

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**500 KW ENERJİ KAPASİTELİ BİR RÜZGAR TÜRBİNİN
ÇELİK KULE TASARIMI**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Faik Alper KANBUR

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Mühendisliği Programı

MAYIS 2014

İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

**500 KW ENERJİ KAPASİTELİ BİR RÜZGAR TÜRBİNİN
ÇELİK KULE TASARIMI**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

**Faik Alper KANBUR
(501111019)**

İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Yapı Mühendisliği Programı

Tez Danışmanı: Yrd. Doç. Dr. Cüneyt VATANSEVER

MAYIS 2014

İTÜ, Fen Bilimleri Enstitüsü'nün 501111019 numaralı Yüksek Lisans Öğrencisi **Faik Alper KANBUR**, ilgili yönetmeliklerin belirlediği gerekli tüm şartları yerine getirdikten sonra hazırladığı **“500 KW ENERJİ KAPASİTELİ BİR RÜZGAR TÜRBİNİN ÇELİK KULE TASARIMI”** başlıklı tezini aşağıda imzaları olan jüri önünde başarı ile sunmuştur.

Tez Danışmanı : **Yrd. Doç. Dr. Cüneyt VATANSEVER**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Jüri Üyeleri : **Prof. Dr. Engin ORAKDÖĞEN**
İstanbul Teknik Üniversitesi

Prof. Dr. Bülent AKBAŞ
Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsü

Teslim Tarihi : **05 Mayıs 2014**
Savunma Tarihi : **29 Mayıs 2014**

Aileme,

ÖNSÖZ

Öncelikle bana projede yer alma imkanı tanıyan, çalışmalarım boyunca benden vaktini ve bilgisini esirgemeyen tez danışmanım, hocam, Sayın Yrd. Doç. Dr. Cüneyt VATANSEVER'e hocam Sayın Prof. Dr. Engin ORAKDÖĞEN'e teşekkür eder, saygılarımı sunarım. Tezin geliştirilmesini sağlayan, 110G010 nolu Milres projesi kapsamında destek veren TÜBİTAK'a teşekkür ederim. Ayrıca yoğun tez çalışma temposunda beni yalnız bırakmayıp her zaman destekleyen ve motive eden değerli arkadaşlarım, meslektaşlarım Merve ÖZKARATAY, Deniz UZUN ve Muhammet. U. ÖZÇELİK'e teşekkür ederim.

Son olarak tüm hayatım boyunca yanımda olan, benim bu mesleği seçmemde ve sevmemde çok büyük emeği olan maddi ve manevi desteklerini hiçbir zaman esirgemeyen canım anneme ve meslektaşım canım babama, bu süreçte her zaman yanımda olan, beni destekleyen canım ablama ve dostlarıma teşekkürü bir borç bilirim.

Mayıs 2014

Faik Alper KANBUR
(İnşaat Mühendisi)

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖNSÖZ.....	vii
İÇİNDEKİLER.....	ix
KISALTMALAR.....	xi
ÇİZELGE LİSTESİ.....	xiii
ŞEKİL LİSTESİ.....	xv
ÖZET.....	xix
SUMMARY.....	xxi
1. GİRİŞ	1
1.1 Çalışmanın Amacı ve Kapsamı.....	1
1.2 Literatür Araştırması	3
1.3 MİLRRES Projesi	5
2. RÜZGAR ENERJİSİ VE KULELERİ İLE İLGİLİ GENEL BİLGİLER.....	7
2.1 Rüzgar Türbinlerinin Geçmişi	7
2.2 Günümüzde Rüzgar Enerjisi	9
2.3 Rüzgar Türbin Elemanları	12
2.4 Rüzgar Türbin Kulesi Tipleri.....	14
2.4.1 Çelik kafes tipi kuleler.....	14
2.4.2 Çelik silindirik kuleler	15
2.4.3 Betonarme kuleler	17
2.4.4 Hibrit kuleler	18
3. RÜZGAR TÜRBİN KULESİNİN DİNAMİK ÖZELLİKLERİ	21
3.1 Kule Doğal Frekansının Belirlenmesi	21
3.1.1 Modal analiz.....	21
3.1.2 Rayleigh metodu.....	22
3.1.3 Baumeister metodu.....	23
3.2 Rezonans Kontrolü	24
3.2.1 Dinamik yük artırma katsayısı	25
4. RÜZGAR TÜRBİN KULESİ TASARIM YÜKLERİ	27
4.1 Rüzgar Yüklerinin Belirlenmesi.....	27
4.1.1 Doğrudan kule yüzeyine gelecek rüzgar kuvveti.....	31
4.1.2 Rüzgar türbininden gelecek kuvvetler	44
4.2 Deprem Yüklerinin Hesaplanması	45
4.3 Diğer Çevresel Etkiler	49
4.4 Yük Kombinasyonları.....	50
5. RÜZGAR TÜRBİN KULELERİNİN TASARIMI.....	53
5.1 Kule Gövde Tasarımı.....	53
5.1.1 Kule gövde mukavemeti.....	54
5.1.2 Kulenin gövdesi stabilite tasarımı	61
5.1.3 Kule gövde yer değiştirme tasarımı.....	64
5.1.4 Kulenin yorulma tasarımı	64
5.2 Flanş Bağlantılarının Tasarımı.....	71

5.2.1 Üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için tasarım esasları.....	71
5.2.2 Taban flanşı tasarım esasları.....	78
6. SAYISAL UYGULAMALAR.....	85
6.1 Kule Elemanları ile İlgili Genel Bilgiler	85
6.1.1 Kule gövdesi özellikleri.....	85
6.1.2 Flanş birleşim özellikleri	87
6.1.3 Temel özellikleri	90
6.1.4 Türbin özellikleri	91
6.2 Hesaplamalar	91
6.2.1 Dinamik özelliklerle ilgili hesaplar.....	91
6.2.2 Tasarım yükleri.....	97
6.2.3 Analiz	111
6.2.4 Analiz sonuçları	116
6.2.5 Kule gövdesi tasarımı.....	118
6.2.6 Flanş birleşimleri tasarımı	131
7. SONUÇLAR	143
KAYNAKLAR.....	147
ÖZGEÇMİŞ.....	151

KISALTMALAR

AISC	: American Institute of Steel Construction
ANSI	: American National Standart Institute
ASCE	: American Society of Civil Engineers
DBYBYHY	: Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik
DEL	: Damage Equivalent Load
DNK	: Denklem
ECCS	: European Convention for Constructional Steelwork
EOG	: Extreme Operation Gust
EWM	: Extreme Speed Wind Model
IEC	: International Electrotechnical Comission
İYBHRY	: İstanbul Yüksek Binalar Rüzgar Yönetmeliği
GWEC	: Global Wind Energy Council
HZ	: Hertz (Frekans birimi)
MAM	: Marmara Araştırma Kurumu
MİLRES	: Milli Rüzgar Enerji Sistemleri Geliştirilmesi ve Prototip Türbin Üretimi
LRFD	: Load and Resistance Factor Design
SEI	: Structural Engineering Institute
TAI	: Turkish Aerospace Industries, Inc.
TUREB	: Türkiye Rüzgar Enerjisi Birliği
TUSAŞ	: Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş
TÜBİTAK	: Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu
USA	: United States of America

ÇİZELGE LİSTESİ

Sayfa

Çizelge 4.1 : IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen türbin sınıfları	28
Çizelge 4.2 : IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen tasarım yükleme senaryoları	28
Çizelge 4.3 : Arazi tipleri, arazi parametreleri (EN 1991-1-4, 2002)	33
Çizelge 4.4 : Arazi maruziyet kategorilerine göre parametreler (ASCE 7-05, 2006)	42
Çizelge 4.5 : Deprem bölgelerine göre etkin yer ivmesi katsayısı (DBYBHY, 2007)	45
Çizelge 4.6 : Zemin grupları (DBYBHY, 2007)	46
Çizelge 4.7 : Yerel zemin sınıfları (DBYBHY, 2007)	46
Çizelge 4.8 : Spektrum karakteristik periyotları (DBYBHY, 2007)	46
Çizelge 4.9 : Bina önem katsayısı, I (DBYBHY, 2007)	48
Çizelge 4.10 : Bina türü olmayan yapılar için taşıyıcı system davranış katsayıları (DBYBHY, 2007)	48
Çizelge 5.1 : Yapılan rüzgar hızı ölçümleri sonucu, 20 yıllık süreçte V_m rüzgar hızlarının tekrar sayıları (Lavassas ve diğ., 2003)	66
Çizelge 5.2 : Sınır durumunda 4 farklı göçme durumu için dayanımlar (Husson, 2008)	74
Çizelge 6.1 : Gövde malzemesine (S275JR) ait dayanım değerleri	87
Çizelge 6.2 : Flanş malzemesine (S355J2+N) ait dayanım değerleri	89
Çizelge 6.3 : Bulon kalitesine (10.9) ait dayanım değerleri	89
Çizelge 6.4 : Bulonlara ait geometrik boyutlar (Url-13)	90
Çizelge 6.5 : Rüzgar türbinine ait parametreler	91
Çizelge 6.6 : Türbin frekans parametreleri	95
Çizelge 6.7 : Rezonans tepki faktörü hesabı için gerekli parametreler	105
Çizelge 6.8 : Farklı doğal periyotlara (T) karşılık gelen azaltılmış ivme spektrum verileri ($S_{ar}(T)$)	108
Çizelge 6.9 : Yükleme ve kombinasyonları sonucundaki taban iç kuvvetleri	116
Çizelge 6.10 : Gövde-gövde kaynaklı birleşim için farklı rüzgar hızlarındaki iç kuvvetler ($h=2,048$ m'de okunan değerler)	125
Çizelge 6.11 : Gövde-flanş kaynaklı birleşim için farklı rüzgar hızlarındaki iç kuvvetler ($h=0$ 'da okunan değerler)	125
Çizelge 6.12 : Gövde-flanş kaynaklı birleşim için tasarım spektrumu verileri (cat71)	126
Çizelge 6.13 : Gövde-gövde kaynaklı birleşim için tasarım spektrumu verileri (cat80)	126
Çizelge 6.14 : Hasar eşdeğer yükü (ΔTWL) ve ölü yükün (DL) tabanda oluşturacağı iç kuvvetler (cat71)	129
Çizelge 6.15 : Hasar eşdeğer yükü (ΔTWL) ve ölü yükün (DL) 2,048 m'de oluşturacağı iç kuvvetler (cat80)	130
Çizelge 6.16 : Üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için parametreler	131
Çizelge 6.17 : Üst flanş tasarım dayanımı için ön değerler	132
Çizelge 6.18 : Orta-üst flanş tasarım dayanımı için ön değerler	134

Çizelge 6.19 : Orta-alt flanş tasarım dayanımı için ön değerler	136
Çizelge 6.20 : Flanşların tasarım dayanımları	137
Çizelge 6.21 : Tasarım değerlendirmesi.....	138

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1 : İlk yer değirmenleri; (a): Afganistan (b): Çin (Hau, 2006).....	7
Şekil 2.2 : Avrupa tarihi yer değirmenleri (a): Alman post yel değirmeni, (b): Hollanda yer değirmeni (Hau, 2006)	8
Şekil 2.3 : Poul La Cour' ait prototip rüzgar türbini (Hau, 2006).....	8
Şekil 2.4 : Yıllara göre artan pervane çapı (ϕ) ve kule boylarına (H) göre rüzgar türbin kapasiteleri (Url-2).....	9
Şekil 2.5 : Günümüzde kullanılan rüzgar türbin tipleri a) düşey eksenli (Url-3) b) yatay eksenli (Url-4)	10
Şekil 2.6 : 1996-2013 yılları arasında Dünya'da toplam kurulu rüzgar enerji kapasitesi (GWEC, 2013).....	10
Şekil 2.7 : 1996-2013 yılları arasında Dünya'da yıllara göre kurulu rüzgar enerjisi kapasitesi (GWEC, 2013).....	10
Şekil 2.8 : Deniz-üstü (offshore) rüzgar türbini (Url-6)	11
Şekil 2.9 : Türkiye rüzgar enerji santrallerinin kurulu güç (MW) bakımından yıllara göre kümülatif dağılımı (TUREB, 2014).....	11
Şekil 2.10 : Türkiye'de rüzgar enerji santrallerinin kurulu güç (MW) bakımından yıllara göre dağılımı (TUREB, 2014).....	12
Şekil 2.11 : Yatay eksenli rüzgar türbini elemanları (Url-7)	13
Şekil 2.12 : Çelik kafes tipi kule (Url-8)	15
Şekil 2.13 : Çelik silindirik kule tipi a) kule gövdesi b) flanş (Kanbur, 2014).....	15
Şekil 2.14 : Flanş bulonlarına öngörme işlemi yapılması (Url-9)	16
Şekil 2.15 : Çelik silindirik rüzgar türbin kulesi taşımacılığı (Url-10)	17
Şekil 2.16 : Öngermeli betonarme kule panelleri (Url-11).....	18
Şekil 2.17 : Hibrit kule örneği (Url-12)	18
Şekil 3.1 : Rayleigh metodu için kule idealizasyonu	23
Şekil 3.2 : Örnek, istenen çalışma frekansları ve farklı kule tiplerinin doğal frekansları ile ilgili inceleme (Lanier, 2005).....	25
Şekil 4.1 : Dairesel kesitlerde rüzgar akımı (İYBRY, 2009).....	35
Şekil 4.2 : Dairesel kesitler dış yüzey basınç dağılımı (EN 1991-1-4, 2002).....	36
Şekil 4.3 : Çelik bacalar için CsCd değerleri (EN 1991-1-4, 2002).....	37
Şekil 4.4 : Referans alanının (Aref) gösterimi	39
Şekil 5.1 : Silindirik çelik kulede kaynaklı birleşimler (Kanbur, 2014)	64
Şekil 5.2 : Silindirik çelik kulelerde kaynak detayları a) gövde-flanş, b) gövde-gövde (Verma, 2011).....	65
Şekil 5.3 : EN 1993-1-9'da belirtilen rüzgar türbinleri için geçerli olabilecek detay kategorileri (Rebelo, 2012).....	67
Şekil 5.4 : Direkt gerilme aralıklarına göre yorulma dayanımları (EN 1993-1-9, 2004)	67
Şekil 5.5 : Farklı enerji kapasitelerine göre kesme hasar eşdeğer yükleri (Lanier, 2005)	70

Şekil 5.6 : Farklı enerji kapasitelerine göre eğilme momenti hasar eşdeğer yükleri (Lanier, 2005).....	70
Şekil 5.7 : Flanş birleşim hesaplarında inceleme yapılacak hücre (Seidel ve Schaumann, 2001)	72
Şekil 5.8 : Hesaplarda ele alınacak hücrenin kesiti (Schaumann ve Seidel, 2000) ...	72
Şekil 5.9 : Petersen'in belirttiği flanşlar için ön görülen 3 ana göçme modu (Husson, 2008'de atıfta bulunulduğu gibi)	73
Şekil 5.10 : Seidel tarafından belirtilen, D ve E göçme modlarına ait serbest cisim diyagramları (Husson, 2008'de atıfta bulunulduğu gibi).....	74
Şekil 5.11 : Taban flanş hücresi, (T-Stub birleşim) geometrik parametreleri (Wald ve diğ., 2008)	78
Şekil 5.12 : Taban flanşına ait göçme modları (Piluso, 2001a).....	79
Şekil 5.13 : Gerçek şekil değiştirme ve gerçek gerilme eğrisinin multilineer modeli (Piluso, 2001a)	80
Şekil 5.14 : 1. tip göçme modu mekanizması (Piluso, 2001a)	82
Şekil 5.15 : 2. tip göçme modu mekanizması (Piluso, 2001a)	83
Şekil 5.16 : 3. tip göçme modu mekanizması (Piluso, 2001a)	84
Şekil 6.1 : Silindirik çelik kule gövde boyutları	86
Şekil 6.2 : Üst flanş ait geometrik bilgiler.....	87
Şekil 6.3 : Orta-üst flanş ait geometrik bilgiler	88
Şekil 6.4 : Orta-alt flanş ait geometrik bilgiler	88
Şekil 6.5 : Taban flanşı ait geometrik bilgiler	89
Şekil 6.6 : Bulonların geometrik boyut parametreleri (Url-13).....	90
Şekil 6.7 : Betonarme temele ait geometrik bilgiler	90
Şekil 6.8 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (SAP 2000).....	92
Şekil 6.9 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (Rayleigh)	93
Şekil 6.10 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (Baumeister).....	94
Şekil 6.11 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (3 yöntem için karşılaştırma)	94
Şekil 6.12 : Kule doğal 1. Mod frekansı ve rotor çalışma frekansları (Yumuşak kule)	95
Şekil 6.13 : Kule 1. mod frekansı ve dinamik yük artırma katsayısı arasındaki ilişki	96
Şekil 6.14 : EN 1991-1-4'e göre EWM50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi.....	99
Şekil 6.15 : EN 1991-1-4'e göre EOG50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi.....	99
Şekil 6.16 : EWM50 senaryosu, hub seviyesi ve değerleri	100
Şekil 6.17 : EOG50 senaryosu, hub seviyesi ve değerleri.....	101
Şekil 6.18 : ASCE 7-05'e göre EWM50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi	104
Şekil 6.19 : ASCE 7-05'e göre EOG50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi	105
Şekil 6.20 : Fonksiyon olarak tanıtılan T ve $S_{ar}(T)$ verileri.....	109
Şekil 6.21 : EQX, x doğrultusu için deprem yüklemesi.....	110
Şekil 6.22 : Ön çalışma-kabuk elemanlı modele ait 3 boyutlu SAP 2000 görseli a) zemine ankastre bağlı, b) zemin etkileri dikkate alınarak	112

Şekil 6.23 : Kabuk eleman modeli için rüzgar yüklemeleri a) WL, b) TWL	114
Şekil 6.24 : Çubuk eleman modeli için rüzgar yüklemeleri a) WL, b) TWL	115
Şekil 6.25 : Kule yüksekliği ve tasarım normal kuvvet değerleri	117
Şekil 6.26 : Kule yüksekliği ve tasarım kesme kuvveti değerleri	118
Şekil 6.27 : Kule yüksekliği ve tasarım eğilme momenti değerleri	118
Şekil 6.28 : Cat 80 ve Cat 71 için elde edilen direkt gerilme aralıkları ($\Delta\sigma_R$) ve tekrar sayıları (N_R)	123
Şekil 6.29 : Rüzgar hızına (V_m) bağlı olarak interpolasyonla elde edilen türbin kuvvetleri (TWL_i)	124
Şekil 6.30 : Cat 71 detayı ve tasarım spektrumu için gerilme aralıkları ve tekrar sayıları	127
Şekil 6.31 : Cat 80 detayı ve tasarım spektrumu için gerilme aralıkları ve tekrar sayıları	127
Şekil 6.32 : Cat71 için tekil ve birikmiş hasarlar	128
Şekil 6.33 : Cat80 için tekil ve birikmiş hasarlar	128
Şekil 6.34 : Hasar eşdeğer yükü dayanımı	129
Şekil 6.35 : SAP 2000 analiz sonuçlarının incelenmesi	137
Şekil 6.36 : Hesaplanan gerçek şekil değiştirme ve gerçek gerilme eğrisinin multilineer modeli (S355)	139

500 KW ENERJİ KAPASİTELİ BİR RÜZGAR TÜRBİNİN ÇELİK KULE TASARIMI

ÖZET

Günümüzde nüfusa bağlı olarak hızla artan enerji ihtiyacı, mevcut enerji kaynaklarının sınırlı ve çevreye zararlı olması, yenilenebilir enerjiye olan ilgiyi artırmıştır. Doğanın sunduğu sonsuz enerjiyi dönüştürerek çevreye zarar vermeden, insanların ihtiyaçlarında kullanacağı enerjiye çeviren yenilenebilir enerji sistemleri içinde, rüzgar enerji sistemleri önemli bir konumdadır. Rüzgarın kinetik enerjisini pervaneler ile jeneratörlere aktararak elektrik enerjisine çeviren rüzgar türbinleri, zaman içerisinde potansiyellerini artırmışlardır. Rüzgar türbin pervanesini daha yüksek rüzgar hızlarına ulaştıran rüzgar türbin kuleleri, bu potansiyelin artmasındaki önemli faktörlerdendir. Tarihsel süreçte farklı yapı sistemleri ve malzemelerinin tercih edildiği rüzgar türbin kulelerinde, tasarım özel bir mühendislik konusudur. Kule tasarımı farklı yapı sistemleri deneniyor olsa da günümüz enerji sektöründe en fazla tercih edilen sistem çelik silindirik kuleler olmuştur.

Bu tez çalışması, ana hatlarıyla silindirik çelik gövdeli bir kulenin tasarımındaki dinamik özellikleri, yükleme senaryolarını ve çelik yapı tasarım kriterlerini kapsamaktadır. Tezin sayısal uygulamalar bölümünde; TÜBİTAK destekli, “*Milli Rüzgar Enerji Sistemleri Geliştirilmesi ve Prototip Türbin Üretimi-MİLRÉS*”, projesi kapsamında tasarımı yapılan silindirik çelik rüzgar türbin kulesine ait sayısal incelemeler bulunmaktadır.

Tez çalışmasının birinci bölümünde, tezin amacı ve kapsamı ile konu ile ilgili yapılan literatür araştırması yer almaktadır.

Çalışmanın ikinci bölümünde, ilk olarak rüzgar türbinlerinin geçmişten günümüze geçirdiği tarihsel süreç ve günümüzde rüzgar enerjisinin yeri açıklanmıştır. Sonrasında tez çalışmasında tasarım kuralları incelenecek olan yatay eksenli rüzgar türbinlerinin ana elemanları tanıtılmıştır. Bu bölümde son olarak rüzgar türbin kulelerinin tasarımında tercih edilen yapı türlerine değinilmiştir.

Rüzgar türbin kulesi ön tasarımında en önemli parametre olan dinamik özelliklerden tez çalışmasının üçüncü bölümünde bahsedilmiştir. Kuleye ait doğal frekansın belirlenmesinde kullanılabilen üç farklı yöntem ve türbin çalışma frekansları ile kule doğal frekansının rezonansa girme kriterleri açıklanmıştır. Son olarak bir rüzgar türbin kulesine etkiyecek yorulma yüklerini doğrudan etkileyen dinamik yük artırma katsayısı hesabı hakkında bilgi verilmiştir.

Tez çalışmasının dördüncü bölümünde rüzgar türbin kulelerine etkiyecek tasarım yüklerine dair hesap yöntemleri yer almaktadır. IEC 61400-1 Rüzgar Türbinleri Tasarım Kuralları standartında belirtilen yükleme senaryoları baz alınarak, Eurocode 1991-1-4 ve ASCE 7-05 yük yönetmeliklerine göre kuleye etkiyecek rüzgar yükü hesaplamaları teorik olarak anlatılmıştır. Ayrıca bu bölümde kule tasarımında kullanılacak deprem yüklerinin DBYBHY 2007 yönetmeliğine göre hesap

yöntemleri yer almaktadır. Son olarak tasarımda kullanılacak yük kombinasyonlarına değinilmiştir.

Çelik silindirik rüzgar türbin kulesini oluşturan gövde ve bulonlu flanş birleşimlerinin tasarım kuralları beşinci bölümde yer almaktadır. Gövde tasarımında dört adet sınır durum incelenmiştir. Kule gövde dayanım kontrolü için AISC 360-05 yönetmeliğinde belirtilen LRFD yöntemine göre tahkikler belirtilmiştir. Stabilité sınır durumu için ECCS tarafından belirtilmiş hesap adımları anlatılmıştır. Kule yorulması sınır durumu için hesap kriterlerinde, EN 1993-1-9 yönetmeliğinde belirtilen dayanımlar esas alınmış ve hasar birikim metoduna ve hasar eşdeğer yükü yöntemine göre tasarım değerlendirilmiştir. Flanş tasarımında üst flanşlar ve taban flanşları için ayrı tasarım teorileri yer almaktadır. Üst flanşlar için statik dayanım kontrolünde, flanş davranışını temsil etmek üzere bölünen hücrelerde oluşacak göçme modlarına göre dayanımlar incelenmiştir. Taban flanşı tasarımında da hücre elemanlarla çalışma yapılmış ancak; taban flanşı plastik davranışı ile benzerlik gösteren T-stub bağlantı için oluşacak göçme modlarına göre dayanım hesapları belirtilmiştir.

Bölüm 6'da Tübitak destekli, “*Milli Rüzgar Enerji Sistemleri Geliştirilmesi ve Prototip Türbin Üretimi-MİLRÉS*” projesi kapsamında ön tasarımı yapılan kule gövdesi, bulon flanş birleşimlerine ait geometrik ve malzeme parametreleri belirtilmektedir. Kule ön tasarımına göre; dinamik özellikler, yükleme durumları ve çelik tasarım esasları ile ilgili sayısal incelemeler yer almaktadır.

Silindirik çelik bir rüzgar türbin kulesinin tasarım aşamalarına ait, incelenen hesap yöntemleri ve sayısal uygulamaların değerlendirmesi yedinci bölümde yer almaktadır. Bu bölümde, tasarımda belirleyici olacak dinamik karakteristiklere ve yükleme durumlarına değinilmiştir. Rüzgar türbin kule gövdesinin tasarımında incelenmesi gereken dört sınır durum hakkında sonuçlar açıklanmış ve değerlendirmeler yapılmıştır. Plastik davranışı incelenen flanş birleşimlerinin statik dayanım tahkik sonuçları ve göçme modları hakkında bilgi verilmiştir. Türbinden etkiyen rüzgar yükleri ve yorulma yükleri hakkında yapılan kabullere değinilmiş ve son olarak gelecek çalışmalarda dikkat edilmesi gereken hususlar belirtilmiştir.

STEEL TOWER DESIGN FOR A 500 KW WIND TURBINE

SUMMARY

In today's world, interest and demand for renewable energy is constantly increasing due to limited and harmful fossil energy sources and imminent shortage of these sources due to increasing world population. With the current population growth rate, especially in developing countries, and increasing demand for energy sources for industry to keep up with the growing population, not only makes usage of existing fossil fuel sources not sustainable in the long run but also causes severe damage to the environment. As an alternative to the harmful fossil fuel sources, renewable and clean sources of energy start to get more attention as a viable option.

Among several renewable and clean energy alternatives, wind energy has a significant presence and potential for increased usage in the future. Wind energy systems transform kinetic energy of the wind, by turning wind turbine blades and generators, into electric energy for residential or industrial consumption, without any harm to the ecosystem. Wind energy has gained more popularity in the recent years, with increasing capacity wind power plants all over the world. By manufacturing blades and structures that reach higher elevations to take advantage of the higher velocity wind profile, it can be said that wind turbine towers are one of the most significant source of energy today. Historically, variety of structural systems and materials has been used in the construction of wind turbine towers. Nowadays, it is realized that for an efficient and durable wind turbine tower design, collaboration between structural and mechanical engineering is very crucial. Although there are a number of different types of structural systems designed and erected among wind towers, tubular steel tower remains the most common type of tower in today's wind energy market.

In this thesis, dynamic characteristics, load cases and steel design criteria for a steel wind turbine tower is discussed substantially. Numerical examples section includes typical calculations for preliminary design of a steel tubular tower of a national project, namely *MİLRES (Improving National Wind Energy Systems and Production of Prototype Wind Turbine)*, a project supported by TUBİTAK both technically and financially.

In the first part of the thesis, scope and limitations of the thesis is discussed. In addition, reputable and supporting literature research steps are illustrated.

The second part of thesis has general background information about the history of windmills, and today's wind energy potential. Additionally, main components of a horizontal wind turbine system is introduced in this section. Finally, structural system choices for design of wind turbine towers are explained.

Wind turbine tower's dynamic characteristics, which is the most important phenomenon for preliminary design of the tower, has been discussed in the third part of the thesis. Three ways to calculate the natural frequency of the tower, specifically Modal analysis, rayleigh method, and Baumeister method, are also introduced. The

resonance criteria of wind turbine tower's natural frequency and wind turbine operational frequencies is illustrated. Finally, calculation of dynamic magnification factor, which depends on the surroundings of tower natural frequency and turbine's operational frequencies, directly impacts fatigue loads.

In the forth section, calculations of loads which the wind tower gets exposed to during the entire life time is explained. According to the load cases which is illustrated in IEC 61400-1 (Design Requirements of Wind Turbines) regulation, the calculation methods of direct wind loads on tower by using EN 1991-1-4 and ASCE7-05 are provided this section. For the earthquake load calculations, the methods in Turkish Earthquake Standart (DBYBHY 2007) are listed. Lastly, load combinations for design are illustrated according to ASCE7-05.

Steel tubular tower and flange connection design is discussed in Section 5. For steel tubular tower four limit states is expressed in IEC 61400-1 regulation. To check strength criteria LRFD method (AISC 360-5 regulation) is illustrated. Design calculation methods for compression, bending, shear and compression and bending together are stated. For stability check of the tower, the method, expressed by ECCS, is stated. ECCS (European Convention for Constructional Steelwork)' empirical rules to design thin walled cylinders in compression and bending effect is discussed. For fatigue limit state, 1993-1-9 regulation is explained to choose the appropriate detail categories and fatigue strength. Cumulative damage method and Damage equivalent load method are given for the assessment of fatigue.

Additionally for flange strength limit states, upper flanges and base flange have different design theories. However little segments that are divided from them to represent their behaviour, are checked for plastic limit state in both theories. For upper flanges static strength check, failure modes of the segments are illustrated. The criteria to decide which failure mode occurs and the calculation methods of its strength are discussed. To design base flanges, T-stub connection behaviour on tensile loading is used. Shapes of the failure modes and strength for each failure mode are explained as well. Theoretical conditions for failure modes to be valid are expressed.

Section 6 includes the typical calculations for preliminary design of the steel tubular tower of national project, *MILRES (Improving National Wind Energy Systems and Production of Prototype Wind Turbine)* which is supported by TUBİTAK financially and technically. Tower's dynamic behavior is investigated resonance check and fatigue loads' magnification. Steel tower, ring flanges are designed under the consideration of loads that has been calculated according to regulations.

Lastly in seventh section, assessments and illustrations of calculation methods, theories and numerical examples of a steel tubular wind turbine tower are given. In this section, dynamic characteristics, load cases and combinations that are used in determination of wind turbine tower design are listed. Conclusions of four limit states that has been checked for the wind turbine tower segments are expressed. Investigation results of flange connections' strength and mechanism types are explained. Additionally, assumptions for wind turbine loads and fatigue loads which has not been provided. Finally future development of wind turbine tower design recommendations and topics are provided.

1. GİRİŞ

Günümüzde dünya nüfusunun hızla yükselişine bağlı artan enerji ihtiyacına karşın, mevcut enerji kaynaklarının sınırlı olması ve bu kaynakların kullanımının çevreye verdiği zararlar yenilenebilir ve temiz enerji teknolojilerine olan ilgiyi artırmıştır. Fosil yakıtların çevreye verdiği büyük zararları gözönünde bulunduran ülkeler, enerji politikalarını rüzgar, güneş, biyokütle gibi temiz ve yenilebilir enerji sistemlerine çevirmiştir. Rüzgar enerjisi, yenilenebilir enerji kaynakları içinde en hızlı büyümeyi göstererek Dünya enerji pastasında kendine önemli bir yer edinmiştir (Lewin, 2010).

Alternatif enerji kaynakları içinde artan kapasitesiyle ön planda olan rüzgar türbin sistemlerinde kapasitenin artması daha yüksek hızda rüzgar hızlarına ulaşılmasıyla sağlanmıştır. Daha yüksek hızda rüzgar hızlarına ulaşılmasında en büyük pay, üzerinde pek çok bilimsel, deneysel çalışmalar yürütülen rüzgar türbin kulelerinin olmuştur. Normal rüzgar profili için kule boyu 80 metreden 120 metreye yükselen bir türbini için rüzgar hızında %8,5 güç üretiminde %28 oranında bir artış gerçekleşir (Url-1). Kule tasarımında farklı yapısal sistem ve malzeme türleri deneniyor olsa da günümüz enerji piyasasında en fazla tercih edilen kule tipi silindirik çelik kulelerdir.

Bu tez çalışmasında silindirik çelik rüzgar türbin kulelerinin tasarımında izlenmesi gereken yol ilgili yönetmeliklerle, yapılan akademik ve bilimsel araştırmalarla desteklenerek açıklanacaktır.

1.1 Çalışmanın Amacı ve Kapsamı

Bu çalışmanın genel amacı bir silindirik çelik rüzgar türbin kulesinin tasarımında izlenenecek yolu ilgili yönetmeliklerle, yapılan akademik ve bilimsel araştırmalarla desteklenerek adım adım anlatmaktır.

Ön tasarımına karar verilen bir rüzgar türbin kulesi için, dinamik özellikler hakkında bilgi vermek ve istenmeyen titreşim etkilerinin görülme ihtimalini azaltma yöntemlerini okuyucuya aktarmak bu tezin amaçları arasındadır. Ön boyutlandırma

aşamasında rotor çalışması ile rezonans riskinin ortaya çıkarılması ve yorulma yüklerini etkileyecek dinamik yük artırma katsayısına dikkat çekilecektir.

Çalışmanın bir amacı da rüzgar türbin tasarım kurallarının belirtildiği, “Wind Turbines Design Requirements” IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen yükleme senaryolarının kule tasarımında belirleyici olanlarına karar vermek ve bu senaryoların bir rüzgar türbin kulesinde oluşturacağı yüklerin hesap adımlarını aktarmaktır. Kuleye doğrudan gelecek rüzgar yükleri için “Wind Actions on Structures” EN 1991-1-4 (2002) standartında ve “Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures” ASCE 7-05 (2006) standartında belirtilen hesap aşamaları bu tezin kapsamı içerisinde. Rüzgar türbin kulesinde oluşabilecek deprem yüklerinin “Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik” DBYBHY (2007) yönetmeliğine göre hesap aşamalarının okuyucuya aktarılması hedeflenmektedir.

Tasarım için ana hedef, silindirik çelik rüzgar türbin kulesinin tasarımında incelenecek elemanların tanıtılması ve bu elemanların boyutlandırılmasında etkin olan faktörlerin belirtilmesi olmuştur. Gövde elemanın “Specification for Structural Steel Buildings”, AISC 360-05 (2005) yönetmeliğine göre dayanım kontrolleri, ECCS tarafından belirtilen yöntem “Recommendations on Buckling of Shells” (1988) ile stabilite kontrollerinin değerlendirilmesi çalışmanın amaçlarındandır. Tekrarlı yükler altında kalması kaçınılmaz olan rüzgar türbin kulesine ait yorulma tasarım kriterlerinin belirtilmesi tezin kapsamı içerisinde. Çelik yapıların yorulma dayanımlarının elde edilmesinde kullanılacak olan, Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue (EN 1993-1-9, 2004) yönetmeliği ile okuyucuya bilgi vermek tezin amaçlarındandır.

Flanş birleşimlerinin tasarımında, üst flanşlar ve taban flanşları davranışlarının incelenmesi yükleme halinde oluşabilecek göçme modları ve bu modlara ait dayanımlarının hesap kriterlerinin okuyucuya aktarılması hedeflenmiştir.

Tezin asıl amaçlarından olan MİLRES projesi kapsamında, ön boyutlandırması yapılan rüzgar türbin kulesinin tasarım aşamaları kapsamı içerisinde. Yukarıda belirtilen amaç ve kapsam doğrultusunda dinamik karakteristiklerinin belirlenmesi, yükleme senaryolarına bağlı yüklerin hesaplanması ve silindirik çelik kule

elemanlarının tasarım tahkiklerinin yapılması ve değerlendirilmesi tezin nihai amacıdır.

1.2 Literatür Araştırması

2005 yılında Lanier tarafından yürütülen çalışmada, farklı enerji kapasiteleri ve rüzgar türbin kule türlerine göre tasarım çalışmaları ve inşa yaklaşımları incelenmiştir. Silindirik çelik, prekast betonarme ve hibrit kulelerinin; 1,5 MW 3,6 MW ve 5 MW'lık rüzgar türbinleri ile tasarımları yapılmış, sonuçları karşılaştırılmıştır. Kule doğal frekansını belirlemede kullanabilecek yöntemlerin de bahsedildiği bu çalışmada hızlı bir değerlendirme için *Rayleigh* metodunun güvenilir ve fikir verici bir doğal frekans bulma yöntemi olduğu belirtilmiştir. Çalışmada rüzgar türbin kulesi doğal frekansı ile istenilen türbin çalışma frekansları arasındaki ilişkinin kule dinamik karakteristiklerini nasıl etkilediği vurgulanmıştır. Lanier ayrıca rüzgar türbin kule tasarımında, IEC 61400-1'de belirtilen yükleme durumlarından EOG50 ve EWM50 senaryolarının analiz edilmesinin yeterli olacağını belirtmiştir.

TSE tarafından da kabul edilmiş IEC 61400-1 “Rüzgar Türbinleri Tasarım Esasları” (2006) yönetmeliği rüzgar türbinlerini proje arazilerinin rüzgar karakteristiklerine göre sınıflara ayırmıştır. Hub (Göbek) seviyesinde, 10 dakikalık ortalama rüzgar hızı ve türbülans şiddetine göre rüzgar türbin sınıfları belirlenmektedir. Ayrıca bu yönetmelikte, bir rüzgar türbinin proje ömrü boyunca karşılabileceği yükleme durumları belirtilmiştir. Bu yükleme durumlarına ait rüzgar profillerinden elde edilen verileri ile kuleye doğrudan gelecek rüzgar yükleri hesaplamalarına geçilmektedir.

Harte ve diğ. 2007 yılında yaptıkları çalışmada dinamik rüzgar yükleri altında betonarme rüzgar türbin kulelerinin yapısal stabilitesini incelemişlerdir. Çalışmada rüzgar türbin enerji kapasitelerinin artmasıyla daha yüksek dayanımlı kulelere ihtiyaç duyulduğu ve 85 metreden sonra silindirik çelik rüzgar türbin kulelerinin rezonans açısından tehlike yarattığı belirtilmiştir. Bu nedenle bu yükseklikten sonra prekast betonarme sistemlerin kule tasarımında tercih edilmesini öneren Harte ve diğ. (2007) termal koşulların betonarme kulelerde oluşturacakları çatlakların non-lineer yapı davranışını ve hatta rijitliğini etkileyebileceğini eklemiştir. Kule tasarımcısının, betonarme kule doğal frekansını türbin çalışma frekansları arasında güvenli bölgede

tutan ve termal etkilerin öngörüleceği sayısal simülasyonları barındıran çalışmalar yapmasının gerekliliği vurgulanmıştır.

Rebelo'un 2012 yılında verdiği rüzgar türbin kuleleri tasarımı ile ilgili verdiği kurs notlarında kulelerde yorulma ile ilgili önemli bilgiler sunulmuştur. Kulede yorulma açısından incelenmesi gereken birleşimlerin EN 1993-1-9 yönetmeliğine (2004) göre yorulma dayanımlarını elde etme yöntemi anlatılmıştır. Yorulma yüklerine ait tekrar sayılarının yağmur akışı metodu (Rainflow method) ile elde edilmesi ve yüklerin kesitlerde yaratacakları gerilme aralıklarının belirlenme yöntemleri adım adım okuyucuya aktarılmaktadır. Rebelo (2012) son olarak, yorulma yüklerine ait tekrar sayıları ve gerilme aralıklarına bağlı oluşan tasarım spektrumunun hasar birikim metoduna göre yorulma dayanımıyla kıyaslanma yöntemini ve hasar eşdeğer yükü metoduyla değerlendirme yöntemini belirtmiştir.

Lavassas ve diğ. yaptıkları çalışmada rüzgar türbin kulesinin 20 yıllık proje ömründe karşılaşacağı rüzgar türbini yorulma yükü spektrumunu belirtmişlerdir (2003). Türbin tasarımcısının yağmur akışı metodu ile elde ettiği belirtilen rüzgar hızı tekrar sayıları ve türbin etkileri aynı tablo üzerinde gösterilmiştir. 18 farklı rüzgar hızı için analiz yapıp bu rüzgar hızı senaryolarının kulede oluşturacakları gerilme aralıkları hesaplanarak, yorulma dayanımı değerlendirmesinde kullanılacak olan gerilme aralıkları $\Delta\sigma_i$ ve tekrar sayıları n_i 'nin bulunduğu tasarım spektrumu elde edilmiştir.

Schaumann ve Seidel (2000) araştırmalarında Petersen'in belirttiği, çember flanşlarının göçme modlarını oluşturdukları sonlu elemanlar modellerinin sonuçlarıyla kıyaslamışlardır. Yapılan analizler sonucu Petersen'in belirttiği göçme modlarının kalın flanşlarda gerçekçi sonuçlar verirken ince flanşların kapasitesini olduklarından az öngördüğü belirtilmiştir. Seidel göçme modlarına yeni bir yaklaşım getirmiştir.

Schauman ve Seidel yaptıkları bir diğer araştırmada (2001), deney düzeneğinde çember flanş hücre elemanlarına verilen çekme kuvveti etkisi altında bulonlarda oluşan iç kuvvetleri, sonlu eleman modelleri ve basitleştirilmiş sayısal metod sonuçlarıyla karşılaştırmışlardır. Seidel'in geliştirdiği yeni sayısal metodla, hücre elemana etkiyen dış kuvvetlerle bulonlarda oluşan iç kuvvetler arasındaki etkili sonuçlar veren nonlinear ilişki sağlamıştır. Raporda sonlu elemanlar modeli ve

Seidel'in oluşturduğu yeni sayısal metod sonuçlarının birbirine oldukça yakın olduğu görülmektedir.

Heistermann ve diğ. yayınladıkları raporda çember flanş birleşimleriyle, kendileri tarafından ortaya atılan sürtünme birleşimlerinin kıyaslaması yer almaktadır (2009). Kule gövde elemanlarının birleşimini sağlayan bu yeni sistem, ana segmentlere açılan ince uzun deliklere sürtünmeli bulonların tespitiyle yapılmaktadır. Yeni tasarımda; yorulma dayanımının sadece en kesite bağlı olduğu bunun yanında statik sınır durum dayanımının uygun seçilen temas yüzeyine ve bulon sayısına bağlı olduğu belirtilmiştir. Raporda tasarım sürecini kolaylaştıran bu durumun, tasarımcıya sınır durum statik dayanım ve yorulma dayanımlarında ayrı düzenleme yapabilme imkanı sunduğu vurgulanmıştır.

Piluso ve diğ. tarafından yürütülen iki çalışmada, bulonlu T-stub sınır durum dayanımı ile ilgili teorik sayısal model geliştirilmesi (2001a) ve yapılan deneylerle sayısal model sonuçlarının karşılaştırılması (2001b) hedeflenmiştir. Taban flanş tasarımında yol gösterici olabilecek bu çalışmada, çekme kuvveti altında oluşacak üç ana göçme modunun gerçekleşme koşulları ve dayanımlarının teorik olarak hesaplama yöntemleri belirtilmiştir. 12 adet deney grubunun test sonuçları ile karşılaştırıldığında, teorik hesaplama ile elde edilen sonuçların deney sonuçlarıyla plastik davranış açısından birbirine yakın olduğu gözlenmiştir.

1.3 MİLRES Projesi

Türkiye rüzgar enerjisi bakımından çok verimli bir bölgede bulunmasına rağmen mevcut rüzgar enerji sistemlerinin hemen hepsi yurtdışından ithal edilmektedir. Türkiye'nin 2023 yılında 20 MW'lık toplam kurulu güç, rüzgar enerjisi hedefi düşünüldüğünde, yeni rüzgar türbinlerinin ülkeye getireceği mali yük aşıkardır. Tasarlanacak ve üretilecek yerli rüzgar enerji sistemleri, rüzgar enerjisi atılımı yapmak isteyen Türkiye ekonomisi için bu yükün etkisini azaltacaktır. Bu amaçla MİLRES projesi fikri ortaya çıkmıştır.

MİLRES; çeşitli üniversiteler, araştırma kurumları ve özel sektörden firmaların oluşturduğu bir konsorsiyumun tasarım ve imalatında yer aldığı bir AR-GE ve uygulama projesidir. Projenin ilk ayağında; ilk olarak 500 kW'lık ardından 2,5 MW'lık rüzgar türbinlerinin tasarlanması ve üretilmesi hedeflenmektedir.

T.C. Enerji ve Tabi Kaynaklar Bakanlığı için yapılacak olan bu TÜBİTAK destekli bu projede yer alan kurumlar;

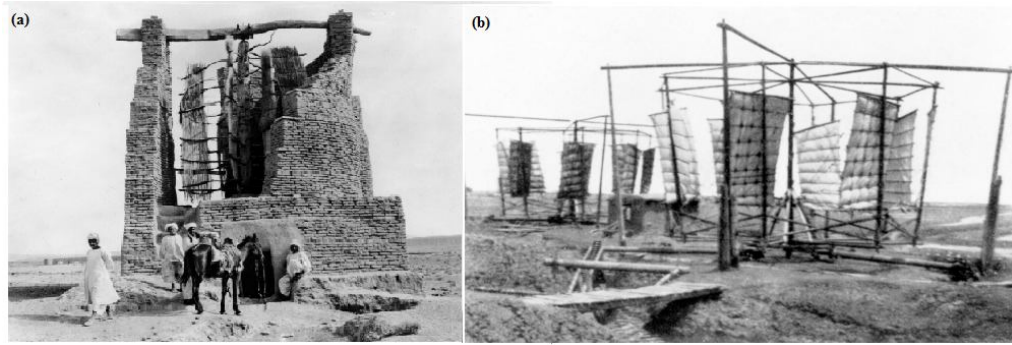
- Sabancı üniversitesi,
- Türk Havacılık ve Uzay Sanayii A.Ş. (TUSAŞ/TAI),
- İstanbul Ulaşım A.Ş.,
- TÜBİTAK MAM Enerji Enstitüsü ve
- İstanbul Teknik Üniversitesi'dir.

Proje kapsamında İstanbul Teknik Üniversitesi çalışma grubunun amacı ve hedefi MİLRES projesi rüzgar türbin kulesine ait rüzgar analizlerini gerçekleştirmek ve kulenin yapı sistemini oluşturmaktır. Bu kapsamda yapılan tez çalışması; projenin ilk hedefi olan 500 kW'lık MİLRES rüzgar türbin kulesinin tasarımında izlenen yolu adım adım anlatmak amacıyla yapılmıştır.

2. RÜZGAR ENERJİSİ VE KULELERİ İLE İLGİLİ GENEL BİLGİLER

2.1 Rüzgar Türbinlerinin Geçmişi

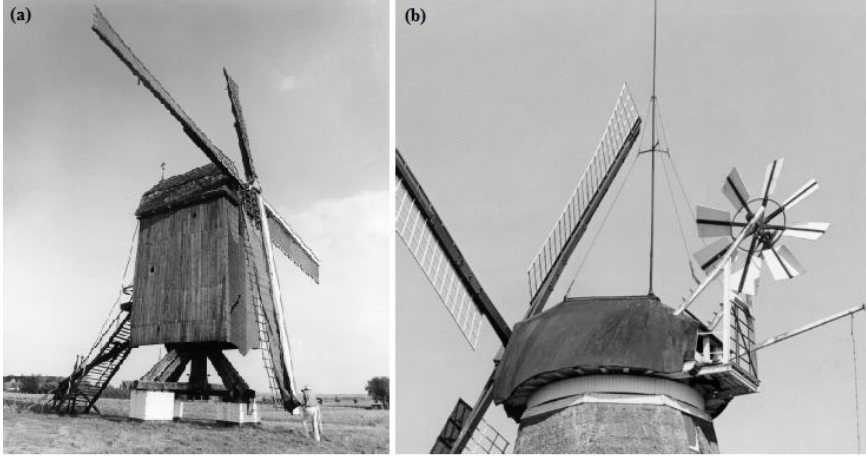
Tarihte rüzgar enerjisinin kullanıldığı ilk yer ile ilgili pek çok spekülasyon olup, bazı kaynaklarda ilk kalıntıların Mısır'da İskenderiye yakınlarında bulunan 3000 yıllık taş yel değirmenleri olduğu belirtilir (Hau, 2006). Yel değirmenlerinin varlığı ile ilgili ilk güvenilir kayıtlar M.S. 644 yılı Afganistan İran sınırında bulunan Seistan bölgesindeki kalıntılardır. Günümüzde hala kalıntıları bulunan bu yel değirmenleri, düşey eksenli olup tahıl öğütmek amaçlı kullanılmışlardır (Şekil 2.1).



