1990 yılında yapılan çalışmada, çıkık kutuplu sabit mıknatıslı senkron motorlarda direkt ve çeyrek eksen reaktanslarının açık devre gerilimi ve motor kayıplarına olan etkisi ortaya konulmaktadır [42].

Ede ve diğeri tarafından 2002 yılında gerçekleştirilen çalışmada, sabit mıknatıslı senkron motorlarda, oluk-kutup sayısının mümkün olan kombinasyonları deneyerek, zıt EMK, vuru mu momenti ve makine performans parametreleri iyileştirilmeye çalışılmaktadır [43].

Abbaszadeh ve diğeri 2012 yılında, yüzey montajlı sabit mıknatıslı motor tasarımında oluk açıklığı ve stator burulma oranının vuru mu momenti üzerine olan etkilerini detaylıca ele alarak incelemektedirler. Yaptıkları çalışmada makine modeli 3 boyutlu olarak gerçekleştirilmektedir ve oluk açıklığı ile burulma değeri farklı algoritmalar kullanılarak optimize edilmektedir. Bu parametrelerin en uygun değeri nde vuru mu momentinin ihmal edilebilecek kadar düşük seviyelere düşürüldüğü yapılan çalışma ile ortaya konulmaktadır [44].

Chen ve diğeri 2006 yılında, yıldız oluk-kutup kombinasyonuna sahip sabit mıknatıslı senkron motorların titreşimlerinin karşılaştırılmasını Maxwell Stress Tensor metodu ile incelemektedirler [45].

Lin ve diğeri tarafından 2008 yılında yapılan çalışmada, havacılık uygulamaları için geliştirdikleri yüksek hızlı bir PMSM'nin bilgisayar destekli incelemesi ele alınmaktadır [46].

Barcaro ve diğeri tarafından 2010 yılında yapılan çalışmada, çift sargılı setine sahip kesirli oluk-kutup kombinasyonlu sabit mıknatıslı senkron makinelerin, değişik rotor tiplerine bağlı incelemesi yapılmaktadır. Değişik modellerde performans parametrelerinin değişimi incelenmektedir [47].

Barcaro ve diğeri tarafından 2011 yılında yapılan çalışmada, çift sargılı setine sahip kesirli oluk-kutup kombinasyonlu sabit mıknatıslı senkron makinenin, iki farklı sargılı

setini farklı sürücülerden besleyip, herhangi bir sargı arızasında sistemin devamlılığı incelenmektedir. Yaptıkları bu çalışma ile hata toleransının nasıl yükseltilebileceği ortaya konulmaktadır [48].

Duan ve diğerleri tarafından 2009 yılında yapılan çalışmada, klasik sargı setine sahip sabit mıknatıslı senkron makinalar ile konsantre sargılı sabit mıknatıslı senkron makinaların performans karşılaştırması verilmektedir. Bunun için sonlu elemanlar yöntemi ile Partical - Swarm - Optimisation yöntemleri karşılaştırılmaktadır [49].

Fan ve diğerleri tarafından 2010 yılında gerçekleştirilen çalışmada, gerçek sürüş görev döngüsünü dikkate alınarak sabit mıknatıslı bir motorun toplu parametrelili termal analizi verilmektedir. Ayrıca sabit mıknatıslı motorların yüksek verim ve yüksek güç yoğunluğu sergiledikleri, ancak demagnetizasyon bozunumuna ve şiddetli termal koşul altında yalıtım hatasına sahip oldukları vurgulanmaktadır. Bu nedenle, doğru ısı kayıplarını değerlendirmek ve gerçek sürüş görev döngüsü altında sıcaklık dağılımını tahmin etmek amacıyla, gelişmiş bir nüve kaybı modeli ele alınmaktadır. Sonlu elemanlar metodu kullanılarak oluşturulan modelde, motorun termal davranışı toplu termal parametreler yöntemi ile analiz edilmektedir. Bir deney düzeneği motorun sıcaklık dağılımını ölçmek için kurularak hesaplama ve deney sonuçları karşılaştırılarak tartışılmaktadır [50].

Joo ve diğerleri tarafından 2011 yılında yapılan çalışmada, tarımsal elektrik araçları için hava soğutmalı, gömülü sabit mıknatıslı senkron motorun (IPMSM) termal davranışları verilmektedir. Hava soğutmalı IPMSM normal çalışma süresince bakır sargıların yalıtımı ve sabit mıknatısların demagnetizasyonu için sıcaklık değişimleri incelenmektedir. Termokupul yardımı ile motorun hem sargı hem de yüzey sıcaklıklarının gerçek değerleri ölçülerek, teorik hesaplamada ve deneysel çalışmada elde edilen sıcaklık değerlerinin birbirine yakın olduğu gösterilmektedir [51].

Ruohor ve diğerleri tarafından 2010 yılında yapılan çalışmada, sabit bir yük momenti altında motorun demagnetizasyon dinamikleri incelenmektedir. Sabit mıknatıslı motorlarda demagnetizasyon bakır kayıplarının artmasına, motorun çok ısınmasına ve motorun ömrüne etki ettiği için önemli olduğu vurgulanmaktadır. Ortaya konulan analiz sonuçları, demagnetizasyonun yüksek oranda makinenin termal davranışlarıyla ilgili olduğunu göstermektedir. Özellikle de küçük ve orta güçlü sabit

mıknatıslı motorlarda stator ve rotor arasındaki ısı iletiminin çok güçlü olduğu ve stator sargılarının ısınmasının rotorun ısınmasına sebep olduğu ve bu durumunda daha fazla demagnetizasyona neden olduğu sonucuna varılmaktadır [52].

Staton ve diğerleri 2005 yılında yaptıkları çalışmada, daha küçük ve daha etkili elektrik motorları üretmek için üreticiler üzerinde giderek artan bir baskı olduğuna vurgu yaparak, bunun da doğal olarak termal analizleri gerekli kıldığına dikkat çekmektedirler. Bu çalışmada, endüstride kullanılan asenkron motorların sıcaklık değişimleri analitik olarak çözüm yapan Motor-Cad ve numerik analiz yapan (CFD) yazılımları ile gerçekleştirilmektedir ve analitik tabanlı çözümleme yapan yazılımın çok hızlı olduğu, sonuçlarının güvenilir olduğu ve CFD yazılımları kadar pahalı olmadığı belirtilmektedir [53].

Qi ve diğerleri tarafından 2012 yılında yapılan çalışmada, çift sargılı 3 fazlı PMSM makinanın farklı uygulamalar için iki farklı bağlantı şeması incelenmektedir. Buna ek olarak, bu makinanın d-q ekseninde modeli oluşturularak, modelin alan zayıflatma bölgesindeki performansı, bu iki farklı bağlantı şeması için analiz edilmektedir ve karşılaştırma yapılmaktadır [54].

He ve diğerleri 2010 yılında yaptıkları çalışma ile statorda iki farklı sargı setinin beraber motor çalışmasının, akım paylaşılmasında bir dengesizlik oluşturacağını iddia ederek, bu asimetrimin yok edilebilmesi için yeni bir teknik ortaya koymaktadırlar. Çalışma kapsamında geliştirilen bu teknik, 3 kW'lık bir prototip makine üzerinde doğrulanmaktadır [55].

Yang ve diğerleri tarafından 2010 yılında yapılan çalışmada, çift sargılı PMSM makinanın doğrudan moment kontrol tekniği ile kontrol edilmesi anlatılmaktadır. Kullanılan çift sargılı makinanın iki sargı seti arasında 30 elektrik derecesi kadar fark olduğu belirtilmektedir ve makinada moment üretilmesinde hiç bir katkısı bulunmayan harmonikleri elemine edebilmek için uzay vektör algoritması kullanılmaktadır [56].

Barcaro ve diğerleri 2011 yılında, hata toleransı olan sistemlerin gün geçtikçe artan ilgisinden bahsederek, çift sargı seti bulunan PMSM motorun bu alan için bir çözüm olabileceğini belirtmektedirler. Ortaya konulan çalışmada, her bir sargı seti için ayrı

bir sürücü kullanılmaktadır ve hata olan sargı seti-sürücüsünün bağlantısının kesilmesine rağmen, diğer sargı seti-sürücüsü ile motorun çalışması sağlıklı bir şekilde devam ettirilmektedir [57].

Literatürde yer alan çalışmalara bakıldığında, tek bir gövde içerisinde aynı anda hem motor hem de generatör çalışmayı gerçekleştiren bir yapı bulunmamaktadır. Genellikle çift sargı setine sahip makinalar, hata toleransının yükseltilmesi, yüksek kalkış momentinin elde edilmesi gibi amaçlar için kullanılmaktadır. Yapılan bu çalışma ile literatüre, çift sargılı makinalar ve uygulama alanlarına katkıda bulunmaktadır.

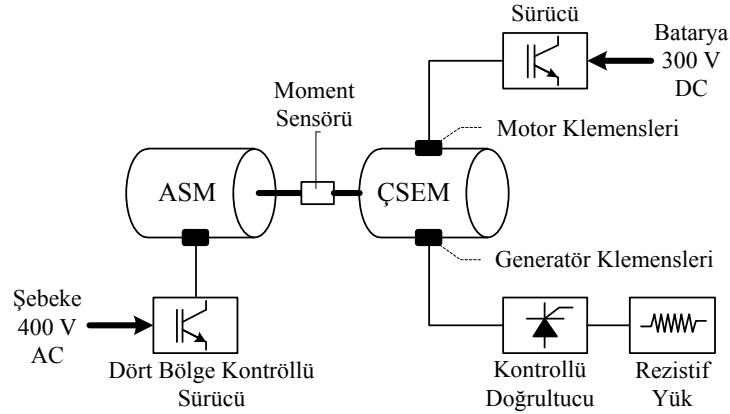
1.2. Tezin Amacı ve İzlenen Yöntem

Bu çalışmada son yıllarda araç içerisinde artan güç ihtiyacını karşılayan, maliyet ve hacim açısından mevcut sistemlere göre avantajları olan yeni bir elektrikli aksesuar sürme sisteminin (EASS) ve bu sistemin temelini oluşturan tek gövde içerisinde aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışabilecek çift sargılı bir elektrik makinasının geliştirilmesi hedeflenmektedir.

Çift sargılı elektrik makinasının (ÇSEM) tek bir gövde içerisinde birbirinden bağımsız, hem motor hem de generatör olarak çalışabilmesi sistemin temel noktasıdır. Çift sargılı elektrik makinasının bu özelliği kullanılarak oluşturulan elektrikli aksesuar sürme sistemi ile hibrit araçlarda mekanik ve elektriksel aksesuarların kesintisiz olarak beslenmesi sağlanmaktadır. Ayrıca tek gövde içerisinde hem mekanik hem de elektriksel gücün elde edilmesi sonucunda, mevcut sistemde mekanik aksesuarların tahrikinde kullanılan elektrik motorları ile elektriksel aksesuarların beslenmesi için kullanılan DC-DC kıyıcı veya Lundell alternatör ortadan kaldırılmaktadır. Mevcut sistemde yer alan bu elemanların ortadan kalkması ile hem araç üretim maliyetinde hem de hibrit araçlar için son derece önemli olan hacimden kazanç sağlanmaktadır.

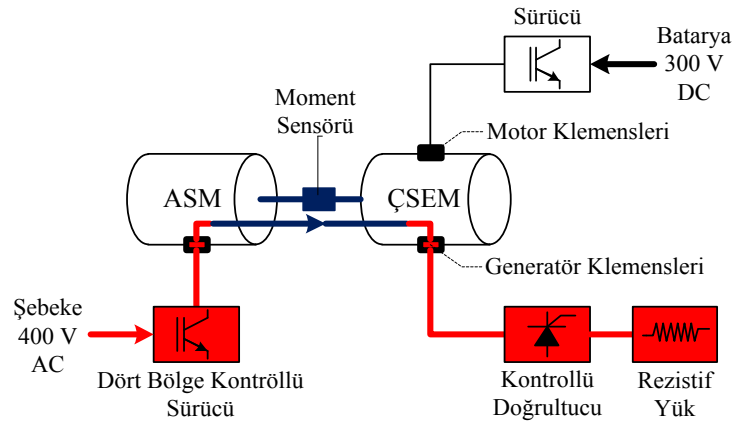
Çift sargılı elektrik makinası tasarım çalışmaları RMxpert ve Maxwell yazılımları kullanılarak gerçekleştirilmektedir. Tasarım çalışmaları sonucunda elde edilen simülasyon değerleri ile prototip üretimi yapılmaktadır. Çift sargılı elektrik makinasının performans analizleri deneysel çalışmalar ile ortaya konulmaktadır.

Şekil 1.1’de geliştirilen elektrikli aksesuar sistemine ait deneysel test düzeneğinin blok diyagramı verilmektedir. Deney test düzeneğinde yer alan sincap kafesli asenkron motor (ASM) araç tahrik sistemini (içten yanmalı motor veya elektrik motoru) temsil etmektedir. Ayrıca araç tahrik sisteminin devre dışı olduğu çalışma durumlarında ise araç içi mekanik aksesuarları temsil etmektedir. Araçtaki elektriksels aksesuarlar ise rezistif yük ile temsil edilmektedir.



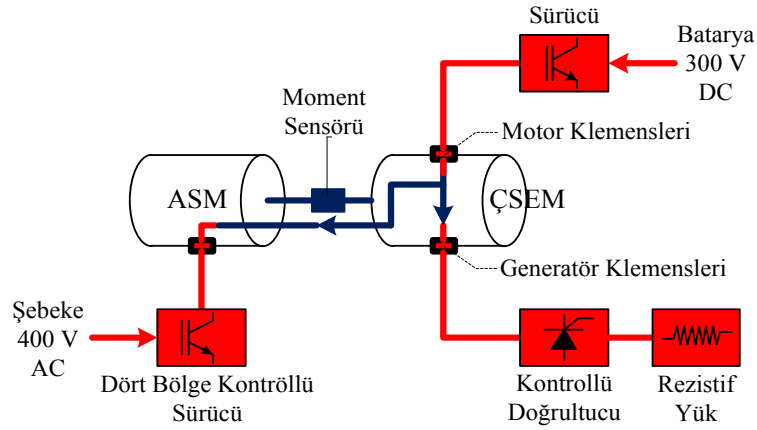
Şekil 1.1. Sistem deneysel test düzeneği blok şeması

Blok diyagram incelendiğinde, sistemin çalışması ve test verilerinin elde edilmesi iki senaryo ile ifade edilmektedir. İlk çalışma senaryosunda, araç tahrik sisteminin devrede olduğu (içten yanmalı motor veya elektrik motoru devrede) durum ele alınmaktadır. Bu durumda araç tahrik sistemini temsil eden asenkron motor devrededir. Çift sargılı elektrik makinasının ise yalnızca generatör sargıları devrededir. Mekanik aksesuarlar araç tahrik sistemi tarafından, elektriksels aksesuarlar ise çift sargılı elektrik makinası tarafından beslenmektedir. Şekil 1.2 ile bu çalışma senaryosuna ait güç akış blok diyagramı verilmektedir.



Şekil 1.2. Senaryo 1 güç akış blok diyagramı

İkinci çalışma senaryosu ise araç tahrik sisteminin devre dışı olduğu durum olarak ele alınmaktadır. Bu durumda araç tahrik sistemi devre dışıdır ve mekanik aksesuarlar çift sargılı elektrik makinası tarafından tahrik edilmesi gerekmektedir. Dolayısıyla çift sargılı elektrik makinası motor modda çalışması gerekmektedir. Ayrıca elektriksels aksesuarlarında güç beslemesi yine çift sargılı elektrik makinası tarafından sağlanmaktadır. Sonuç olarak bu senaryo için çift sargılı elektrik makinası aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışmaktadır.



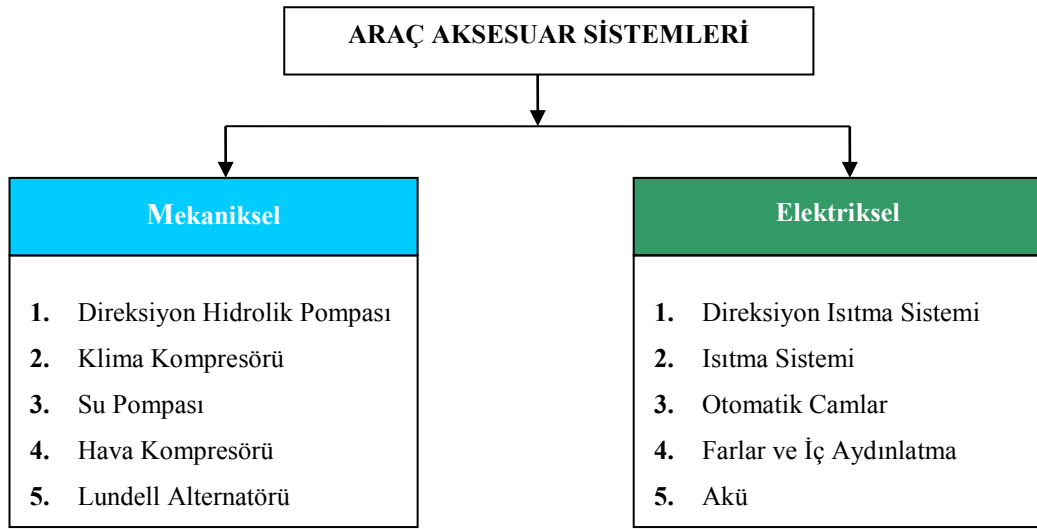
Şekil 1.3. Senaryo 2 güç akış blok diyagramı

Bu çalışma senaryosunda asenkron motor dört bölge kontrolü gerçekleştirilebilen sürücü ile mekanik bir yük olarak çift sargılı elektrik makinasını yüklemektedir ve araç içi mekanik aksesuarları temsil etmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları araç içerisinde mevcut olan yüksek gerilim bataryası tarafından beslenmektedir.

Geliştirilen elektrikli aksesuar sürme sisteminin ve çift sargılı elektrik makinasının deneysel test verileri ile performans değerlendirmesi, deneysel çalışmaların yer aldığı bölümde detayları ile ele alınmaktadır.

2. HİBRİT ARAÇLARDA AKSESUAR SÜRME SİSTEMLERİ

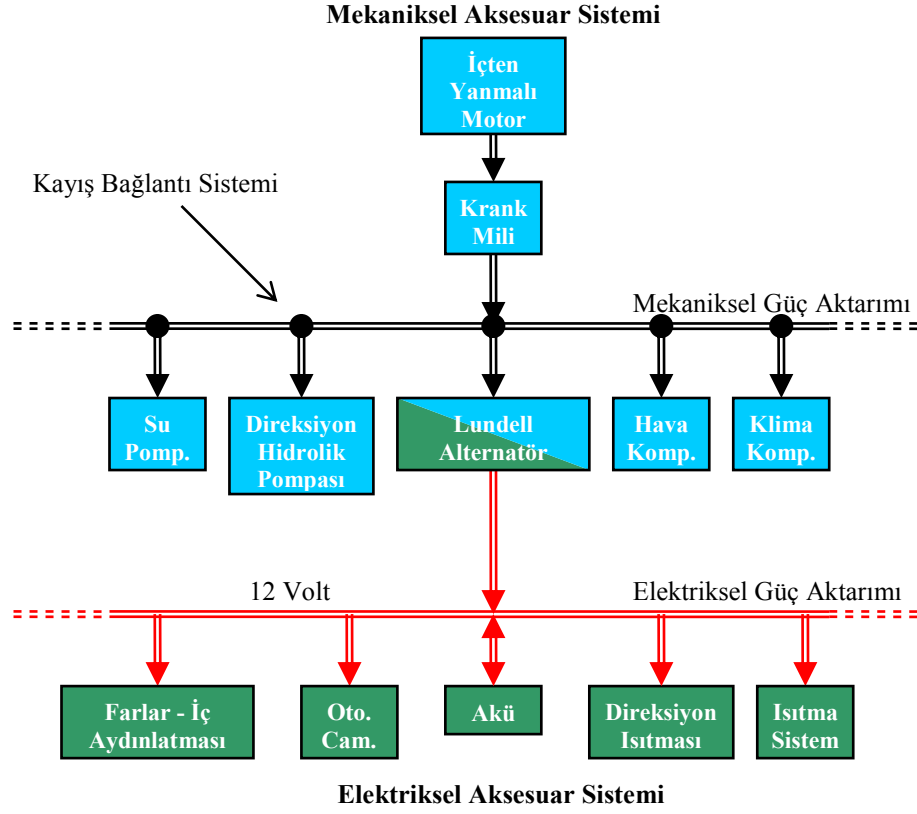
Konvansiyonel (hibrit olmayan) ve yeni nesil hibrit araçlarda bazı önemli fonksiyonlar ile güvenlik, konfor ve lüks ihtiyaçlarını karşılayan aksesuar sistemleri, Şekil 2.1'de gösterildiği gibi mekaniksel ve elektriksel aksesuar sistemleri olmak üzere iki gruba ayrılmaktadır.



Şekil 2.1. Araç içi mekaniksel ve elektriksel aksesuar sistemleri

2.1. Konvansiyonel Araçlarda Aksesuar Sürme Sistemi

Konvansiyonel araçlarda, mekaniksel aksesuar sistemleri (direksiyon hidrolik pompası, klima kompresörü, su pompası, hava kompresörü ve Lundell alternatörü) kayış bağlantıları ile içten yanmalı motor (İYM) tarafından tahrik edilir. Elektriksel aksesuar yüklerinin güç ihtiyacı 12V'luk düşük gerilim bataryası tarafından karşılanır. Bu bataryanın şarjı Lundell alternatörü ile sağlanır. Konvansiyonel araçlardaki aksesuar sistemlerinin mekaniksel ve elektriksel güç aktarımına ait blok diyagram Şekil 2.2'de gösterilmektedir. Bu sistemde mekaniksel aksesuarlar, içten yanmalı motor çalıştığı sürece çalışmaktadır. Dolayısıyla şehir içi trafik şartlarında, araç duruyorken bile içten yanmalı motor çalışmaya devam ederek yardımcı donanımları beslemeye devam etmektedir.

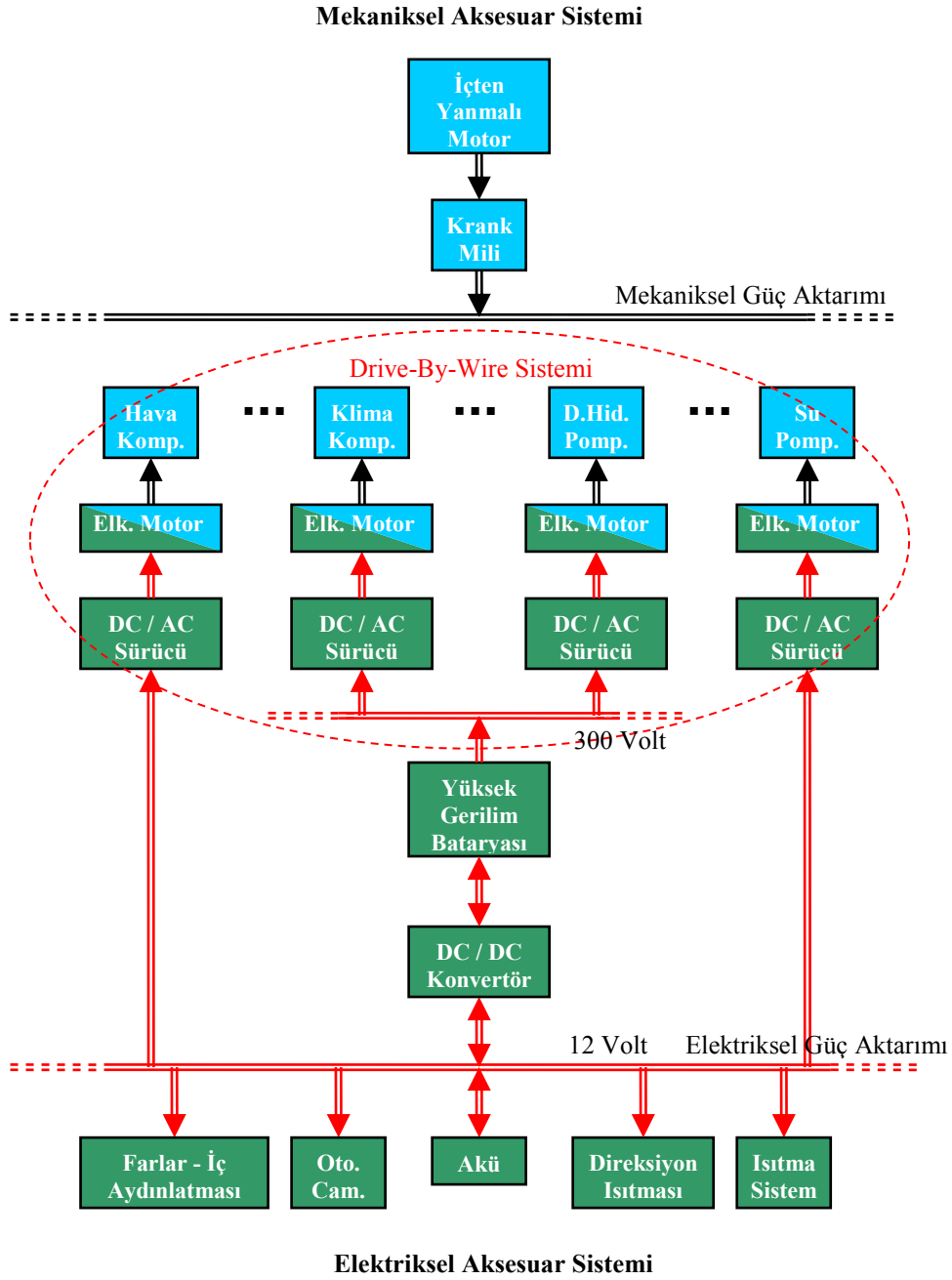


Şekil 2.2. Konvansiyonel araçlarda aksesuar sürme sistemi

2.2. Hibrit Araçlarda Aksesuar Sürme Sistemi

Yeni nesil hibrit elektrikli araçlarda verimi artırabilmek için stop-start adı verilen bir yöntem kullanılmaktadır. Bu yöntemde araç durduğunda içten yanmalı motor (İYM) durmakta, araç harekete geçeceği zaman ise elektrikli tahrik motoru devreye girerek aracın belli bir hıza ulaşmasını sağlamaktadır. Aracın batarya durumu ve sürücünün isteklerine bağlı olarak, elektrikli tahrik motoru ile aynı krank miline bağlı bulunan İYM'nin devreye alınması ile araç hareketinde süreklilik sağlanmaktadır. Bu tip araçlarda, araç durduğunda her iki motor da durduğu için, mekaniksel aksesuarlar devre dışı kalmaktadır. Hibrit araçlardaki bu olumsuzluğun üstesinden gelebilmek için çeşitli yöntemler geliştirilmiştir. Mekaniksel aksesuar yüklerin tahriki için Drive-By-Wire yöntemi yaygın olarak kullanılmaktadır. Bu yöntemde, her bir yardımcı aksesuara ait ayrı bir elektrik motoru ve sürücü sistemi bulunmaktadır. Bu bağımsız sürücü sistemlerinin enerji beslemesi araç içerisinde tahrik sistemi için kullanılan yüksek gerilim bataryası tarafından sağlanmaktadır.

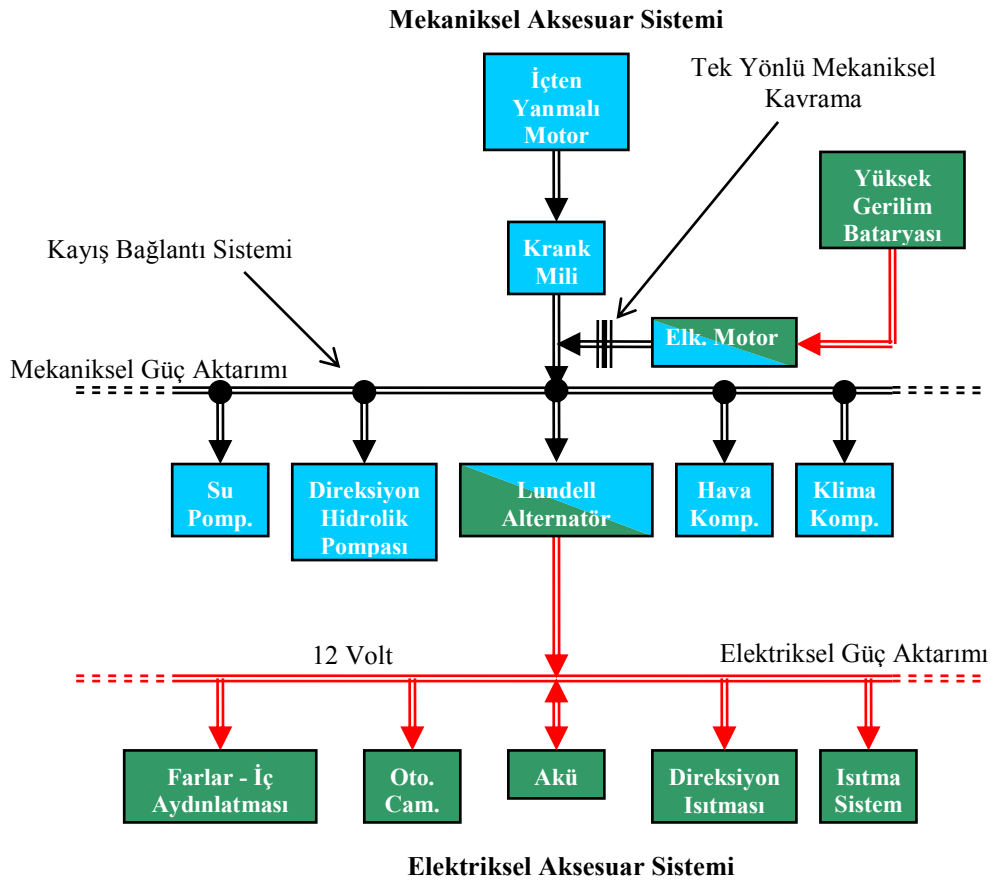
Hibrit araçlarda elektriksel aksesuarların elektriksel güç ihtiyaçları, konvansiyonel araçlarda olduğu gibi düşük gerilim bataryası tarafından karşılanmaktadır. Bilindiği üzere hibrit araçlarda yüksek gerilim bataryası da mevcut olup, bu batarya elektrikli tahrik motorlarının generatör olarak kullanılması sonucunda şarj edilmektedir. Düşük gerilim bataryasının şarjı için hibrit araçlarda DC-DC dönüştürücü kullanılır. DC-DC dönüştürücü yardımı ile yüksek gerilim bataryasından düşük gerilim bataryasına enerji akışı sağlanır.



Şekil 2.3. Hibrit araçlarda aksesuar sürme sistemi (Drive-By-Wire)

Günümüzde kullanılan hibrit araçlardaki aksesuar sistemlerinin mekaniksel ve elektriksel beslenmesine ait blok diyagram (Drive-by-Wire sistemi ve DC-DC dönüştürücü), Şekil 2.3’de gösterilmektedir.

Farklı güçlerde birden çok motor ve sürücü kullanılması, bu yöntemi pahalı bir yöntem yapmaktadır. Aynı zamanda kullanılan çok sayıdaki motor ve sürücü araç içerisinde bir paketleme problemi oluşturmaktadır. Bu durum, otomotiv üreticilerini aksesuar sistemlerinin tahriki için tek motorlu sistemlerin kullanılmasına yönlendirmektedir. Şekil 2.4’de, hibrit araçlarda tek motorlu aksesuar sürücü sistemine ait blok diyagram verilmektedir.



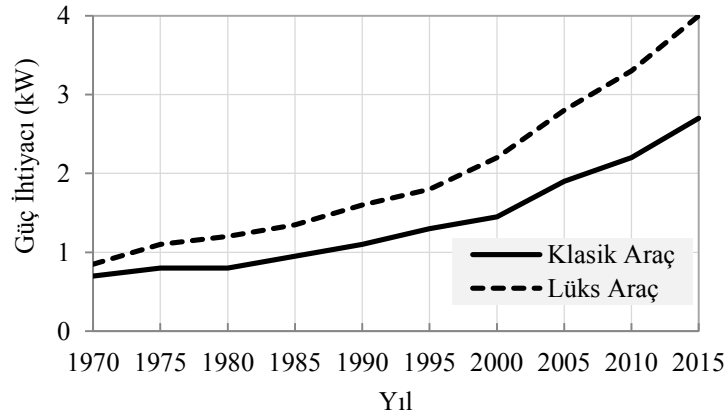
Şekil 2.4. Hibrit araçlarda tek motorlu elektrikli aksesuar sürme sistemi (EASS)

Tek motorun kullanıldığı bu yöntemde, bütün mekaniksel aksesuarlar bir kayış sistemiyle yüksek gerilim bataryasından beslenen bir elektrik motoru tarafından tahrik edilmektedir. Bu sisteme “Elektrikli Aksesuar Sürücü Sistemi” (EASS) adı verilmektedir. Eğer İYM çalışıyor ise, klasik araçlardaki sisteme benzer şekilde,

bütün yardımcı mekaniksel yükler bir kayış yardımıyla İYM tarafından tahrik edilir. İYM durduğunda, aksesuar yüklerin tahriki için EASS elektrik motoru çalışmaya başlayacak ve yardımcı aksesuarların mekaniksel güç gereksinimlerini karşılayacaktır. Direksiyon hidrolik pompası ve hava kompresörü gibi klasik yardımcı aksesuarların bu sistem ile mekaniksel güç gereksinimlerinin karşılanması, araç üretiminde maliyet kazanımı sağlayacaktır.

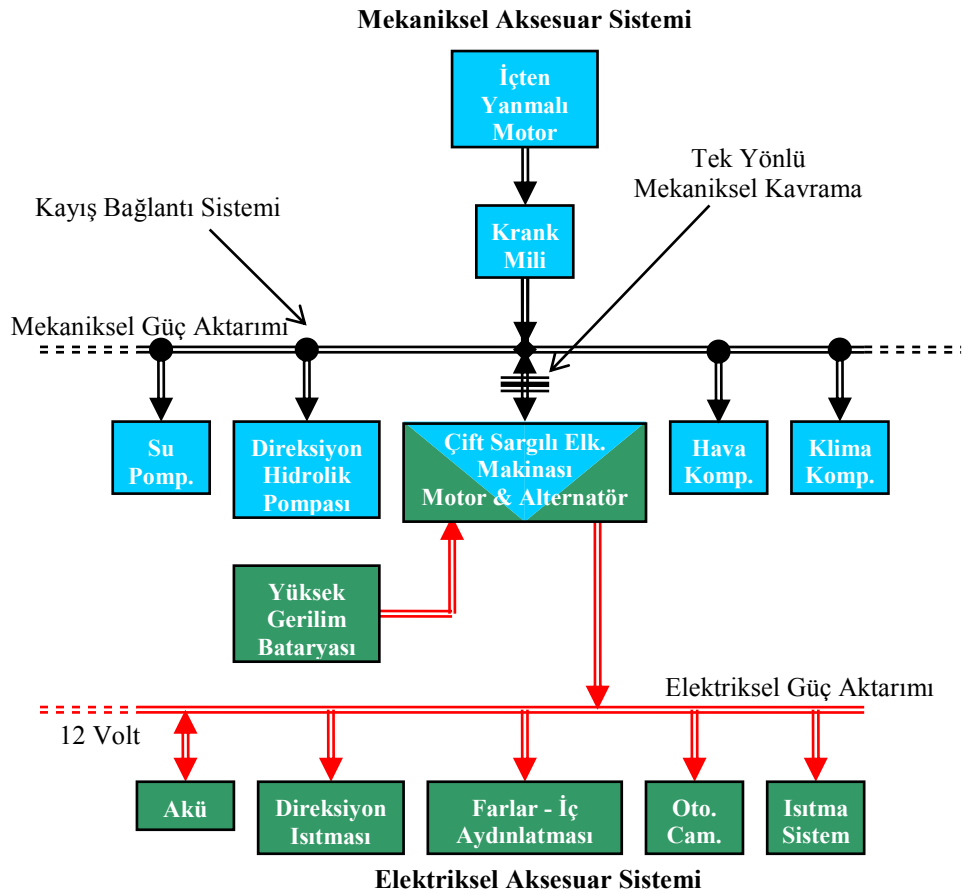
Bu sistemde elektriksel aksesuarların güç ihtiyacını karşılayan 12 V'luk düşük gerilim bataryasının şarj sistemi, Lundell alternatörler veya DC-DC dönüştürücü aracılığı ile yüksek gerilim bataryasından yapılabilmektedir. Ancak DC-DC dönüştürücülerin kullanımı araç maliyetini arttırmaktadır. Dolayısıyla düşük gerilim bataryasının şarj sistemi için alternatörlerin tercih edilmesi maliyet açısından kazanç sağlamaktadır.

Araç içerisindeki güç ihtiyacı 1980 öncesinde oldukça düşük iken, araç içerisinde elektronik cihazların kullanımının yaygınlaşması, araçlarda emniyet ve konforun artması ile günümüzde yeni nesil araçlarda yaklaşık 3 kW seviyelerine ulaşmıştır. Şekil 2.5'te verilen grafik dikkate alındığında, klasik Lundell alternatörler ile artan güç ihtiyacının karşılanamayacağı açıkça görülmektedir [1]. Bu talebi karşılayabilmek için alternatör üreticileri ve bilim adamları, teknolojik gelişmeleri kullanarak alternatörlerin çıkış gücünü, performans ve verimini artırabilmek için çalışmalar yapmaktadır. Dördüncü dereceden harmonik bastırma diyotu kullanılması, mıknatıs ilave edilmesi, ikiz rotor kullanılması bu çalışmalara örnek olarak verilebilir.



Şekil 2.5. Yıllara göre araç içi elektriksel güç ihtiyacı eğrisi

Bu çalışmada, hibrit araçlardaki aksesuar sistemlerinin elektriksel ve mekaniksel güçlerinin sürekliliğini sağlamak için, aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışabilecek kuplajsız çift sargılı bir elektrik makinası kullanılması önerilmektedir. Böylece Lundell alternatörlerin verimsiz çalışması ile güç ihtiyacını karşılayamaması ve DC-DC dönüştürücülerin maliyetinden kaynaklanan sorunlar ortadan kaldırılabilecektir. Ayrıca araç içi yer sorununa da çözüm getirecektir. Çift sargılı elektrik makinasının kullanıldığı EASS blok diyagramı Şekil 2.6'da verilmektedir.

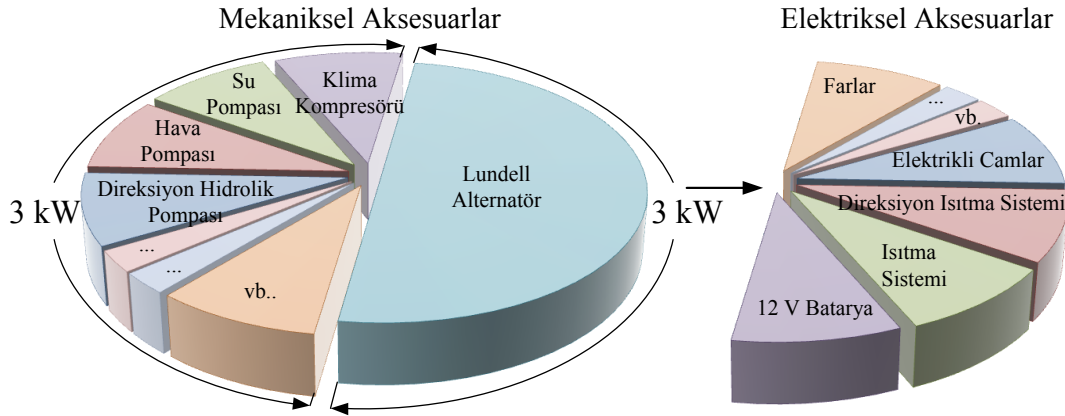


Şekil 2.6. Hibrit araçlarda çift sargılı elektrik makinalı EASS

2.3. Araç İçi Aksesuarların Güç Gereksinimleri

Tasarımı ve prototiplemesi gerçekleştirilecek çift sargılı kuplajsız elektrik makinesinin geometrik parametrelerinin belirlenebilmesi için öncelikle kullanılacağı sistemin güç, moment ve hız ihtiyaçlarının bilinmesi gerekmektedir. Literatür incelendiğinde araç içerisinde kullanılan aksesuar (yardımcı üniteler) sistemlerinin mekaniksel ve elektriksel güç gereksinimleri Şekil 2.7'de verilmektedir. Şekilde yer alan ünitelerin güçleri araç tipi ve kullanılan markaya göre değişim gösterebilir. Bu

çalışmada, araç içi aksesuar ünitelerinin güç değerlerinin ortalaması alınarak 6 kW değerinde mekaniksel güce ve 3 kW değerinde elektriksel güce ihtiyaç olduğu ön görülmektedir.

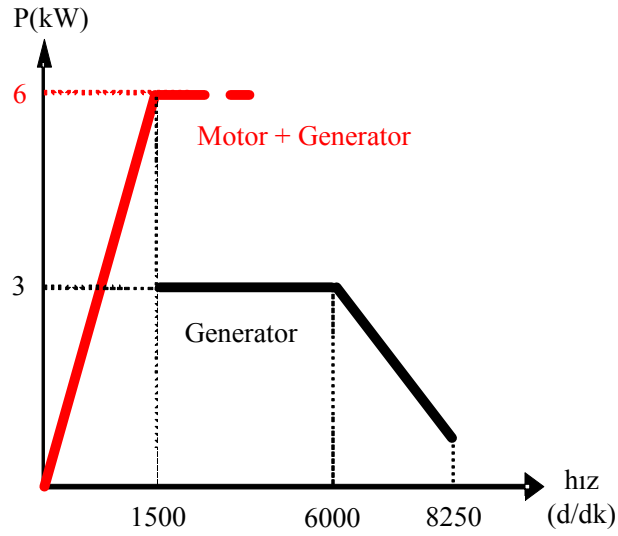


Şekil 2.7. Araç aksesuar sistemleri mekaniksel ve elektriksel güç verileri

Araç içerisindeki aksesuar sisteminde yer alan ünitelerin Şekil 2.7’de verilen güç gereksinim bilgileri değerlendirilerek, bu sistemin mekaniksel ve elektriksel güç gereksinimlerini sağlayabilecek elektrik makinesinin toplam gücünün 9 kW olması gerekmektedir.

Araç içerisindeki aksesuar ünitelerinin sürekli beslenmesini sağlamak için oluşturulan sistemin (çift sargı yapısına sahip elektrik makinalı EASS) çalışmasını iki bölüme ayırabiliriz. İlk olarak araç tahrik sistemi devre dışı konumda iken (İYM çalışmıyorken) aksesuar ünitelerinin güç beslemeleri için, EASS’de yer alan çift sargılı elektrik makinasının devreye girerek hem mekaniksel hemde elektriksel güç sağlaması gerekmektedir. Bu çalışma modunda çift sargılı elektrik makinası sabit bir hız değerinde, aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışmalıdır. Motor çalışma modunda yaklaşık 6 kW’lık bir mekanik güç sağlanması gerekmektedir. Elde edilen bu 6 kW’lık gücün yaklaşık 3 kW’ı motor ile aynı gövde içerisinde yer alan generatör tahriki, kalan kısım ise mekanik aksesuarların tahriki için kullanılmaktadır. Dolayısıyla çift sargılı elektrik makinasının aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalıştığı bu durumda toplam gücü yaklaşık 9 kW değerindedir. Araç tahrik sistemi devrede iken (İYM çalışıyor), mekaniksel aksesuarların tahriki kayış bağlantıları ile İYM tarafından sağlanmaktadır. Dolayısıyla İYM’nin devrede olduğu bu çalışma durumunda, çift sargılı makinanın yalnızca generatör modda çalışarak

elektriksel yüklerin beslemesini sağlaması istenmektedir. Ancak bu çalışma durumunda, İYM'nin hızı değişken olacaktır ve çift sargılı elektrik makinasının da bu hız değişimlerinde sabit güç vermesi gerekmektedir. Özetle çift sargılı elektrik makinası yalnızca generatör olarak çalışıyor ise geniş bir hız değişim aralığında sabit güç sağlaması önemlidir. Bu çalışma modunda (yalnızca generatör çalışma) çift sargılı elektrik makinasının çıkış gücünün yaklaşık 3 kW değerinde olması istenmektedir. Tasarımı ve prototiplemesi gerçekleştirilecek çift sargılı kuplajsız elektrik makinesinin Şekil 2.8'de verilen güç-hız karakteristiğine sahip olması hedeflenmektedir.



Şekil 2.8. EASS elektrik makinesinin güç-hız karakteristiği

3. ÇİFT SARGILI KUPLAJSIZ ELEKTRİK MAKİNASI TASARIMI

Bir önceki bölümde, EASS'nde kullanılacak çift sargılı elektrik makinasının sahip olması gereken güç – hız karakteristiği detaylıca ele alınmaktadır. Belirlenen bu güç – hız karakteristiği dikkate alınarak çift sargılı elektrik makine yapısının seçimi, tasarım aşamaları ve simülasyon çalışmaları ele alınmaktadır.

3.1. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Seçimi

Bu çalışma kapsamında tasarımı hedeflenen çift sargılı makina yapısı olarak, son yıllarda özellikle otomotiv uygulamalarında geniş bir kullanım alanına sahip olan sabit mıknatıslı senkron makinalar (SMSM) tercih edilmektedir. SMSM'lerin hem kompakt bir yapıya, hem de yüksek verim, güç ve moment yoğunluğuna sahip olmaları bu çalışma için tercih edilmelerinin başlıca nedenleridir.

SMSM'nin tercih edilmesine dayanak teşkil etmesi hem de tasarım çalışmalarına yön vermesi açısından SMSM'ler üzerine literatürde gerçekleştirilen çalışmaların önemli noktaları bu bölümde kısaca özetlenmektedir.

SMSM'lerin akademik çalışmalar ve endüstriyel uygulamalardaki popülaritesi son zamanlarda gözle görülür bir şekilde artış göstermektedir. 1990'lardan itibaren hem akademik yönden hem de endüstriyel yönden, bu makinaların gerek tasarım olarak gerek kontrol olarak geliştirilmesine hız verilmiştir [40]. 2000'lere kadar yapılan çalışmalarda, daha çok rotor yapısında revizyonlar göze çarpmaktadır [41]. Sargılı rotorun terkedilip, yüzey montajlı veya gömülü mıknatıslı rotor tasarımları, sabit mıknatıslı yapıya geçişte izlenen adımları oluşturmaktadır [42]. Klasik dağıtılmış sargılı makinalar ile sabit mıknatıslı senkron makinaların performans karşılaştırılmaları bu adımları takip etmektedir [20].

2000'lerde SMSM'lerin rotor ve stator bloğundaki revizyonlar göze çarpmaktadır [24,43]. Konsantre sarım tekniği, avantajlarından dolayı (yüksek moment-güç yoğunluğu, hata tolerans kapasitesi, düşük sargı hacmi) dağıtılmış sargı tekniğine göre daha çok tercih edilmektedir [18]. Konsantre sarım tekniğinde fazla

olan zıt EMK harmoniklerinin bastırılması, vuruuntu momenti ve moment dalgalılığı gibi değerlerin minimize edilmesi için makinenin tasarımı aşamasında çeşitli sargı yerleşim teknikleri (star of slots) kullanılmaktadır [23,28]. Bunun yanında stator oluk geometrisinde yapılan değişiklikler sayesinde vuruuntu momenti, moment pikleri gibi gürültüler minimize edilip, optimum çalışma performansına erişilebilir [29,33,45].

Yüksek verimli ve düşük hacimli konsantre sargılı SMSM'ler endüstride, özellikle güvenli çalışma şartlarının talep edildiği, uzay ve havacılık uygulamalarında ve otomotiv sektöründe önemli bir kullanım alanına sahiptir [16,58].

Bunlara bağlı olarak, konsantre sargılı SMSM'lerde farklı yükler için değişik hız-moment karakteristikleri elde edebilmek için, çeşitli sarım topolojileri geliştirilmektedir [47,59]. Bu çalışmalarda asıl amaç, küçük hacimli bölgelerde SMSM'leri kullanarak, hem güç ve moment yoğunluklarından faydalanmak, hem de SMSM'nin stator arızalarına karşı dayanıklı bir yapıya sahip olmasından faydalanıp değişik hızlarda sürülmesini sağlamaktır [48].

3.2. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Temel Boyutlarının Belirlenmesi

Bu bölümde, 1500 d/dk hız altında 6 kW çıkış gücü sağlayabilecek radyal hava aralığına sahip bir sabit mıknatıslı senkron makinenin temel boyutlarının belirlenebilmesi için genel analitik tasarım aşamaları verilmektedir [40].

Denklem (3.1) kullanılarak belirli çıkış gücü ve hız değerinde elde edilebilecek moment miktarı bulunabilir.

$$T = P/\omega \quad (3.1)$$

Elde edilebilecek moment miktarı hesaplandıktan sonra seçilecek makine eksenel uzunluğuna göre Denklem (3.2) ve Denklem (3.3) kullanılarak rotor çapı belirlenebileceği gibi aynı şekilde seçilecek rotor çapına göre makine eksenel uzunluğu da bulunabilir.

$$K = 1,6 A B \quad (3.2)$$

$$T = K D_r^2 L_s \quad (3.3)$$

Makinaya ait rotor çapı ve eksenel uzunluk değerlerinin belirlenmesi ile kutup sayısına bağlı olarak kullanılacak sabit mıknatısların yüzey alanı Denklem (3.4) ile hesaplanabilir.

$$S_p = \frac{2\pi}{2p} D_r L_s \quad (3.4)$$

Faz başına düşen sipir sayısının belirlenebilmesi için gerekli olan akı değeri, kullanılan sabit mıknatısların kalıcı mıknatısiyet değeri ve mıknatıs yüzey alanı değeri kullanılarak Denklem (3.5) ile belirlenir.

$$\Phi = B_m S_p \quad (3.5)$$

Motor sürücüsünün DC bara gerilimi 300 V olarak kabul edilirse, sürücünün faz-faz çıkış geriliminin maksimum değeri, 300 V olur. Bir fazda motor sargı direnci ve reaktansında düşen gerilim yaklaşık olarak, toplam gerilimin % 60'ı olarak kabul edilirse, bir faz sargısında endüklenen zıt EMK'nın maksimum değeri, Denklem (3.6) ile elde edilebilir.

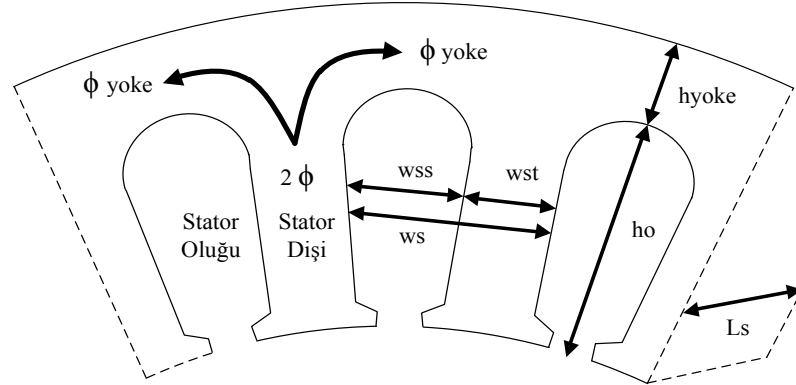
$$E = 0,6 V_{ffmax} \quad (3.6)$$

Faz sargısında endüklenen zıt EMK'nın değerine göre bir fazda olması gereken iletken miktarını Denklem (3.7) ile yaklaşık olarak hesaplamak mümkün olabilir. Faz başına sipir sayısı ise olukta bulunan iletken sayısının yarısına eşit olacaktır.

$$Z = \frac{3}{2} \frac{2\pi a k_e}{2p \Phi C} \quad (3.7)$$

Pratikte bir oluk içerisinden geçen akım yoğunluğu değeri, oluktan geçen toplam akım değerinin oluk alanına oranı ile belirlenmektedir. Özellikle oluk alanının belirlemek için akım yoğunluğunun seçimi büyük önem taşımaktadır. Ayrıca oluk alanı hesaplamasında, seçilecek iletken çapı ve sipir sayısının oluk içerisine yerleştirilmesi noktası dikkate alınmalıdır. Oluk ve dış boyutlarının hesaplanmasında ise, Şekil 3.1'de gösterilen dörtgen oluk geometrisinden yararlanılabilir. Oluk ve dış boyutlarının belirlenebilmesi için stator iç çapının belirlenmesi gerekmektedir. Stator iç çapı Denklem (3.8) ile mıknatıs yüksekliği ve hava aralığı değerlerinin seçimine bağlı olarak hesaplanabilir.

$$D_{si} = D_r + 2h_m + 2\delta \quad (3.8)$$



Şekil 3.1. Stator oluk-diş geometrik boyutları

Oluk ve diş geometrik boyutları Denklem (3.9), Denklem (3.10) ve Denklem (3.11) kullanılarak belirlenebilir.

$$W_s = \frac{\pi D_{si}}{[\text{oluk sayısı}]} \quad (3.9)$$

$$W_{st} = W_{ss} = \frac{W_s}{2} \quad (3.10)$$

$$h_o = \frac{S_{oluk}}{W_{ss}} \quad (3.11)$$

Stator boyunduruk bölümündeki akı yoğunluğu değeri seçimine göre boyunduruk yüksekliği Denklem (3.12) ile elde edilebilir.

$$h_{yoke} = \frac{\phi_{yoke}}{L_s B_{yoke}} \quad (3.12)$$

Bulunan uzunluk değerleri kullanılarak Denklem (3.13)'e göre makinanın minimum stator dış çapı, yaklaşık olarak hesaplanabilir.

$$D_{so} = D_{si} + 2h_o + 2h_{yoke} \quad (3.13)$$

Yukarıda verilen denklemler ile motora ait temel değerler yaklaşık olarak hesaplanmaktadır. Elde edilen bu değerler ışığında optimum boyutların belirlenmesi için Ansoft - RMxprt – Maxwell yazılımı kullanılarak manyetik analizler gerçekleştirilecektir.

3.3. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasının Temel Boyutlarının Manyetik Analiz ile Optimizasyonu

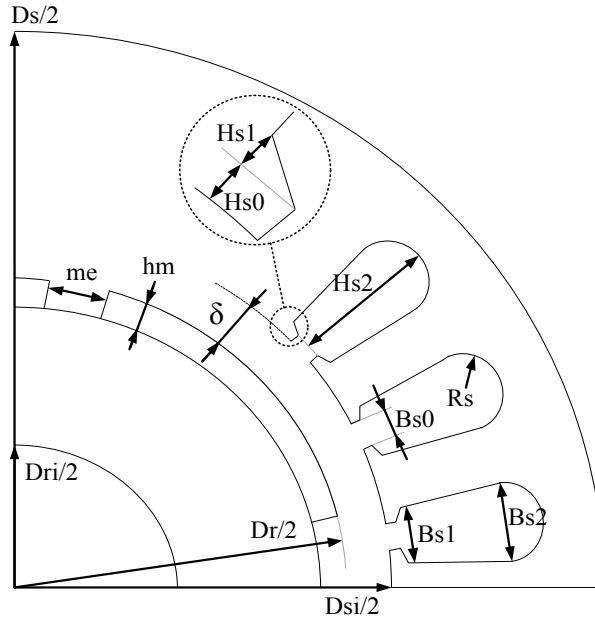
Bu bölümde tasarımı gerçekleştirilecek elektrik makinasının temel boyutlarının optimum değerlerinin belirlenmesi ele alınmaktadır. Bir önceki bölümde genel makine denklemleri ile elde edilen geometrik boyutlar dikkate alınarak manyetik analizler gerçekleştirilecektir. Stator çapı 200 mm ile 320 mm, aksenal uzunluk 40 mm ile 150 mm değerleri arasında makine modelleri gerçekleştirilerek Maxwell paket programı ile ön performanslar elde edilecektir. Şekil 3.2’de tasarımı gerçekleştirilecek makinaya ait temel boyutlar yer almaktadır. Oluşturulan bütün makina modellerinde doğru karşılaştırma yapabilmek için, oluk sayısı, kutup sayısı, oluk tipi, malzeme özellikleri, elektriksel büyüklükler, sargı yerleşimleri, sargı adımları gibi parametreler her bir modelde aynıdır. Bu parametreler Tablo 3.1 ile verilmektedir.

Tablo 3.1. Çift sargılı elektrik makinasına ait sabit kabul edilen parametreler

Parametreler	Motor	Generatör
Stator Laminasyon Saçları	M19-24G	M19-24G
Stator Oluk Sayısı	24	24
Stator Oluk Doluluk Oranı (%)	60	60
Stator Burulma Değeri (°)	0	0
Radyal Hava Aralığı (mm)	1	1
Sargı Tipi	Konsantre	Konsantre
Bobin Adımı	1	1
Rotor Laminasyon Saçları	M19-24G	M19-24G
Rotor Kutup Sayısı	22	22
Yüzey Montajlı Mıknatıslar	NdFeB 30	NdFeB 30
Mıknatıslar Arası Boşluk	0,15	0,15
Mıknatıs Yüksekliği (mm)	5	5
Mekanik Hız (d/dk)	1500	1500-6000
Gerilim (V)	300	14
Ortalama Çıkış Gücü (W)	6000	3000

Stator çapının değişimi aynı zamanda oluk ve dış boyutlarının değişimine yol açacaktır. Şekil 3.2’de hedeflenen makine tasarımında oluk-dış geometrisinin oluşturulabilmesi için seçilmesi gereken parametreler gösterilmektedir. Bu çalışmada tasarımı gerçekleştirilecek makinada konsantre sargı yapısı

kullanılmaktadır. Sargı yapısının seçimi ve detaylarına sargı topolojileri bölümünde yer verilmektedir.



Şekil 3.2. Sabit mıknatıslı makinaya ait temel boyutlar ve stator oluk-diş geometrik parametreleri

Tablo 3.2’de makinanın temel boyutlarının manyetik analiz ile optimizasyonunu gerçekleştirmek için oluşturulan modellerden bazılarına ait geometrik boyutlar verilmektedir. Oluşturulan bu modellerde kullanılan motor ve generatör sargı setlerine ait elektriksel ve manyetik veriler Tablo 3.3’de belirtilmektedir. Tablo 3.2’de verilen modellerin fiziksel değerleri ele alındığında, makine ağırlığının (dış gövde, kapak ve rulmanlar hariç) 19 – 33 kg arasında olduğu görülmektedir. Ağırlık açısından en iyi performansa 320-40 makine modeli sahiptir. Bir diğer önemli noktalardan biri ise vuruğu momentidir ve oluşturulan makine modellerinde bu değer 10 – 70 mNm arasındadır. Vuruğu momenti dikkate alındığında ise 300-55 makine modeli daha düşük değere sahiptir. Tablo 3.3’de verilen manyetik akı yoğunluğu değerleri her bir model için birbirine yakındır. Özellikle stator dişlerinde ve boyunduruk (yoke) kısımlarında akı yoğunluğunun, bu bölgeleri manyetik doyuma götüreceği değerlerde olmaması gerekmektedir. Dolayısıyla bu bölgelerde manyetik akı yoğunluğunun mümkün olduğunca düşük değerlerde olması istenmektedir. 240-120 makine modeli bu açıdan diğer modellere göre daha iyi performans sağlayacaktır.

Tablo 3.2. Çeşitli çap ve boy değerlerine sahip ÇSEM'e ait fiziksel parametreler

Modeller (Çap-Boy)	200-150	220-135	240-120	260-90	280-70	300-55	320-40
Stator Geometrisi							
Stator Dış Çapı_Ds (mm)	200	220	240	260	280	300	320
Stator İç Çapı_Dsi (mm)	114	126	140	158	170	192	220
Stator Nüve Uzunluğu (mm)	150	135	120	90	70	55	40
Stator Oluk Geometrisi							
Hs0 (mm)	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	2,8	3,6
Hs1 (mm)	0	0	0	0	0	0	0
Hs2 (mm)	28	28	28	32	32	35	32
Bs0 (mm)	4,5	5	5,5	5,5	5,8	5,8	5,8
Bs1 (mm)	7,35	8,2	8,8	10,6	11	12,8	14,4
Bs2 (mm)	13,8	14,6	14,4	16,4	17,4	19,2	20,8
Rs (mm)	3,5	4	4,5	3,5	4,5	3	3
Net Oluk Alanı (mm ²)	339,14	370,73	380,91	484,14	524,01	613,74	621,74
Oluk Doluluk Oranı (%)	56,91	57,61	56,01	58,64	55,21	57,10	57,93
Rotor Geometrisi							
Rotor Dış Çapı_Dr (mm)	112	124	138	156	168	190	218
Rotor İç Çapı_Dri (mm)	45	75	75	95	95	128	150
Rotor Nüve Uzunluğu (mm)	150	135	120	90	70	55	40
Mıknatıs Genişliği (mm)	12,99	14,44	16,14	18,33	19,78	22,46	25,85
Makine Ağırlık Değerleri							
Generatör Sargı Ağırlığı (kg)	3,31	3,55	3,26	2,80	2,76	2,71	2,69
Motor Sargı Ağırlığı (kg)	3,01	2,94	2,71	2,85	2,59	2,55	2,44
Sabit Mıknatıs Ağırlığı (kg)	1,62	1,62	1,61	1,37	1,15	1,03	0,86
Stator Nüve Ağırlığı (kg)	13,92	16,00	17,73	14,06	13,18	10,64	7,85
Rotor Nüve Ağırlığı (kg)	7,17	5,68	7,37	6,31	6,37	5,03	4,74
Toplam Net Ağırlık (kg)	29,03	29,79	32,68	27,40	26,05	21,96	18,58
Vuruntu Momenti (mNm)	71,53	44,45	24,22	51,91	32,94	10,31	23,71
Atalet Momenti (kgm ²)	0,02	0,02	0,03	0,04	0,04	0,05	0,07

Tablo 3.3. Çift sargılı elektrik makinasına ait sargı ve akı yoğunluğu verileri

Modeller (Çap-Boy)	200-150	220-135	240-120	260-90	280-70	300-55	320-40
Generatör Sargı Değerleri							
Sipir Sayısı	5,00	5	5	6	7	8	9
Tel Çapı (mm)	2,05	2,44	2,59	2,59	2,59	2,74	2,74
Sargı Direnci R1 (mΩ)	2,03	1,62	1,50	1,68	1,65	1,75	1,74
Sargı Reaktansı X1 (mΩ)	94,39	81,59	71,66	77,96	83,34	86,94	84,72
[DQ] Xad =Xaq (mΩ)	4,35	4,36	4,36	5,43	6,26	7,41	8,02
Motor Sargı Değerleri							
Sipir Sayısı	21,00	21	21	24	29	32	39
Tel Çapı (mm)	1,83	2,30	2,30	2,44	2,30	2,30	2,17
Sargı Direnci R1 (mΩ)	39,39	34,41	31,69	26,40	30,27	29,84	36,02
Sargı Reaktansı X1 (Ω)	1,67	1,44	1,26	1,25	1,43	1,39	1,59
[DQ] Xad =Xaq (mΩ)	76,65	76,99	76,83	86,86	107,38	118,54	150,64
Akı Yoğunluğu Değerleri (Tesla)							
Stator Dişi	1,47	1,50	1,44	1,50	1,50	1,53	1,56
Stator Boyunduruk	0,57	0,46	0,44	0,58	0,51	0,70	0,94
Rotor Boyunduruk	0,20	0,32	0,27	0,32	0,28	0,38	0,40
Hava Aralığı	0,81	0,81	0,82	0,81	0,81	0,81	0,80
Mıknats	0,88	0,87	0,87	0,87	0,87	0,87	0,87

Çeşitli çap ve boy geometrilerine sahip çift sargılı elektrik makinasının manyetik analiz sonuçları özetlenerek Tablo 3.4, Tablo 3.5 ve Tablo 3.6 ile karşılaştırmalı olarak verilmektedir. Tablo 3.4’de çift sargılı makinanın 1500 d/dk hız değerinde generatör sargılarının sağladığı elektriksel veriler, Tablo 3.5’de ise 6000 d/dk hız değerinde elde edilen elektriksel veriler paylaşılmaktadır. Generatör çalışma performansı açısından çıkış geriliminin sinüsoidal dalga şekline yakın olması tercih edilmektedir. Modeller arasından indüklenen gerilimlerin toplam harmonik bozulumu (THD) değeri en düşük olan 200-150 makine modelidir. Ayrıca verilen bu hız aralığında maksimum çıkış gücü en yüksek değerde olan 240-120 makine modelidir. Diğer çıkış performans parametreleri ise her bir model için oldukça yakın değerdedir. Tablo 3.6’da çift sargılı makine motor olarak çalıştırıldığında çıkış performans değerleri ortaya konulmaktadır. Motor çalışma performansı açısından oluşturulan bütün modeller benzer özellikler sergilemektedirler. 240-120 makine modeli maksimum çıkış gücü değeri diğer modellere kıyasla daha fazla olduğu görülmektedir.

Tablo 3.4. ÇSEM generatör çalışma performansı (1500 d/dk)

Modeller (Çap-Boy)	Generatör Çalışma Performansı (1500 d/dk)						
	200-150	220-135	240-120	260-90	280-70	300-55	320-40
Yüksüz Çalışma Değerleri							
İnd. Faz-Faz Gerilim Etkin Değeri (V)	31,20	31,32	31,55	32,36	31,81	32,56	30,91
İnd. Gerilimin THD Değeri (%)	3,15	3,40	3,66	3,96	4,14	4,44	4,76
Tam Yük Çalışma Değerleri							
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	138,85	149,45	161,18	156,84	147,33	146,51	141,50
Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	8,66	8,71	8,78	8,87	8,87	8,96	8,92
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	3,82	3,54	3,83	4,26	4,00	4,13	3,99
Nüve Kayıpları (W)	237,54	237,72	231,20	236,18	198,76	203,69	175,06
Bakır Kayıpları (W)	117,53	108,50	116,52	123,98	107,75	113,00	104,54
Çıkış Gücü (kW)	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
Verim (%)	89,42	89,66	89,62	89,29	90,73	90,45	91,48
Güç Faktörü	0,83	0,77	0,71	0,72	0,77	0,76	0,79
Güç Açısı (°)	44,60	37,13	32,00	34,21	37,58	38,57	39,73
Maksimum Çıkış Gücü (kW)	4,30	5,02	5,71	5,38	4,94	4,83	4,70
Kısa Devre Akımı (A)	185,37	214,55	242,41	229,06	209,83	205,48	199,25

Tablo 3.5. ÇSEM generatör çalışma performansı (6000 d/dk)

Modeller (Çap-Boy)	Generatör Çalışma Performansı (6000 d/dk)						
	200-150	220-135	240-120	260-90	280-70	300-55	320-40
Yüksüz Çalışma Değerleri							
İnd. Faz-Faz Gerilim Etkin Değeri (V)	124,80	125,26	126,21	129,45	127,23	130,24	123,63
İnd. Gerilimin THD Değeri (%)	3,15	3,40	3,66	3,96	4,14	4,44	4,76
Tam Yük Çalışma Değerleri							
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	177,89	200,34	223,19	212,53	195,24	192,05	185,41
Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	14,78	15,29	15,85	16,64	16,70	17,37	17,07
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	4,89	4,75	5,30	5,77	5,30	5,42	5,23
Nüve Kayıpları (W)	1440,20	1441,28	1401,73	1431,92	1205,08	1234,96	1061,36
Bakır Kayıpları (W)	192,90	194,96	223,42	227,66	189,24	194,15	179,48
Çıkış Gücü (kW)	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00	3,00
Verim (%)	64,75	64,71	64,87	64,39	68,28	67,74	70,75
Güç Faktörü	0,38	0,33	0,28	0,28	0,31	0,30	0,32
Güç Açısı (°)	65,85	51,18	42,38	46,15	48,70	50,64	50,18
Maksimum Çıkış Gücü (kW)	3,40	4,16	4,93	4,56	4,28	4,14	4,13
Kısa Devre Akımı (A)	185,43	214,62	242,49	229,14	209,89	205,54	199,32

Tablo 3.6. ÇSEM motor çalışma performansı (1500 d/dk)

Modeller (Çap-Boy)	Motor Çalışma Performansı (1500 d/dk)						
	200-150	220-135	240-120	260-90	280-70	300-55	320-40
Tam Yük Çalışma Değerleri							
İnd. Faz-Faz Gerilim Mak. Değ. (V)	181,45	182,18	181,91	178,48	181,43	179,33	184,01
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	26,28	26,43	26,89	27,57	26,31	26,68	25,48
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	3,33	3,17	3,22	2,94	3,16	3,20	3,43
Nüve Kayıpları (W)	191,60	195,31	190,98	202,61	171,73	180,85	159,56
Bakır Kayıpları (W)	81,58	72,13	68,72	60,18	62,88	63,71	70,16
Çıkış Gücü (kW)	6,00	6,00	6,00	6,00	6,00	6,00	6,00
Verim (%)	93,81	93,89	93,98	93,90	94,38	94,22	94,50
Ortalama Moment (Nm)	38,20	38,21	38,20	38,21	38,20	38,21	38,21
Moment Açısı (°)	28,73	24,47	21,36	21,59	24,79	24,49	27,87
Maksimum Çıkış Gücü (kW)	12,02	13,83	15,62	15,36	13,53	13,59	12,06
Moment Sabiti KT (Nm/A)	1,79	1,79	1,79	1,79	1,80	1,80	1,80

Bütün bu veriler dikkate alındığında, her bir modelin çıkış değerleri birbirine oldukça yakındır. Dolayısıyla tablolarda yer alan modeller bu çalışma için kullanılabilir performans değerlerine sahiptir. Makine temel boyutlarının seçimini gerçekleştirirken, fiziksel özellikleri ve çıkış performanslarının yanı sıra üretim maliyetlerinin de düşük olması dikkate alınmalıdır. Üretim kolaylığı ve maliyet açısından endüstride yoğun kullanılan boyutlara yakın olması avantaj sağlayacaktır.

Bu çalışmada çift sargılı makine temel boyutları olarak 240-120 makine modeli tercih edilmektedir. Bundan sonraki kısımlarda, bu makine modelinin optimizasyon ve çıkış performansının iyileştirilmesi üzerine yapılan çalışmalar yer alacaktır.

3.4. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasında Kullanılan Sargı Topolojileri

Literatürde sabit mıknatıslı makinalarda yaygın bir kullanıma sahip olan dağıtılmış ve konsantre sargı yapılarının avantaj ve dezavantajları üzerine bir çok çalışma yer almaktadır. Yapılan bu çalışmalarda konsantre sargı yapısının dağıtılmış sargı yapısına göre avantaj ve dezavantajları aşağıda maddeler halinde özetlenmektedir:

- Vuruntu (Cogging) momentinin azalması
- Verilen bir moment değerinde, kayıpların azalması
- Kısa devre akımlarının azalması
- Hata toleransının yükselmesi
- Alan zayıflatma kabiliyetinin yükselmesi

- Küçük sargı sonu değeri
- Düşük bakır kaybı
- Düşük kütle

Bu avantajlara rağmen, konsantre sargı tekniğinin dezavantajları da mevcuttur:

- Bazı çözümlerin daha küçük bir sargı faktörüne sahip olması
- Rotor kayıplarının önemli ölçüde artması
- Endüvi manyeto motor kuvvetinin (MMK) ağır bir biçimde yükselmesi
- MMK harmoniklerinin yükselmesi ile ek rotor kayıplarının ve moment dalgalanmalarının olması

Bütün bu detaylar göz önüne alındığında çift sargılı kuplajsız elektrik makinasında kullanılacak en iyi sargı yapısı için her iki sargı tipi uygulanarak manyetik analizleri gerçekleştirilecektir. Bu doğrultuda klasik (dağıtılmış) sargılı, konsantre çift katmanlı ve konsantre tek katmanlı sargı yapılarına sahip üç adet model oluşturulmaktadır. Gerçekleştirilen bu modellere ait geometrik ve elektriksel parametreler Tablo 3.7, Tablo 3.8 ve Tablo 3.9 ile verilmektedir. Sargı yapısının, aynı gövde içerisinde hem motor hem de generatör olarak çalışabilme özelliğine sahip makine performansı üzerine etkilerinin tam olarak elde edilebilmesi için oluşturulan modellerin geometrik ölçüleri mümkün olduğunca eşit seçilmesi gerekmektedir. Tablo 3.7’ de verilen boyutlar incelendiğinde her üç sargı yapısı için de geometrik özellikler eşit değerlerde tutulmaktadır.

Tablo 3.7. Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının fiziksel boyutları

Geometrik Boyutlar	Sargı Tipi		
	Klasik Dağıtılmış Sargı	Çift Katmanlı Konsantre Sargı	Tek Katmanlı Konsantre Sargı
Stator Dış Çap (mm)	240	240	240
Rotor Dış Çap (mm)	138	138	138
Uzunluk (mm)	120	120	120
Stator Oluk Sayısı	24	24	24
Kutup Sayısı	4	22	22
Bobin Adımı	6	1	1
Hava Aralığı (mm)	1	1	1
Mıknatis Yüksekliği (mm)	5	5	5

Tablo 3.8. Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma için elektriksel parametreleri

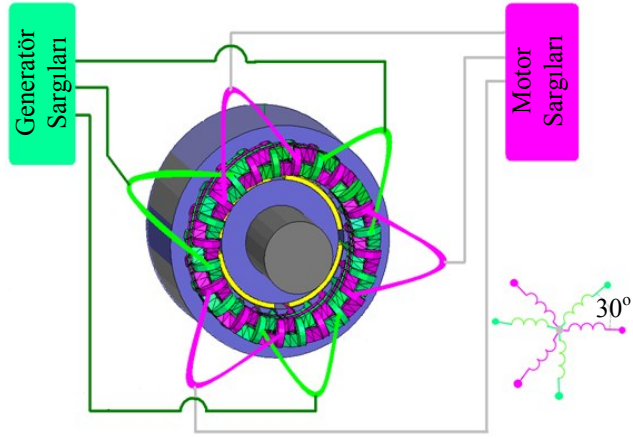
Motor Çalışma İçin Elektriksel Parametreler	Sargı Tipi		
	Klasik Dağıtılmış Sargı	Çift Katmanlı Konsantre Sargı	Tek Katmanlı Konsantre Sargı
Faz Sayısı	3	3	3
Çıkış Gücü (kW)	6	6	6
Moment (Nm)	38,20	38,20	38,20
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	25,56	26,76	22,81
Açısal Hız (rad/s)	157	157	157
Faz Sargı Endüktansı (mH)	4,26	0,97	0,85
Faz Sargı Direnci (mΩ)	134,66	31,93	33,53
Sargı Sonu Direnci (mΩ)	81,00	5,10	5,50

Tablo 3.9. Farklı sargı yapısındaki çift sargılı elektrik makinasının generatör çalışma için elektriksel parametreleri

Generatör Çalışma İçin Elektriksel Parametreler	Sargı Tipi		
	Klasik Dağıtılmış Sargı	Çift Katmanlı Konsantre Sargı	Tek Katmanlı Konsantre Sargı
Faz Sayısı	3	3	3
Çıkış Gücü (kW)	3	3	3
Moment (Nm)	20,95	21,13	21,47
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	169,29	143,84	167,45
Açısal Hız (rad/s)	157	157	157
Faz Sargı Endüktansı (mH)	0,24	0,039	0,015
Faz Sargı Direnci (mΩ)	2,52	1,20	1,51
Sargı Sonu Direnci (mΩ)	1,51	0,18	0,25

Tablo 3.8 ve Tablo 3.9 ile özetlenen motor ve generatör çalışmaya ait elektriksel çıkış performansları, oluk doluluk oranı, oluk akım yoğunluğu, ortalama çıkış momenti vb. gibi parametreler her bir makine modeli için eşit tutularak elde edilmektedir.

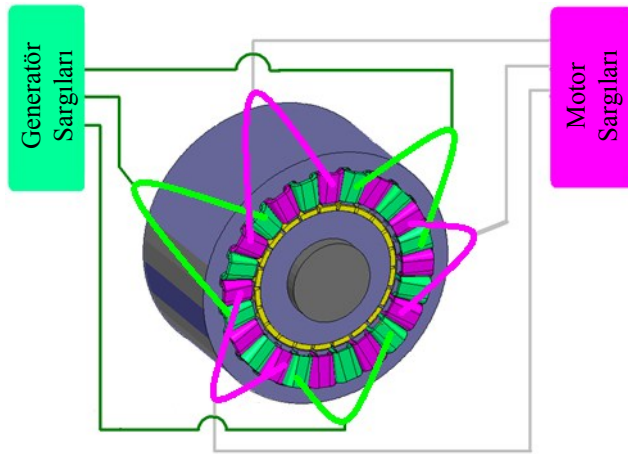
Klasik çift sargılı elektrik makinasında, bir sargı seti motor çalışma için kullanılırken diğer sargı seti ise generatör çalışma için kullanılmaktadır. Bu sargı setleri birbirinden elektriksel olarak bağımsızdırlar. Ancak manyetik olarak sargı setlerinin bağımsız olması, sargı yerleşiminden dolayı mümkün değildir. Sargı setleri arasındaki faz açısı 30 dereceye ayarlanarak manyetik kuplaj etkisi azaltılabilir. Ancak sargı setleri arasındaki manyetik kuplaj etkisinin tamamen ortadan kaldırılabileceği garanti edilemez. Şekil 3.3'de klasik sargı yapısına sahip elektrik çift sargılı elektrik makinası yer almaktadır.



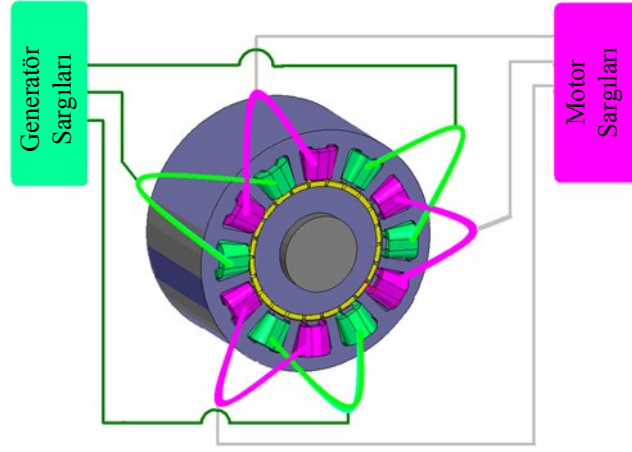
Şekil 3.3. Dağıtılmış sargılı yapısına sahip makine modeli

Konsantre sargı yapısının düşünülmesindeki temel amaç, sargı setleri arasındaki manyetik etkileşimi ortadan kaldırarak kuplajı minimize etmektir. Konsantre sargılar, manyetik olarak birbirinden bağımsız herhangi bir stator dişi etrafına yerleştirilmektedir. Şekil 3.4’de çift katmanlı sargı yapısına sahip model gösterilmektedir. Çift katmanlı sargı uygulamasında her bir stator oluğunda iki bobin kenarı yer almaktadır.

Tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip çift sargılı elektrik makinası Şekil 3.5 ile verilmektedir. Tek katmanlı konsantre sargı uygulamalarında her bir stator oluğunda yalnızca tek bir bobin kenarı yer alır. Diğer bir ifadeyle stator dişlerinin biri üzerine sarım yapılırsa diğeri boş bırakılır.

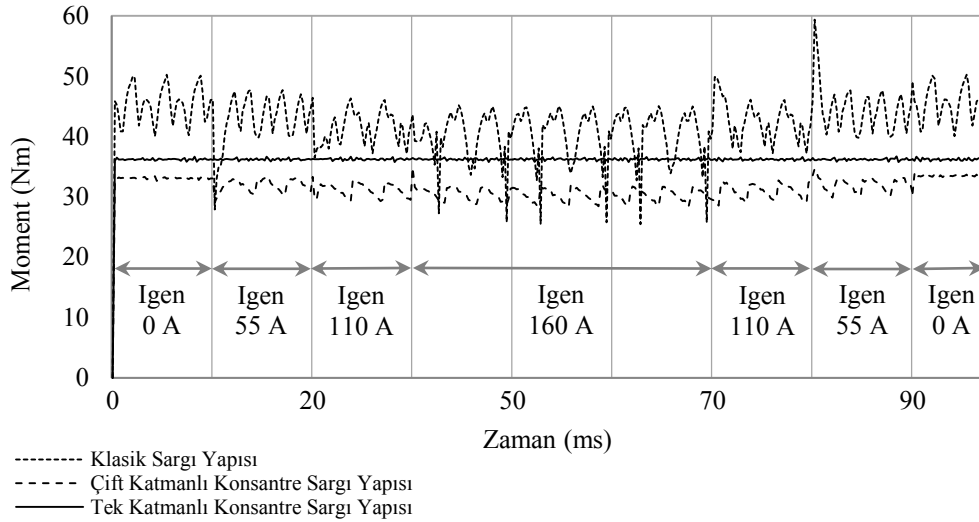


Şekil 3.4. Çift katmanlı konsantre sargı yapısına sahip makine modeli



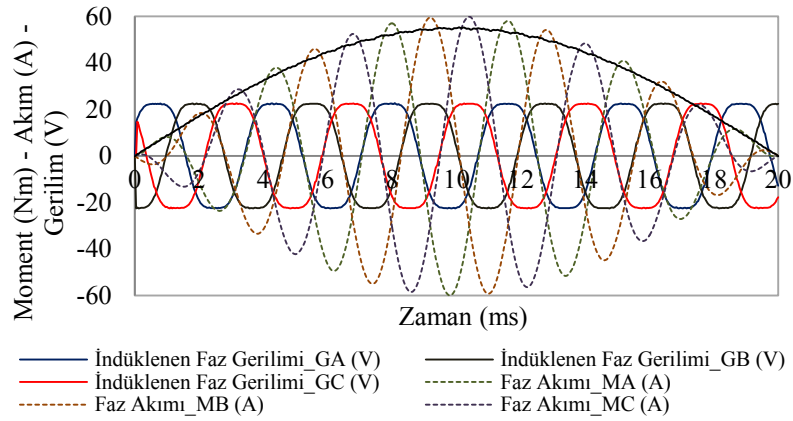
Şekil 3.5. Tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip makine modeli

Sonlu Elemanlar Analizi ile yapılan simülasyon sonucunda klasik sargı ve çift katmanlı sargı yapısına sahip makine modellerinde, iki sargı seti arasında manyetik kuplajın olduğu görülmektedir. Şekil 3.6'de kontrolsüz doğrultucu bağlanan generatör sargılarının yüklenmesinin motor tarafının çıkış momenti üzerine olan etkisi gösterilmektedir. Generatör ve motor manyetik alanlarının temel bileşenleri arasında büyük bir etkileşim gözlemlenmemiş olsa bile, generatör manyetik alanının oluşturduğu yüksek harmonikler motor manyetik alanını etkilemektedir. Bu etkileşimin sonucunda motor çıkışında yüksek moment dalgalılığı ortaya çıkmaktadır. Çift katmanlı sargı yapısına sahip makinenin generatör tarafının yüklenmesinin motor momenti üzerine etkisi, dağıtılmış sargı yapısına sahip makineye göre daha az etki gösterdiği Şekil 3.6 ile anlaşılmaktadır.



Şekil 3.6. Çeşitli generatör yük seviyelerindeki motor moment değişimi

Sonlu elemanlar modeli, Maxwell 2D Transient analiz kullanılarak tek katmanlı konsantre sargı yapısı ile iki sargı seti arasındaki manyetik kuplajın ortadan kaldırıldığı gösterilmektedir. Şekil 3.6'da da gösterildiği gibi tek katmanlı sargı yapısında, yüksek genlikteki generatör faz akımları, motor çıkış momentinde dikkate alınacak kadar artma veya azalma etkisi göstermemektedir. Ayrıca Şekil 3.7'de tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip modelde motor faz akımlarının genliği değiştirilerek generatör çıkış gerilimine olan etkisi gösterilmektedir. Şekil 3.7 incelendiğinde, motor faz akımlarının genliğinin değişmesinin generatör zıt elektromotor kuvveti üzerine hiç bir etkisinin olmadığı görülecektir. Sonuç olarak motor sargı akımlarının generatör sargı manyetik alanı üzerine hiçbir etkisi yoktur. Generatör zıt elektromotor kuvvetinin motor tarafının yüklenmesinden bağımsız olması, sabit bir çıkış gerilimi elde edilmesini sağlamaktadır.



Şekil 3.7. Genliği değişen motor akımları altında generatör zıt EMK değişimi

Sonuç olarak her iki sargı setinin birbirinden hem elektriksel hem de fiziksel olarak bağımsız olması manyetik kuplajın etkisini minimuma indirmektedir. Dolayısıyla tek katmanlı sargı yapısı kullanılarak bu çalışmada hedeflenen aynı gövde içerisinde aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışabilecek makinanın gerçekleştirilmesine olanak sağlayacaktır. Ancak tek katmanlı konsantre sargı yapısının da manyetik kuplaj etkisi sıfır değildir. Kuplaj etkisinin çok küçük değerlere indirgenmesi çift sargılı elektrik makinasının performansı açısından büyük önem taşımaktadır. Tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip çift sargılı elektrik makinasının sargı yerleşiminin, bu durum dikkate alınarak analiz edilmesi gerekmektedir.

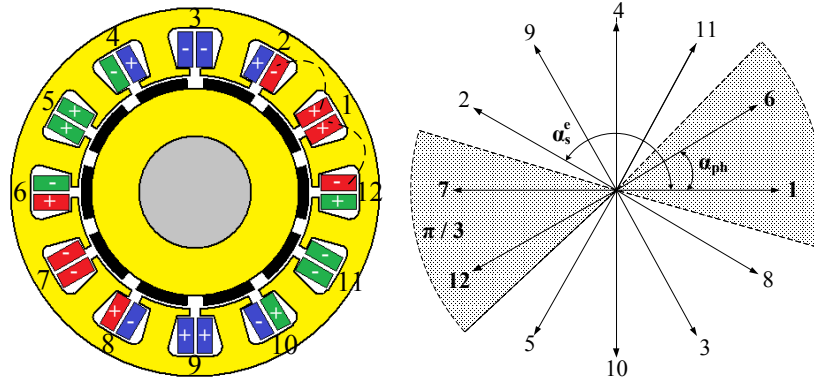
Çift sargılı makinalarda sargı setlerinin yerleşimi yapılırken klasik makinalarda olduğu gibi yıldız oluk tekniği kullanılabilir. Yıldız oluk tekniğinin konsantre sargı yerleşiminde kullanımını özetle bu kısımda ele alalım. Öncelikle sargı yerleşimi gerçekleştirilecek makinanın elektriksel periyotunun belirlenmesi gerekmektedir. Elektriksel periyot (t_e), stator oluk sayısı (Q) ile çift kutup sayısının (p) en büyük ortak bölenidir.