Şekil 2.1 : İlk yer değirmenleri; (a): Afganistan (b): Çin (Hau, 2006)

Afganistan'da bulunan yel değirmenlerine benzer yapıların Çin'de de bulunduğu bilinmektedir. Hangi yel değirmeninin daha önce yapıldığı tam olarak bilinmemekle birlikte, Çin'deki yapıların da düşey eksenli olduğu, ve pirinç tarlalarını sulama amaçlı kullanıldığı bilgisi günümüze ulaşmıştır (Hau, 2006).

Hau'ya göre (2006); geleneksel yel değirmenleri olarak adlandırılan yatay eksenli yel değirmenlerinin keşfi Avrupa'da olmuştur. Bu yeni sistemin kaynağı ile ilgili ilk kanıtlanabilir bilgi 1180 yılı Normandiya Krallığı'na aittir. O tarihten elde edilen kaynakta “ayakta-sehpa üzerinde değirmen” kavramından bahsedilmektedir. Benzer sistemin Brabant'ta 1119 tarihi itibarıyla bulunduğu bazı kaynaklarda geçmektedir. Geliştirilen bu yeni sistem daha sonra Rusya, Finlandiya, Almanya gibi Avrupa'nın farklı ülkelerine yayılmıştır.



Şekil 2.2 : Avrupa tarihi yer değirmenleri (a): Alman post yel değirmeni, (b): Hollanda yer değirmeni (Hau, 2006)

19. yüzyılda Hollanda’da geliştirilen sistem ile, farklı amaçlar için daha verimli sonuçlar elde edilmiştir (Şekil 2.2). Eski sistemin aksine; mil yuvası taşıyıcı yapıya sabitlenmeyip, değirmen farklı rüzgar yönlerine uyum sağlayacak şekilde tasarlanmıştır. Rüzgar yönüne göre pozisyon alan pervane, kuyruk sayesinde çatı ile beraber dönen yel değirmeni devrim niteliğinde bir verimlilik ve çalışma alanı sağlıyordu. Bu sistemin sağladığı artan güç ile beraber odun kesme, dövme gibi ağır işlemler rüzgar enerjisiyle yapılmaya başlanmıştır.



Şekil 2.3 : Poul La Cour’ ait prototip rüzgar türbini (Hau, 2006)

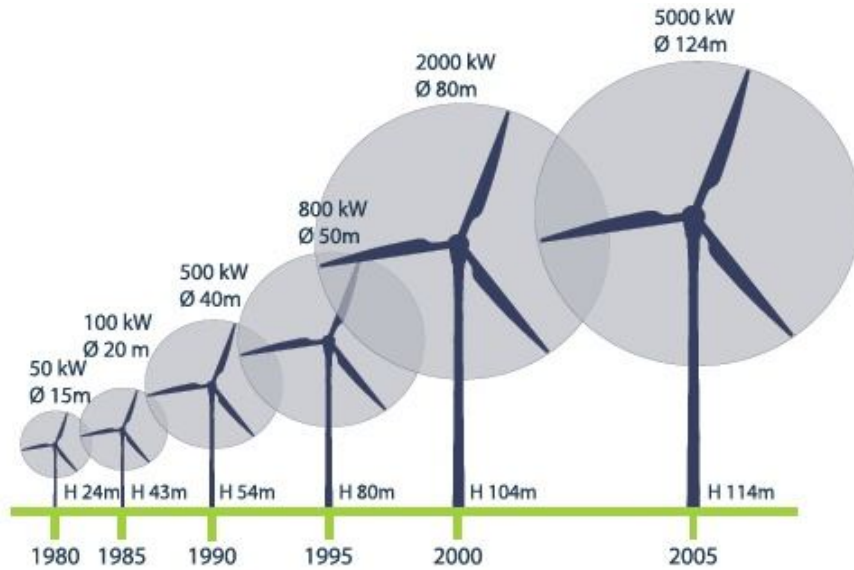
Rüzgar enerjisini elektrik enerjisine çevirme ile ilgili ilk çalışmalar 19. Yüzyılın sonlarında Danimarkalı fizikçi Poul La Cour tarafından yapılmıştır (Şekil 2.3). 1891 ve 1918 yılları arasında güçleri 20-35 kW arasında değişen yüz adet rüzgar türbini üretmiştir (Manwell, ve diğ., 2002). Pervane çapı 20 metre olan türbinin kulesi çelik makas sistemi ile oluşturulmuştu. Sapma mekanizması (yaw system) iki adet pervane kuyrukla sağlanıyordu. O dönemki aydınlatma sistemi için gerekli olan hidrojen gazı,

türbinlerin ürettiği doğru akımın elektroliz için kullanılmasıyla elde ediliyordu (Özgener, 2002).

20. yüzyılın ilk yıllarında beraber rüzgar enerjisi, türbinler aracılığıyla elektrik enerjisine çevrilmeye başlanmıştır. Rüzgar türbinlerinin tasarımı ilgili pek çok deneysel çalışma yapılmış, özellikle A.B.D ve Avrupa’da farklı konseptlerde rüzgar türbinleri üretilmiştir. Yapılan bütün bu deneysel çalışmalar günümüzün modern rüzgar türbinlerinin tasarım anlayışının temellerini atmıştır.

2.2 Günümüzde Rüzgar Enerjisi

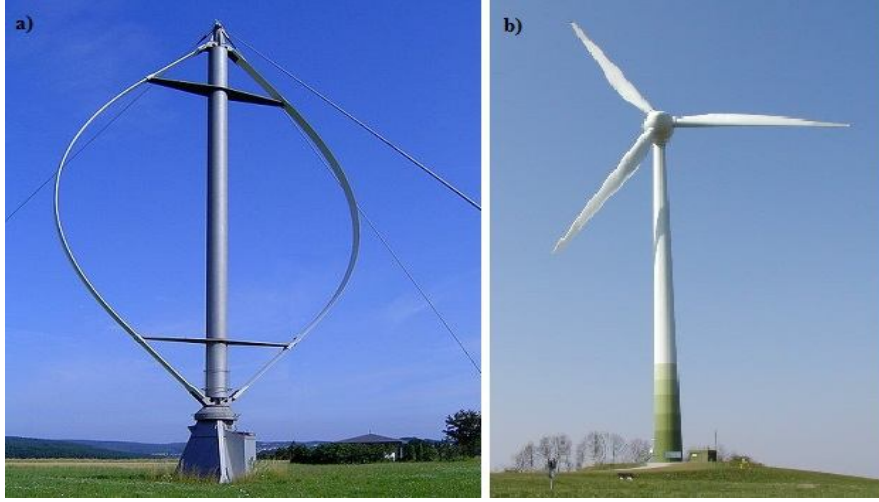
1970 yılında yaşanan petrol krizi ve 1980 yılından itibaren artan çevre bilinci enerji piyasalarının eğilimini alternatif enerjiye çevirmiştir (Durak ve Özer, 2008). Zamanla rüzgar türbin boyutları, bunun beraberinde türbinlerin enerji kapasiteleri artmıştır. Yüksek dayanımlı kuleler sayesinde, daha yüksek rüzgar hızlarına ulaşılırken; artan pervane çapları ile daha fazla rüzgar alanından enerji elde edilebilmektedir (Şekil 2.4).



Şekil 2.4 : Yıllara göre artan pervane çapı (ϕ) ve kule boylarına (H) göre rüzgar türbin kapasiteleri (Url-2)

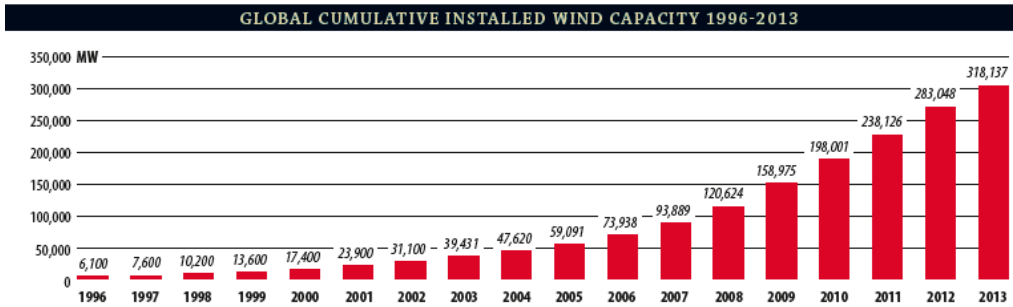
Rüzgar türbinleri rotorlarının dönme aksına göre, yatay eksenli ve düşey eksenli olarak sınıflandırılırlar. Tarihte ilk görülen yel değirmenleri düşey eksenli olsa da, günümüz enerji piyasasında üretilen rüzgar türbinlerin neredeyse tamamı yatay eksenlidir. 1980 yıllarında geniş çaplı araştırma ve çalışmaların yapıldığı düşey eksenli rüzgar türbinleri ticari açıdan yarışa katılamamış ve seri üretim olarak enerji

sektöründe yer alamamıştır (Burton ve. diğ, 2001). Bu çalışmada da yatay eksenli bir rüzgar türbin kulesine ait tasarım adımlarından bahsedilecektir.

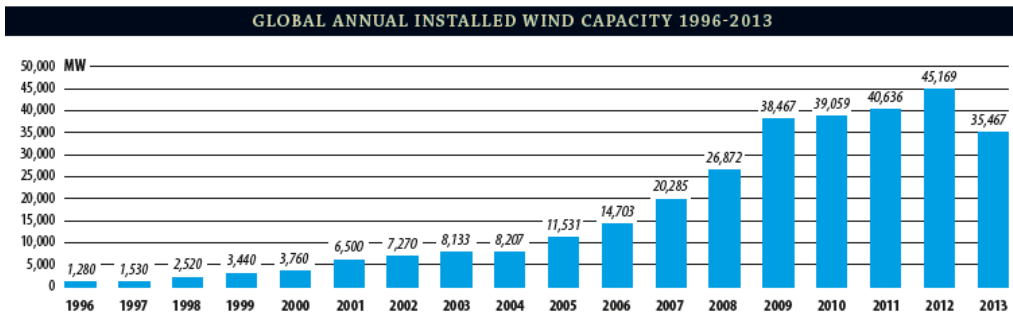


Şekil 2.5 : Günümüzde kullanılan rüzgar türbin tipleri a) düşey eksenli (Url-3) b) yatay eksenli (Url-4)

Dünya’da rüzgar enerjisi kurulu gücünün yıllara göre dağılımı ve kümülatif artışı Şekil 2.6 ve Şekil 2.7’de gösterilmiştir. 1996-2013 yılları arasında kurulu rüzgar enerji kapasitesinin eksponansiyel olarak artış gösterdiği görülmekte olup, 2013 yılı kurulu toplam güç yaklaşık 318 GW olarak görülmektedir.



Şekil 2.6 : 1996-2013 yılları arasında Dünya’da toplam kurulu rüzgar enerji kapasitesi (GWEC, 2013)



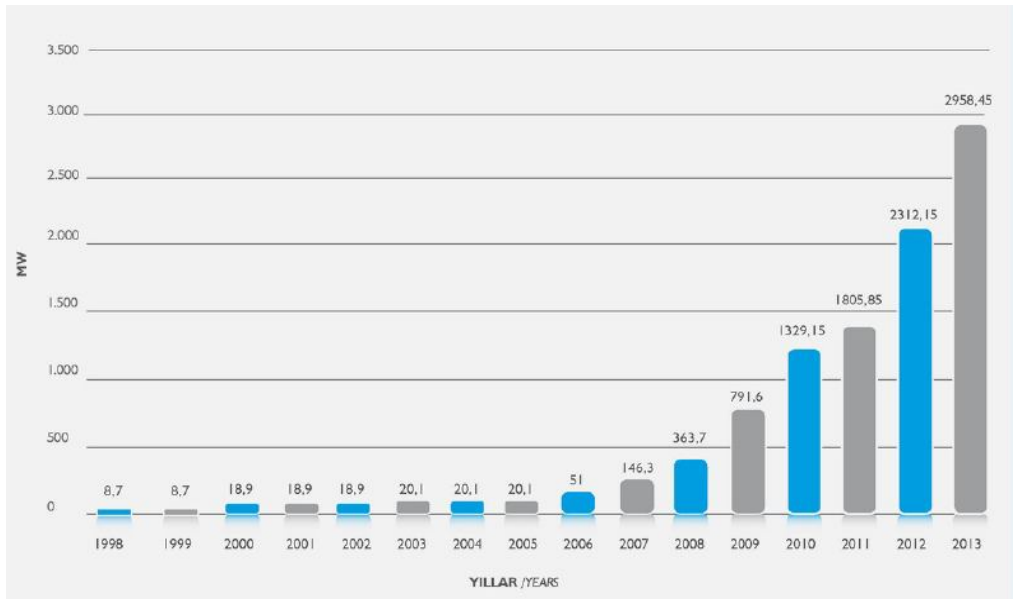
Şekil 2.7 : 1996-2013 yılları arasında Dünya’da yıllara göre kurulu rüzgar enerjisi kapasitesi (GWEC, 2013)

Dünya rüzgar enerji sektöründe son yıllarda, deniz üstü (off-shore) rüzgar türbinleri tercih edilmeye başlanmıştır. Özellikle Avrupa ve Uzakdoğu’da görülen deniz üstü rüzgar türbinlerinin tercih edilmesindeki en önemli etkenler, deniz üstündeki yüksek rüzgar hızına ulaşabilmeleri ve karadaki benzerlerinden daha az türbülans etkilerine maruz kalmaları olmuştur (Url-5). Yeni ve gelişmekte olan bir teknoloji olan bu türbinler için en büyük dezavantaj yüksek projelendirme ve kurulum maliyetleridir.



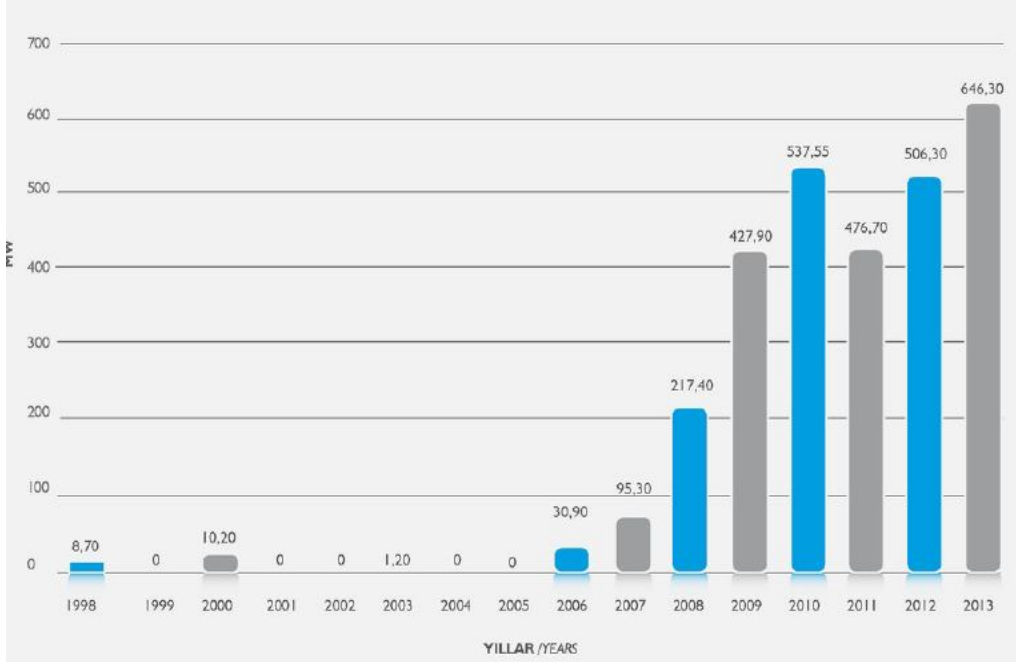
Şekil 2.8 : Deniz-üstü (offshore) rüzgar türbini (Url-6)

Türkiye rüzgar potansiyeli olarak oldukça iyi bir konumdadır. Özellikle Ege bölgesindeki düzenli ve yüksek hızlı rüzgar rejimi bölgede rüzgar enerjisi yatırımlarının artmasına yol açmıştır. Ocak 2014 tarihli TUREB raporuna göre 2013 yılı itibariyle kurulu güç yaklaşık 3 GW’tır (Şekil 2.9).



Şekil 2.9 : Türkiye rüzgar enerji santrallerinin kurulu güç (MW) bakımından yıllara göre kümülatif dağılımı (TUREB, 2014)

2006 yılından bu yana hızla gelişim gösteren rüzgar enerji sektöründe (Şekil 2.10), 2023 yılı için hedeflenen 20 GW lık kurulu güç dikkate alındığında daha fazla yatırım ve proje beklenmektedir. MİLRES projesi, 2023 hedeflerinde yerli tasarım ve yerli üretim olması nedeniyle önemli bir konumdadır.



Şekil 2.10 : Türkiye’de rüzgar enerji santrallerinin kurulu güç (MW) bakımından yıllara göre dağılımı (TUREB, 2014)

2.3 Rüzgar Türbin Elemanları

Yatay eksenli bir rüzgar türbinine ait bölümler temel, kule, nasel, rotor, elektrik sistemi dairesi olarak sıralanabilir (Şekil 2.11).

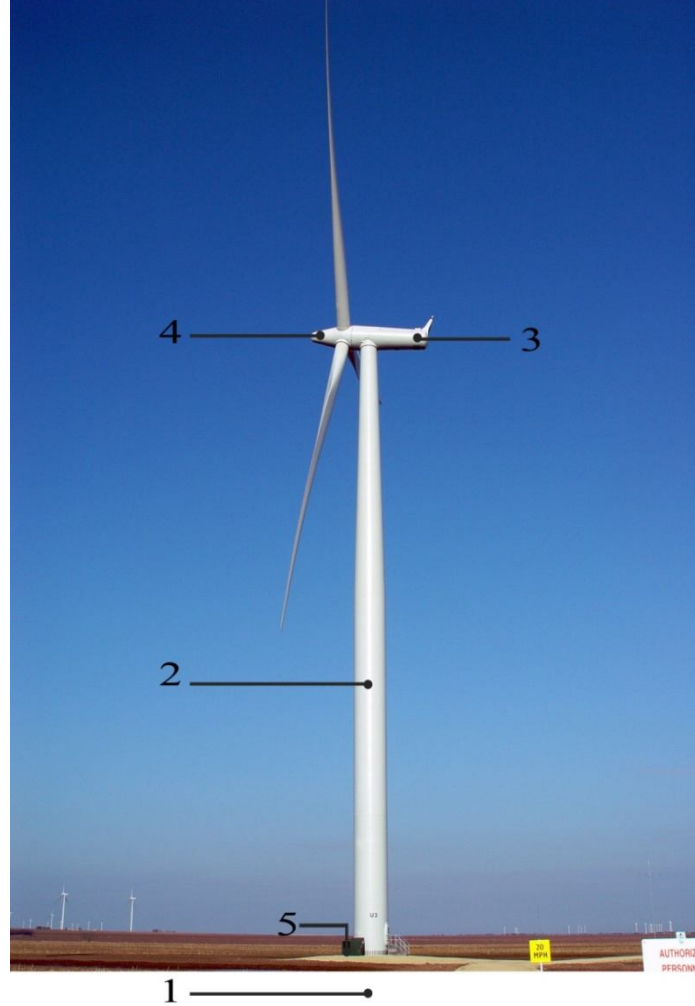
1) Temel

Kulenin tabanı ile zemin arası devamlılığı sağlayacak olan temel betonarme olarak tasarlanır; dönme, devrilme ve kesme etkilerine karşı mukavemet gösterir. Silindirik çelik kuleyle olan bağlantısı taban flanşı ve temel içinde kalacak sepet flanşı ile sağlanır.

2) Kule

Kule yapısı, rotor pervanesi ve nasel ağırlıklarını taşıırken, kendi üzerine gelen rüzgar etkisini ve pervanelerin çalışmasından kaynaklanan rüzgar yüklerini de güvenli bir şekilde karşılayıp temele aktarmalıdır. Günümüzde çoğunlukla çelik silindirik kuleler

tercih edilir. Çelik plaka sacların sıcak haddehanelerde eğilmesiyle elde edilen kule gövde parçaları birbirine kaynaklanarak ana segmentler oluşturulur. Bu segmentler flanşlar yardımıyla birbirine bağlanır. Kulelerde diğer tasarım tercihleri betonarme, hibrid (Çelik-betonarme) veya çelik makas olarak sıralanabilir (Bölüm 2.4).



Şekil 2.11 : Yatay eksenli rüzgar türbini elemanları (Url-7)

3) Nasel

Nasel, kule üstünde bulunan, pervaneden gelecek rüzgar enerjisini mekanik elemanlarla elektrik enerjisine çeviren bölümdür. İçerisinde dişli kutusu, ana yatak, dönen yatak, sapma mekanizması, fren mekanizması, jeneratör, hidrolik sistemi bulunmaktadır. Burada oluşacak rüzgar yükleri kule üstüne aktarılır ve önemli bir analiz konusu oluşturur. Normal çalışma, frenleme gibi farklı rüzgar senaryolarının yanında nasel ağırlığı da kule tasarımında önemli bir yer tutmaktadır. Nasel ağırlığı, kule doğal frekansını etkilemesi ve yerel burkulmalar açısından dikkat edilmesi gereken bir noktadadır.

4) Rotor

Kule üstünde bulunan, pervaneler ve pervanelerin önündeki göbek (hub) olarak tanımlanır. Günümüzde 3 pervaneli sistemler kullanılmakta olup bazı 2 pervaneli örnekler de görülebilmektedir. Pervaneler genellikle fiberglas ve karbon fiber gibi kompozit malzemelerden yapılmaktadır. Göbek (hub) ise pervanelerin merkezindeki yapı rijit, sallantılı veya mafsallı olarak tasarlanabilir (Manwell ve diğ., 2009).

5) Elektrik sistemi dairesi

Rüzgar türbinin altında bulunan elektrik sistemi dairesi bazı elektrik aksamı içerir. Bunlar kablolar, dönüştürücüler, elektronik konverterler, güç faktörü düzeltme kapasitörleri olarak sıralanabilir (Manwell ve diğ., 2009).

2.4 Rüzgar Türbin Kulesi Tipleri

Günümüzde rüzgar türbin kuleleri; aynı amaca hizmet etmekte olup, farklı malzemelerden ve farklı yapı sistemleriyle imal edilebilmektedir. Yapısal çelikten veya betonarme olarak imal edilebilen kuleler, genel olarak dört farklı yapı sistemiyle enerji piyasasında yer almaktadırlar. Kuleler yapı sistemlerine göre; yapısal çeliğin kullanıldığı kafes tipi ve silindirik kuleler, betonarme malzeme kullanılan silindirik kuleler ve son olarak iki ana malzemenin beraber kullanıldığı hibrit kuleler olarak sınıflandırılabilir.

2.4.1 Çelik kafes tipi kuleler

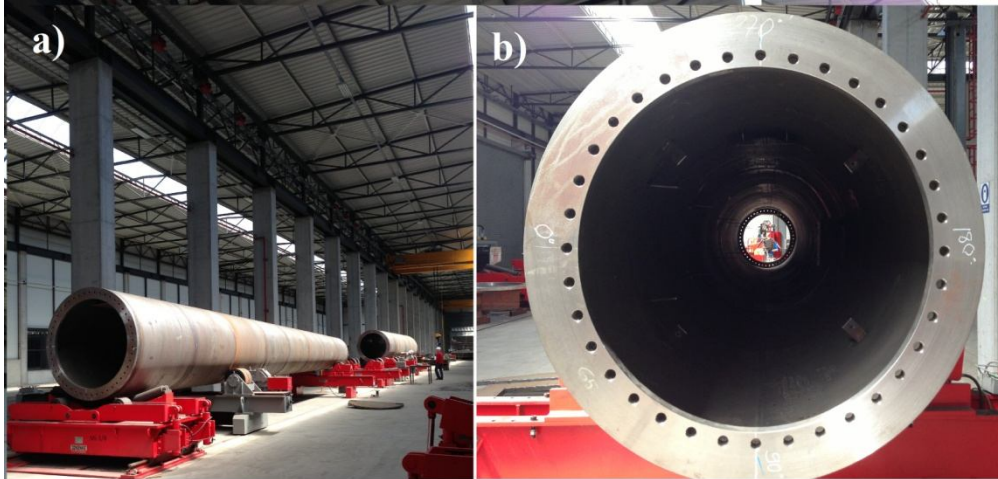
Rüzgar enerjisinde yapısal çeliğin kullanıldığı ilk kule sistemi kafes tipi kuleler olmuştur (Şekil 2.12). Genellikle köşe korniyerlerden oluşturulan kafes tipi kulelerde, birleşim elemanlarının ana taşıyıcı ayaklara, ana taşıyıcı ayakların da birbirine bağlantısı bulonlarla sağlanmaktadır (Burton ve diğ., 2001). Taşıyıcı sistemin; çelik piyasasında kolay bulunan köşe korniyerlerden oluşması ve birleştirilecek elemanların, proje sahasına ulaşımının kolay olması ekonomi açısından avantaj sağlamaktadır. Ayrıca yüzeyinin silindirik çelik kulelere göre daha az olması kuleye daha az rüzgar kuvveti etkimesini sağlar (Gençtürk, ve diğ., 2012). Ancak rüzgar kuvvetlerini azaltan bu durum, soğuk havalarda bakım ve onarım çalışmalarında zorluk yaratarak kafes tipi kuleler için bir dezavantaj oluşturmaktadır.



Şekil 2.12 : Çelik kafes tipi kule (Url-8)

2.4.2 Çelik silindirik kuleler

Günümüz rüzgar enerji piyasasında, çelik silindirik kuleler en çok tercih edilen kule tipi durumundadır. Hafif, dolayısıyla ekonomik olmasına rağmen; sağladığı yüksek mukavemet tercih edilmesinde önemli bir rol oynamaktadır.



Şekil 2.13 : Çelik silindirik kule tipi a) kule gövdesi b) flanş (Kanbur, 2014)

Çelik silindirik kuleler, gövde ve öngermeli bulonlu flanş bağlantılarından oluşmaktadır. Gövde elemanları; birbirine dikey kaynakla bağlanacak, fabrikanın

ekipmanın kapasitesine göre 2-3 metre boylarında silindirik veya kesik konilerden oluşur (Şekil 2.13). Üretimi yapılan bu kesik koniler birbirleriyle yatay kaynakla birleştirilir ve ana segment oluşturulur (Burton ve diğ., 2001).

Gövde segmentlerinin birbirleriyle birleşimi, gövdeye kaynaklanacak flanşlar ve bu flanşların öngermeli bulonlarla birbirine tesbiti ile sağlanır (Şekil 2.14). Birleşimi sağlanan kulenin, betonareme tekil temel ile bağlantısı taban flanşı ve temel içinde kalacak sepet flanşı ile sağlanır.



Şekil 2.14 : Flanş bulonlarına öngeme işlemi yapılması (Url-9)

Çoğunlukla aşağıdan yukarıya azalan çap değerleriyle, kesik koni biçiminde üretilen ve et kalınlığı yükseklikle değişkenlik gösteren çelik silindirik tip kuleler ekonomik açıdan büyük avantaj sağlamaktadır. Bu tip kulelerin, kafes tipi kulelere göre daha az bulonlu birleşim gerektirmesi ve dolayısıyla daha az öngeme ve bakım gerektirmesi önemli bir avantajdır. Ayrıca kafes tipi kulelere göre daha güvenli bir tırmanma alanı sağlaması ve estetik olarak hoş görünümü günümüzde daha fazla tercih edilmelerinin başlıca nedenleridir (Manwell ve diğ., 2009).

Fabrikada üretimleri yapıp proje sahasına konumlandırılacak silindirik çelik kuleler için ulaştırma konusu önemli bir kısıttır. Kuleler çoğunlukla karayolundan büyük tırlarla taşındıklarından, karayolu boyutları kulelerin geometrisinde kısıtlamalar yaratmaktadır (Şekil 2.15). Amerikan karayolları için silindirik çelik kule için çap sınırını, Cotrell ve diğ. (2014) 4,3 metre olarak vermiştir. Sınır olan bu çap değerlerine karşılık, tasarımda kule yüksekliğini artırabilmek için kesit et kalınlığını artırmak veya küçük parçalar halinde taşımacılık yapma çözüm olabilmektedir (Cotrell ve diğ., 2014). Artan kule yüksekliği ile ortaya çıkan yüksek dayanım talebi kalınlığın artmasıyla karşılanabilir. Karayolları ağırlık sınırlarını aşmamak adına,

kule yüksekliğinin yüksek olduğu durumlarda taşımacılık ekonomik olmasa da küçük parçalar halinde yapılabilmektedir.



Şekil 2.15 : Çelik silindirik rüzgar türbin kulesi taşımacılığı (Url-10)

2.4.3 Betonarme kuleler

Yapı sektöründe, imalatın büyük bir çoğunluğunda ana malzeme olarak kullanılan beton, rüzgar enerjisinde yapısal çeliğin gölgesinde kalmıştır. Ancak zamanla artan türbin kapasitesiyle beraber artış gösteren kule yüksekliği ve rotor çapı betonarme kuleye olan talebi artırmıştır. Silindirik çelik kulelerin, yüksek ölçekli rüzgar türbinlerindeki rezonans eğilimi, tasarımcıları betonarme kulelere yönlendirmiştir (Harte, 2007).

Ön germeli prefabrike betonarme panellerin sahada birleştirilmesiyle oluşturulan betonarme kuleler, ulaşılabilirlik açısından son derece avantajlıdır. Betonarme yapıların inşaat mühendisliğinin bir çok alanında yapısal çelikten fazla kullanılması, beton imalat sanayisinin daha yoğun olmasını beraberinde getirmiştir. Bu durum betonarme rüzgar türbin kuleleri için sahaya ulaştırma bakımından ayrı bir ekonomik avantaj sağlamaktadır (Lewin, 2010).

Yapısal olarak; daireselliği sağlayacak şekilde, önceden hazırlanmış yay şeklindeki betonarme panellerin öngörme ile bütün halde çalışması sağlanır (Şekil 2.16). Öngermeli betonda servis yükleri altında çatlamlar oluşmadığından yorulma açısından dayanımı yüksektir. Ayrıca çelik kulelerde tasarımı etkileyebilen lokal burkulmalar öngermeli betonarme kulelerde görülmemektedir (Lanier, 2005).



Şekil 2.16 : Öngermeli betonarme kule panelleri (Url-11)

2.4.4 Hibrit kuleler

Hibrit kuleler, çelik ve betonarme yapı sistemlerinin birlikte kullanıldığı kulelerdir (Şekil 2.17). Kule; altta betonarme, üstte silindirik çelik kule olarak tasarlanır ve iki yapı sisteminin de avantajlarından faydalanır. Yüksek bir kulenin tasarımında engel yaratan ulaştırma kistası sorunu bu kule tipiyle ortadan kalkmaktadır. Üstte bulunan silindirik çelik kule bölümü karayolu standartlarına boyut ve ağırlık bakımından uygun olarak tasarlanır.



Şekil 2.17 : Hibrit kule örneği (Url-12)

Lanier (2005) bütünüyle betonarme 100 metre boyunda bir kule için, büyük tekil temel gereksinimi ve yüksek mukavemet talebi ve prekast segmentleri kaldırabilmek için daha yüksek vinçlerin ekstra maliyet çıkaracağını belirtmiştir. Hibrit bir kulede ise üst kısmın silindirik çelik kule olması ağırlığı azaltarak bu üç faktörün de ortadan kalkmasını sağlamaktadır. Ayrıca ağırlığın azalması deprem yüklerinin de azalmasını sağlayacaktır.

3. RÜZGAR TÜRBİN KULESİNİN DİNAMİK ÖZELLİKLERİ

Rüzgar türbin kulelerinin ön tasarımında ana belirleyici unsur olan dinamik karaktrestikler belirlenmelidir. Bu çalışmada kule doğal frekans belirlenmesinde, modal analiz, Rayleigh ve Baumeister metodlarından yararlanılacak ve sonuçları karşılaştırılacaktır. Kuleye ait doğal frekansın, türbin çalışma frekanslarından (1P ve 3P) belirli sınırlar ölçüsünde uzak olması rezonans açısından önemlidir. Tekrarlı yükler altındaki kuleye etkiyecek yorulma yükleri, kule doğal frekansı ve türbin çalışma frekanslarının birbirine yakınlığına bağlı olarak elde edilecek dinamik yük artırma katsayısı ile çarpılarak artırılmalıdır.

3.1 Kule Doğal Frekansının Belirlenmesi

Kulenin 1. Moduna ait frekansın belirlenmesi, maruz kalacağı dinamik yükler açısından önemlidir. Rotor çalışma frekansı (P) ve pervane geçiş frekansı (3P) değerleri ile olan büyüklük ilişkisine göre kule doğal (1. Mod) frekansı, kulenin dinamik yükler altında davranışını etkileyecektir. Manwell ve diğ. (2009) tarafından belirtildiği üzere, kule doğal frekansı; pervane geçiş frekansından büyükse *çok yumuşak* (soft soft); eğer rotor çalışma frekansı ve pervane geçiş frekansı arasında ise *yumuşak* (soft) ve son olarak eğer rotor çalışma frekansından küçükse *katı* (stiff) kule olarak kategorilendirilir. Dinamik etkiler, özellikle çok yumuşak ve yumuşak kulelerde kayda değer yükler oluşturmaktadır. Ön tasarımı yapılmış bir rüzgar türbin kulesinin doğal frekansını hesaplamak için üç farklı yöntem aşağıda belirtilmiştir.

- Modal Analiz
- Rayleigh Metodu
- Baumeister Formülü

3.1.1 Modal analiz

Kuleye ait 1. mod frekansı belirlenirken tercih edilen ilk yöntem, SAP 2000 sonlu elemanlar programında modal analizdir. Modelde kule, kabuk (shell) veya çubuk

(frame) elemanlarla oluşturabilir. Nasil kütlesini ve türbinden etkiyecek yükleri temsil eden bir nokta tanımlanır. Eğilme etkisinde kule ve noktasal kütlenin sürekli bir davranış göstermesi için aralarında rijit bağlantı tanımlanır. Modal analiz sonucunda elde edilecek doğal frekans değerleri arasında karşılaştırmak yapmak amacıyla; kule taban tasarımında zemine ankastre bağlı ve zemin etkisi dikkate alınmak suretiyle olmak üzere iki model oluşturulacaktır. Zeminin yay etkisiyle, zemin etkili modelde doğal frekansın ($f_{nzeminli}$), zemine ankastre modelin frekansından ($f_{nankastre}$)’den küçük bir değer olması beklenir.

3.1.2 Rayleigh metodu

Rayleigh metodu ile, enerji korunumu ilkesi kullanarak kulenin doğal frekansı hesaplanmaktadır. Yer değiştirme etkisiyle oluşacak kinetik enerjinin T_{max} , gerinim enerjisine U_{max} eşit olma ilkesiyle, Lanier (2005) açısal frekansı aşağıdaki formülle ifade etmiştir.

$$w^2 = \frac{\int_0^h E(z).I(z).[Y''(z)]^2.dz}{\int_0^h m(z).[Y(z)]^2dz + \sum_i m_i.Y(z_i)^2} \quad (3.1)$$

Bu denklemde,

z : Kulede incelenen uzunluk

$m(z)$: Kule boyunca yayılı kütle

$I(z)$: Kule boyunca atalet momenti

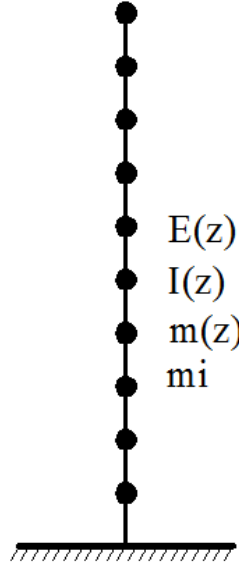
$E(z)$: Kule boyunca elastisite modülü

$Y(z)$: Kule kabul edilen yer değiştirme fonksiyonu

m_i : Kulenin belli bir noktasındaki noktasal kütle

z_i : Kule üzerinde noktasal kütlenin olduğu yükseklik

Kulen en kesiti, yükseklik boyunca değişkenlik gösterdiğinden sabit bir atalet momenti veya kütle yayılımından bahsedilemez. Bu nedenle kule, sacları temsil eden parçalara ayrılırlararak idealize edilir (Şekil 3.1). Sonraki aşamada yer değiştirme fonksiyonuna karar verilir. Fonksiyon, ne kadar kulenin asıl yapacağı yer değiştirmeye yakın eğilim gösterirse açısal frekans da o kadar güvenilir olacaktır (Lewin, 2010).



Şekil 3.1 : Rayleigh metodu için kule idealizasyonu

Celep, yere ankastre bağlı kulenin yapacağı yer değiştirme fonksiyonu için aşağıdaki Denklem 3.2'yi önermiştir (2014).

$$Y(z) = a \left[1 - \cos \left(\frac{\pi z}{2h} \right) \right] \quad (3.2)$$

Bu denklemde;

h :kule yüksekliği

a :maksimum yer değiştirmeyi ifade eden sabit (3.1 denkleminde sadeleşecektir.)

3.1.3 Baumeister metodu

Kuleye ait 1. mod frekansı belirlenirken yararlanılan bir diğer yöntem Baumeister tarafından geliştirilen, sabit en kesitli, bir ucu sabit mesnetli basit kirişler için kullanılan, kule boyu, kule kütlesi ve rotor kütlesine bağlı ampirik formüldür (Baumeister, 1978). Kule en kesidi z eksenı boyunca değışkenlik gösterdiğinden ortalama bir rijtlik değeri (I) kullanılacaktır.

Baumeister'ın belirttiğı yönteme göre kuleye ait doğal frekans f_n değeri aşağıdaki formülle elde edilebilir.

$$f_n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{3EI}{(0,23m_{kule} + m_{rotor})h^3}} \quad (3.3)$$

Bu denklemde;

E : Kule malzemesi elastisite modülü

I : Kule kesiti atalet momenti

m_{kule} : Kule ağırlığı

m_{rotor} : Nazel ve rotor ağırlığı

h : Kule uzunluğu

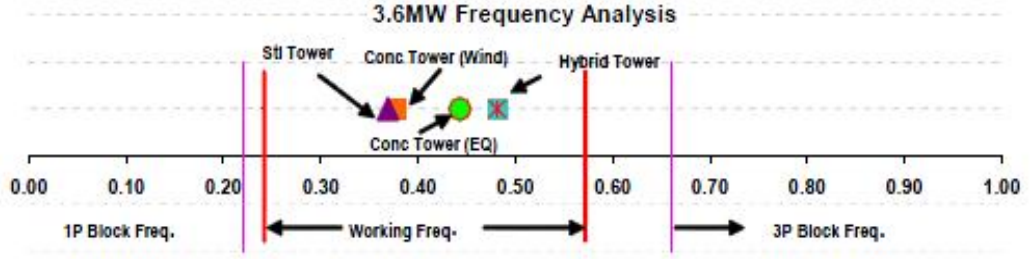
3.2 Rezonans Kontrolü

Kulenin doğal titreşim frekansı ile rotor çalışma frekanslarının (rotor dönme, pervane geçiş frekansları) belirli ölçüde uzakta olmaları rezonans görülmemesi açısından gereklidir. Rotor çalışma frekansları, rotorun dönme frekansı (P) ve pervane geçiş frekansı ($3P$) olarak ifade edilir. Türbin tasarımcısından temin edilecek türbin operasyon açısal çalışma hızına W (rpm) bağlı olarak rotor çalışma frekansları hesaplanır. Üç pervaneli bir türbin için;

$$P = \frac{W}{60} \quad (3.4)$$

$$3P = 3 \times P \quad (3.5)$$

Kuleye ait doğal frekans hesaplarındaki olası hata ve belirsizlikler nedeniyle, kule doğal titreşim frekansı $\pm 5\%$ olarak değişebilir (Germanischer Lloyd, 1993). Oluşturulan yapı modelinin zemine tam ankastre bağlı veya zemin etkilere dikkate alınarak modellenmesi, kule üstü rotor kütesinin konumu ağırlığı gibi kriterler doğal frekans hesabında dikkat edilmesi gereken koşullardır. Manwell ve diğ. (2009) doğal frekans hesabındaki olası hata ve belirsizlikleri göz önünde bulundurarak, rotor çalışma frekansları ($1P$ ve $3P$) değerlerinin, kule doğal titreşim frekansının 95% veya 105% sınırlarına girmemesini önermiştir. Lanier (2005) ise belirsizliği $\pm 10\%$ olarak öngörmüş ve kule doğal titreşim frekansının, istenen türbin çalışma frekansları ($1,1P$ ve $2,7P$) arasında kalmasının istenmeyen rezonans etkilerini azaltacağını belirtmiştir. Şekil 3.2’de Lanier’in farklı kule tiplerinin doğal frekanslarının, bir rüzgar türbinin çalışma frekansları ile olan büyüklük ilişkileri görülmektedir. Bu tez çalışmasında Lanier’in önerdiği sınır değerleri ($1,1P$ ve $2,7P$) dikkate alınacaktır.



Şekil 3.2 : Örnek, istenen çalışma frekansları ve farklı kule tiplerinin doğal frekansları ile ilgili inceleme (Lanier, 2005)

3.2.1 Dinamik yük artırma katsayısı

Dinamik yük artırma katsayısı, doğrudan yorulma yüklerini etkileyeceği için kule tasarımında önemli bir noktada bulunmaktadır (Lanier, 2005). Tekrarlı yüklerin kaçınılmaz olduğu rüzgar türbin kulelerinde, kule doğal frekansının ve türbin çalışma frekansının belli ölçüde uzak olması dinamik etkiler açısından gereklidir. Rotor çalışma frekansları, kulenin 1. moda ait frekansının %30 ve %140'ı değerleri arasında kaldığı durumlarda bir dinamik yük artırma katsayısı (D) kullanılmalıdır (Manwell ve diğ., 2009). Dinamik yük artırma katsayısı, rotor çalışma frekansı (f_e), kule doğal titreşim frekansı (f_n) ve kule sönüm oranına (ξ) bağlıdır. Sönüm oranı (ξ) hesaplanırken logaritmik sönüm azalması değeri (β) kullanılır. (β) çelik malzemesi için 0,05 ile 0,15 arasında alınabileceği belirtilmiştir. (Germanischer Lloyd, 1993). Dinamik Yük Artırma katsayısı formülü:

$$D = \frac{1}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{f_e}{f_n}\right)^2\right]^2 + [2\xi(f_e/f_n)^2]}} \quad (3.6)$$

$$\xi = \frac{\beta}{2\pi} \text{ iken}$$

Dinamik etkileri belli ölçüde kontrol altına almak amacıyla kule boyu ve en kesitlerinin, 1. Moda ait frekansın çalışma frekans değeri ağırlığının merkezine yaklaştıracak şekilde tasarım yapılması önerilmektedir (Lanier, 2005). Hesaplanacak olan yorulma yükleri, yukarıda bulunan dinamik yük artırma katsayısı (D) ile büyütülmelidir.

4. RÜZGAR TÜRBİN KULESİ TASARIM YÜKLERİ

Bir rüzgar türbin kulesine, kulenin proje ömrü boyunca etkiyecek yükler ve bu yüklemelerin hesap esasları bu bölümde açıklanacaktır. Rüzgar türbin kulesinin maruz kalacağı yükler; türbin ağırlığı, kulenin zati ağırlığı gibi ölü yüklerin yanında, rüzgar hızının meydana getireceği kuleye doğrudan ve türbin çalışmasından etkiyecek rüzgar kuvvetleri, deprem kuvvetleri ve tekrarlı rüzgar etkileri altında yorulma yükleridir.

IEC 61400-1 standartında belirtilen senaryolar doğrultusunda oluşacak rüzgar yükleri için; kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yükleri için EN 1991-1-4 ve ASCE 7-05 yönetmeliklerine göre hesap yapılacak, türbinden etkiyecek yükler türbin tasarımcısından temin edilecektir. Deprem yüklerinin hesabında DBYBHY 2007 yönetmeliğinde belirtilen mod birleştirme yöntemiyle hesap yapılacaktır. Yorulma yükleri ile ilgili hesap yöntemleri Bölüm 5.1.4'te ayrıntılı biçimde anlatılmıştır.

4.1 Rüzgar Yüklerinin Belirlenmesi

Kuleye etkiyecek tasarım rüzgar yükleri; doğrudan kule yüzeyine gelecek rüzgâr kuvvetleri ve türbin çalışması sonucu oluşacak türbin etkileri olarak iki grupta incelenecektir. Doğrudan kule yüzeyine gelecek rüzgar kuvveti etkileri; IEC 61400-1'de belirtilen senaryolar doğrultusunda, “Actions on structures- General actions- Wind Actions” (EN-1991-4, 2002) standartı ve “Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures” (ASCE 7-05, 2006) standartına sadık kalınarak hesaplanacak, türbinden gelecek etkiler ise türbin tasarımcısından temin edilecektir. İki yük standartının hesap sonuçları karşılaştırılacak ve güvenli tasarım için yüksek olan rüzgar yükü kullanılacaktır.

IEC 61400-1

International Electrotechnical Commission (IEC) tarafından, 2007 yılında yayınlanan IEC 61400-1 standardı, rüzgar türbinlerinin tasarım kurallarını belirtip, türbinleri planlanan proje ömürleri boyunca meydana gelebilecek tehlikelerden korumayı

amaçlamakatadır. TSE tarafından benimsenmiş olan IEC 61400-1; rüzgar türbinlerini, proje arazilerinin rüzgar hızlarına göre sınıflara (I-II-III) ayırmıştır. Buna ek olarak standartta, bölgeye ait türbülans karakterlerine göre de ayrı bir sınıflama (A-B-C) belirtilmiştir. Son olarak IEC “tropik fırtınalar ve kasırgalar” ın gözlendiği bölgeler için “S” özel sınıf kategorisi türbin tasarımcısına sunulmaktadır. Farklı sınıflar için, hub seviyesinde 10 dakikalık ortalama referans rüzgar hızları (V_{ref}) ve türbülans şiddetleri (I_{ref}), Çizelge 4.1’de gösterilmiştir.

Çizelge 4.1 : IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen türbin sınıfları

Rüzgar Türbin sınıfı	I	II	III	S
Vref (m/sn)	50	42,5	37,5	Tasarım yapanın belirleyeceği değerler
A Iref (-)	0,16 (5.3.6 Bölümüne bkz.)			
B Iref (-)	0,14 (5.3.6 Bölümüne bkz.)			
C Iref (-)	0,12 (5.3.6 Bölümüne bkz.)			