Yıldız oluk diyagramında yer alacak vektör sayısı, oluk sayısının elektriksel periyota bölünmesi ile elde edilir. Eğer vektör sayısı faz sayısına bölünebilen bir değer ise, her bir faz eşit sayıda bobine sahip olacaktır. Her bir vektör üzerinde elektriksel periyot kadar fazör yer almaktadır. İki komşu vektörler arasındaki açı Denklem (3.14), iki komşu oluk fazörleri arasındaki açı ise Denklem (3.15) ile belirlenebilir.

$$\alpha_{ph} = \frac{2\pi t_e}{Q} \quad (3.14)$$

$$\alpha_s^e = \frac{2\pi p}{Q} \quad (3.15)$$

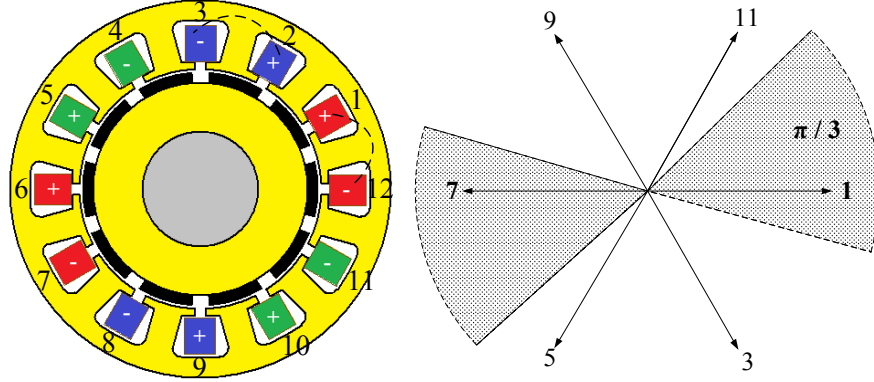
Şekil 3.8'de örnek olarak 12 oluklu, 10 kutuplu, çift katmanlı konsantre sargı yapısına sahip bir elektrik makinasının yıldız oluk diyagramı ve bobin yerleşimi yer almaktadır.



Şekil 3.8. Çift katmanlı konsantre sargı yerleşimi ve yıldız oluk diyagramı

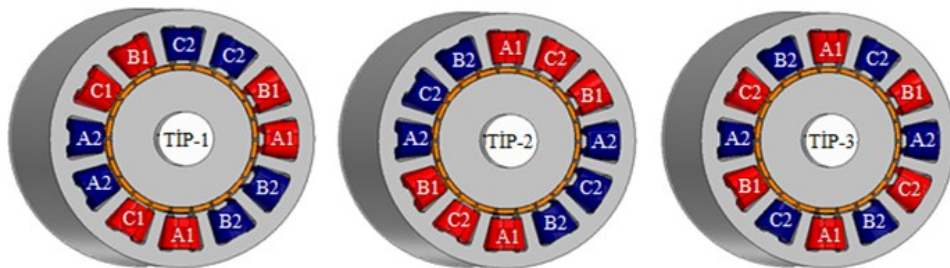
Çift katmanlı konsantre sargı yerleşimine benzer olarak tek katmanlı konsantre sargı yerleşimi de gerçekleştirilebilir. Ancak tek katmanlı konsantre sargı yerleşiminde yıldız oluk diyagramının kullanılabilmesi için, elektriksel periyotun (t_e) çift olması veya vektör sayısının çift olması gerekmektedir. Yukarıda verilen 12 oluklu, 10

kutuplu makinanın elektriksel periyodu tek sayı olmasına rağmen vektör sayısı çift olduğu için tek katmanlı konsantre sargı yerleşimi için yıldız oluk diyagramı kullanılabilir. Tek katmanlı konsantre sargı yerleşimi ve yıldız oluk diyagramı Şekil 3.9'da gösterilmektedir.



Şekil 3.9. Tek katmanlı konsantre sargı yerleşimi ve yıldız oluk diyagramı

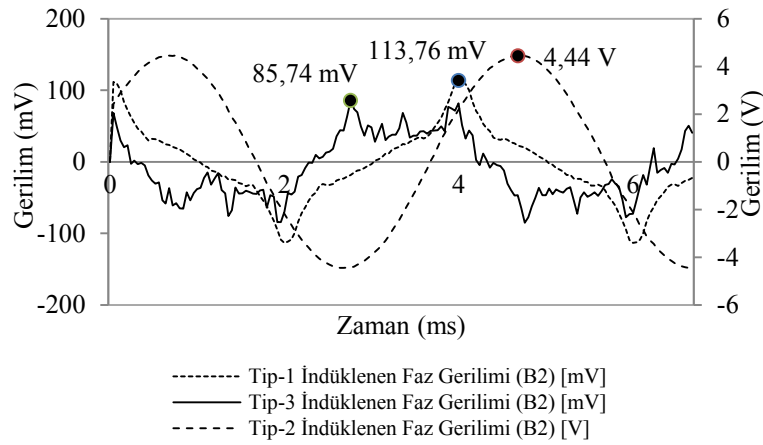
Yıldız oluk tekniği, bobinlerin doğru yerleşimi için kullanılan grafiksel bir yöntem olmasının yanı sıra, indüklenen zıt EMK ve hava aralığı MMK dağılımının harmonik bileşenleri kolayca saptanabilmesine olanak sağlamaktadır. Tasarlanan çift sargılı elektrik makinasında, sargı setlerinin yerleşimi aşamasında yıldız oluk tekniğinin dışına çıkılmaksızın birkaç alternatif seçim ortaya çıkmaktadır. Tasarlanan makine için birbirinden bağımsız, yıldız bağlı iki ayrı sargı setine ihtiyaç vardır. Şekil 3.10, üç farklı sargı yerleşimini göstermektedir. İki sargı gurubundan her biri (A1-B1-C1, A2-B2-C2) yıldız bağlıdır. Değişik stator oluklarına yerleştirilmiş üç farklı sargı tipi için, sargılar arası manyetik kuplaj gerilimleri ve makine performans parametreleri (moment, zıt EMK vb.), Ansys-Maxwell programı kullanılarak elde edilmektedir.



Şekil 3.10. Tek katmanlı konsantre sargı yerleşim tipleri

Sargı setlerinin birbiri üzerine kuplaj etkilerini analiz etmek için mıknatıslar modelden çıkartılmalıdır. Yerleştirilen sargı setlerinden 1. sargı seti (A1-B1-C1)

maksimum uyarım akımı ile uyarılmalıdır. 2. sargı seti (A2-B2-C2) üzerinde herhangi bir zıt emk indüklenmemesi gerekmektedir. Ancak manyetik kuplaj etkisinden dolayı 2. sargı seti üzerinde bir zıt emk indüklenir. İndüklenen bu zıt emk kuplaj gerilimi olarak isimlendirilir. Şekil 3.11’de sadece 1.sargı seti uyarımında iken 2. sargı seti üzerinde indüklenen kuplaj gerilimlerini göstermektedir. İndüklenen kuplaj gerilimleri karşılaştırıldığında Tip-1 ve Tip-3 modelleri Tip-2 modeline göre çok daha düşük kuplaj gerilimine sahiptir.

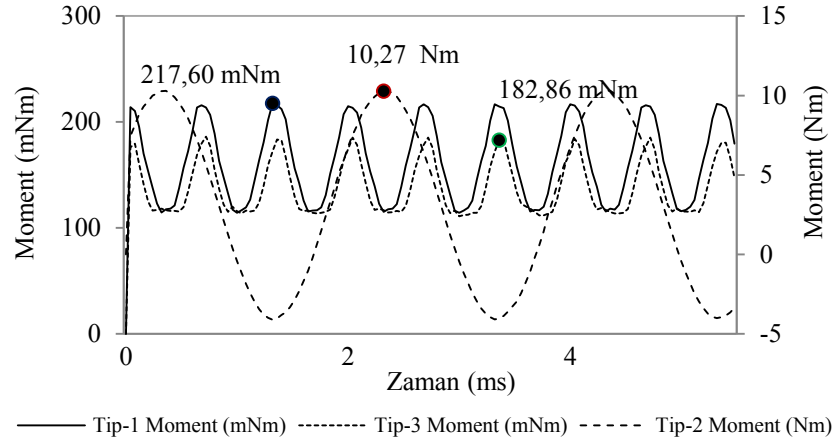


Şekil 3.11. Sargı yerleşim tiplerine göre kuplaj gerilimleri

Sargı setleri arasındaki karşılıklı kuplaj etkisi, istenmeyen bir moment dalgalılığına sebep olmaktadır. Bunun etkisini görebilmek için, 1. sargı seti maksimum değeri 47 A olan sinusoidal akımla uyarılmış ve rotor mıknatısları simülasyona dahil edilmemişken, 2. sargı setinde indüklenen gerilim değerleri kaydedilmiştir. Denklem (3.16)'ya göre her faz için indüklenen gerilim değerleri, ayrı ayrı 250 A maksimum değerli ve indüklenen gerilime göre faz kayması olmayan sinusoidal akımlarla çarpılıp, üç fazın toplamı senkron hıza bölüldüğünde, 1. sargı setinin, 2. sargı seti üzerindeki moment dalgalılığı etkisi bulunabilir.

$$T = \frac{(E_a I_a + E_b I_b + E_c I_c)}{\omega} \quad (3.16)$$

Bu uygulamada nominal çalışma şartlarında, 1. sargı seti için maksimum faz akımı 47A ve 2. sargı seti için maksimum faz akımı 250 A dir. Tip 1-2-3 sargı yerleşimleri için karşılıklı kuplajdan kaynaklanan moment dalgalılığı Şekil 3.12’de verilmiştir. Buradan, Tip-1 ve Tip-3’ün Tip-2’ye göre daha az bir moment dalgalanmasına sahip olduğu görülmektedir.



Şekil 3.12. Sargı yerleşim tiplerine göre moment dalgalılığı

Çıkış değişkenlerinde manyetik kuplaj etkisini tam olarak görebilmek için, 1. sargı seti sinusoidal akım ile uyarılırken, rotor mıknatıslarının etkisi de simülasyona dahil edilmiştir. Bu durumda A2-B2-C2 sargılarında uyarma yoktur. İkinci durumda ise tersine, 1. sargı setinde uyarma yokken rotor mıknatıslarının etkisi simülasyona dahil edilmiş, 2. sargı seti de uyarılmış iken gözlem yapılmıştır. Tablo 3.10’da her bir sargı yerleşim tipi için, 1. sargı seti uyarımlı 2. sargı seti uyarımsız ve 2. sargı seti uyarımlı 1. sargı seti uyarımsız durumlarında elde edilen ortalama moment değerleri ile sargı setlerinde indüklenen zıt EMK değerleri gösterilmektedir.

Tablo 3.10. Sargı yerleşim tipine göre ortalama moment ve zıt EMK değerleri

Sargı Yerleşim Tipi	Uyarım Sargı Seti	Faz Akımı (A)	Ortalama Moment (Nm)	Zıt EMK (V)
Tip-1	A1-B1-C1	47	38	112
	A2-B2-C2	0	-	62
	A1-B1-C1	0	19	94
	A2-B2-C2	47	-	55
Tip-2	A1-B1-C1	47	38	112
	A2-B2-C2	0	-	94
	A1-B1-C1	0	38	94
	A2-B2-C2	47	-	112
Tip-3	A1-B1-C1	47	38	112
	A2-B2-C2	0	-	94
	A1-B1-C1	0	38	94
	A2-B2-C2	47	-	112

Tip-1 sargı yerleşimi, sargılar arası düşük bir kuplaj etkisi göstermesine rağmen A2-B2-C2 sargılarında endüklenen gerilimin ve ortalama moment değerinin belirgin bir şekilde düşük olduğu görülmektedir. Yapılan simülasyonlar sonrasında Tip-3 sargı yerleşiminin, manyetik kuplaj ve ortalama moment açısından diğer tiplere göre çok daha iyi olduğu sonucuna varılmaktadır.

Bu bölümden sonra yapılacak analiz çalışmalarında, Tip-3'de yer alan sargı yerleşimi kullanılarak tek katmanlı konsantre sargı yapısına sahip çift sargılı elektrik makinası ele alınacaktır.

3.5. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinasında Oluk-Kutup Kombinasyonu

Temel boyutları belirlenen çift sargılı elektrik makinasının oluk ve kutup sayısının seçimi bu bölümde yapılacak analizler ile ortaya konulmaktadır. Kesirli oluk yapısına sahip elektrik makine tasarımında birçok oluk-kutup-faz (SPP) değeri seçilebilir. SPP değerinin seçimi, makine karakteristiğinde ve performansında büyük rol oynamaktadır. Literatürde SPP değerinin seçim kriterleri üzerine birçok çalışma yapılmaktadır [16,25,30,36,60]. Yapılan bu çalışmalarda, SPP değerinin seçim kriterleri ve makine performansına olan etkileri üç madde halinde aşağıdaki gibi özetlenebilir.

- Uygun oluk sayısına bağlı olarak kutup sayısının büyük seçilmesi ile sargı faktörü artışı sağlanabilmektedir. Dolayısıyla daha düşük akım değerleri ile daha büyük değerlerde moment indüklenmesi gerçekleştirilebilir.
- Stator oluk sayısı ile kutup sayısı arasındaki en küçük ortak çarpanının (OKEK) mümkün olduğunca büyük seçilmelidir. Bu değere karşılık gelen harmonik frekans değeri vuruğu momenti frekansını temsil etmektedir. Sonuç olarak SPP değerinin büyük seçilmesi ile OKEK değerinin, dolayısıyla vuruğu momentinin frekans değerinin yükselmesine ve genliğinin düşmesine neden olacaktır.
- Stator oluk sayısı ve rotor kutup sayısı arasındaki en büyük ortak bölen (OBEB) değeri çift bir sayı olmalıdır. Bu değer tasarlanan makinanın simetri göstergesidir. Eğer bu değer çift bir sayı ise net radyal kuvvetler çok daha düşük olacaktır.

Yukarıda belirtilen seçim kriterleri ve literatürde gerçekleştirilen bilimsel çalışmalar göz önüne alındığında, oluk (Q) ve kutup sayısı (2p) arasındaki ilişki Denklem (3.17) ile belirlenebilir. Pratikte, Denklem (3.17) ile oluşturulan 3 fazlı dengeli bir makine için oluk - kutup kombinasyonları; 6-4,6-8,12-10,12-14,18-16,18-20,24-22,24-26,36-34,36-38, vb. gibidir.

$$2p = Q \pm 2 \quad (3.17)$$

Bu çalışmada, aynı geometrik (stator dış çap, makina aksel uzunluğu, oluk-dış yapısı ve stator burulma değeri) ve elektriksel özelliklere (çıkış gücü, gerilimi, akım yoğunluğu, moment ve hız) sahip 12/10 – 24/22 – 36/34 makina yapıları ele alınmaktadır. Sonlu elemanlar yöntemi (SEY) kullanılarak manyetik analizleri gerçekleştirilmiştir. Yapılan SEY analiz sonuçları her üç model içinde özetlenerek Tablo 3.11 – 3.12 – 3.13’de verilmektedir.

Tablo 3.11. Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 1500 d/dk hız değerinde generatör çalışma performans değerleri

Çalışma Modu	Generatör - 1500 d/dk		
	12 - 10	24 - 22	36 - 34
Oluk - Kutup Kombinasyonu			
İnd. Faz-Faz Gerilim Etkin Değeri (V)	24,34	25,92	26,98
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	3,74	3,66	3,70
İnd. Gerilimin THD Değeri (%)	0,63	0,68	0,13
Stator Sargı Faktörü	0,97	0,99	0,96
Stator Dış Akı Yoğunluğu (Tesla)	1,47	1,44	1,49
Stator Boyunduruk Akı Yoğunluğu (Tesla)	0,86	0,44	0,63
Vuruntu Momenti (mNm)	62,34	0,56	0,50
Verim (%)	93,36	90,20	85,90

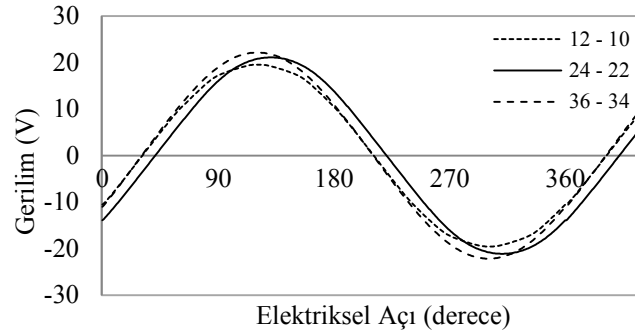
Tablo 3.12. Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 6000 d/dk hız değerinde generatör çalışma performans değerleri

Çalışma Modu	Generatör - 6000 d/dk		
	12 - 10	24 - 22	36 - 34
Oluk - Kutup Kombinasyonu			
İnd. Faz-Faz Gerilim Etkin Değeri (V)	97,37	103,60	107,90
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	5,64	4,97	5,60
İnd. Gerilimin THD Değeri (%)	0,63	0,68	0,13
Stator Sargı Faktörü	0,97	0,99	0,96
Stator Dış Akı Yoğunluğu (Tesla)	1,47	1,44	1,49
Stator Boyunduruk Akı Yoğunluğu (Tesla)	0,86	0,44	0,63
Vuruntu Momenti (mNm)	62,34	0,56	0,50
Verim (%)	77,06	65,56	53,51

Tablo 3.13. Farklı oluk-kutup kombinasyon modellerinin 1500 d/dk hız değerinde motor çalışma performans değerleri

Çalışma Modu	Motor - 1500 d/dk		
	12 - 10	24 - 22	36 - 34
Oluk - Kutup Kombinasyonu	12 - 10	24 - 22	36 - 34
İnd. Faz-Faz Gerilim Etkin Değeri (V)	158,50	156,10	167,30
Akım Yoğunluğu (A/mm ²)	4,24	4,19	4,36
İnd. Gerilimin THD Değeri (%)	0,63	0,68	0,13
Stator Sargı Faktörü	0,97	0,99	0,96
Stator Dış Akı Yoğunluğu (Tesla)	1,45	1,29	1,27
Stator Boyunduruk Akı Yoğunluğu (Tesla)	0,86	0,44	0,64
Vuruntu Momenti (mNm)	62,57	0,57	0,51
Verim (%)	93,74	92,85	91,42

Tablolar detaylı incelendiğinde kutup ve oluk sayısının artması vuruntu momentinin düşük değerlerde olmasını sağlamaktadır. Verim açısından karşılaştırıldığında ise nüve kayıplarının düşük kutup sayısından dolayı 12-10 modelinde çok küçük değerlerdedir. Dolayısıyla en yüksek verim 12-10 modelinde elde edilmektedir. Özellikle yüksek hız değerlerindeki çalışma noktalarında verim 36-34 modelinde oldukça düşmektedir. Analizleri gerçekleştirilen farklı oluk-kutup kombinasyon makine modellerine ait indüklenen zıt EMK eğrileri Şekil 3.13 ile verilmektedir.



Şekil 3.13. Oluk-kutup kombinasyon makine modellerine ait indüklenen zıt EMK eğrileri

Yapılan manyetik analiz sonuçları incelendiğinde, seçilen oluk-kutup kombinasyon modellerinin her biri birbirine yakın performans değerlerine sahiptir. Tasarımı hedeflenen makina sadece generatör çalışma için kullanılacak olsa, yüksek hızlarda düşük nüve kayıpları ve dolayısıyla yüksek verim sağlayacağı için 12-10 modelinin kullanılması uygun olurdu. Diğer bir yandan ise sadece motor çalışma düşünüldüğünde, 36-34 modeli düşük moment dalgalılığı ve dolayısıyla düşük gürültü gibi noktalarda avantaj sağladığı için diğer modellere göre çok daha

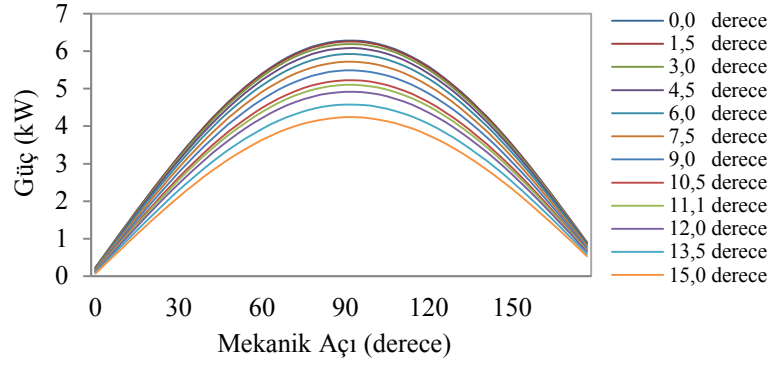
uygundur. Ancak hedeflenen makinanın aynı anda hem motor hemde generatör olarak çalışacak olması, bu iki oluk kutup kombinasyonuna sahip modellerin kullanılması istenilen çıkış performansına ulaşılamamasına neden olacaktır. 24-22 kombinasyonuna sahip makine modeli hem motor hemde generatör çalışmada elde edilen veriler göz önüne alındığında (Tablo 3.11, 3.12, 3.13) hedeflenen makina yapısı için uygun olduğu görülmektedir.

3.6. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Optimetrik Analizleri

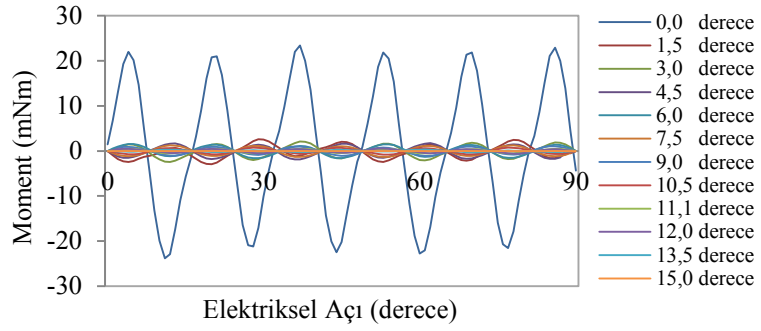
Çift sargılı elektrik makinasının temel geometrik boyutları, oluk-kutup sayısı, sargı yapısı ve elektriksel parametreleri manyetik analizlerle belirlenmiştir. Bu kısımda ise oluk açıklığı, stator burulması (kayıklığı), hava aralığı, mıknatıs genişliği ve mıknatıs yüksekliği parametrelerinin optimum değerleri belirlenmektedir. Bu parametrelerin çift sargılı elektrik makinasının çıkış performansına etkileri yapılacak manyetik analizler ile ortaya konulacaktır.

Genellikle sabit mıknatıslı makinalarda vuruntu (cogging) momentini minimum seviyeye indirmek için stator nüvesi belirli açılarda burulur (kayık oluşturulur) veya mıknatıslar buruk olarak monte edilir. Bu çalışmada stator nüvesi 0-15 derece (0-1 oluk kayması) arasında çeşitli burulma değerinde tasarlanarak manyetik analizleri gerçekleştirilecektir. Şekil 3.14’de burulma açısının değişimi ile çift sargılı makinanın generatör çalışma modunda elde edilen çıkış gücü açısının değişimi yer almaktadır. Burulma açısı büyüdükçe, elde edilecek çıkış gücü (3 kW) daha büyük mekanik açılarda üretilebilir. Çıkış gücünün büyük değerlere ulaşabilmesi için Şekil 3.14’de de gösterildiği gibi güç açısının düşük değerlerde olması gerekmektedir.

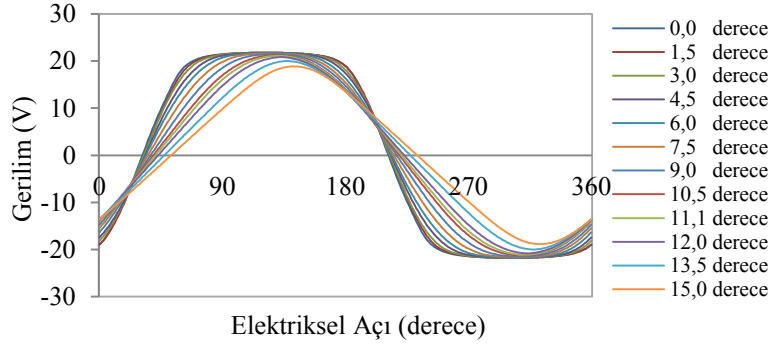
Burulma açısı ile vuruntu momenti arasındaki ilişki Şekil 3.15 ile verilmektedir. Burulma açısı arttırıldığında vuruntu momentinin azaldığı, tam oluk burulması (15 derece) değerinde ise yaklaşık olarak sıfırlandığı Şekil 3.15’de açıkça gösterilmektedir. Şekil 3.16’da çift sargılı elektrik makinasının, nominal hız değerinde (1500 d/dk), yüksüz çalışma durumunda iken, generatör sargılarında indüklenen faz gerilim eğrisinin burulma açısına göre değişimi gösterilmektedir. Ayrıca burulma açısına göre, generatör sargılarının yüklü durumda iken faz gerilim değişimi Şekil 3.17 ile verilmektedir.



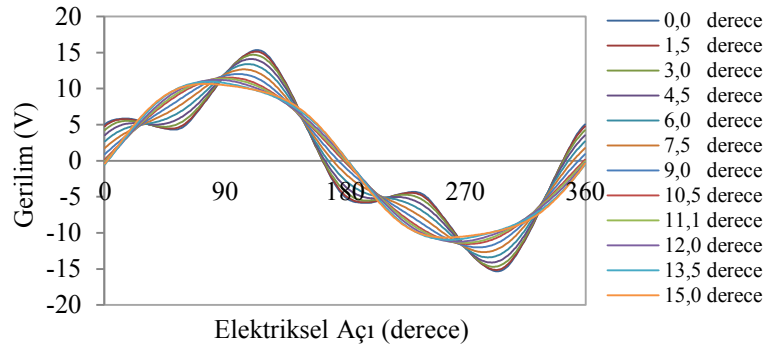
Şekil 3.14. Burulma açısı ile generatör çıkış gücü değişimi



Şekil 3.15. Burulma açısı ile vurutu momenti değişimi



Şekil 3.16. Burulma açısı ile indüklenen faz gerilimi değişimi



Şekil 3.17. Burulma açısı ile yüklü çalışma faz gerilimi değişimi

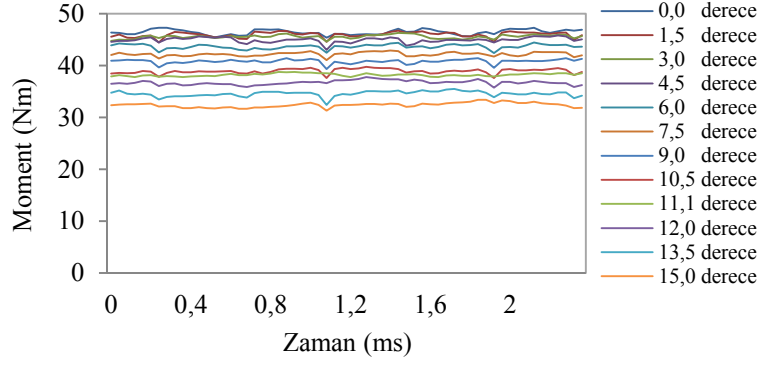
Generatör sargılarında indüklenen gerilim dalga şekli incelendiğinde burulma açısına bağlı olarak değiştiği görülmektedir. Bu çalışma için tasarlanan makinanın generatör sargılarından elde edilecek gerilimin dalga şeklinin mümkün olduğunca sinüsoidal olması hedeflenmektedir. Dolayısıyla burulma açısı değişimine göre indüklenen gerilimin toplam harmonik bozulumu (THD) Tablo 3.14’de verilmektedir. Şekil 3.16 ile Tablo 3.14 dikkatlice incelendiğinde bazı burulma açısı değerlerinde indüklenen gerilim sinüsoidal dalga şekline oldukça yakındır. Ayrıca Şekil 3.17’de verilen yüklü durumdaki faz gerilimi dalga şeklinin, burulma açısı düşük değerlerde iken sinüsoidal formdan oldukça uzak olduğu ortaya çıkmaktadır.

Tablo 3.14. Burulma açısı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri

Stator Burulma Açısı (°)	İnd. Gerilim THD (%)
0,0	3,66
1,5	3,34
3,0	2,54
4,5	1,48
6,0	0,35
7,5	0,51
9,0	0,88
10,5	0,82
11,1	0,68
12,0	0,40
13,5	0,17
15,0	0,58

Burulma açısı değişiminin motor çalışma performansına olan etkisini belirlemek için yapılan manyetik analiz sonucu, elde edilen moment değişim grafikleri Şekil 3.18’de gösterilmektedir. Burulma açısı azaldıkça indüklenen ortalama moment değerinin yükseldiği Şekil 3.18’de verilen grafiklerle ortaya konulmaktadır. Elde edilen moment grafiklerine ait moment dalgalılığı ve ortalama moment değerleri Tablo 3.15’de verilmektedir.

Tablo 3.15 detaylıca incelendiğinde burulma açısının değişimi moment dalgalılığı üzerine çok büyük etkiler oluşturmamaktadır. Ancak bazı burulma açısı değerlerinde elde edilen moment dalgalılığı, diğer burulma değerlerine nazaran daha düşüktür.



Şekil 3.18. Burulma açısı ile moment değişimi

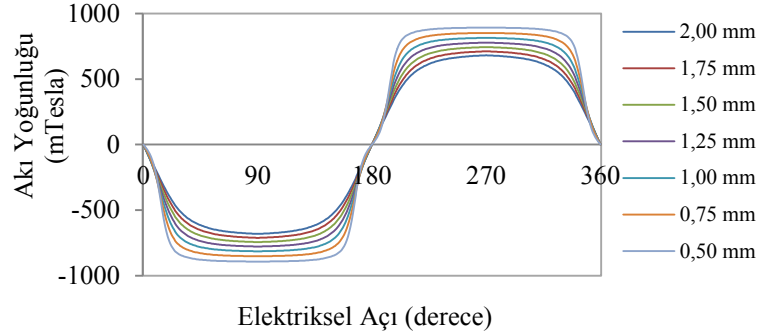
Tablo 3.15. Burulma açısı değişimine göre moment değerleri

Burulma Açısı (derece)	Maksimum Moment (Nm)	Minimum Moment (Nm)	Ortalama Moment (Nm)	Moment Dalgalılığı (Nm)	Moment Dalgalılığı (%)
0,0	47,592	45,186	46,453	2,406	5,180
1,5	46,952	44,290	46,002	2,662	5,786
3,0	46,335	44,644	45,599	1,691	3,709
4,5	45,897	43,038	44,962	2,859	6,359
6,0	44,446	42,181	43,722	2,265	5,180
7,5	42,900	40,990	42,291	1,910	4,516
9,0	41,545	39,125	40,833	2,420	5,926
10,5	39,737	37,251	39,009	2,486	6,372
11,1	39,357	37,568	38,239	1,789	4,678
12,0	37,781	35,764	36,805	2,017	5,481
13,5	35,567	32,398	34,732	3,169	9,125
15,0	33,414	31,317	32,480	2,097	6,456

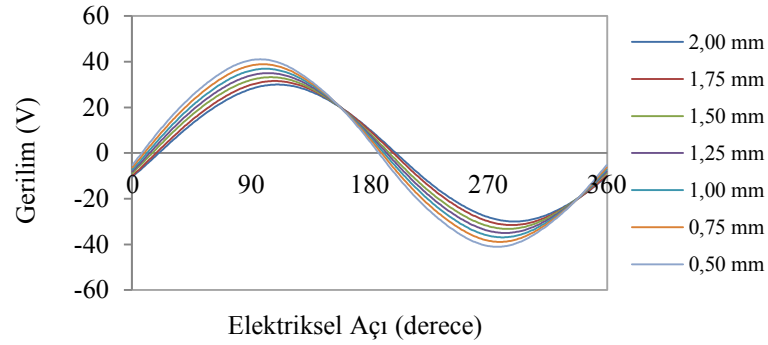
Tüm bu değerlendirmeler ışığında, burulma açısının optimum değerinin seçimi, hem motor hem de generatör çalışma performansları dikkate alınarak yapılmalıdır. Yapılan manyetik analizler sonucunda, generatör sargılarında indüklenen gerilimin THD değeri, moment dalgalılığı ve maksimum çıkış gücü göz önüne alınarak optimum burulma açısı 11,1 derece olarak belirlenmiştir.

Hava aralığı değeri, makine imalatı ve performansı için önemli bir parametredir. Hava aralığı değerinin değişmesi ile hava aralığı akı yoğunluğunun değişmesi ve buna bağlı olarak indüklenen gerilimlerin değişmesi beklenir. Şekil 3.19’da hava aralığı değişimi ile hava aralığı akı yoğunluğu, Şekil 3.20’de hava aralığı değişimi ile generatör sargılarında indüklenen faz-faz gerilimi eğrileri gösterilmektedir. Hava aralığının artması ile hava aralığı akı yoğunluğu değeri düşer, buna bağlı olarak generatör faz sargılarında indüklenen gerilimin de düştüğü gözlenir. Hava aralığı manyetomotor kuvvenin azalması (MMK) ile beraber, makinenin çıkış gücünde de

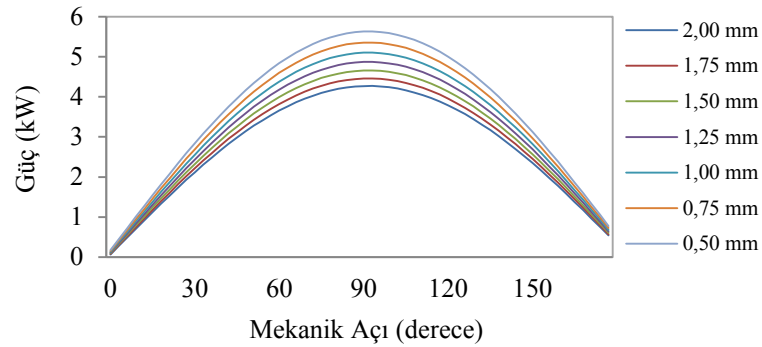
düşüş olacaktır. Şekil 3.21’de de gösterildiği gibi hava aralığı değeri arttıkça maksimum çıkış gücü azalmaktadır.



Şekil 3.19. Hava aralığı ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi



Şekil 3.20. Hava aralığı ile generatör sargılarında indüklenen faz-faz gerilimi değişimi



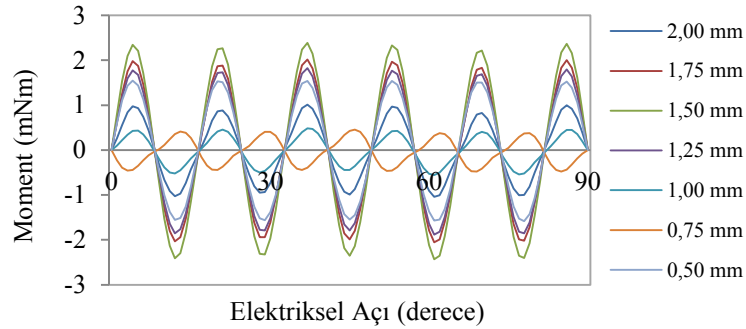
Şekil 3.21. Hava aralığı ile generatör çıkış gücü değişimi

Tablo 3.16’da hava aralığı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değerleri yer almaktadır. Şekil 3.20 ile verilen indüklenen gerilim dalga şekilleri ve Tablo 3.16’da yer alan THD değerleri göz önüne alındığında, hava aralığı değişiminin indüklenen gerilimin toplam harmonik bozulumu değerini fazla etkilemediği sonucuna varılmaktadır.

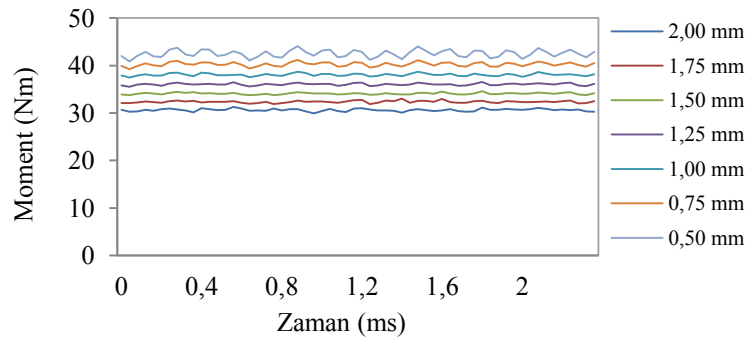
Tablo 3.16. Hava aralığı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri

Hava Aralığı (mm)	İnd. Gerilim THD (%)
2,00	0,39
1,75	0,44
1,50	0,51
1,25	0,59
1,00	0,68
0,75	0,79
0,50	0,91

Hava aralığının vurutu momenti üzerindeki etkisi Şekil 3.22 ile verilmektedir. Hava aralığının bazı değerlerinde vurutu momenti düşük değerlerdedir. Hava aralığı değişimi ile motor sargılarında indüklenen moment eğrileri Şekil 3.23’de gösterilmektedir. Hava aralığı azaldıkça indüklenen ortalama moment değeri de yükselmektedir.



Şekil 3.22. Hava aralığı ile vurutu momenti değişimi



Şekil 3.23. Hava aralığı ile moment değişimi

Tablo 3.17’de, hava aralığı değişimi ile moment dalgalılığı arasındaki ilişkiyi ortaya koymaktadır. Tablo incelendiğinde, hava aralığı değişiminin moment dalgalılığına

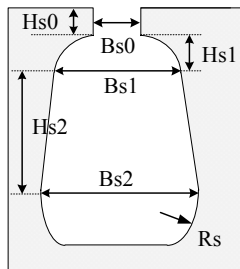
etki ettiği görülmektedir. Ancak hava aralığının değişiminin, rotor dış çapı, mıknatıs yüzey alanı gibi parametreleri de değiştirdiği unutulmamalıdır. Manyetik analizler sonucunda elde edilen bu veriler altında ve pratikte yapılabilecek değerler de göz önüne alınarak, hava aralığı değeri 1 mm olarak seçilmiştir.

Tablo 3.17. Hava aralığı değişimine göre moment değerleri

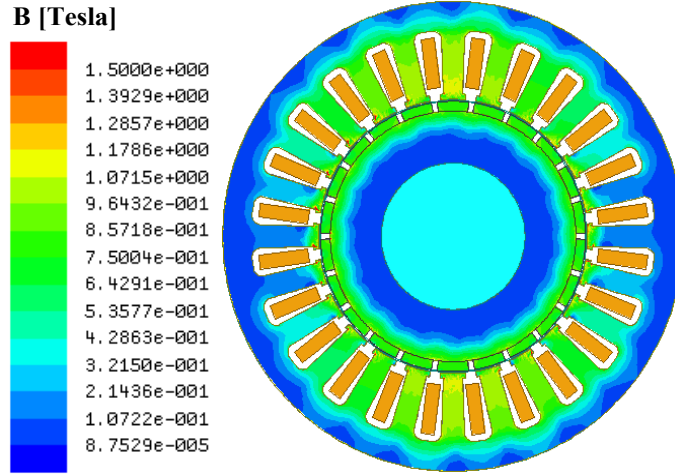
Hava Aralığı (mm)	Maksimum Moment (Nm)	Minimum Moment (Nm)	Ortalama Moment (Nm)	Moment Dalgalılığı (Nm)	Moment Dalgalılığı (%)
2,00	31,653	29,917	30,632	1,736	5,667
1,75	33,034	31,832	32,343	1,202	3,717
1,50	34,551	33,604	34,086	0,948	2,781
1,25	36,585	35,534	36,044	1,051	2,916
1,00	38,704	37,096	38,062	1,609	4,227
0,75	41,200	39,252	40,269	1,949	4,839
0,50	44,199	40,840	42,514	3,359	7,900

Stator oluk geometrisi belirlenirken, içerisinde yer alacak iletkenlerin kaplayacağı alanın ve oluğa yerleştirilebilecek maksimum doluluk oranı dikkate alınmalıdır. Ayrıca stator dişleri ve boyunduruk kısımlarındaki akı yoğunluğunun manyetik doyuma götüreceği değerlerde olmaması gerekmektedir. Bu tasarım çalışmasında oluk doluluk oranı ve iletkenlerin kaplayacağı alan dikkate alınarak elde edilen oluk boyutları Tablo 3.18’de verilmektedir. Tablo 3.18 ile verilen oluk boyutları ile oluşturulan modelin manyetik analizi sonucunda stator dişleri ve boyunduruk kısımlarındaki akı yoğunluğu Şekil 3.24’de gösterilmektedir. Akı yoğunluğu değerleri, çift sargı setinin de maksimum güç sağlayacağı akım uyarımları altında elde edilmiştir.

Tablo 3.18. Optimum stator oluk boyutları

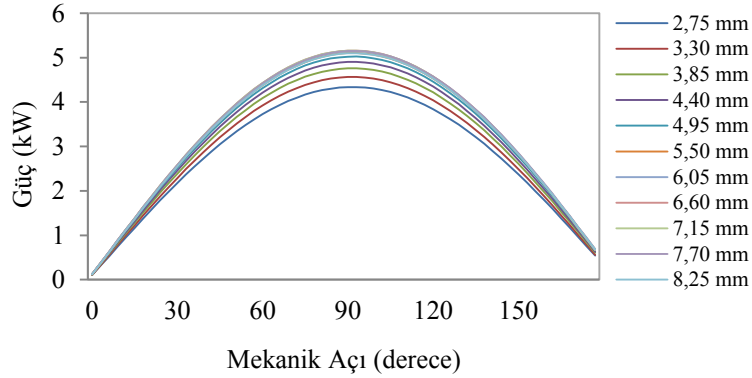
Stator Oluk Parametreleri	Geometrik Boyutlar (mm)
	
Hs0	2,80
Hs1	0,00
Hs2	28,00
Bs0	5,50
Bs1	8,80
Bs2	14,40
Rs	4,50

Şekil 3.24’de gösterildiği gibi stator ve rotor nüvesi üzerindeki herhangi bir nokta 1,6 Tesla değerinin üzerinde değildir. Dolayısıyla kullanılacak malzemenin B-H karakteristiğine uygun bir akı yoğunluğu değeridir.

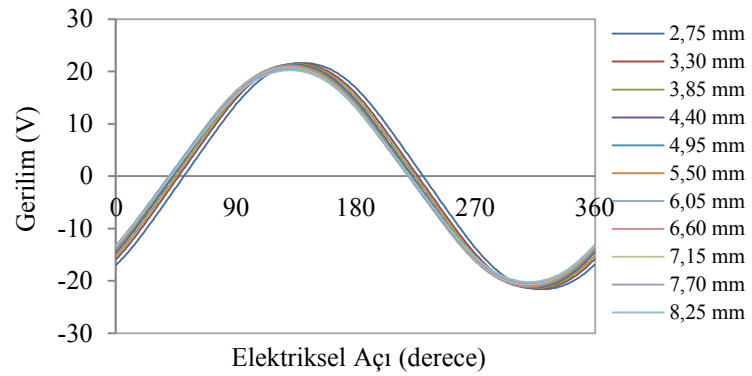


Şekil 3.24. Çift sargılı makinanın akı yoğunluğu dağılımı

Literatürde, oluk açıklığı (B_{s0}) değerinin optimizasyonu ile vuru mu momenti ve moment dalgalılığının azaltılması üzerine çalışmalar yer almaktadır. Bu tasarım çalışmasında da oluk açıklığının optimum değerinin belirlenebilmesi için 2,5 mm ile 8,25 mm arasında değiştirilerek manyetik analizler gerçekleştirilmiştir.



Şekil 3.25. Oluk açıklığı ile generatör çıkış gücü değişimi



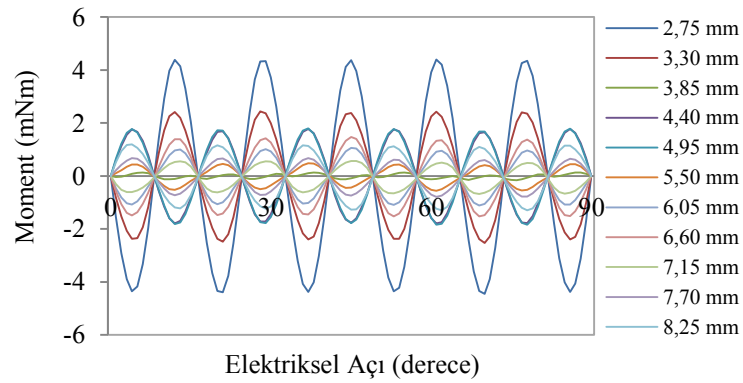
Şekil 3.26. Oluk açıklığı ile indüklenen faz gerilimi değişimi

Oluk açıklığı değerinin generatör çıkış gücü üzerindeki etkisi Şekil 3.25’de gösterilmektedir. Oluk açıklığı değeri arttıkça maksimum çıkış gücü artmaktadır. Generatör sargılarında indüklenen gerilim değerinin oluk açıklığı değeri ile değişmediği Şekil 3.26’da gösterilmektedir. Bu etkinin daha net anlaşılabilmesi için indüklenen gerilimlerin THD değerleri Tablo 3.19 ile verilmektedir.

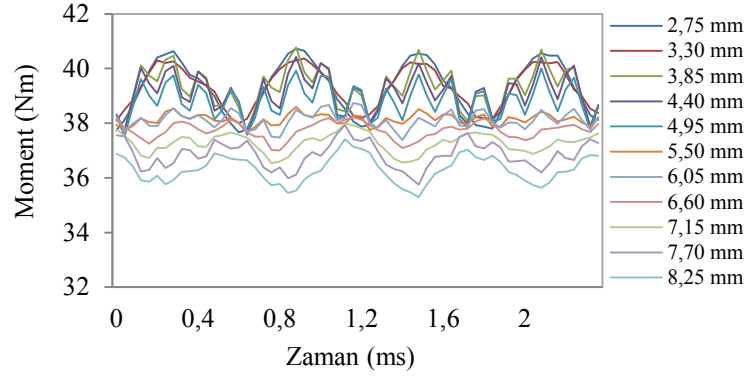
Tablo 3.19. Oluk açıklığı değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri

Oluk Açıklığı (mm)	İnd. Gerilim THD (%)
2,75	0,68
3,30	0,68
3,85	0,68
4,40	0,68
4,95	0,68
5,50	0,68
6,05	0,68
6,60	0,68
7,15	0,68
7,70	0,68
8,25	0,68

Oluk açıklığı değerinin vuruğu momenti üzerine etkisi Şekil 3.27’de gösterilmektedir. Şekil detaylıca incelendiğinde vuruğu momenti, bazı oluk açıklığı değerleri (2,75 mm – 3,30 mm) için büyük iken diğer değerler (3,85 mm – 5,50 mm) için düşük değerlerdedir. Şekil 3.28’de oluk açıklığı değişiminin motor sargılarında indüklenen moment profili üzerine etkisi yer almaktadır.



Şekil 3.27. Oluk açıklığı ile vuruğu momenti değişimi



Şekil 3.28. Oluk açıklığı ile moment değişimi

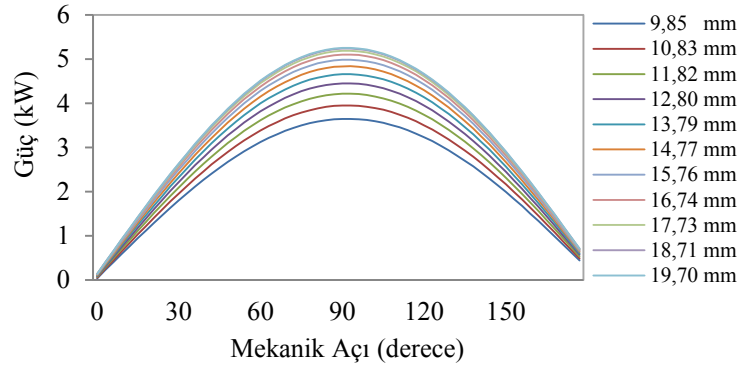
Moment profilleri incelendiğinde, oluk açıklığı değerinin doğru seçimi ile moment dalgalılığı minimum değerlere indirilebilir. Ayrıca oluk açıklığı değeri arttıkça ortalama moment değeri az miktarda da olsa düşmektedir. Tablo 3.20 ile verilen moment profillerine ait değerler incelendiğinde oluk açıklığı değeri daha net anlaşılabilir.

Tablo 3.20. Oluk açıklığı değişimine göre moment değerleri

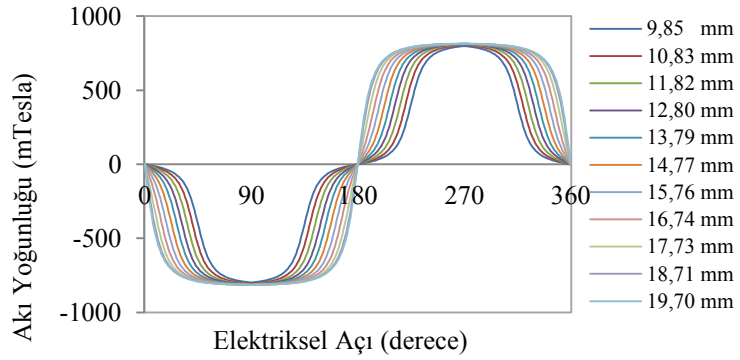
Oluk Açıklığı (mm)	Maksimum Moment (Nm)	Minimum Moment (Nm)	Ortalama Moment (Nm)	Moment Dalgalılığı (Nm)	Moment Dalgalılığı (%)
2,75	40,827	37,627	39,279	3,200	8,147
3,30	40,484	37,953	39,301	2,531	6,441
3,85	40,889	37,605	39,285	3,284	8,360
4,40	40,736	37,583	39,125	3,153	8,059
4,95	40,417	37,510	38,846	2,907	7,484
5,50	38,597	37,675	38,145	0,922	2,418
6,05	38,971	37,342	38,135	1,628	4,270
6,60	38,577	37,001	37,747	1,576	4,175
7,15	38,066	36,539	37,286	1,527	4,096
7,70	37,935	35,757	36,860	2,178	5,909
8,25	37,411	35,292	36,328	2,120	5,835

Tasarım aşamasında bir diğer önemli parametrede mıknatıs genişliğidir. Mıknatıs genişliği ile generatör çıkış gücü değişimi Şekil 3.29, hava aralığı akı yoğunluğu değişimi Şekil 3.30, generatör sargılarında indüklenen faz-faz gerilimi değişimi Şekil 3.31 ile verilmektedir. Şekil 3.29 incelendiğinde, mıknatıs genişliği arttıkça generatör sargılarından elde edilecek maksimum güç değeri de artmaktadır. Şekil 3.30 ile mıknatıs genişliğine bağlı olarak hava aralığında oluşan akı yoğunluğu profiline de değiştiği gösterilmektedir. Hava aralığındaki akı yoğunluğunun değişiminin, generatör sargılarında indüklenen geriliminde değişimine neden olduğu Şekil 3.31’de gösterilmektedir. Tablo 3.21’de mıknatıs genişliği değerinin belirli aralıklarla

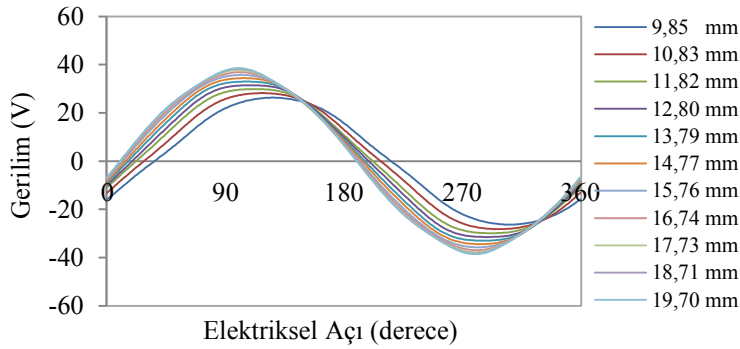
değiştirildiğinde generatör sargılarında indüklenen gerilimin THD değerleri yer almaktadır. Tablodaki veriler incelendiğinde, mıknatıs genişliği değerinin indüklenen gerilimlerin sinüsoidal dalga şekline yakın olması için önemli parametrelerden biri olduğu görülmektedir. Mıknatıs genişliği 14 mm – 16 mm değerleri arasında seçildiğinde indüklenen gerilimlerin THD değerleri düşük seviyededir.



Şekil 3.29. Mıknatıs genişliği ile generatör çıkış gücü değişimi



Şekil 3.30. Mıknatıs genişliği ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi



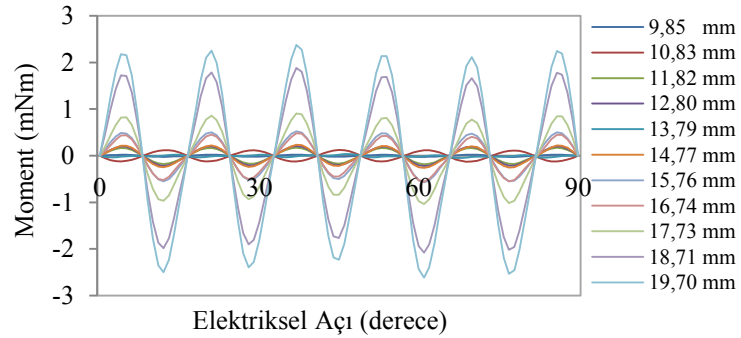
Şekil 3.31. Mıknatıs genişliği ile indüklenen faz-faz gerilimi değişimi

Mıknatıs genişliği değerinin vuru mu momenti üzerine etkisi Şekil 3.32’de gösterilmektedir. Mıknatıs genişliğinin 16 mm üzerindeki değerlerinde vuru mu momentinin yüksek, altındaki değerlerde ise çok daha düşük değerlerde olduğu görülmektedir. Mıknatıs genişliği değerinin azaltılması ile vuru mu momentinin düşürülmesi gerçekleştirilebilir. Ancak mıknatıs genişliğinin azaltılması ortalama momentinde düşmesine neden olacaktır. Dolayısıyla sadece vuru mu momenti göz önüne alınarak mıknatıs genişliğinin belirlenmesi doğru seçim olmayabilir. Şekil 3.33’de mıknatıs genişliği ile moment değişimi gösterilmektedir.

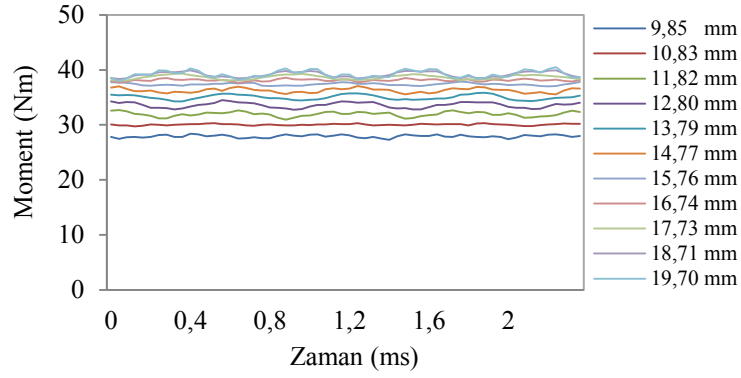
Tablo 3.22’de mıknatıs genişliği değişimine ba ğlı olarak elde edilen moment profilinin değerleri ve moment dalgalılığı verilmektedir. Tabloda yer alan moment dalgalılığı verileri ve indüklenen gerilimin THD değeri göz önüne alınarak mıknatıs genişliği 16,74 mm olarak belirlenmiştir.

Tablo 3.21. Mıknatıs genişliği değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri

Mıknatıs Genişliği (mm)	İnd. Gerilim THD (%)
9,85	1,76
10,83	2,07
11,82	2,12
12,80	1,91
13,79	1,49
14,77	0,90
15,76	0,34
16,74	0,68
17,73	1,26
18,71	1,67
19,70	1,81



Şekil 3.32. Mıknatıs genişliği ile vuru mu momenti değişimi



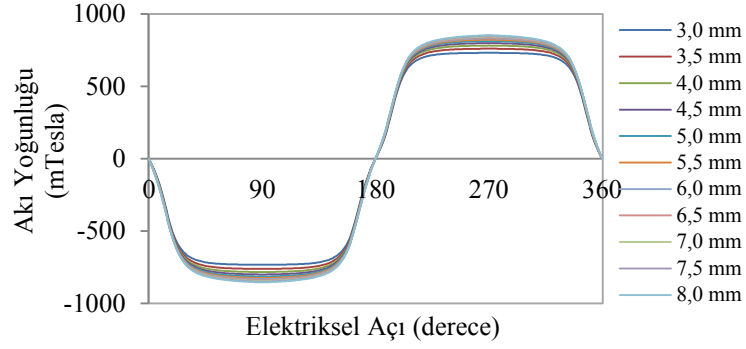
Şekil 3.33. Mıknatıs genişliği ile moment değişimi

Tablo 3.22. Mıknatıs genişliği değişimine göre moment değerleri

Mıknatıs Genişliği (mm)	Maksimum Moment (Nm)	Minimum Moment (Nm)	Ortalama Moment (Nm)	Moment Dalgalılığı (Nm)	Moment Dalgalılığı (%)
9,85	28,473	27,207	27,930	1,266	4,534
10,83	30,551	29,630	30,069	0,921	3,064
11,82	32,700	30,968	31,959	1,733	5,422
12,80	34,577	32,740	33,630	1,837	5,462
13,79	36,004	34,092	35,073	1,912	5,453
14,77	37,084	35,540	36,282	1,544	4,255
15,76	37,977	37,008	37,409	0,969	2,590
16,74	38,597	37,675	38,145	0,922	2,418
17,73	39,536	38,040	38,684	1,496	3,868
18,71	40,184	38,197	39,153	1,986	5,073
19,70	41,022	37,957	39,242	3,065	7,811

Mıknatıs genişlik değerinin belirlenmesinin yanı sıra mıknatıs yüksekliğinin de optimizasyonun yapılması gereklidir. Dolayısıyla mıknatıs genişliği için yapılan manyetik analizlerin mıknatıs yüksekliği için de tekrarlanacaktır. Mıknatıs yüksekliğinin değiştirilmesi hava aralığı akı yoğunluğunun genlik değerinin değişmesine neden olacaktır. Şekil 3.34’de mıknatıs yüksekliği ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi gösterilmektedir. Şekil 3.34’de gösterildiği gibi mıknatıs yüksekliği arttıkça hava aralığı akı yoğunluğunun yalnızca genliği yükselmektedir. Dolayısıyla sargı setlerinden alınacak maksimum güç değeri de yükselecektir.

Şekil 3.35’de generatör sargılarından elde edilen güç değişimi yer almaktadır. Hava aralığı akı yoğunluğunun yalnızca genliğinin değişmesi, indüklenen geriliminde yalnızca genliğinin değişmesini sağlayacaktır. Mıknatıs yüksekliğine bağlı olarak generatör sargı setinde indüklenen faz-faz geriliminin değişimi Şekil 3.36’da gösterilmektedir.

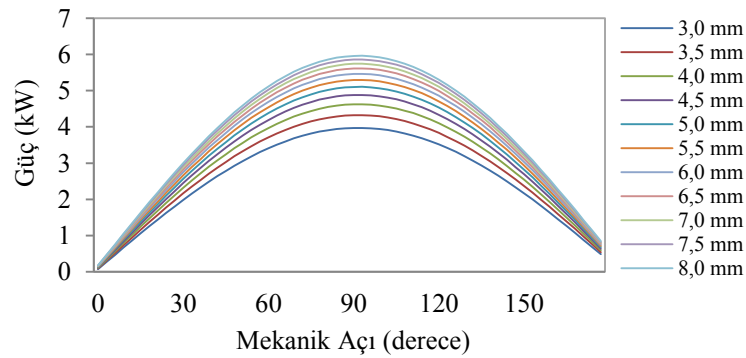


Şekil 3.34. Mıknatıs yüksekliği ile hava aralığı akı yoğunluğu değişimi

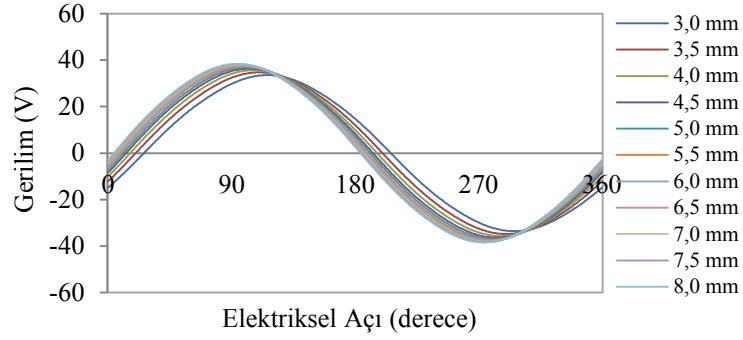
Tablo 3.23’de mıknatıs yüksekliğinin indüklenen gerilimin THD değerine etkisi ortaya konulmaktadır. Tablodaki veriler, mıknatıs yüksekliğinin indüklenen gerilimin THD değerini etkilemediğini göstermektedir.

Tablo 3.23. Mıknatıs yüksekliği değişimine göre indüklenen gerilimin THD değeri

Mıknatıs Yüksekliği (mm)	İnd. Gerilim THD (%)
3,0	0,73
3,5	0,71
4,0	0,70
4,5	0,69
5,0	0,68
5,5	0,68
6,0	0,67
6,5	0,67
7,0	0,67
7,5	0,67
8,0	0,66

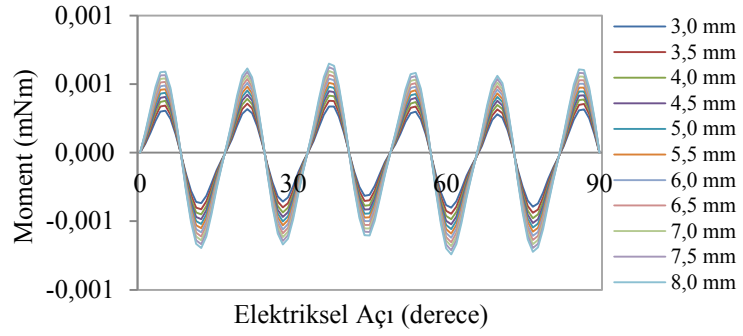


Şekil 3.35. Mıknatıs yüksekliği ile generatör çıkış gücü değişimi

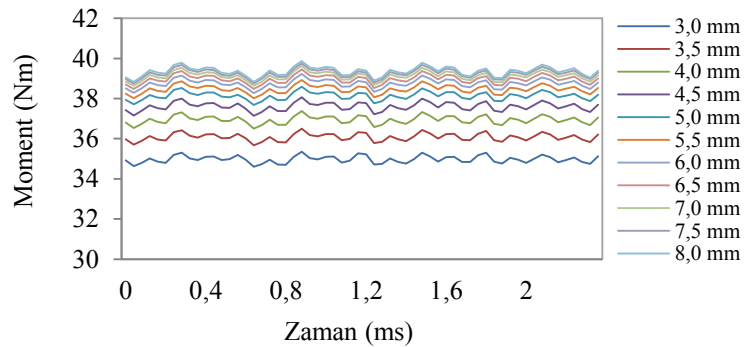


Şekil 3.36. Mıknatıs yüksekliği ile indüklenen faz-faz gerilimi değişimi

Şekil 3.37'de mıknatıs yüksekliği ile vuruntu momenti arasındaki değişim gösterilmektedir. Mıknatıs yüksekliği arttıkça vuruntu momenti de artmaktadır. Ancak bu değişim çok büyük değerlerde değildir. Mıknatıs yüksekliğinin artması sargı setlerinde indüklenen ortalama moment değerinin de artmasını sağlayacaktır. Bu durum Şekil 3.38'de gösterilmektedir.



Şekil 3.37. Mıknatıs yüksekliği vuruntu momenti değişimi



Şekil 3.38. Mıknatıs yüksekliği moment değişimi

İndüklenen moment profilinin değerleri ve moment dalgalılık oranı Tablo 3.24'de verilmektedir. Tablodaki veriler, mıknatıs yüksekliğinin ortalama moment değerini

değiştirdiğini, moment dalgalılık oranını ise çok büyük oranda etkilemediğini göstermektedir. Mıknatıs yüksekliği, ortalama moment değeri, indüklenen faz-faz gerilimi genliği ve vuruğu momenti dikkate alınarak 5 mm olarak seçilmiştir.

Tablo 3.24. Mıknatıs yüksekliği değişimine göre moment değerleri

Mıknatıs Yüksekliği (mm)	Maksimum Moment (Nm)	Minimum Moment (Nm)	Ortalama Moment (Nm)	Moment Dalgalılığı (Nm)	Moment Dalgalılığı (%)
3,0	35,434	34,580	34,987	0,854	2,442
3,5	36,514	35,660	36,093	0,854	2,367
4,0	37,383	36,495	36,952	0,888	2,402
4,5	38,065	37,130	37,618	0,934	2,483
5,0	38,597	37,675	38,145	0,922	2,418
5,5	38,922	38,003	38,476	0,919	2,388
6,0	39,221	38,271	38,756	0,949	2,450
6,5	39,446	38,470	38,968	0,976	2,505
7,0	39,621	38,633	39,132	0,988	2,525
7,5	39,752	38,754	39,259	0,998	2,542
8,0	39,867	38,826	39,356	1,041	2,646

3.7. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Demagnetizasyon Analizleri

Çift sargılı elektrik makinasında kullanılan sabit mıknatıs boyutlarının belirlenmesi bir önceki kısımda detaylıca ele alınmaktadır. Bu kısım içerisinde boyutları belirlenen mıknatısların demagnetizasyon analizleri yapılacaktır.

Bir mıknatıs, dışarıdan üzerine etkiyen bir manyetik alan şiddeti olmadığı sürece kendi remenans akı değerini ve manyetomotor kuvvetini üretir. Mıknatıs akısının (ϕ_r) ve manyetomotor kuvvetinin (F_c), dış etkilerle oluşan manyetik alan şiddeti ile azalmasına demagnetizasyon denir.

Fırçasız makine mıknatısları genel olarak ALNiCo alaşımları denilen yumuşak manyetik malzemelerden ve NdFeB alaşımları denilen sert manyetik malzemelerden yapılır. Bu iki malzeme arasındaki fark ise, demagnetizasyona karşı koyan relüktans değerlerinin farklı olmasından kaynaklanır. ALNiCo mıknatısların, remenans akıları (ϕ_r) yüksek fakat demagnetizasyon için relüktans değerleri düşüktür. Sert manyetik mıknatısların (NdFeB) ise demagnetizasyon için relüktans değerleri yüksektir. Bu tasarım çalışmasında NDFeB tipi mıknatıslar kullanılacaktır.

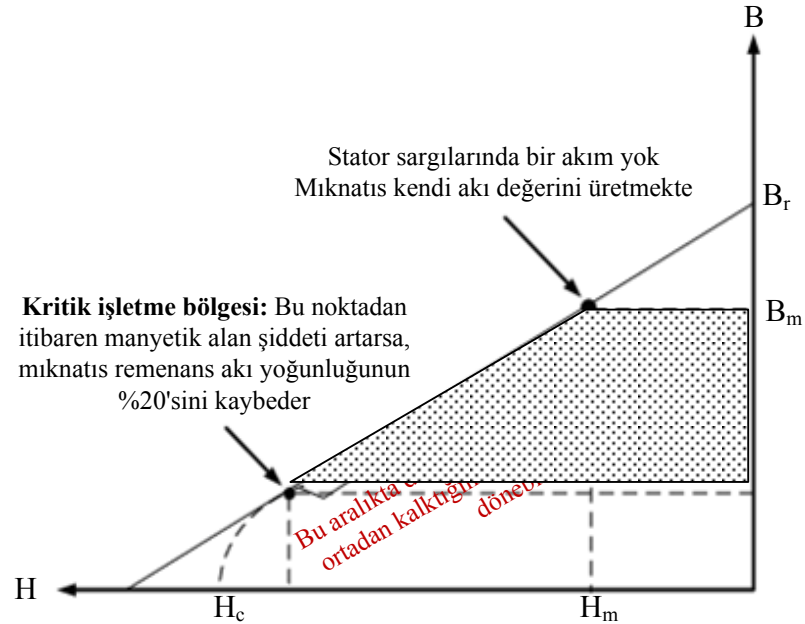
Remenans akı ve manyetomotor kuvvet değerleri aynı zamanda mıknatısın boyutlarına bağlı değerlerdir. Bu durum mıknatısın manyetik devresinin daha

karmaşık olmasına neden olur. Denklem (3.18) ile mıknatis akısı ile remenans akı yoğunluğu (B_r) ve mıknatis kutup alanı (A_m), Denklem (3.19) ile mıknatis MMK değerleri ile koersif manyetik alan şiddeti (H_c) ve mıknatisin mıknatislenme yönündeki uzunluğu (L_m) arasındaki ilişki verilmektedir.

$$\phi_r = B_r A_m \quad (3.18)$$

$$F_c = H_c L_m \quad (3.19)$$

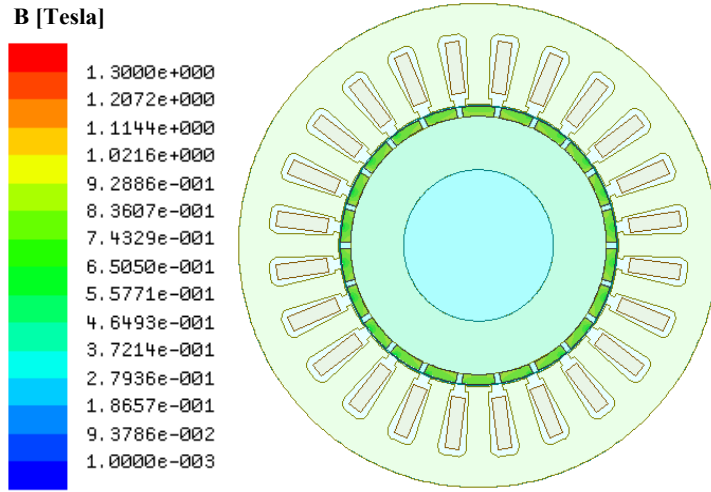
Şekil 3.39'da mıknatis işletme karakteristiği gösterilmektedir. Karakteristik üzerinde belirtilen kritik işletme bölgesi dışına çıkılacak bir manyetik alan şiddeti mıknatis üzerine uygulanırsa, mıknatis remenans akı yoğunluğunun %20'sini kaybedecektir.



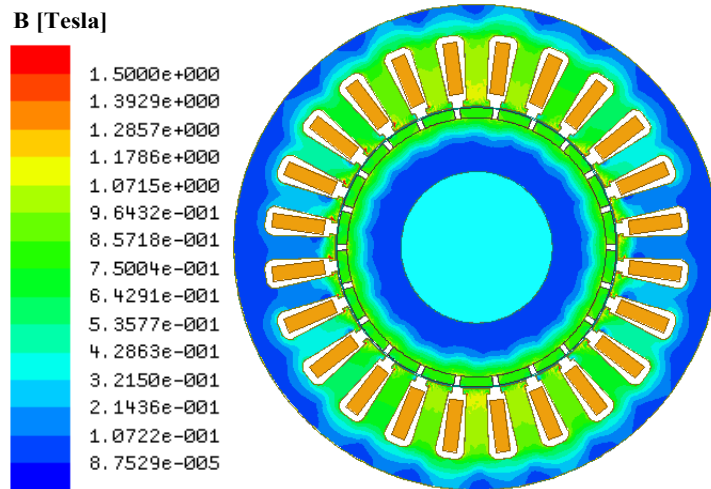
Şekil 3.39. Mıknatis işletme karakteristiği

Remenans akı yoğunluğu değeri aynı zamanda sıcaklıkla da azalır. Genelde üretici firma kataloglarında kritik işletme noktası hakkında detaylı bilgi bulunmamaktadır. Tasarım işleminde demagnetizasyon karakteristiği düz bir çizgi olarak kabul edilir. Oda sıcaklığında, stator sargılarında uyarım akımı yok iken gerçekleştirilen manyeto statik analiz ile mıknatislerin meydana getirdiği manyetik akı yoğunluğu ve manyetik alan şiddeti değerleri elde edilmiştir. Şekil 3.40'da manyeto statik analiz sonucunda mıknatisler tarafından oluşturulan akı yoğunluğu değeri gösterilmektedir. Oda sıcaklığında 1,1 Tesla remenans akı yoğunluğu değerine sahip mıknatis kutuplarının, sıfır uyarımda 0,9 Tesla civarında akı yoğunluğu ürettiği, Şekil 3.40'da

görülmektedir. Aynı tasarım modeli için, kullanılacak mıknatısın katalog üzerinden 120 °C sıcaklıkta remanans akı yoğunluğu değeri alınarak kaydedilmiştir. Ayrıca stator sargıları, daha önce yapılan testlerinden elde edilen kısa devre akımları (motor ve generatör sargıları) d eksenine uygulanmak sureti ile uyarılmıştır. Manyetik analiz bu şartlar altında tekrarlanarak, manyetik akı yoğunluğu değerinin ne kadar zayıfladığı, mıknatısların demagnetizasyon olup olmadığı gözlemlenmiştir. Şekil 3.41’de 120 °C de 0,96 T remanans akı yoğunluğu değerine sahip mıknatıs kutuplarının, maksimum uyarma koşullarındaki akı yoğunluğu dağılımı gösterilmektedir.



Şekil 3.40. Oda sıcaklığı ve stator sargıları uyarımsız durumdaki mıknatıslar üzerindeki akı yoğunluğu dağılımı



Şekil 3.41. 120 °C sıcaklığı ve stator sargıları kısa devre akımları ile uyarımlı durumdaki akı yoğunluğu dağılımı

Şekil 3.41 incelendiğinde, çift sargılı elektrik makinasının kısa devre akımları ile uyartıldığında, mıknatıs kutupları akı yoğunluğu değerinin 0,6 T civarına düştüğü görülmektedir. Elde edilen bu değerler, tasarımda kullanılan mıknatısların demagnetizasyona uğramadığını, mıknatıs boyutlarının uygun olduğunu ortaya koymaktadır.

3.8. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Termal Analizleri

Elektrik makinalarının günümüz uygulamalarında yüksek verim, düşük ağırlık ve maliyet gibi beklentiler termal analizi motor tasarımının önemli bir parçası haline getirmektedir. Bir elektrik makinasında yüksek sıcaklıkların, sargı yalıtımına zarar vererek motor ömrünün kısaltmaması, mıknatısların magnetizasyonunu bozmaması ve mekanik deformasyonlar olmaması için makinadaki sıcaklık dağılımının önceden belirlenmesi gerekmektedir. Motorun karmaşık bir geometriye sahip olması, kullanılan malzemelerin farklı ısıl özellikler taşıması, ısı kaynaklarının, yani kayıpların makine içinde dağılmış olması ve motorun hareketli parçalar içermesi nedeniyle sıcaklık ölçümünü sensörler aracılığıyla doğrudan yapmanın maliyeti çok yüksektir. Bu nedenle motorun ısıl davranışını belirlemek için paket yazılımlar kullanılmaktadır (Motor CAD, Ansys ve ThermNet).

Termal analizde bu hesaplamalar için iki yöntem kullanılmaktadır. Bunlar;

- Analitik Lumped-Devre modeli
- Nümerik analiz (Sonlu Elemanlar Yöntemi ve Akışkanlar Dinamiği)

Bu çalışmada nümerik analiz yöntemi kullanılarak belli başlangıç koşulları altında makinenin ısıl davranışı ve makinedeki sıcaklık dağılımları incelenmektedir. Elektrik makinelerinin termal analizinin yapılabilmesi için ısı transferinin makinede nasıl gerçekleştiği önemlidir. Bu yüzden elektrik makinelerinde ısı transferi temelleri bu kısımda verilmektedir.

Elektrik makinelerinde kayıpların meydana getirdiği ısı enerjisi üç farklı şekilde dağılır. Bunlar; konveksiyon, kondüksiyon ve radyasyon olayları olarak sınıflandırılabilir. Isı transferi eğer birbirine temas eden katı cisimler arasında oluyorsa bu durumda gerçekleşen ısı transferine iletimle ısı transferi (kondüksiyon) denir. Isı transferi hareketli akışkanlar veya herhangi hareketli bir akışkanın temas

ettiği katı bir cisim arasında oluyorsa bu durumda taşınım ile ısı transferi (konveksiyon) meydana gelir. Sonlu sıcaklıktaki bütün yüzeyler elektromanyetik dalga formunda enerji yayırlar. Bu nedenle farklı sıcaklıklarda bulunan ve birbiri arasında engelleyici bir ortam olmadan birbirini gören iki yüzey arasında ışınım ile ısı transferi (radyasyon) meydana gelir. Kondüksiyon ile olan ısı transferinin temel denklemi Fourier ısı iletim kanunu ile tanımlanmakta iken konveksiyonla olan ısı transferinin temel denklemi Newton'un soğuma kanunu ile verilmektedir. Radyasyon ile olan ısı transferinin temel denklemi ise Stephan-Boltzman ışınım kanunu ile verilmektedir [61-63].

Motorun elektriksel ve mekanik kayıpları, ısı kaynaklarını oluşturur. Motor içerisinde ve motorla dış ortam arasında ısı aktarımı iletim, taşınım ve radyasyon aracılığıyla olur. Makinenin katı parçaları için iletim yöntemi baskındır, soğutucu akışkanlardaki aktarım ise taşınım yöntemiyle olmaktadır. Küçük ve orta güçlü elektrik makinalarında, hızın (dolayısıyla zorlanmış taşınım ile ısı aktarımının) çok düşük olduğu durumlar haricinde yayılım yoluyla aktarılan ısı enerjisi, taşınım oranla çok küçüktür ve ihmal edilebilir. Elektrik makinelerinde taşınım yolu ile ısı transferi ağırlıklı olarak üç bölgede gerçekleşir:

- Çerçeve ve ortam havası arasındaki bölge
- Sargı sonu ve aksel uç bölge
- Stator ya da rotor ile hava aralığı arasındaki bölgede

Isı taşınım problemlerinin çözümünde temel formül, Newton'un soğuma yasasıdır. Denklem (3.20) ile verilen taşınım ısı transfer miktarının (θ), taşınım ısı transfer katsayısı (h_c), yüzey alanı (A_s), yüzey sıcaklığı (T_s) ve serbest akışkan sıcaklığı (T_f) parametrelerine bağlı olduğu gösterilmektedir.

$$\theta = h_c A_s (T_s - T_f) \quad (3.20)$$

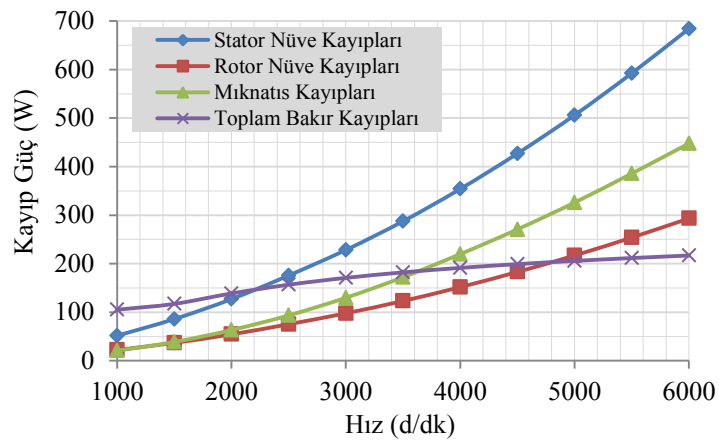
Isı taşınım katsayısı (h_c) ısı taşınım ile olan ısı transferinde en önemli büyüklüktür. Birçok faktöre bağlı olarak belirlenen bu değer, problemin çözümünde en önemli aşamayı oluşturmaktadır. Isı taşınım katsayısının belirlenmesi; akış tipine, akışkanın cinsine, akışkanın fiziksel özelliklerine ve yüzey şekline bağlı olarak değişir.

Çift sargılı elektrik makinasının termal analiz çalışmasında ısı taşınım katsayısı 10 W/m^2 olarak belirlenmiştir [63]. Ayrıca çift sargılı elektrik makinasının tasarımında kullanılan malzemelerin termal özellikleri Tablo 3.25’de yer almaktadır.

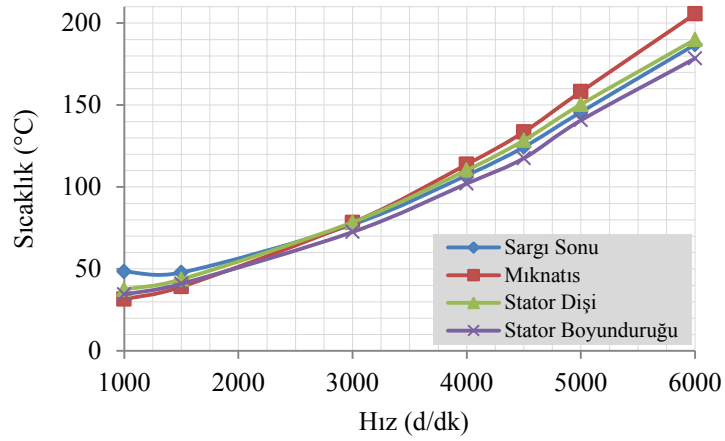
Tablo 3.25. Kullanılan malzemelerin termal özellikleri

Çift Sargılı Elektrik Makinası Kullanılan Malzemeler	Termal İletkenlik ($\text{W/m}^\circ\text{C}$)	Termal Isı Kapasitesi ($\text{J/Kg}^\circ\text{C}$)	Kitle Yoğunluğu (Kg/m^3)
Stator & Rotor (M270)	13	502	7600
Mıknatıs (NdFeB)	9	0,1200	7390
Sargı (Bakır)	401	385	8954
Hava	0,025	1,0056	1,20

Çift sargılı elektrik makinasının Maxwell programı ile yapılan manyetik analizler sonucunda elde edilen kayıp-hız değişimi Şekil 3.42’de verilmektedir. Beklenildiği gibi, çift sargılı elektrik makinasının hızı arttıkça nüve ve eddy akımı kayıplarında artmaktadır. Özellikle yüksek hızlara çıkıldıkça bu kayıp değerleri oldukça artmaktadır. Bunun temel nedenlerinden biri kullanılan sargı topolojisidir. Konsantre sargı tekniği sağladığı avantajların yanısıra yüksek sub-harmonikler meydana getirmesi en büyük dezavantajı olarak ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla bu sub-harmonik değerlerinin yüksek olması özelliklede yüksek frekans değerlerinde daha da artması bu kayıp değerlerinin artışına neden olmaktadır. Şekil 3.42’de yer alan veriler kullanılarak yapılan termal analiz sonucunda elde edilen sıcaklık değişim grafiği Şekil 3.43’de gösterilmektedir. Sıcaklık değişimi grafiğinden de açıkça görüldüğü gibi hız arttıkça makinanın sıcaklığında artmaktadır.

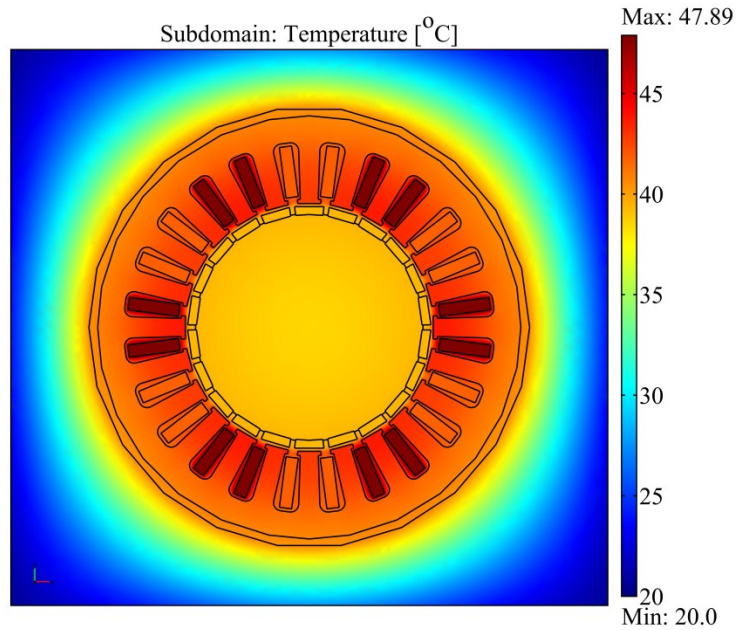


Şekil 3.42. Çift sargılı elektrik makinasının toplam kayıp – hız grafiği



Şekil 3.43. Çift sargılı elektrik makinasının sıcaklık – hız grafiği

Yapılan termal analiz sonuçları göz önüne alındığında, çift sargılı elektrik makinasının 5000 d/dk üzerindeki hız değerlerinde uzun süreli çalışması, bu çalışma kapsamında kullanılan mıknatısların sıcaklık dayanım sınırları göz önüne alındığında zarar görebilir. Ancak tasarlanan makinanın kullanıldığı uygulama göz önüne alındığında 3000 d/dk üzerindeki hız değerlerinde çalışma süreleri oldukça kısadır. Stator sargıları sıcaklık değerleri kullanılan emayeli telin izolasyonunu bozacak seviyelerde değildir. Çift sargılı elektrik makinasının 1500 d/dk hız değerinde ve tam yük altında motor-generatör çalışması durumunda elde edilen sıcaklık dağılımı Şekil 3.44 ile verilmektedir.



Şekil 3.44. Çift sargılı elektrik makinası sıcaklık dağılımı, tam yük, 1500 d/dk

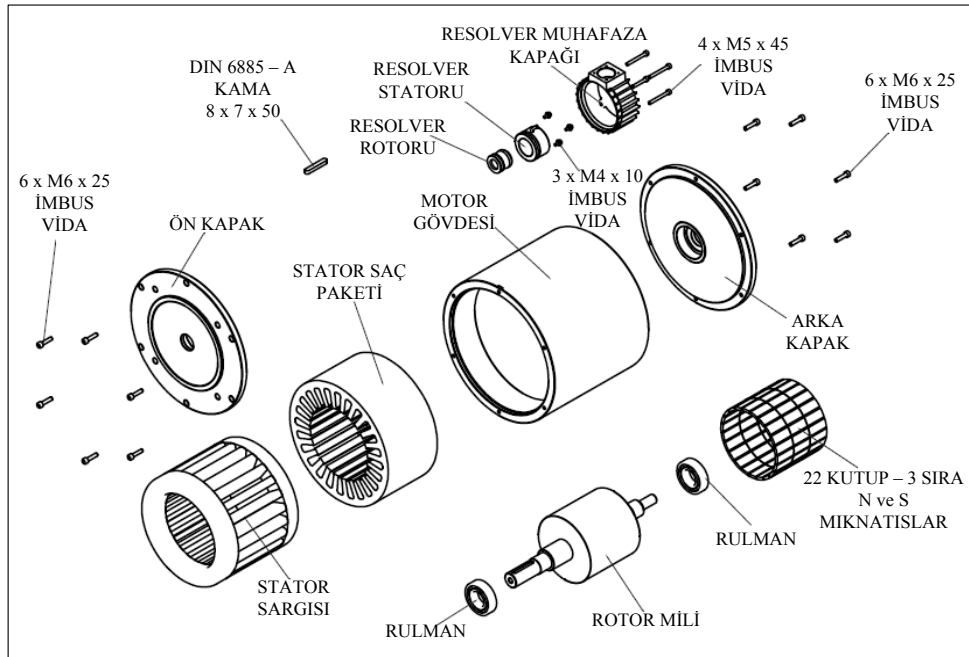
Şekil 3.45’de ise çift sargılı elektrik makinasının 1500 d/dk hızında tam yüklü durumda generatör modda çalışmasına ait termal kamera ile çekilmiş sıcaklık dağılımını gösteren fotoğraflar yer almaktadır.