IEC 61400-1 standartında belirtilmiş rüzgar modelleri normal ve en elverişsiz (extreme) olmak üzere iki ana sınıfa ayrılmıştır. Sınıfı belirlenen rüzgar türbinine ait rüzgar hız ve türbülans karakteristikleri, yönetmelikte belirtilmiş rüzgar model profillerinin oluşturulmasında kullanılacaktır. Bu modeller; Normal Rüzgar Profili (NWP), Normal Türbülans Modeli (NTM), En elverişsiz Rüzgar Modeli (EWM), En elverişsiz Çalışma Sağanak (EOG), En elverişsiz Türbülans Modeli (ETM), En elverişsiz Yön Değiştirme (EDC), En elverişsiz Ani Rüzgar ve Yön Değiştirme (ECD), En elverişsiz Rüzgar Kesmesi (EWS) olarak sıralanmıştır. Rüzgar türbini, dolayısıyla rüzgar türbin kulesinin proje ömrü boyunca karşılaşacağı sekiz adet ana tasarım senaryosu; rüzgar modeli ve analiz tipine göre alt sınıflara ayrılmıştır (Çizelge 4.2).

Çizelge 4.2 : IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen tasarım yükleme senaryoları

Tasarım Senaryosu	Tasarım yükleme durumu	Rüzgar Durumu	Diğer Durumlar	Analiz tipi	Güvenlik Faktörü
1) Güç Üretimi	1.1	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	En elverişsiz durumların ekstrapolasyonu için	U	N
	1.2	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	1.3	ETM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		U	N
	1.4	ECD $V_{hub} = V_r - 2m/sn, V_r, V_r + 2m/sn$		U	N
	1.5	EWS $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		U	N

Çizelge 4.2 (devam): IEC 61400-1 (2007) standartında belirtilen tasarım yükleme senaryoları

Tasarım Senaryosu	Tasarım yükleme durumu	Rüzgar Durumu	Diğer Durumlar	Analiz tipi	Güvenlik Faktörü
2) Güç üretimi ve arıza oluşması	2.1	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	Kontrol sisteminde hata veya elektrik hattında kesinti	U	N
	2.2	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	Koruma sistemi veya önceden gelişen elektrik arızası	U	A
	2.3	EOG $V_{hub} = V_r + 2m/sn$ ve V_{out}	Dışarıdan veya içeriden kaynaklı elektrik arızası (Elektrik hattında kesinti dahil)	U	A
	2.4	NTM $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$	Kontrol, koruma ve elektrik sistemi hatası (elektrik hattında kesinti dahil)	F	*
3) Başlangıç	3.1	NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	3.2	EOG $V_{hub} = V_{in}$, $V_r + 2m/sn$ ve V_{out}		U	N
	3.3	EDC $V_{hub} = V_{in}$, $V_r + 2m/sn$ ve V_{out}		U	N
4) Normal kapanma	4.1	NWP $V_{in} < V_{hub} < V_{out}$		F	*
	4.2	EOG $V_{hub} = V_r + 2m/sn$ ve V_{out}		U	N
5) Acil kapanma	5.1	NTM $V_{hub} = V_r + 2m/sn$ ve V_{out}		U	N
6) Park durumu (Faaliyette veya boşta)	6.1	EWM 50 yıl tekrar periyodu		U	N
	6.2	EWM 50 yıl tekrar periyodu	Elektrik dağıtım bağlantısında kesinti	U	A
	6.3	EWM 1 yıl tekrar periyodu	En elverişsiz hisasız sapma	U	N
	6.4	NTM $V_{hub} < 0,7 V_{ref}$		F	*
7) Park durumu (arıza)	7.1	EWM 1 yıl tekrar periyodu		U	A
8) Ulaştırma, montaj, bakım ve onarım	8.1	NTM $V_{bakım}$ üretici tarafından belirtilecek		U	T
	8.2	EWM 1 yıl tekrar periyodu		U	A

Yukarıdaki çizelgede;

U : Sınır Durum Dayanımı

F : Yorulma

N : Normal

A : Anormal

T : Ulaşım ve kaldırma

IEC 61400-1 (2007) standartı Table 3'te yükleme güvenlik katsayıları;

N=1,35, (Yükleme 1.1 dışındaki bütün senaryolar için, 1.1 için $\gamma_f=1,25$)

A=1,1

T=1,5 olarak verilmiştir.

Genellikle inşaat mühendisliğinde en elverişsiz (extreme) ve normal rüzgar senaryoları sırasıyla 50 yıllık ve 1 yıllık periyotta görülecek en yüksek rüzgar hızı olarak ifade edilmektedir. Bu durumda rüzgar türbini kulesinde ele alınacak senaryolar “En elverişsiz Rüzgar Modeli” (EWM50) ve “En elverişsiz Çalışma Sağanak” (EOG 50) olarak belirlenebilir (Lanier, 2005). EWM50 türbin çalışmasının durduğu fırtına senaryosunu, EOG50 ise türbin çalışmasının durmadığı sınır rüzgar senaryosunu ifade etmektedir.

EOG50 rüzgar modeli için kule z eksenini boyunca oluşacak rüzgar hızı aşağıdaki işlem sırasıyla bulunabilir.

- 1) 1 yıl tekrar periyotlu V_{e1} 10 dakikalık rüzgar hızı EWM rüzgar modelinde hub yüksekliği için aşağıdaki denklemle hesaplanır.

$$V_{e1} = 1,12 \times V_{ref} \quad (4.1)$$

Yukarıdaki denklemde;

V_{ref} : Çizelge 3.1'de belirtilmiş referans rüzgar hızı

- 2) Normal türbülans modelinden kaynaklı türbülans standart sapması hesaplanır.

$$\sigma_{1,NTM} = I_{ref}(0,75V_{hub} + b) \quad (4.2)$$

Bu denklemde;

I_{ref} : Çizelge 4.1'de belirtilmiş türbülans şiddeti

V_{hub} = Türbin üreticisi tarafından belirtilen cut-out hızı,

$b= 5,6$ m/sn

3) 10 metrede oluşacak 10 dakikalık ortalama sağanak rüzgar hızı hesaplanır.

$$V_{gust} = Min \left\{ 1,35(V_{e1} - V_{hub}); 3,3 \left(\frac{\sigma_{1,NTM}}{1 + 0,1 \left(\frac{D}{\Lambda_1} \right)} \right) \right\} \quad (4.3)$$

Burada;

V_{hub} : Türbin üreticisi tarafından belirtilen cut-out hızı,

D : Türbin rotor çapı

$\Lambda_1=42$ m (Hub seviyesinin 60 m.'den yüksek olduğu türbinler için)

4) 50 yıllık tekrar periyotlu uç çalışma sağanak (EOG) hızı hesaplanır.

$$V(z, t) = V(z) - 0,37V_{gust} \sin(3\pi/T) (1 - \cos(\frac{2\pi}{T})) \quad (4.4)$$

$$V(z) = V_{hub} \left(\frac{z}{z_{hub}} \right)^{0,2} \quad (4.5)$$

$T=10,5$ s

10,5 saniyelik zaman diliminde rüzgar hızını veren (4.4) denkleminde en yüksek rüzgar hızı 5,125 s'de görülmektedir (Lewin, 2010).

EWM50 rüzgar modeli için kule z eksenı boyunca oluşacak rüzgar hızı IEC 61400-1 standartında aşağıda belirtildiği gibi hesaplanır.

$$V_{e50}(z) = 1,4V_{ref} \left(\frac{z}{z_{hub}} \right)^{0,11} \quad (4.6)$$

V_{ref} : Çizelge 3.1'de belirtilmiş referans rüzgar hızı

z : İncelenen yükseklik

z_{hub} : Hub yükseklikliğı

4.1.1 Doğrudan kule yüzeyine gelecek rüzgar kuvveti

Rüzgar türbin kulesinin tasarımında önemli bir rol oynayan kule yüzeyine doğrudan etkiyecek rüzgar kuvvetinin hesaplanmasında, EN 1991-1-4 ve ASCE 7-05 standartlarından yararlanılacaktır. IEC 61400-1 standartında belirtilmiş EWM50 ve

EOG50 senaryoları baz alınarak her iki yönetmelik için de ikişer hesap yapılacak ve silindirik kule en kesiti ve yüksekliği boyunca oluşacak eşdeğer statik yükler hesaplanacaktır.

EN 1991-1-4 yönetmeliğine göre hesap

IEC 61400-1'den EN1991-1-4 yönetmeliğine veri aktarımı

EN 1991-1-4 yönetmeliğinde, kule z eksenini boyunca oluşacak rüzgar kuvveti hesabında, 10 metrede oluşacak 10 dakikalık ortalama temel rüzgar hızından “Vb” yararlanılır. Bu nedenle IEC 61400-1’de, EOG50 ve EWM50 senaryoları için hesaplanan kule hub seviyesinde oluşacak V_{EOG50_hub} ve V_{EWM50_hub} hızlarından faydalanılarak 10 metrede oluşacak temel rüzgar hızları (V_{b_EOG50} ve V_{b_EWM50}) hesaplanmalıdır. EN 1991-1-4 yönetmeliğinde belirtilen, yükseklikle ortalama rüzgar hızı arasındaki bağıntıya (Denklem 4.10) göre terse işlem yapılarak; IEC 61400-1 standartına göre elde edilen V_{EOG50_hub} ve V_{EWM50_hub} rüzgar hızlarından 10 metredeki temel rüzgar hızlarına (Vb) geçiş yapılacaktır.

Elde edilen Vb hızlarına göre tekrardan rüzgar hızı dağılımı elde edilip rüzgar kuvvetleri hesabı yapılacaktır. Bu bölümde, Vb temel rüzgar hızı belirlenmiş bir rüzgar türbin kulesinin rüzgar kuvveti hesabı işlem sırasına göre anlatılacaktır.

“Vb”, temel rüzgar hızının elde edilmesi

Temel rüzgar hızı (Vb) yönetmelikte, II nolu arazi kategorisinde, yerden 10 m yükseklikte 1 yıllık süreçte görülecek 10 dakikalık ortalama rüzgar hızı olarak tanımlanmıştır. Aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$V_b = C_{dir} \times C_{season} \times V_{bo} \quad (4.7)$$

Burada;

C_{dir} : Rüzgar yönü katsayısı, (tavsiye edilen değer, $C_{dir}=1,0$)

C_{season} : Mevsimsel faktör (tavsiye edilen değer, $C_{season}=1,0$)

V_{bo} : Temel rüzgar hızı (İstanbul için $V_{bo}=25$ m/sn)

Arazi tiplerine göre Z_0 ve Z_{min} değerlerinin belirlenmesi

Rüzgar türbin kulesinin inşa edileceği bölgenin arazi tipine göre yüzey pürüzlülük uzunlukları Z_0 ve minimum yükseklikler Z_{min} değerleri belirlenir. EN 1991-1-4

yönetmeliği TABLE 4.1’de kategorize edilmiş 5 farklı arazi tipi için z_0 (yüzey pürüzlülük uzunlukları) ve z_{min} (minimum yükseklikler) belirtilmiştir (Çizelge 4.3).

Çizelge 4.3 : Arazi tipleri, arazi parametreleri (EN 1991-1-4, 2002)

Arazi Tip No	Arazi Tipi	$z_0(m)$	$z_{min}(m)$
0	Denize açık kıyı şeritleri	0,003	1
I	Göl çevreleri veya engebesiz düz ve geniş alanlar	0,01	1
II	Seyrek ağaçların ve yapıların olduğu ova, çayır tipi alanlar (engebe aralıkları ortalama engebe yüksekliğinin 20 katından fazla)	0,05	2
III	Köyler, banliyöler, ormanlık alanlar (engebe aralıkları ortalama engebe yüksekliğinin 20 katından az)	0,3	5
IV	Şehir merkezleri ve benzeri en az %15 oranında ortalama yüksekliği 15m ve üzeri yapılarla kaplı alanlar.	1,0	10

“kr” Arazi faktörünün belirlenmesi

Arazi faktörü, (kr) arazinin yüzey pürüzlülük uzunluğuna (z_0) bağlı olarak aşağıdaki ampirik formülle hesaplanır.

$$kr=0,19\left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} \quad (4.8)$$

$z_{0,II}$: 0,05 m (II nolu arazi kategorisi, Çizelge 4.3)

z_0 : Yüzey pürüzlülük uzunluğu (Çizelge 4.3)

“Cr(z)”, Yüzey pürüzlülük katsayısının belirlenmesi

Yönetmelikte, yüzey pürüzlülük katsayısı ($Cr(z)$), ortalama rüzgar hızı hesabında, hızın yükseklikle değişiminin ve rüzgarın geldiği doğrultudaki arazinin yüzey pürüzlülüğünün etkisi olarak tanımlanmıştır. Aşağıda belirtilen formül takımıyla hesaplanır.

$$Cr(z) = kr \times \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \quad z_{\min} \leq z \leq z_{\max}$$

$$Cr(z) = Cr(z_{\min}) \quad z \leq z_{\min} \quad (4.9)$$

$z_{\max}$: 200 m. (Ulusal yönetmelikte aksi belirtilmediği sürece)

$z_{\min}$: Minimum yükseklik (Çizelge 4.3)

“Vm(z)”, ortalama rüzgar hızının belirlenmesi

Ortalama rüzgar hızı (Vm(z)), temel rüzgar hızı (Vb) değerinin herhangi bir yükseklikte (z), yüzey pürüzlülüğüne ve bölgenin orografisine göre değişiklik gösteren rüzgar hızı olarak tanımlanabilir.

$$Vm(z) = Cr(z) \times Co(z) \times Vb \quad (4.10)$$

Bu denklemde;

Cr(z) : Yüzey pürüzlülük katsayısı

Co(z) : Orografi katsayısı (tavsiye edilen değer Co=1,0)

Vb : Temel rüzgar hızı (m/sn)

z : Referans yükseklik(m)

NOT: IEC 61400-1’e göre belirlenen hub rüzgar hızları V_{EWM50_hub} ve V_{EOG50_hub} hızları $Vm(z_{hub})$ ortalama hıza eşit kabul edilerek ve o yükseklikteki $Cr(z_{hub})$ hesaplanarak denklem 4.10’a göre Vb temel rüzgar hızı hesaplanacaktır.

“σv”, Türbülans standart sapmasının belirlenmesi

σv türbülansın standart sapması aşağıdaki formülle elde edilmektedir.

$$\sigma_v = kr \times Vb \times k_1 \quad (4.11)$$

Burada;

kr : Yüzey pürüzlülük uzunluğuna (z_0) bağlı arazi faktörü

Vb : Temel rüzgar hızı (m/sn)

k_1 : Toprak faktörü (tavsiye edilen değer, $k_1=1$)

“Iv(z)” Referans yükseklikteki türbülans şiddetinin belirlenmesi

Türbülans şiddeti, türbülans standart sapma değerinin incelenen yükseklikteki ortalama hıza bölünmesiyle bulunur.

$$I_v(z) = \frac{\sigma_v}{V_m(z)} = k_1 \frac{k_1}{C_{0Z} \times \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)} \quad z_{\min} < z < z_{\max} \text{ için} \quad (4.12)$$

$$I_v(z) = I_v(z_{\min}) \quad z < z_{\min}$$

Bu denklemde;

σ_v : Türbülansın standart sapması

$V_m(z)$: Ortalama rüzgar hızı

z : z referans yükseklik (m)

$z_{\min}$: Minimum yükseklik (m)

$z_{\max}$: 200 m. (aksi belirtilmedikçe)

“ $qp(z)$ ”, Referans yüksekliğindeki noktaya etkiyen rüzgar basıncının belirlenmesi

Referans yüksekliğindeki alana etkiyen rüzgar basıncını belirlerken referans yükseklikteki türbülans şiddeti $I_v(z)$, havanın yoğunluğu ρ , ve referans yükseklikteki ortalama rüzgar hızının ($V_m(z)$) etkili olduğu aşağıdaki ampirik formülle elde edilir.

$$qp(z) = (1 + 7 \times I_v(z)) \times \frac{1}{2} \times \rho \times V_m(z)^2 = c_z \cdot q \quad (4.13)$$

Bu denklemde;

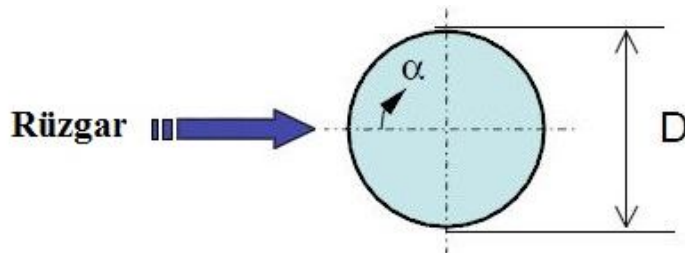
$I_v(z)$: Türbülans şiddeti

ρ : Hava yoğunluğu

$V_m(z)$: Referans yüksekliğindeki ortalama rüzgar hızı

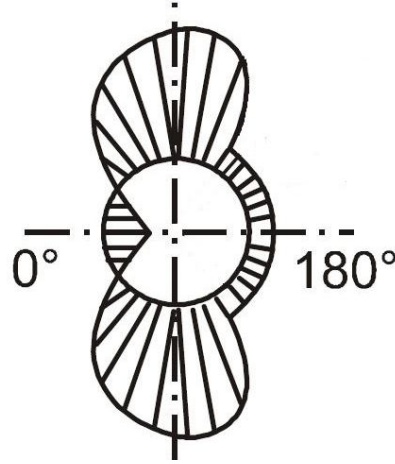
“ C_{pe} ”, Dış yüzey basınç katsayısının belirlenmesi

Dış yüzey basınç katsayısı, dairesel yüzeye etkiyen rüzgar etkilerinde elde edilecek maksimum rüzgar basıncı ile çarpılarak bütün bir kesitte değişim gösteren basınç değerlerini verecektir.



Şekil 4.1 : Dairesel kesitlerde rüzgar akımı (İYBRY, 2009)

Rüzgarın dairesel en kesitli kuleye Şekil 4.1'deki gibi etkiği düşünürse, dairesel kesit boyunca dış yüzeyde oluşacak basınç durumu Şekil 4.2'deki gibi olacaktır.



Şekil 4.2 : Dairesel kesitler dış yüzey basınç dağılımı (EN 1991-1-4, 2002)

Dairesel kesitte bir yönden gelen rüzgar etkisiyle oluşacak basınç dağılımı C_{pe} katsayısıyla, $q_p(z_e)$ basınç değerinin çarpılmasıyla elde edilecektir. R. Greiner'in dairesel kesitler için C_{pe} katsayısı için, rüzgar yönünün dairesel kesitle yaptığı açıya (α) bağlı olarak bağlı hesaplama yöntemini belirttiği formül aşağıda gösterilmiştir (Brown ve Nielsen, 2005'te atıfta bulunulduğu gibi).

$$C_{pe} = -0,55 + 0,25 \times \cos \alpha + 1,0 \times \cos 2\alpha + 0,45 \cos 3\alpha - 0,15 \cos 4\alpha \quad (4.14)$$

Bu denklemde;

α : Rüzgarın yönün dairesel kesitle yaptığı açı

“we”, Dış yüzey rüzgar basıncının belirlenmesi

Kule dış yüzeyine boyunca değişkenlik gösteren C_{pe} değerleri, yukarıda hesaplanan $q_p(z_e)$, referans yüksekliğindeki maksimum rüzgar basıncı değerleri çarpılarak “we”, dış yüzey rüzgar basıncı elde edilir.

$$w_e(z) = q_p(z) \times C_{pe} \quad (4.15)$$

Bu denklemde;

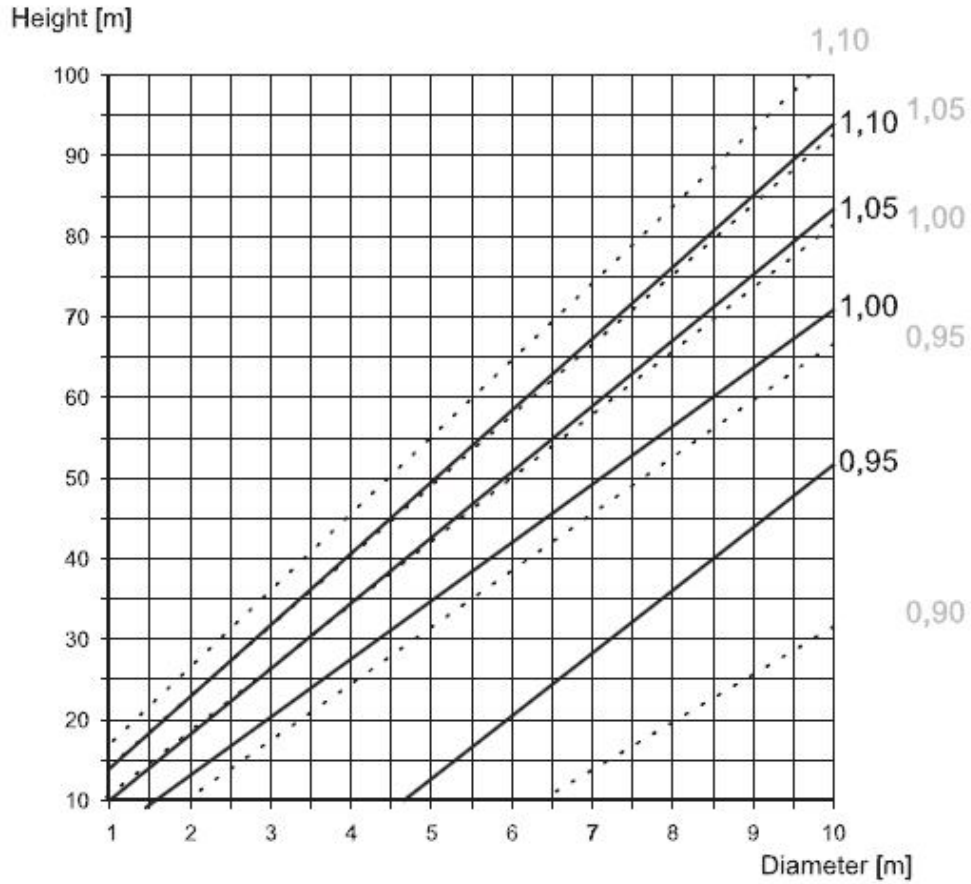
$q_p(z)$: Referans yüksekliğindeki rüzgar basıncı

C_{pe} : Dış yüzey basınç katsayısı

z : Referans yükseklik

“CsCd”, Yapısal faktörün belirlenmesi

Yapısal faktör, ($CsCd$), belirlenirken, rüzgar türbin kulesi çelik baca yapısı gibi kabul edilebilir. EN1991-1-4 Annex-D bölümü Figure D.3 grafiğine göre, kule çapı “D” ve kule yüksekliğine “H” bağlı bir $CsCd$ yapısal faktör değeri elde edilebilir (Şekil 4.3).



Şekil 4.3 : Çelik bacalar için $CsCd$ değerleri (EN 1991-1-4, 2002)

Yapısal faktörün Şekil 4.3’e göre $CsCd > 1,1$ olduğu durumlarda, $CsCd$ değerinin hesaplanmasına ilişkin yöntem standartta aşağıdaki gibi belirtilmiştir. Yapısal faktör;

$$CsCd = \frac{1 + 2 \cdot k_p \cdot I_v(z) \cdot \sqrt{B^2 + R^2}}{1 + 7 \cdot I_v(z)} \quad (4.16)$$

Denklemlerle hesaplanmaktadır, bu denklemde;

$$z_e \quad : \text{İncelenen yükseklik} \quad z_e = 0,60 h \quad (4.17)$$

$$k_p \quad : \text{Salınım tepe faktörü} \quad k_p = \sqrt{2 \cdot \ln(v \cdot T)} + \frac{0,6}{\sqrt{2 \cdot \ln(v \cdot T)}} \quad (4.18)$$

$$v : \text{Üst geçiş frekansı} \quad v = n_{1,x} \sqrt{\frac{0,6}{\sqrt{(B^2 + R^2)}}} \quad (4.19)$$

$n_{1,x}$: Kule doğal frekansı

T : 600 saniye

$I_v(z_e)$: Türbülans şiddeti Denklem (4.12)'de z yükseklik değeri z_e için.

$$B^2 : \text{Arkaplan faktörü} \quad B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \cdot \left(\frac{b+h}{L(z_e)}\right)^{0,63}} \quad (4.20)$$

b : Kule eni

h : Kule yüksekliği

d : Kule boyu

$$R^2 : \text{Rezonans tepki faktörü} \quad R^2 = \frac{\pi^2}{2 \cdot \delta} \cdot S_L(z_e, n_{1,x}) \cdot R_h(\eta_h) \cdot R_b(n_b) \quad (4.21)$$

δ : Süneklik katsayısı

$$R_h = \frac{1}{\eta_h} - \frac{1}{2 \cdot \eta_h^2} (1 - e^{-2 \cdot \eta_h}) \quad (4.22)$$

$$R_b = \frac{1}{\eta_b} - \frac{1}{2 \cdot \eta_b^2} (1 - e^{-2 \cdot \eta_b}) \quad (4.23)$$

$$\eta_h = \frac{4,6 \cdot h}{L(z_e)} \cdot f_L(z_e, n_{1,x}) \quad (4.24)$$

$$\eta_b = \frac{4,6 \cdot b}{L(z_e)} \cdot f_L(z_e, n_{1,x}) \quad (4.25)$$

$$\text{Boyutsuz frekans} : f_L(z,n) = \frac{n_{1,x} \cdot L(z)}{V_m(z)} \quad (4.26)$$

$$\text{Türbülans uzunluk ölçeği} : z \geq z_{\min} \text{ ise } L(z) = 300m \cdot \left(\frac{z}{200m}\right)^{(0,67+0,05 \ln(z_0))} \quad (4.27)$$

$$z < z_{\min} \text{ ise } L(z) = L(z_{\min})$$

$$\text{Spektral güç yoğunluğu} : S_L(z,n) = \frac{6,8 \cdot f_L(z,n)}{(1 + 10,2 \cdot f_L(z,n))^{5/3}} \quad (4.28)$$

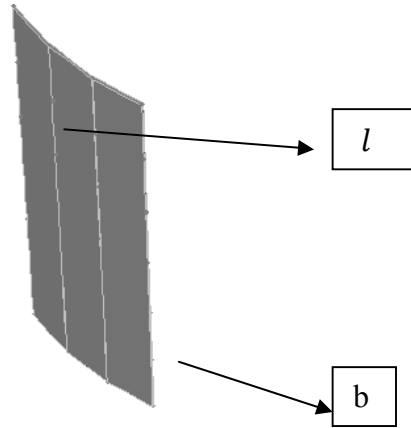
“A_{ref}” Referans alanın belirlenmesi

Referans alan rüzgar basıncının dik olarak etkiyeceği alan olarak tanımlanır. Yukarıda yapılan kabule göre dairesel kesitin 12 eşit parçaya bölünmesi rüzgar basınç yayılımı açısından yeterli bir model sunacaktır (Şekil 4.4). Z ekseninde kule yüksekliği boyunca kaç parçaya bölüneceğine karar verilip, bir referans alan yaratılabilir.

$$A_{ref} = l \times b \quad (4.29)$$

l = uzunluk (m)

b = yükseklik (m)



Şekil 4.4 : Referans alanının (A_{ref}) gösterimi

Bu tez çalışmasında, kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yüklemesi noktasal olarak değil alana basınç olarak etkitilecektir. Bu nedenle bir referans alan hesabı yapılmayacaktır.

“F_{we}”, Dış yüzeyde oluşacak kuvvetlerin belirlenmesi

Kule dış yüzeyinde oluşacak kuvvetler, F_{we} , yapısal faktör ($C_s C_d$), silindirik dış yüzey boyunca değişiklik gösterecek yüzey rüzgar basıncı (w_e) ve baz alınan eleman veya kule parçasının referans alanı (A_{ref}) değerlerinin çarpılması ile elde edilir.

$$F_{we} = C_s C_d \times w_e \times A_{ref} \quad (4.30)$$

Bu denklemde;

$C_s C_d$: Yapısal faktör

w_e : Dış yüzeye etkiyen rüzgar basıncı

A_{ref} : Referans alan değeri

ASCE 7-05 yönetmeliğine göre hesap

IEC 61400-1'den ASCE 7-05 yönetmeliğine veri aktarımı

ASCE 7-05 yönetmeliğine göre rüzgar hızına bağlı rüzgar yükleri belirlenirken EN 1991-1-4'te olduğu gibi 10 metredeki temel rüzgar hızından (V) faydalanır. Ancak bu yönetmelikte, EN 1991-1-4'ün aksine 10 dakikalık değil, 3 saniyelik ortalama rüzgar hızlarından rüzgar kuvveti hesaplamaları yapılır. İki senaryo için hesaplanan, hub seviyesindeki rüzgar hızları 10 metredeki rüzgar hızlarına çevrilirken, EWM50 ve EOG50 için sırasıyla denklem 4.6 ve denklem 4.5'te z yüksekliği 10 metre olarak hesaplara katılır.

Elde edilen temel rüzgar hızı 10 dakikalık ölçüm sonucu olduğundan, değeri ASCE7-05 standartına uygun hale getirmek için hız 3 saniyelik ortalama hıza çevrilmelidir. Simiu ve Scanlan'ın, 10 dakikalık rüzgar hızını 3 saniyelik rüzgar hızına çevirmek için belirttiği yöntem aşağıda gösterilmiştir (1986).

Öncelikle 10 dakikalık ortalama rüzgar hızı 1 saatlik ortalama rüzgar hızına çevrilir.

$$Vm_{1saat}(z) = \frac{Vm_{10dak}(z)}{\left(1 + \frac{\beta^{0,5} \times c(10dak)}{2,5 \ln(z/z_0)}\right)} \quad (4.31)$$

Bu denklemde;

$c(10 \text{ dak}) = 0,36$ (incelenen zamana bağlı katsayı)

$z_0 = 0,005 \text{ m}$ (Bu değer ASCE 7-05 yönetmeliği maruziyet (exposure) sınıfı D'ye ait yüzey pürüzlülük yüksekliğine uymaktadır.)

$\beta = 6,5$ (Simiu & Scanlan, 1986)

1 saatlik ortalama rüzgar hızı 3 saniyelik ortalama rüzgar hızına çevrilir.

$$Vm_{3saniye}(z) = Vm_{1saat}(z) \left(1 + \frac{\beta^{0,5} \times c(10dak)}{2,5 \ln(z/z_0)}\right) \quad (4.32)$$

$c(3 \text{ saniye}) = 2,85$

$z_0 = 0,005 \text{ m}$

$\beta = 6,5$ (Simiu & Scanlan, 1986)

Kuleye doğrudan etkiyen rüzgar yükünün (F) hesaplanması

Rüzgar hızı basıncı (q_z), sağınak etki faktörü (G_f), kuvvet katsayıları (C_f) ve etki alanına (A_f) bağlı olarak kuleye doğrudan etkiyen rüzgar yükü (F) bulunmaktadır (ASCE 7-05, 2006).

$$F = q_z G C_f A_f(N) \quad (4.33)$$

Rüzgar hızı basıncının (q_z) belirlenmesi

Yönetmelik (6-15) denkleminde rüzgar hızı basıncı q_z aşağıdaki gibi belirtilmiştir.

$$q_z = 0,613 \cdot K_z \cdot K_{zt} \cdot K_d \cdot V^2 \cdot I \left(\frac{N}{m^2} \right) \quad (4.34)$$

Bu denklemde;

K_z : hız basıncı etki katsayısı (ASCE 7-05, 6.5.6.6)

$$K_z = \begin{cases} 4,57m \leq z < z_g & \text{için} & 2,01(z/z_g)^{2/\alpha} \\ z < 4,57m & \text{için} & 2,01(z/z_g)^{2/\alpha} \end{cases} \quad (4.35)$$

z_g : Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

α : Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

K_{zt} : Topografya faktörü (ASCE 7-05, 2006) (Açık araziler için 1,0 alınabilir)

K_d : Rüzgar yönlülüğü katsayısı (ASCE 7-05, 2006) (Dairesel kesitli kule yüzeyi için 0,95 alınabilir.)

V : IEC 61400-1 standartından elde edilip zaman dönüşümü yapılan referans rüzgar hızı (10 metrede 3 saniyelik)

I : Önem faktörü (Rüzgar türbinleri için 1,0 alınabilir (Lanier, 2005))

Rezonans tepki faktörünün (R) belirlenmesi

Kule doğal frekansı (n_1), süneklik katsayısı (β) ve kule geometrisine bağlı olarak hesaplanacak rezonans etki faktörü (R), denklem (4.36) ile hesaplanmaktadır.

$$R = \sqrt{\frac{1}{\beta} R_n R_h R_B (0,53 + 0,47 R_L)} \quad (4.36)$$

Bu denklemde;

β : Yapı süneklik katsayısı

$$R_n = \frac{7,47 N_1}{(1 + 10,3 N_1)^{5/3}} \quad (4.37)$$

$$N_1 = \frac{n_1 L \bar{z}}{\bar{V} \bar{z}} \quad (4.38)$$

$$L \bar{z} = l \left(\frac{\bar{z}}{10} \right)^{\bar{\epsilon}} \quad (4.39)$$

$$\bar{V} \bar{z} = \bar{b} \left(\frac{\bar{z}}{10} \right)^{\bar{\alpha}} V \quad (4.40)$$

l : Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

$\bar{\epsilon}$: Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

$\bar{b}$: Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

$\bar{\alpha}$: ASCE 7-05 Table 6-2 (Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir)

V : Temel rüzgar hızı (10 metrede 3 saniyelik ortalama hız)

Çizelge 4.4 : Arazi maruziyet kategorilerine göre parametreler (ASCE 7-05, 2006)

<i>In metric</i>										
Exposure	α	z_g (m)	$\hat{a}$	$\hat{b}$	$\bar{\alpha}$	$\bar{b}$	c	ℓ (m)	$\bar{\epsilon}$	z_{min} (m)*
B	7.0	365.76	1/7	0.84	1/4.0	0.45	0.30	97.54	1/3.0	9.14
C	9.5	274.32	1/9.5	1.00	1/6.5	0.65	0.20	152.4	1/5.0	4.57
D	11.5	213.36	1/11.5	1.07	1/9.0	0.80	0.15	198.12	1/8.0	2.13

$$R_h = \frac{1}{4,6 n_1 \frac{h}{\bar{V} \bar{z}}} - \frac{(1 - e^{2(4,6 n_1 \frac{h}{\bar{V} \bar{z}})})}{2(4,6 n_1 \frac{h}{\bar{V} \bar{z}})^2} \quad (4.41)$$

$$R_B = \frac{1}{4,6 n_1 \frac{B}{\bar{V} \bar{z}}} - \frac{(1 - e^{2(4,6 n_1 \frac{B}{\bar{V} \bar{z}})})}{2(4,6 n_1 \frac{B}{\bar{V} \bar{z}})^2} \quad (4.42)$$

$$R_L = \frac{1}{15,4 n_1 \frac{L}{\bar{V} \bar{z}}} - \frac{(1 - e^{2(15,4 n_1 \frac{L}{\bar{V} \bar{z}})})}{2(15,4 n_1 \frac{L}{\bar{V} \bar{z}})^2} \quad (4.43)$$

Denklemlerinde;

B : Kulenin genişliği, rüzgarın geldiği doğrultuya normal (Kule çapı)

L : Kulenin uzunluğu, rüzgarın geldiği doğrultuya paralel (Kule çapı)

Sağanak etki faktörünün (G_f) belirlenmesi

Sağanak etki faktörü (G_f), dinamik açıdan hassas yapılar için denklem (4.44) ile aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır.

$$G_f = 0,925 \left(\frac{1 + 1,7 I_{\bar{z}} \sqrt{g_Q^2 Q^2 + g_R^2 R^2}}{1 + 1,7 g_v I_{\bar{z}}} \right) \quad (4.44)$$

Bu denklemde;

g_Q : arkaplan tepkisi için tepe faktörü (3,4)

g_v : rüzgar tepkisi için tepe faktörü (3,4)

Rezonans için tepe faktörü, (g_R) ise kule doğal frekansına (n_1) bağlı formülle aşağıdaki gibi hesaplanacaktır.

$$g_R = \sqrt{2 \ln (3600 n_1)} + \frac{0,577}{\sqrt{2 \ln (3600 n_1)}} \quad (4.45)$$

10 metredeki türbülans şiddeti $I_{\bar{z}}$ aşağıdaki formülle elde edilir.

$$I_{\bar{z}} = c \left(\frac{10m}{\bar{z}} \right)^{\frac{1}{6}} \quad (4.46)$$

Yukarıdaki denklemde kule toplam yüksekliği h iken;

$$\bar{z} = 0,6 h \quad (4.47)$$

c : Arazi maruziyet kategorisine göre belirlenir (Çizelge 4.4)

Arkaplan tepki faktörü, Q , denklem (4.48) ile aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır.

$$Q = \sqrt{\frac{1}{1 + 0,63 \left(\frac{B + h}{L \bar{z}} \right)^{0,63}}} \quad (4.48)$$

Kuvvet katsayısının (C_f) belirlenmesi

Kuvvet katsayısı C_f , kule dairesel en kesitine yüzey pürüzlülüğüne göre belirlenecektir. Aşağıdaki koşulu sağlayan pürüzsüz dairesel kesitler için;

$$D\sqrt{q_z} > 5,3 \quad (4.49)$$

D : Kule çapı

q_z : Rüzgar hızı basıncı (Denklem (4.34))

C_f aşağıdaki gibi belirlenir.

$$C_f = \begin{cases} h/D = 1 \text{ için} & 0,5 \\ h/D = 7 \text{ için} & 0,6 \\ h/D = 25 \text{ için} & 0,7 \end{cases} \quad (4.50)$$

Not1 :Kuvvet katsayısı (C_f) belirlenirken EN 1991-1-4'a göre rüzgar kuvveti hesap adımlarında belirtilen ve C_{pe} katsayısı hesabında kullanılan Greiner'ın belirttiği (Brown ve Nielsen, 2005'te atıfta bulunulduğu gibi) formül ile işlem yapılabilir (Denklem 4.14).

Not2 :Af alanı Eurocode 1991-1-4'te belirtilen Aref referans alanına eşittir. Rüzgar yüklemesi; noktasal tekil yük yerine, alana basınç yüklemesi olarak tanımlanacağı için referans alan hesaplanmayacaktır.

4.1.2 Rüzgar türbininden gelecek kuvvetler

Kulenin kendi üzerine gelecek rüzgar basıncının yanı sıra rüzgar türbin çalışmasından kaynaklı kuvvetler de dikkate alınacaktır. Rüzgar türbininden gelecek kuvvetler silindirik çelik kuleye, kuleden de temele aktarılacaktır. Lanier (2005) rüzgar türbininden gelecek etkileri şu şekilde sıralamıştır:

- Sabit hızlı uniform rüzgarın oluşturacağı aerodinamik yükler ve merkezkaç kuvvetinin sabit yükleri
- Sabit, ancak pervanenin dönerken süpürdüğü alan içersindeki düzgün olmayan hava akışlardan kaynaklanan tekrarlı yük değişimleri
- Dönen rotor pervane ağırlıklarının sebep olduğu periyodik sabit olmayan kütleli kuvvetler
- Sabit ve tekrarlı yüklere ek olarak, rotorun maruz kalacağı periyodik olmayan rastgele türbülans yükleri

Rüzgar türbininden gelecek yükler, yürütülecek çalışmalar ışığında, türbin tasarımcısından temin edilecektir.

4.2 Deprem Yüklerinin Hesaplanması

DBYBHY 2007'e göre hesap metodu

Çelik rüzgar türbin kulesinin maruz kalacağı ana yüklerden biri de deprem yükleridir. Betonarme rüzgar türbin kulelerinde, çelik kulelere nazaran ağırlığın fazla olması, deprem senaryolarının tasarımı daha belirleyici bir faktör olmasını beraberinde getirir. Yine aynı şekilde, çelik kulelerde rüzgar yükleri ile meydana gelen iç kuvvetlerinin, deprem yüklerinin oluşturduklarına göre daha yüksek olması beklenir.

Çelik kulede meydana gelecek deprem yüklerinin hesabında Türkiye’de geçerli olan “DBYBHY 2007 yönetmeliği kullanılacaktır. Deprem yükü hesabında kullanılacak yöntem olarak yönetmelikte belirtilmiş olan “Mod Birleştirme Yöntemi” belirlenmiştir. Mod birleştirme yönteminde, yapıya ait farklı doğal titreşim modlarında oluşacak etkiler, istatistiksel olarak süperpoze edilip elemanlarda oluşacak maksimum iç kuvvetler ve yer değiştirmeler elde edilir.

Rüzgar türbin çalışma sahasında yapılan geoteknik testler sonrasında hesap aşamasında gerekli parametreler q_{all} , k_v , c_u ve aşağıdaki Çizelge 4.5, Çizelge 4.6, Çizelge 4.7, Çizelge 4.8’de verilen parametrelerdir.

q_{all} : Net emniyetli taşıma kapasitesi

k_v : Düşey yatak katsayısı

c_u : Drenajsız kohezyon değeri

Çizelge 4.5 : Deprem bölgelerine göre etkin yer ivmesi katsayısı (DBYBHY, 2007)

<i>Deprem Bölgesi</i>	A_0
1	0.40
2	0.30
3	0.20
4	0.10

A_0 : En Büyük Etkin Yer İvmesi

T_A, T_B : Tasarım Spektrum Karakteristik Periyotları

Çizelge 4.6 : Zemin grupları (DBYBHY, 2007)

<i>Zemin Grubu</i>	<i>Zemin Grubu Tanımı</i>	<i>Stand. Penetr. (N/30)</i>	<i>Relatif Sıkılık (%)</i>	<i>Serbest Basınç Direnci (kPa)</i>	<i>Kayma Dalgası Hızı (m/s)</i>
(A)	1. Masif volkanik kayalar ve ayrışmamış sağlam metamorfik kayalar, sert çimentolu tortul kayalar....	—	—	> 1000	> 1000
	2. Çok sıkı kum, çakıl.....	> 50	85–100	—	> 700
	3. Sert kil ve siltli kil.....	> 32	—	> 400	> 700
(B)	1. Tüf ve aglomera gibi gevşek volkanik kayalar, süreksizlik düzlemleri bulunan ayrışmış çimentolu tortul kayalar....	—	—	500–1000	700–1000
	2. Sıkı kum, çakıl.....	30–50	65–85	—	400–700
	3. Çok katı kil ve siltli kil...	16–32	—	200–400	300–700
(C)	1. Yumuşak süreksizlik düzlemleri bulunan çok ayrışmış metamorfik kayalar ve çimentolu tortul kayalar.....	—	—	< 500	400–700
	2. Orta sıkı kum, çakıl.....	10–30	35–65	—	200–400
	3. Katı kil ve siltli kil.....	8–16	—	100–200	200–300
(D)	1. Yeraltı su seviyesinin yüksek olduğu yumuşak, kalın alüvyon tabakaları.....	—	—	—	< 200
	2. Gevşek kum.....	< 10	< 35	—	< 200
	3. Yumuşak kil, siltli kil.....	< 8	—	< 100	< 200

Çizelge 4.7 : Yerel zemin sınıfları (DBYBHY, 2007)

<i>Yerel Zemin Sınıfı</i>	<i>Tablo 6.1'e Göre Zemin Grubu ve En Üst Zemin Tabakası Kalınlığı (h_1)</i>
Z1	(A) grubu zeminler $h_1 \leq 15$ m olan (B) grubu zeminler
Z2	$h_1 > 15$ m olan (B) grubu zeminler $h_1 \leq 15$ m olan (C) grubu zeminler
Z3	$15 \text{ m} < h_1 \leq 50$ m olan (C) grubu zeminler $h_1 \leq 10$ m olan (D) grubu zeminler
Z4	$h_1 > 50$ m olan (C) grubu zeminler $h_1 > 10$ m olan (D) grubu zeminler

Çizelge 4.8 : Spektrum karakteristik periyotları (DBYBHY, 2007)

<i>Tablo 6.2'ye göre Yerel Zemin Sınıfı</i>	T_A (saniye)	T_B (saniye)
Z1	0.10	0.30
Z2	0.15	0.40
Z3	0.15	0.60
Z4	0.20	0.90

Yapının farklı modlarına ait ivme spektrumu SAP 2000 programına fonksiyon olarak tanıtılacak ve deprem etkisi, yapıya farklı modların katkılarıyla aktarılacaktır. Yapının azaltılmış ivme spektrumu aşağıda belirtilen denklemle elde edilecektir (DBYBHY, 2007).

$$S_{aR}(T_n) = \frac{S_{ae}(T_n)}{R_a(T_n)} \quad (4.38)$$

Yukarıdaki denklemde;

$S_{aR}(T_n)$: Azaltılmış ivme spektrum ordinatı

$S_{ae}(T_n)$: Spektrum katsayısı

$R_a(T_n)$: Deprem yükü azaltma katsayısı

Deprem yükü azaltma katsayısı $R_a(T_n)$, sistemin taşıyıcı sistem davranış katsayısı R , ve sistemin doğal periyoduna bağlı olarak aşağıdaki denklem ile elde edilir (DBYBHY, 2007).

$$R_a(T) = 1,5 + (R - 1,5) \frac{T}{T_A} \quad (0 \leq T \leq T_A) \quad (4.39)$$

$$R_a(T) = R \quad (T_A > T)$$

Spektrum katsayısı $S_{ae}(T_n)$, proje sahasına ait karakteristik periyotları (T_A , T_B) ve kulenin doğal periyodu T 'ye bağlı olarak aşağıdaki denklem ile hesaplanacaktır (DBYBHY, 2007).

$$S(T) = 1 + 1,5 \frac{T}{T_A} \quad (0 \leq T \leq T_A)$$

$$S(T) = 2,5 \quad (T_A \leq T \leq T_B) \quad (4.40)$$

$$S(T) = 2,5 \left(\frac{T_B}{T} \right)^{0,8} \quad (T_B < T)$$

Kulenin yapı önem katsayısı (I), Çizelge 4.9'a; taşıyıcı sistem davranış katsayısı (R), Çizelge 4.10'a göre belirlenecektir. Yukarıdaki denklemler kullanılarak hesaplanan, yapıya ait farklı doğal frekanslara göre azaltılmış ivme spektrumu değerleri aşağıdaki tabloda gösterilmiştir.

Çizelge 4.9 : Bina önem katsayısı, I (DBYBHY, 2007)

<i>Binanın Kullanım Amacı veya Türü</i>	<i>Bina Önem Katsayısı (I)</i>
1. Deprem sonrası kullanımı gereken binalar ve tehlikeli madde içeren binalar a) Deprem sonrasında hemen kullanılması gerekli binalar (Hastaneler, dispanserler, sağlık ocakları, itfaiye bina ve tesisleri, PTT ve diğer haberleşme tesisleri, ulaşım istasyonları ve terminalleri, enerji üretim ve dağıtım tesisleri; vilayet, kaymakamlık ve belediye yönetim binaları, ilk yardım ve afet planlama istasyonları) b) Toksik, patlayıcı, parlayıcı, vb özellikleri olan maddelerin bulunduğu veya depolandığı binalar	1.5
2. İnsanların uzun süreli ve yoğun olarak bulunduğu ve değerli eşyanın saklandığı binalar a) Okullar, diğer eğitim bina ve tesisleri, yurt ve yatakhaneler, askeri kışlalar, cezaevleri, vb. b) Müzeler	1.4
3. İnsanların kısa süreli ve yoğun olarak bulunduğu binalar Spor tesisleri, sinema, tiyatro ve konser salonları, vb.	1.2
4. Diğer binalar Yukarıdaki tanımlara girmeyen diğer binalar (Konutlar, işyerleri, oteller, bina türü endüstri yapıları, vb)	1.0

Çizelge 4.10 : Bina türü olmayan yapılar için taşıyıcı system davranış katsayıları (DBYBHY, 2007)

<i>YAPI TÜRÜ</i>	<i>R</i>
Süneklik düzeyi yüksek çerçeveler veya dışmerkez çaprazlı çelik perdeler tarafından taşınan yükseltilmiş sıvı tankları, basınçlı tanklar, bunkerler, hazneler	4
Süneklik düzeyi normal çerçeveler veya merkezi çaprazlı çelik perdeler tarafından taşınan yükseltilmiş sıvı tankları, basınçlı tanklar, bunkerler, hazneler	2
Kütlesi yüksekliği boyunca yayılı, yerinde dökülmüş betonarme silo, endüstri bacaları ve benzeri taşıyıcı sistemler (*)	3
Betonarme soğutma kuleleri (*)	3
Kütlesi yüksekliği boyunca yayılı uzay kafes kirişli çelik kuleler, çelik silo ve endüstri bacaları (*)	4
Gergili yüksek çelik direk ve gergili çelik bacalar	2
Kütlesi tepede yığılı, bağımsız tek bir düşey taşıyıcı eleman tarafından taşınan ters sarkaç türü yapılar	2
Endüstri tipi çelik depolama ve istif rafları	4

Yukarıda elde edilen, farklı doğal periyotlara (T) karşılık gelen azaltılmış ivme spektrum verileri ($S_{ar}(T)$) SAP 2000 programına fonksiyon olarak tanıtılacaktır.

Deprem yüklemeleri, SAP2000 programında EQX ve EQY yüklemeleri olmak üzere iki ana doğrultu için oluşturulacaktır. Oluşturulan fonksiyon ile X ve Y deprem doğrultuları için sırasıyla U1 ve U2 doğrultuları seçilerek deprem yüklemeleri oluşturulur. DBYBHY 2007 Bölüm 2.8.4.1’de belirtilmiş, herhangi iki doğal periyot

(T_m , T_n) için $T_m/T_n < 0,80$ koşulunun geçerliliğine göre, mod katkıları birleştirme metoduna karar verilir. Deprem yükünün oluşturacağı taban kesme kuvveti aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$V_t = W \times g \times A_0 \times I \times \frac{S(T)}{R_a(T)} \quad (4.41)$$

V_t : Taban kesme kuvveti

g : Yer çekimi ivmesi

A_0 : Etkin yer ivmesi katsayısı

I : Yapı önem katsayısı

Yukarıda belirtilen taban kesme kuvveti formülündeki, fonksiyona girmeyen değerlerin çarpımı deprem yüklemesinin ölçek faktör değerini (*scale factor*) verecektir.

$$sf = g \times A_0 \times I \quad (4.42)$$

İki yükleme için de yukarıda hesaplanan ölçek faktörü sisteme tanıtılır. Son olarak hesaba katılması gereken titreşim modu sayısının, hesaba katılan etkin kütlelerin yapı toplam kütlelerinin %90'undan az olmama kuralını sağlaması kontrol edilmelidir (DBYBHY, 2007).

4.3 Diğer Çevresel Etkiler

Rüzgar türbin tasarımında etkili olacak diğer çevresel faktörler IEC 61400-1 standartı Bölüm 11.5'te belirtilmiştir. Bu etkiler;

- Normal ve uç sıcaklık değişimleri
- Buzlanma, dolu veya kar etkisi
- Nem etkisi
- Işıma etkisi
- Güneşten gelen radyasyon
- Kimyasal aktif maddeler
- Tuzluluk olarak sıralanabilir.

Yukarıda belirtilen etkiler, bu tez çalışmasında kule tasarımı açısından incelenmeyecektir.

4.4 Yük Kombinasyonları

Tasarımda kullanılacak yük kombinasyonları, ASCE 7-05 yönetmeliğinde (2006) LRFD tasarım yöntemi için belirtilmiş kombinasyonlar kullanılacak ancak, rüzgar yük katsayılarında Lanier'in yaklaşımından yararlanılacaktır. Lanier (2005) rüzgar yük katsayılarında ASCE ve IEC'de belirtilen yük faktörlerinin ikisinden de yararlanılarak; türbinden etkiyecek kuvvetler için IEC yük faktörü:1,35, doğrudan kule yüzeyine gelecek rüzgar kuvveti için ASCE yük faktörü: 1,6 değerini kullanarak kombinasyonları oluşturmuştur. Böylece iki yönetmeliğin de oluşturulan tasarımda etkin olması sağlanmıştır. Kar, buz gibi diğer çevresel yüklemeler kombinasyonlara katılmamıştır. Oluşturulan kombinasyonlar ve yük faktörleri aşağıdaki gibidir.

Türbin yükleri için güvenlik faktörü:	γ_f	: 1,35 (IEC)
Kule yüzeyine gelen kuvvet için yük faktörü	γ_{WL}	: 1,60 (ASCE 7-05)
Ölü yük için yük faktörü	γ_{DL}	: 1,20 (ASCE 7-05)

Rüzgar yükleri için oluşturulan kombinasyonlar:

1,2DL + 1,6WL+ 1,35TWL (En elverişsiz rüzgar modeli yükleme (EWM50) için faktörize edilmiş)

DL+WL+TWL (Karakteristik rüzgar yüklemesi (EWM50 ve EOG50 için)

DL+ΔTWL (Türbin yorulma yüklemesi),

Deprem yüklemesi için oluşturulan kombinasyonlar:

1,2DL+EQ

0,9DL-EQ**

Diğer LRFD tasarım kombinasyonları (ASCE 7-05)

1,4DL

0,9DL-(1,35TWL+1,6WL)**

Burada yük notasyonları;

DL : ölü yük

TWL : Türbinden etkiyecek rüzgar yükü

WL : Kule yüzeyine doğrudan etkiyecek rüzgar yükü

EQ : Deprem yükü

Δ TWL : Yorulma yüklemesi (Hasar eşdeğer yükü)

** Kaldırma aşamasında oluşabilecek kombinasyonlardır.

5. RÜZGAR TÜRBİN KULELERİNİN TASARIMI

Kulenin maruz kalacağı yüklemeler altında, kule elemanlarının karşılaması gereken tasarım kuralları bu bölümde incelenecektir. Her eleman için maruz kalınacak yükler altında güvenli ve ekonomik olmak ön planda olup, ekonomiklik eleman en kesiti dolayısıyla ağırlığının azalmasıyla sağlanabilir (Özhendekçi, ty). En kesit azalırken dayanımın da azalacağı gerçeği tasarımın ekonomi ve dayanım kısıtlarının optimizasyonu ile en uygun duruma gelebileceğini göstermektedir.

Temel ile nasele arasında köprü görevi gören kule gövdesi, kule gövde segmentleri arasında birleşimi sağlayan tek sıra bulonlu çember flanşları ve son olarak kule tabanı ile temel arası bağlantıyı sağlayan çift sıra bulonlu taban flanşının tasarım aşamaları okuyucuya aktarılacaktır.

Kule gövde tasarımında belirtilen dört sınır durumu incelenmelidir. Dayanım sınır durumu için (AISC 360-05, 2005) standardı, stabilite sınır durumu için ECCS tarafından ince gövdeli silindirlerin stabilite kontrolü için önerilen bir yöntem kullanılacaktır (Burton ve diğ., 2001). Yer değiştirme kriteri ile ilgili özel bir standart bulunmazken, yorulma tasarımında, hasar birikim metodu ve hasar eşdeğer yükü metodu olmak üzere iki farklı değerlendirme yöntemi açıklanacaktır. Yorulma dayanımları EN 1993-1-9 standartından elde edilecektir.

Üst flanşlar ve taban flanş tasarımında, flanş davranışını temsil eden hücre elemanlar üzerinden plastik davranış kabulü ile dayanımlar kontrol edilecektir. Üst flanşlar için Husson'un (2008) belirttiği yol izlenirken, taban flanşı için T-stub birleşim elemanlarının dayanım kontrolleri esas alınacaktır (Piluso ve diğ., 2001a, 2001b).

5.1 Kule Gövde Tasarımı

Bir rüzgar türbin kulesinin tasarımında incelenmesi gereken sınır durumları IEC 61400-1 standartında belirtilmiştir. Rüzgar türbin kule gövdesinin yönetmelikte belirtilen;

Mukavemet (Dayanım),

Stabilite,

Yer değiştirme sınır durumu (Serviceability)

Yorulma dayanımı sınır durumları açısından tahkikleri yapılmalıdır.

5.1.1 Kule gövde mukavemeti

Kule gövdesinin, 4. Bölümde hesaplanan yüklemeler altındaki dayanım kontrolünde (AISC 360-05) yönetmeliğinden yararlanılacaktır. Yönetmelikte mukavemet kontrolü için “Emniyet Gerilmeleri Yöntemi” (ASD) ile “Yük ve Mukavemet Faktörü Yöntemi” (LRFD) olmak üzere iki farklı tasarım yöntemi belirtilmiştir. LRFD tasarım yöntemi ASD yöntemine göre daha çok yönlü olduğundan LRFD yöntemi tercih edilmiştir (Lewin, 2010).

Yük ve mukavemet faktörü tasarım (“Load and Resistance Factor Design”) (AISC 360-05, 2005) yönteminde elemanların maruz kalacağı servis yüklerinin yük katsayılarıyla çarpılarak büyütülmesi ve mukavemetlerinin 1’den küçük katsayılarla çarpılarak azaltılması sağlanır. Artırılmış yükler; elemanda akma, kırılma veya burkulma gibi sınır durumlar oluşturacak olup, artırılmış yüklerin yaratacağı iç kuvvetlerin azaltılmış mukavemetten küçük olması tasarım güvenliği için yeterli olacaktır. Bu yöntem aşağıdaki denklem ile formülize edilmektedir.

$$R_u \leq \Phi R_n \quad (5.1)$$

Bu denklemde;

Φ : Mukavemet Faktörü

R_n : Gerçek mukavemet (eleman dayanımı)

R_u : LRFD kombinasyonlarına karşılık gelen iç kuvvet (artırılmış yük)

ΦR_n : Tasarım mukavemeti

Kule gövdesinin maruz kalacağı yüklemeler altındaki basınç, eğilme, kesme ve basınç ve eğilme birlikte durum etkilerine karşı mukavemeti incelenecektir. LRFD yönteminde kullanılacak yük kombinasyonları ASCE7-05 Bölüm 2.3.2’de belirtilmiştir (2006). Ancak bu tez çalışmasında, rüzgar yük faktörlerinin belirlenmesinde Lanier’in (2005) yaklaşımından yararlanılmış ve türbin rüzgar yükü (TWL) yük faktörü 1,35 olarak seçilmiştir. Buna göre oluşturulan kombinasyonlar bu çalışmada Bölüm 4.4’te belirtilmiştir.

Basınc mukavemeti kontrolü

Dairesel en kesitli kule için AISC 360-05 yönetmeliğine göre basınç mukavemeti hesap adımları aşağıdaki gibidir.

Kule en kesitinin narinlik kontrolü

Dairesel kesitli boru tipi elemanların basınç dayanımı kontrolü için “Specification of Structural Steel Buildings” AISC 360-05 yönetmeliğinde, dairesele en kesite ait çap ile gövde kalınlığı (D/t) oranına bağı, kesiti kompakt olmayan veya narin olarak sınıflandıracak limitler belirtilmiştir. D/t oranı belirtilen limitten fazla olan kesitler narin, limitten az olan kesitler kompakt olmayan olarak sınıflandırılmaktadır.

Yönetmelik TABLE B4.1a’da belirtilen λ_r narinlik sınır değeri:

$$\lambda_r = 0,11 \times E/F_y > < D/t \quad (5.2)$$

Denkleminde;

E : Elastisite modülü

F_y : Malzeme akma dayanımı

D : İncelenen kesit çapı

t : İncelenen kesit et kalınlığı

(5.2) denkleminde belirtilen şarta göre kesit kompakt olmayan veya narin olarak sınıflandırılır. İki sınıf için dayanım hesapları bu bölümde belirtilmiştir.

- Kompakt olmayan kesitlerde;

Narinlik oranının hesaplanması

Narinlik oranı: KL/r formülüyle hesaplanmaktadır. Burada;

K : Efektif uzunluk faktörü

L : Eleman boyu

$$r = \sqrt{\frac{(D \cdot \zeta^2 + I \cdot \zeta^2)}{16}} \quad (5.3)$$

D.Ç : Dış Çap

İ.Ç : İç Çap

F_e, elastik burkulma gerilmesinin hesaplanması

Elastik burkulma gerilmesi F_e, aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$F_e = \frac{\pi^2 \times E}{\left(\frac{K \times L}{r}\right)^2} \quad (5.4)$$

F_{cr}, Kritik burkulma gerilmesinin hesaplanması

F_{cr}, Kritik burkulma gerilmesi, narinlik oranının belli sınır değerleri arasındaki büyüklük ilişkisine göre değişkenlik gösterir.

$\frac{KL}{R} \leq 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$ veya $F_y < 2,25 F_e$ ise inelastik burkulma gerçekleşir kritik burkulma gerilmesi F_{cr}:

$$F_{cr} = \left(0,658 \frac{F_y}{F_e}\right) \times F_y \quad (5.5)$$

$\frac{KL}{R} > 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}}$ veya $F_y > 2,25 F_e$ ise elastik burkulma gerçekleşir kritik burkulma gerilmesi F_{cr}:

$$F_{cr} = 0,877 \times F_e \quad (5.6)$$

formülüyle hesaplanır.

- Narin Kesitlerde;

Eğer (5.2) denklemindeki koşul incelendiğinde kesit narin sınıfına girerse akma gerilmesi F_y değeri Q çarpanıyla çarpılmalıdır. Buna ek olarak burkulmanın elastik mi inelastik olduğunun kararı için F_e büyüklük kıyaslamasında akma gerilmesi F_y, yine Q çarpanıyla çarpılmalıdır.

$\frac{KL}{R} \leq 4,71 \sqrt{\frac{E}{Q F_y}}$ veya $F_e \geq 0,44 Q F_y$ ise inelastik burkulma gerçekleşir kritik burkulma gerilmesi F_{cr}:

$$F_{cr} = \left(0,658 \frac{Q F_y}{F_e}\right) \times F_y \quad (5.7)$$

$\frac{KL}{R} > 4,71 \sqrt{\frac{E}{Q F_y}}$ veya $F_e < 0,44 Q F_y$ ise elastik burkulma gerçekleşir kritik burkulma gerilmesi F_{cr}:

$$F_{cr} = 0,877 \times F_e \quad (5.8)$$

formülüyle hesaplanır.

Dairesel en kesitli “Stiffened” elemanlar için azaltma faktörü Q çarpanı yönetmelikte aşağıdaki gibi ifade edilmiştir.

$$0,11 \frac{E}{F_y} < \frac{D}{t} < 0,45 \frac{E}{F_y} \text{ iken} \quad (5.9)$$

$$Q = Q_a = \frac{0,038E}{F_y \left(\frac{D}{t}\right)} + \frac{2}{3} \quad (5.10)$$

Nominal Tasarım Basınç Mukavemeti, Pn hesaplanması

Nominal Tasarım Basınç Mukavemeti, Pn kritik burkulma gerilmesi (Fcr) ile en kesit brüt alanı (Ag) çarpılarak elde edilir.

$$P_n = F_{cr} \times A_g \quad (5.11)$$

Bu formülde;

Fcr : Kritik burkulma gerilmesi

$$A_g = \pi \times \frac{D \cdot \zeta^2 - \pi \times I \cdot \zeta^2}{4} \quad (5.12)$$

Tasarım basınç mukavemeti değerlendirmesi

LRFD tasarım yük kombinasyonlarının kule gövdesinde oluşturacağı iç kuvvetler hesaplanır ve en yüksek sonuçların gözlemlendiği kombinasyon belirlenir. Kombinasyonun kule en kesitlerinde meydana getireceği basınç kuvveti (Pr) bulunur.

Basınç için mukavemet faktörü $\Phi_c=0,90$ olarak yönetmelikte belirtilmiştir. Buna göre $\Phi_c \times P_n > P_r$ koşulu sağlanıyorsa incelenen elemanın basınç dayanımı yeterlidir.

Eğilme mukavemeti kontrolü

Dairesel en kesitli silindirik kule için AISC 360-05 yönetmeliğine göre eğilme mukavemeti hesap adımları aşağıdaki gibidir.

Kule en kesitinin narinlik kontrolü

Eğilme dayanımı kontrolü için AISC 360-05 yönetmeliğinde, boru tipli dairesel en kesite ait çap gövde kalınlığına ait D/t oranı için, kesiti “kompakt” "veya kompakt olmayan” olarak sınıflandıracak limitler belirtilmiştir (2005). D/t oranı belirtilen

limitten fazla olan kesitler kompakt, limitten az olan kesitler kompakt olmayan olarak sınıflandırılmaktadır.

TABLE B4.1b'de belirtilen λ_r kompaktlık sınır değerlerine göre eğilme için kompaktlık sınır durumu;

$$D/t < 0,07 \times E/F_y \quad (5.13)$$

Kompakt olmama sınır durumu;

$$D/t < 0,31 \times E/F_y \quad (5.14)$$

(5.13) ve (5.14) denklemlerinde belirtilen şarta göre kesit kompakt olmayan veya kompakt olarak sınıflandırılır.

- Kompakt kesitlerde

Kompakt kesitler için eğilme mukavemeti M_n , kesit akma gerilmesine ulaşana kadar lokal burkulma gözlenmeyeceğinden eleman akarken ulaşacağı moment kapasitesiyle ifade edilir. Bu değer elemanın akma dayanımı ile kesite ait plastik mukavemet modülünün çarpılması ile elde edilir.

$$M_n = M_p = F_y Z \quad (5.15)$$

M_p : Plastik moment

F_y : Akma dayanımı

Z : Kesit plastik mukavemet modülü

Kesit plastik mukavemet modülü, dairesel en kesitli boru tipi elemanlar için aşağıdaki formülle elde edilir.

$$Z = \frac{D \cdot \zeta^3 - I \cdot \zeta^3}{6} \quad (5.16)$$

$D \cdot \zeta$: Dış çap

$I \cdot \zeta$: İç çap

Eğilme için mukavemet faktörü $\Phi_b=0,90$ olarak yönetmelikte belirtilmiştir. Buna göre kompakt kesitler için eğilme tasarım mukavemeti:

$$\Phi_b M_n = \Phi_b F_y Z \quad (5.17)$$

formülüyle hesaplanacaktır.

- Kompakt olmayan kesitlerde;

Kompakt olmayan kesitler için eğilme mukavemeti M_n ;

$$M_n = \left(\frac{0,021E}{\left(\frac{D}{t}\right)} + F_y \right) \times S \quad (5.18)$$

Kesite ait; Elastik mukavemet modülü, S

$$S = \frac{\pi \times (D \cdot \zeta^4 - i \cdot \zeta^4)}{32 \times D \cdot \zeta} \quad (5.19)$$

Kompakt olmayan kesitler için eğilme tasarım mukavemeti;

$$\Phi_b \times M_n = \Phi_b \times \left(\frac{0,021}{\left(\frac{D}{t}\right)} \times \frac{E}{F_y} + 1 \right) \times F_y \times S \quad (5.20)$$

Formülüyle hesaplanacaktır.

- Narin kesitlerde;

Çap, gövde kalınlığı (D/t) oranı, $\lambda_r = 0,31 \times \frac{E}{F_y}$ sınır durumundan büyükse kesit

narin olarak sınıflandırılır. Narin olan kesitte eğilme mukavemeti hesabında lokal burkulma hesaba katılacaktır. Eğilme mukavemeti M_n , yönetmelikte belirtilen kritik gerilme F_{cr} ile kesite ait elastik mukavemet modülü S değerlerinin çarpılmasıyla elde edilir.

$$M_n = F_{cr} S \quad (5.21)$$

$$F_{cr} = \frac{0,33E}{D/t} \quad (5.22)$$

Buna göre karin kesitler için eğilme tasarım mukavemeti;

$$\Phi_b \times M_n = \Phi_b \times \frac{0,33E}{D/t} \times \frac{\pi \times (D \cdot \zeta^4 - i \cdot \zeta^4)}{32 \times D \cdot \zeta} \quad (5.23)$$

formülüyle hesaplanacaktır.

Tasarım eğilme mukavemeti değerlendirmesi

LRFD tasarım yük kombinasyonlarının kule gövdesinde oluşturacağı iç kuvvetler hesaplanır ve en yüksek sonuçların gözleendiği kombinasyon belirlenir.

Kombinasyonun kule gövde kesitlerinde meydana getireceği eğilme momenti M_r değeri bulunur.

Eğilme için mukavemet faktörü $\Phi_b=0,90$ olarak yönetmelikte belirtilmiştir. Buna göre $\Phi_b \times M_n > M_r$ koşulu sağlanıyorsa incelenen elemanın eğilme dayanımı yeterlidir.

Kesme mukavemeti kontrolü

Boru tipi dairesel kesitli çelik elemanlar için nominal kesme mukavemeti V_n denklem (5.24) ile aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$V_n = \frac{F_{cr} A_g}{2} \quad (5.24)$$

Burada;

A_g : Kaba kesit alanı

F_{cr} : Kritik gerilme

Kritik gerilme F_{cr} , $0,60F_y$ değerinden büyük olmamak kaidesiyle, D/t oranının 100'den büyük olduğu kesitler için aşağıda belirtilen (5.25) ile (5.26) denklemleriyle elde değerlerin büyük olanıdır.

$$F_{cr} = \frac{1,60E}{\sqrt{\frac{L_v}{D} \left(\frac{D}{t}\right)^4}} \quad (5.25)$$

$$F_{cr} = \frac{0,78E}{\left(\frac{D}{t}\right)^2} \quad (5.26)$$

Burada;

L_v :Maksimum ile 0 kesme kuvveti arasındaki uzunluk

Kesme kuvveti için yük faktörü $\Phi_v=0,90$ olarak yönetmelikte belirtilmiştir.

Tasarım kesme mukavemeti değerlendirmesi

LRFD tasarım yük kombinasyonlarının kule gövdesi en kesitlerinde oluşturacağı iç kuvvetler hesaplanır ve en yüksek sonuçların gözlemlendiği kombinasyon belirlenir. Kombinasyonun kulede meydana getireceği kesme kuvveti V_r bulunur.

Kesme için mukavemet faktörü $\Phi_v=0,90$ olarak yönetmelikte belirtilmiştir. Buna göre $\Phi_v \times Vn > Vr$ koşulu sağlanıyorsa incelenen elemanın kesme dayanımı yeterlidir.

Basınç ve eğilme mukavemeti için kontrol

Basınç ve eğilme etkisindeki boru tipli dairesel en kesitli elemanlar için LRFD tasarımında yönetmelik H1 bölümü geçerli olacaktır. Yük kombinasyonları sonucu oluşan basınç kuvveti (P_r) ile, azaltılmış basınç mukavemeti (P_c) arasındaki orana göre basınç ve eğilme altındaki mukavemet değişmektedir. Basınç ve eğilme etkisinin birlikte görüldüğü durum için tasarım mukavemeti denklem grubu aşağıda verilmiştir.

$$\text{Eğer } \frac{P_r}{P_c} \geq 0,2 \text{ ise } \frac{P_r}{P_c} + \frac{8}{9} \left(\frac{M_{rx}}{M_{cx}} + \frac{M_{ry}}{M_{cy}} \right) \leq 1,0 \quad (5.27)$$

koşulu sağlanmalıdır.

$$\text{Eğer } \frac{P_r}{P_c} < 0,2 \text{ ise } \frac{P_r}{2 \times P_c} + \left(\frac{M_{rx}}{M_{cx}} + \frac{M_{ry}}{M_{cy}} \right) \leq 1,0 \quad (5.28)$$

koşulu sağlanmalıdır.

Bu formüllerde;

P_r : LRFD yük kombinasyonları sonucu gerekli olan basınç mukavemeti

P_c : Sınır eksenel dayanım (kN), LRFD için: $P_c = P_n \times \phi_p$

M_r : LRFD yük kombinasyonuna ait gerekli eğilme dayanımı

M_c : Sınır eğilme dayanımı (kNm) $M_c = M_n \times \phi_m$

ϕ_p : LRFD, basınç faktörü= 0,90

ϕ_m : LRFD, eğilme faktörü= 0,90

5.1.2 Kulenin gövdesi stabilite tasarımı

Rüzgar türbin kulesi tasarımında dört sınır koşulundan biri olan stabilite kıstaslarının incelenmesi kulede meydana gelebilecek lokal burkulmaların önlenmesi önemli bir yer tutar. Guangteng (1996), burkulmayı yapılarda basınç kuvveti veya gerilmesi altında ortaya çıkan bir stabilite sorunu olarak tanımlarken, burkulmanın yapı

elemanlarında malzemenin sağlayacağı mukavemetten daha az bir değerde göçmelere sebep olabileceğini eklemiştir. Geniş çaplı ve ince et kalınlığına sahip kule üstünde bulunan nasel ve rotor ağırlıkları, z eksenini boyunca aksel basınç gerilmesi yaratmaktadır. Bu durum, kule tasarımında stabilite tahkikleri yapılmasını gerektirmektedir.

AISC 360-05 (American Institute Of Steel Construction) yaklaşımı

Yönetmeliğe göre; basınç etkisi altındaki elemanlar için, en kesitlerine göre belirlenen narinlik durumu akma dayanımına bağlı olmaksızın (akma dayanımı f_y) elemanda göçmelere neden olmaktadır. Bölüm 5.1.1 içinde bahsedilen narinlik sınırlarına göre, kompakt en kesitlerde malzeme burkulmadan plastik gerilmelere, kompakt olmayan kesitlerde ise burkulmadan akma gerilmesine ulaşabilmektedir. Lokal burkulmanın görüldüğü kesitler narin kesitler olup, bu kesitlerde eleman akma gerilmesine ulaşmadan burkulma gözlenir. Bu sebeple narin kesitlerde kritik burkulma gerilmesi (F_{cr}) hesabında akma gerilmesi (F_y), Q azaltma katsayısıyla çarpılır ve denklem 5.7 veya 5.8'e göre işlem tamamlanır. Lewin AISC yönetmeliğinin narinlik kavramı ile stabilite açısından fikir verici olduğunu ancak yönetmelikte kaynaklı birleşimden kaynaklı kusurların hesabı katılmadığını belirtmiştir (2010). Bu sebeple daha güvenilir bir tahkik yapmak adına, Burton ve diğ. (2001) kullandığı ECCS tarafından yayınlanan yöntem (1988) incelenecektir.

ECCS (European Convention for Constructional Steelwork)'e göre hesap

Kulede meydana gelebilecek lokal burkulmalar, Burton ve diğ. (2001) tarafından kullanılan, European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) tarafından yayınlanan "Recommendations on Buckling of Shells" (1988) yöntemi ile kontrol edilebilir.

Yönteme göre, mükemmel geometriye sahip silindirik çelik kulede, basınç altında kritik elastik gerilme sınır değeri, akma dayanımı f_y 'nin 0,605 değeri ile çarpılmasıyla elde edilir.

$$\sigma_{cr} = 0,605 \times E \times \frac{t}{r} \quad (5.29)$$

Burada;

E : Elastisite modülü

T : İncelenen kesit et kalınlığı

r : İncelenen kesit yarıçapıdır.

Ancak kaynak imalatından ötürü oluşacak belirsizliklerin burkulma dayanımını azaltacağı belirtilmiştir. Bu nedenle hesaba katılacak, kritik gerilme azaltma katsayısı değeri, α_a eksenel yük altındaki kirişler için;

$$\frac{r}{t} < 212 \quad ise \quad \alpha_a = \frac{0,83}{\sqrt{1 + 0,01 \times \frac{r}{t}}} \quad (5.30)$$

$$\frac{r}{t} > 212 \quad ise \quad \alpha_a = \frac{0,70}{\sqrt{1 + 0,01 \times r/t}} \quad (5.31)$$

Formül takımıyla hesaplanır. Rüzgar türbin kulesi, basınç ve eğilme etkisinde olduğundan eğilme durumu için de bir azaltma katsayısı belirtilmiştir.

Eğilme altındaki kirişler için kritik gerilme azaltma katsayısı α_b aşağıda belirtilen formülle hesaplanır.

$$\alpha_b = 0,1887 + 0,8113 \times \alpha_a \quad (5.32)$$

Burkulma dayanımı σ_u ;

$$\alpha_b \times \sigma_{cr} < \frac{fy}{2} \quad ise \quad \sigma_u = 0,75 \times \alpha_b \times \sigma_{cr} \quad (5.33)$$

$$\alpha_b \times \sigma_{cr} > \frac{fy}{2} \quad ise \quad \sigma_u = fy \times \left[1 - (0,4123 \times (\frac{fy}{\alpha_b \times \sigma_{cr}}))^{0,6} \right] \quad (5.34)$$

Formül takımıyla hesaplanacaktır.

Lanier'in belirttiği üzere, hesaplanan burkulma dayanımı σ_u , aşağıda formülü verilen servis yükleri altında kulede oluşacak maksimum gerilme değeri ile kıyaslanabilir. (2005).

$$\sigma_a = \sqrt{(fa + fb)^2 + 3 \times fv^2} \quad (5.35)$$

Bu formülde;

fa :basınç gerilmesi

fb : eğilme gerilmesi

fv :kesme gerilmesi

5.1.3 Kule gövde yer değiştirme tasarımı

IEC 61400-1 yönetmeliğinde, rüzgar türbin yapıları için belirtilen yer değiştirme kriteri, türbin ve pervanelerin çalışmasını etkilememek olarak belirtilmiştir. Yönetmelikte yer değiştirme kriteri açısından, rüzgar türbin kuleleri için özel bir limit değeri verilmemiştir. Lanier (2005) çalışmasında çelik kulelerde yatay yer değiştirme için özel bir sınır belirtilmediğini, sınır durumlarının türbin üreticileri tarafından temin edileceğini belirtmiştir. Ancak, burkulma göçmelerinin görülmemesi adına Chien ve Jang (2009), yüklemeler sonucu oluşacak en büyük yanal yer değiştirmenin kule boyuna oranının %1 değerinden fazla olmamasını önermektedir. Ayrıca yanal yer değiştirme kule boyu oranının %1'den büyük olması durumunda flanşlarda, kapı elemanlarında oluşacak burulma etkileri göz ardı edilmemeli ve yerel burkulma analizleri yapılmalıdır (Chien ve Jang, 2009). Bu tez, çalışmasına ait sayısal örnekte fırtına senaryosu (EWM50) altındaki artırılmamış yükler ile rüzgar türbin kulesi üst noktasında yanal yerdeğiştirme sonucu ve kule boyu ile aralarındaki oran belirtilecektir.

5.1.4 Kulenin yorulma tasarımı

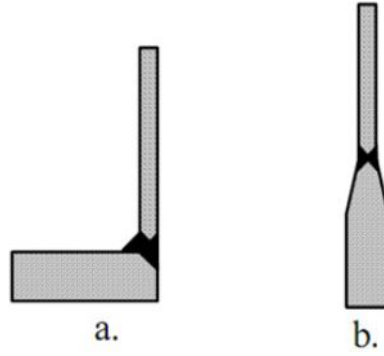
Çelik yapılarda; yapının ömrü boyunca maruz kalacağı tekrar eden yüklemeler altında mikro düzeyde başlayıp zamanla büyüyen çatlaklar, yapının dayanımını azaltıp göçmelere neden olmaktadır. Rüzgar türbin kulelerinde, özellikle tekrar eden rüzgar yükleri kule gövdesi parçaları arasındaki, gövde ile flanşlar arasındaki kaynak birleşimlerinde ve bulonlu flanş bağlantılarında farklı gerilme aralıklarının oluşmasına neden olmaktadır. Bir rüzgar türbininde, proje ömrü boyunca oluşacak rüzgar senaryolarının tekrar sayısı (n) kule eleman kesitlerinde yarattıkları gerilme aralıkları $\Delta\sigma$ kadar önem göstermektedir.



şekil 5.1 : Silindirik çelik kulede kaynaklı birleşimler (Kanbur, 2014)

Silindirik çelik rüzgar türbin kulesinde, kaynak işleminin yapıldığı üç ana bölüm vardır. Bunlar; sıcak hadde makinelerinde döndürülerek elde edilen sacların uç bölgelerinden boyuna kaynaklanması, oluşturulan silindirik sacların kendi aralarında dairesel olarak kaynaklanması ve son olarak gövde elemanları ile flanş elemanlarının dairesel olarak kaynaklanmasıdır (Şekil 5.1).

Yorulma yüklerinin etkin olacağı kaynaklı birleşimler, gövde elemanları arasındaki dairesel kaynak ile gövde ve flanş arasındaki dairesel kaynak imalatıdır (Verma, 2011). Bu birleşimlere ait dayanımlar, geometrik ve yapısal detaylara göre belirlenecektir. Şekil 5.2’de yorulma açısından incelenecek birleşimlerin şematik detayları görülmektedir.



Şekil 5.2 : Silindirik çelik kulelerde kaynak detayları a) gövde-flanş, b) gövde-gövde (Verma, 2011)

Yorulma tasarımı için, yorulma yükleri, yorulma dayanımı ve dayanım değerlendirmesi ile ilgili yaklaşımlar bu bölümde belirtilecektir.

Yorulma tasarım yükleri

Tasarımda kullanılacak yorulma yükleri için türbin tasarımcısından, olası senaryolara ait tekrar sayıları ve bu senaryoların kulede oluşturacağı kuvvet ve moment etkilerinin bulunduğu bir tablo temin edilmelidir. Bu tablodaki senaryoların, yorulma dayanımları, incelenecek elemanlar ve birleşim detaylarında yaratcağı gerilme aralıkları hesaplanır, böylece tasarım spektrumu verileri tamamlanır. Tasarım spektrumu, kulede proje ömrü boyunca meydana gelecek rüzgar senaryolarının tekrar sayılarının (n_i) ve bu senaryoların meydana getireceğı gerilme aralıklarının ($\Delta\sigma_i$) bulunduğu bir grafik ile ifade edilebilir. Yapılan çalışmada tasarım spektrumu oluşturulacak veriler bulunmadığından Lavassas ve diğ. (2003) çalışmasında belirtilmiş bir rüzgar verisi baz alınmıştır (Çizelge 5.1). Çalışmada farklı rüzgar

hızlarına karşılık gelen tekrar sayıları ve bu rüzgar hızlarının kulede oluşturacağı; türbin eğilme momenti ($M_{wt,o}$), türbin makas kuvveti ($F_{wt,o}$) ve kule yüzeyine etkiyen kuvvet ($F_{wt,o}$) etkiler görülmektedir. Rüzgar hızı tekrar sayıları Lavassas ve diğ.'nin çalışmasından (2003) elde edilerek bu hızların kule yüzeyinde meydana getireceği rüzgar kuvveti WL, türbin makas kuvveti TWL bulunup, dinamik yük artırma katsayısı “D” ile genişletilirler. Artırılmış kuvvetlerin yorulma açısından incelenecek elemanlarda yaratacağı iç kuvvetler ve buna bağlı gerilme aralıkları $\Delta\sigma_i$ hesaplanarak bir tasarım spektrumu oluşturulabilir.

Çizelge 5.1 : Yapılan rüzgar hızı ölçümleri sonucu, 20 yıllık süreçte V_m rüzgar hızlarının tekrar sayıları (Lavassas ve diğ., 2003)

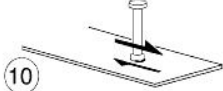
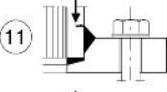
Table 1 Operational wind loads			Yapılan rüzgar hızı ölçümleri sonucu, 20 yıllık süreçte V_m rüzgar hızlarının tekrar sayıları								
No.	$v_m(h_z)$ (m/s)	n_i (cycles)	$M_{wt,o}$ (kNm)	$F_{wt,o}$ (kN)	$F_{wt,o}$ (kN)	No.	$v_m(h_z)$ (m/s)	n_i (cycles)	$M_{wt,o}$ (kNm)	$F_{wt,o}$ (kN)	$F_{wt,o}$ (kN)
1	6.30	5,00E+08	80	0.0	4.1	10	12.60	5,00E+05	1.080	70.0	21.7
2	7.00	2,00E+08	120	10.0	5.3	11	13.30	2,00E+05	1.160	75.0	24.6
3	7.70	1,00E+08	200	20.0	6.8	12	14.00	1,00E+05	1.280	80.0	27.9
4	8.40	5,00E+07	440	30.0	8.4	13	14.70	5,00E+04	1.360	85.0	31.3
5	9.10	2,00E+07	640	35.0	10.1	14	15.40	2,00E+04	1.400	90.0	34.9
6	9.80	1,00E+07	760	40.0	12.1	15	16.10	1,00E+04	1.400	180.0	39.0
7	10.50	5,00E+06	840	50.0	14.2	16	16.80	5,00E+03	1.400	180.0	43.2
8	11.20	2,00E+06	920	60.0	16.5	17	17.50	2,00E+03	1.440	185.0	47.8
9	11.90	1,00E+06	960	65.0	19.0	18	18.20	1,00E+03	1.640	220.0	52.5

Yorulma dayanımının belirlenmesi

Çelik yapılarda, birleşimlere ve elemanlara ait yorulma dayanımlarının belirlenmesinde, *Design of steel structures- Fatigue* (EN 1993-1-9, 2004) yönetmeliğinden faydalanılabilir. Dayanımı elde edilecek olan birleşim tipine bağlı olarak, yönetmelik TABLE 8-1, 8-8 arası belirtilen detaylara göre birleşimin kategori detayı belirlenir (Şekil 5.3). Detay kategorisi ($\Delta\sigma_c$), incelenen birleşimin 2×10^6 tekrar sayısındaki yorulma dayanımına eşittir. Bu yorulma dayanımı, kaynağın %100 kontrol edilmiş tam penetrasyonlu B seviyesinde küt kaynak olduğu kabulüne dayanmaktadır (DNV/Riso, 2002). Yorulma dayanımları incelenecek olan birleşimlerde detay kategorileri aşağıda belirtilmiştir (Verma, 2011).

Gövde gövde kaynaklı birleşim için detay kategorisi : $\Delta\sigma_c=80$

Gövde flanş kaynaklı birleşim için detay kategorisi : $\Delta\sigma_c=71$

see EN 1994-2 (90 m=8)		Welded stud shear connectors: 10) For composite application	10) $\Delta\tau$ to be calculated from the nominal cross section of the stud.
71		11) Tube socket joint with 80% full penetration butt welds.	11) Weld toe ground. $\Delta\sigma$ computed in tube.
40		12) Tube socket joint with fillet welds.	12) $\Delta\sigma$ computed in tube.

Şekil 5.3 : EN 1993-1-9’da belirtilen rüzgar türbinleri için geçerli olabilecek detay kategorileri (Rebelo, 2012)

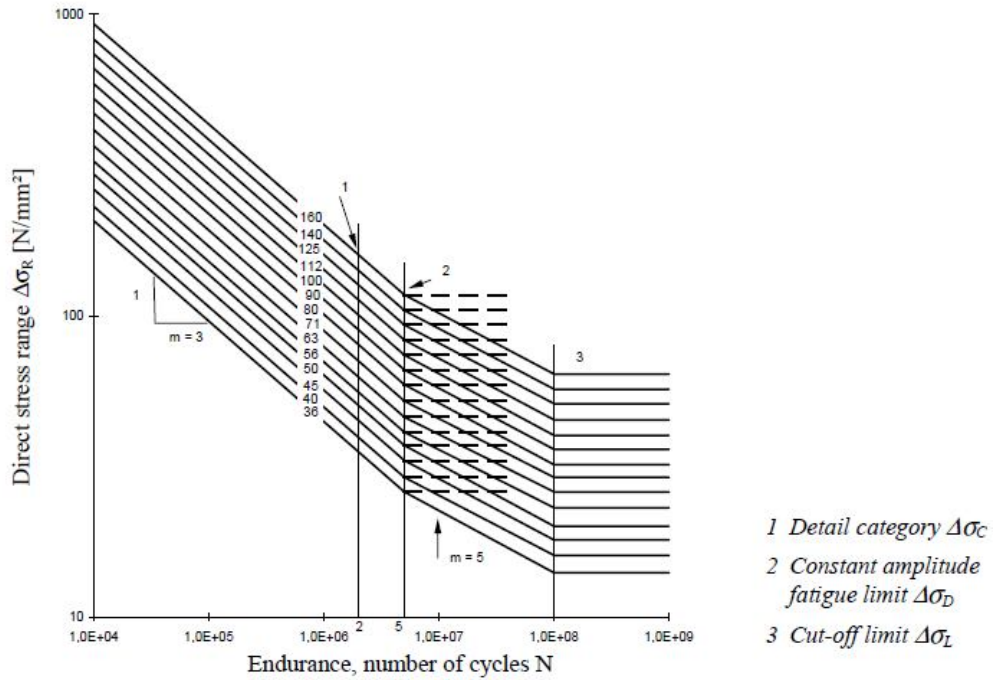
Detay kategorilerine göre direkt gerilme aralığı için yorulma dayanımı elde edilir (Şekil. 5.4). Detay kategorileri, 2×10^6 tekrar sayısında referans yorulma dayanımı değeridir (N/mm^2). Gerilme aralık değerleri $\Delta\sigma_R$ ve tekrar sayıları N_R arasındaki ilişki aşağıda belirtilmiştir.

$$\text{Eğer } N \leq 5 \times 10^6 \quad \Delta\sigma_R^m \times N_R = \Delta\sigma_C^m \times 2 \times 10^6 \quad m = 3 \quad (5.42)$$

$$\text{Eğer } 5 \times 10^6 \leq N \leq 10^8 \quad \Delta\sigma_R^m \times N_R = \Delta\sigma_D^m \times 5 \times 10^6 \quad m = 5 \quad (5.43)$$

$$\Delta\sigma_D = \left(\frac{2}{5}\right)^{1/3} \times \Delta\sigma_C = 0,737 \times \Delta\sigma_C \text{ sabit genlik yorulma sınırı} \quad (5.44)$$

$$\Delta\sigma_L = \left(\frac{5}{100}\right)^{1/5} \times \Delta\sigma_D = 0,549 \times \Delta\sigma_C \text{ dayanım sınırı} \quad (5.45)$$



Şekil 5.4 : Direkt gerilme aralıklarına göre yorulma dayanımları (EN 1993-1-9, 2004)

Yorulma dayanımının değerlendirilmesi

Rebelo, rüzgar türbin kulesi yorulma dayanımının değerlendirmesinde iki farklı yöntem kullanılabileceğini belirtmiştir (2012). Bu yöntemler;

- Hasar birikimi yöntemi (Cumulative damage method)
- Hasar eşdeğer yükü yöntemi (Damage equivalent load method)

Hasar birikimi Yöntemi

Tasarım yük spektrumunun temin edildiği durumlarda yorulma değerlendirmesi, “hasar birikimi” yöntemiyle yapılabilir. Bu yöntemde, toplam hasarın $D_d < 1$ koşulunu sağlaması elemanın veya birleşimin yorulma dayanımının yeterli olduğunu göstermektedir. Hasar birikimi yöntemi, IEC 61400-1’de de belirtilen, Palmgren-Miner kuralına göre yapılmaktadır. Çelik rüzgar türbin kulesinin maruz kalacağı her bir tekrarlı yüklemelerin meydana getireceği gerilme aralıkları, tekrar sayılarına ve incelenen detay kategorisinin dayanımına bağlı olarak tekil hasarlar meydana gelir. Tasarım spektrumunda belirtilen değerlere ve detay kategorisinin dayanımına göre oluşturulacak tekil hasarların toplamı %100 olması durumunda türbin kulesinin yorulma ömrü tamamlanmış olacaktır.

Dinamik yük artırma katsayısı ile çarpılmış kuvvetlerden elde edilen tasarım gerilme aralıkları $\Delta\sigma_i$, yük faktörü γ_{FF} ile çarpılmalı, dayanım gerilme aralıkları $\Delta\sigma_C$ malzeme faktörü γ_{Mf} ’ye bölünmelidir. Tasarım spektrumu ve dayanımlar için aynı gerilme aralıklarına karşılık gelen tekrar sayıları birbiri ile oranlarak D_d hasarı elde edilir. İncelenen çelik elemanın proje ömrü boyunca maruz kalacağı D_d hasar birikimi:

$$D_d = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1,0 \quad (5.46)$$

Koşulunu sağlarsa yorulma sınır durumu açısından güvenli olduğu söylenebilir. Bu çalışmada yorulma tasarım spektrumu temin edilemediğinden Lavassas ve diğ. (2003) yayınladıkları makalede belirtilen, rüzgar hızları ve tekrar sayılarından faydalanılarak oluşturulacak tasarım spektrumu ile işlem yapılacaktır.

IEC 61400-1 standartında belirtildiği gibi;

γ_{FF} : yük güvenlik faktörü $\gamma_{FF}=1,00$

γ_{Mf} :Malzeme güvenlik faktörü $\gamma_{Mf}=1,10$ (Kaynaklı çeliğin IEC’de belirtilen eleman sınıfı II olduğundan ve güvenli ömür metodu kullanıldığından)

olarak hesaplamalar yapılacaktır. Azaltılmış yorulma dayanım verileri ($\Delta\sigma/\gamma_{Mf}$) ve yük faktörü ile çarpılacak tasarım gerilme aralık ($\Delta\sigma_i.\gamma_{FF}$) değerlerine karşılık gelen N_i ve n_i değerleri 18 farklı senaryo için hesaplanmış ve hasar koşulu Denklem 5.46'yı sağlamalıdır.

Hasar Eşdeğer Yüğü Yöntemi

Yorulma yüklerinin tasarım spektrumunun temin edilemediği durumlarda ön tasarım adına fikir verici olan Hasar Eşdeğer Yüğü Yöntemi (Damage Equivaletn Load) ile yorulma tasarım değerlendirmesi yapılabilir. Bu yöntemde, kontrolü yapılacak yorulma dayanımını Lanier (2005) şöyle açıklamıştır. Eksenleri Şekil 5.5'te olduğu gibi (x eksenini tekrar sayısını y eksenini gerilme aralıklarını belirten) $S=80$ MPa ve $N=2E6$ 'dan geçen eğimi $m=4$ olan bir doğru çizilir. Bu doğru üzerinde silindirik çelik rüzgar türbin kulesinin, proje ömrü boyunca maruz kalacağı ön görülen tekrar sayısına (N_e) karşılık gelen gerilme aralığı izin verilen yorulma dayanımı olmaktadır. Bu dayanımın, hasar eşdeğer yükünden kaynaklı en kesitlerde oluşacak gerilme aralığından düşük bir değer olması tasarım güvenliği için yeterlidir. Lanier (2005) hasar eşdeğer yükünün, kulede meydana gelecek maksimum moment kuvveti farklarından elde edileceğini belirtmiştir. Buna göre kule z eksenini boyunca görülecek toplam moment aralığı $[\Delta M_{x,y}(z)]$;

$$\Delta M_{x,y}(z)=[\max(\Delta M_{x,yT})-\max(\Delta M_{x,yB})]z/h + \max(\Delta M_{x,yB}) \quad (5.47)$$

$\max(\Delta M_{x,yT})= x$ ve y yönünde kule üst noktasında en yüksek moment aralığı

$\max(\Delta M_{x,yB})= x$ ve y yönünde kule tabanında en yüksek moment aralığı

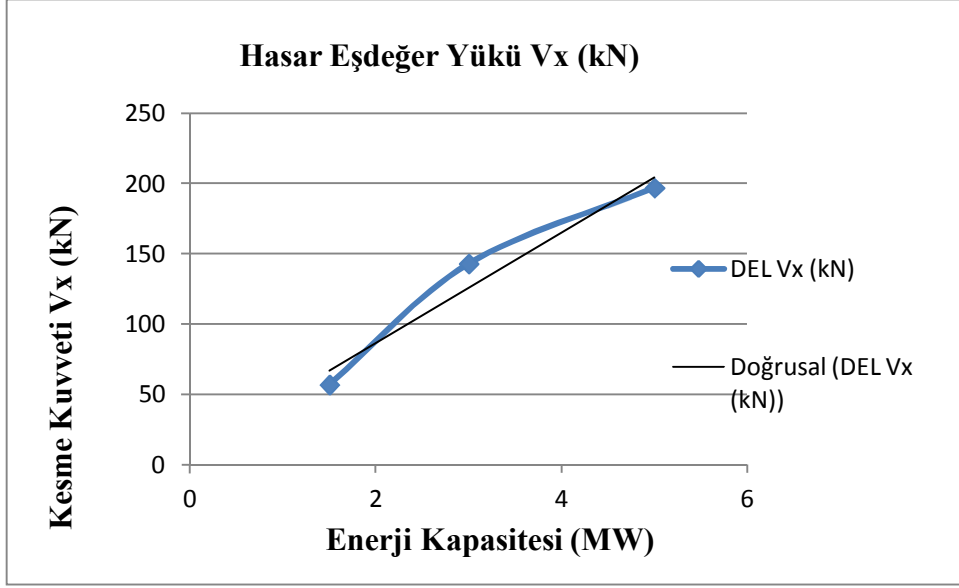
formülüyle hesaplanır. Tasarım moment aralığı x ve y doğrultuları için hesaplanan değerlerin büyüğü alınır.