Şekil 3.45. Çift sargılı elektrik makinası sıcaklık dağılım fotoğrafları

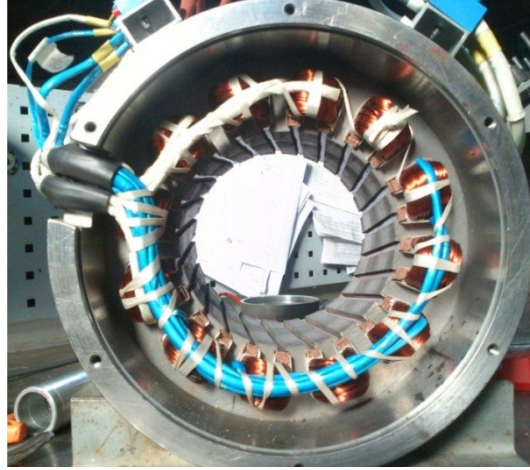
3.9. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Prototipleme Aşamaları

Çift sargılı elektrik makinasının manyetik tasarım aşamaları gerçekleştirildikten sonra elde edilen geometrik ve elektriksel büyüklükler doğrultusunda prototipleme aşamasına geçilmektedir. Prototipleme aşamasında gerçekleştirilecek makine yapısının ve bağlantı elemanlarının yer aldığı patlak resim Şekil 3.46 ile verilmektedir.



Şekil 3.46. Çift sargılı elektrik makinası patlak resmi

Tasarlanan çift sargılı elektrik makinasının statoru, M270 – 35A saçı kullanılarak oluşturulmuştur. Saçlar belirlenen boyutlarda lazer ile kesimi gerçekleştirilerek bir araya getirilerek paketlenmiştir. Şekil 3.47’de stator nüvesi ve konsantre sargılar gösterilmektedir.



Şekil 3.47. Çift sargılı elektrik makinası stator yapısı ve sargıları

Çift sargılı elektrik makinasının rotoru hem tek parça çelik malzemeden hem de M270 – 35A laminasyon saç paketi kullanılarak iki ayrı yapıda oluşturulmuştur. Her iki yapıda elektrik makinası üreticileri tarafından uygulanan yöntemlerdir. Tek parça çelik malzeme kullanılarak rotor yapısının oluşturulması, laminasyon saç paketi ile gerçekleştirilmesine nazaran daha hafif olmasını sağlayacaktır. Böylece elektrik makinasının toplam ağırlığında ve rotor atalet momentinde önemli bir ölçüde azalma meydana gelecektir. Ancak bütün bu sağlanan avantajların yanısıra nüve kayıpları açısından bakıldığında ise önemli bir dezavantaj ortaya çıkmaktadır. Laminasyon saç paketinden oluşan rotor yapısının nüve kayıpları, tek parça çelik malzemeli rotor yapısına göre daha az olacaktır. Özellikle nüve kayıpları dikkate alındığında, rotorun tek parça çelik malzemeden üretilmesi makina veriminin % 2-4 (deneysel veriler kısmında detaylandırılmaktadır) aralığında düşmesine neden olmaktadır.

Rotor yapısı, NdFeB 30UH mıknatıslarının belirlenen ölçülerde kesilerek rotor yüzeyine montaj edilmesi ile Şekil 3.48’de gösterildiği gibi tamamlanmaktadır. Yüzey montajlı rotor yapılarında merkez kaç kuvvetinin mıknatısları rotor yüzeyinden fırlatmaması için, mıknatısların üç eşit parçaya bölünerek yapıştırılması, yüksek sıcaklık değerlerinde mukavemetini kaybetmeyen kuvvetli yapıştırıcı

kullanılması, rotor yüzeyinin manyetik alanı bozucu etkisi olmayan bir kılıf ile kaplanması gibi bir takım önlemlerin alınması gerekmektedir. Ancak rotor yüzeyinin bir kılıf ile kaplanması seçilen hava aralığı değerinin uygun olmasına ve kılıfın kalınlığına bağlıdır. Çünkü kılıf kullanılmasının getireceği ilave bir kalınlık, rotor çapının daha büyük olmasına ve dolayısıyla hava aralığı değerinin azalmasına neden olacaktır. Bu çalışma kapsamında tasarlanan çift sargılı elektrik makinasının hava aralığı değeri 1 mm olarak seçilmiştir. Kullanılacak manyetik olmayan kılıfın kalınlığı ise yaklaşık 0,75 mm değerindedir. Dolayısıyla hava aralığı 0,25 mm değerine kadar düşmektedir. Bu hava aralığı değerinin uygulanabilirliği oldukça düşüktür.

Bütün bu veriler ışığında, öncelikle çift sargılı elektrik makinasının rotoru tek parça çelik malzemeden imal edilerek mıknatıslar yüzeyine montaj edilmiştir. Bu yapıda herhangi bir kılıf kullanılmayarak hava aralığı değerinin 1 mm olması sağlanmıştır. Hava aralığı 1 mm değerinde ve tek parça çelik malzemeden oluşan rotor yapılı çift sargılı elektrik makinasının gerekli deneysel performans verileri toplanarak kayıt altına alınmıştır. Bir sonraki aşamada ise rotor laminasyon saç paketinden imal edilerek mıknatıslar yüzeyine montaj edilmiştir. Daha sonra rotor yüzeyi 0,75 mm kalınlığa sahip bir kılıf ile kaplanmıştır. Hava aralığı değeri, stator iç yüzeyi 0,5 mm değerinde traşlanarak büyütülmüştür. Böylece rotor çapları sabit tutularak tasarım kriterlerine sadık kalınmıştır. Hava aralığı 1,5 mm değerinde ve laminasyon saç paketinden oluşan rotor yapılı çift sargılı elektrik makinasının performans verileri de ilk rotor yapısında olduğu gibi toplanarak kayıt altına alınmıştır. Bu veriler çift sargılı elektrik makinasının deneysel çalışmaları bölümünde detayları ile verilmektedir.



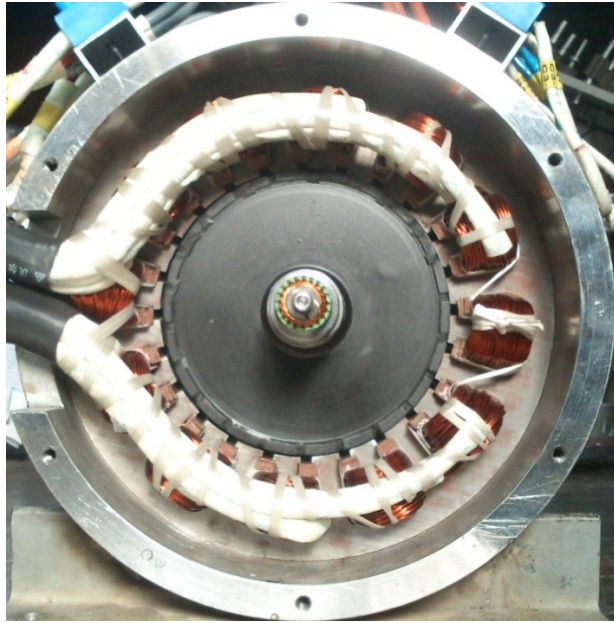
Şekil 3.48. Çift sargılı elektrik makinası rotor yapısı ve yüzey montajlı mıknatıslar

Stator ve rotor fiziksel boyutlarına uygun olarak imal edilen gövde yapısı Şekil 3.49 ile verilmektedir. Gövde, kapaklar ve rulmanlar montaj edildikten sonra mekanik testleri gerçekleştirilmektedir.



Şekil 3.49. Çift sargılı elektrik makinası gövdesi ve kapakları

Şekil 3.50'de çift sargılı elektrik makinasının prototipinin fotoğrafı yer almaktadır. Motor ve generatör sargılarına ait iki ayrı klemens grubu oluşturulmuştur. Ayrıca bütün bobin gruplarının uçları tek tek dış klemenslere çıkartılarak farklı sargı bağlantı kombinasyonların oluşturulmasına olanak sağlanmıştır.

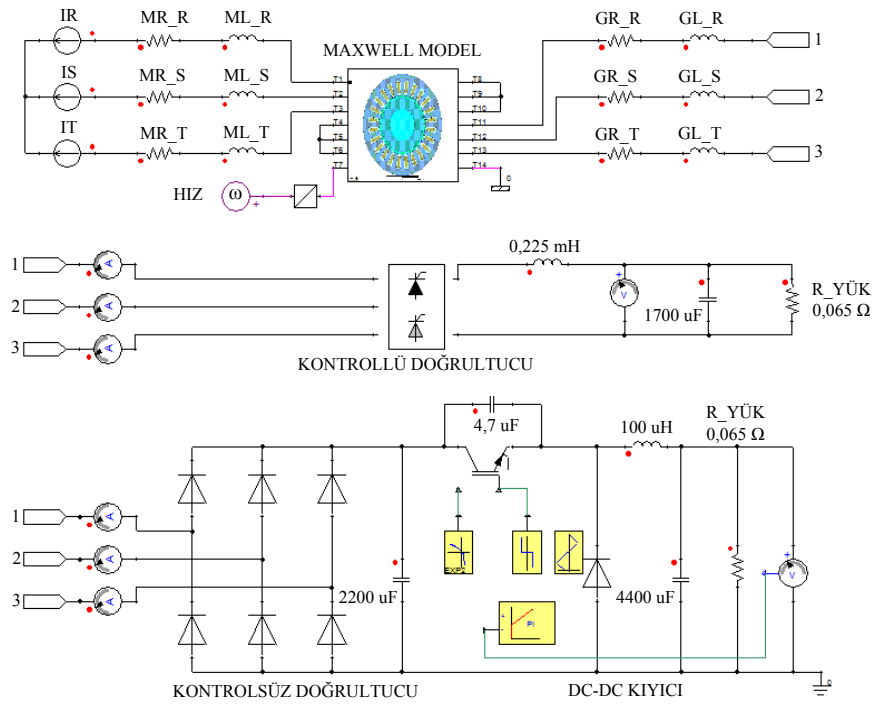


Şekil 3.50. Çift sargılı elektrik makinasının prototipi

Tasarım çalışmaları gerçekleştirilen prototip çalışması ile sonlandırılmaktadır. Sonraki bölümde çift sargılı elektrik makinasının kontrol algoritması üzerine gerçekleştirilen çalışmalara yer verilmektedir.

4. ÇİFT SARGILI KUPLAJSIZ ELEKTRİK MAKİNASININ MAXWELL VE SİMPLORES İLE ANALİZİ

Çift sargılı elektrik makinasının manyetik analizleri sonucunda elde edilen tasarım verileri önceki bölümde detayları ile paylaşılmaktadır. Bu bölümde manyetik tasarımı gerçekleştirilen çift sargılı elektrik makinasının elektrikli aksesuar sisteminde yerleştirilerek sistem performans analizleri ve verim çalışmaları, Maxwell ve Simplorer paket programlarının eş zamanlı çalıştırılması ile ortaya konulmaktadır. Şekil 4.1’de çift sargılı elektrik makinasının simplorer programı ile oluşturulan devre modeli gösterilmektedir.

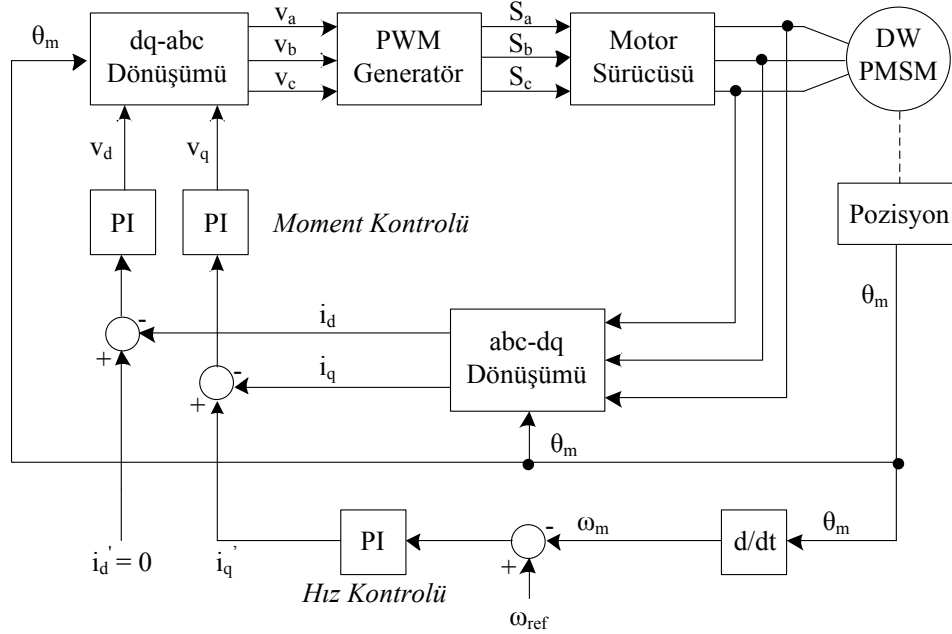


Şekil 4.1. Çift sargılı elektrik makinası Simplorer ve Maxwell eş devre modeli

Çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları sabit bir açısal hızda ve ideal sinüsoidal akım ile uyarılmaktadır. Motor sargılarına uygulanan sinüsoidal akımları d eksen bileşeni 0 A değerinde olacak şekilde hesaplanarak uygulanmaktadır [64-66]. Generatör sargıları ise doğrultucu üzerinden rezistif yük ile yüklenmektedir. Generatör sargılarında indüklenen gerilimin doğrultma işlemi iki ayrı yöntemle

yapılmaktadır. İlk yöntemde kontrollü bir doğrultucu kullanılarak rezistif yükler sabit 14 V DC gerilim ile beslenmektedir. Diğer yöntemde ise kontrolsüz doğrultucu ve bir DC-DC kıyıcı kullanılarak 14 V DC gerilim elde edilmektedir.

Çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma durumunda moment ve hız kontrolü için alan yönlendirme tekniği kullanılmaktadır. Şekil 4.2’de alan yönlendirme kontrol blok diyagramı yer almaktadır. Bu kontrol yönteminde stator sargı akımlarının d-q eksen bileşen değerleri kontrol edilerek moment ve hız kontrolü gerçekleştirilmektedir. Bu doğrultuda çift sargılı elektrik makinasına ait matematiksel model bu kısımda detaylandırılmaktadır.

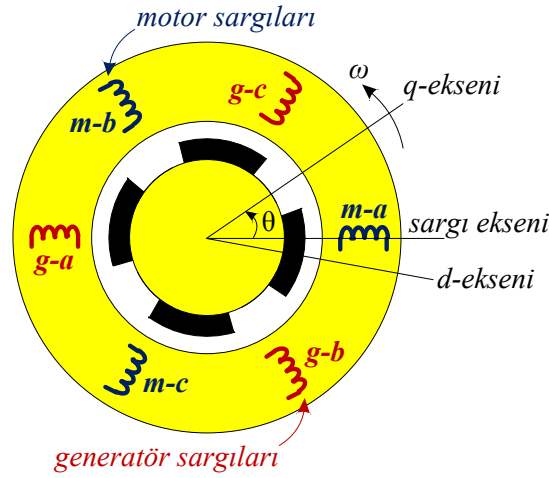


Şekil 4.2. Çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma kontrolü blok diyagramı

Çift sargılı elektrik makinasının sargı setleri ve rotor d-q eksen görünümü Şekil 4.3’de yer almaktadır. Çift sargılı elektrik makinasının sargı setleri arasında manyetik kupaajın olmadığı dikkate alındığında, matematiksel model her bir sargı seti için ortak rotor manyetik devresi kullanılarak yazılabilir. Dolayısıyla aşağıda yer alan genel matematiksel eşitlikler her bir sargı seti içinde geçerlidir. Denklem (4.1) ve Denklem (4.2)’de stator sargı gerilimleri ile d-q eksen gerilimleri park dönüşümü verilmektedir.

$$\begin{bmatrix} V_q \\ V_d \\ V_0 \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \sin(\theta) & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} \quad (4.1)$$

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 1 \\ \cos \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta - \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \\ \cos \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & \sin \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_q \\ V_d \\ V_0 \end{bmatrix} \quad (4.2)$$



Şekil 4.3. Çift sargılı elektrik makinası d-q eksen gösterimi

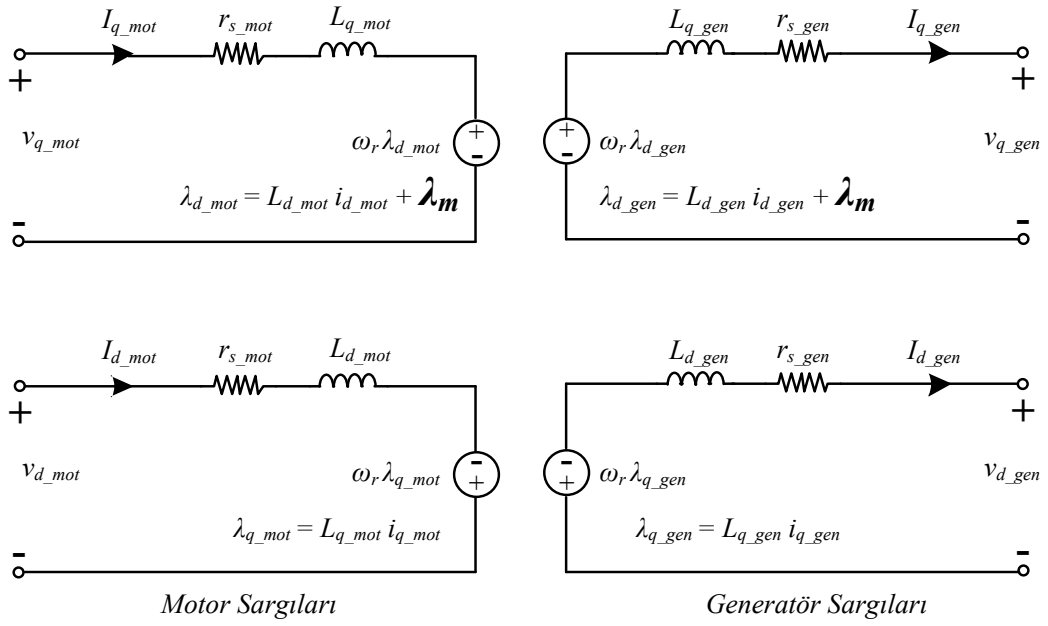
Çift sargılı elektrik makinasının sargı setleri arasında elektriksel bir bağlantının ve manyetik kuplajın olmadığı dikkate alındığında Şekil 4.4'de yer alan eşdeğer devre modeli ortaya çıkmaktadır. Model incelendiğinde her iki sargı seti için yalnızca sabit mıknatısların oluşturduğu halkalama akısının (λ_m) ortak olduğu görülmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının d-q eksen eşdeğer devre modelinde ifade edilen q eksenini gerilimi Denklem (4.3), d eksenini gerilimi Denklem (4.4), q eksenini akısı Denklem (4.5) ve d eksenini akısı Denklem (4.6) ile hesaplanmaktadır.

$$V_q = r_s i_q + \frac{d\lambda_q}{dt} + \omega_r \lambda_d \quad (4.3)$$

$$V_d = r_s i_d + \frac{d\lambda_d}{dt} - \omega_r \lambda_q \quad (4.4)$$

$$\lambda_d = L_d i_d + \lambda_m \quad (4.5)$$

$$\lambda_q = L_q i_q \quad (4.6)$$



Şekil 4.4. Çift sargılı elektrik makinasının d-q eksen eşdeğer devresi

Çift sargılı elektrik makinası her bir sargı tarafından indüklenen moment ifadesi güç eşitliklerinden yola çıkılarak bulunabilir. Denklem (4.7)'de stator sargısından (bir sargı seti için) çekilen toplam güç ifade edilmektedir.

$$P_e = v_a i_a + v_b i_b + v_c i_c \quad (4.7)$$

Denklem (4.7)'de verilen güç ifadesi d-q eksen bileşenleri cinsinden tekrar yazıldığında Denklem (4.8), gerilim eşitlikleri yerine konulduğunda ise Denklem (4.9) elde edilir.

$$P_e = \frac{3}{2} (v_q i_q + v_d i_d) \quad (4.8)$$

$$P_e = \frac{3}{2} (r_s i_d^2 + r_s i_q^2) + \frac{3}{2} \frac{d}{dt} (i_d \lambda_d + i_q \lambda_q) + \frac{3}{2} \omega_r (i_q \lambda_d - i_d \lambda_q) \quad (4.9)$$

Denklem (4.10)'da güç ile indüklenen moment ifadesi yer almaktadır. Rotor elektriksel açısal hız ile mekaniksel açısal hız arasındaki ilişki Denklem (4.11) ile verilmektedir.

$$P_{em} = \omega_{rm} T_e = \frac{3}{2} \omega_r (i_q \lambda_d - i_d \lambda_q) \quad (4.10)$$

$$\omega_r = \frac{2p}{2} \omega_{rm} \quad (4.11)$$

Denklem (4.12)'de elektromanyetik moment ifadesi d-q eksen değişkenleri kullanılarak ifade edilmektedir. Denklemde d-q eksen akı ifadeleri açıldığında senkron makinalar için genel moment Denklemi (4.13) elde edilmektedir.

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{2p}{2} (i_q \lambda_d - i_d \lambda_q) \quad (4.12)$$

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{2p}{2} (i_q \lambda_m + (L_d - L_q) i_d i_q) \quad (4.13)$$

Denklem (4.13) ile ifade edilen genel elektromanyetik moment eşitliği yüzey montajlı senkron makina için ele alındığında, d ve q eksen endüktans değerleri birbirine eşit olacağı için relüktans moment değeri sıfır olmaktadır. Dolayısıyla yüzey montajlı senkron makina için elektromanyetik moment değeri Denklem (4.14) ile ifade edilmektedir.

$$T_e = \frac{3}{2} \frac{2p}{2} (i_q \lambda_m) \quad (4.14)$$

Denklem (4.14) kullanılarak çift sargılı elektrik makinası sargı setlerinde indüklenen elektromanyetik moment değeri Denklem (4.15) ve Denklem (4.16) ile hesaplanabilir.

$$T_{e_generator} = \frac{3}{2} \frac{2p}{2} (i_{q_generator} \lambda_m) \quad (4.15)$$

$$T_{e_motor} = \frac{3}{2} \frac{2p}{2} (i_{q_motor} \lambda_m) \quad (4.16)$$

Denklem (4.17)'de çift sargılı elektrik makinasının genel moment eşitliği yer almaktadır.

$$T_{e_motor} = T_{e_generator} + T_{\text{şaft}} + B\omega_{rm} + J \frac{d}{dt} \omega_{rm} \quad (4.17)$$

4.1. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Motor Çalışma Analizleri

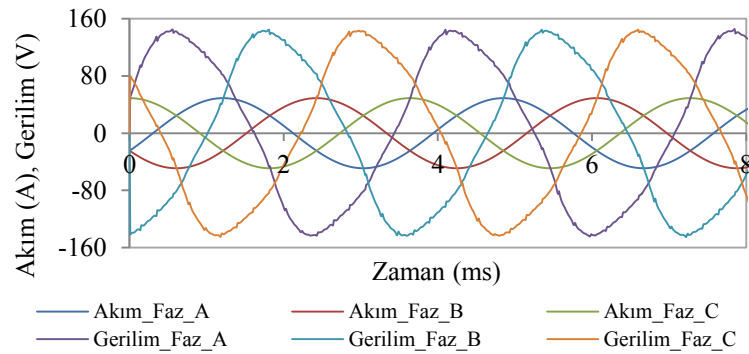
Araç tahrik sistemi durduğu anda, araç içinde bulunan mekanik yükler, enerjisini çift sargılı makinanın motor çalışmasından karşılamaktadır. Benzer şekilde, çift sargılı makinanın generatör sargıları da, mekanik gücünü, çift sargılı makinanın motor çalışmasından karşılamaktadır. Olaya bu açıdan bakıldığında çift sargılı elektrik makinası, hareketli (dönen) bir trafo gibi davranmaktadır. Yüksek gerilimli motor

tarafın enerjisi, düşük gerilimli generatör kısmına aktarılmaktadır. Motor çalışma işlemi 1500 d/dk'da gerçekleştirilmektedir. Şekil 4.5'de motor sargılarından istenilen çıkış gücü ve momentin elde edilebilmesi için uygulanan faz akımlarının dalga şekilleri ve motor sargılarında indüklenen zıt EMK dalga şekilleri gösterilmektedir. Uygulanan faz akımları sinusoidal dalga şekline sahiptir ve q eksen bileşeni maksimum değerde, d eksen bileşeni ise sıfır olacak şekilde hesaplanmıştır. Şekil 4.5'de gösterilen faz akımlarının motor sargılarına uygulandığında elde edilen güç parametreleri, makinanın kayıp güç değerleri ve indüklenen elektromanyetik moment grafiği Şekil 4.6'da verilmektedir. İdeal sinusoidal akım dalga şekli ile elde edilen elektromanyetik moment grafiği detaylıca ele alındığında çift sargılı elektrik makinasının moment dalgalılık yüzdesi hesaplanabilir. Şekil 4.7'de gösterildiği gibi moment grafiğinin ulaştığı maksimum ve minimum değerlerin farkı yaklaşık 1 Nm, ortalama moment değeri ise 37,8 Nm değerindedir. Bu değerler çift sargılı elektrik makinasının ideal sürme koşulları altında yaklaşık %2,5 değerinde bir moment dalgalılık oranına sahiptir.

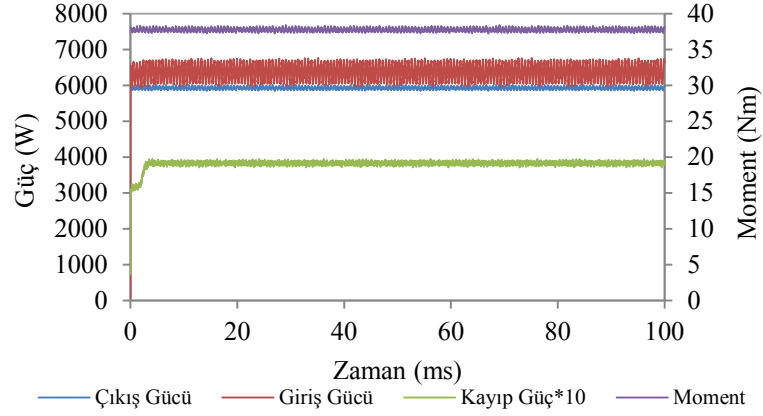
Çift sargılı elektrik makinasının generatör sargıları uyartımsız (boşta) durumda iken motor sargılarının yarı ve tam yük altında Maxwell-Simplorer eş zamanlı simülasyonu ile elde edilen veriler Tablo 4.1'de yer almaktadır.

Tablo 4.1. Motor çalışma performans verileri (1500 d/dk)

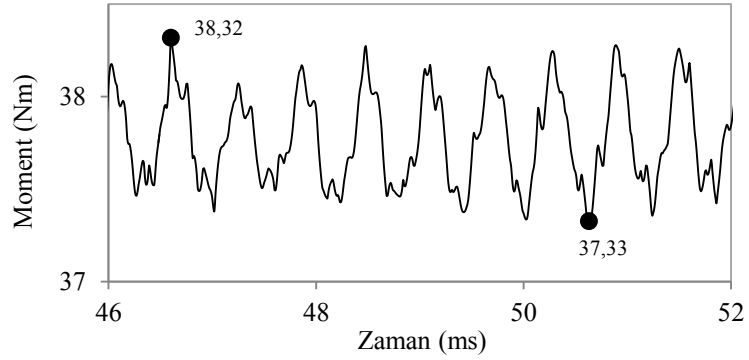
Motor Çalışma (Generatör Yüksüz)	Mil Momenti (Nm)	Giriş Gücü (W)	Çıkış Gücü (W)	Bakır Kaybı (W)	Nüve Kaybı (W)	Verim (% η)
Yarı Yük	19,822	3378	3112	36,42	163,95	92,12
Tam Yük	38,734	6515	6075	146	190	93,24



Şekil 4.5. Çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları uyartım akımları ve indüklenen zıt EMK grafiği



Şekil 4.6. Çift sargılı elektrik makinasının ideal koşullar altında sürülmesi ile elde edilen güç parametreleri ve moment grafiği



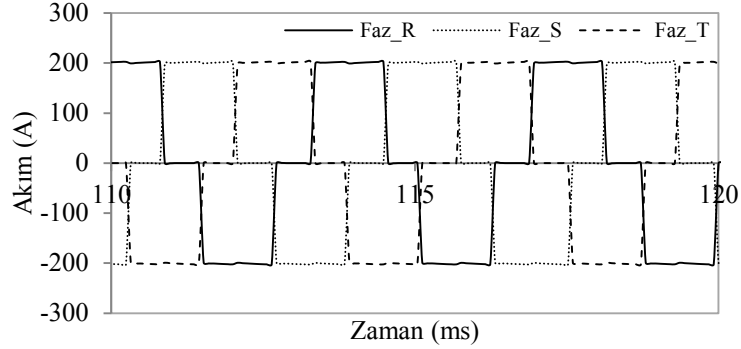
Şekil 4.7. Çift sargılı elektrik makinası moment grafiği

4.2. Çift Sargılı Kuplajsız Elektrik Makinası Generatör Çalışma Analizleri

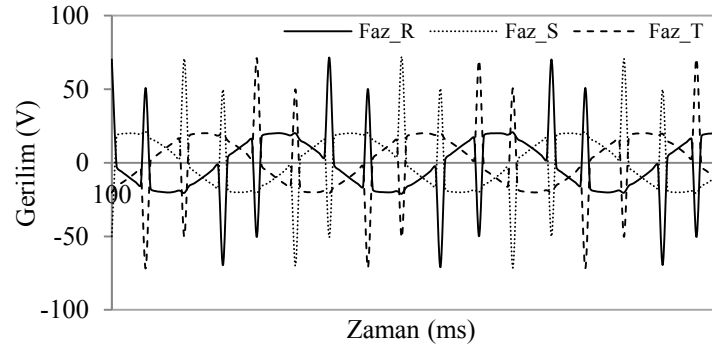
Daha önce bahsedildiği gibi çift sargılı elektrik makinasının generatör çalışmada, motor çalışmaya göre daha fazla bir hız aralığı bulunmaktadır. Araç tahrik sistemi durduğu anda, generatör tarafının performansı da motor çalışma hızı ile yani 1500 d/dk da sınırlı kalmaktadır. Aracın hareketi sırasında ise araç tahrik sistemi faal olduğu için, bu çalışma kapsamında, generatör çalışma hız aralığı 1500-6000 d/dk aralığında değişiyor kabul edilmektedir. Çift sargılı elektrik makinası bir redüktör vasıtası ile araç tahrik sistemine bağlı olduğu için, araç tahrik sistemi tarafından bakıldığında görülen hız aralığı 600-2400 d/dk aralığında olmaktadır.

Generatör çalışma işlemi iki kısımda incelenebilir. İlk kısımda generatör sargı çıkışları, kontrollü bir doğrultucu üzerinden yük grubuna bağlanır. İkinci kısımda ise generatör sargı uçları, kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı ile istenilen gerilim seviyesi elde edilebilir. Çift sargılı elektrik makinasının generatör sargı uçlarına

tristör kontrollü doğrultucu bağlandığında, 2900 W civarında bir çıkış gücü elde etmek için generatör sargılarından geçen faz akımları değişimi Şekil 4.8’de, faz gerilimleri Şekil 4.9’da ve endüklenen elektromanyetik momentin değişimi ile DC bara parametreleri ise Şekil 4.10’da verilmektedir. Ayrıca Şekil 4.11’de aynı bağlantı şekli ve çıkış gücü için 6000 d/dk hız değerinde elde edilen elektromanyetik moment ve DC bara parametreleri gösterilmektedir.

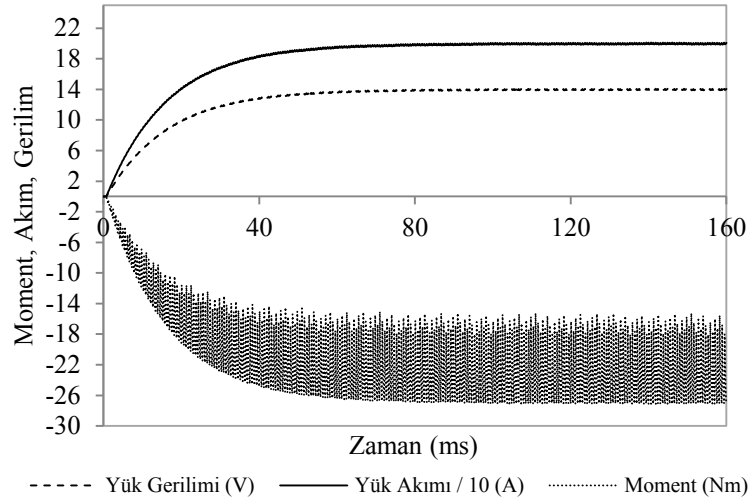


Şekil 4.8. Tristörlü doğrultucu bağlantısı için generatör sargılarından çekilen faz akımları (1500 d/dk)

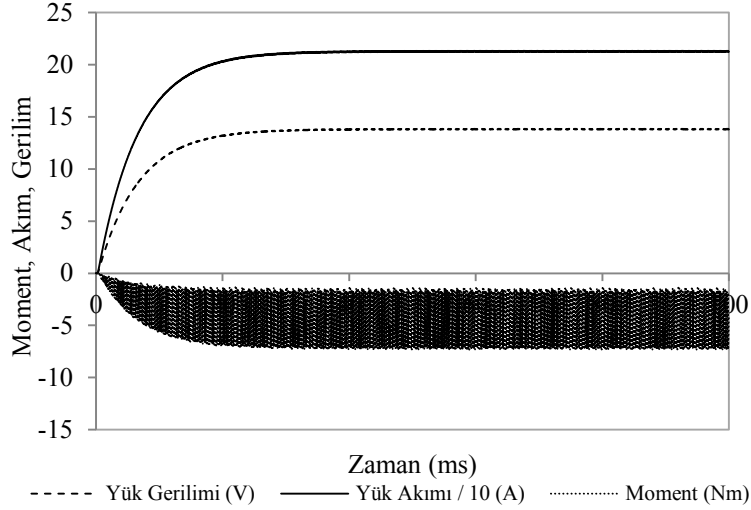


Şekil 4.9. Tristörlü doğrultucu bağlantısı için generatör sargılarının faz gerilimleri (1500 d/dk)

Şekil 4.9’da verilen generatör faz gerilimleri üzerinde, kontrollü doğrultucuda yer alan yarı iletken elemanların anahtarlanması esnasında ortaya çıkan “spike”lar görülmektedir. Bu “spike”ların oluşmasında generatör sargı endüktans değerlerinin çok küçük olması temel etkindir. Ancak bu spike değerleri uygun bir filtre ile giderilebilir. Şekil 4.8’de görüldüğü üzere, generatör akımlarının sinüzoidal olmaması sebebi ile moment dalgalılığının etkili olduğu öngörülmektedir. Makinanın yüksek kutup sayısı nedeni ile moment dalgalılık frekansı da oldukça yüksektir. Bu yüzden moment dalgalılığının mekanik etkisi bu uygulama için düşük olarak öngörülebilir.



Şekil 4.10. Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör regülasyon performansı (1500 d/dk)

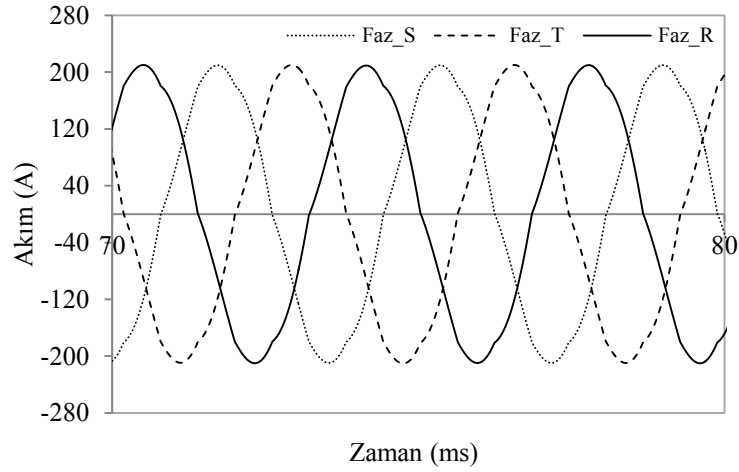


Şekil 4.11. Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör regülasyon performansı (6000 d/dk)

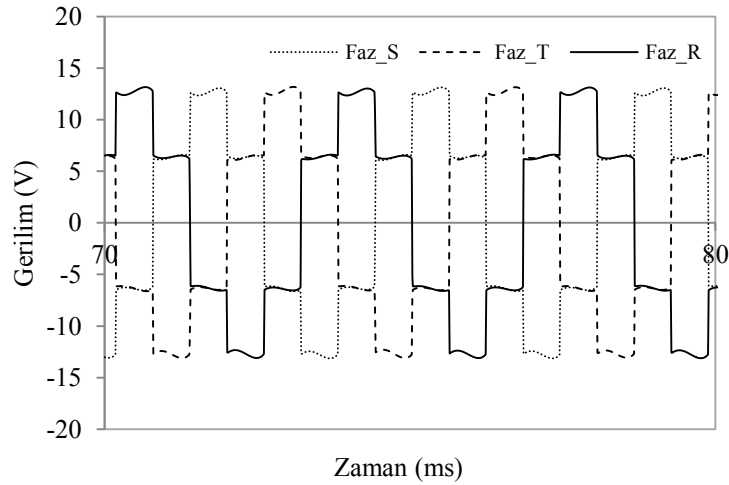
Çift sargılı elektrik makinasının generatör sargı uçlarına kontrolsüz doğrultucu ile DC-DC kısıyıcı bağlandığında, 2900 W civarında bir çıkış gücü elde etmek için generatör sargılarından geçen faz akımları değişimi Şekil 4.12’de, faz gerilimleri Şekil 4.13’de ve endüklenen elektromanyetik momentin değişimi ile DC bara parametreleri ise Şekil 4.14’de verilmektedir. Ayrıca Şekil 4.15’de aynı bağlantı şekli ve çıkış gücü için 6000 d/dk hız değerinde elde edilen elektromanyetik moment ve DC bara parametreleri gösterilmektedir.

Kontrollü doğrultucu ile kontrolsüz doğrultuculu çalışma performansları karşılaştırılırsa, kontrollü doğrultucunun generatör kısmında %15-30 oranında,

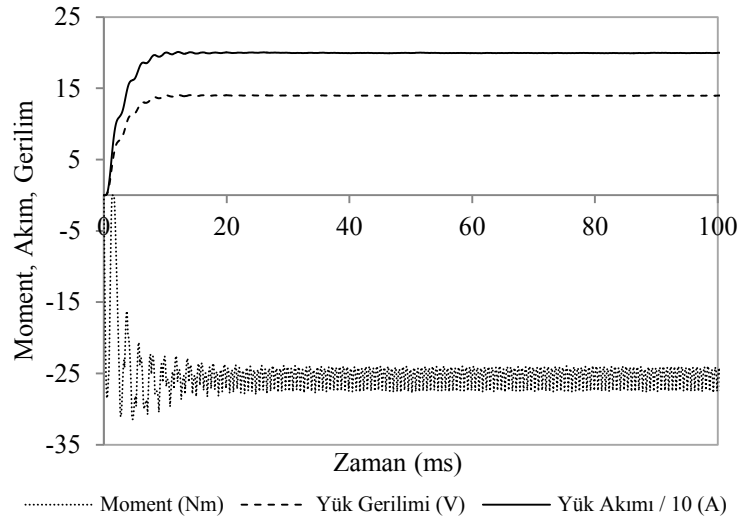
kontROLSÜZ DOĞRULTUCULU yapı ise %2-6 oranında moment dalgalılığına sebep olduğu söylenebilir. Kontrollü doğrultucu kullanılması durumunda, sıfırdan farklı olan tetikleme açısından dolayı, motor akımlarında yarı yük çalışma durumunda faz kayması meydana gelir. Bu durum sadece generatör sargılarından bir miktar reaktif güç çekilmesine neden olmaz, aynı zamanda bir miktar moment dalgalılığı üretimine de sebep olur. Bunun yanında, kontrollü doğrultucu kullanılması durumunda, Şekil 4.16 ve Şekil 4.17’de görüldüğü üzere, daha yüksek harmonikli akımlar mevcuttur. Bu da kontrollü doğrultucu kullanılması durumunda ekstra bir reaktif güç gereksinimini ortaya çıkarır.