Hata neticesi faktörü : $\gamma_{sd}=1,15$

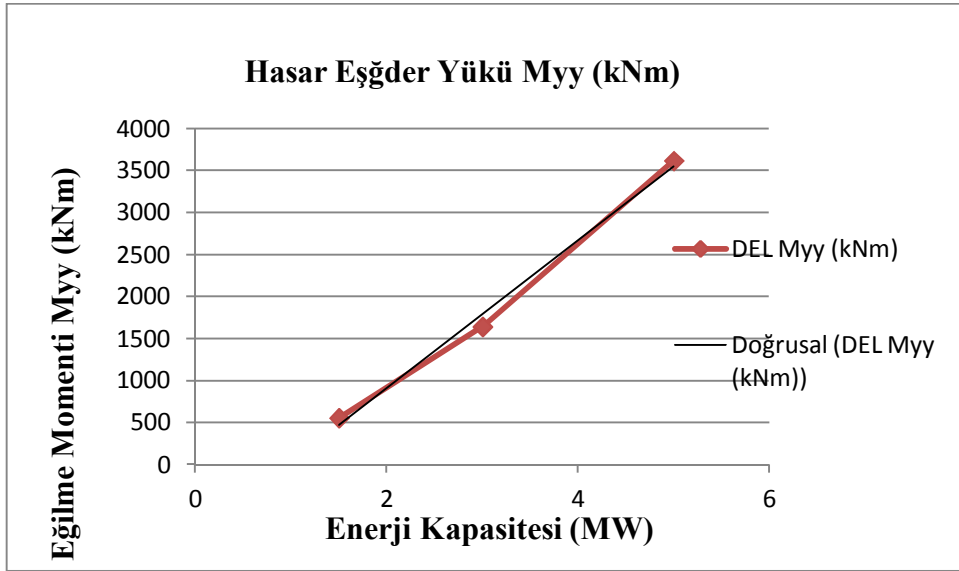
Malzeme faktörü : $\gamma_C=1,1$

Güvenlik faktörü : 1 olarak verilmiştir.

Türbin tasarımcısından farklı senaryolarda oluşacak türbin yükleri temin edilemediğinden, bu yüklerin yaratacağı moment farkları hesaplanamamaktadır. Lanier (2005) çalışmasında 1,5 MW 3,6 MW ve 5 MW enerji kapasiteli rüzgar türbinlerinin kule üstünde meydana getireceği hasar eşdeğer yüklerini (V_x ve M_{yy}) belirtmiştir (Şekil 5.5, Şekil 5.6).



Şekil 5.5 : Farklı enerji kapasitelerine göre kesme hasar eşdeğer yükleri (Lanier, 2005)



Şekil 5.6 : Farklı enerji kapasitelerine göre eğilme momenti hasar eşdeğer yükleri (Lanier, 2005)

Lewin (2010), Lanier tarafından belirtilen farklı rüzgar türbin kapasitelerinde kule üstünde oluşacak hasar eşdeğer yüklerini formülize etmiştir. Bu formüller türbin enerji kapasitelerine göre yorulma kesme kuvveti (V_{Tx}) ve yorulma eğilme momenti (M_{Tyy}) vermektedir.

$$V_{Tx} = -0,68013 \cdot x^2 + 44,422 \cdot x - 0,81020 \quad \text{kN} \quad (5.48)$$

$$M_{Tyy} = 75,239 \cdot x^2 + 385,81 \cdot x - 1940 \quad \text{kNm} \quad (5.49)$$

Yukarıdaki denklemlerle türbin enerji kapasitesine göre elde edilen yorulma yükleri hub seviyesinde rüzgar türbin kulesine etkililir. Tasarım değerlendirmesinde, taban kesitinde hasar eşdeğer yüklerine bağlı oluşacak gerilme etkisi türbin ömrüne bağlı belirlenen tekrar sayısına karşılık gelen gerilme dayanımı ile karşılaştırılır. Gerilme oranlarının 1'den küçük olması tasarım için yeterlidir.

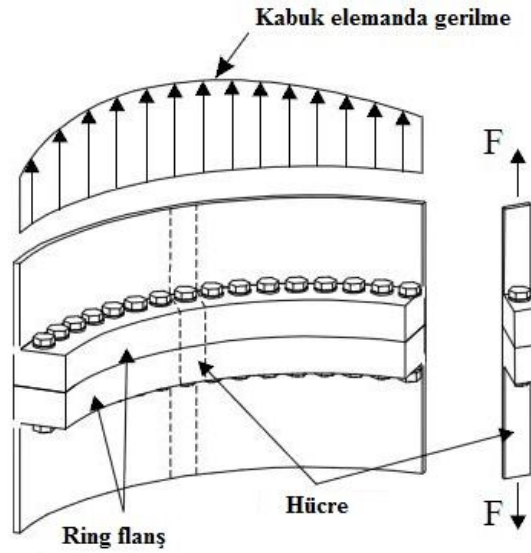
5.2 Flanş Bağlantılarının Tasarımı

Silindirik gövdeli çelik rüzgar türbin kulesinde, boyları 20-30 metre arasında değişen kule ana segmentlerini birleştirmek için, bulonlu flanş birleşimleri kullanılmaktadır. Çember şeklindeki flanşlar, birleştirecekleri ana segmentlere kaynaklanır ve flanşlara açılmış deliklere yerleştirilip öngerme verilen bulonlarla bağlantı sağlanmış olur.

Üç ana segmentli bir kule için; kule en üstünde nasele ile bağlantıyı sağlayan bir adet, üst segment ile orta segmenti birleştiren iki adet, orta segment ve alt segmenti birleştiren iki adet olmak üzere beş adet tek sıra bulonlu flanş bulunur. Tabanda betonarme temelle bağlantıyı sağlayacak bir adet taban flanşı ve betonarme temel içinde kalacak bir adet sepet flanşı olmak üzere toplam iki adet çift sıra bulonlu flanş bulunmaktadır. Üst flanşlarda gövde ile bağlantı flanşın ucuna kayanklanarak olur ve kule gövdesi içinde kalan flanşlar arasında tek sıra bulonlar tespit edilir. Betonarme temel ile kulenin bağlantısını sağlayacak taban flanşlarında, kule gövdesi merkezde kalacak şekilde kaynaklanır ve çift sıra bulon tespit edilir. Üst flanşlar ile taban flanşının geometrilerindeki bu farklılık yapı davranışına ait teorik hesaplarını da farklı kılmaktadır. Bu nedenle hesap yaklaşımlarında üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için Pettersen ve Seidel'in yaklaşımı (Husson, 2008'de atıfta bulunduğu gibi), taban flanşında ise Piluso ve diğ. (2001a) tarafından belirtilen T-stub birleşim yaklaşımı kullanılacaktır. Betonarme tekil temel içinde kalan sepet flanşı için hesap yapılmamacaktır. Flanşların artırılmış yük kombinasyonları altındaki dayanımları plastik davranış teorilerine göre incelenecektir.

5.2.1 Üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için tasarım esasları

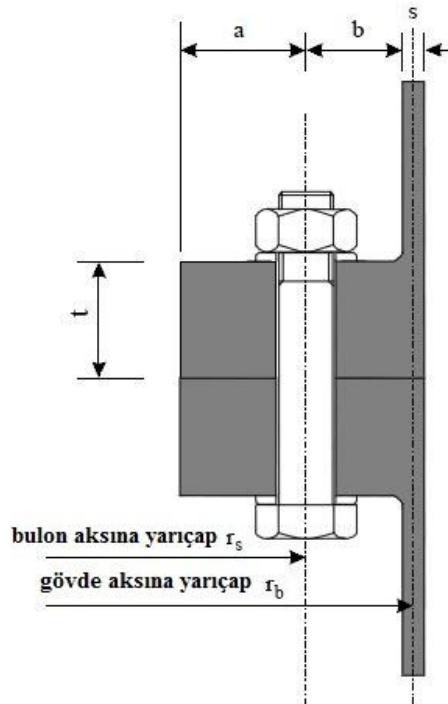
Bu bölümde üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için statik dayanım için tasarım esasları belirtilecektir. Tasarımda hesap kolaylığı sağlaması amacıyla flanş davranışını yansıtacak, bulon ve kule gövdesini de kapsayan bir hücre eleman üzerinden tasarım yapılacaktır (Şekil 5.7).



Şekil 5.7 : Flanş birleşim hesaplarında inceleme yapılacak hücre (Seidel ve Schaumann, 2001)

Flanşlar statik sınır durum dayanımı

Husson, flanş birleşiminde statik sınır durum dayanımında, kabuk elemanda (kule gövdesi), bulonda ve veya flanşta oluşacak göçmenin belirleyeci olduğunu belirtmiştir (2008). Flanşa ait statik sınır durumu dayanımı belirlenirken Petersen'in ve Seidel'in belirttiği plastik mafsal teorisi kullanılacaktır. Yukarıda belirtilen flanş hücre elemana ait en kesit parametreleri Şekil 5.8'de gösterilmiştir.



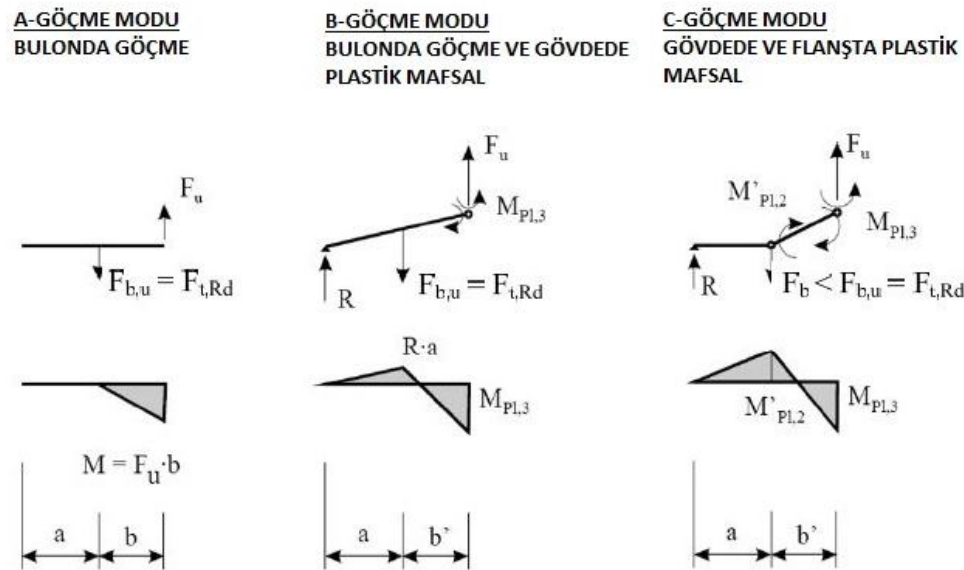
Şekil 5.8 : Hesaplarda ele alınacak hücrenin kesiti (Schaumann ve Seidel, 2000)

- Statik Tasarım Yükleri

Kulenin gövdesi dayanım tahkiklerinde kullanılmış olan LRFD yük kombinasyonları flanş bağlantıları için de kullanılacaktır. Kule gövdesinde en fazla eğilme etkisi yaratacak kombinasyonun flanş hücre elemanında oluşturacağı çekme kuvvetinin, flanş tasarımında belirleyici olacaktır. Tasarım yükleri taban flanşı için de geçerli olacaktır.

- Göçme Modları

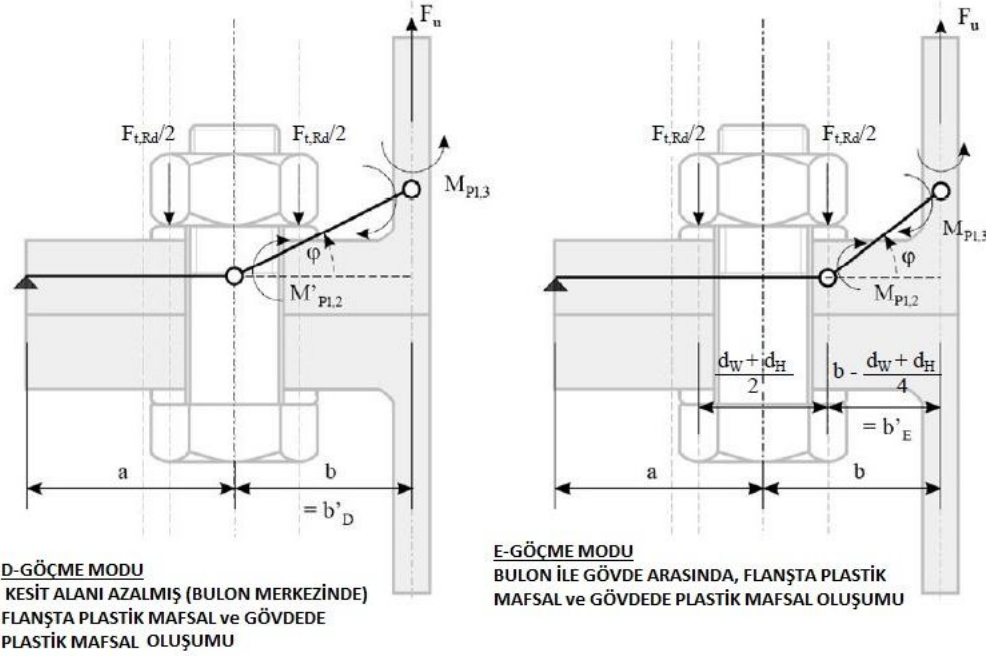
Flanş hücrelerinin dayanımları incelenirken, plastik davranış göz önünde bulundurulacak ve 3 farklı göçme modu incelenecektir. Bunlar Husson'un (2008'de atıfta bulunulduğu gibi) çalışmasında incelediği, Petersen tarafından belirtilen A, B ve C göçme modları olup, bu modlara ait serbest cisim diyagramları Şekil 5.9'da görülmektedir. Yine Husson'un (2008'de atıfta bulunulduğu gibi) incelediği Seidel tarafından yapılan deneysel çalışmalar ve nümerik analizlerde C göçme modunun kendi içinde farklı 2 durum (D ve E göçme modları) oluşturabildiği görülmüştür. D ve E göçme modlarına ait göçme durumları Şekil 5.10'da gösterilmiştir.



Şekil 5.9 : Petersen'in belirttiği flanşlar için ön görülen 3 ana göçme modu (Husson, 2008'de atıfta bulunulduğu gibi)

A göçme modunda bulon çekme dayanımına ulaşana kadar birleşim göçmemekte ve dayanım öngermeli bulonun güvenle taşıyabileceği çekme kuvvetine eşit olmaktadır. B göçme modunda ise gövde elemanda plastik mafsallık ve bulonda göçme görülürken flanşın iç ucunda R tepki kuvveti oluşur. C göçme modunda flanşta ve gövdede

plastik mafsall oluşurken; flanşta oluşacak plastik mafsall D tipi göçme modunda kesit alanı azalmış bulon merkezinde, E tipi göçme modunda ise bulonla gövde arasında görülür.



Şekil 5.10 : Seidel tarafından belirtilen, D ve E göçme modlarına ait serbest cisim diyagramları (Husson, 2008’de atıfta bulunulduğu gibi)

Yukarıda belirtilen göçme modlarına ait dayanım ve göçme durumlarının gerçekleşme koşulları Çizelge 5.2’te belirtilmiştir.

Çizelge 5.2 : Sınır durumda 4 farklı göçme durumu için dayanımlar (Husson, 2008)

GÖÇME MODU	DAYANIM	Göçme Modunun Geçerli Olma Şartları
A	$F_u = F_{t,Rd}$	Gövdenin eğilme dayanımı aşılmamalıdır. $F_u \times b \leq M_{PL,3}$
B	$F_u = \frac{F_{t,Rd} \times a + M_{PL,3}}{a + b'}$	Flanşın minimum eğilme dayanımı (bulon merkezinde) aşılmamalıdır. $R \times a \leq M'_{PL,2}$
D	$F_u = \frac{M'_{PL,2} + \Delta M_{PL,2} + M_{PL,3}}{b'_D}$	Flanşın maksimum eğilme momenti pul merkezinde aşılmamalıdır. $\left(\frac{F_{t,Rd}}{2} - F_{U,D}\right) \times \left(\frac{dw + dh}{4}\right) \leq M_{PL,2} - M'_{PL,2}$ Reaksiyon kuvveti, R flanşa etkimelidir. $r = \frac{M'_{PL,2} + \Delta M_{PL,2}}{F_{t,Rd} - F_u} \leq a$

Çizelge 5.2 (devam): Sınır durumunda 4 farklı göçme durumu için dayanımlar (Husson, 2008)

GÖÇME MODU	DAYANIM	Göçme Modunun Geçerli Olma Şartları
E	$Fu = \frac{M_{PL,2} + M_{PL,3}}{b'_E}$	Flanşın minimum eğilme momenti, bulon merkezinde aşılmamalıdır. $\left(\frac{F_{t,Rd}}{2} - F_{U,E}\right) \times \left(\frac{dw + dh}{4}\right) \leq M_{PL,2} - M'_{PL,2}$ Reaksiyon kuvevti, R flanşa etkimelidir. $M'_{PL,2} + 2 \times \Delta M_{PL,2} = R \times \left(r + \frac{dw + dh}{4}\right)$ $r = \frac{M'_{PL,2} + 2 \times \Delta M_{PL,2}}{F_{t,Rd} - Fu} - \frac{dw + dh}{4} \leq a$

Çizelge 5.2'de verilen dayanım parametrelerinin tanımları ve formülleri aşağıda belirtilmiştir.

$M'_{PL,2}$: Bulon aksında azaltılmış flanş eğilme dayanımı

$M_{PL,2}$: Flanşın tam eğilme dayanımı

$\Delta M_{PL,2}$: Bulon etkisiyle aktarılabacak ek eğilme dayanımı katkısı

$M_{PL,3}$: M-N veya M-V etkileşimiyle sırasıyla gövdenin veya flanşın eğilme dayanımı

Bu dayanımlara ait formüller;

$$M'_{PL,2} = \frac{c' \times t^2}{4} \times f_{yd} \quad (5.50)$$

$$M_{PL,2} = \frac{c \times t^2}{4} \times f_{yd} \quad (5.51)$$

$$\Delta M_{PL,2} = \frac{F_{t,Rd}}{2} \times \frac{d_w + d_B}{4} \quad (5.52)$$

$M_{PL,3}$ aşağıdaki denklem takımının iterasyonu ile elde edilecektir. Flanşın kesme kapasitesi veya gövde elemanın aksel çekme kapasitesine bağlı olarak minimum dayanım tasarım dayanımı olacaktır.

$$M_{Pl,3} = \min \begin{cases} M_{Pl,N,gövde} = \left[1 - \left(\frac{N}{N_{Pl,gövde}}\right)^2\right] \cdot M_{Pl,gövde} = \left[1 - \left(\frac{F_u}{c \times s \times f_{yd,gövde}}\right)^2\right] \cdot \frac{c \times s}{4} \times f_{yd,gövde} \\ M_{Pl,N,flanş} = \left[1 - \left(\frac{N}{N_{Pl,flanş}}\right)^2\right] \cdot M_{Pl,flanş} = \left[1 - \left(\frac{F_u}{c \times t \times f_{yd,flanş}}\right)^2\right] \cdot \frac{c \times t}{4} \times f_{yd,flanş} \end{cases} \quad (5.53)$$

Yukarıda verilen denklemlerdeki notasyonlar:

- R : Flanş sınırında oluşan reaksiyon kuvveti
- a : Flanş sınırı ile bulon merkezi arası mesafe
- b : Gövde elemanı ile bulon merkezi arası mesafe
- t : Flanş kalınlığı
- s : Gövde kalınlığı
- c : Hücre genişliği
- c' : Bulon deliğinin bulunduğu bölgedeki segment genişliği ($c - d_B$)
- d_B : Bulon deliği çapı
- d_w : Pul çapı
- b'_D : Gövdede veya flanşta oluşan plastik mafsallık ile bulon merkezi arası mesafe
- b'_E : Gövdede veya flanşta oluşan plastik mafsallık ile pul merkezi arası mesafe
- f_{yd} : Çelik malzeme akma dayanımı

Plastik mafsallık genel olarak gövde elemanında olması beklenir bu durumda yukarıda belirtilen mesafeler aşağıdaki formül ile hesaplanır.

$$b'_D = b \text{ ve } b'_E = b - \frac{d_w + d_B}{4} \quad (5.54)$$

- Öngermeli bulonlara ait güvenli çekme dayanımı hesabı (F_{trd})

AISC 360-05 Bölüm J. birleşim elemanlarının tasarımı bölümünde, LRFD tasarım kurallarına göre bulonlara ait tasarım çekme dayanımı ΦR_n ile ifade edilmiştir. Burada R_n, çekme için sınır durumu dayanımını ifade etmekte ve aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$R_n = F_u \times A_b \quad (5.55)$$

Denklem 5.55'teki;

F_n :nominal çekme dayanımı yönetmelik Table J3.2'den elde edilecektir. Buna göre;

$$F_n = 0,75 \times F_u \quad (5.56)$$

A_b : Nominal bulon alanı. d=bulon çapına bağlı için bulon alanı aşağıdaki formülle hesaplanır.

$$A_b = \frac{\pi \times d^2}{4} \quad (5.57)$$

Φ : LRFD çekme dayanımı azaltma katsayısı $\Phi = 0,75$

Yukarıdaki denklemlere göre, bulonlara ait tasarım çekme dayanımı ΦR_n hesaplanacaktır. Husson (2008) yaptığı çalışmada, EN 1993 standardı kullanıldığından bu değer F_{trd} olarak verilmiştir. Bu sebeple hesaplara:

$$F_{trd} = R_n \Phi \quad (5.58)$$

kabulüyle devam edilecektir.

- Dayanım kontrolü metodu

Dayanım kontrolünde her göçme modu için olası bir dayanım hesaplanacaktır. A modu göçme durumunda dayanım (F_u), bulonun güvenle taşıyabileceği çekme kuvvetine (F_{trd}) eşitken; B, D ve E durumları için F_u , M_{pl3} ve R kuvveti arasında iterasyonlar yapılarak dayanım hesaplanmalıdır. Üç flanş için de uygulanan bu iterasyonların mantığı ve dayanım kontrolü aşağıda özetlenmiştir.

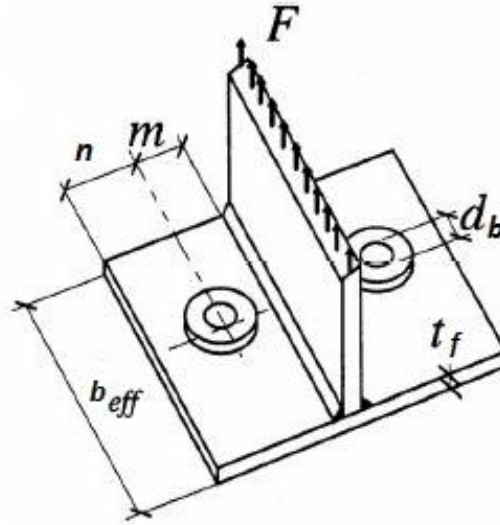
1. aşama: 0'dan başlanarak artırılmak üzere bir F_u değeri öngörülür.
2. aşama: F_u değerine bağlı bir R (flanş yüzeyinde oluşacak reaksiyon kuvveti) düşey kuvvet dengesinden hesaplanır. $F_{trd}-F_u-R=0$
3. aşama: M_{pl3} değeri F_u 'ya bağlı olarak hesaplanır.
4. aşama: B, D, E durumları için moment dengeleri yazılır. Moment dengesinin sağlandığı F_u değeri esas dayanım olmak üzere değerlendirilir.
5. aşama: Göçme modunun geçerli olma şartları kontrol edilir. Uygun olması durumunda o göçme moduna ait esas dayanım değeri elde edilir.

6. aşama: A, B, D, E göçme modlarına ait dayanımlardan en azı nihai esas dayanım olarak kabul edilir.

7. aşama: Son olarak, LFRD yük kombinasyonları sonucu sistemde oluşacak eğilme momenti ve çekme kuvvetinin meydana getirdiği aksenal gerilmeyle kıyaslanır. Etki kapasite oranının 1,00'den küçük olması tasarım açısından yeterlidir.

5.2.2 Taban flanşı tasarım esasları

Taban flanşı, geometrisi ve hesap esasları açısından üst flanşlardan ayrı bir noktada bulunmaktadır. Çift sıra bulon tespiti yapılan taban flanşında iki bulonun arasına gelecek şekilde kule gövdesi kaynatılır. Statik sınır durum dayanım kontrolünde diğer flanşlarda olduğu gibi taban flanşının davranışını yansıtacak hücre üzerinden çalışma yapılacaktır, ancak hesapta yapılacak kabuller T-stub bağlantılarının hesap esaslarına göre olacaktır. Bu tez çalışmasında Piluso ve diğ. (2001a) belirttiği 3 farklı göçme modu incelenecek olup, oluşacak mekanizma senaryolarına göre plastik dayanımlar hesaplanacaktır. İncelenecek hücre elemana ait geometrik parametreler Şekil 5.11'de gösterilmiştir.



Şekil 5.11 : Taban flanşı hücresi, (T-Stub birleşim) geometrik parametreleri (Wald ve diğ, 2008)

Yukarıdaki şekilde;

n : Bulon merkezinden flanş iç yüzüne mesafe (mm)

m : Bulon merkezinden gövde dış yüzeyine mesafe (mm)

b_{eff} : Efektif hücre genişliği (mm)

t_f : Flanş kalınlığı (mm)

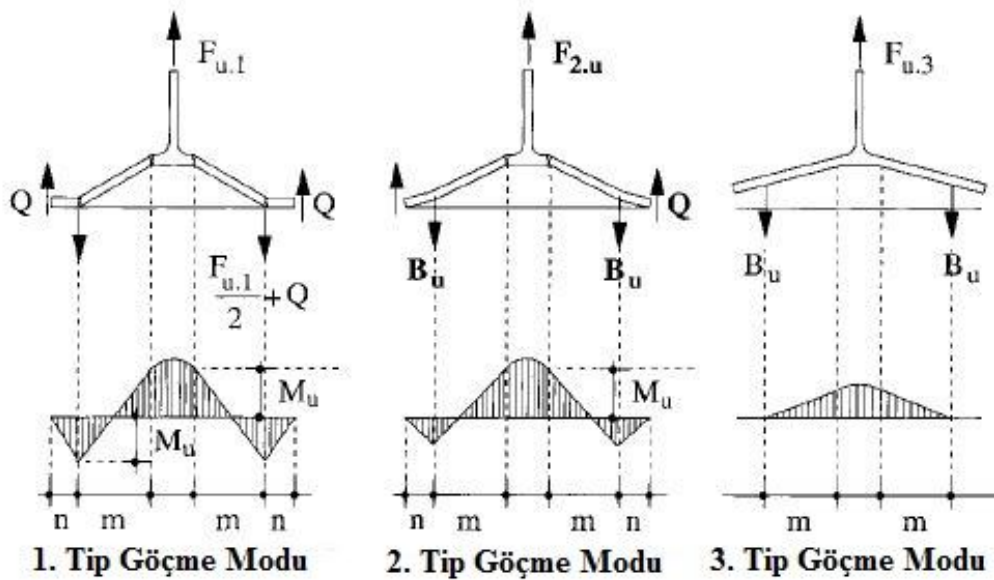
d_b : Bulon çapı (mm)

- Tasarım yükleri

Gövde ve diğer flanşlar tasarımında kullanılan LFRD yük kombinasyonları geçerlidir.

- Göçme modları

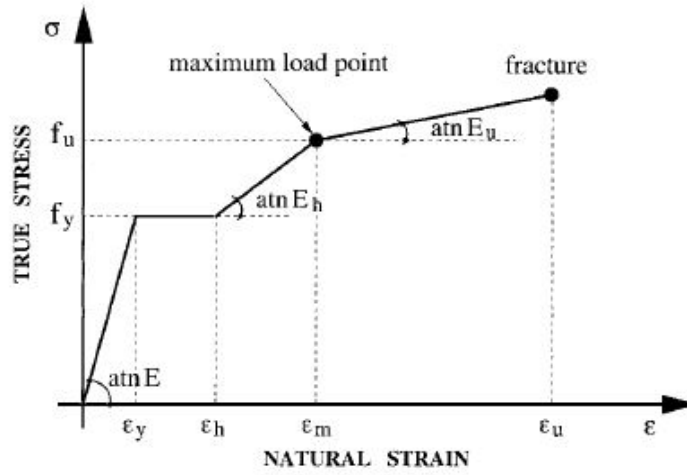
Üst flanşlarda olduğu gibi taban flanşında da üç farklı göçme modu bulunmaktadır. Bunların ilkinde flanşta 4 noktada plastik mafsalsal oluşurken, ikincisinde flanşta iki noktada plastik mafsalsal oluşumu ve bulonların kopması durumu, üçüncüsünde ise bulonlarda doğrudan kopma görülmektedir. Şekil 5.12’de bu modlara ait mekanizmalar görülmektedir.



Şekil 5.12 : Taban flanşına ait göçme modları (Piluso, 2001a)

- Flanş malzemesi gerilme şekil değiştirme davranışı için idealizasyon

Yapısal çelik elemana ait gerilme şekil değiştirme grafiği, Piluso ve diğ. (2001a) tarafından yapılan çalışmada aşağıdaki şekilde idealize edilmiştir. Grafikte çekme etkisi altında lineer olmayan çelik malzeme davranışı, karakteristik dört noktada, belirli tanjant değerlerine bağlı olarak doğrusal bölümlere ayrılmıştır. Bu tez çalışmasında, Şekil 5.13’te gösterilen E_h ve E_u değerleri Piluso ve diğ. (2001b) 12 adet T-stub deney grubunu test ettikleri çalışmalar sonucu elde edilmiş verilerin ortalaması alınarak hesaplara katılmıştır.



Şekil 5.13 : Gerçek şekil değiştirme ve gerçek gerilme eğrisinin multiliner modeli (Piluso, 2001a)

- Gerilme Şekil değiştirme eğrisi- Moment kapasitesi ilişkisi

Rüzgar türbin kulesinin eğilmesine bağlı çekme etkisi altında, taban flanşı eğilme dayanımı için hesap, bir kenarı b_{eff} diğer kenarı t_f olan bir dikdörtgen kesidine göre olacaktır. Şekil 5.13'te belirtilen parametreler doğrultusunda, Moment- Şekil değiştirme ($M-\chi$) ilişkisi, boyutsuz $M/M_y-\chi/\chi_y$ formundan elde edilecektir (Piluso ve diğ., 2001b). Etkili genişlik (b_{eff}) Faella ve diğ. belirttiği aşağıdaki formülle hesaplanır (Piluso ve diğ., 2001b'de atıfta bulunduğu gibi)

$$b_{eff} = \min[d_h + 2m; b] \quad (5.59)$$

d_h =Bulon deliği

b değeri taban flanşını temsil edecek hücre genişliği (Geometrik olarak elde edilir).

Aşağıda sırasıyla en dış lifin akmasına karşılık gelen moment değeri (M_y) ile uzama (ϵ_i) ve flanş kesit kalınlığına (t_f) bağlı eğrilik verisinin (χ_i) hesabı görülmektedir.

$$M_y = \frac{b_{eff} \times t_f^2}{6} \times f_y \quad (5.60)$$

$$\chi_i = \frac{(2 \times \epsilon_i)}{t_f} \quad (5.61)$$

Aşağıdaki formüllerde, farklı uzama-flanş kalınlık oranlarına karşılık gelen dört karakteristik nokta için moment kapasite oranlarının hesap yöntemleri görülmektedir.

Denklem 5.61 ile eğrilik verisi χ_i hesabında dört karakteristik noktada $i=y, h, m, u$ için.

$$\frac{\chi}{\chi_y} \leq 1 \quad \text{ise} \quad \frac{\chi}{\chi_y} = \frac{M}{M_y} \quad (5.62)$$

$$1 \leq \frac{\chi}{\chi_y} \leq \frac{\chi_h}{\chi_y} \quad \text{ise} \quad \frac{M}{M_y} = \frac{1}{2} \times \left[3 - \left(\frac{\chi}{\chi_y} \right)^2 \right] \quad (5.63)$$

$$\frac{\chi_h}{\chi_y} \leq \frac{\chi}{\chi_y} \leq \frac{\chi_m}{\chi_y} \quad \text{ise} \quad \frac{M}{M_y} = \frac{1}{2} \cdot \left[3 - \left(\frac{\chi_y}{\chi} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \cdot \frac{E_h}{E} \cdot \frac{(\chi - \chi_h)}{\chi_y} \cdot \left(1 - \frac{\chi_h}{\chi} \right) \cdot \left(2 + \frac{\chi_h}{\chi} \right) \quad (5.64)$$

$$\frac{\chi_h}{\chi_y} \leq \frac{\chi}{\chi_y} \leq \frac{\chi_m}{\chi_y} \quad \text{ise} \quad \frac{M}{M_y} = \frac{1}{2} \cdot \left[3 - \left(\frac{\chi_y}{\chi} \right)^2 \right] + \frac{1}{2} \cdot \frac{E_h}{E} \cdot \frac{(\chi - \chi_h)}{\chi_y} \cdot \left(1 - \frac{\chi_h}{\chi} \right) \cdot \left(2 + \frac{\chi_h}{\chi} \right) - \frac{1}{2} \cdot \frac{E_h - E_u}{E} \cdot \frac{(\chi - \chi_m)}{\chi_y} \cdot \left(1 - \frac{\chi_m}{\chi} \right) \cdot \left(2 + \frac{\chi_m}{\chi} \right) \quad (5.65)$$

- β_u parametresinin hesaplanması

Yukarıdaki üç göçme modu için yapılan çalışmalarda göçme modları tipolojisinin flanşın nihai eğilme dayanımı (M_u) ve bulonun kopma dayanımı (B_u) oranına bağlı bir parametreye bağlı olduğu gözlenmiştir. β_u parametresi, Denklem 5.66 ile elde edilecek ve “ $\beta_{u,lim}$ ” ile aralarındaki büyüklük ilişkisine göre göçme modu tipini belirlemektedir.

$$\beta_u = \frac{2 \times M_u}{B_u \times m} \quad (5.66)$$

M_u : Flanşın nihai eğilme dayanımı

B_u : Bulonun kopma dayanımı

- Göçme modlarına göre dayanımlar

Göçme modları için sınır değer $\beta_{u,lim}$ denklem 5.67 ile hesaplanmaktadır.

$$\beta_{u,lim} = \frac{2 \times \lambda}{1 + \lambda} \times \left[1 - (1 + \lambda) \times \frac{d_w}{8n} \right] \quad \lambda = \frac{n}{m} \quad \text{iken} \quad (5.67)$$

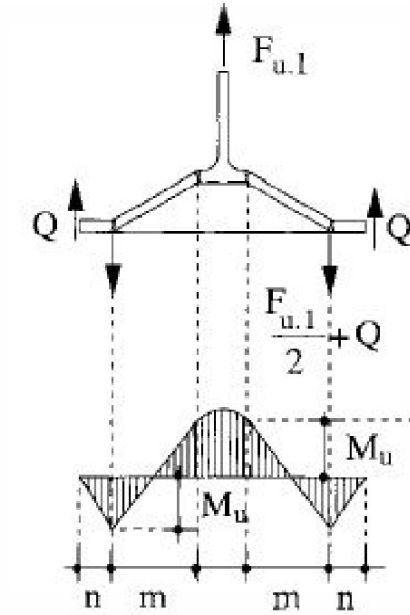
d_w : Somun çapı, bulon çapı(yerine göre) (bulona gelen etkinin d_w uzunluğu boyunca uniform dağıldığı kabulü ile

n : Bulon merkezinden flanş iç yüzüne mesafe (mm)

Çekme etkisi altında plastik davranış göstermesi öngörülen sistemde ele alınacak üç mekanizma durumu için dayanımlar aşağıdaki gibidir.

1. tip göçme modu

Flanşa bulon bulunan noktalarda ve gövde ile birleşen kısımlarda plastik mafsall oluşur (Şekil 5.14). Flanş uçlarında tepki (prying) kuvveti (Q) meydana gelir.



Şekil 5.14 : 1. tip göçme modu mekanizması (Piluso, 2001a)

Bu modun geçerli olduğu göçme durumunda dayanım, aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$F_{u,1} = \frac{(32n - 2dw)Mu}{8mn - 2(m + n)dw} \quad (5.68)$$

d_w : Somun çapı, bulon çapı (yerine göre) (bulona gelen etkinin dw uzunluğu boyunca uniform dağıldığı kabulü ile

n : Bulon merkezinden flanş iç yüzüne mesafe (mm)

m : Bulon merkezinden gövde dış yüzeyine mesafe (mm)

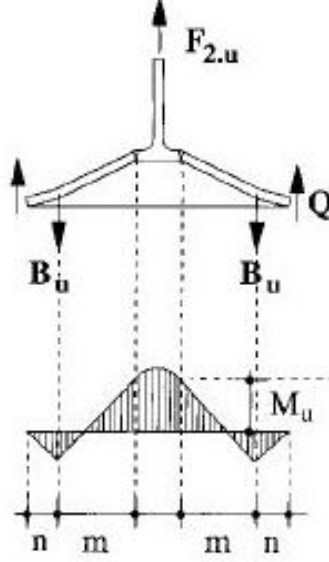
M_u : Flanş nihai moment dayanımı

1. tip göçme modu,

$\beta_u < \beta_{u,lim}$ olduğu durumda meydana gelir.

2. tip göçme modu

2. mod göçme durumunda flanşa gövde elemanı ile birleşme bölgelerinde plastik mafsallar oluşurken, bulonlarda kopma gerçekleşir (Şekil 5.15).



Şekil 5.15 : 2. tip göçme modu mekanizması (Piluso, 2001a)

Bu modun geçerli olduğu göçme durumunda dayanım, aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır.

$$F_{u,2} = \frac{2Mu + 2B_u n}{m + n} \quad (5.69)$$

2. tip göçme modu;

$\beta_{u,lim} < \beta_u \leq 2$ olduğu durumda gerçekleşir.

3. tip göçme modu

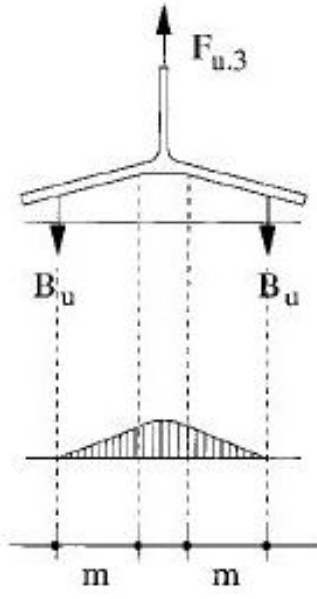
Bu modun geçerli olduğu göçme durumunda dayanım, ($F_{u,3}$), iki bulonun güvenle taşıyabileceği kuvvetin toplamına eşittir. Bu mekanizma durumu en gevrek kırılma olup, flanş uçlarında tepki (prying) kuvvetleri (Q) oluşmaz (Şekil 5.16)

$$F_{u,3} = \sum B_u \quad (5.70)$$

B_u = Bulon kopma dayanımı

3. tip göçme modu;

$\beta_u > 2$ olduğu durumda gerçekleşir.



Şekil 5.16 : 3. tip göçme modü mekanizması (Piluso, 2001a)

6. SAYISAL UYGULAMALAR

Sayısal uygulamalar bölümünde, “Milli Rüzgar Enerji Sistemleri Geliştirilmesi ve Prototip Türbin Üretimi - MİLRRES” projesinin ilk hedefi olan 500 kW enerji kapasiteli rüzgar türbin kulesine ait ön tasarım verilerine göre tasarım aşamaları anlatılacaktır. İlk bölümde rüzgar türbin kulesi ile ilgili genel bilgiler verilecektir. Sonrasında dinamik karakteristikler, rüzgar türbin kulesine etkiyecek yüklerin sayısal hesapları, analizleri ve çelik kule elemanlarının tasarımında yapılan tahkikler adım adım açıklanacaktır.

6.1 Kule Elemanları ile İlgili Genel Bilgiler

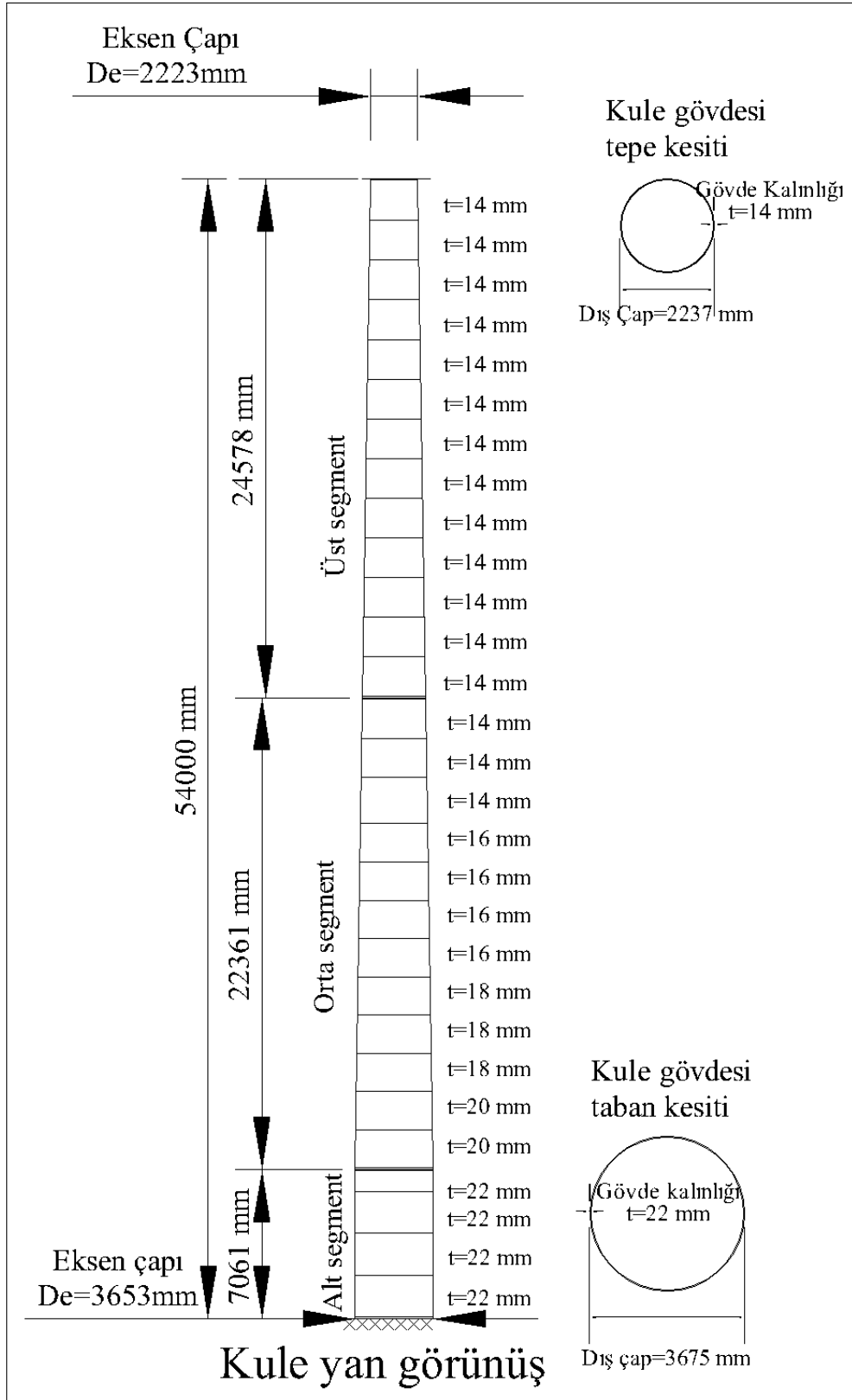
Rüzgar türbin kulesi, silindirik çelik kule olarak tasarlanacaktır. Kule gövdesi üç ana segmentten oluşmaktadır ve bu segmentler birbirine ara flanşlar ile bağlanacaktır. Kulenin betonarme tekil temelle bağlantısı taban flanşı ve sepet flanşı ile sağlanacaktır.

Rüzgar türbin kulesinin tasarımına başlanırken; kule gövdesi, flanşlar, öngermeli bulonlar ile temel için geometrik ve malzeme ön tasarımları yapılmıştır. Kulenin konumlandırılacağı bölge ile rüzgar rejimleri açısından benzerlik gösteren bölgelerdeki rüzgar türbin kuleleri incelenmiş ve ön tasarım verilerine karar verilmiştir.

6.1.1 Kule gövdesi özellikleri

Projede kule tipi olarak, günümüzde rüzgar enerjisi piyasasında en yaygın olarak kullanılan sistem olan silindirik çelik gövde tercih edilmiştir. Gövde, birbirine ara flanşlar ile bağlanmak üzere ayrı ayrı üretilen üç ana segmentten oluşmaktadır. Çelik kulenin toplam uzunluğu 54 metredir. Alt segment için 1,98 m. ve 0,985 m. boyunda silindirik saclar; orta ve üst segmentler için uzunlukları 1,845 m. ve 1,890 m. arasında değişen kesik konik saclar birbirine kaynaklanarak ana segmentleri oluşturacaktır. Alt segment tamamen silindirik ($D_{dış}=3,675$ m)ve sabit et kalınlıklı ($t=0,022$ m) olarak; orta ve üst segmentler kesik konik biçiminde ($D_{alt dış}=3,675$ m.,

Düstdış= 2,237 m) ve 20 mm'den 14 mm'ye azalan gövde kalınlıklı olarak boyutlandırılmıştır (şekil 6.1).



şekil 6.1 : Silindirik çelik kule gövde boyutları

Gövde malzemesi EN10025 (2004) standartı S275JR kalitesinde sac malzeme olup, istenen gövde geometrisi sacın sıcak haddeleme makinesiyle yuvarlanması ve uçlarından dikine kaynak yapılmasıyla elde edilecektir. S275JR için dayanım özellikleri (Çizelge 6.1) belirtilmiştir.

Çizelge 6.1 : Gövde malzemesine (S275JR) ait dayanım değerleri

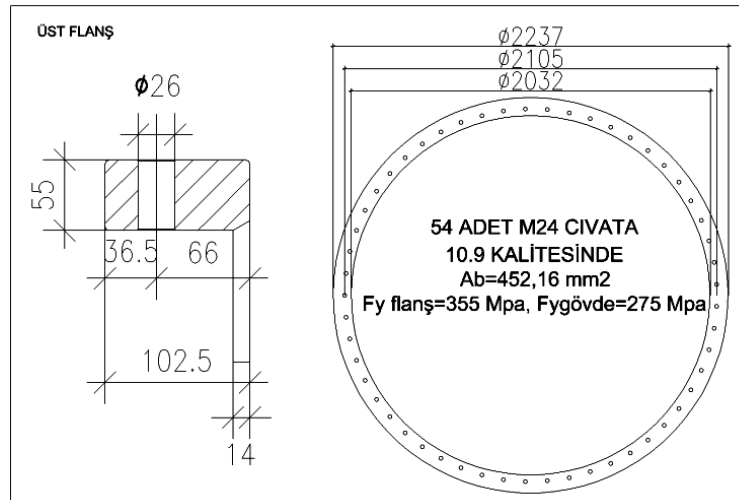
S 275JR Dayanımlar	Alt değer	Üst değer
Akma dayanımı, f_y	275 Mpa	-
Kopma dayanımı, f_u	430 Mpa	580 Mpa

6.1.2 Flanş birleşim özellikleri

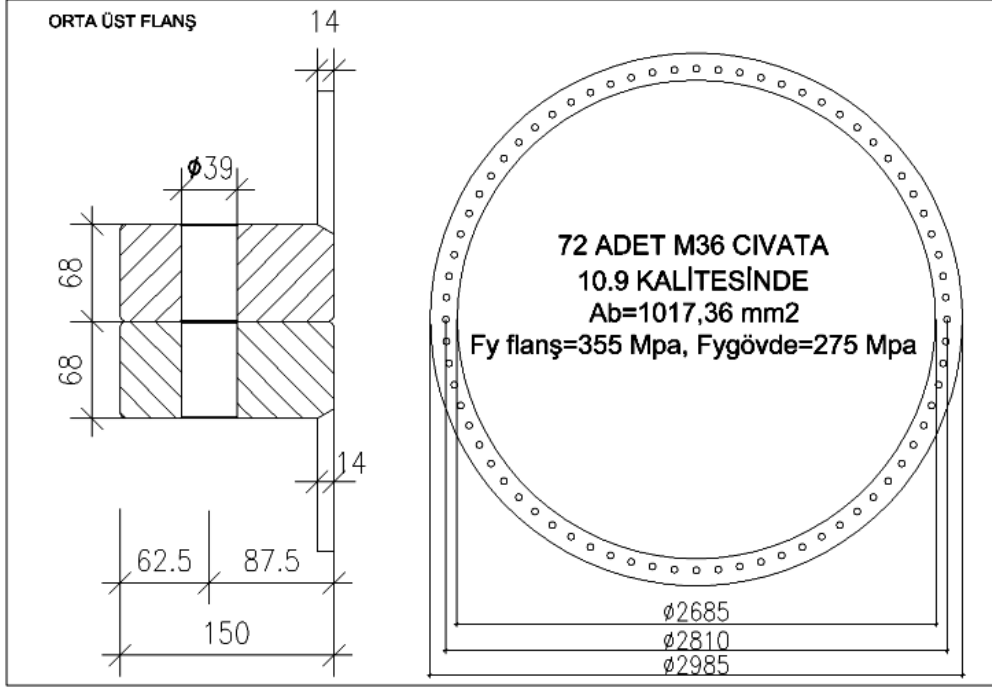
Kule gövde ana segmentleri arası devamlılığı sağlamak amaçlı kullanılan flanşlar, çember biçiminde olup üzerlerine bulonların yerleşeceği delikler açılır. Kule gövdesi sacına kaynaklanarak ve deliklere yerleştirilen yüksek mukavemetli bulonlara öngerme kuvveti verilerek birleşim tamamlanır.

Flanşlar

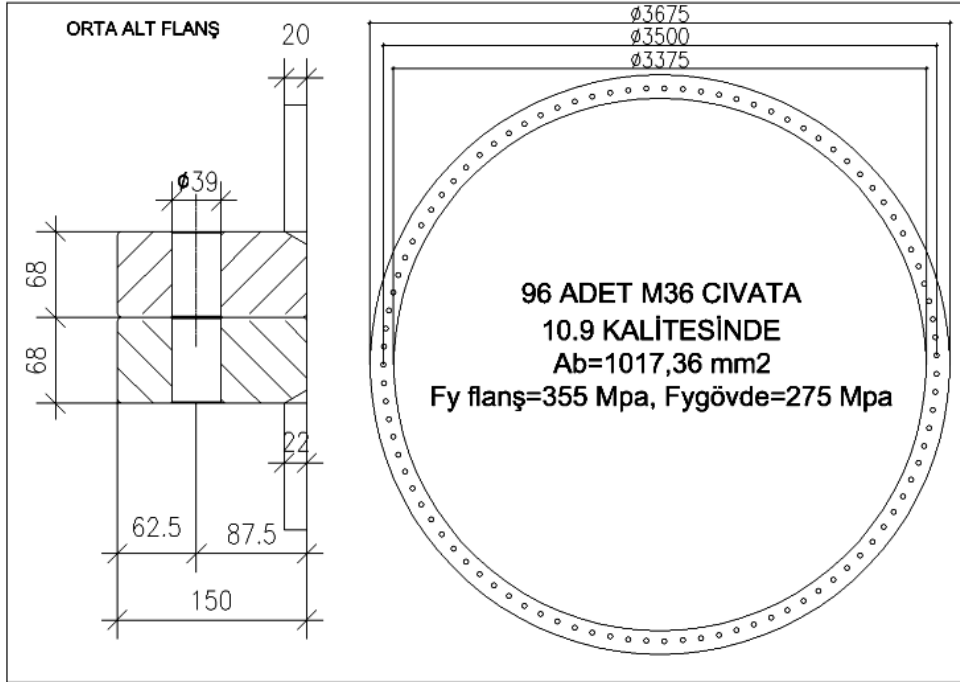
Kulede, üst segmentin makine bölümüyle bağlantısını sağlayacak bir adet üst flanş (Şekil 6.2); üst segmentle orta segment arasında bulunan iki adet orta üst flanş (Şekil 6.3); orta segmentle alt segment arasında bulunan iki adet orta alt flanş (Şekil 6.4), alt segmenti temele bağlayan bir adet taban flanşı (Şekil 6.5) ve temelin içinde devam eden ankraj bulonlarının bağlanacağı sepet flanşı olmak üzere toplam yedi adet flanş bulunmaktadır. Sepet flanşının tasarım aşamaları bu tezin kapsamı dışındadır.



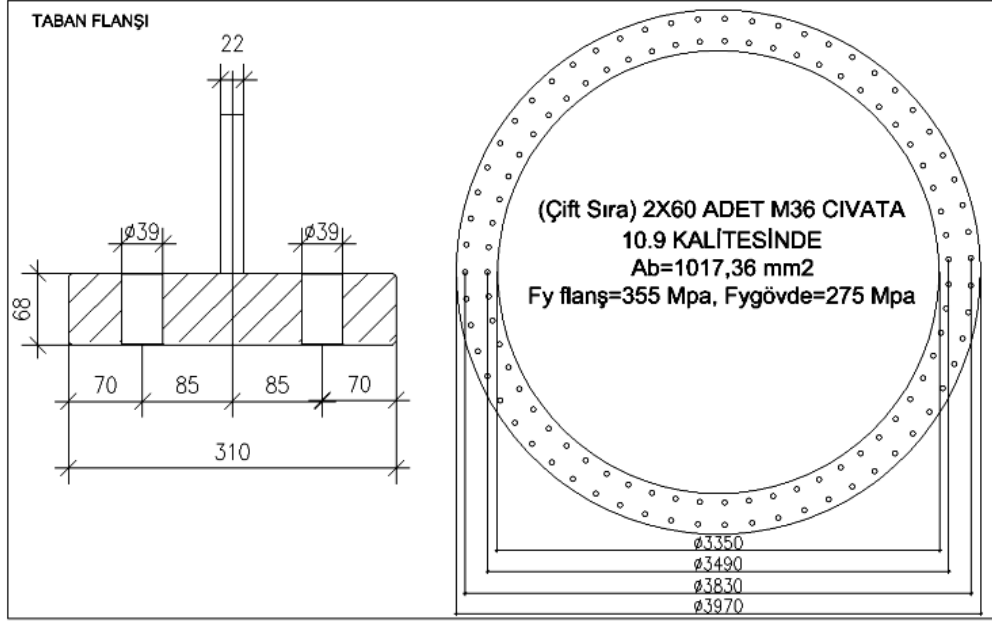
Şekil 6.2 : Üst flanş ait geometrik bilgiler



Şekil 6.3 : Orta-üst flanş ait geometrik bilgiler



Şekil 6.4 : Orta-alt flanş ait geometrik bilgiler



Şekil 6.5 : Taban flanşı ait geometrik bilgiler

Flanş malzemesi EN10025 standartı (2004) S355J2+N kalitesinde sac malzeme olup, istenen flanş geometrisi saca özel bilgisayarlı sıcak haddeleme makinesiyle şekil verilecek, sonrasında yerleri belirlenen bulon delikleri açılacaktır. S355J2+N için dayanım özellikleri aşağıda belirtilmiştir.

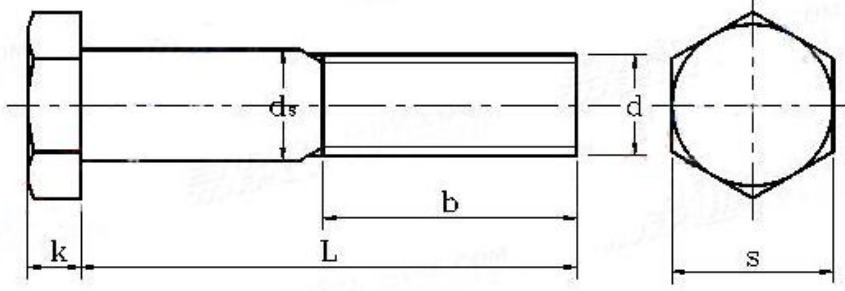
Çizelge 6.2 : Flanş malzemesine (S355J2+N) ait dayanım değerleri

S355JN+2 Dayanımlar	Alt değer	Üst değer
Akma dayanımı, fy	355 Mpa	-
Kopma dayanımı, fu	510 Mpa	680 Mpa

Flanş deliklerine getirilip öngerme verilecek yüksek mukavemetli bulonlar EN 14399-8 standartı (2007) mukavemet sınıfı 10.9 kalitesinde seçilmiştir. Vida dişi ölçüleri üst flanş için M24 diğer flanşlar için M36 olarak seçilmiştir. Standarta göre bulonların malzeme (Çizelge 6.3) ve geometrik (Şekil 6.6), (Çizelge 6.4) özellikleri aşağıda verilmiştir.

Çizelge 6.3 : Bulon kalitesine (10.9) ait dayanım değerleri

10.9 Bulon Dayanımlar	
Kopma dayanımı, fu	1000 Mpa
Akma dayanımı, fy	900 Mpa



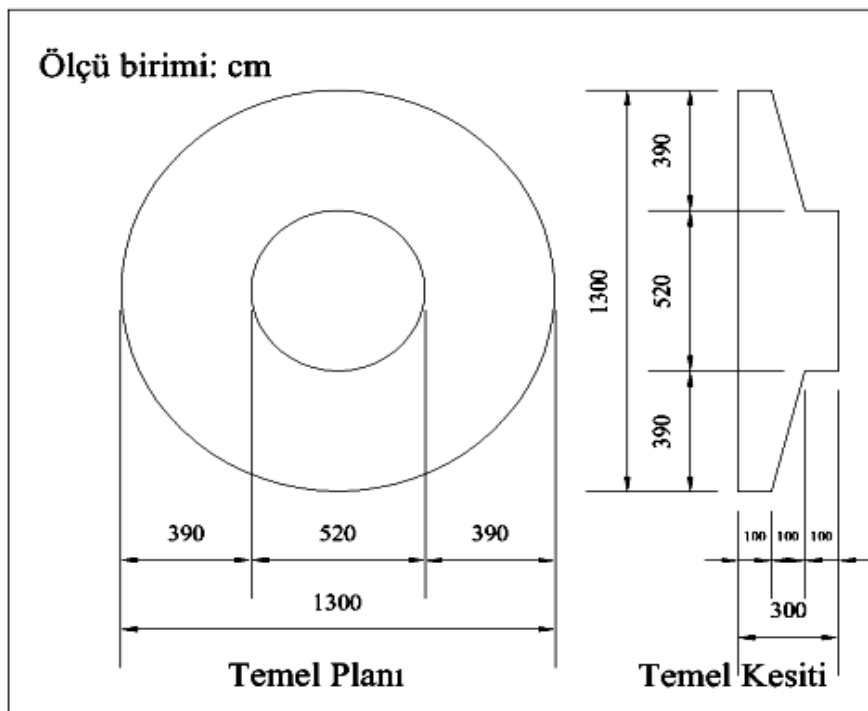
Şekil 6.6 : Bulonların geometrik boyut parametreleri (Url-13)

Çizelge 6.4 : Bulonlara ait geometrik boyutlar (Url-13)

Bulon karakteristik boyutları		M24	M36
b (mm)		39	52
ds (mm)	min	24,71	36,67
	max	24,84	36,83
k (mm)	min	14,1	21,95
	max	15,9	24,05
s (mm)	min	41	60
	max	40	58,8
d (mm)		24	36

6.1.3 Temel özellikleri

Temel beton kalitesi C35 ve beton çeliği kalitesi S420 dir.



Şekil 6.7 : Betonarme temele ait geometrik bilgiler

Silindirik çelik kulenin tabanının oturacağı betonarme tekil temel, kuleden gelecek yükleri zemine aktarmalıdır. Kule gövdesinin tabanının kaynaklandığı taban flanşı, temel betonu içinde kalacak kafes flanşı ve ankrajlarla temel ile süreklilik sağlanır. Betonarme tekil temel için ön tasarım verileri Şekil 6.7’de belirtilmiştir.

6.1.4 Türbin özellikleri

Rüzgar türbinine ait özellikler Çizelge 6.5’te gösterilmiştir.

Çizelge 6.5 : Rüzgar türbinine ait parametreler

Enerji Kapasitesi	500 kW
Rotor Çapı	47 m
Rotor Hızı	30 rpm
1P	0,50 Hz
3P	1,50 Hz
Türbin istenen çalışma frekans aralığı (1,1P-2,7P)	0,55 Hz-1,35 Hz
Kule üstü kütle	50 ton
Kule yüksekliği	54 m
Hub yüksekliği	55,3 m

6.2 Hesaplamalar

Bu bölümde, yukarıda belirtilen ön tasarım verilerine göre, rüzgar türbin kulesinin dinamik özellikleri, yük hesapları ve tasarım tahkikleri sayısal olarak incelenmiştir.

6.2.1 Dinamik özelliklerle ilgili hesaplar

(Modal Analiz ile doğal frekans hesabı)

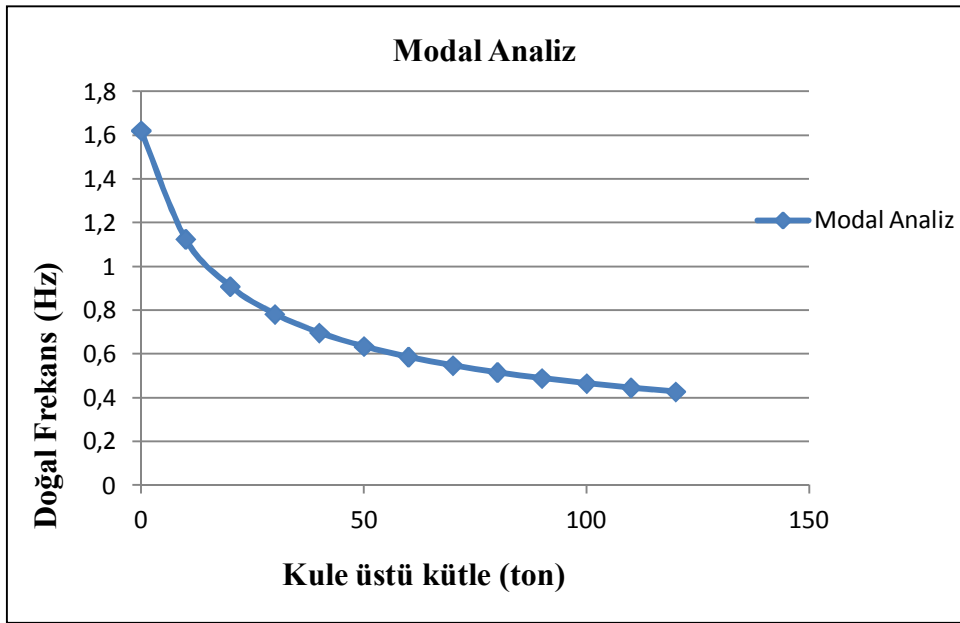
SAP 2000 sonlu elemanlar programında, kule ön tasarımı verilerine göre oluşturulan modelde, kule tabanı zemin etkileri dikkate alınarak ve zemine ankastre bağlı durum için modal analiz yapılacaktır. Kule üstü rotor kütlesi, türbin tasarımcısı tarafından $m_{\text{rotor}}=50$ ton olarak belirtilmiştir. Bu kütle kule en üst kotundan 1,3 metre yukarıda ve kule merkezinden 1,5 metre dış merkezli olarak noktasal olarak sisteme tanıtılmıştır. Üst kütlenin kuleyle rijit bağlantı yaptığı düşünülerek, kütle noktası ve kulenin en üst elemanları ile beraber “constraint” olarak atanmıştır. Kulenin, tabanı

zemine ankastre ve *tekil temel ve zemin etkileri dikkate alınarak* iki ayrı modeli oluşturulmuştur (Şekil 6.22). Zemin araştırmaları sonucu elde edilen, proje sahasına ait zemin yatak katsayısı $K_{zemin}=35000 \text{ kN/m}^3$ olarak modele tanıtılmıştır. İki ayrı model için doğal frekanslar;

$$f_{n_{ankastre}} = 0,63652 \text{ Hz}$$

$$f_{n_{zeminli}} = 0,6171 \text{ Hz}$$

olarak bulunmuştur. Rotor kütlesi m_{rotor} 'un alacağı farklı değerlerde, zemine ankastre modelin doğal frekansları belirlenmiştir (Şekil 6.8).

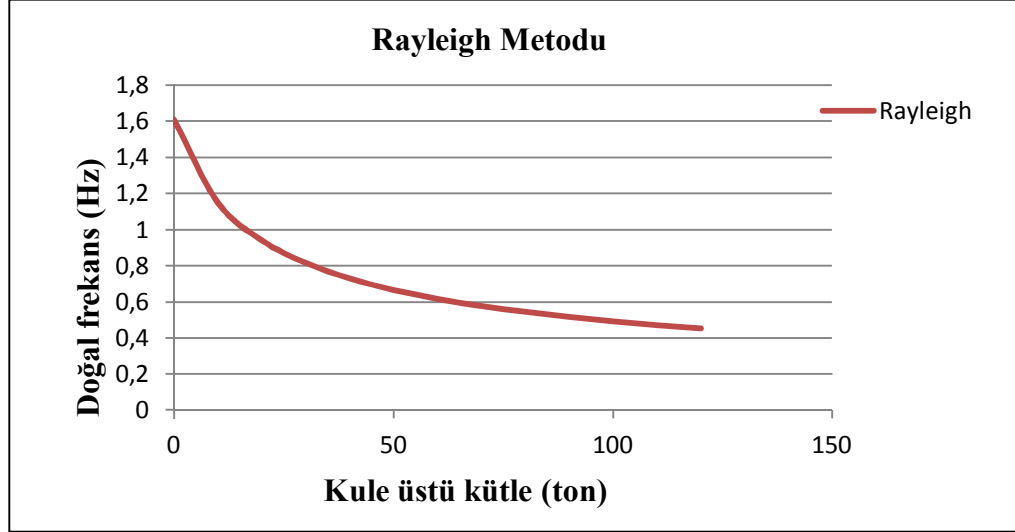


Şekil 6.8 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (SAP 2000)

Rayleigh metodu ile doğal frekans hesabı

Enerji dönüşümünden yararlanılan Rayleigh metodu ile doğal frekans hesabı için, değişken kesitli kule idealizasyonu, kulenin kendisini oluşturan sacların kütle ve rijitlik değerleri hesaplanarak oluşturulmuştur. Kulenin üzerinde bulunan rotor kütlesi tekil kütle olarak, oluşturulan kule modeline eklenmiştir. Denklem 3.2'ye göre oluşturulan yer değiştirme fonksiyonu ve bu fonksiyonun 1. ve 2. Türevleri ile Denklem 3.1'e göre hesaplandığında, kuleye ait doğal frekans tabanın zemine ankastre bağlı olduğu kabulü ile Rayleigh metoduna göre;

$f_{n_{\text{Rayleigh}}} = 0,668$ Hz olarak hesaplanmıştır. Rotor kütlesi m_{rotor} 'un alacağı farklı değerlerde, zemine ankastre bağlı modelin doğal frekansları belirlenmiştir. (Şekil 6.9).



Şekil 6.9 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (Rayleigh)

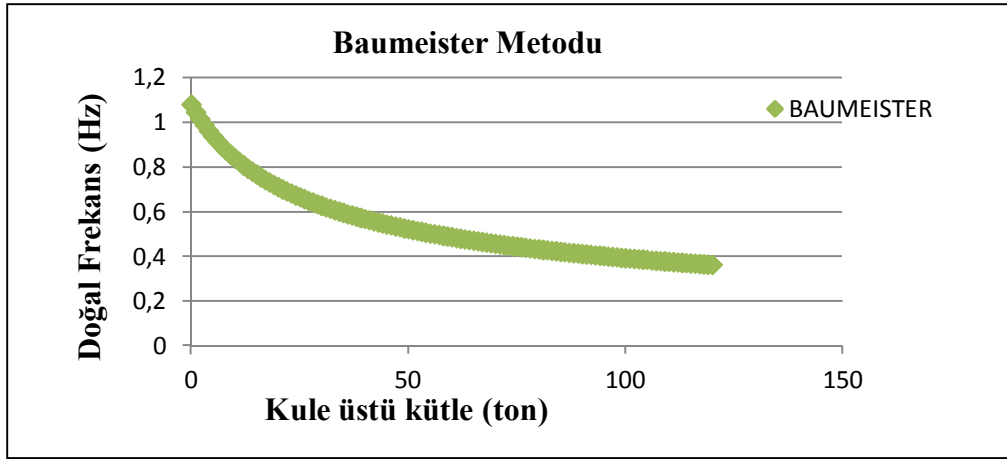
Baumeister Metodu doğal frekans hesabı

Sabit en kesitli zemine ankastre kirişler için, Baumeister tarafından geliştirilen ampirik formülle hesap yapılırken, kule z eksenini boyunca değişkenlik gösteren eylemsizlik momentinin (I) harmonik ortalaması alınarak doğal frekans değeri hesaplanmıştır. Denklem 3.3'te bulunan parametreler;

E	: Kule malzemesi elastisite modülü	$E = 2,1 \times 10^8 \text{ kN/m}^2$
I	: Kule kesiti eylemsizlik momentini	$I = 0,176 \text{ m}^4$
m_{tower}	: Kule ağırlığı	$m_{\text{tower}} = 66,64 \text{ ton}$
m_{rotor}	: Nazel ve rotor ağırlığı	$m_{\text{rotor}} = 50 \text{ ton}$
L	: Kule uzunluğu	$L = 54,00 \text{ m}$

bilgileri ışığında doğal frekans;

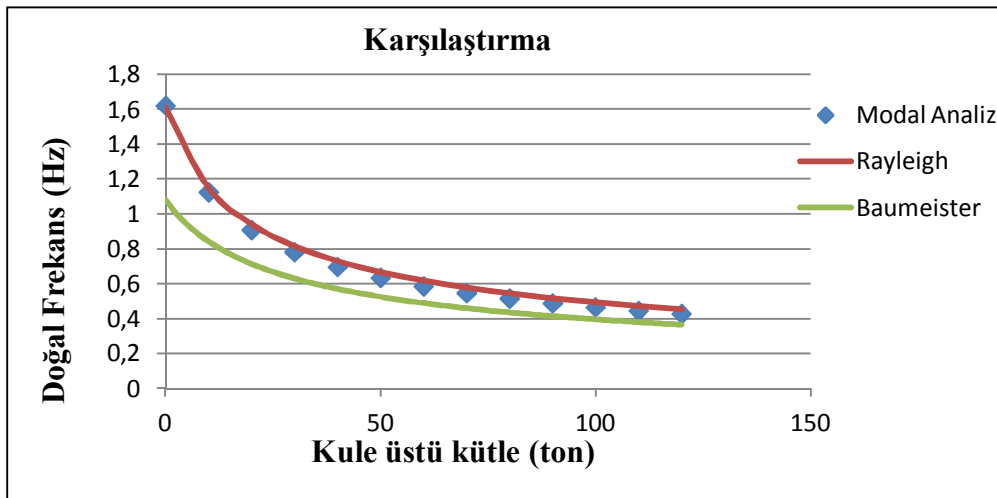
$f_{n_{\text{Baumeister}}} = 0,519$ Hz olarak hesaplanmıştır. Rotor kütlesi m_{rotor} 'un alacağı farklı değerlerde, zemine ankastre modelin doğal frekansları bu yöntemle göre belirlenmiştir (Şekil 6.10).



Şekil 6.10 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (Baumeister)

Karşılaştırma ve değerlendirme

Kule doğal frekansı belirlenirken kullanılan üç farklı yöntem sonucu elde edilen frekans değerleri karşılaştırılacak olursa (Şekil 6.11), modal analiz ile Rayleigh yöntemi sonuçlarının birbirine oldukça yakın olduğu, Baumeister yönteminin kule ön tasarımında hızlı ve bilgi verici bir sonuç verdiği söylenebilir. Modal analiz-Rayleigh yöntemi ve Modal analiz - Baumeister yöntemi arasındaki hata oranları sırasıyla -%16 ve -%2,6 olarak hesaplanmıştır. Bu sonuçlara göre, Rayleigh yöntemi ile hesabın pratik ve güvenilir sonuçlar verdiği ve ön tasarımda modal analize göre daha hızlı sonuca ulaşıldığı görülmüştür (Lanier, 2005). Rotor kütlesi arttıkça doğal frekansın azalarak azalan bir eğilim gösterdiği görülmüştür (Laoharatchapruerk, 2011).



Şekil 6.11 : Değişen rotor kütlesi değerlerinde 1. moda ait frekans değişimi (3 yöntem için karşılaştırma)

Rezonans Kontrolü

Rotor çalışma frekansları hesabı için Rotor açısal hızı türbin tasarım grubundan temin edilmiştir. Rotor açısal hızı $W = 30$ rpm olduğundan denklem (3.4) ve (3.5) kullanılarak;

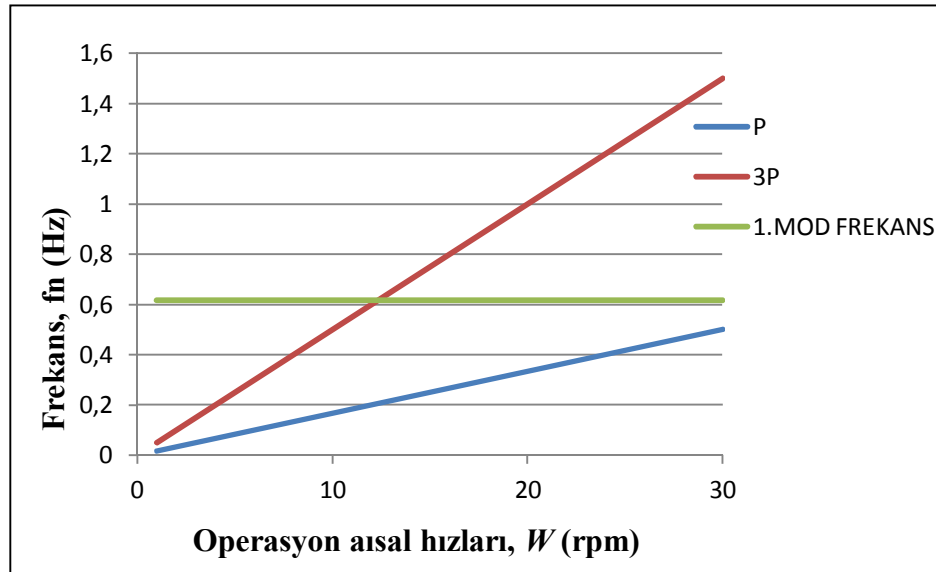
Rotor dönme frekansı, 1P: 0,50 Hz

Pervane geçiş frekansı, 3P: 1,50 Hz olarak bulunmuştur.

$f_{n_{\text{zeminli}}} = 0,617$ Hz iki çalışma frekans değeri arasında kalmaktadır (Çizelge 6.6). Bu nedenle rüzgar türbin kulesi “yumuşak” kule kategorisine girmektedir (Şekil 6.12).

Çizelge 6.6 : Türbin frekans parametreleri

TÜRBİN	OPERASYON HIZI	1P	3P	İSTENEN ÇALIŞMA FREKANSLARI		KULE 1.MOD FREKANS
KW	(rpm)	(Hz)	(Hz)	Hzx1,1	Hzx2,6	Hz
500	30	0,5	1,5	0,55	1,3	0,617



Şekil 6.12 : Kule doğal 1. Mod frekansı ve rotor çalışma frekansları (Yumuşak kule)

Kule doğal frekansı, Lanier’e göre istenen çalışma frekansları (1,1P, 2,7P) arasında kalmaktadır.

$$1,1P=0,55 < f_{n_{\text{zeminli}}}=0,617 < 2,7P=1,35$$

Buna göre rüzgar türbin kulesi ve rüzgar türbini rezonans açısından tehlike göstermemektedir.

Dinamik yük artırma katsayısı

Rotor dönme frekansı $1P(f_e)$, kule doğal frekansına $f_{n_{\text{zeminli}}}$ ait, $f_{\%30}=0,175$ Hz ve $f_{\%140}=0,815$ Hz sınır değerleri arasında bulunduğundan dinamik yük artırma katsayısı (D) hesaplanmalıdır.

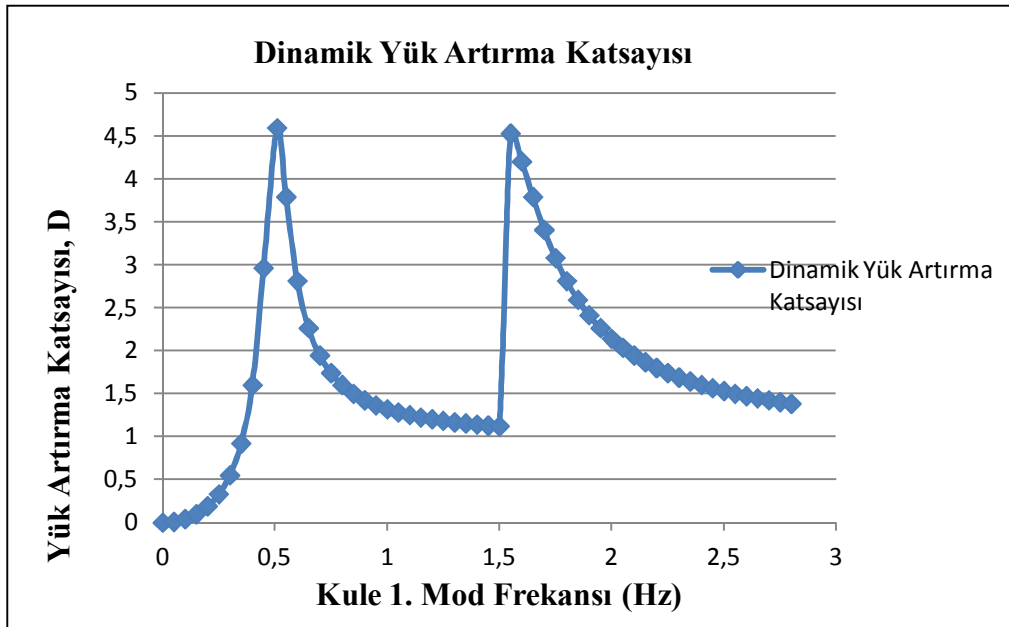
β : Logaritmik sönüm azalma kat sayısı $\beta=0,05$

f_e : Türbin frekansı ($1P=0,50$ Hz)

f_n : Kule doğal frekansı ($f_{n_{\text{zeminli}}} = 0,617$ Hz) olarak denklem (3.6)'ya göre Dinamik yük artırma katsayısı;

$D = 2,587$ olarak hesaplanmıştır. Hesaplanacak yorulma yükleri, dinamik yük artırma katsayısıyla çarpılarak büyütülecektir..

Rotor çalışma frekansları (1P ve 3P) dikkate alındığında, Dinamik Yük Artırma Katsayısının, kule doğal frekansına bağlı değişimi Şekil 6.13'te görülmektedir. Bu grafikte dinamik yük artırma katsayısının ilk yükselişi rotor dönme frekansı (1P) ikinci yükselişi ise pervane geçiş frekansı (3P) ile kule 1. Mod frekansının etkileşiminden kaynaklanmaktadır.



Şekil 6.13 : Kule 1. mod frekansı ve dinamik yük artırma katsayısı arasındaki ilişki

Dinamik etkilerin belli ölçüde kontrol altına alınması amacıyla kule boyu ve en kesitlerinin, 1. Moda ait frekansın çalışma frekanslarının merkezine yaklaştıracak şekilde tasarım yapılması önerilmektedir (Lanier, 2005).

İstenen çalışma frekansları:

$$1,1 \times P = 0,55 \text{ Hz}$$

$2,7 \times P = 1,35 \text{ Hz}$ olarak tanımlanmıştır. $(1,1 + 2,7)/2 = 1,9$ fe= 0,95 Hz ideal kule frekans değeri olmaktadır.

6.2.2 Tasarım yükleri

Rüzgar yükleri

Kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yükleri

IEC 61400-1

$$\text{Rüzgar türbin sınıfı} : "2B" \quad V_{\text{ref}} = 42,5 \text{ m/sn} \quad I = 0,14 \quad (\text{Çzg. 4.1})$$

Kule tepe yüksekliği z_{hub} olarak kullanılmıştır. Hub seviyesi üretimde kule en üst noktasından 1,3 metre yukarıda olacaktır. Yapılan bu kabulle, kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yüklerinde güvenli tarafta kalınmaktadır.

$z_{\text{hub}} = 54 \text{ m}$ iken;

$$\text{Hub rüzgar hızları} : V_{\text{EWM50_hub}} = 1,4 V_{\text{ref}} \left(\frac{z}{z_{\text{hub}}} \right)^{0,11} = 59,5 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.6})$$

$V_{\text{EOG50_hub}}$ için parametreler:

$$V_{\text{el}} = 1,12 \times V_{\text{ref}} \quad V_{\text{el}} = 47,6 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.1})$$

$$\sigma_{1,NTM} = I_{\text{ref}} (0,75 \times 25 + 5,6) = 3,409 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.2})$$

$$V_{\text{gust}} = \min \left\{ 1,35(47,6 - 25); 3,3 \left(\frac{3,409}{1 + 0,1 \left(\frac{47}{42} \right)} \right) \right\} = 10,12 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.3})$$

$$V(z_{\text{hub}}) = 25 \left(\frac{z_{\text{hub}}}{z_{\text{hub}}} \right)^{0,2} = 25 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.5})$$

Yukarıda hesaplanan bilgiler ışığında EOG50 için hub seviyesinde rüzgar hızı denklem (4.4) ile;

$$V_{\text{EOG50_hub}} = 32,43 \text{ m/sn} \text{ olarak hesaplanmıştır.}$$

$$10 \text{ metrede rüzgar hızları: } V_{EWM50_10m} = 59,5 \left(\frac{10}{z_{hub}} \right)^{0,11} = 49,43 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.6})$$

$$V_{EOG50_10m} = 32,43 \left(\frac{10}{z_{hub}} \right)^{0,2} = 23,15 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.5})$$

Kuleye doğrudan etkiyen rüzgar yükü, EOG50 ve EWM50 senaryosu için Eurocode 1991-1-4 ve ASCE7-05 yönetmeliklerinin belirttiği yaklaşımlarla hesaplanacaktır.

Eurocode 1991-1-4'e kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yükleri hesabı

500 KW enerji kapasiteli MİLRES Rüzgar türbin projesinin konumlandırılacağı bölge, Terkos gölü kıyısında olduğundan arazi parametreleri aşağıdaki gibi elde edilir.

$$\text{Çalışma sahası: Göl kenarı} \quad \text{Arazi tipi: I} \quad z_0 = 0,01 \text{ m} \quad z_{min} = 1 \text{ m} \quad (\text{Çzg.4.3})$$

$$\text{Arazi faktörü : } k_r \quad k_r = 0,19 \left(\frac{0,01}{0,05} \right)^{0,07} = 0,170 \quad (\text{Dnk.4.8})$$

IEC 61400-1'e göre hesaplanan hub rüzgar hızları, V_{EWM50_hub} ve V_{EOG50_hub} kullanılarak, EN 1991-1-4'e göre referans alınacak V_b temel hızları hesaplanmıştır.

$$z_{hub} = 54 \text{ m için; } Cr(z_{hub}) = k_r \times \ln \left(\frac{z}{z_0} \right) = 1,459 \quad (\text{Dnk.4.9})$$

$$\text{Temel rüzgar hızları: } V_{bEWM50} = \frac{V_{EWM50_hub}}{Cr(z_{hub}) \times Co(z_{hub})} = 40,78 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.10})$$

$$V_{bEOG50} = \frac{V_{EOG50_hub}}{Cr(z_{hub}) \times Co(z_{hub})} = 22,23 \text{ m/sn}$$

EOG50 senaryosu için rüzgar kuvveti hesabında, bu aşamadan sonra; temel rüzgar hızı (V_{bEOG50}), İstanbul için belirlenen (İYBRY, 2009) $V_b = 25 \text{ m/sn}$ değerine göre işlemler sürdürülecektir.

$$\text{Türbülans standart sapması} \quad : \sigma_{V_{EWM50}} = 6,923 \text{ m/sn} \quad (\text{Dnk.4.11})$$

$$\sigma_{V_{EOG50}} = 4,244 \text{ m/sn}$$

$$\text{Hub seviyesi türbülans şiddeti} \quad : I_v(z_{hub})_{EWM50} = 0,116 \quad (\text{Dnk. 4.12})$$

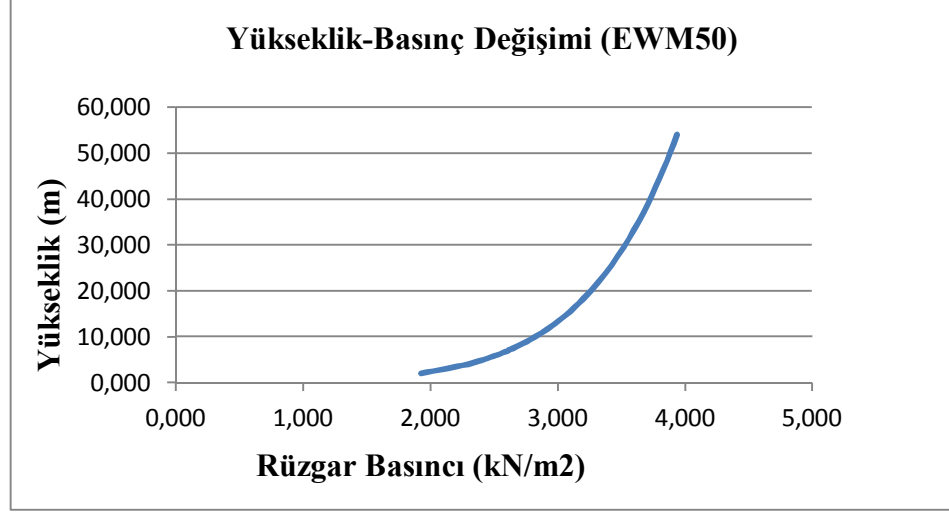
$$I_v(z_{hub})_{EOG50} = 0,116$$

Hub seviyesi rüzgar basıncı

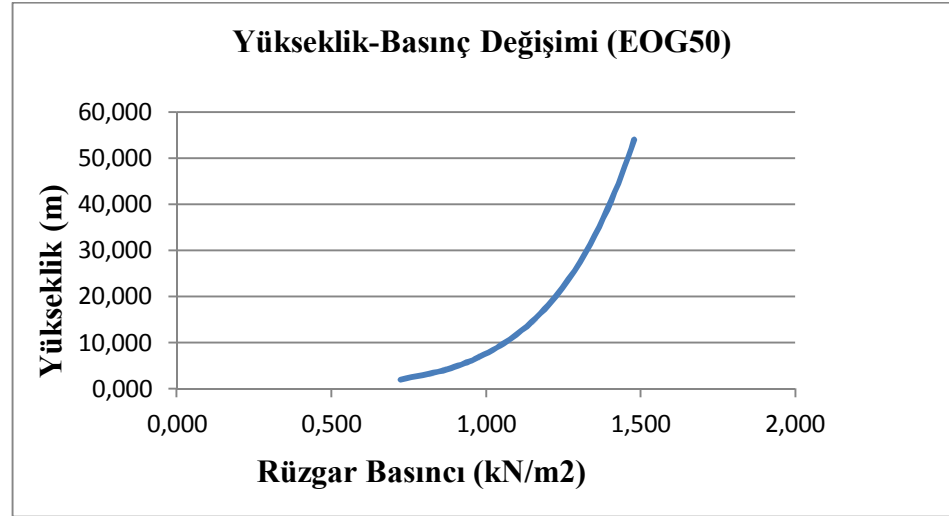
$$: qp(z_{hub})_{EWM50} = 3935 \text{ N/m}^2 \text{ (Dnk. 4.13)}$$

$$qp(z_{hub})_{EOG50} = 1478 \text{ N/m}^2$$

İki senaryo için, kule z ekeni boyunca rüzgar basıncı dağılımı yukarıda belirtilen işlem sırasıyla elde edilmiştir (Şekil 6.14- 6.15).



Şekil 6.14 : EN 1991-1-4'e göre EWM50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi



Şekil 6.15 : EN 1991-1-4'e göre EOG50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi

Daire olan kule en kesiti, 30° aralıklarla 12 eşit parçaya ayrılarak 12 kenarlı bir çokgen gibi idealize edilmiştir. Denklem 4.14'e göre C_{pe} değerleri;

$$C_{pe}(0^\circ)=1,0$$

$$C_{pe}(30^\circ, 330^\circ)=0,241$$

$$C_{pe}(60^\circ, 300^\circ)=-1,3$$

$$C_{pe}(90^\circ, 270^\circ)=-1,7$$

$$C_{pe}(120^\circ, 240^\circ)=-0,65$$

$$C_{pe}(150^\circ, 210^\circ)=-0,1915$$

$$C_{pe}(180^\circ)=-0,4$$

α : Rüzgarın etkidiği yöne yapılan açı

İki rüzgar senaryosu için, kule dış yüzeyinde rüzgar basıncı “we” dağılımı hub seviyesinde denklem 4.15 ile aşağıdaki gibi hesaplanmıştır (Şekil 6.16). EWM50 için we değerleri;

$$we_{WGM50_hub}(0^\circ)= 3,935 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EWM50_hub}(30^\circ, 330^\circ)=0,948 \text{ kN/m}^2$$

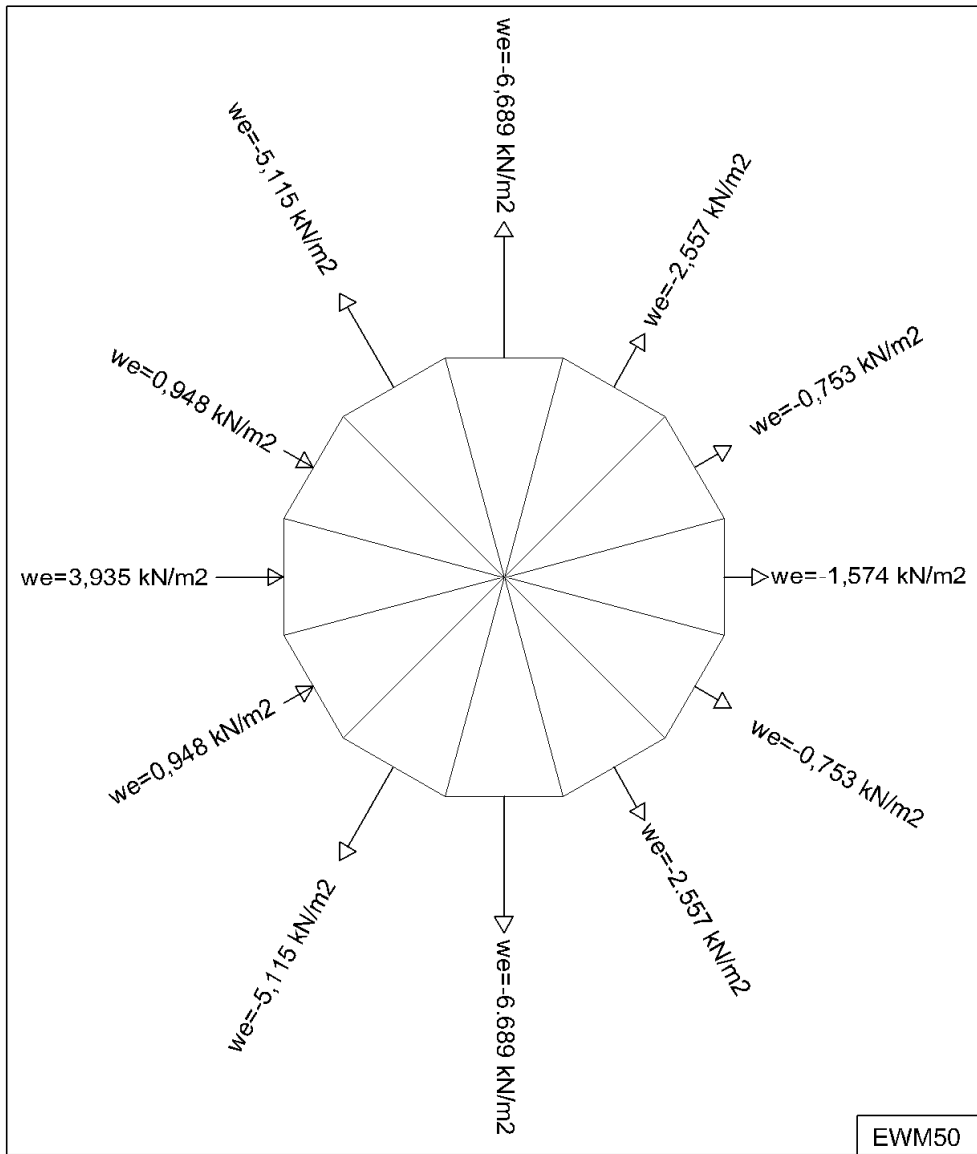
$$we_{EWM50_hub}(60^\circ, 300^\circ)= -5,115 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EWM50_hub}(90^\circ, 270^\circ)= -6,689 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EWM50_hub}(120^\circ, 240^\circ)=-2,557 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EWM50_hub}(150^\circ, 210^\circ)= -0,753 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EWM50_hub}(180^\circ)= -1,574 \text{ kN/m}^2$$



Şekil 6.16 : EWM50 senaryosu, hub seviyesi we değerleri

EOG50 için We değerleri (Şekil 6.17);

$$we_{EOG50_hub}(0^\circ) = 1,478 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EOG50_hub}(30^\circ, 330^\circ) = 0,356 \text{ kN/m}^2$$

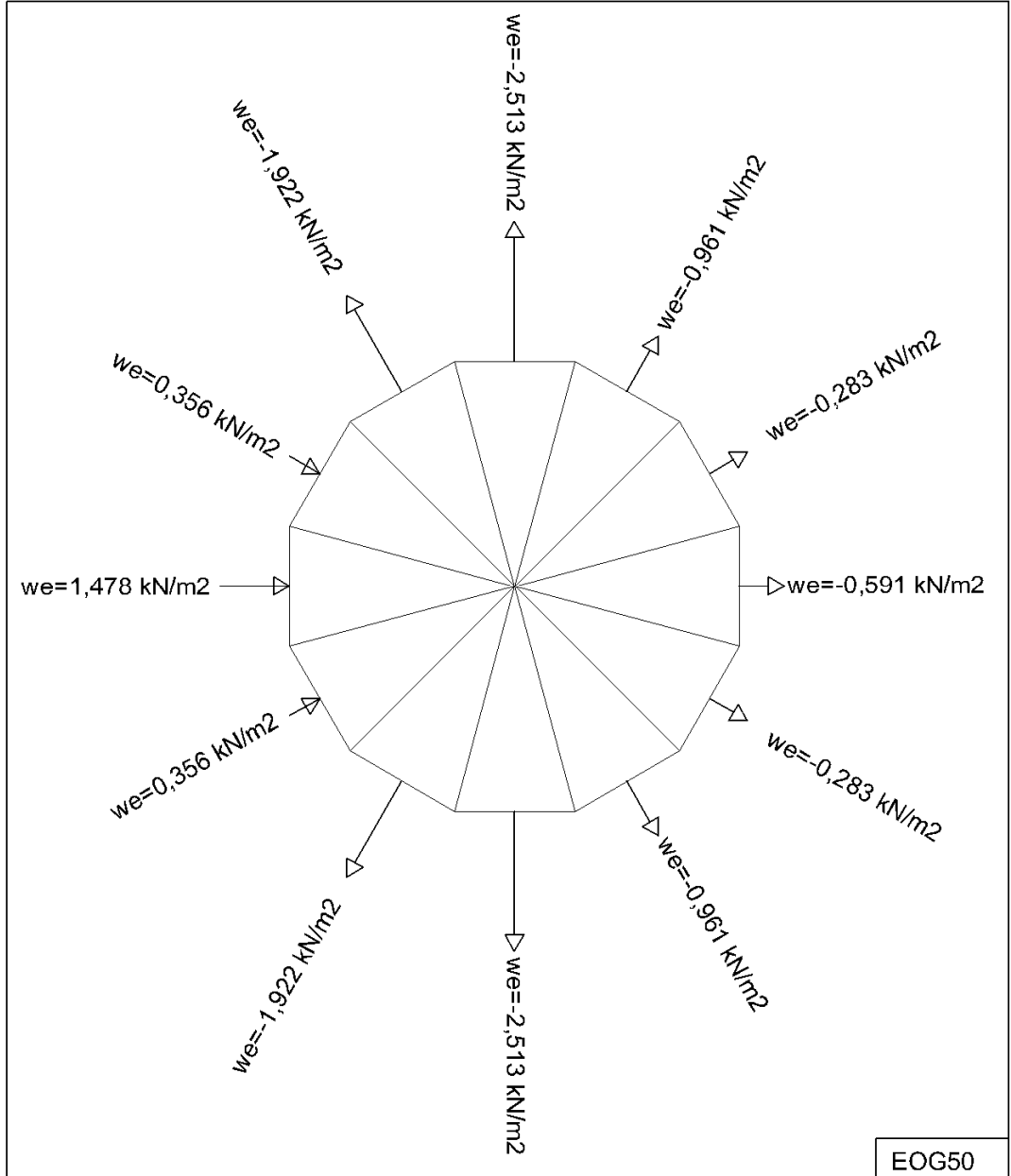
$$we_{EOG50_hub}(60^\circ, 300^\circ) = -1,922 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EOG50_hub}(90^\circ, 270^\circ) = -2,513 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EOG50_hub}(120^\circ, 240^\circ) = -0,961 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EOG50_hub}(150^\circ, 210^\circ) = 0,283 \text{ kN/m}^2$$

$$we_{EOG50_hub}(180^\circ) = -0,591 \text{ kN/m}^2$$



Şekil 6.17 : EOG50 senaryosu, hub seviyesi we değerleri

Yapısal faktör ($CsCd$), baca türü çelik yapılar için Şekil 4.3'e göre, kule yüksekliği $H_{kule}=54$ m. ve ortalama kule çapı $D_{kule}=3,04$ m. değerleri ışığında $CsCd > 1,1$ olarak

belirlenmiştir. Bu nedenle yapısal faktörün (CsCd) hesabında EN1991-1-4 Annex B’de belirtilen yol izlenmiştir (2002).