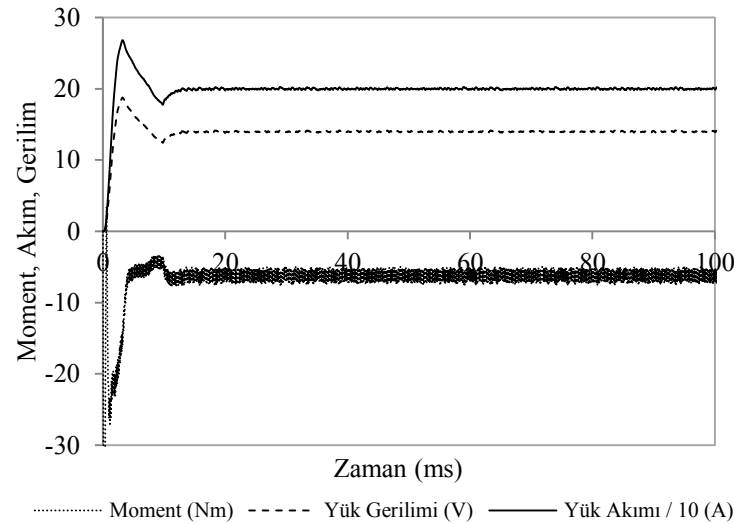
Şekil 4.12. Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı bağlantısı için generatör sargılarından çekilen faz akımları (1500 d/dk)



Şekil 4.13. Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı bağlantısı için generatör sargılarının faz gerilimleri (1500 d/dk)



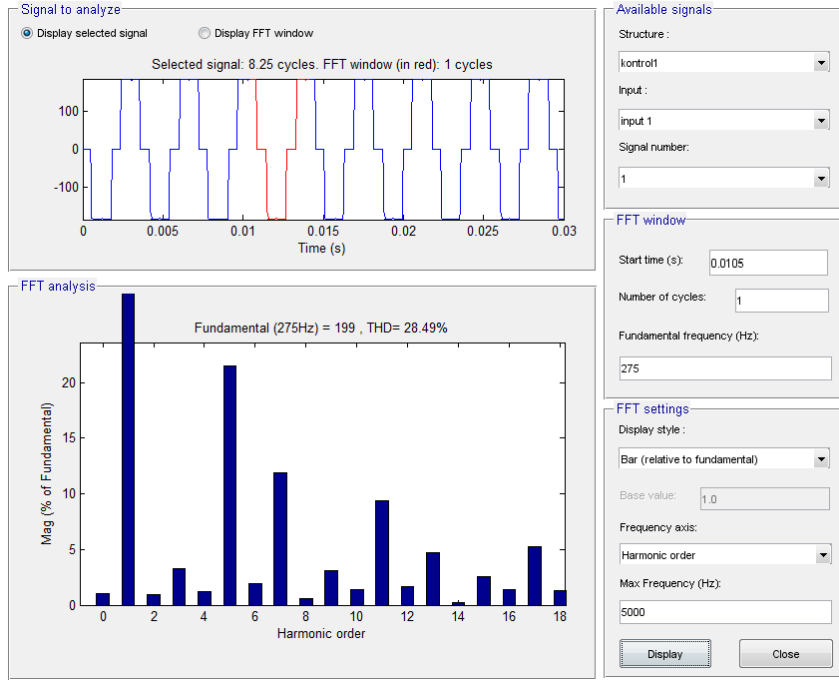
Şekil 4.14. Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı bağlantısı için generatör regülasyon performansı (1500 d/dk)



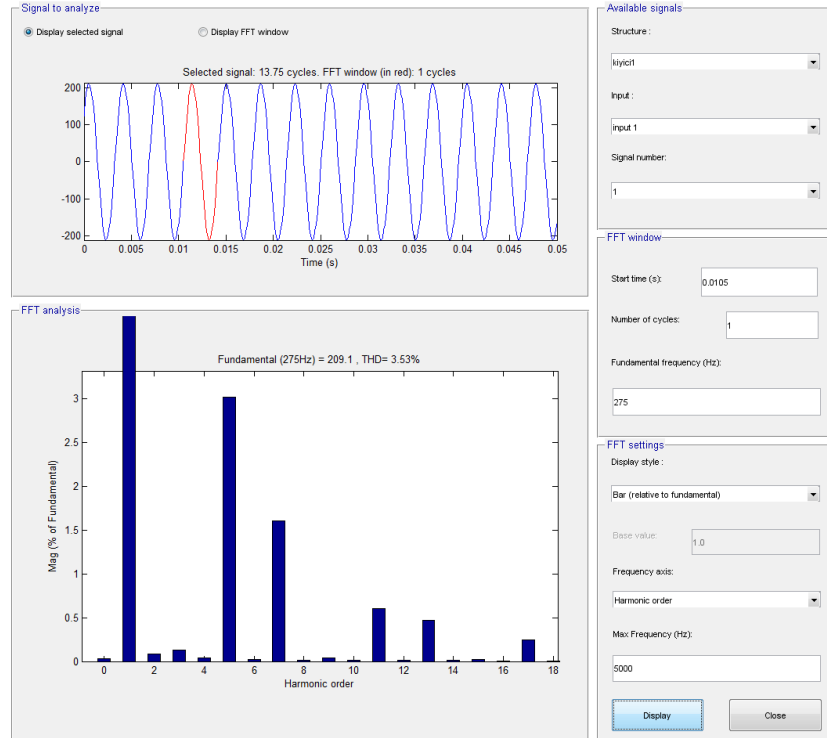
Şekil 4.15. Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı bağlantısı için generatör regülasyon performansı (6000 d/dk)

Çift sargılı elektrik makinasının yalnızca generatör sargılarının devrede olduğu çalışma durumu, kontrollü doğrultucu ve kontrolsüz doğrultucu ile DC-DC kıyıcı kullanımına göre performans verileri Tablo 4.2 ile verilmektedir. Yapılan bileşik analizler her iki dönüştürücü yapının verimlerinin birbirine yakın olduğunu ortaya koymaktadır. Ancak generatör nüve kayıpları dikkate alındığında DC-DC kıyıcı yapısının daha az miktarda nüve kaybına neden olduğu görülmektedir. Bu durum çift sargılı elektrik makinasının generatör modda çalıştığında ortaya çıkan verim performansına yansımaktadır. Kontrolsüz doğrultucu ile DC-DC kıyıcı yapısının

dönüştürücü olarak kullanılması generatör veriminin %3-5 civarında yükselmesini sağlamaktadır.



Şekil 4.16. Kontrollü doğrultucu bağlantısı için generatör faz akımı harmonik bileşenleri (1500 d/dk)



Şekil 4.17. Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı bağlantısı için generatör faz akımı harmonik bileşenleri (1500 d/dk)

Tablo 4.2. Generatör çalışma performans verileri (1500 d/dk)

Generatör Çalışma (Motor Sargıları Uyartımsız)	Kontrollü Doğrultucu		Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC Kıyıcı	
	Yarı Yük	Tam Yük	Yarı Yük	Tam Yük
Mil Momenti (Nm)	13,5	27,5	12	23
Mekanik Giriş Gücü (W)	2121	4320	1899	3616
Generatör Çıkış Gücü (W)	1821	3874	1701	3383
Generatör Çıkış Gücü (VA)	3839	4638	1857	3574
Generator Güç Faktörü	0,474	0,835	0,9	0,946
DC Çıkış Gücü (W)	1675	3250	1485	2820
Generator Bakır Kaybı (W)	39	125	11,06	47,47
Generator Nüve Kaybı (W)	235	225	137,66	132,1
Dönüştürücü Kaybı (W)	146	624	216	563
Generator Verimi(%)	85,85	89,67	89,62	93,55
Dönüştürücü Verimi (%)	87,73	83,90	87,30	83,35

Çift sargılı elektrik makinasının dışarıdan mekanik olarak tahrik edilmeden, motor sargıları tarafından üretilen gücün hem mekanik çıkış gücüne hem de generatör sargılarına aktarılan güce dönüştüğü, aynı anda motor ve generatör olarak çalıştırılma moduna ait elde edilen veriler Tablo 4.3’de yer almaktadır.

Tablo 4.3. Motor - generatör çalışma performans verileri (1500 d/dk)

Motor – Generatör Çalışma Modu (Motor Tam Yüklü iken)	Kontrollü Doğrultucu		Kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC Kıyıcı	
	Yarı Yük	Tam Yük	Yarı Yük	Tam Yük
Mil Momenti (Nm)	25,23	11,23	26,85	16,05
Giriş Gücü (W)	6525	6671	6530	6563
Motor Çıkış Gücü (W)	6080	6080	6080	6080
Generatör Giriş Gücü (W)	2121	4320	1865	3560
Mekanik Güç (W)	3961	1763	4215	2520
Toplam Bakır Kaybı (W)	184,68	270,68	156,68	192,49
Toplam Nüve Kaybı (W)	235	225	184,32	174,55
Makina Verimi (%)	93,18	91,14	93,10	92,64

Her iki sargı seti arasında gerek fiziksel gerekse de elektriksel bir bağlantı bulunmadığı göz önüne alındığında, makinanın çıkış performansının yalnız motor ve yalnız generatör çalışma modlarındaki değerlere yakın olduğu öngörülmektedir. Tablo 4.3’de yer alan eş simülasyon sonuçları bu öngörüü doğrulamaktadır. Yapılan simülasyon çalışmasında motor sargıları tam yükte yüklenmektedir. Generatör

sargularından çekilen güç azaltıldığında mekanik çıkış gücü arttırılmakta, generatör çıkış gücü arttırıldığında ise mekanik çıkış gücü azaltılmaktadır. Tabloda verilen verim değerleri incelendiğinde, çift sargılı elektrik makinası ister sadece mekanik yükle yüklensin isterse de hem mekanik hem de generatör sargıları üzerinden elektriksel olarak yüklensin çıkış performansında %1-2 aralığında küçük bir değişiklik oluşmaktadır.

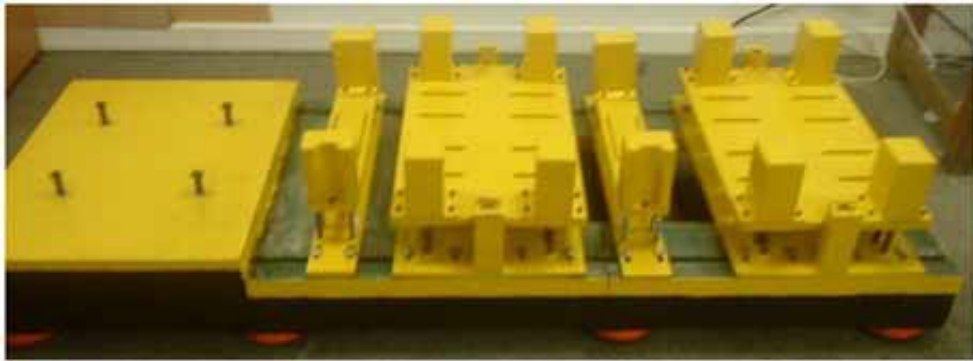
Yapılan analizler, çift sargılı elektrik makinasının klasik bir motor veya generatör olarak çalıştırılabileceğinin yanısıra amaçlandığı gibi aynı anda hem motor hem de generatör olarak kullanılabileceğini ortaya koymaktadır. Gerçekleştirilen tüm analizler deneysel verilerin yer aldığı bölümde karşılaştırmalı olarak detaylıca ele alınmaktadır.

5. DENEYSEL ÇALIŞMA TEST DÜZENEĞİ VE EKİPMANLARI

Çalışma kapsamında geliştirilen çift sargılı elektrik makinası prototipinin ve önerilen elektrikli aksesuar sürme sisteminin deneysel performans verilerinin elde edilmesi için test düzeneğine ihtiyaç duyulmaktadır. Bu bölümde, deneysel test düzeneğinin oluşturulma aşamaları ve kullanılan ekipmanların detayları paylaşılmaktadır.

5.1. Test Platformu İmalatı ve Montajı

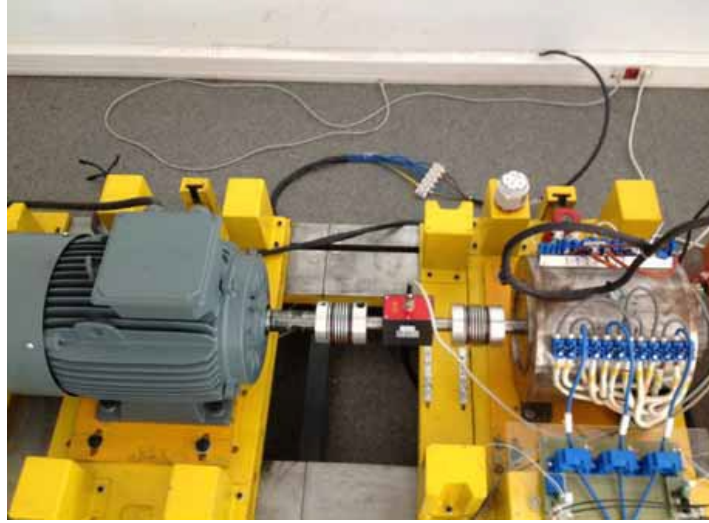
Tasarlanan çift sargılı elektrik makinası prototipinin testlerinin sağlıklı bir şekilde yürütülebilmesi ve gelecekte yapılacak çalışmalar göz önünde bulundurularak test platformu imalatı gerçekleştirilmektedir. Şekil 5.1’de imalatı tamamlanarak montajı tamamlanan test platformu gösterilmektedir. Test platformu üç ekseninde hareket ettirilebilir özelliğine sahiptir. Dolayısıyla üzerine montaj edilecek makinaların hizalamasının hassas ve güvenilir yapılabilmesine olanak sağlamaktadır. Ayrıca test platformu ağırlığı ve yere basan ayakları sayesinde, üzerinde meydana gelebilecek titreşimleri sönmümlendirebilecek yapıdadır. Özellikle yüksek hız değerlerinde yapılacak testler için oluşabilecek titreşimin minimize edilmesi önemli bir noktadır.



Şekil 5.1. Test platformu genel görünümü

Test platformunun zemine göre yükseklik ve hizalama çalışmaları tamamlandıktan sonra, sincap kafesli asenkron motor ile geliştirilen prototip elektrik makinası üzerine montaj edilmektedir. Test platformu üzerine montaj edilen makinaların, sağlıklı çalışma şartları için son bir kez daha lazerle hizalama çalışması yinelenmektedir.

Şekil 5.2 ile mekanik montajların ve hizalama çalışmalarının tamamlandığı son durum fotoğrafı gösterilmektedir.



Şekil 5.2. ASM ve prototip makina mekanik bağlantıları

Şekil 5.2’de görüldüğü gibi asenkron motor ve prototip makina arasında moment sensörü yer almaktadır. Kullanılan moment sensörü 100 Nm değerine kadar olan moment değerlerini ölçebilmektedir.

5.2. Deney Test Sisteminde Yer Alan Güç ve Kontrol Devreleri

Araç içi yüksek gerilim bataryasını, varyak ve kontrolsüz doğrultucu kullanılarak oluşturulan gerilim kaynağı temsil etmektedir. Güç kaynağı olarak kullanılan varyak, 3x10 kVA gücünde olup, üç fazlı 0 - 380 Volt çalışma gerilimi aralığına sahiptir ve fotoğrafı Şekil 5.3’de gösterilmektedir.



Şekil 5.3. Varyak

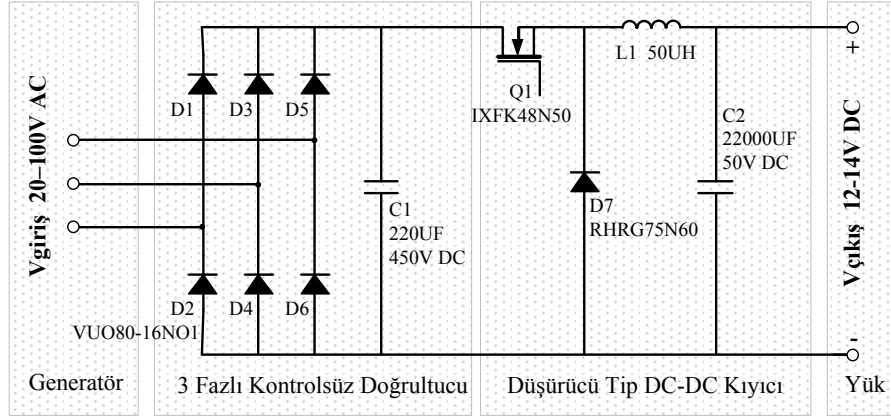
Önerilen elektrikli aksesuar sürme sisteminde araç tahrik sistemini ve mekanik aksesuarları temsil eden asenkron motorun kontrolü Şekil 5.4’de fotoğrafı verilen 4 bölgeci sürücü ile sağlanmaktadır. Kullanılan bu sürücü yardımı ile asenkron motor mekanik güç sağlayarak araç tahrik sistemi gibi, çift sargılı elektrik makinasının motor modunda çalışma durumunda ise mekanik yük gibi kullanılabilir. Sürücünün (Sinamics G 120 Modüler AC Motor Hız Kontrol Ünitesi) güç aralığı 0,37 - 250 kW ‘tır. Rejeneratif enerji kazanımını devreye geri verebilme özelliğine sahip sürücünün gerilim aralıkları 380 - 480 V‘tur. Giriş frekansı 47 - 63 Hz, çıkış frekansı ise V/f kontrolünde 0 - 650 Hz, vektör kontrolde ise 0 - 200 Hz değerindedir.



Şekil 5.4. Asenkron motor sürücü seti

Çift sargılı elektrik makinasının generatör sargılarından elde edilen gerilim değeri 20 – 120 V AC aralığında değişmektedir. Elde edilen bu gerilim değeri doğrultularak, araç içerisinde bulunan düşük gerilim bataryası (12 – 14 V DC) değerine ayarlanmalıdır. Bu işlem generatör sargı uçlarına bağlanacak bir kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı devresi veya kontrollü doğrultucu ile gerçekleştirilebilir. Bu deney setinde her iki yapıda oluşturularak performans verileri elde edilmektedir. Şekil 5.5’de kontrolsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı blok şeması, Şekil 5.6’da ise kontrolsüz doğrultucu DC-DC kıyıcı seti fotoğrafı

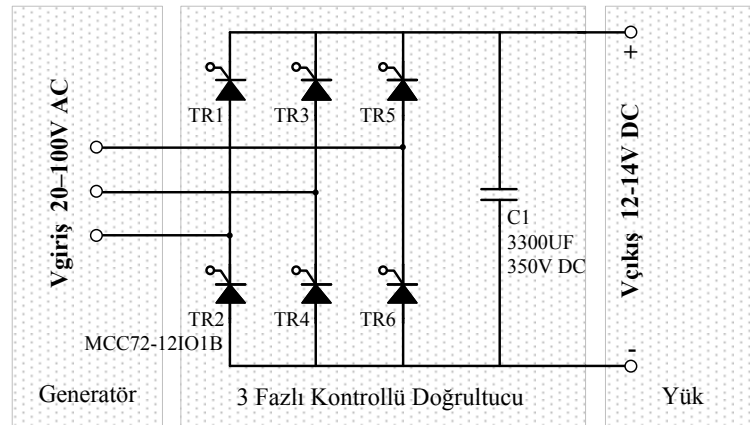
gösterilmektedir. Bir diğer dönüştürücü yapısı olan kontrollü doğrultucu blok şeması Şekil 5.7 ile gerçekleştirilen seti fotoğrafı ise Şekil 5.8’de verilmektedir.



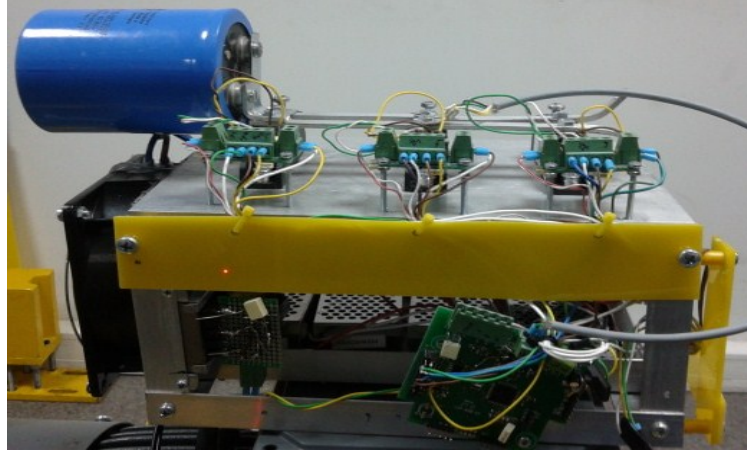
Şekil 5.5. Kontrollsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı blok şeması



Şekil 5.6. Kontrollsüz doğrultucu ve DC-DC kıyıcı seti



Şekil 5.7. Kontrollü doğrultucu blok şeması



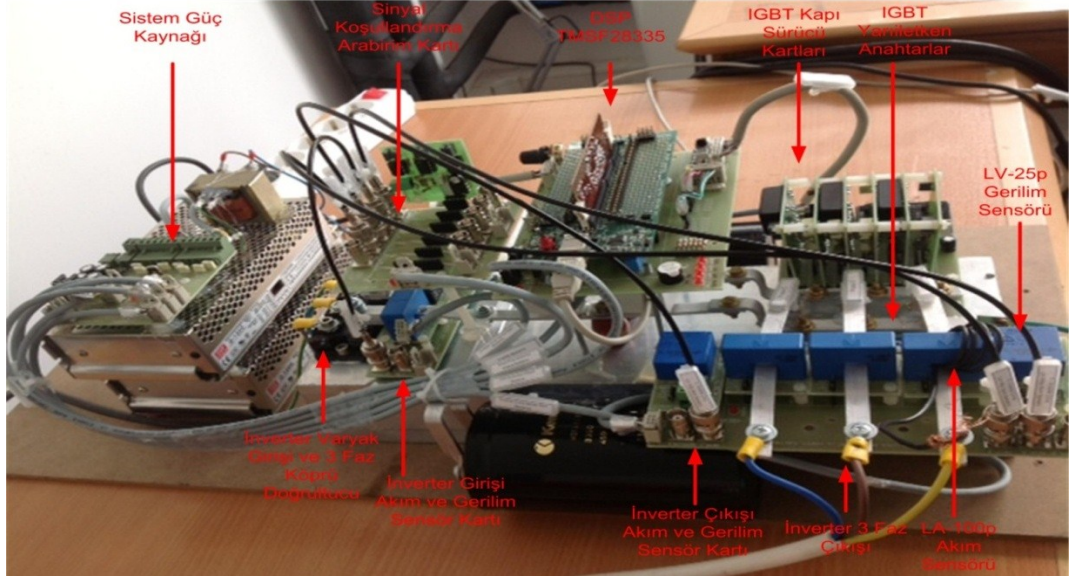
Şekil 5.8. Kontrollü doğrultucu seti

Araçlarda yer alan elektriksel aksesuarlar, deney test düzeneğinde, 12 kademedan oluşan toplam 3 kW değerinde güce sahip rezistif yük bankası kullanılarak temsil edilmektedir. Şekil 5.9’da kademeli rezistif yük bankası ve kontrol paneli fotoğrafı gösterilmektedir.



Şekil 5.9. Kademeli yük bankası ve kontrol paneli

Çift sargılı elektrik makinasının motor modda çalışabilmesinin gerçekleştirilebilmesi için 3 fazlı PWM inverter (DC-AC dönüştürücü) kullanılmaktadır. Sürücü, başta DSP işlemci olmak üzere, güç katı ve elektronik kartlardan oluşmaktadır. DSP genişletme kartı, kapı sürme kartları, sürücü kartı, giriş ve çıkış sensörlerinin bulunduğu kartlar, sinyal koşullandırma kartları (akım, gerilim ve enkoder çıkışı için) sistemde bulunan diğer kartlardır. Kullanılan sürücünün genel görünümü Şekil 5.10’da yer almaktadır.



Şekil 5.10. Motor sürücüsü genel görünümü

Motor sürücüsü girişine, 3x10 kVA gücünde 3 fazlı bir varyak çıkışının 3 fazlı köprü doğrultucu vasıtasıyla doğrultulması ile DC gerilim uygulanmaktadır.

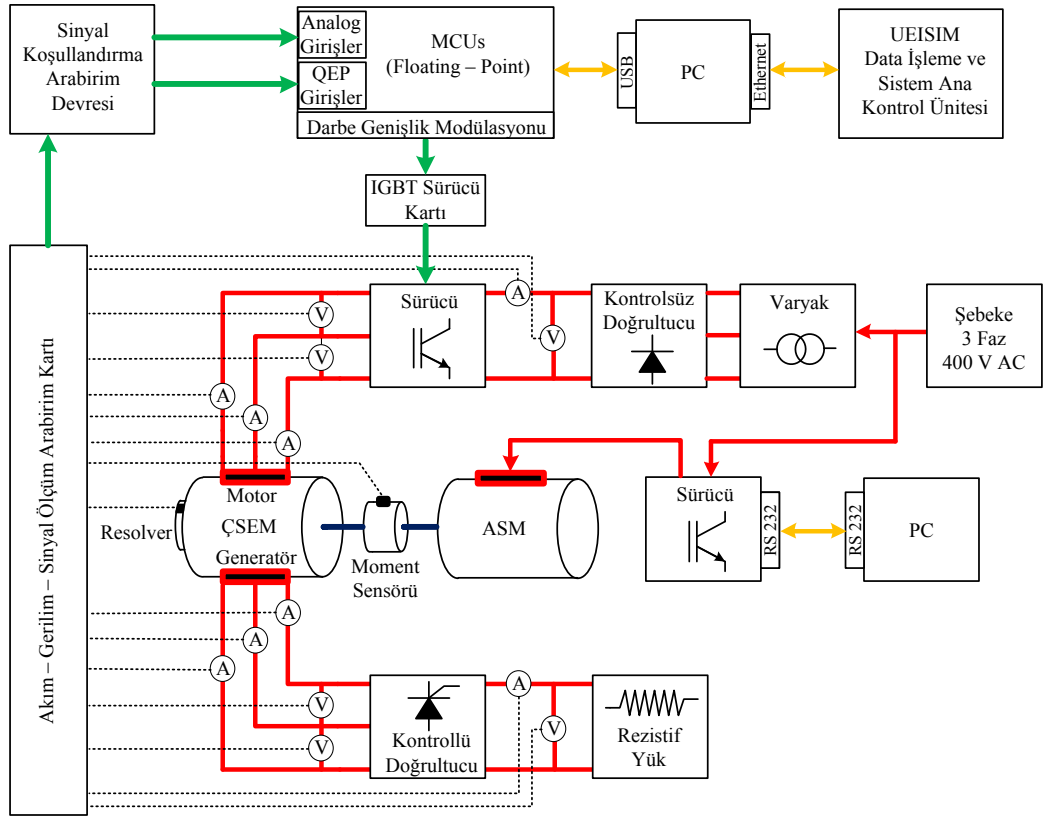
5.3. Deney Test Düzenegi ve Akış Şeması

Çift sargılı elektrik makinasının performans verilerinin elde edildiği deneysel test düzeneginin genel görünümü Şekil 5.11’de verilmektedir.



Şekil 5.11. Çift sargılı elektrik makinası deneysel test düzenegi

Şekil 5.11 ile verilen deneysel test düzeneginde kullanılan devre elemanları arasındaki bağlantı ve kontrol sinyallerinin genel gösterimi Şekil 5.12’de yer almaktadır.



Şekil 5.12. Deneysel test düzeneği blok akış diyagramı

6. ÇİFT SARGILI ELEKTRİK MAKİNASI DENEY ÇALIŞMALARI

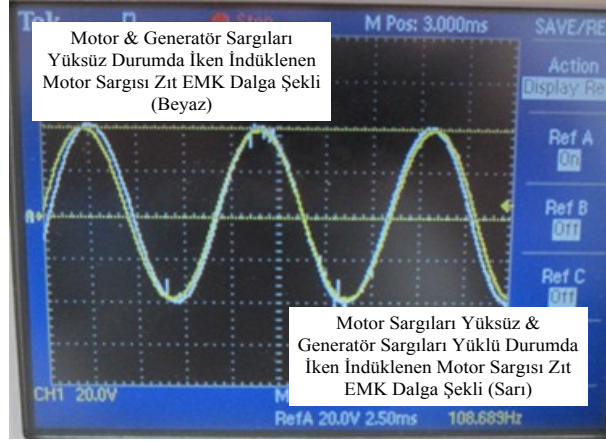
Bir önceki bölümde detayları ile aktarılan deneysel test düzeneği ile çift sargılı elektrik makinasının performans verileri elde edilmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının performans verileri dört başlık altında incelenmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının temelini teşkil eden sargılar arası manyetik kuplaj performansı, yalnızca 1. sargı setinin kullanıldığı motor çalışma performansı, yalnızca 2. sargı setinin kullanıldığı generatör çalışma performansı ve her iki sargı setinin aynı anda kullanıldığı motor-generatör çalışma performansı deneysel test çalışmaları ile ortaya konulmaktadır. Deneysel çalışma verileri (moment, sargı akımları ve gerilimleri, mekanik hız, vb.) bilgisayar ortamına aktarılarak simülasyon sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Deneysel anlık veriler kullanılarak çift sargılı elektrik makinasının giriş, çıkış güç değerleri ve verimi hesaplanarak ilgili tablolarda verilmektedir.

6.1. Sargı Setleri Arası Manyetik Kuplaj Performansı

Tasarlanan çift sargılı elektrik makinasının tek gövde içerisinde aynı anda hem motor hem de generatör olarak kullanılabilmesi, bu çalışmanın temel hedefini oluşturmaktadır. Bu hedefi mümkün kılmak için, tek gövde içerisine yerleştirilen 3 fazlı iki sargı setinin elektriksel ve manyetik olarak birbirinden bağımsız olması büyük önem taşımaktadır. Sargı setleri arasındaki manyetik kuplajın ortadan kaldırılması veya minimize edilmesi için seçilen sargı yapısı ve sargı yerleşimi simülasyon çalışmaları ile önceki bölümlerde aktarılmaktadır. Bu kısımda, simülasyon çalışmaları ile belirlenen en iyi performansa sahip tek katmanlı konsantre sargı yapısı ve sargı yerleşiminin deneysel verileri elde edilmektedir.

Sargı setleri arasındaki manyetik kuplajın belirlenebilmesi için, öncelikle çift sargılı elektrik makinası belirlenen sabit bir hız değerinde (750 d/dk) sincap kafesli asenkron motor ile mekanik olarak tahrik edilmektedir. Bu durumda her iki sargı setinde indüklenen zıt EMK değeri kaydedilmektedir. Bir sonraki aşamada ise aynı mekanik tahrik hızı değeri ile tahrik edilen çift sargılı elektrik makinasının generatör sargıları dengeli 3 fazlı rezistif yük ile yüklenmektedir ve motor sargıları ise yüksüz

durumda bırakılmaktadır. Şekil 6.1’de generatör sargıları yüksüz ve yüklü olması durumlarına göre motor sargılarında indüklenen tek faz gerilim dalga şekilleri gösterilmektedir. Şekil 6.1’de gösterildiği gibi motor sargılarında indüklenen gerilim dalga şekli ve genliği her iki çalışma durumu içinde aynıdır. Generatör sargılarının yüklenmesi veya yüksüz durumda olması motor sargılarını manyetik olarak etkilememektedir.

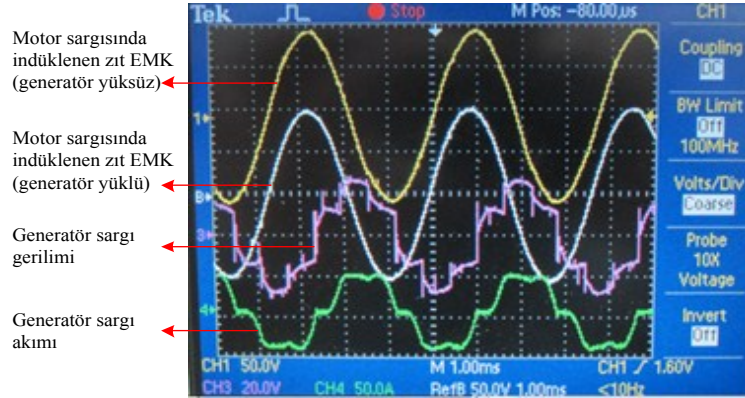


Şekil 6.1. Motor sarılarında indüklenen zıt emk dalga şekilleri

Çift sargılı elektrik makinasının araç içi elektriksel yükleri besleyebilmesi için generatör sargı uçlarına tercihe bağlı olarak bir konvertör bağlanması gerekmektedir. Bu durumda generatör sargılarından çekilen akım harmonik bileşenler içermesi kaçınılmazdır. Generatör sargılarından çekilecek harmonikli akım değerlerinin, motor sargılarında indüklenen zıt EMK profiline etkisi dikkate alınmalıdır. Bu doğrultuda generatör, sargı uçlarına bağlanan kontrolsüz bir doğrultucu vasıtasıyla yüklenerek sargılarından çekilen akım ve indüklenen gerilim değerleri kayıt altına alınmaktadır. Generatör sargılarında indüklenen gerilim ve çekilen akım profili Şekil 6.2 ile gösterilmektedir. Ayrıca Şekil 6.2’de motor sargılarında indüklenen zıt EMK dalga şekilleri yer almaktadır. Şekil 6.2 incelendiğinde generatör sargılarından çekilen harmonikli akım değerlerinin motor sargılarında indüklenen zıt EMK dalga şekline herhangi bir etkisi olmadığı görülmektedir. Bu durum sargı setleri arasında manyetik kuplajın olmadığı sonucunu ortaya koymaktadır.

Sargı setleri arasındaki manyetik kuplaj performansının belirlenmesi için gerçekleştirilen deneysel çalışmalar, çift sargılı prototip makinanın kuplajsız bir

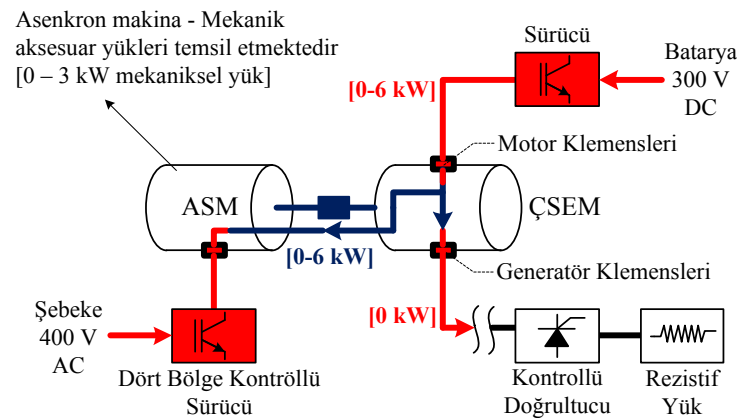
yapıya sahip olduğunu ortaya koymaktadır. Sonuç olarak çift sargılı elektrik makinası, aynı anda birbirinden bağımsız olarak motor ve generatör olarak çalışabilmektedir.



Şekil 6.2. Motor ve generatör sargılarında indüklenen zıt EMK dalga şekilleri

6.2. Çift Sargılı Elektrik Makinasının Motor Çalışma Performansı

Deneysel çalışma senaryosu, çalışma kapsamında ele alınan elektrikli aksesuar sürme sistemine göre belirlenmektedir. Öncelikle araç tahrik sisteminin (İYM) devre dışı olduğu, mekanik ve elektrikli aksesuarların çift sargılı elektrik makinası tarafından sağlandığı çalışma durumu ele alınmaktadır. Bu çalışma senaryosu, çift sargılı elektrik makinasının yalnızca motor, aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışma durumları göz önüne alınarak incelenmektedir.

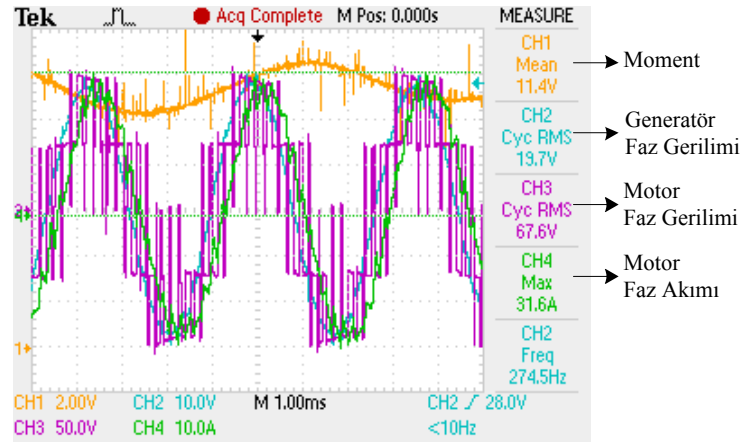


Şekil 6.3. ÇSEM yalnız motor çalışma senaryosu blok diyagramı

Bu kısımda Şekil 6.3’de gösterildiği gibi yalnızca mekanik aksesuarların devrede, elektrikli aksesuarların ise devre dışı olduğu çift sargılı elektrik makinasının motor

çalışma durumu ele alınmaktadır. Çift sargılı elektrik makinasının aynı anda hem motor hem de generatör olarak yüklendiği çalışma durumu ilerleyen kısımlarda ayrı başlık altında verilmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının motor çalışma performans verileri sabit hız (1500 d/dk), değişken yük (0 – 6 kW) değerlerinde elde edilmektedir.

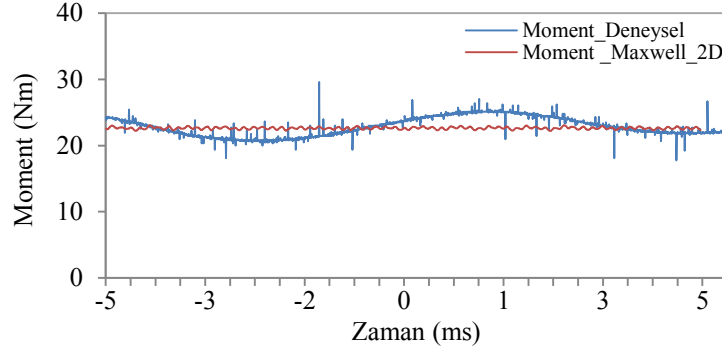
İlk aşamada herhangi bir mekanik yükün devrede olmadığı düşünülerek çift sargılı elektrik makinasının yüksüz durumda motor çalışma performansı ortaya konulmaktadır. Bir sonraki aşamada mekanik aksesuarların kullanım durumuna bağlı olarak değişken mekaniksel yüklenme (0 – 6 kW) performansı incelenmektedir. Bu doğrultuda deneysel test düzeneğinde yer alan sincap kafesli asenkron makina ve dört bölge kontrollü sürücüsü vasıtasıyla çift sargılı elektrik makinası mekanik olarak yüklenmektedir. Sabit hız değeri altında çift sargılı elektrik makinası 0 – 38 Nm yük momenti ile yüklenerek motor çalışma performans verileri kaydedilmektedir. Şekil 6.4’de 22,82 Nm değerinde yük momenti ile yüklendiğinde elde edilen akım, gerilim ve moment değişimi gösterilmektedir.



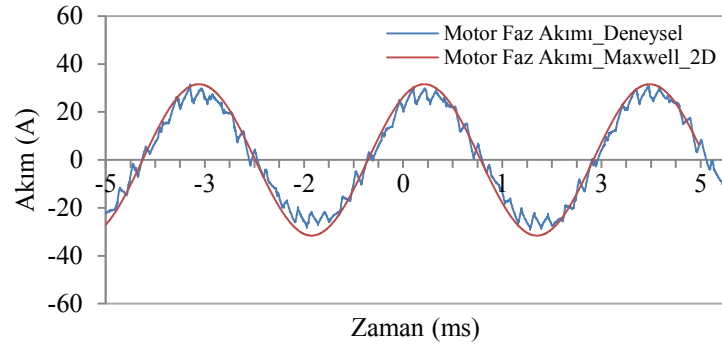
Şekil 6.4. ÇSEM yalnız motor çalışma eğrileri

Şekil 6.4 ile verilen deneysel veriler ile aynı yüklenme şartlarında gerçekleştirilen simülasyon çalışmaları sonucu elde edilen veriler Şekil 6.5 ve Şekil 6.6’da karşılaştırılmaktadır. Şekil 6.6’da gösterilen motor sargı akımı uygulandığında, deneysel çalışma sonucunda elde edilen moment grafiği, simülasyon çalışmasında ortaya çıkan moment grafiği ile karşılaştırıldığında aynı genlik değerine sahiptir. Çift sargılı elektrik makinasının yalnızca motor çalıştırılması ile elde edilen performans verileri Tablo 6.1’de ve Tablo 6.2’de özetlenmektedir. Tablo 6.1’de elde edilen

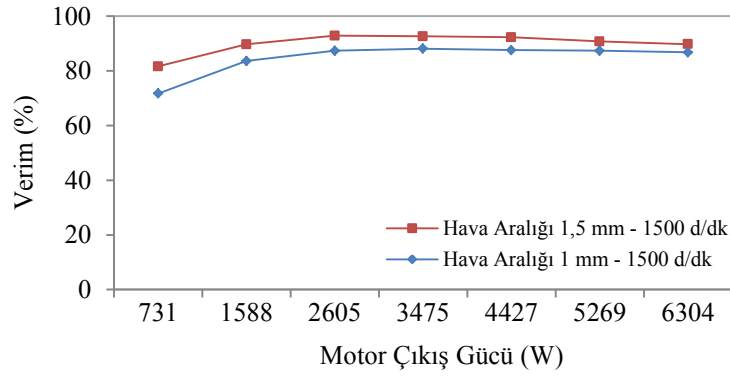
veriler 1 mm hava aralığı değerinde, Tablo 6.2’de elde edilen veriler 1,5 mm hava aralığı değerinde yapılan deneysel sonuçları göstermektedir.



Şekil 6.5. Motor çalışma moment eğrisi (22,82 Nm)



Şekil 6.6. Motor faz akımı eğrisi (22,82 Nm)



Şekil 6.7. ÇSEM motor çalışma verim grafiği

Çift sargılı elektrik makinasının yalnızca motor olarak çalıştırılması durumu, toplam makina çıkış gücünün (9 kW) 2/3’ünün kullanıldığını göstermektedir. Tablo 6.1’de yer alan çıkış performans verileri incelendiğinde, çift sargılı elektrik makinasının yalnızca motor olarak çalıştırılması durumunda %87 - %90 değerleri arasında verim elde edilmektedir. Tablo 6.1’de ve Tablo 6.2’de yer alan çeşitli güç değerlerindeki verim performans verileri Şekil 6.7’de grafik olarak gösterilmektedir.

Tablo 6.1. ÇSEM motor çalışma verileri (1 mm hava aralığı değeri)

Hız (d/dk)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pgiriş (W)	Moment (Nm)	Pçıkış (W)	Motor Verimi (%)
1500 d/dk	5,20	102,20	1019,85	4,65	730,75	71,76
	9,43	103,19	1900,09	10,10	1587,64	83,62
	14,57	104,69	2983,12	16,56	2604,95	87,37
	19,05	105,84	3943,68	22,10	3474,62	88,14
	23,92	108,22	5055,15	28,07	4426,61	87,59
	28,38	109,68	6030,79	33,36	5268,76	87,39
	33,86	112,79	7361,30	39,96	6303,86	85,66

Tablo 6.2. ÇSEM motor çalışma verileri (1,5 mm hava aralığı değeri)

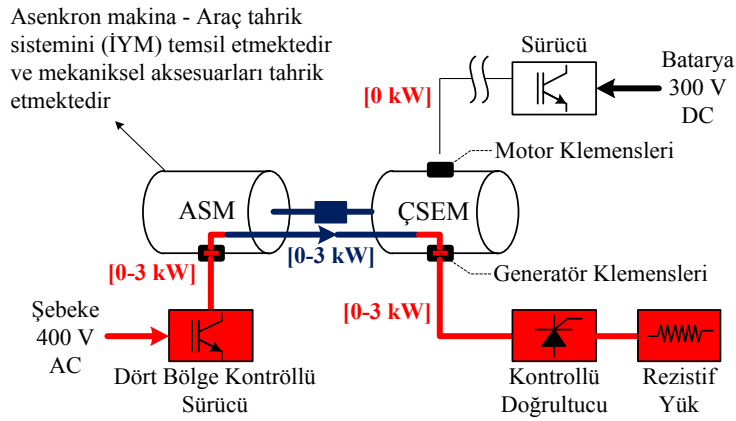
Hız (d/dk)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pgiriş (W)	Moment (Nm)	Pçıkış (W)	Motor Verimi (%)
1500 d/dk	4,81	93,55	794,33	3,91	614,75	77,39
	6,02	93,72	968,33	5,03	790,36	81,62
	9,80	94,39	1619,30	9,23	1452,49	89,70
	14,74	94,97	2459,57	14,43	2270,13	92,30
	19,80	96,92	3370,42	19,85	3129,90	92,86
	23,55	97,45	3976,41	23,42	3683,15	92,63
	29,41	101,21	5092,78	29,78	4700,21	92,29
	34,43	105,03	6036,13	34,68	5480,05	90,79
	37,51	108,61	6640,29	38,08	5995,50	90,29

İki hava aralığı durumu için verim karşılaştırması yapıldığında 1,5 mm hava aralıklı makinenin yük değişimine göre %77-93 aralığında, 1 mm hava aralıklı makinenin ise %71-88 aralığında verime sahip olduğu görülmektedir. 1,5 mm hava aralıklı makinenin daha yüksek verime sahip olmasının nedeni, hava aralığındaki artış değildir. Zira artan hava aralığının verimi düşürmesi beklenir. Makine hava aralığı 1,5 mm yapılırken, rotor malzemesi olarak som çelik kullanmak yerine manyetik laminasyon kullanılmıştır. Dolayısıyla bu durum demir kayıplarını azaltığından sonuç olarak motor verimi artmıştır. Bu verim artışının hava aralığı artışına rağmen olduğu göz ardı edilmemelidir. Som çelik malzemedan manyetik laminasyon malzemeye olan yapısal değişiklik, 1 mm hava aralığı muhafaza edilerek yapılsa idi, verimin daha yüksek değerlere çıkması beklenmektedir.