CsCd hesabında kullanılacak parametreler:

Kule boyu : $h=54$ m

Kule genişliği : $b_{ort}=3,047$ m

Kule doğal frekansı : $n_{1,x}=0,6365$ Hz

Yüz. Pürüzl. Uzunluğu : $z_0=0,01$ m (Çzg.4.3)

Dış rüzgar etkisi ref. yük. : $z_e=0,6 \times h=32,4$ m (Dnk.4.17)

Türbülans uzunluk ölçeği : $L(z_e)=300m \cdot \left(\frac{z_e}{200m}\right)^{(0,67+0,05 \ln(z_0))}$ $L(z_e)=134,75$ m

Arka plan faktörü : $B^2 = \frac{1}{1 + 0,9 \cdot \left(\frac{b+h}{L(z_e)}\right)^{0,63}}$ $B^2=0,656$

Yönetmelikte, B^2 güvenli tarafta kalmak adına 1 olarak alınabileceği belirtilmiştir. Bundan sonraki hesap aşamaları için $B=1,00$ kabulü ile işlemler sürdürülecektir.

z_e yüksekliğindeki ort. hızlar : $V_m(z_e)_{EWM50}=55,96$ m/sn (Dnk.4.10)

$V_m(z_e)_{EOG50}=34,31$ m/sn

z_e yüksekliğinde türbülans şiddeti : $I_v(z_e)_{EWM50} = \left(\frac{6,923}{55,96}\right) = 0,124$ (Dnk.4.12)

: $I_v(z_e)_{EOG50} = \left(\frac{4,244}{34,31}\right) = 0,124$

Boyutsuz frekaslar : $f_L(z_e,n)_{EWM50}=1,530$ (Dnk.4.26)

$f_L(z_e,n)_{EOG50}=2,497$

Spktral güç yoğunluğu : $Sl(z_e,n)_{EWM50}=0,0962$ (Dnk.4.28)

$Sl(z_e,n)_{EOG50}=0,0722$

Yapı aerodinamik fonksiyonları : $R_{h_EWM50}=0,292$ (Dnk.4.22)

$R_{b_EWM50}=0,898$

$R_{h_EOG50}=0,194$ (Dnk.4.23)

$R_{b_EOG50}=0,842$

Rezonans tepki faktörleri iki senaryo için denklem (4.21) ile hesaplanmıştır.

$$R^2_{_EWM50} = \frac{\pi^2}{2 \cdot 0,05} \cdot 0,0962 \cdot 0,292 \cdot 0,898 \quad R^2_{_EWM50} = 2,491$$

$$R^2_{_EOG50} = \frac{\pi^2}{2 \cdot 0,05} \cdot 0,0722 \cdot 0,194 \cdot 0,842 \quad R^2_{_EOG50} = 1,163$$

$$\text{Üst geçiş frekansları} : \nu_{_EWM50} = 0,537 \quad (\text{Dnk.4.19})$$

$$\nu_{_EOG50} = 0,466$$

10 dakikalık ortalama rüzgar hızı için T=600 sn iken salınım tepe faktörü k_p denklem (4.18)'e göre hesaplanmıştır.

$$\text{Salınım tepe faktörü} : k_{p_EWM50} = 3,575 > 3 \text{ olduğundan}$$

$$k_{p_EOG50} = 3,535 > 3 \text{ olduğundan}$$

İki senaryo için de $k_p=3$ olduğu kabulü ile hesaplara devam edilmiştir.

$$\text{Yapısal faktörler "CsCd"} : \text{CsCd}_{_EWM50} = \frac{1 + 2 \cdot 3 \cdot 0,124 \cdot \sqrt{1^2 + 2,491^2}}{1 + 7 \cdot 0,124} = 1,279$$

$$\text{CsCd}_{_EOG50} = \frac{1 + 2 \cdot 3 \cdot 0,124 \cdot \sqrt{1^2 + 1,163^2}}{1 + 7 \cdot 0,124} = 1,121$$

Rüzgarın kule yüzeyinde oluşturacağı kuvvet, Fw denklem 4.30'a göre belirlenmektedir. 12 kenarlı çokgen olarak idealize edilen modelde, kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yüklemesi (WL), bu denklemde z eksenı boyunca hesaplanan "CsCd.we" çarpım değerının bölünmüş alanlara yayılı yük olarak etkilmesiyle oluşturulacaktır.

ASCE 7-05'e göre kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yükleri hesabı

IEC 61400-1'e göre belirlenen 10 metrede 10 dakikalık ortalama rüzgar hızları, 3 saniyelik ortalama rüzgar hızlarına (V_1 ve V_2) çevrilmiştir.

$$\begin{aligned} 10 \text{ m. } 10 \text{ dak. Ort. rüzgar hızları (IEC 61400-1)} : V_{1_10\text{dak}} &= 49,43 \text{ m/sn (EWM50)} \\ &V_{2_10\text{dak}} = 23,15 \text{ m/sn (EOG50)} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 10\text{m. } 1 \text{ saatlik. ort. rüzgar hızları (Dnk 4.31) ile} : V_{1_1\text{saat}} &= 47,15 \text{ m/sn (EWM50)} \\ &V_{2_1\text{saat}} = 22,08 \text{ m/sn (EOG50)} \end{aligned}$$

10m. 3 saniyelik ort. rüzgar hızları (Dnk 4.32) ile : $V_{1_3sn}=65,18$ m/sn (EWM50)

$$V_{2_3sn}=30,52 \text{ m/sn (EOG50)}$$

ASCE 7-05 referans rüzgar hızlarına ($V_{1_3sn}=65,18$ m/sn ve $V_{2_3sn}=30,52$ m/sn) bağlı olarak kulede oluşacak rüzgar kuvvetleri için hesap adımları aşağıdaki gibidir.

Rüzgar türbin projesi alanı, Terkos gölü kıyısında olduğundan D sınıfı Maruziyet (Exposure) kategorisine girmektedir. D sınıfı için Çizelge 4.4'te belirtilmiş arazi parametreleri aşağıdaki gibidir.

$$\alpha = 11,5 \quad z_g = 213,36 \text{ m} \quad z_{min} = 2,13 \quad c = 0,15 \quad \bar{\epsilon} = 1/8$$

$$\bar{b} = 0,8 \quad \bar{\alpha} = 1/9$$

Rüzgar hızı basıncı (qz) hesabı:

$z_{hub} = 54$ m için;

Hız basıncı etki katsayısı, K_z denklem (4.35) ile $K_z = 2,01 \left(\frac{54}{213,6} \right)^{11,5} = 1,628$ olarak

hesaplanmıştır.

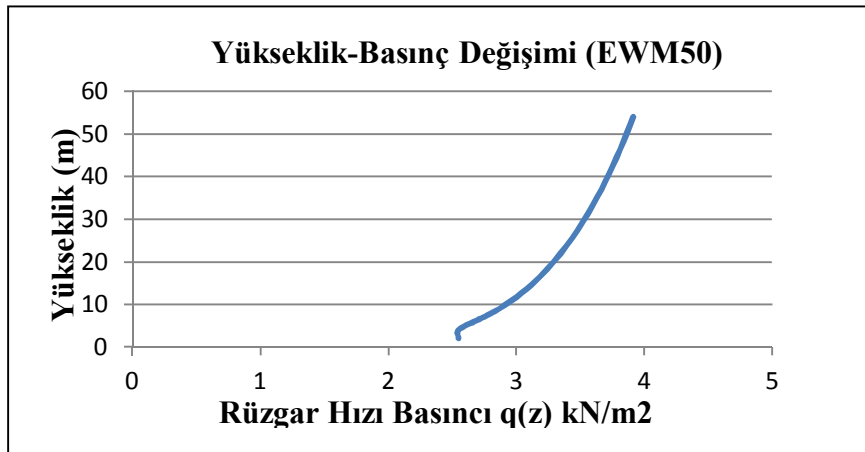
Yönlülük faktörü, K_d dairesel kesitli kule için $K_d=0,95$ alınmıştır.

Topografik faktör $K_{zt}=1$ (düz alanlar için)

Hub seviyesinde rüzgar hızı basınçları $q(z)$, Dnk 4.34 ile aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

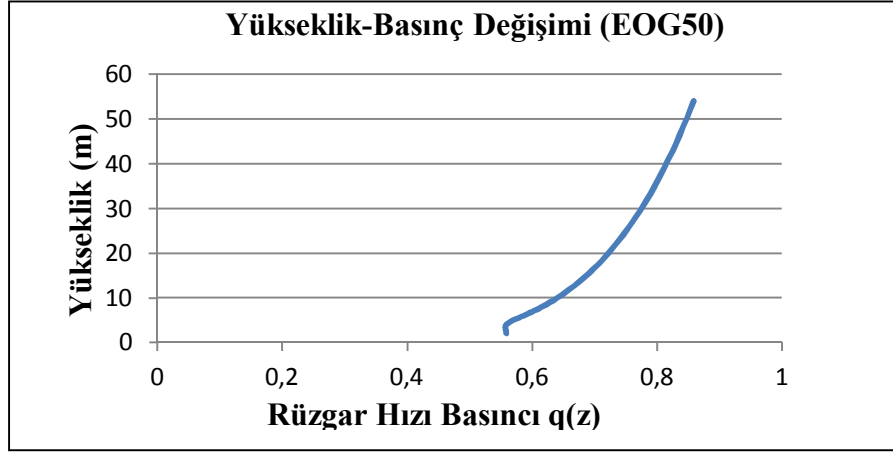
$$q(z_{hub}, v_1) = 0,613 \times 1,628 \times 1 \times 0,95 \times 65,18^2 = 3916 \text{ N/m}^2$$

$$q(z_{hub}, v_2) = 0,613 \times 1,628 \times 1 \times 0,95 \times 30,52^2 = 859 \text{ N/m}^2$$



Şekil 6.18 : ASCE 7-05'e göre EWM50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi

İki senaryo için de, kule z ekeni boyunca rüzgar basıncı dağılımı yukarıda belirtilen işlem sırası ile elde edilmiştir (Şekil 6.18- 6.19).



Şekil 6.19 : ASCE 7-05'e göre EOG50 senaryosu yükseklik-rüzgar basıncı değişimi

Rezonans tepki faktörünün (R) hesap parametreleri

$$\text{Türbülans şiddeti } (I_{\bar{z}}) : (I_{\bar{z}}) = 0,15 \left(\frac{10}{0,6 \times 54} \right)^{1/6} = 0,123 \quad (\text{Dnk.4.46})$$

$$L\bar{z} = 198,2 \left(\frac{10}{0,6 \times 54} \right)^{1/8} = 229,57 \quad (\text{Dnk.4.39})$$

$$\text{Ortalama saatlik hız } (\bar{V}\bar{z}) : (\bar{V}\bar{z})_1 = 0,8 \cdot \left(\frac{0,6 \times 54}{10} \right)^{1/9} \times 65,18 = 59,34 \text{ m/sn}$$

$$(\bar{V}\bar{z})_2 = 0,8 \cdot \left(\frac{0,6 \times 63,445}{10} \right)^{1/9} \times 30,52 = 27,8 \text{ m/sn}$$

$$\text{Azaltılmış frekans } (N_1) : N_{1_1} = 2,456 \quad N_{1_2} = 5,246 \quad (\text{Dnk.4.38})$$

Rezonans tepki faktörü (R) hesabı için gerekli parametreler Dnk. 4.37, 4.41, 4.42 ve 4.43 ile iki senaryo için hesaplanmıştır (Çizelge 6.7).

Çizelge 6.7 : Rezonans tepki faktörü hesabı için gerekli parametreler

Rüzgar Senaryosu	R_n	R_h	R_B	R_L
EWM 50	$R_{n_1} = 0,0782$	$R_{h_1} = 0,358$	$R_{B_1} = 0,907$	$R_{L_1} = 0,735$
EOG 50	$R_{n_2} = 0,0488$	$R_{h_2} = 0,168$	$R_{B_2} = 0,816$	$R_{L_2} = 0,548$

Yukarıda belirtilen parametrelere bağlı, Denklem 4.36 ile elde edilmiş rezonans tepki faktörü (R) değerleri;

$$R_1=0,667$$

$$R_2=0,326$$

Sağanak etki faktörünün, G_f hesaplanması

$$\text{Tepe faktörleri} \quad : g_Q = 3,4 \quad g_v = 3,4$$

$$\text{Denklem 4.32'ye göre;} \quad g_R = \sqrt{2 \ln(3600 \times 0,617) + \frac{0,577}{2 \ln(3600 \times 0,6365)}} = 4,079$$

$$\text{Arkaplan tepki faktörü} \quad : Q = \sqrt{\frac{1}{1 + 0,63 \cdot \left(\frac{3,047 + 54}{234,2}\right)^{0,63}}} = 0,89$$

Sağanak etki faktörü, Dnk.4.44 yardımı ile $G_{fEW50}=1,050$

$$G_{fEO50}=0,972$$

olarak hesaplanmıştır.

Kuvvet katsayısı C_f yerine Greiner'in dairesel en kesitli yapılar için önerdiği formül (Brown ve Nielsen, 2005'de atıfta bulunulduğu gibi) kullanılmıştır (Dnk.4.14).

EN 1991-1-4 ve ASCE7-05 karşılaştırması

Kule tasarımında kullanılacak rüzgar yüklemesi hesaplarında sonuçlar iki yönetmelik için de birbirine yakın değerler elde edilmiştir. Rüzgar basınçları (q_z) ve sağanak faktörü (G_f) ($C_s C_d$) sonuçları karşılaştırıldığında rüzgar kuvveti anlamında Eurocode 1991-1-4 yönetmeliğinin daha yüksek sonuçlar verdiği görülmektedir. İki yönetmelik ile hesaplamalar sonucu elde edilen rüzgar kuvveti oranları;

$$\text{Kuvvet oran}_{fEW50} = \frac{3935 \times 1,279}{3916 \times 1,050} = 1,22 \text{ kat}$$

$$\text{Kuvvet oran}_{fEO50} = \frac{1478 \times 1,121}{859 \times 0,972} = 1,984 \text{ kat Eurocode rüzgar kuvveti daha yüksektir.}$$

Tasarımda AISC-360-05 yönetmeliğinde belirtilen kurallara göre tahkikler yapılacaktır. Bu sebeple, ASCE 7-05 yönetmeliğine göre, kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yüklerinin oluşturacağı iç kuvvetler tasarımda kullanılabilir. Ancak bu

çalışmada daha güvenli tarafta kalmak adına Eurocode 1991-1-4 yönetmeliğiyle elde edilen rüzgar yükleri ile analizler yapılmış ve iç kuvvetler elde edilmiştir. Tasarımda AISC-360-05 LRFD yöntemi benimsendiğinden, ASCE 7-05'te bu tasarım yöntemi için belirtilen kombinasyonlar kullanılmıştır (Bölüm 4.4).

Rüzgar türbininden gelecek yükler

500 KW enerji kapasiteli rüzgar türbinine ait türbin yükleri, türbin tasarımcısı gruptan temin edilmiştir. Rüzgar türbin tasarımı üzerine özel bir sonlu elemanlar çözümler sunan SAMCEF programında, çalışma yapılacak bölgenin ve rüzgar türbinin parametrik özellikleri programa tanıtılarak türbinden kuleye aktarılacak yükler elde edilmiştir. Türbin ağırlığı ($W_{\text{türbin}}$), ve kule üstüne etkiyecek statik kesme ($F_{x_{\text{nase1}}}$) kuvvetleri aşağıdaki belirtilmiştir. Türbin ağırlığı, kule en üst noktasında 1,3 metre yukarıda ve dairesel en kesit merkezinden 1,5 metre dışmerkezli konumda noktasal yük olarak hesaplara katılacaktır. Böylece kule üstünde bir de moment yükü etkisi oluşturulmuştur ($M_{\text{türbin}}$). $F_{x_{\text{nase1}}}$ kesme yükü türbinin tam kapasiteyle çalıştığı sırada oluşan yanal türbin yükü olup EOG50 EWM50 senaryolarının ikisi için de tasarımda kullanılmıştır.

$$W_{\text{türbin}} = 500 \text{ KN} (F_{z_{\text{nase1}}})$$

$$F_{x_{\text{nase1}}} = 200 \text{ KN}$$

$$M_{\text{türbin}} = 1010 \text{ kNm}$$

Deprem Yükleri

DBYBHY 2007 yöntemi, mod birleştirme yöntemi yöntemiyle deprem yüklerinin hesabı yapılmıştır. Rüzgar türbin çalışma sahasında yapılan geoteknik testler sonrasında oluşturulan raporda belirtilen bilgiler aşağıdaki gibidir.

Deprem Bölgesi : 3. Derece

Yerel Zemin Grubu : B

En Büyük Etkin Yer İvmesi : $A_0 = 0,20 \text{ g}$

Yerel Zemin Sınıfı : Z2

Tasarım Spektrum Karakteristik Periyotları : $T_A = 0,15 \text{ sn}$ $T_B = 0,40 \text{ sn}$

Net emniyetli taşıma kapasitesi : $q_{all} = 240 \text{ kPa}$

Düşey yatak katsayısı : $k_v = 35000 \text{ kN/m}^3$

Drenajsız kohezyon değeri : $c_u=130$ kPa

Kulenin yapı önem katsayısı (I), kule Çizelge 4.9'a göre enerji üretim tesisi kategorisine girdiğinden $I=1,5$ olarak alınmıştır. Taşıyıcı sistem davranış katsayısı R, Çizelge 4.10'a göre $R=2$ alınmıştır.

Yapının farklı modlarına ait ivme spektrumu SAP 2000 programına fonksiyon olarak tanıtılacak ve deprem etkisi yapıya farklı modların katkılarıyla aktarılacaktır. Yukarıda belirtilen verilere göre; yapının spektrum katsayısı $S(T)$ denklem (4.40), deprem yükü azaltma katsayısı $R_a(T)$ denklem (4.39) azaltılmış ivme spektrumu $S_{ar}(T)$, denklem (4.38) ile hesaplanmıştır (Çizelge 6.8).

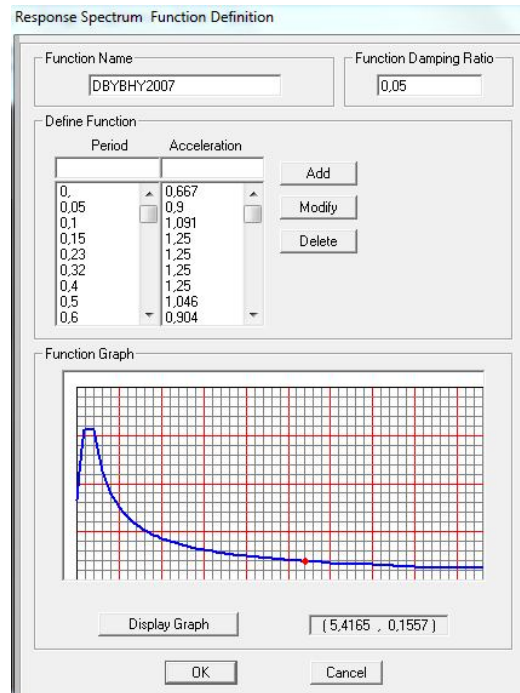
Çizelge 6.8 : Farklı doğal periyotlara (T) karşılık gelen azaltılmış ivme spektrum verileri ($S_{ar}(T)$)

T (s)	$R_a (T)$	S (T)	$S_{ar} (T)$ (m/s ²)	T (s)	$R_a (T)$	S (T)	$S_{ar} (T)$ (m/s ²)
0,00	1,5	1,000	0,667	3,20	2	0,474	0,237
0,05	1,7	1,500	0,900	3,30	2	0,462	0,231
0,10	1,8	2,000	1,091	3,40	2	0,451	0,226
0,15	2	2,500	1,250	3,50	2	0,441	0,220
0,23	2	2,500	1,250	3,60	2	0,431	0,216
0,32	2	2,500	1,250	3,70	2	0,422	0,211
0,40	2	2,500	1,250	3,80	2	0,413	0,206
0,50	2	2,091	1,046	3,90	2	0,404	0,202
0,60	2	1,807	0,904	4,00	2	0,396	0,198
0,70	2	1,598	0,799	4,10	2	0,388	0,194
0,80	2	1,436	0,718	4,20	2	0,381	0,191
0,90	2	1,307	0,653	4,30	2	0,374	0,187
1,00	2	1,201	0,601	4,40	2	0,367	0,184
1,10	2	1,113	0,556	4,50	2	0,361	0,180
1,20	2	1,038	0,519	4,60	2	0,354	0,177
1,30	2	0,974	0,487	4,70	2	0,348	0,174
1,40	2	0,918	0,459	4,80	2	0,342	0,171
1,50	2	0,868	0,434	4,90	2	0,337	0,168
1,60	2	0,825	0,412	5,00	2	0,331	0,166
1,70	2	0,786	0,393	5,10	2	0,326	0,163
1,80	2	0,751	0,375	5,20	2	0,321	0,161
1,90	2	0,719	0,359	5,30	2	0,316	0,158
2,00	2	0,690	0,345	5,40	2	0,312	0,156

Çizelge 6.8 (devam): Farklı doğal periyotlara (T) karşılık gelen azaltılmış ivme spektrum verileri ($S_{ar}(T)$)

T (s)	$R_a(T)$	S (T)	$S_{ar}(T)$ (m/s^2)	T (s)	$R_a(T)$	S (T)	$S_{ar}(T)$ (m/s^2)
2,10	2	0,663	0,332	5,50	2	0,307	0,154
2,20	2	0,639	0,320	5,60	2	0,303	0,151
2,30	2	0,617	0,308	5,70	2	0,298	0,149
2,40	2	0,596	0,298	5,80	2	0,294	0,147
2,50	2	0,577	0,289	5,90	2	0,290	0,145
2,60	2	0,559	0,280	6,00	2	0,286	0,143
2,70	2	0,543	0,271	6,50	2	0,269	0,134
2,80	2	0,527	0,264	7,00	2	0,253	0,127
2,90	2	0,512	0,256	8,00	2	0,228	0,114
3,00	2	0,499	0,249	9,00	2	0,207	0,104
3,10	2	0,486	0,243	10,00	2	0,200	0,100

Yukarıda elde edilmiş farklı doğal periyotlara (T) karşılık gelen azaltılmış ivme spektrum verileri ($S_{ar}(T)$) SAP 2000 programına fonksiyon olarak tanıtılmıştır (Şekil 6.20).



Şekil 6.20 : Fonksiyon olarak tanıtılan T ve $S_{ar}(T)$ verileri

SAP2000 programına EQX ve EQY yüklemeleri olmak üzere iki ana doğrultu için tanıtılırken, (Şekil 6.20)'de görülen spektrum fonksiyonu ile X ve Y doğrultuları için sırasıyla U1 ve U2 doğrultuları seçilmiştir. DBYBHY 2007'de geçen, herhangi iki

doğal periyot (T_m , T_n) için Bölüm 2.8.4.1 kuralı ($T_m/T_n < 0,80$) sağlanmadığından, mod katkıları birleştirme metodu olarak “Tam Karesel Birleştirme” (CQC) yöntemi seçilmiştir. Deprem yükünün oluşturacağı taban kesme kuvveti aşağıdaki formülle hesaplanmaktadır (Denklem 4.41).

$$V_t = W \times g \times A_0 \times I \times \frac{S(T)}{R_a(T)}$$

V_t : Taban kesme kuvveti

g : Yer çekimi ivmesi $g=9,81 \text{ m/s}^2$

A_0 : Etkin yer ivmesi katsayısı $A_0=0,2g$

I : Yapı önem katsayısı $I=1,5$

Yukarıda taban kesme kuvveti formülündeki, fonksiyona girmeyen değerlerin çarpımı (Denklem 4.42), deprem yüklemesinin ölçek faktör değerini (*scale factor*) verecektir.

$$sf = g \times A_0 \times I = 9,81 \times 0,2 \times 1,5 = 2,943$$

Şekil 6.21 : EQX, x doğrultusu için deprem yüklemesi

Hesaplanan ölçek faktörü İki yükleme için de yukarıda sisteme tanıtılmıştır. En son olarak hesaba katılması gereken titreşim modu sayısı, hesaba katılan etkin kütle

yapı toplam kütlesinin %90'undan az olmama kuralını sağlaması kontrol edilmiştir ve yeterli mod sayısı $n=40$ olarak belirlenmiştir.

Yorulma yükü hesabı (Hasar Eşdeğer Yükü)

500 kW'lık rüzgar türbini için kule hub seviyesinde oluşacak hasar eşdeğer yükleri Denklem 5.48 ve 5.49 ile hesaplanmıştır.

Yorulma Kesme Kuvveti, $V_{xDEL} = -0,68013 \cdot 500^2 + 44,422 \cdot 500 - 0,8102 = 13,94$ kN

Yorulma Eğilme Momenti, $M_{yyDEL} = 75,239 \cdot 500^2 + 385,81 \cdot 500 - 194,0 = 17,714$ kNm

Yorulma yükleri (V_{xDEL} ve M_{yyDEL}), ΔTWL yükleme durumu ile analiz yapıldıktan sonra taban kesitinde oluşan eğilme momenti hesaplanacaktır. Hesaplanan eğilme momenti, *Dinamik yük artırma katsayısı* “D” ile artırılabilecektir. Artırılmış eğilme momentinden kesitte oluşacak gerilme hesaplanacaktır. Hesaplanan gerilme, hata neticesi faktörü (γ_{sd}) ve malzeme faktörü (γ_C) ile artırılarak yorulma tasarım gerilmeleri elde edilecektir.

Hasar birikim metoduna göre değerlendirme için analiz sonuçları ve hesap adımları, yorulma kontrolü bölümünde açıklanmıştır.

6.2.3 Analiz

Kulenin tasarımında yüklemeler sonucu elemanlarda oluşacak iç kuvvetler, SAP 2000 sonlu elemanlar programı yardımıyla yürütülecek analizler sonucu elde edilecektir. Kulenin ön tasarımına ait kesit ve malzeme bilgilerine göre oluşturulan modelde, tanımlanacak yüklemeler ve bu yüklemelerin kombinasyonlar altında oluşacak iç kuvvetler elde edilecektir.

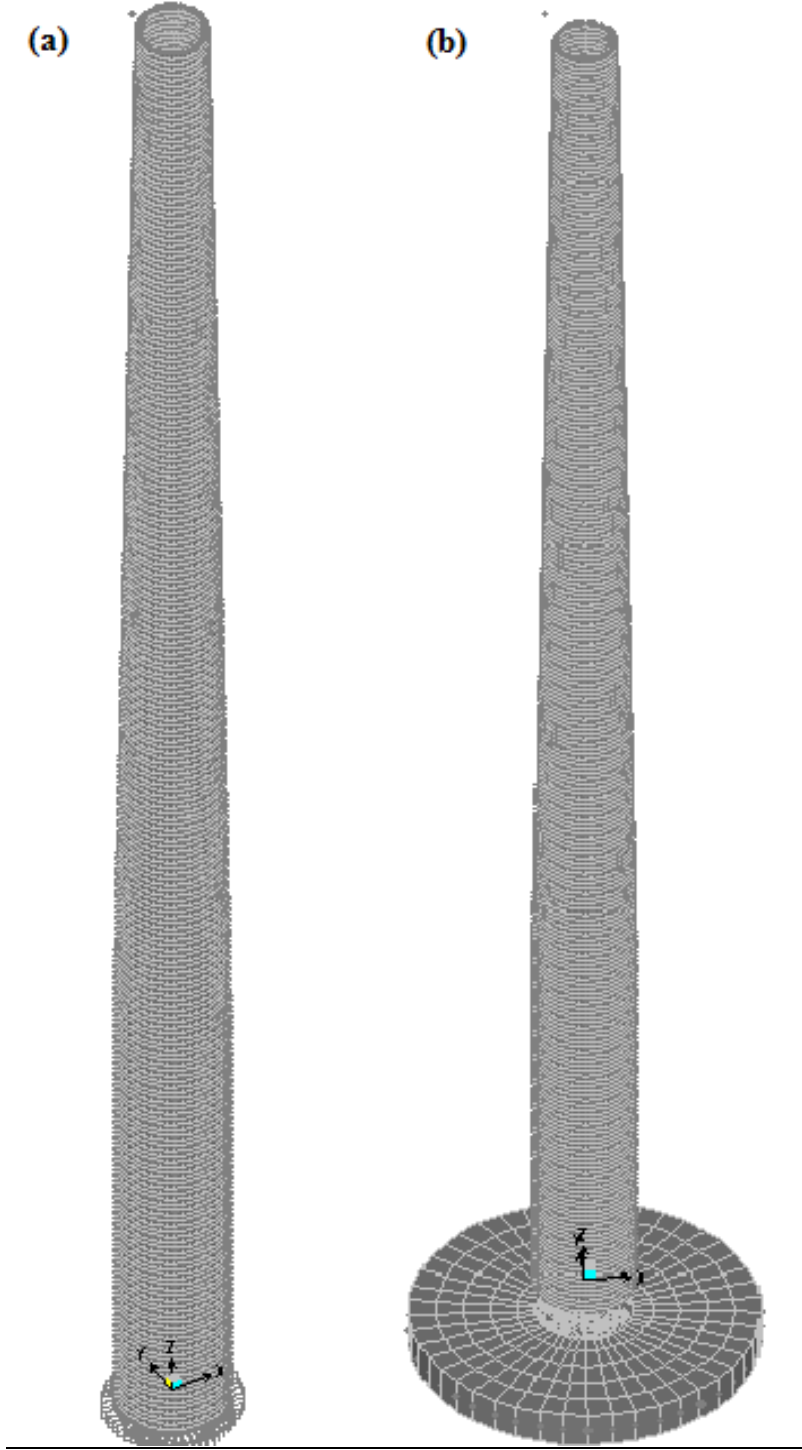
Oluşturulan model

- Ön çalışma

Rüzgar türbin kulesi modellemesi için yapılan ön çalışmada, SAP 2000 programında farklı yaklaşımlarla oluşturulan modellerin sonuçları karşılaştırılmıştır. Ön çalışma olarak; 37 ton rotor kütleli 63,445 metre uzunluğunda tasarlanan kuleye ait verilere göre, kabul (shell) elemanlarla ve çubuk (frame) elemanlarla oluşturulan iki ayrı model, yapı davranışı açısından incelenmiştir.

Kabuk elemanlarla oluşturulan kule, dikdörtgen hücrelere ayrılmış kabuk elemanlardan oluşmakta olup, dairesel yönde her katman için 46 adet hücre, z eksen

boyunca 252 katman bulunmaktadır. Zemine ankastre bağı ve zemin etkileri dikkate alınarak iki ayrı model oluşturulmuştur (Şekil 6.22).



Şekil 6.22 : Ön çalışma-kabuk elemanlı modele ait 3 boyutlu SAP 2000 görseli a) zemine ankastre bağı, b) zemin etkileri dikkate alınarak

Çubuk elemanlarla oluşturulan kule modelinde, kule sac elemanlarının geometrik verilerine göre en kesit bilgileri tanımlanmış ve z ekseninde 34 çubuk eleman ile

model oluşturulmuştur. Diğer modelde olduğu gibi, zemine ankastre bağlı ve zemin etkileri dikkate alınarak iki ayrı model oluşturulmuştur.

Karşılaştırma yapılması adına ön çalışmada, oluşturulan tabana ankastre bağlı ve zemin etkilerinin dikkate alındığı iki ayrı modelin doğal frekansları;

$$f_{n_{\text{çubuk_ankastre}}}=0,607 \text{ Hz}$$

$$f_{n_{\text{kabuk_ankastre}}}=0,607 \text{ Hz}$$

$$f_{n_{\text{çubuk_zemin_etkili}}}=0,588 \text{ Hz}$$

$$f_{n_{\text{kabuk_zemin_etkili}}}=0,582 \text{ Hz olarak elde edilmiştir.}$$

Yukarıdaki veriler incelendiğinde hata oranının %1 oranında olduğu görülmektedir. Bu nedenle farklı çaplarda ve gövde kalınlıklarında tasarım seçenekleri oluşturulurken, daha hızlı modelleme imkanı sunan çubuk (frame) elemanlarla oluşturulan modelden yararlanılmıştır.

- MİLRES Projesi 500 KW türbin kulesi için oluşturulan model

MİLRES 500 KW enerji kapasiteli rüzgar türbin kulesinin 54 metre uzunluğunda olması kararlaştırıldıktan sonra; Şekil 6.1’de görülen, birbirine kaynaklanacak 29 farklı sac için en kesit bilgileri tanımlanmış ve model oluşturulmuştur.

3 ana segmentten oluşan kule geometrisi alt segment boyunca silindirik olup, orta ve üst segmentlerde kesik koni şeklinde tasarlanmıştır. Z ekseninde orta segment tabanından tepe noktasına doğru azalan çapların (D) yanında kesit kalınlıkları (t) da ekonomik olması amacıyla azalış göstermektedir.

Kule tabanı zemine ankastre olarak modellenmiş olup 6 serbestlik derecesi de tutuludur. Kule pervane veya rotorla rezonansa girmesi durumunun incelenmesinde, kule tabanı tekil temelli ve zemin etkileri dikkate alınarak farklı bir model oluşturulmuştur. Projenin “Modal Analiz” harici yükleme analizleri, kule tabanının zemine ankastre bağlı olduğu kabulüyle yapılmıştır.

Kule üstündeki nasek kütlesi $m=37$ ton olup, kütle kule en üst noktasından 1,3 metre yukarıda ve dairesel en kesit merkezinden 1,5 metre dışmerkezli olacak şekilde noktasal olarak programa tanıtılmıştır. Kütlenin atandığı nokta, kule en üstündeki 46 noktaya *BODY constraint* tanımlanarak kütle ve kulenin beraber hareket etmesi sağlanmıştır.

Yükler ve yük kombinasyonları

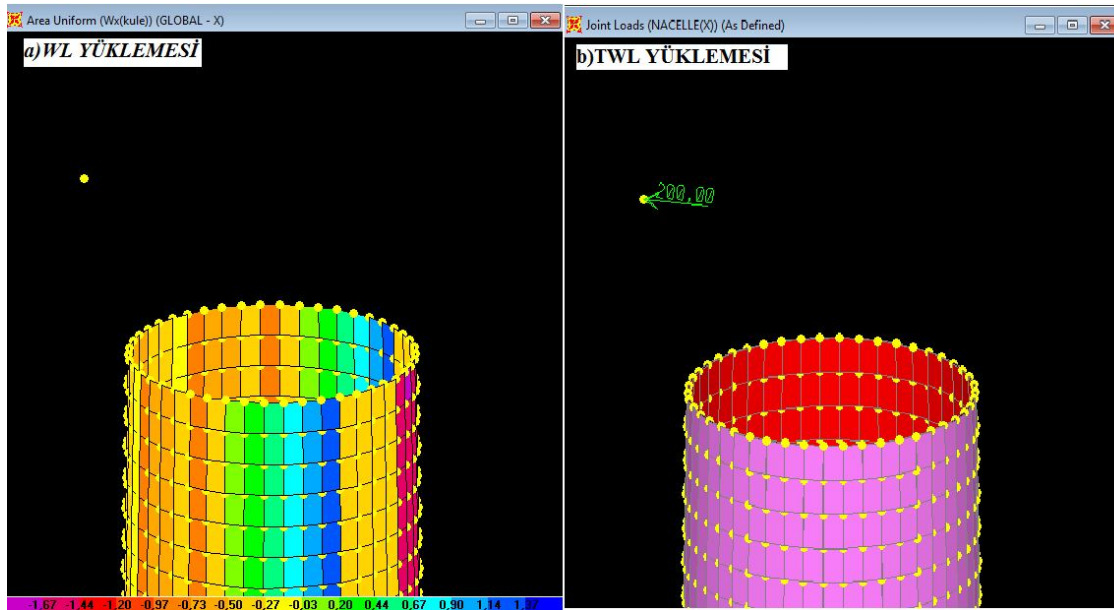
Kule tasarımında kullanılacak iç kuvvetler; rüzgar yükleri, deprem yükleri, kule zati yükü altında yapılacak analizler sonucu elde edilecektir. 4. Bölümde hesap yöntemleri belirtilen bu yükler LRFD yönteminde belirtilmiş katsayılarla kombine edilecek ve analizler yapılacaktır.

- Rüzgar yüklemesi

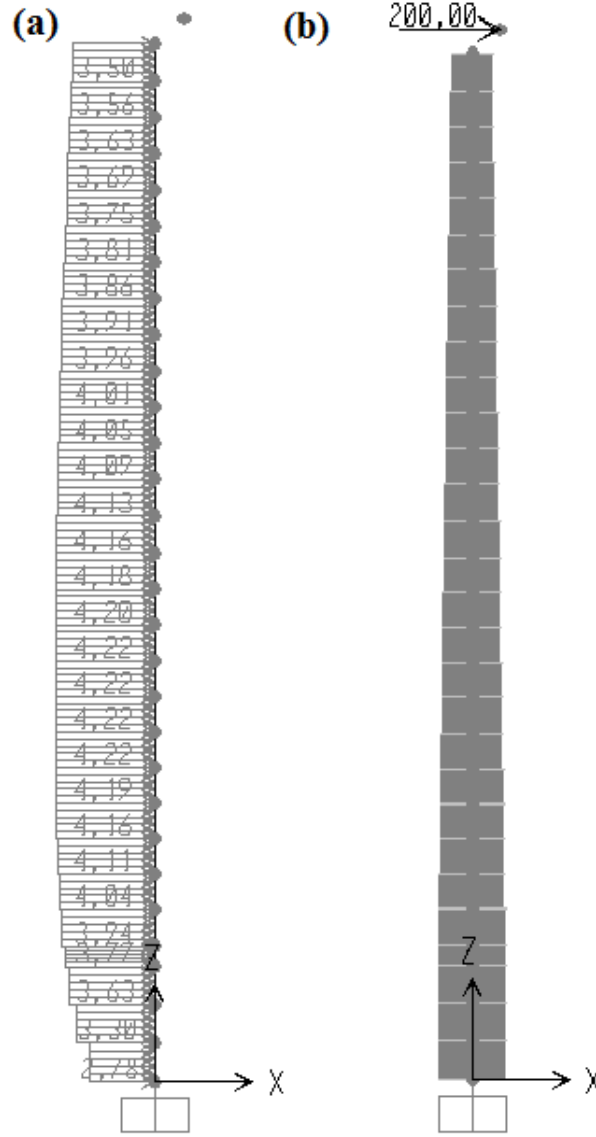
IEC 61400-1 standartında belirtilen EOG50 ve EWM50 rüzgar senaryolarının kuleye doğrudan etkiyecek rüzgar yükleri EN 1991-1-4 yönetmeliğine göre hesaplanmıştır. Dairesel en kesitli yapılarda yanal rüzgar etkisinin kule yüzeyinde oluşturacağı basınçlar “WL” yüklemesi olarak EWM50 ve EOG50 senaryoları için programa tanıtılmıştır. Bu yüklemeye, Greiner formülü (Brown ve Nielsen, 2005’te atıfta bulunulduğu gibi) ile belirlenen rüzgar basınç dağılımı 12 açıdan dairesel en kesite etkilmiştir.

İki senaryo için de pervane çalışmasından gelecek yüklemeler (F_{xnasel})=200 kN olarak türbin tasarımcısından temin edilmiş ve türbin yükü (TWL) olarak programa tanıtılmıştır. TWL yükü, kule üst kütesinin tanıtıldığı noktadan +x yönünde tekil yük olarak oluşturulmuştur.

Şekil 6.23’te, rüzgar yüklemeleri (WL, TWL), kabuk elemanlarla oluşturulan ön çalışma modelinde görülmektedir.



Şekil 6.23 : Kabuk eleman modeli için rüzgar yüklemeleri a) WL, b) TWL



Şekil 6.24 : Çubuk eleman modeli için rüzgar yüklemeleri a) WL, b) TWL

Çubuk elemanda WL yüklemesi tanımlanırken, 12 farklı yönden etkiyecek rüzgar basıncı etkilerinin x doğrultusundaki bileşenleri alınarak, kule z ekseninde yayılı yük olarak yük etkilmiştir. Şekil 6.24'te, rüzgar yüklemeleri (WL, TWL), çubuk elemanlarla oluşturulan MİLRRES projesi modelinde görülmektedir.

- Deprem yüklemesi

Deprem yüklemesinin programa tanıtılması Bölüm 6.2.2'de açıklanmıştır. DBYBHY 2007'ye göre yapılan analiz sonuçları Bölüm 6.2.4'te görülmektedir.

- Yorulma yüklemesi (Hasar Eşdeğer Yüğü)

Hasar eşdeğer yüğü yöntemine göre yorulma yüklemesi, denklem 5.48 ve 5.49'a göre hesaplanmış ve programa eşdeğer statik yük olarak tanıtılmıştır. Bu denklemlere

göre hesaplanan, $V_{xDEL}=13,94$ kN ve $M_{yyDEL}=17,714$ kNm türbin yorulma yükü (ΔTWL) olarak, kuleye ait ölü yük (DL) beraber kombine edilecektir.

- Ölü yük

Kule ölü yükü, kule zati ağırlığı (DEAD) ve nasele ağırlığının ($F_{znasele}$) birleştirilmesiyle elde edilecektir.

$$DEAD_{rotor} = DEAD + F_{znasele}$$

6.2.4 Analiz sonuçları

Yüklem kombinasyonlarına göre kule taban kesitinde oluşan iç kuvvetler Çizelge 6.9'da gösterilmiştir.