6.3. Çift Sargılı Elektrik Makinasının Generatör Çalışma Performansı

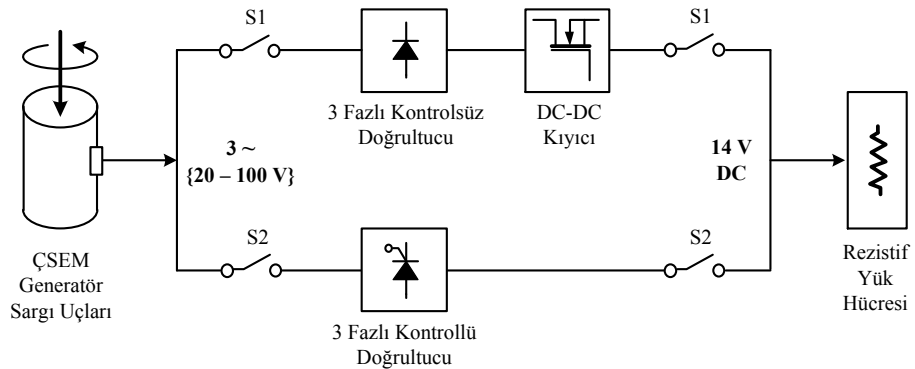
Bu kısımda, çift sargılı elektrik makinasının yalnızca generatör olarak çalışması ve performans verileri incelenmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının yalnızca

generatör olarak çalışmasını içeren deneysel çalışma senaryosu blok diyagramı Şekil 6.8’de verilmektedir. Bu çalışma senaryosunda araç tahrik sistemi devrede ve mekanik aksesuar yükleri araç tahrik sistemi tarafından sürülmektedir. Elektrikli aksesuar yüklerinin ve düşük gerilim bataryasının (12 V akü) elektriksel güç beslemeleri, çift sargılı elektrik makinası generatör sargıları vasıtasıyla sağlanmaktadır. Çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları ise uyarımsız durumdadır.



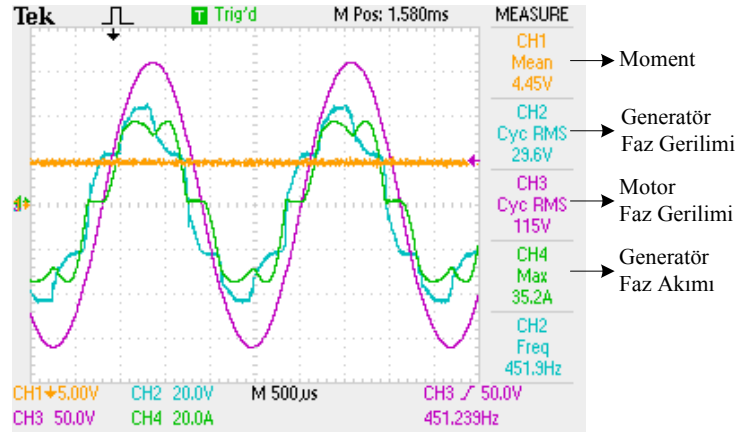
Şekil 6.8. ÇSEM yalnız generatör çalışma senaryosu blok diyagramı

Deneysel test sisteminde AC-DC işlemi, Şekil 6.9’da verilen blok şemasında gösterildiği gibi, hem kontrollü doğrultucu hem de kontrolsüz doğrultucu içeren DC-DC kısıyıcı seti ile yapılarak performans verileri ortaya konulmaktadır. Generatör çalışma performans verileri, araç tahrik sisteminin hızına bağlı olarak değişken hız değerlerinde (1500 – 6000 d/dk) ve değişken elektriksel çıkış gücü değerlerinde (0 – 3 kW) elde edilmektedir.

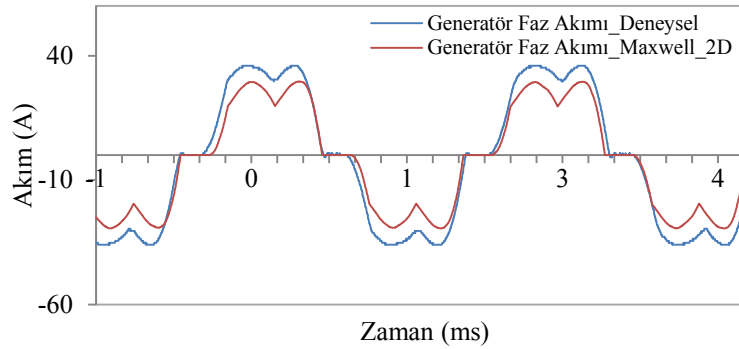


Şekil 6.9. ÇSEM generatör için AC-DC dönüştürücü yapıları blok şeması

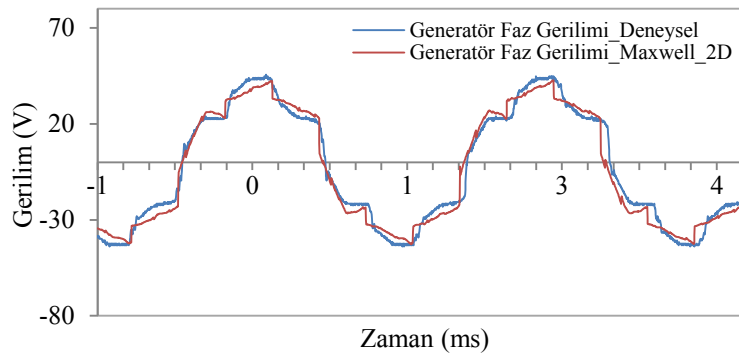
Şekil 6.10'da çift sargılı elektrik makinası 2500 d/dk hız değerinde mekanik tahrik edildiğinde, generatör sargularından (DC-DC kıyıcı kullanılarak) çekilen akım ve gerilim eğrileri gösterilmektedir. Şekil 6.10'da verilen generatör sargularına ait deneysel eğriler, aynı hız ve yüklenme değerlerinde yapılan simülasyon çalışmalarından elde edilen eğriler ile Şekil 6.11 ve 6.12'de karşılaştırılmaktadır.



Şekil 6.10. ÇSEM yalnız generatör çalışma eğrileri



Şekil 6.11. Generatör çalışma faz akımı eğrisi (DC-DC kıyıcı)



Şekil 6.12. Generatör çalışma faz gerilimi eğrisi (DC-DC kıyıcı)

Çift sargılı elektrik makinasının 1500 – 3000 d/dk hız aralığında yalnızca generatör çalıştırılması ile elde edilen performans verileri, konvertör yapısı olarak DC-DC kıyıcı kullanıldığında Tablo 6.3’de, kontrollü doğrultucu kullanıldığında Tablo 6.5’de özetlenmektedir. Ayrıca hava aralığı ve rotor yapısı revizyonundan sonra elde edilen veriler Tablo 6.4 ve Tablo 6.6’da verilmektedir.

Tablo 6.3. ÇSEM generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcılı yapı, 1 mm hava aralığı)

Hız (d/dk)	Mil Momenti (Nm)	Pgiriş (kW)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pçıkış (kW)	Pdc (kW)	Generatör Verimi (%)	Kıyıcı Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
1500	3,85	0,61	7,58	18,66	0,38	0,30	62,4	78,7	49,2
	8,21	1,29	21,89	18,05	1,10	0,87	85,3	78,9	67,3
	10,65	1,67	30,36	17,64	1,50	1,16	89,4	77,5	69,3
	15,97	2,51	50,55	16,54	2,34	1,72	93,4	73,5	68,6
	19,04	2,99	62,78	15,82	2,80	1,99	93,7	70,9	66,4
	22,31	3,51	77,23	14,85	3,27	2,23	93,2	68,0	63,4
2000	3,58	0,75	5,58	24,91	0,36	0,29	47,9	80,3	38,5
	6,82	1,43	15,96	24,45	1,08	0,88	75,7	80,9	61,3
	8,42	1,76	21,31	24,15	1,43	1,15	81,3	80,2	65,2
	12,29	2,58	34,80	23,31	2,27	1,76	88,0	77,6	68,3
	14,15	2,96	41,82	22,81	2,67	2,01	90,1	75,4	67,9
	16,39	3,43	51,15	22,10	3,17	2,29	92,3	72,4	66,8
2500	3,64	0,95	4,74	31,02	0,37	0,29	38,6	80,1	30,9
	6,20	1,62	12,89	30,60	1,09	0,88	67,0	80,9	54,2
	7,50	1,96	17,12	30,36	1,44	1,15	73,5	80,0	58,8
	10,35	2,71	27,01	29,61	2,23	1,75	82,4	78,3	64,5
	11,79	3,09	32,17	29,23	2,63	2,00	85,2	76,0	64,8
	13,40	3,51	37,93	28,65	3,04	2,24	86,6	73,9	64,0
3000	3,65	1,15	3,92	36,98	0,35	0,28	30,2	81,2	24,5
	6,90	2,17	14,30	36,28	1,43	1,16	66,0	80,6	53,3
	6,84	2,15	14,23	36,24	1,42	1,14	66,2	79,9	52,9
	9,22	2,90	22,50	35,50	2,23	1,71	76,8	76,9	59,1
	10,32	3,25	26,34	35,11	2,58	1,96	79,5	75,9	60,3
	11,64	3,66	31,29	34,59	3,02	2,25	82,6	74,3	61,4
3500	4,10	1,51	3,69	43,82	0,37	0,30	24,8	80,5	19,9
	5,91	2,17	9,25	43,34	1,08	0,87	49,9	80,5	40,1
	6,99	2,56	12,72	43,00	1,50	1,21	58,7	80,2	47,0
	8,84	3,24	18,99	42,37	2,23	1,71	68,9	76,4	52,7
	10,07	3,69	23,27	41,96	2,72	2,02	73,7	74,4	54,8
	11,28	4,14	27,99	41,24	3,22	2,35	77,9	72,8	56,7
4000	4,24	1,78	3,53	49,02	0,39	0,31	22,1	79,1	17,5
	5,85	2,45	8,56	48,52	1,11	0,89	45,5	79,9	36,3
	8,19	3,43	16,44	47,64	2,17	1,66	63,1	76,7	48,4
	8,26	3,46	16,69	47,56	2,20	1,68	63,4	76,5	48,5
	9,34	3,91	20,42	47,17	2,68	2,02	68,4	75,3	51,5
	9,95	4,17	22,64	46,79	2,95	2,17	70,7	73,5	52,0

Tablo 6.4. ÇSEM generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcı yapı, 1,5 mm hava aralığı)

Hız (d/dk)	Mil Momenti (Nm)	Pgiriş (kW)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pçıkış (kW)	Pdc (kW)	Generatör Verimi (%)	Kıyıcı Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
1500	3,27	0,51	9,50	15,21	0,37	0,31	72,2	84,5	61,0
	5,39	0,85	17,37	14,83	0,70	0,60	82,9	85,0	70,4
	7,74	1,22	27,29	14,39	1,08	0,89	89,0	82,3	73,3
	10,27	1,61	38,68	13,73	1,47	1,18	91,0	80,2	73,0
	12,95	2,03	52,11	12,91	1,88	1,46	92,3	77,9	71,9
	16,21	2,55	70,54	11,48	2,29	1,73	89,9	75,2	67,7
2000	2,99	0,63	6,90	20,62	0,36	0,30	58,0	82,1	47,6
	6,22	1,30	19,24	20,01	1,06	0,87	81,1	82,7	67,1
	7,83	1,64	25,98	19,60	1,40	1,14	85,5	81,6	69,8
	11,72	2,45	43,41	18,32	2,20	1,73	89,7	78,6	70,4
	13,84	2,90	53,10	17,53	2,60	1,99	89,7	76,5	68,6
	16,14	3,38	66,01	16,35	3,05	2,26	90,2	74,2	66,9
2500	2,86	0,75	5,62	25,81	0,36	0,29	47,4	82,0	38,9
	5,47	1,43	15,34	25,29	1,06	0,88	73,9	83,2	61,5
	6,77	1,77	20,77	24,88	1,42	1,16	80,0	82,1	65,7
	9,70	2,54	33,21	23,88	2,19	1,74	86,1	79,6	68,6
	11,29	2,95	40,53	23,17	2,59	2,02	87,7	78,1	68,5
	12,97	3,39	47,90	22,44	2,98	2,28	87,9	76,5	67,2
3000	2,85	0,90	4,88	30,95	0,36	0,29	39,7	82,2	32,7
	4,98	1,57	12,78	30,47	1,05	0,87	67,0	83,0	55,6
	6,03	1,90	16,88	30,18	1,39	1,14	73,3	82,3	60,3
	8,41	2,64	26,86	29,29	2,16	1,74	81,7	80,5	65,8
	9,59	3,02	32,07	28,76	2,54	2,01	84,1	79,1	66,5
	11,14	3,50	38,75	28,04	2,99	2,31	85,4	77,2	66,0
3500	2,79	1,02	4,25	35,95	0,35	0,28	33,9	81,5	27,7
	4,73	1,74	11,44	35,50	1,09	0,91	62,7	83,6	52,4
	5,57	2,05	14,53	35,21	1,39	1,15	67,8	83,0	56,2
	7,52	2,76	22,63	34,47	2,14	1,71	77,4	79,8	61,8
	8,54	3,13	26,96	33,99	2,51	1,99	80,2	79,1	63,5
	9,79	3,59	31,92	33,41	2,93	2,26	81,6	77,2	63,0
4000	4,73	1,98	10,21	40,40	1,09	0,92	55,2	83,6	46,1
	6,29	2,63	16,24	39,87	1,76	1,43	66,8	81,1	54,2
	7,17	3,00	20,02	39,40	2,15	1,73	71,7	80,2	57,5
	7,94	3,33	23,17	39,03	2,47	1,96	74,4	79,1	58,8
	9,13	3,83	28,23	38,40	2,97	2,32	77,7	78,2	60,7
	4500	4,53	2,14	9,02	45,12	1,06	0,88	49,7	83,0
5,20		2,46	11,70	44,80	1,40	1,16	57,1	82,5	47,1
6,83		3,23	18,31	44,09	2,20	1,76	68,1	80,1	54,5
7,57		3,57	21,36	43,67	2,55	2,00	71,3	78,4	55,9
8,46		4,00	25,09	43,16	2,96	2,28	74,1	76,9	57,0
5000		4,69	2,46	8,24	50,91	1,08	0,90	43,8	83,7
	5,21	2,74	10,26	50,69	1,37	1,14	50,1	83,1	41,6
	6,76	3,55	16,43	49,95	2,22	1,78	62,7	79,9	50,1
	7,40	3,88	19,13	49,51	2,58	2,01	66,4	77,8	51,7
	8,35	4,38	23,03	48,99	3,08	2,34	70,3	76,0	53,5
	5500	3,51	2,03	3,15	55,91	0,36	0,29	17,6	80,6
4,66		2,69	7,50	55,48	1,05	0,87	39,0	83,0	32,4
5,42		3,13	10,15	55,22	1,47	1,23	47,1	83,2	39,2

Tablo 6.5. ÇSEM generatör çalışma verileri (kontrollü doğrultucu yapı, 1 mm hava aralığı)

Hız (d/dk)	Mil Momenti (Nm)	Pgiriş (kW)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pçıkış (kW)	Pdc (kW)	Generatör Verimi (%)	Doğrultucu Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
1500	5,28	0,83	38,40	16,43	0,68	0,49	81,9	71,8	58,7
	7,28	1,14	55,14	15,32	1,01	0,72	88,4	71,2	62,9
	11,70	1,84	87,65	13,06	1,73	1,18	94,1	68,0	64,0
	16,57	2,60	118,20	10,63	2,47	1,63	95,1	65,9	62,6
	16,78	2,63	119,11	10,53	2,52	1,64	95,6	65,3	62,4
	22,12	3,47	147,04	8,12	3,24	2,05	93,2	63,4	59,1
2000	4,82	1,01	38,47	21,79	0,70	0,49	69,3	70,5	48,9
	6,39	1,34	55,28	20,31	1,05	0,73	78,8	69,2	54,5
	9,84	2,06	87,47	17,29	1,77	1,17	85,9	66,2	56,9
	11,97	2,51	104,17	15,53	2,20	1,43	87,7	65,2	57,2
	13,82	2,89	118,67	13,92	2,56	1,63	88,5	63,8	56,4
	16,16	3,38	133,79	12,05	2,96	1,86	87,5	62,8	55,0
2500	4,61	1,21	38,17	27,10	0,71	0,49	58,9	68,6	40,4
	5,93	1,55	55,22	25,21	1,08	0,73	69,2	67,7	46,9
	7,24	1,89	71,32	23,31	1,43	0,95	75,7	66,3	50,2
	10,52	2,75	103,48	19,31	2,21	1,41	80,4	63,7	51,2
	12,29	3,21	118,73	17,13	2,63	1,64	81,7	62,3	50,9
	14,10	3,69	133,97	14,76	3,05	1,86	82,7	60,9	50,4
3000	4,54	1,43	37,90	32,21	0,72	0,48	50,8	65,5	33,3
	5,67	1,78	55,06	29,87	1,11	0,72	62,5	64,7	40,4
	6,85	2,15	71,13	27,66	1,50	0,94	69,5	63,0	43,8
	9,66	3,04	103,89	22,72	2,30	1,41	75,8	61,4	46,5
	11,25	3,54	119,66	19,96	2,75	1,65	77,9	60,0	46,8
	12,83	4,03	134,20	17,20	3,15	1,86	78,1	59,0	46,1
3500	4,76	1,75	38,78	37,79	0,80	0,49	45,9	61,3	28,1
	5,74	2,11	55,27	35,21	1,18	0,72	56,2	60,5	34,0
	6,89	2,53	73,01	32,30	1,64	0,98	64,7	60,1	38,9
	8,23	3,02	91,52	29,11	2,15	1,27	71,2	59,1	42,0
	9,16	3,36	103,45	26,89	2,37	1,38	70,7	58,3	41,2
	10,61	3,89	119,82	23,46	2,87	1,64	73,9	57,0	42,1
4000	4,85	2,03	38,63	42,15	0,86	0,49	42,2	57,2	24,1
	5,72	2,40	55,52	39,15	1,26	0,73	52,5	57,7	30,3
	6,59	2,76	71,14	36,06	1,64	0,94	59,3	57,2	33,9
	7,71	3,23	88,43	32,68	2,09	1,19	64,8	56,8	36,8
	8,82	3,70	104,00	29,39	2,52	1,41	68,1	55,9	38,1
	10,09	4,23	119,06	25,89	2,93	1,62	69,2	55,5	38,4

Tablo 6.3’de verilen değerler, çift sargılı elektrik makinasının generatör çalışma performansını ortaya koymaktadır. Generatör sargıları ile DC bara arasında dönüştürücü yapısı olarak kontrolsüz doğrultucu içeren DC-DC kıyıcı yapısı kullanılmaktadır. Nominal hız değerinde (1500 d/dk), generatör %92 - %94 arasında bir verim değerine sahiptir. Hız değeri arttırıldığında, generatör verim değeri %65 - %70 arasındadır. Sistemde yer alan dönüştürücü verimi ise %75 - %80 arasında bir

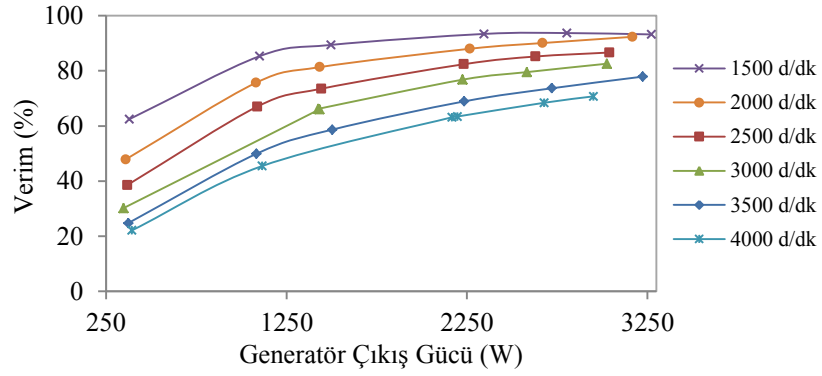
değere sahiptir. Bu dönüştürücü yapısı kullanılarak oluşturulan çift sargılı elektrik makinasının generatör çalışma modu bileşke verimi, nominal hız değeri için %68, yüksek hız (4000 d/dk ve üstü) değerlerinde ise %50 olmaktadır. Tablo 6.5 ile verilen değerler ise dönüştürücü yapısı olarak kontrollü doğrultucunun kullanıldığı durumu göstermektedir. Kontrollü doğrultucu verimi %55 - %70 değerleri arasında, sistemin bileşke verimi ise %40 - %60 arasında tespit edilmiştir.

Tablo 6.6. ÇSEM generatör çalışma verileri (kontrollü doğrultuculu yapı, 1,5 mm hava aralığı)

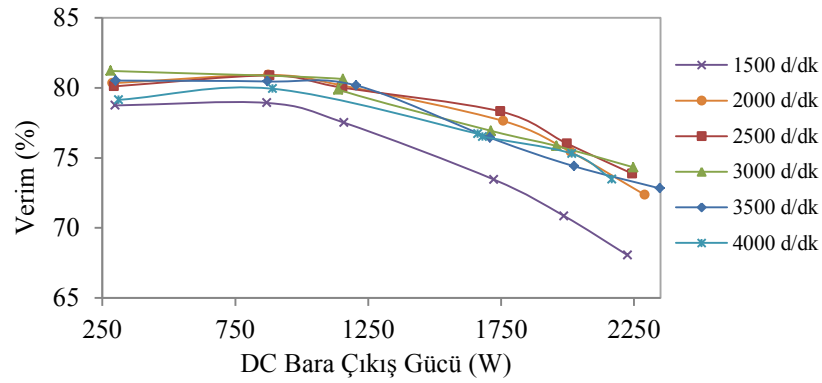
Hız (d/dk)	Mil Momenti (Nm)	Pgiriş (kW)	Faz Akımı Etkin Değeri (A)	Faz Gerilimi Etkin Değeri (V)	Pçıkış (kW)	Pdc (kW)	Generatör Verimi (%)	Doğrultucu Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
1500	4,57	0,72	31,91	13,52	0,55	0,46	75,9	84,2	64,0
	8,70	1,37	61,17	11,24	1,12	0,92	81,8	82,5	67,5
	11,02	1,73	74,44	10,09	1,40	1,15	80,7	82,1	66,3
	15,66	2,46	99,95	7,60	1,96	1,56	79,5	79,9	63,5
	13,20	2,07	86,90	8,92	1,66	1,34	80,0	80,8	64,7
	13,24	2,08	86,73	8,93	1,66	1,35	79,7	81,2	64,8
2000	4,04	0,85	32,87	17,91	0,56	0,48	66,7	84,3	56,2
	7,31	1,53	61,69	14,93	1,13	0,93	73,7	82,7	60,9
	9,06	1,90	75,15	13,35	1,41	1,14	74,2	81,2	60,3
	12,92	2,71	101,52	9,75	2,00	1,56	73,7	78,2	57,6
	14,75	3,09	113,42	7,20	2,24	1,75	72,6	77,9	56,6
2500	3,76	0,98	32,76	22,41	0,57	0,47	57,5	82,3	47,3
	6,40	1,68	61,70	18,69	1,13	0,91	67,5	80,5	54,4
	7,92	2,07	75,27	16,67	1,41	1,13	67,8	80,6	54,6
	11,00	2,88	100,78	12,30	1,97	1,54	68,3	78,1	53,4
	12,76	3,34	113,46	9,08	2,24	1,74	67,2	77,5	52,1
3000	3,62	1,14	32,33	26,92	0,56	0,46	49,5	82,0	40,6
	5,94	1,87	61,55	22,41	1,14	0,93	60,8	81,5	49,5
	7,21	2,27	74,84	20,12	1,42	1,14	62,4	80,5	50,2
	10,07	3,17	100,53	14,84	1,97	1,56	62,2	79,3	49,3
	12,50	3,93	121,07	6,90	2,33	1,82	59,4	77,9	46,3

Tablo 6.3 ve 6.5’de yer alan çeşitli güç değerlerindeki verim performans verileri kullanılarak, generatör verimi Şekil 6.13’de, DC-DC kıyıcı verimi Şekil 6.14’de, kontrollü doğrultucu verimi Şekil 6.16’da, bileşke sistem verimleri ise Şekil 6.17 ve Şekil 6.18’de grafik olarak gösterilmektedir. Şekil 6.15’de Zhu ve diğerleri tarafından gerçekleştirilen yüksek güçlü, düşürücü tip bir DC-DC kıyıcıya ait verim eğrileri gösterilmektedir. Kıyıcının giriş gerilimi 200 V ile 400 V arasında değişmektedir ve çıkış gerilimi ise 13,3 V değerinde sabit tutulmaktadır. Yaklaşık olarak 6 kW değerinde bir güç aktarımının gerçekleştirilebildiği bu dönüştürücüde verim yaklaşık %90 değerindedir [67]. Bu çalışmada tasarlanan generatörün çıkış gerilimi, 20 V ile 100 V arasındadır ve Şekil 6.14’de gösterildiği gibi kullanılan DC-

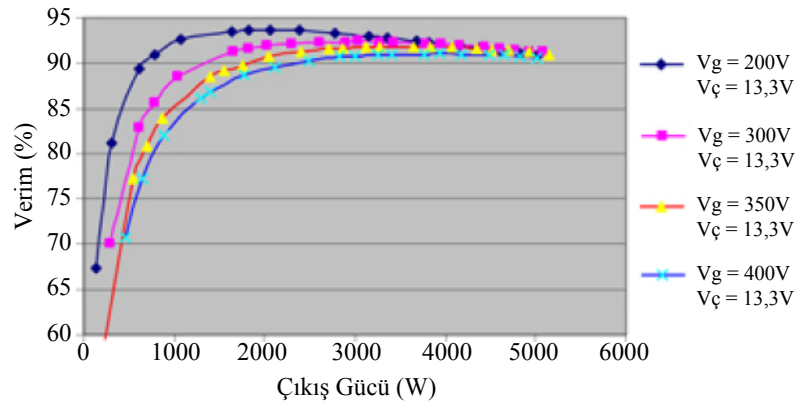
DC kıyıcı verimi %75-80 değerlerindedir. Giriş gerilimi yüksek çıkış gerilimi düşük olan dönüştürücü de Mosfet boyutlandırma yüksek gerilime göre yapılır. Yüksek gerilimli Mosfetlerde “R_{dson}” yüksektir. Bu durum Mosfet iletim kayıplarının yüksek olması anlamına gelir. Bu yüzden bu tür uygulamalarda dönüştürücü verimi göreceli olarak düşüktür.



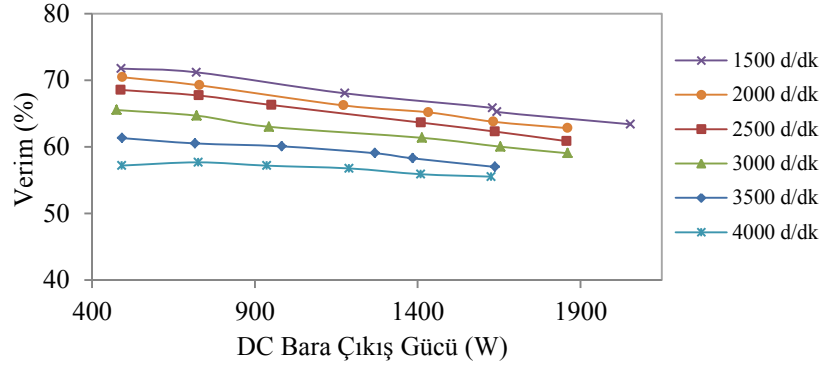
Şekil 6.13. ÇSEM generatör çalışma verim grafiği



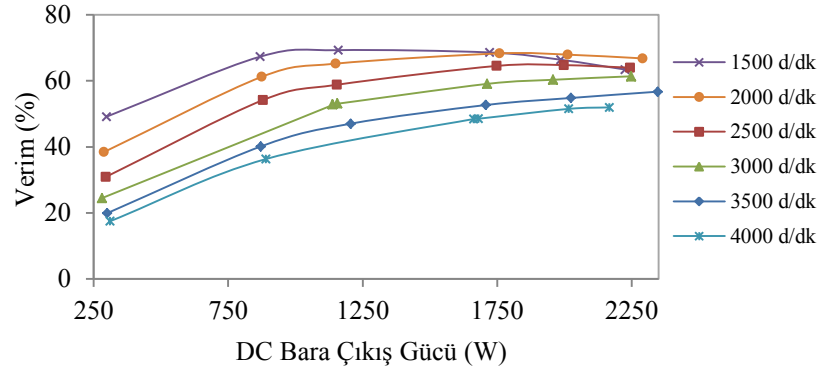
Şekil 6.14. DC-DC kıyıcı verim grafiği



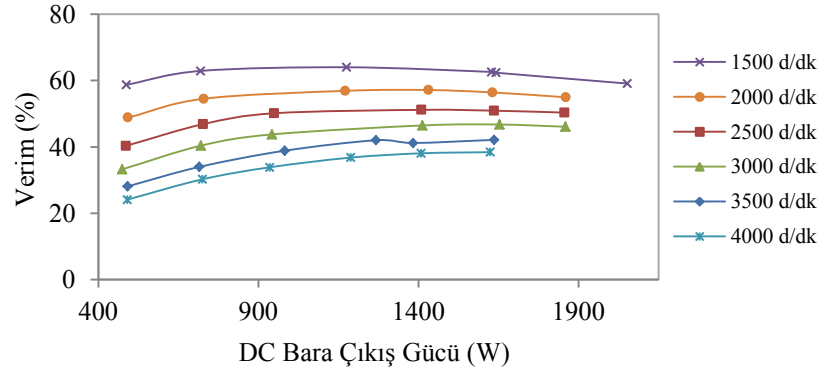
Şekil 6.15. Yüksek güçlü bir DC-DC kıyıcı verim grafiği [67]



Şekil 6.16. Kontrollü doğrultucu verim grafiği



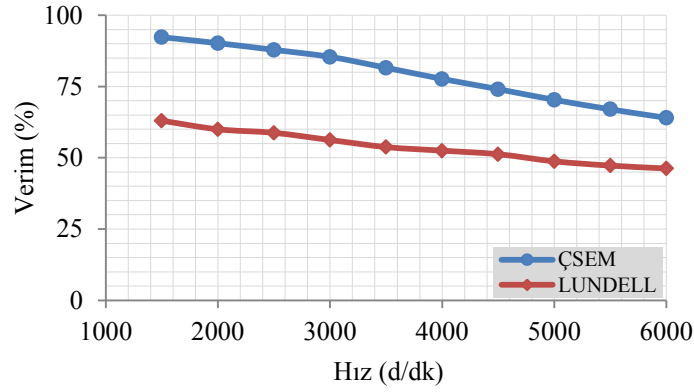
Şekil 6.17. Generatör çalışma (DC-DC kıyıcı yapı) sistem verimi



Şekil 6.18. Generatör çalışma (kontrollü doğrultucu yapı) sistem verimi

Perreault ve Çalışkan (2004) tarafından yapılan çalışmada, araçlarda kullanılmakta olan Lundell alternatörlerin veriminin %45-60 değerlerinde olduğu ortaya konulmaktadır. Şekil 6.19'da verilen eğriler, değişken hız değerlerinde Lundell alternatörün veriminin belirtilen aralıklarda olduğunu göstermektedir [2]. Bu çalışma kapsamında gerçekleştirilen çift sargılı elektrik makinasının verimi, generatör olarak kullanıldığında %70-93 değerleri arasındadır. Kullanılan dönüştürücü tipine bağlı

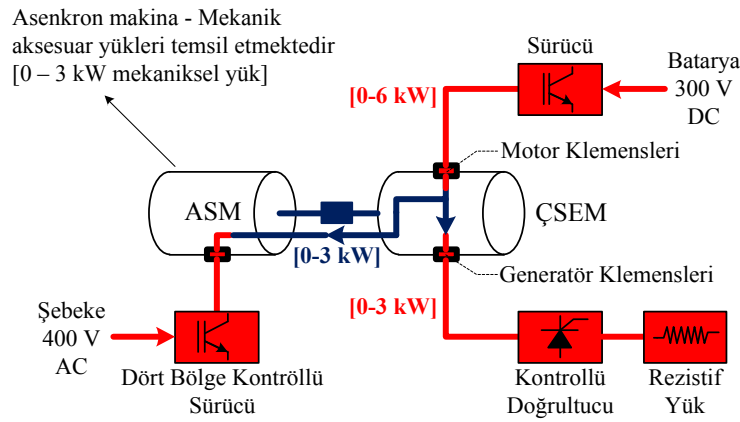
olarak, bileşke sistem verimi ise %45-70 arasındadır. Bu değerler, çift sargılı elektrik makinasının klasik Lundell alternatörlere kıyasla, daha yüksek verim değerlerine sahip olduğunu göstermektedir.



Şekil 6.19. Lundell alternatör verim grafiği [2]

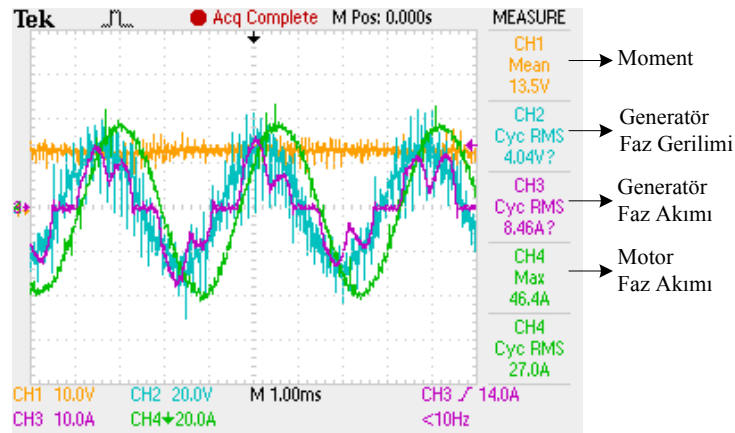
6.4. Çift Sargılı Elektrik Makinasının Motor - Generatör Çalışma Performansı

Bu kısımda, çift sargılı elektrik makinasının aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışması ve performans verileri incelenmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının motor ve generatör olarak çalışmasını içeren deneysel çalışma senaryosu blok diyagramı Şekil 6.20’de verilmektedir. Bu çalışma senaryosunda araç tahrik sistemi devre dışıdır ve mekanik aksesuar yükleri çift sargılı elektrik makinasının motor sargıları tarafından sürülmektedir. Elektrik aksesuar yüklerinin ve düşük gerilim bataryasının (12 V akü) elektriksel güç beslemeleri, çift sargılı elektrik makinasının generatör sargıları vasıtasıyla sağlanmaktadır.

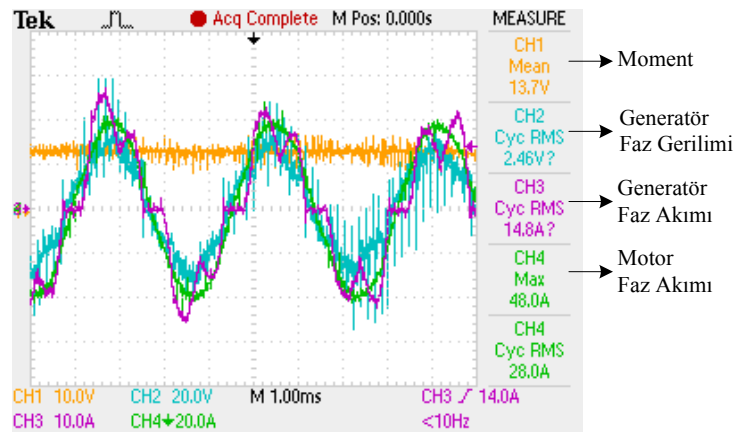


Şekil 6.20. ÇSEM yalnız generatör çalışma senaryosu blok diyagramı

Çift sargılı elektrik makinası motor sargıları 0 – 6 kW aralığında mekanik güç sağlayarak mekanik ve elektriksel aksesuarların sürülmesi gerçekleştirilmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının tam yük ile yüklenmesi durumunda mile aktarılan mekanik güç 3 kW, generatör sargılarına aktarılan güç ise 3 kW değerindedir. Çift sargılı elektrik makinasının her iki sargı setinin de tam yük ile yüklenmesi durumunda toplamda 9 kW değerinde bir güç içerdiği görülmektedir. Şekil 6.21 ve Şekil 6.22’de her iki sargı setinin aynı anda devrede olduğu çalışma durumunda elde edilen akım, gerilim ve moment verileri yer almaktadır.



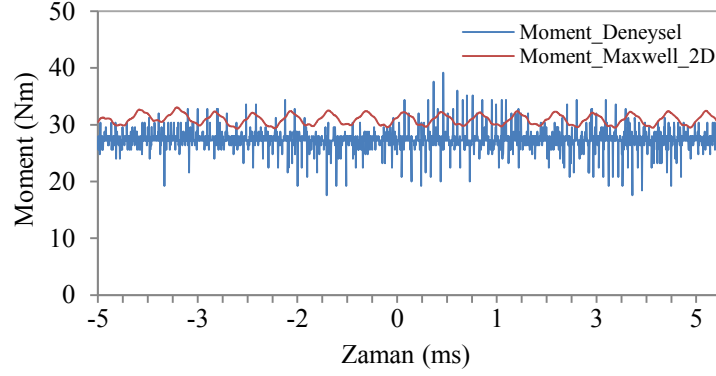
Şekil 6.21. ÇSEM motor - generatör çalışma eğrileri (14 V, 20 A, DC bara yüklü)



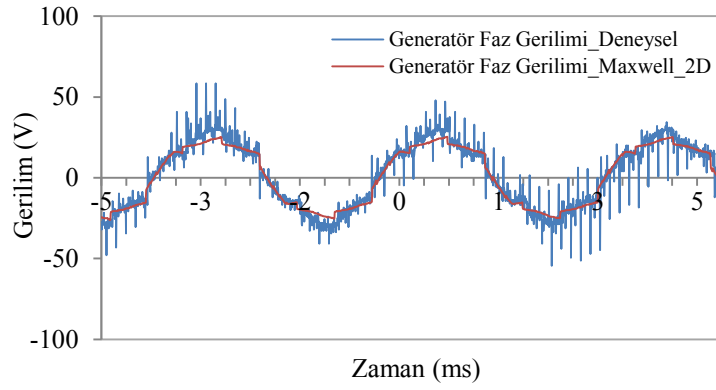
Şekil 6.22. ÇSEM motor - generatör çalışma eğrileri (14 V, 40 A, DC bara yüklü)

Şekil 6.22’de verilen motor - generatör sargılarına ait deneysel eğriler, aynı hız ve yüklenme değerlerinde simülasyon çalışması yapılarak da elde edilmektedir. Deneysel ve simülasyon çalışması sonucu elde edilen moment eğrisi Şekil 6.23’de, generatör sargısı faz gerilimi Şekil 6.24’de, generatör sargısı faz akımı Şekil 6.25’de,

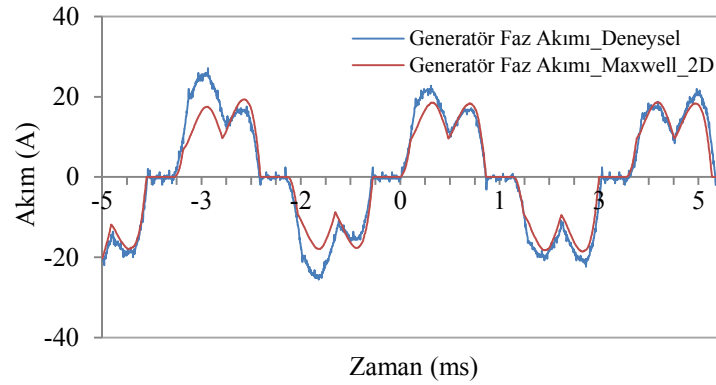
motor sargısı faz akımı Şekil 6.26’da gösterilmektedir. Şekil 6.23’de gösterilen moment profili incelendiğinde, çift sargılı elektrik makinasının moment dalgalılığının yaklaşık olarak %8-12 değerlerinde olduğu ortaya çıkmaktadır.



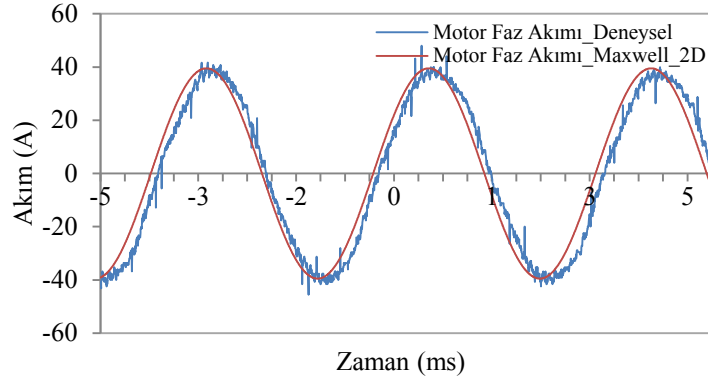
Şekil 6.23. Motor - Generator çalışma moment eğrisi



Şekil 6.24. Motor - Generator çalışma generator sargısı faz gerilimi eğrisi



Şekil 6.25. Motor - Generator çalışma generator sargısı faz akımı eğrisi



Şekil 6.26. Motor - Generatör çalışma motor sargısı faz akımı eğrisi

Sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak yapılan (Maxwell & Simplerer paket programları) simülasyon çalışmaları ile deneysel ortamda elde edilen veriler karşılaştırıldığında, yapılan manyetik analiz sonuçlarının deneysel verilerle doğrulandığı sonucu ortaya çıkmaktadır.

Çift sargılı elektrik makinasının motor – generatör çalışma modunda iken çeşitli yüklenme durumlarında elde edilen deneysel performans verileri Tablo 6.7’de yer almaktadır.

Tablo 6.7. ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (1 mm hava aralığı)

Konvertör	Mil Momenti (Nm)	Makina Giriş Gücü (kW)	Mekanik Çıkış Gücü (kW)	Generatör Çıkış Gücü (kW)	Toplam Çıkış Gücü (kW)	DC Çıkış Gücü (kW)	ÇSEM Verimi (%)	Konvertör Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
DC-DC Kıyıcı	0,49	1,74	0,08	1,45	1,52	1,17	87,60	81,11	71,89
	0,23	3,74	0,04	3,25	3,28	2,36	87,85	72,68	64,11
	10,10	1,90	1,59	0,00	1,59	0,00	83,49	0,00	83,63
	9,11	3,17	1,43	1,45	2,88	1,19	91,08	81,83	82,75
	9,19	5,30	1,45	3,25	4,69	2,36	88,57	72,60	71,78
	22,10	3,94	3,47	0,00	3,47	0,00	88,07	0,00	88,15
	18,58	4,84	2,93	1,44	4,36	1,17	90,17	81,57	84,70
19,20	7,10	3,02	3,24	6,25	2,36	88,08	72,77	75,67	
Kontrollü Doğrultucu	-0,07	1,86	-0,01	1,45	1,44	1,15	77,26	79,79	61,53
	0,32	3,68	0,05	2,75	2,80	2,03	76,07	73,93	56,59
	10,10	1,90	1,59	0,00	1,59	0,00	83,49	0,00	83,63
	8,75	3,36	1,38	1,48	2,86	1,18	84,92	79,63	75,96
	9,09	5,29	1,43	2,79	4,22	2,06	79,78	73,64	65,86
	22,10	3,94	3,47	0,00	3,47	0,00	88,07	0,00	88,15
	18,98	5,18	2,98	1,50	4,48	1,19	86,49	79,89	80,68
18,26	7,01	2,87	2,77	5,64	2,04	80,48	73,40	69,95	

Hava aralığı değerinin ve rotor yapısının revizyonundan (1,5 mm hava aralığı, laminasyon saç paketli rotor yapısı) sonra elde edilen motor-generatör çalışma performans verileri Tablo 6.8 ve Tablo 6.9’da verilmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının generatör sargı uçlarına DC-DC kıyıcı veya kontrollü doğrultucu bağlanması durumunda elde edilen veriler bir önceki kısımda olduğu gibi bu kısımda da ayrı ayrı ele alınmaktadır. Böylece dönüştürücü yapısının generatör sargıları üzerine olan etkilerinin yanısıra, motor sargıları üzerine olabilecek etkilerinin dikkate alınması sağlanmaktadır.

Tablo 6.8. ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (DC-DC kıyıcılı yapı, 1,5 mm hava aralığı)

Konvertör	Mil Momenti (Nm)	Makina Giriş Gücü (kW)	Mekanik Çıkış Gücü (kW)	Generatör Çıkış Gücü (kW)	Toplam Çıkış Gücü (kW)	DC Çıkış Gücü (kW)	ÇSEM Verimi (%)	Konvertör Verimi (%)	Sistem Verimi (%)	
	-0,72	0,10	-0,11	0,01	-0,11	0,00	3,57	37,57	1,34	
	0,30	0,59	0,05	0,35	0,40	0,30	68,63	83,88	58,86	
	0,24	0,88	0,04	0,68	0,72	0,57	82,02	84,15	69,71	
	0,04	1,19	0,01	1,02	1,03	0,84	86,75	82,21	71,42	
	-0,27	1,53	-0,04	1,39	1,35	1,13	88,10	81,06	70,88	
	-0,17	2,51	-0,03	2,19	2,16	1,67	85,98	76,39	65,43	
	3,56	0,72	0,56	0,01	0,57	0,00	78,82	45,48	78,26	
	3,02	0,98	0,47	0,35	0,83	0,29	84,33	83,36	78,34	
	3,21	1,33	0,50	0,67	1,17	0,56	88,09	83,52	79,81	
	3,16	1,68	0,50	1,05	1,54	0,86	91,81	82,24	80,74	
	3,02	2,00	0,47	1,37	1,85	1,11	92,34	80,76	79,13	
	2,80	2,96	0,44	2,18	2,62	1,64	88,31	75,17	70,07	
	DC-DC Kıyıcı	6,77	1,21	1,07	0,01	1,07	0,00	88,74	48,55	88,43
		6,48	1,51	1,02	0,35	1,37	0,30	90,59	83,82	86,82
		6,72	1,88	1,06	0,68	1,74	0,57	92,57	84,22	86,85
		6,35	2,16	1,00	1,01	2,01	0,84	93,09	83,23	85,25
		6,53	2,60	1,03	1,39	2,41	1,13	92,63	81,41	82,74
		6,80	3,70	1,07	2,21	3,28	1,67	88,54	75,70	74,05
		9,18	1,61	1,44	0,01	1,45	0,00	90,09	46,45	89,84
		9,66	2,00	1,52	0,34	1,86	0,29	93,19	85,31	90,68
9,18		2,28	1,44	0,68	2,12	0,57	93,24	83,99	88,46	
9,77		2,75	1,54	1,04	2,57	0,85	93,71	82,20	86,99	
9,93	3,16	1,56	1,38	2,94	1,12	93,21	80,80	84,82		
9,86	4,18	1,56	2,16	3,71	1,64	88,94	76,16	76,61		
18,52	3,12	2,91	0,01	2,92	0,00	93,55	52,41	93,44		
18,53	3,49	2,91	0,35	3,26	0,29	93,29	84,56	91,76		
18,30	3,85	2,88	0,69	3,56	0,58	92,49	83,93	89,63		
19,26	4,42	3,04	1,05	4,08	0,86	92,44	82,08	88,19		
18,73	4,67	2,94	1,38	4,32	1,11	92,56	80,44	86,79		
19,00	5,88	2,97	2,18	5,15	1,65	87,65	75,62	78,61		

Tablo 6.9. ÇSEM motor - generatör çalışma verileri (Kontrollü doğrultucu yapı, 1,5 mm hava aralığı)

Konvertör	Mil Momenti (Nm)	Makina Giriş Gücü (kW)	Mekanik Çıkış Gücü (kW)	Generatör Çıkış Gücü (kW)	Toplam Çıkış Gücü (kW)	DC Çıkış Gücü (kW)	ÇSEM Verimi (%)	Konvertör Verimi (%)	Sistem Verimi (%)
	-1,70	-0,02	-0,27	0,01	-0,26	0,00	2,55	45,09	1,15
	0,39	0,78	0,06	0,52	0,59	0,45	75,41	85,50	65,63
	-0,18	1,27	-0,03	1,04	1,01	0,87	80,05	82,99	66,05
	0,02	2,01	0,00	1,55	1,55	1,28	77,12	82,44	63,62
	-1,29	2,38	-0,20	1,96	1,75	1,57	73,45	80,07	57,11
	2,52	0,52	0,40	0,00	0,40	0,00	77,34	69,69	77,12
	3,38	1,20	0,53	0,52	1,06	0,45	87,87	85,76	81,66
	3,09	1,78	0,49	1,05	1,54	0,87	86,32	82,58	76,03
	2,93	2,47	0,46	1,58	2,04	1,29	82,47	81,36	70,56
	9,86	1,67	1,55	0,00	1,56	0,00	92,98	77,38	92,93
Kontrollü Doğrultucu	6,72	1,71	1,06	0,52	1,57	0,44	91,86	85,78	87,57
	6,54	2,32	1,03	1,02	2,05	0,87	88,23	84,85	81,58
	9,23	3,58	1,45	1,56	3,01	1,28	84,17	81,80	76,22
	9,62	1,63	1,51	0,00	1,52	0,00	93,11	82,78	93,07
	6,01	1,63	0,95	0,52	1,47	0,46	90,11	87,07	85,95
	9,61	2,18	1,51	0,51	2,02	0,44	92,69	86,39	89,52
	9,93	2,90	1,56	1,04	2,60	0,88	89,89	83,95	84,11
	9,75	3,61	1,53	1,55	3,08	1,28	85,36	82,99	78,06
	9,95	4,37	1,57	1,95	3,52	1,56	80,46	79,78	71,43
	19,53	3,24	3,07	0,00	3,07	0,00	94,74	84,90	94,72
19,13	5,44	3,01	1,57	4,58	1,28	84,13	81,67	78,85	
18,96	6,17	2,99	1,93	4,92	1,56	79,84	80,67	73,78	
19,55	5,53	3,08	1,59	4,67	1,30	84,33	81,86	79,14	
19,58	6,21	3,09	1,92	5,01	1,55	80,73	80,63	74,73	

Tablo 6.7’de yer alan veriler dikkate alındığında, çift sargılı elektrik makinasının tam yük altında (motor sargılarının 6 kW, generatör sargılarının 3 kW güç üretmesi durumunda, toplam 9 kW güç) yüklenmesi durumunda %88 – %90 arasında bir verim değerine sahip olduğu görülmektedir. Çift sargılı elektrik makinası ile kullanılan dönüştürücü yapısı göz önüne alındığında bileşke sistem verimi, DC-DC kıyıcı yapıda %75 - %80, kontrollü doğrultucu yapıda ise %70 – %75 aralığında bir değere sahiptir. Ayrıca motor – generatör çalışmaya ait tablolardaki veriler, çift sargılı elektrik makinasında, sargı setleri arasında manyetik kuplajın olmaması nedeniyle, dönüştürücü yapılarının motor sargıları üzerine etkilerinin olmadığını göstermektedir. Deneysel çalışmalar tek bir gövde içerisinde iki ayrı sargı seti kullanılarak, motor – generatör işlevinin aynı anda olabileceğini ortaya koymaktadır. Tasarlanan makinanın sargı setleri arasındaki manyetik kuplajın ortadan kaldırılması

ile her iki işlev birbirinden bağımsız hale getirilmektedir. Her iki sargı setinin ayrı ayrı veya birlikte devrede olması durumlarına göre elde edilen performans verileri hedeflenen düzeydedir. Prototip makinanın revizyon edilmeden önceki (rotor tek parça çelik malzeme ve hava aralığı 1 mm değerinde iken) ve revizyon sonrası (rotor laminasyon saç paketi ve hava aralığı 1,5 mm iken) elde edilen verim performans karşılaştırması Tablo 6.10, 6.11 ve 6.12 ile özetlenmektedir. Tablo 6.10 ve Tablo 6.11’de yer alan verim değerleri incelendiğinde, rotorun laminasyon saç paketinden oluşturulması ile makinanın motor çalışma veriminin %3 - %4 aralığında, yüksek hız değerlerinde generatör çalışma veriminin %5 - %8 aralığında artması sağlanmaktadır.

Tablo 6.10. ÇSEM motor çalışma modu verim performansı

Çalışma Modu	Konvertör Tipi	Hız (d/dk)	ÇSEM Çıkış Gücü (W)		ÇSEM Verim (%)	
			Motor	Generatör	1 mm	1,5 mm
Motor	-----	1500	1500	0,00	83,62	89,70
			2500	0,00	87,37	92,30
			3500	0,00	88,14	92,60
			4500	0,00	87,59	92,29
			5500	0,00	87,39	90,79
			6000	0,00	86,53	90,29

Tablo 6.11. ÇSEM generatör çalışma modu verim performansı

Çalışma Modu	Konvertör Tipi	Hız (d/dk)	ÇSEM Çıkış Gücü (W)		ÇSEM Verim (%)	
			Motor	Generatör	1 mm	1,5 mm
Generatör	DC-DC Kıyıcı	1500			93,20	89,90
		2000			92,30	90,20
		2500			86,60	87,90
		3000	0	2500-3000	82,60	85,40
		3500			77,90	81,60
		4000			70,70	77,70
		4500			-----	74,10
		5000			-----	70,30
	Kontrollü Doğrultucu	1500			93,20	80,00
		2000			87,50	73,70
		2500	0	2500-3000	82,70	68,30
		3000			78,10	62,20
		3500			73,90	-----
		4000			69,20	-----

Tablo 6.12. ÇSEM motor - generatör çalışma modu verim performansı

Çalışma Modu	Konvertör Tipi	Hız (d/dk)	ÇSEM Çıkış Gücü (W)		ÇSEM Verim (%)	
			Motor	Generatör	1 mm	1,5 mm
Motor & Generatör	DC-DC Kıyıcı	1500	3000	1500	91,08	93,21
			3000	3000	88,57	88,94
			6000	1500	90,17	92,56
			6000	3000	88,08	87,65
	Kontrollü Doğrultucu	1500	3000	1500	84,92	85,36
			3000	3000	79,78	80,46
			6000	1500	86,49	84,33
			6000	3000	80,48	80,73

Tablo 6.12’de özetlenen verim performans verileri, çift sargılı elektrik makinasının motor – generatör çalışma verim değerinin, DC-DC kıyıcı yapısı kullanıldığında %88 - %93, kontrollü doğrultucu kullanıldığında ise %80 - %87 aralığında olduğunu ortaya koymaktadır.

6.5. Çift Sargılı Elektrik Makinasının Fiziksel (Hacim, Ağırlık) Parametreleri

Tek gövde içerisinde çift sargı seti kullanılarak yapılan motor – generatör çalışma işlevleri ayrı ayrı olarak tek gövde içerisinde yapılması durumunda ortaya çıkacak muhtemel fiziksel avantaj ve dezavantajlar bu kısımda incelenmektedir Çift sargılı elektrik makinasının verim performansı ile iki ayrı makina kullanımıyla elde edilecek (motor – generatör) sistemin verim performansının, ağırlık ve hacim gibi fiziksel boyutların karşılaştırılması için simülasyon çalışmaları gerçekleştirilmektedir.

Çift sargılı elektrik makinası ile iki ayrı makinalı sistemin boyutsal karşılaştırmasının yapılabilmesi için aynı elektriksel parametrelere sahip olması gerekmektedir. Bu doğrultuda hem motor hem de generatör elektriksel parametreleri göz önüne alınarak makinaların simülasyon modelleri oluşturulmaktadır. Tablo 6.13’de oluşturulan makina modellerinin fiziksel boyutları, Tablo 6.14’de ise elektriksel parametreleri yer almaktadır. Tablo 6.13’de yer alan fiziksel boyutlar kullanılarak yapılan hacim hesaplaması, çift sargılı elektrik makinasının hacminin ($6558,17 \text{ cm}^3$) klasik motor ve generatör hacimleri toplamından ($8222,14 \text{ cm}^3$) küçük olduğunu göstermektedir. Bunların yanısıra iki makine için motor kapaklarının ve rotor pozisyon sensörlerinin kapladıkları yerler de önerilen ÇSEM ile sadece “1” olmakda ve dolayısıyla sadece maliyet değil yer kazancıda sağlanmaktadır. Benzer şekilde toplam net ağırlıklar göz

önüne alındığında çift sargılı elektrik makinasının daha hafif olduğu söylenebilir. Kullanım alanın otomotiv sektörü olduğu düşünüldüğünde hacim ve ağırlığın büyük önem taşıdığı dikkate alınmalıdır.

Tablo 6.13. Fiziksel boyut karşılaştırma verileri

STATOR VERİSİ	MOTOR	ÇSEM	GENERATOR
Oluk Sayısı	24	24	24
Dış Çap (mm)	215	240	218
İç Çap (mm)	123	140	122
Nüve Uzunluğu (mm)	89,5	120	90
Toplam Nüve Uzunluğu (mm)	111,12	144,96	112,19
Saç Malzemesi	M1924G	M1924G	M1924G
Oluk Alanı (mm ²)	357,7	396,3	361,39
Oluk Doluluk Oranı (%)	52,72	56,26	61,02
ROTOR VERİSİ			
Mıknatıs Yüksekliği (mm)	5	5	5
Mıknatıs Tipi	NdFe30	NdFe30	NdFe30
Toplam Net Ağırlık (kg)	19,16	32,68	20,17

Tablo 6.14. Fiziksel boyut karşılaştırması elektriksel parametreleri

YÜKSÜZ ÇALIŞMA VERİLERİ	MOTOR	ÇSEM (M)	ÇSEM (G)	GENERATÖR
Stator Dişi Akı Yoğunluğu (T)	1,27	1,28	1,43	1,42
Stator Boyunduruk Akı Yoğunluğu (T)	0,46	0,44	0,43	0,42
İndüklenen Gerilimin THD Değeri (%)	-----	-----	0,68	0,16
Faz Akımı Etkin Değeri (A)	34,83	34,93	137,28	134,25
TAM YÜK ÇALIŞMA VERİLERİ				
Maksimum Hat Gerilimi (V)	155,75	156,11	36,65	36,53
Verim (%)	93,54	92,85	90,48	92,34
Güç Açısı (derece)	-----	-----	40,98	40,01
Moment Açısı (derece)	25,73	26	-----	-----
Nüve Kayıpları (W)	116,48	190,98	231,19	147,7
Bakır Kayıpları (W)	143,21	116,01	84,527	101,05
Toplam Kayıplar (W)	413,96	461,53	315,72	248,75

Tablo 6.14’de verilen elektriksel verilerin her bir makina için yakın olduğu görülmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının fiziksel boyutlarda sağladığı hacim ve kütle kazancının yanı sıra elektriksel olarak da %85-95 arası verim sağlaması klasik elektrik makinasından elde edilen performansa sahip olduğunu göstermektedir.

7. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Günümüzde yeni nesil hibrit ve elektrikli araç teknolojisinin geliştirilmesi üzerine birçok endüstriyel ve akademik çalışmalar yapılmaktadır. Yapılan bu çalışmalar araç maliyetlerinin azaltılması, yakıt performansının iyileştirilmesi, enerji depolama sistemleri, araç iç hacminin daha etkin hale getirilebilmesi gibi noktalarda yoğunlaşmaktadır. Bu çalışma kapsamında, hibrit araçlarda yardımcı donanımların beslemelerinin sürekli kılınabileceği, çift sargılı kuplajsız elektrik makinası kullanılarak oluşturulan bir elektrikli aksesuar sürme sistemi ele alınmaktadır. Bu sistemde, çift sargılı elektrik makinası en önemli kısımdır. Çift sargı setinin yer aldığı bu elektrik makinası aynı anda iki ayrı işlevi (motor – generatör) birbirinden bağımsız olarak gerçekleştirebilir olmalıdır. Araç içi mekanik aksesuarların tahriki için yaklaşık 6 kW değerinde bir mekaniksel güç ihtiyacı, elektriksel aksesuarları ve düşük gerilim bataryasının şarj edilebilmesini sağlamak için ise yaklaşık 3 kW değerinde elektriksel güç ihtiyacı ortaya çıkmaktadır. Dolayısıyla çift sargılı elektrik makinasının ilk sargı seti 6 kW, ikinci sargı seti ise 3 kW değerinde bir güç üretebilmelidir. Bu doğrultuda tasarım çalışmaları ele alınmaktadır.

Son yıllarda özellikle otomotiv uygulamalarında geniş bir kullanım alanına sahip olan sabit mıknatıslı senkron makinaların (SMSM), hem kompakt bir yapıya, hem de yüksek verim, güç ve moment yoğunluğuna sahip olmaları bu çalışma için tercih edilmelerinin başlıca nedenleridir. Sabit mıknatıslı senkron makina yapısı kullanılarak oluşturulan çift sargılı elektrik makinasının en önemli noktası, sargılar arasındaki manyetik kuplajın dikkate alınmayacak kadar az olmasıdır. Manyetik kuplajın ortadan kaldırılması, yüksek moment – güç yoğunluğu, hata tolerans kapasitesinin yüksek olması, düşük sargı hacmi gibi noktalarda, dağıtılmış sargıya kıyasla büyük bir avantaja sahip konsantre sargı tekniği kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Böylece aynı gövde içerisine yerleştirilmiş, fiziksel ve manyetik olarak birbirinden bağımsız sargı setleri elde edilmiştir. Bağımsız sargı setleri sayesinde aynı anda hem motor hem de generatör çalışma işlevleri gerçekleştirebilmektedir. Konsantre sargı tekniğinin kullanımı ile sağladığı

avantajların yanı sıra tasarım aşamasında çözülmesi gereken ters EMK harmoniklerinin bastırılması, vuru mu momenti ve moment dalgalılığı gibi dezavantajları ortaya çıkarmaktadır.

Araç içerisindeki yardımcı donanımların güç ihtiyaçları doğrultusunda çift sargılı elektrik makinasının temel boyutları belirlenmektedir. Fiziksel boyutları belirlenen çift sargılı elektrik makinasının, temel boyutlarının optimizasyonu, sargı yapısı, sargı yerleşimi, oluk – kutup kombinasyonu, oluk boyutları, hava aralığı, mıknatıs yüksekliği, mıknatıs genişliği, stator burulma açısı, gibi değerlerin optimizasyonu ve termal karakteristiği Ansys - Maxwell – RMXprt – Simplorer paket programları kullanılarak belirlenmiştir. Yapılan manyetik analizler neticesinde kuplajsız çift sargılı sabit mıknatıslı senkron makina prototipi gerçekleştirilmiştir.

Deneysel çalışmalar, sargı setleri arasındaki manyetik kuplajın ihmal edilebilecek kadar az olduğunu, çift sargılı prototip makinanın kuplajsız bir yapıya sahip olduğunu ortaya koymaktadır. Dolayısıyla çift sargılı elektrik makinası, aynı anda birbirinden bağımsız olarak motor ve generatör olarak çalışabilmektedir. Çift sargılı elektrik makinasının yalnızca motor olarak çalıştırıldığı durumda (tek sargı devrede – 6kW – 1500 d/dk), çeşitli mekanik yük değerleri için verimi % 88 - % 91 değerleri arasındadır. Hız değerinin 1500d/dk – 6000 d/dk aralığında değiştiği, yalnızca generatör sargı setinin kontrollü doğrultucu vasıtasıyla yüklenmesi (3 kW) durumunda, çift sargılı elektrik makinasının verimi % 55 - % 93, kontrollü doğrultucunun verimi % 50 - % 75, bileşke sistem verimi ise % 38 - % 64 değerleri arasındadır. Kontrollü doğrultucu yapısı yerine kontrolsüz doğrultucu bir DC-DC kıyıcı yapı kullanıldığında ise, çift sargılı elektrik makinasının verimi % 70 - % 90, kıyıcı verimi % 75 - % 85, bileşke sistem verimi ise %40 - % 75 değerleri arasındadır. Her iki sargı setinin devrede olduğu (9 kW – 1500 d/dk) çalışma modunda, çift sargılı elektrik makinasının verimi % 88 - % 93 değerleri arasında olduğu tespit edilmiştir. Bütün bu deneysel sonuçlar göz önüne alındığında çift sargılı elektrik makinasının çıkış performansı, klasik sabit mıknatıslı senkron makinalardan uzak değildir. Ayrıca tek gövde içerisinde çift sargı kullanılarak elde edilen elektrik makinasının hacminin (6558,17 cm³) klasik motor ve generatör hacimleri toplamından (8222,14 cm³) küçük olduğu simülasyon çalışması ile doğrulanmaktadır. Bunların yanı sıra iki makine için motor kapaklarının ve rotor

pozisyon sensörlerinin kapladıkları yerler de önerilen ÇSEM ile sadece bir olmakta ve dolayısıyla sadece maliyet değil yer kazancıda sağlanmaktadır. Benzer şekilde toplam net ağırlıklar göz önüne alındığında, iki ayrı elektrik makinası yerine çift sargılı elektrik makinasının kullanılması % 15 oranında ağırlık azaltılmaktadır. Kullanım alanın otomotiv sektörü olduğu düşünüldüğünde hacim ve ağırlığın büyük önem taşıdığı dikkate alınmalıdır.

Deneysel çalışmalar, çift sargılı elektrik makinasının, araç içerisindeki elektrikli aksesuar sürme sistemlerinde kullanılabilir olduğunu ortaya koymaktadır. Önerilen elektrikli aksesuar sistemi “drive-by-wire” sistemine göre daha fazla alan kazandıracığı gibi, çok fazla sürücü ve elektrik makinasının ortadan kaldırılmasıyla da maliyet kazancı elde edilmesini sağlayacaktır. Ayrıca araçlarda kullanılmakta olan Lundell alternatörlerin düşük güç kapasitesine (2,5 kW) sahip olduğu ve verimsiz (%45 - %60) çalıştıkları düşünüldüğünde çift sargılı elektrik makinasının araç içerisinde yer alması iyi bir alternatif olacaktır.

Sonuç olarak gerçekleştirilen bu tez çalışması ile araç içerisinde yer alan yardımcı donanımların kesintisiz sürülmesini sağlayacak, araç içerisinde hacim ve maliyet kazancı sağlayacak çift sargılı elektrikli aksesuar sürme sistemi geliştirilmiştir. Ayrıca sistemin temel çalışma noktasında bulunan, aynı anda hem motor hem de generatör olarak çalışabilecek kuplajsız çift sargılı sabit mıknatıslı bir elektrik makinası tasarlanarak literatüre katkıda bulunulmuştur.

7.1. Öneriler

Çift sargılı makine hakkında yapılacak öneriler şu şekilde sıralanabilir;

- ✓ Generatör tarafında kontrolsüz doğrultucu ve DC/DC dönüştürücü karşılaştırması sonuçlarına göre, kontrolsüz doğrultucunun kontrol bandının daha dar olduğu ve yüksek hızlara çıkıldığında kontrolün kaybedilme tehlikesi olduğu anlaşılmıştır. Bu durumda generatör tarafında ana sargı haricinde ayrıca kontrol sargısının bulunması ve bu sargıya bir inverter aracılığı ile d ekseni akımı enjekte edilerek kontrolün sağlanması önerilebilir. Sonuç olarak bu durum 3 sargılı bir elektrik makinesi çıkması anlamına gelir. Bunlardan birisi motor, diğeri generatör güç sargısı ve son olarak da generatör kontrol sargısıdır.

- ✓ Çift sargılı makine alternatif uygulamalarda kullanılabilir; dönen gerilim regülatörü, yüksek hızlı flywheel, çift gerilim çıkışlı mobil jeneratörler.
- ✓ Yüksek hızlarda çalışmayı mümkün kılan makine topolojileri; Hallbach yada Ring tipi mıknatıslar ile tasarlanmış motor yapıları.
- ✓ Yüksek hızlarda mıknatıs Eddy kayıplarını azaltmaya yönelik motor tasarımları üzerine çalışma yapılabilir.
- ✓ Konsantre sargılı yapıları makinelerin moment dalgalığı ve yapısal titreşimi gibi konularda ileri seviyede araştırmalar yapılabilir.

KAYNAKLAR

- [1] Whaley D. M., Soong W. L., Ertugrul N., Extracting More Power From The Lundell Car Alternator, *Australasian Universities Power Engineering Conference (AUPEC 2004)*, Brisbane, Australia, 26-29 September 2004.
- [2] Perreault D. J., Caliskan V., A New Design for Automotive Alternators, *SAE International Congress on Transportation Electronics (Convergence)*, Detroit, USA, 16-18 October 2000.
- [3] Soong W. L., Ertugrul N., Inverterless High-Power Interior Permanent-Magnet Automotive Alternator, *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2004, **40**, 1083-1091.
- [4] Finken T., Hameyer K., Study of Hybrid Excited Synchronous Alternators for Automotive Applications Using Coupled FE and Circuit Simulations, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2008, **44**, 1598-1601.
- [5] Garcia O., Flores L. A., Oliver J. A., Cobos J. A., Peña J., Bi Directional DC-DC Converter for Hybrid Vehicles, *IEEE Power Electronics Specialists Conference-PESC 05*, Recife, Brazil, 16-19 June 2005.
- [6] Plesko H., Biela J., Kolar J. W., Design and Analysis of a New Drive Integrated Auxiliary DC-DC Converter for Hybrid Vehicles, *Proceedings of the IEEE Industry Applications Society Annual Meeting (IAS 2008)*, Edmonton, Canada, 5-9 October 2008.
- [7] Su G. J., Tang L., A Multiphase, Modular, Bi directional, Triple-Voltage DC-DC Converter for Hybrid and Fuel Cell Vehicle Power Systems, *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2008, **23**, 3035-3046.
- [8] Plesko H., Biela J., Luomi J., Kolar J. W., Novel Concepts for Integrating the Electric Drive and Auxiliary DC-DC Converter for Hybrid Vehicles, *IEEE Transactions on Power Electronics*, 2008, **23**, 3025-3034.
- [9] Stence R. W., Digital By-Wire Replaces Mechanical Systems in Cars, *SAE Powertrain & Fluid Systems Conference & Exhibition*, Florida, USA, 25-28 October 2003.
- [10] Trevett N. R., X-by-Wire-New Technologies for 42V Bus Automobile of Future, Msc. Thesis, The South Carolina Honors College, Columbia-USA 2002.
- [11] Khan I. A., Emerging Technologies in Automobiles, *2nd International Conference on Emerging Technologies*, Peshawar, Pakistan, 13-14 November 2006.

- [12] Bertoluzzo M., Bolognesi P., Bruno O., Drive by Wire Systems for Ground Vehicles, , *IEEE International Symposium on Industrial Electronics*, Ajaccio, France, 4-7 May 2004.
- [13] Day J., Drive By Wire Technologies and Safety, Automotive Electronics, <http://johndayautomotiveelectronics.com/drive-by-wire-technologies-and-safety/> (Ziyaret tarihi: 24 Aralık 2014).
- [14] Serrels R. K., Savagian P. J., Laba M. D., Accessory Drive System, 2008, U. S. Patent No. 20080020875, *U. S. Patent and Trademark Office*.
- [15] Ishikawa T., Sasaki S., Shamoto S., Sugiura H., Inaguma Y., Moriya K., Accessory Drive Apparatus, 2002, U. S. Patent No: 20020153180, *U. S. Patent and Trademark Office*.
- [16] Zhu Z. Q., Fractional Slot Permanent Magnet Brushless Machines and Drives for Electric and Hybrid Propulsion Systems, *Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER 09)*, Monaco, France, 26-29 March 2009.
- [17] Zhu Z. Q., Shen J. X., Howe D., Flux-Weakening Characteristics of Trapezoidal Back-EMF PM Machines in Brushless DC and AC Modes, *Journal of Asian Electrical Vehicles*, 2006, **4**, 919-925.
- [18] Cros J., Viarouge P., Synthesis of High Performance PM Machines with Concentrated Windings, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2002, **17**, 248–253.
- [19] Magnussen F., Sadarangani C., Winding Factors and Joule Losses of Permanent Magnet Machines with Concentrated Windings, *International Electric Machines and Drives Conference (IEMDC)*, Madison, USA, 1-4 June 2003.
- [20] Magnussen F. Thelin P., Sadarangani C., Performance Evaluation of Permanent Magnet Synchronous Machines with Concentrated and Distributed Windings Including the Effect of Field-Weakening, *Proceedings of the IEEE International Conference on Power Electronics and Electrical Machines, (PEMD)*, Edingburg, UK, 31 March – 2 April 2004.
- [21] Salminen P., Mantere J., Pyrhonen J., Niemela M., Performance Analysis of Fractional Slot Wound PM Motors for Low Speed Applications, *IEEE Industry Application Conference*, Seattle, USA, 3-7 October 2004.
- [22] Ishak D., Zhu Z. Q., Howe D., Comparison of PM Brushless Motors, With Either All or Alternative Wound Teeth, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2006, **21**, 95-103.
- [23] El-Refaie A. M., Jahns T. M., Novotny D., Analysis of Surface PM Machines with Fractional-Slot Concentrated Windings, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2006, **21**, 34-43.

- [24] El-Refaie A. M., Jahns T. M., Impact of Winding Layer Number and Magnet Type on Synchronous Surface PM Machines Designed For Wide Constant-Power Speed Range Operation, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2008, **23**, 53-60.
- [25] El-Refaie A. M., Jahns T. M., Optimal Flux Weakening in Surface PM Machines Using Concentrated Windings, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2005, **41**, 790–800.
- [26] Cros J., Figueroa J. R., Viarouge P., BLDC Motors With Surface Mounted PM Rotor For Wide Constant Power Operation, *IEEE Industry Application Conference*, Salt Lake City, USA, 12-16 October 2003.
- [27] Liwshitz M. M., Distribution Factors and Pitch Factors of the Harmonics of a Fractional-Slot Winding, *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, 1943, **62**, 664-666.
- [28] Bianchi N., Pré M. D., Grezzani G., Bolognani S., Design Considerations For Fractional-Slot Winding Configurations of Synchronous Machines, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2006, **42**, 997–1006.
- [29] Bianchi N., Bolognani S., Design Techniques For Reducing the Cogging Torque in Surface-Mounted PM Motors, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2002, **38**, 1259–1265.
- [30] Mitcham A. J., Jack A. G., Haylock J. A., Coles J., Favourable Slot and Pole Combinations For Fault-Tolerant PM Machines, *IEE Proceedings Electric Power Applications*, 2004, **151**, 520-525.
- [31] El-Refaie A. M., Jahns T. M., McCleer P. J., McKeever J. W., Experimental Verification of Optimal Flux Weakening in Surface PM Machines Using Concentrated Windings, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2006, **42**, 443-453.
- [32] Choi J. Y., Ko K. J., Jang S. M., Experimental Works and Analysis For Influence of Stator Slot Number on Performance of Interior PM Motor, *14th Biennial IEEE Conference on Electromagnetic Field Computation (CEFC)*, Chicago, USA, 9-12 May 2010.
- [33] Zhu Z. Q., Howe D., Influence of Design Parameters on Cogging Torque in Permanent Magnet Machines, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2000, **15**, 407-412.
- [34] Magnussen F., Lendenmann H., Parasitic Effects in PM Machines With Concentrated Windings, *IEEE Industry Application Conference*, Hong Kong, 2–6 October 2005.
- [35] Wang J., Yuan X., Atallah K., Design Optimization of a Surface Mounted Permanent Magnet Motor With Concentrated Windings for Electric Vehicle Applications, *IEEE Transactions on Vehicular Technology*, 2013, **62**, 1053-1064.

- [36] Jussila H., Salminen P., Niemela M., Pyrhonen J., Guidelines for Designing Concentrated Winding Fractional Slot Permanent Magnet Machines, *International Conference on Power Engineering, Energy and Electrical Drives*, Setubal, Portugal, 12-14 April 2007.
- [37] Bianchi N., Bolognani S., Pr  M. D., Magnetic Loading of Fractional-Slot Three Phase PM Motors With Nonoverlapped Coils, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2008, **44**, 1513-1521.
- [38] Bianchi N., Pr  M. D., Use of The Star of Slots in Designing Fractional-Slot Single-Layer Synchronous Motors, *IEE Proceedings Electric Power Applications*, 2006, **153**, 459-466.
- [39] Velly N., Takorabet N., Tabar F. M., Liegeois P. Y., Nierlich F., Leynaert F. N., Humbert G., Double Channel PM Motor for Avionic Applications: Impact of Winding Topologies, *Energy Conversion Congress and Exposition ECCE 2009*, California, USA, 20-24 September 2009.
- [40] Hendershot J. R., Miller T. J. E., *Design of Brushless Permanent Magnet Motors*, 1st ed., Magna Physics Publishing and Clarendon Press, Oxford, 1994.
- [41] Jack G., Mecrow B. C., Haylock J. A., A Comparative Study of Permanent Magnet and Switched Reluctance Motors for High-Performance Fault-Tolerant Applications, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 1996, **32**, 889-95.
- [42] Schiferl R. F., Lipo T. A., Power Capability of Salient Pole Permanent Magnet Synchronous Motors in Variable Speed Drive Applications, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 1990, **26**, 115-123.
- [43] Ede J. D., Attalah K., Howe D., Design Variants of Modular Permanent Magnet Brushless Motor, *Journal of Applied Physics*, 2002, **91**, 6973-6978.
- [44] Abbaszadeh K., Alam F. R., Teshnehlab M., Slot Opening Optimization of Surface Mounted Permanent Magnet Motor for Cogging Torque Reduction, *Energy Conversion and Management*, 2012, **55**, 108-115.
- [45] Chen Y. S., Zhu Z. Q., Howe, D., Vibration of Permanent Magnet Brushless Machines Having a Fractional Number of Slots per Pole, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2006, **42**, 3395-3402.
- [46] Lin S., Wu T. X., Zhou L., Moslehy F., Kapat J., Chow L., Modeling and Design of Super High Speed Permanent Magnet Synchronous Motor (PMSM), *Aerospace and Electronics Conference NAECON 2008*, Ohio, USA, 16-18 July 2008.
- [47] Barcaro M., Bianchi N., Magnussen F., Analysis and Tests of a Dual Three-Phase 12-Slot 10-Pole Permanent-Magnet Motor, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2010, **46**, 2355-2362.

- [48] Barcaro M., Bianchi N., Magnussen F., Faulty Operations of a PM Fractional-Slot Machine With a Dual Three-Phase Winding, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2011, **58**, 3825-3832.
- [49] Duan Y., Harley R. G., Habetler T. G., Method for Multi-objective Optimized Designs of Surface Mount Permanent Magnet Motors with Concentrated or Distributed Stator Windings, *Electric Machine and Drivers Conference (IEMDC)*, Miami, USA, 3-6 May 2009.
- [50] Fan J. X., Zhang C., Wang Z., Dong Y., Nino C. E., Tariq A. R., Strangas, E. G., Thermal Analysis of Permanent Magnet Motor for the Electric Vehicle Application Considering Driving Duty Cycle, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, **46**, 2493-2496.
- [51] Joo D., Cho J. H., Woo K., Kim B. T., Kim D. K., Electromagnetic Field and Thermal Linked Analysis of Interior Permanent-Magnet Synchronous Motor for Agricultural Electric Vehicle, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2011, **47**, 4242–4245.
- [52] Ruoho S., Kolehmainen J., Ikaheimo J., Arkkio A., Interdependence of Demagnetization, Loading, and Temperature Rise in a Permanent-Magnet Synchronous Motor, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2010, **46**, 949–953.
- [53] Staton D. A., Boglietti A., Cavagnino A., Solving The More Difficult Aspects of Electric Motor Thermal Analysis in Small and Medium Size Industrial Induction Motors, *IEEE Transactions on Energy Conversion*, 2005, **20**, 620–628.
- [54] Qi G., Shi L., Duan S., Zhou L., Ma D., Analysis of Flux-Weakening Performances of Dual Three-Phase PM Brushless AC Motors with Alternate Winding Connections, *International Conference on Electromagnetic Field Problems and Applications*, Liaoning, USA, 19-21 June 2012.
- [55] He Y., Wang Y., Wu J., Feng Y., Liu J., A Simple Current Sharing Scheme for Dual Three Phase Permanent-Magnet Synchronous Motor Drivers, *Applied Power Electronics Conference and Exposition APEC*, California, USA, 21-25 February 2010.
- [56] Yang J., Yang G., Li T., Direct Torque Control for Dual Three-Phase PMSM Based on Three-Phase Decomposition SVPWM, *International Conference on Electrical and Control Engineering*, Wuhan, Chine, 25-27 June 2010.
- [57] Barcaro M., Bianchi N., Magnussen F., Six-Phase Supply Feasibility Using a PM Fractional-Slot Dual Winding Machine, *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2011, **47**, 2042-2050.
- [58] Alamoudi Y. A., Atkinson G. J., Mecrow B. C., High Torque Density Permanent Magnet Machine for Automotive Applications, *International Conference on Power Electronics, Machines and Drives*, Bristol, UK, 27-29 March 2012.

- [59] Jang G. H., Lee C. I., Dual Winding Method of a BLDC Motor for Large Starting Torque and High Speed, *IEEE Transactions on Magnetics*, 2005, **41**, 3922-3924.
- [60] Salminen P., Jussila H., Niemelä M., Pyrhonen J., Concentrated Wound Permanent Magnet Motors with Different Pole Pair Numbers, *Advanced Computer Techniques in Applied Electromagnetics*, 2008, **30**, 253-258.
- [61] Boglietti A., Cavagnino A., Pastorelli M., Staton D. A., Vagati A., Thermal Analysis of Induction and Synchronous Reluctance Motors, *IEEE Transactions on Industrial Applications*, 2006, **42**, 675–680.
- [62] Boglietti A., Cavagnino M., Staton D. A., Thermal Analysis of TEFC Induction Motors, *Industry Applications Conference*, Salt Lake City, USA, 12–16 October 2003.
- [63] Boglietti A., Cavagnino M., Staton D. A., Shanel M., Mueller M., Mejuto C., Evolution and Modern Approaches for Thermal Analysis of Electrical Machines, *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, 2009, **56**, 871–882.
- [64] Barcaro M., Faggion A., Bianchi N., Bolognani S., Sensorless Rotor Position Detection Capability of a Dual Three-Phase Fractional-Slot IPM Machine, *IEEE Transactions on Industry Applications*, 2012, **48**, 2068-2078.
- [65] Barcaro M., Faggion A., Bianchi N., Bolognani S., Predicted and Experimental Anisotropy of a Dual Three-Phase Interior Permanent Magnet Motor for Sensorless Rotor Position Control, *International Conference on Power Electronics, Machine and Drives PEMD*, Bristol, UK, 27-29 March 2012.
- [66] He Y., Wang Y., Wu J., Feng Y., Liu J., A Comparative Study of a Space Vector PWM Strategy for Dual Three-Phase Permanent Magnet Synchronous Motor Drives, *Applied Power Electronics Conference and Exposition APEC*, California, USA, 21-25 February 2010.
- [67] Zhu C. L., Shen M., Obrigkeit M., A High Power DC/DC Converter Designed for Single Coolant Loop Hybrid Electric Vehicle Application, *SAE World Congress and Exhibition*, Detroit, USA, 13-15 April 2010.

KİŞİSEL YAYIN VE ESERLER

- [1] **Ayaz M.**, Erhan K., Özdemir E., Çilliyüz Y., Animasyon Tabanlı PLC ve Operatör Panel Eğitim Seti, *Erciyes Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Dergisi*, 2014, **30**, 156-161.
- [2] **Ayaz M.**, Erhan K., Taşdemirci E., Karaçor M., Bir Katı Atık Bertaraf Tesisi için Otomasyon Sistem Tasarımı ve Uygulaması, *Düzce Üniversitesi Bilim ve Teknoloji Dergisi*, 2014, **2**, 178-190.
- [3] **Ayaz M.**, Erhan K., Özdemir E., Otomasyon Sistemleri Eğitiminde Animasyon Tabanlı Uygulamaların Yeri ve Önemi, *Otomasyon Dergisi*, 2014, **262**, 96-104.
- [4] Meşe E., **Ayaz M.**, Tezcan M., Yılmaz K., Özdemir, E., A Permanent Magnet Synchronous Machine with Motor and Generator Functionalities in Single Stator Core, *Compumag 2013*, Budapest, Hungary, 30 June – 4 July 2013.
- [5] Erhan K., **Ayaz M.**, Özdemir E., Elektrikli Araç Şarj İstasyonlarının Güç Kalitesi Üzerine Etkileri, *Akıllı Şebekeler ve Türkiye Elektrik Şebekesinin Geleceği Sempozyumu*, Ankara, Türkiye, 26-27 Nisan 2013.
- [6] Mese E., Yaşa Y., Akça H., Aydeniz M. G., **Ayaz M.**, Tezcan M., Investigating Converter Options for Automotive Grade Permanent Magnet Synchronous Generators, *International Conference on Electric Power and Energy Conversion Systems*, Istanbul, Turkey, 2-4 October 2013.
- [7] **Ayaz M.**, Tezcan M., Yılmaz K., Meşe E., Magnetic Coupling Effect of a PM Synchronous Machine Having Concentrated Windings, *IEEE International Conference on Power Electronics, Machines and Drives*, Bristol, UK, 27-29 March 2012.
- [8] Meşe E., Tezcan M., **Ayaz M.**, Yaşa Y., Yılmaz K., Design Considerations for Dual Winding Permanent Magnet Synchronous Machines, *IEEE Energy Conversion Congress and Exposition*, Raleigh, USA, 15-20 September 2012.
- [9] **Ayaz M.**, Yılmaz K., Klasik ve Karsıt Kuplajlı Anahtarlmalı Relüktans Motorlarda Geometrik Parametrelerin Çıkış Performansına Etkileri, *Elektrik, Elektronik ve Bilgisayar Mühendisliği Sempozyumu ve Fuarı ELECO 2008*, Bursa, Türkiye, 26-30 Kasım 2008.
- [10] **Ayaz M.**, Yıldız A. B., An Equivalent Circuit Model for Switched Reluctance Motor, *IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference*, Malaga, Spain, 16-19 May 2006.

- [11] **Ayaz M.**, Yıldız A. B., Control of Switched Reluctance Motor Containing a Linear Model, *Mediterranean Conference on Control and Automation MED 2006*, Ancona, Italy, 28-30 June 2006.
- [12] Yılmaz K., Cengiz A., **Ayaz M.**, Meşe E., Performance Improvement in Finite Element Analysis by Modifying Mesh Structure, *International Conference on Electrical Machine, Drives and Power Systems*, Sofia, Bulgaria, 15-16 September 2005.

ÖZGEÇMİŞ

1982 yılında Ardahan'da doğdu. İlk, orta ve lise öğrenimini Bursa'da tamamladı. 2000 yılında girdiği Kocaeli Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesi Elektrik Öğretmenliği Bölümü'nden 2005 yılında Elektrik Öğretmeni olarak mezun oldu. 2005-2008 yılları arasında, Kocaeli Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Elektrik Eğitimi Anabilim Dalı'nda Yüksek Lisans öğrenimini tamamladı. 2005-2009 yılları arasında Beck & Pollitzer firmasında Proje Müdürü olarak görev yaptı. 2009 yılından beri Kocaeli Üniversitesi Teknik Eğitim Fakültesinde Araştırma Görevlisi olarak görev yapmaktadır.