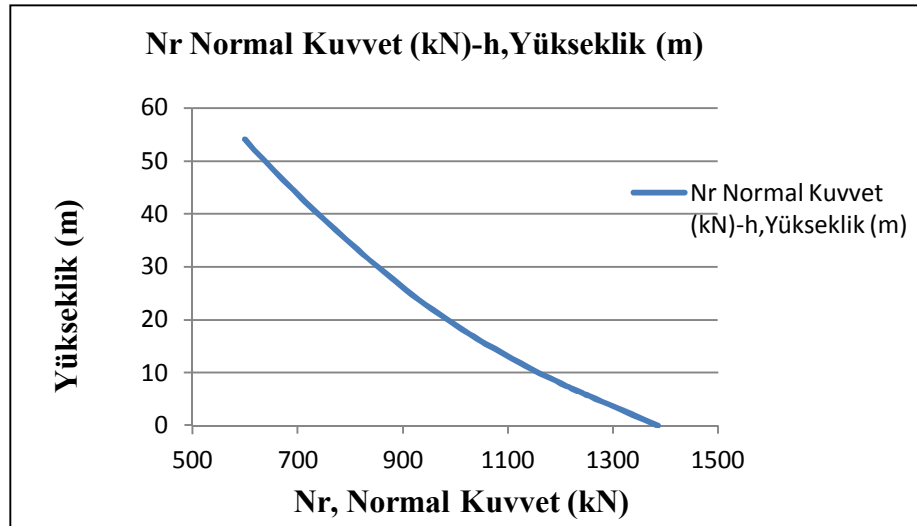
Çizelge 6.9 : Yüklem ve kombinasyonları sonucundaki taban iç kuvvetleri

OutputCase	CaseType	GlobalFX	GlobalFZ	GlobalMY
Text	Text	KN	KN	KN-m
Tekil Yüklemeler				
DEAD (Kule zati)	LinStatic	0	653,789	0
DEAD(kule+rotor)	LinStatic	0	1153,789	750
(EWM50)NACELLE(X) (TWL)	LinStatic	200	0	11060
(EWM50)Wx kule (WL)	LinStatic	269,483	0	-7282,76
(EOG50) NACELLE(X) (TWL)	LinStatic	200	0	11060
(EOG50) Wx(kule) (WL)	LinStatic	-88,741	0	-2398,23
NACELLE(Z)	LinStatic	0	500	750
EQX (DBYBHY 2007)	LinRespSpec	117,429	0,0000183	4752,29
Genel Kombinasyonlar				
1.4DL	Combination	0	1615,305	-1050
1.2DL+EQX	Combination	117,429	1384,547	3852,29
1.2DL-EQX	Combination	-117,429	1384,547	-5652,29
0.9DL+EQX	Combination	117,429	1038,41	4077,29
0.9DL-EQX	Combination	-117,429	1038,41	-5427,29

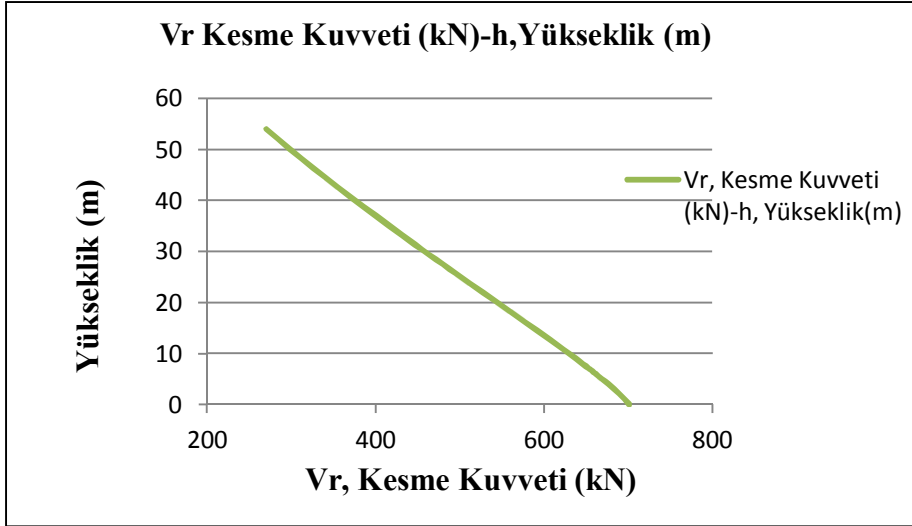
Çizelge 6.9 (devam): Yükleme ve kombinasyonları sonucundaki taban iç kuvvetleri

OutputCase	CaseType	GlobalFX	GlobalFZ	GlobalMY
Text	Text	KN	KN	KN-m
EWM50 için kombinasyonlar				
1.2DL+1.35TWL+1.6WL	Combination	-701,174	1384,547	-27483,42
0.9DL-(1.35TWL+1.6WL)	Combination	701,174	1038,41	25908,42
DL+TWL+WL	Combination	-469,483	1153,789	-19092,76
EOG50 için kombinasyonlar				
1.2DL+1.35TWL+1.6WL	Combination	-411,986	1384,547	-19668,16
0.9DL-(1.35TWL+1.6WL)	Combination	411,986	1038,41	18093,16
DL+TWL+WL	Combination	-288,741	1153,789	-14208,23
Hasar Eşdeğer Yorulma Yüğü Kombinasyonu				
DL+ΔTWL	Combination	13,94	1153,79	1538,54

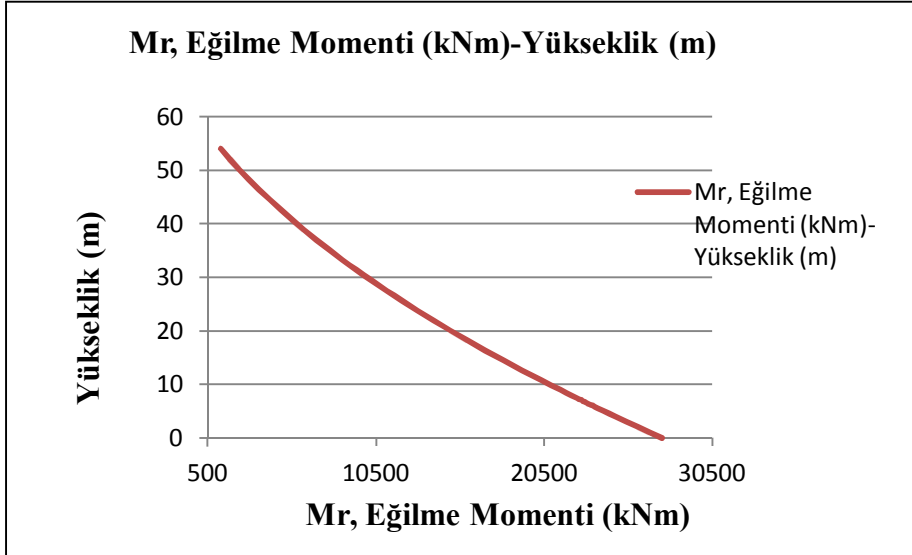
Dayanım kontrolünde kullanılacak yükleme durumu beklenildiği üzere artırılmış fırtına yüklemesine (EWM50) ait **1,2DL+1,35TWL+1,6WL** kombinasyonu olarak belirlenmiştir. Silindirik çelik kule tasarımı bu kombinasyon sonucu kulede oluşan iç kuvvetlere bağlı olarak yapılacaktır. Bu kombinasyonun kulede z eksenini boyunca yarattığı iç kuvvetler aşağıda belirtilmiştir (Şekil 6.25, 6-26, 6-27).



Şekil 6.25 : Kule yüksekliği ve tasarım normal kuvvet değerleri



Şekil 6.26 : Kule yüksekliği ve tasarım kesme kuvveti değerleri



Şekil 6.27 : Kule yüksekliği ve tasarım eğilme momenti değerleri

Deprem yüklemesi kombinasyonu sonucu kule tabanında oluşan iç kuvvetler değerlendirildiğinde; deprem yüklerinin EWM50 senaryosunun %16 mertebesinde olduğu görülmüştür.

6.2.5 Kule gövdesi tasarımı

Mukavemet (dayanım) kontrolü

Mukavemet kontrolü yapılırken, AISC 360-05 yönetmeliğinde belirtilen LRFD yöntemi kullanılmıştır.

EWM50 senaryosu 1,35TWL+1,6WL+1,2DL kombinasyonu kule üzerinde en fazla iç kuvvet meydana getiren yükleme olmuştur. Bu yükleme altında kule z eksenini boyunca en yüksek iç kuvvet değerlerinin görüldüğü taban kesitinde, basınç, eğilme kesme ile basınç ve eğilme birlikte etkiye durumu için tasarım aşamaları adım adım açıklanacaktır. Kule tabanında oluşan iç kuvvetler;

Basınç kuvveti : $P_r = 1384,55 \text{ kN}$

Eğilme momenti : $M_r = 27483,4 \text{ kNm}$

Kesme kuvveti : $V_r = 701,17 \text{ kN}$

Kule taban kesiti geometrik ve malzeme parametreler;

Kule dış çapı (m) : $D.Ç = 3,675 \text{ m}$

Kule iç çapı (m) : $İ.Ç = 3,631 \text{ m}$

Kule et kalınlığı (m) : $t = 0,022 \text{ m}$

Akma dayanımı : $f_y = 275 \text{ Mpa}$

Elastisite modülü : $E = 210000 \text{ Mpa}$

- Basınç dayanımı

Basınç elemanları için narinlik sınır değeri : $\lambda_r = 0,11 \times E / f_y$ $\lambda_r = 84$

Narinlik kontrolü : $D / t = 3,675 / 0,022 = 167 > \lambda_r = 84$

Kesit : *Kompakt olmayan*

Narinlik : KL/r

$K=2,0$ bir ucu ankastre mafsallı çubuk

$L = 54,00 \text{ m}$

$r = \sqrt{\frac{(D.Ç^2 + İ.Ç^2)}{16}} = 1291,55 \text{ mm}$ iken : $KL/r = 83,62$ olarak hesaplanmıştır.

Elastik burkulma gerilmesi : $F_e = \frac{\pi^2 \times E}{\left(\frac{K \cdot L}{r}\right)^2} = \frac{\pi^2 \times 210000}{(83,62)^2} = 296,11 \text{ Mpa}$

$\left(\frac{K \cdot L}{r}\right) = 83,62 < 4,71 \sqrt{\frac{E}{F_y}} = 130,16$ olduğundan, inelastik burkulma gerçekleşir.

Denklem 5.5'e göre;

$$\text{Kritik burkulma gerilmesi} : F_{cr} = (0,658^{f_y / F_e}) \times f_y \quad F_{cr} = 186,43 \text{ Mpa}$$

$$\text{Kule kesiti brüt alan} : A_g = \pi \times \frac{D \cdot \zeta^2 - I \cdot \zeta^2}{4} \quad A_g = 0,252 \text{ m}^2$$

$$\text{Nominal Tasarım Basınç Dayanımı} : P_n = F_{cr} \cdot A_g = 186,43 \text{ Mpa} \cdot 0,252 \text{ m}^2 = 47046 \text{ kN}$$

$$\text{Tasarım değerlendirmesi} : P_r < P_n \cdot \phi_c, 1384,55 \text{ kN} < 47046 \cdot 0,9 = 42342 \text{ kN}$$

$$\text{Etki kapasite oranı} : 1384,55 / 42342 = 0,033 < 1,0$$

Basınç tasarımı güvenlidir.

- Eğilme dayanımı

Eğilme elemanları için narinlik sınır değerleri;

$$\text{Kompaktlık sınırı} : \lambda_r = 0,07 \times E / f_y = 53,45$$

$$\text{Kompakt olmama sınırı} : \lambda_c = 0,31 \times E / f_y = 236,73$$

$$\text{Narinlik kontrolü} : D / t = 3,675 / 0,022 = 167,05 > \lambda_c = 84$$

$$\text{Kesit} : \text{Kompakt olmayan}$$

$$\text{Narinlik} : KL / r = 83,62$$

$$\text{Elastik dayanım modülü} : S = 0,229 \text{ m}^3 \quad (\text{Dnk.5.19})$$

Kompakt olmayan kesit için eğilme dayanımı M_n , Denklem 5.18 ile bulunmuştur.

$$M_n = \left(\frac{0,021 \cdot 210000}{\left(\frac{3,675}{0,022} \right)} + 275 \right) \times 0,229 = 69021 \text{ kNm}$$

$$\text{Tasarım değerlendirmesi} : M_r < M_n \times \phi_b,$$

$$27483,4 \text{ kNm} < 69021 \times 0,9 = 62119 \text{ kN}$$

$$\text{Etki kapasite oranı} : 27483,4 / 62119 = 0,442 < 1,0$$

Eğilme tasarımı güvenlidir.

- Kesme dayanımı

Denklem 5.25 ve 5.26 ile F_{cr} değeri;

$$\text{Kesme burkulma dayanımı} : F_{cr} = \frac{1,60 \cdot 210000}{\sqrt{\frac{54,00}{3,675} \left(\frac{3,675}{0,022}\right)^{5/4}}} = 145,96 \text{ Mpa} \quad (\text{Dnk.5.25})$$

$$\text{Kesme burkulma dayanımı} : F_{cr} = \frac{0,78 \cdot 210000}{\left(\frac{3,675}{0,022}\right)^{3/2}} = 75,87 \text{ Mpa} \quad (\text{Dnk.5.26})$$

$$145,96 \text{ Mpa} < 0,6 \times 275 \text{ Mpa} = 165 \text{ Mpa}$$

Kesme dayanımı;

$$V_n = F_{cr} \times A_g / 2 = 145,96 \text{ Mpa} \times 0,252 \text{ m}^2 / 2 = 18416,2 \text{ kN}$$

$$\text{Tasarım değerlendirilmesi} : V_r = 1384,55 \text{ kN} < V_n \times \phi_b = 18416,2 \times 0,9 = 16574,57 \text{ kN}$$

$$\text{Etki kapasite oranı} : 1384,55 / 16574,57 = 0,084 < 1,0$$

Kesme tasarımı güvenlidir.

Basınç ve eğilme dayanımı

$$\text{Tasarım basınç kuvveti} : P_r = 1384,55 \text{ kN}$$

$$\text{Azaltılmış basınç dayanımı} : P_c = 42342 \text{ kN}$$

Basınç yüklemesi altındaki etki kapasite oranına bağlı olarak, basınç ve eğilme beraber etkimesi durumundaki dayanıma karar verilmiştir.

$$\frac{P_r}{P_c} = \frac{1384,55}{42342} = 0,0327 < 0,2 \text{ olduğundan, Dnk.5.28'e göre hesap yapılmıştır. Basınç}$$

ve eğilme altında mukavemet için;

$$\frac{1384,55}{2 \cdot 42342} + \left(\frac{27483,4}{62142}\right) = 0,46 < 1,00 \text{ olduğundan basınç ve eğilme altında tasarım}$$

güvenlidir.

Stabilite kontrolü

$$\text{Kullanılan yöntem} : \text{ECCS tarafından belirtilen yöntem}$$

$$\text{Kule elastik burkulma gerilmesi} : \sigma_{cr}(z) = 0,605 \cdot E \cdot \frac{t(z)}{R(z)}$$

$$\text{Kule tabanı için tasarım yapıldığından} : \sigma_{cr} = 1521,14 \text{ Mpa}$$

Eksenel yük için azaltma katsayısı (α_a) : $\frac{R}{t} = 83,5 < 212$ olduğundan, $\alpha_a = 0,613$

Eğilme yükü için azaltma katsayısı (α_B) : Dnk.5.32'ye göre $\alpha_B = 0,686$

$\alpha_b \times \sigma_{cr} = 1043,15 \text{ Mpa} > \frac{f_y}{2} = 137,5 \text{ Mpa}$ olduğundan dolayı Dnk.5.34 ile;

Burkulma dayanımı (σ_u) : $\sigma_u = 275 \times [1 - (0,4123 \times (\frac{275}{1043,15}))]$
=224 Mpa

Tasarım değerlendirmesi için kulede oluşacak maksimum gerilme (σ_a) için gerilmeler;

Basınç gerilmesi : $f_a = \frac{P_r}{A}$ $f_a = 5,487 \text{ Mpa}$

Eğilme gerilmesi : $f_b = \frac{M_r}{S}$ $f_b = 119,97 \text{ Mpa}$

Kesme gerilmesi : $f_v = \frac{V_r}{\pi \cdot R \cdot t}$ $f_v = 5,52 \text{ Mpa}$

Maksimum gerilme (Dnk.5.35) : $\sigma_a = \sqrt{(5,487 + 119,97)^2 + 3 \cdot (5,52)^2}$
=125,82 Mpa

Etki kapasite oranı : $\frac{\sigma_a}{\sigma_r} = 0,562 < 1$ olduğundan ECCS'in

belirttiği yöntemle göre stabilite tasarımı güvenlidir.

Yerdeğiştirme kontrolü

Rüzgar türbin kulesinin fırtına senaryosu (EWM50) için kule en üst kotunda, yanal yer değiştirmesi ve kule boyu ile yer değiştirme oranı aşağıda gösterilmiştir.

EWM50 için, $\Delta x_{hub} = 0,329 \text{ m}$

Yer değiştirme oranı % 0,609 < %1 olarak bulunduğundan, yer değiştirme kaynaklı yerel burkulma tehlikesi bulunmamaktadır (Chien ve Jang, 2009).

Yorulma dayanımı kontrolü

- **Hasar Birikim Yöntemi**

Rüzgar türbin kulesinde, kule gövde saclarının kendi aralarında kaynaklandığı ve gövde saclarının bulonlu flanşlara kaynaklandığı birleşimlerin yorulma dayanımları incelenecektir. Gövde-gövde birleşimler için en alt sac ile 2. Sac arasındaki kaynaklı birleşim, gövde-flanş birleşimi için en alt sac ile taban flanşı arasındaki kaynaklı birleşim seçilmiştir.

Detay kategorileri : Gövde-gövde kaynaklı birleşim için 80
: Gövde-flanş kaynaklı birleşim için 71

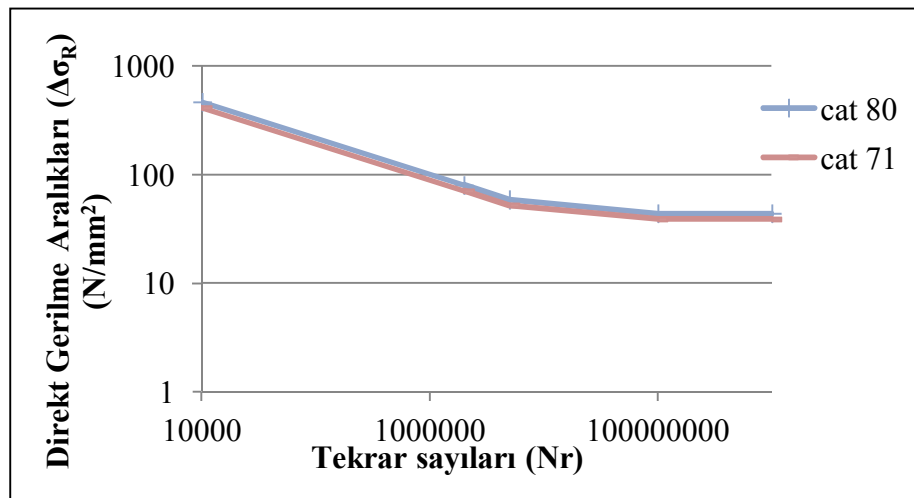
- Yorulma dayanımlarının elde edilmesi

Gövde-gövde kaynaklı birleşim için yorulma dayanımı sınır parametreleri:

Tasarım yorulma dayanımı : $\Delta\sigma_c = 80 \text{ Mpa}$ $N = 2 \times 10^6$
Sabit genlik yorulma sınırı : $\Delta\sigma_D = 58,94 \text{ Mpa}$ $N = 5 \times 10^6$ (Dnk.5.44)
Dayanım sınırı : $\Delta\sigma_L = 43,94 \text{ Mpa}$ $N = 10^8$ (Dnk.5.45)

Gövde-flanş kaynaklı birleşim için yorulma dayanımı sınır parametreleri:

Tasarım yorulma dayanımı : $\Delta\sigma_c = 71 \text{ Mpa}$ $N = 2 \times 10^6$
Sabit genlik yorulma sınırı : $\Delta\sigma_D = 52,31 \text{ Mpa}$ $N = 5 \times 10^6$ (Dnk.5.44)
Dayanım sınırı : $\Delta\sigma_L = 39 \text{ Mpa}$ $N = 10^8$ (Dnk.5.45)



Şekil 6.28 : Cat 80 ve Cat 71 için elde edilen direkt gerilme aralıkları ($\Delta\sigma_R$) ve tekrar sayıları (N_R)

Detay kategorilerine ait, tekrar sayılarına (N_R) bağlı gerilme aralıkları ($\Delta\sigma_R$) denklem (5.42) ve (5.43) ile hesaplanmıştır (Şekil 6.28).

- Tasarım spektrumlarının elde edilmesi

Rüzgar türbinine ait yorulma tasarım spektrumu bulunmadığından, Lavassas ve diğ. (2003) tarafından belirtilen rüzgar hızları (V_m) ve tekrar sayıları (n_r) referans alınmıştır. Hub seviyesindeki 18 farklı rüzgar hızı için kuleye doğrudan etkiyen rüzgar kuvvetleri (WL) hesaplanmıştır (Bölüm 4.1.1). Türbin çalışmasından gelecek rüzgar kuvveti (TWL), farklı rüzgar hızları için Cut_{in} ve Cut_{out} hızlarından yararlanılarak Denklem 6.1’de belirtilen interpolasyonla elde edilmiştir. Cut_{out} hızı için $TWL=200$ kN değeri ve Cut_{in} hızı için $TWL=0$ kabulüne göre farklı rüzgar hızlarında meydana gelecek türbin kuvvetleri elde edilmiştir (Şekil 6.29).

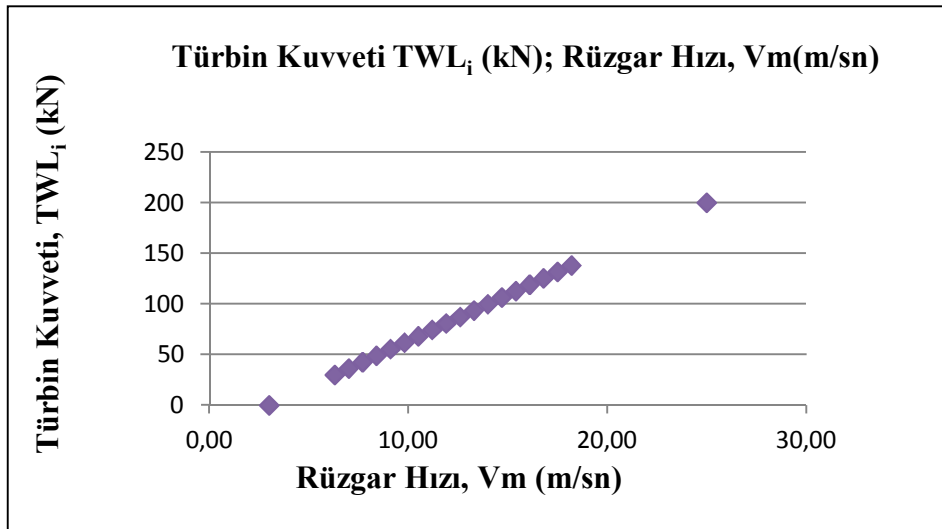
$$V_{cut_{in}}=3 \text{ m/sn}$$

$$TWL_{cut_{in}}=0 \text{ kN}$$

$$V_{cut_{out}}=25 \text{ m/sn}$$

$$TWL_{cut_{out}}=200 \text{ kN}$$

$$TWL_i = \frac{TWL_{cut_{out}} \times V_{m_i} - TWL_{cut_{out}} \times V_{cut_{in}}}{V_{cut_{out}} - V_{cut_{in}}} \quad (6.1)$$



Şekil 6.29 : Rüzgar hızına (V_m) bağlı olarak interpolasyonla elde edilen türbin kuvvetleri (TWL_i)

Hub seviyesindeki farklı rüzgar hızlarında (V_m); hesaplanan servis yüklerinden dinamik etki yaratacak olan WL ve TWL yükleri, Denklem 3.6'ya göre elde edilen dinamik yük artırma katsayısıyla ($D=2,587$) çarpılarak artırılmıştır. Artırılmış yüklerle yapılan analizler sonucu detay kategorilerinde oluşacak eğilme momenti değerleri Çizelge 6.10 ve 6.11’de belirtilmiştir. Eğilme momenti değerlerinden, detay

kategorisinde oluşacak gerilme aralıkları hesaplanacağından sadece rüzgar kuvvetinin yaratacağı etkiler dikkate alınmış; türbin kütlelerinin dış merkezli konumundan kaynaklanan moment değeri sabit olduğundan hesaplarda kullanılmamıştır.

Çizelge 6.10 : Gövde-gövde kaynaklı birleşim için farklı rüzgar hızlarındaki iç kuvvetler (h=2,048 m’de okunan değerler)

Vm(m/sn)	Myy _{cat80} (kNm)	Vm(m/sn)	Myy _{cat80} (kNm)
6,300	4318,087	12,600	12759,68
7,000	5238,119	13,300	13720,04
7,700	6162,631	14,000	14684,88
8,400	7091,624	14,700	15654,2
9,100	8025,098	15,400	16628
9,800	8963,053	16,100	17606,29
10,500	9905,489	16,800	18589,05
11,200	10852,41	17,500	19576,29
11,900	11803,8	18,200	20568,02

Çizelge 6.11 : Gövde-flanş kaynaklı birleşim için farklı rüzgar hızlarındaki iç kuvvetler (h=0’da okunan değerler)

Vm(m/sn)	Myy _{cat71} (kNm)	Vm(m/sn)	Myy _{cat71} (kNm)
6,300	4473,493	12,600	13211,97
7,000	5426,494	13,300	14205,34
7,700	6383,98	14,000	15203,2
8,400	7345,951	14,700	16205,54
9,100	8312,408	15,400	17212,36
9,800	9283,35	16,100	18223,68
10,500	10258,78	16,800	19239,47
11,200	11238,69	17,500	20259,75
11,900	12223,09	18,200	21284,52

Dairesel en kesitte oluşacak eğilme kaynaklı gerilme aralıkları hesaplanırken, normal kuvvet (Nz) etkisi yaratmadığından ve kesme kuvveti (Vx) etkisinin yok sayılabilir derecede olmasından dolayı sadece eğilme momentlerinden (Myy) faydalanılmıştır. Eğilme momentinin kesitte yaratacağı gerilme aralığı;

$$\Delta\sigma = \frac{Mb_{yy}}{W} \quad (6.2)$$

formülüyle hesaplanıp, gerilme aralıkları $\Delta\sigma_i$ elde edilir. Azaltılmış yorulma dayanım verileri ($\Delta\sigma/\gamma_{MF}$), ve dinamik yük artırma katsayısı (D) ile çarpılacak

tasarım gerilme aralık ($\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$) değerlerine karşılık gelen N_i ve n_i değerleri 18 farklı senaryo için hesaplanmış ve hasar koşulunun denklem (5.46)'yı sağlayıp sağlamadığı kontrol edilmiştir.

γ_{Ff} : Yük güvenlik faktörü $\gamma_{Ff}=1,00$

γ_{Mf} : Malzeme güvenlik faktörü $\gamma_{Mf}=1,10$

Rüzgar hızı tekrar sayıları (n_i) ve rüzgar hızlarına kesitlerde meydana getireceği gerilme aralıklarının ($\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$) bulunduğu tasarım spektrumu oluşturulmuştur (Çizelge 6.12-13).

Çizelge 6.12 : Gövde-flanş kaynaklı birleşim için tasarım spektrumu verileri (cat71)

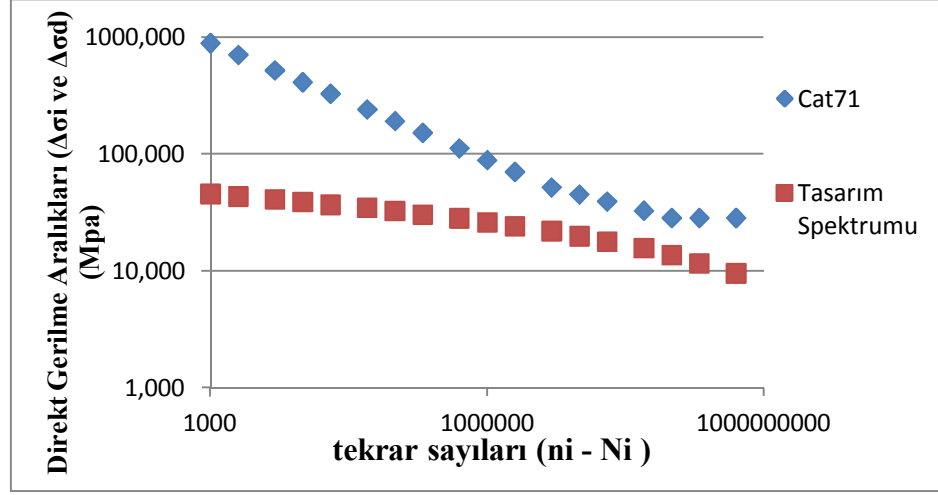
$\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$ (Mpa)	n_i (tkr sayısı)	$\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$ (Mpa)	n_i (tkr sayısı)
9,647	500000000	28,491	500000
11,702	200000000	30,633	200000
13,767	100000000	32,785	100000
15,841	50000000	34,946	50000
17,925	20000000	37,118	20000
20,019	10000000	39,298	10000
22,123	5000000	41,489	5000
24,236	2000000	43,689	2000
26,358	1000000	45,899	1000

Çizelge 6.13 : Gövde-gövde kaynaklı birleşim için tasarım spektrumu verileri (cat80)

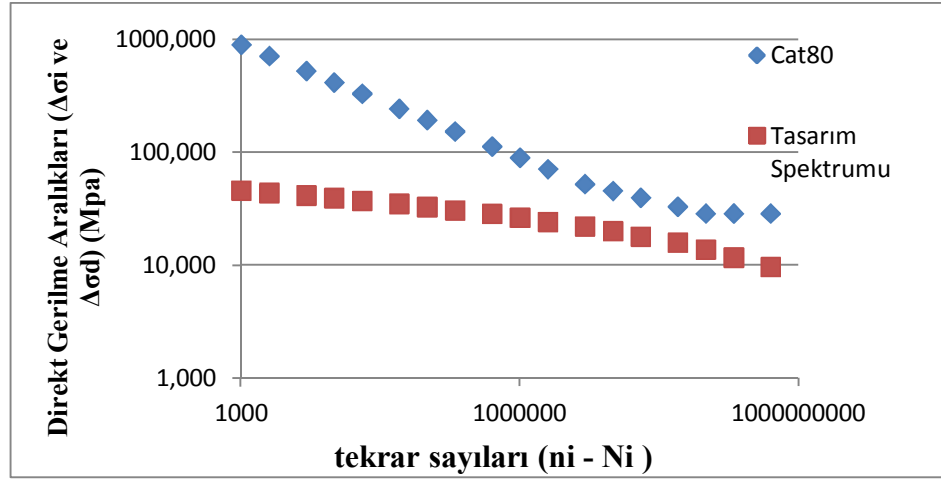
$\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$ (Mpa)	n_i (tkr sayısı)	$\Delta\sigma_i \cdot \gamma_{Ff}$ (Mpa)	n_i (tkr sayısı)
9,312	500000000	27,516	500000
11,296	200000000	29,587	200000
13,289	100000000	31,667	100000
15,293	50000000	33,758	50000
17,306	20000000	35,857	20000
19,328	10000000	37,967	10000
21,361	5000000	40,086	5000
23,403	2000000	42,216	2000
25,454	1000000	44,356	1000

- Tasarım değerlendirmesi

Tasarım spektrumları ve detay kategorilerine göre yorulma dayanımları iki detay kategorisi (Cat71, Cat 80) için aynı grafik üzerinde Şekil 6.30 ve Şekil 6.31'de gösterilmiştir.



Şekil 6.30 : Cat 71 detayı ve tasarım spektrumu için gerilme aralıkları ve tekrar sayıları



Şekil 6.31 : Cat 80 detayı ve tasarım spektrumu için gerilme aralıkları ve tekrar sayıları

Denklem 5.46 koşulu iki detay kategorisi için de incelenmiştir. Her rüzgar hızının kesitlerde yaratacağı gerilme aralıklarına ve detay kategorilerinin oranlarına bağlı olarak tekil hasarlar elde edilmiştir. Tüm rüzgar hızı senaryoları için bu işlem tekrarlanıp tekil hasarlar toplanıldığında iki detay kategorisi için nihai yorulma hasarları elde edilmiştir.

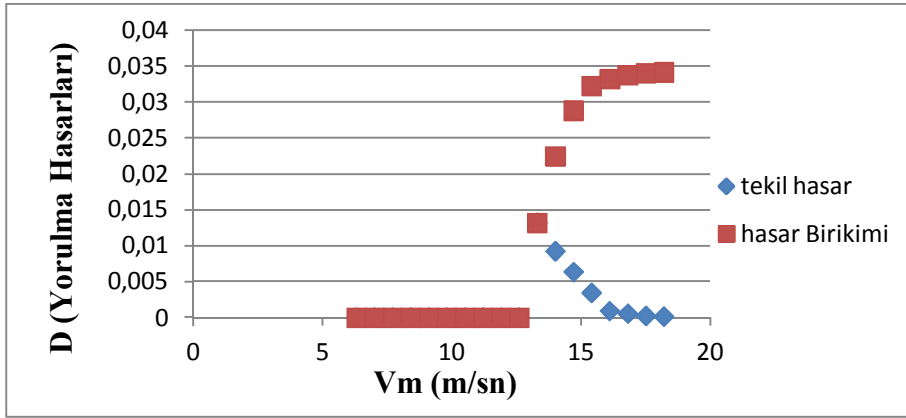
(Cat71) için birikmiş hasar : $\sum D=0,034 > 1,0$ (Gövde-flanş kaynaklı birleşim)

(Cat80) için birikmiş hasar : $\sum D=0,0299 > 1,0$ (Gövde-gövde kaynaklı birleşim)

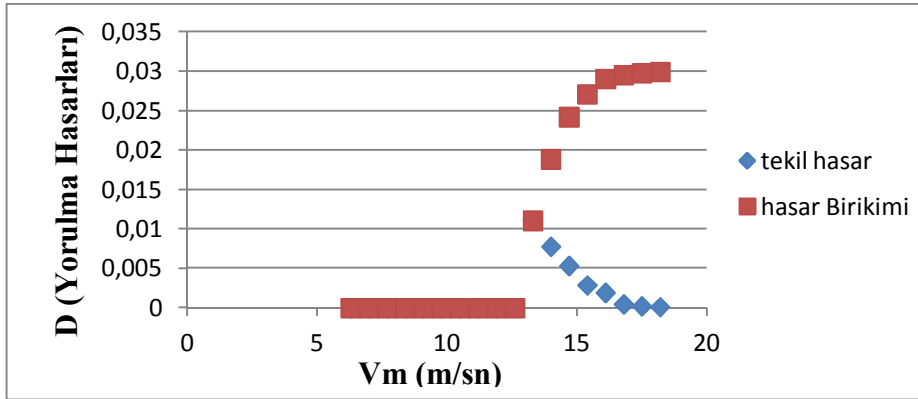
olarak hesaplandığından iki detay kategorisi için de tasarım güvenlidir. Ancak Lavassas ve diğ. (2003) belirttikleri tasarım spektrumunun hangi rüzgar karakteristiklerine sahip olduğu bilgisi bulunmamaktadır. Ayrıca farklı rüzgar

hızlarında rüzgar türbininden gelecek yüklerin temin edilememesinden dolayı tasarım aşamalarında bazı kabuller yapılarak hesaplar sürdürülmüştür. İleride yapılacak çalışmalarda yorulma yüklerinin elde edilmesindeki belirsizliklerin ortadan kalkması, yorulma analizlerinde daha güvenilir sonuçlar verecektir.

18 farklı rüzgar hızının kule detay kategorilerinde oluşturacağı tekil ve birikmiş hasarlar aşağıda (Şekil 6.32-6.33) gösterilmiştir. Yüksek rüzgar hızlarının görülme sıklıklarının daha az olması, düşük rüzgar hızlarının ise oluşturacağı gerilme aralıklarının az olmasından dolayı, önemli ölçüdeki hasar birikiminin ortalama tekrar sayısında gözlenen ve ortalama gerilme aralıklarına neden olan hızlardan kaynaklandığı görülmektedir.



Şekil 6.32 : Cat71 için tekil ve birikmiş hasarlar



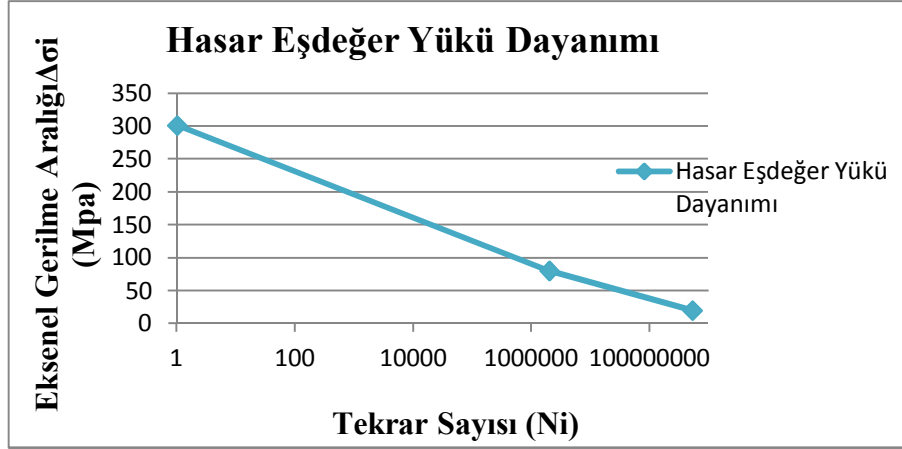
Şekil 6.33 : Cat80 için tekil ve birikmiş hasarlar

- **Hasar eşdeğer yükü değerlendirme yöntemi**
- Hasar eşdeğer yükü yorulma dayanımının belirlenmesi

Eğimi : $m=4$

Referans tekrar sayısı : $N_i=2E6$

Referans gerilme aralığı : $\Delta\sigma_i=80$ Mpa olan bir dayanım doğrusu çizilmiştir (Şekil 6.34).



Şekil 6.34 : Hasar eşdeğer yükü dayanımı

Bu doğru üzerinde silindirik çelik kule için proje ömrü tekrar sayısı $N=5,29E8$ olarak belirtilmiştir(Lanier, 2005). Doğru üzerinde bu tekrar sayısına karşılık gelen yorulma dayanım gerilme aralığı;

$\Delta\sigma_{sr}=19,84$ Mpa olarak hesaplanmıştır.

- Hasar Eşdeğer Yükü yorulma yüklerinin belirlenmesi

Bölüm 6.2.2’de hesaplanan yorulma yüklerinin taban kesitinde oluşturduğu iç kuvvetler SAP 2000 programında yapılan analiz sonucu aşağıdaki gibi hesaplanmıştır (Çizelge 6.14).

Çizelge 6.14 : Hasar eşdeğer yükü (ΔTWL) ve ölü yükün (DL) tabanda oluşturacağı iç kuvvetler (cat71)

Hasar Eşdeğer Yorulma Yükü Kombinasyonu		Fz (kN)	Fx (kN)	Myy (kNm)
DL+ ΔTWL	Combination	1153,79	13,94	1538,54

Taban kesitinde oluşacak gerilme eksenel gerilme için;

$$\Delta\sigma_{DEL} = \frac{M_{yy} \times D}{W} = \frac{1538,54 \times 2,587}{\pi \cdot (3,675^4 - 3,631^4)/(16 \times 3,675)} = 8,69 \text{ Mpa}$$

Yorulma tasarım gerilmesi;

$$\Delta\sigma_{DEL,tasarim} = \Delta\sigma_{DEL} \times \gamma_{sd} \times \gamma_C = 8,69 \times 1,15 \times 1,1 = 10,99 \text{ Mpa}$$

- Hasar eşdeğer yükü yorulma tasarım değerlendirmesi

Hesaplanan yorulma tasarım gerilmesi ile elde edilen dayanım karşılaştırıldığında;

$$\text{Etki kapasite oranı} = \frac{\Delta\sigma_{DEL,tasarim}}{\Delta\sigma_{sr}} = \frac{10,99\text{Mpa}}{19,84\text{Mpa}} = 0,553 > 1 \text{ olarak bulunmuştur. Hasar}$$

eşdeğer yükü değerlendirme yöntemine göre tasarım güvenlidir. Eurocode 1993-1-9'da belirtilen detay kategorileri için $N_i=5,29E8$ için gerilme aralıkları;

Cat71 için : $\Delta\sigma_{sr_cat71}=39\text{ Mpa}$

Cat 80 için : $\Delta\sigma_{sr_cat80}=43,94\text{ Mpa}$ olarak hesaplanmıştır.

Gövde flanş bağlantısı (cat71) kontrolü tabanda oluşacak iç kuvvetlerden elde edilen gerilme aralıklarıyla yapılabileceğinden, etki kapasite oranı;

$$\text{Cat71_etki/kapasite} = \frac{\Delta\sigma_{DEL,tasarim}}{\Delta\sigma_{sr_cat71}} = \frac{10,99\text{Mpa}}{39\text{Mpa}} = 0,282 > 1 \text{ olarak bulunduğuundan}$$

tasarım güvenlidir.

Gövde sacları arası kaynak birleşimi (cat80) için oluşacak iç kuvvetler;

Çizelge 6.15 : Hasar eşdeğer yükü (ΔTWL) ve ölü yükün (DL) 2,048 m'de oluşturacağı iç kuvvetler (cat80)

Hasar Eşdeğer Yorulma Yükü Kombinasyonu		Fz (kN)	Fx (kN)	Myy (kNm)
DL+ ΔTWL	Combination	1113,99	13,94	1510

2,048 (Detay kategorisi için en yüksek eğilme momentinin oluşacağı kot) metrede oluşacak eksenel gerilme için;

$$\Delta\sigma_{DEL} = \frac{M_{yy} \times D}{W} = \frac{1510 \times 2,587}{\pi \cdot (3,675^4 - 3,631^4) / (16 \times 3,675)} = 8,53\text{ Mpa}$$

Yorulma tasarım gerilmesi;

$$\Delta\sigma_{DEL,tasarim} = \Delta\sigma_{DEL} \times \gamma_{sd} \times \gamma_c = 8,53 \times 1,15 \times 1,1 = 10,79\text{ Mpa}$$

$$\text{Cat80_etki/kapasite} = \frac{\Delta\sigma_{DEL,tasarim}}{\Delta\sigma_{sr_cat80}} = \frac{10,79\text{Mpa}}{43,94\text{Mpa}} = 0,245 > 1 \text{ olarak bulunduğuundan}$$

tasarım güvenlidir.

6.2.6 Flanş birleşimleri tasarımı

Üst, orta-üst ve orta-alt flanş tasarımı

Sınır duruma göre statik dayanımları kontrol edilecek üç flanşa ait Şekil 5.8’de verilen geometrik özellikler ve dayanım hesapları için gerekli diğer parametreler aşağıda verilmiştir (Çizelge 6.16).

Çizelge 6.16 : Üst, orta-üst ve orta-alt flanşlar için parametreler

PARAMETRELER			
FLANŞ İSMİ	ÜST FLANŞ	ÜST-ORTA FLANŞ	ALT-ORTA FLANŞI
a (mm)=	36,5	62,5	62,5
b (mm)=	66	87,5	87,5
s (mm)=	14	14	20
t (mm)=	55	68	68
bulon çapı (mm)=	24	36	36
As (mm ²)=	353	817	817
db (delik çapı) (mm)=	26	39	39
dw (pul çapı) (mm)=	44	66	66
γ_{M2} =	1,25	1,25	1,25
rb (mm)=	1052,5	1405	1750
rs (mm)=	1111,5	1485,5	1827,5
c (mm)=	122,4	122,5	114,5
c' (mm)=	96,4	83,55	75,5
gövde_fyd (Mpa)=	275	275	275
flanş_fyd (Mpa)=	355	355	355
fub (Mpa)=	1000	1000	1000
Bulon_fyd(Mpa)=	900	900	900
BULON SAYISI	54	72	96

Üst flanş için kontrol

Üst flanşta bulunan, bir adet bulonun güvenle taşıyabileceği çekme kuvveti: F_{trd}

10.9 kalitesinde M24 bulonu için;

$F_u=1000 \text{ N/mm}^2$

$$Ab = \frac{\pi \times 24^2}{4} = 452,16 \text{ mm}^2$$

$$F_{tb} = 0,75 \times 1000 = 750 \text{ N / mm}^2$$

$$B_{ntb} = 750 \times \frac{452,16}{1000} = 339,12 \text{ kN}$$

LRFD yöntemine göre:

$F_{trd} = 0,75 \times 339,12 = 254,34 \text{ kN}$ olarak hesaplanmıştır. Flanş birleşiminin karakteristik eğilme dayanımları;

Bulon aksında azaltılmış flanş eğilme dayanımı, Denklem 5.50 ile;

$$M'_{PL,2} = \frac{96,40 \times 55^2}{4} \times 355 = 25880,88 \text{ kNmm}$$

Flanşın tam eğilme dayanımı Denklem 5.51 ile;

$$M_{PL,2} = \frac{122,40 \times 55^2}{4} \times 355 = 32861,07 \text{ kNmm}$$

Bulon etkisiyle aktarılabacak ek eğilme dayanımı katkısı Denklem 5.52 ile;

$$\Delta M_{PL,2} = \frac{254,34}{2} \times \frac{44 + 26}{4} = 2225,48 \text{ kNmm olarak hesaplanmıştır.}$$

Hangi göçme modunun geçerli olduğunu ve mekanizma durumlarına ait dayanımları belirlemek için iterasyonlar yapılmıştır. Yapılan iterasyonlar sonucu elde edilen sonuçlar Çizelge 6.17'de belirtilmiştir.

Çizelge 6.17 : Üst flanş tasarım dayanımı için ön değerler

ÜST FLANŞ			
M _{pl,2} (kN.mm)	255880,88		
M _{pl,2} (kN.mm)	32861,07		
ΔM _{pl,2} (kN.mm)	2225,48		
Göçme Modu	F _u (kN)	M _{pl,3} (kNmm)	Göçme durumunun geçerli olması şartı
A	254,34	0	Gövde elemanın eğilme dayanımı aşılmamıştır. F_u x b=254,34x66>0=M_{pl,3} Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmamıştır. F_u< 122,4 x 14 x275=471,240 kN

Çizelge 6.17 (devam): Üst flanş tasarım dayanımı için ön değerler

ÜST FLANŞ			
B	105,85	1566,15	Flanşın minimum eğilme dayanımı(bulon merkezinde) aşılmamıştır. $R \times a = 5419,9 \leq M_{pl,2} = 32861,07$ kNmm Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmamıştır. $F_u < 122,4 \times 14 \times 275 = 471,24$ kN
D	430,04	275,87	Şartları sağlamıyor.
E	647,38	-261,8	Şartları sağlamıyor.

İterasyon sonucu elde edilen, M-N veya M-V etkileşimiyle sırasıyla gövdenin veya flanşın eğilme dayanımında ($M_{PL,3}$), kabuk elemanın aksenal çekme kapasitesi belirleyici olmuştur ($M_{PL,3}=1566,15$ kNmm)

Yukarıdaki çizelgeye göre A ve B modlarının gerçekleşme şartları sağlanıyor. Ancak B moduna ait dayanım daha düşük bir değer olduğundan üst flanş için nihai dayanım; $F_u=105,85$ kN olarak hesaplanmıştır.

Orta üst flanş için kontrol

Orta-Üst flanşta bulunan, bir adet bulonun güvenle taşıyabileceği çekme kuvveti: F_{trd} 10.9 kalitesinde M36 bulonu için

$F_u=1000$ N/mm²

$$A_b = \frac{\pi \times 36^2}{4} = 1017,36 \text{ mm}^2$$

$$F_{tb} = 0,75 \times 1000 = 750 \text{ N / mm}^2$$

$$B_{ntb} = 750 \times \frac{1017,36}{1000} = 763 \text{ kN}$$

LRFD yöntemine göre:

$$F_{trd} = 0,75 \times 763 = 572,25 \text{ kN olarak hesaplanmıştır.}$$

Flanş birleşiminin karakteristik eğilme dayanımları;

Bulon aksında azaltılmış flanş eğilme dayanımı, Denklem 5.50 ile;

$$M'_{PL,2} = \frac{83,55 \times 68^2}{4} \times 355 = 34286,11 \text{ kNmm}$$

Flanşın tam eğilme dayanımı Denklem 5.51 ile;

$$M_{PL,2} = \frac{122,55 \times 68^2}{4} \times 355 = 50290,93 \text{ kNmm}$$

Bulon etkisiyle aktarılabacak ek eğilme dayanımı katkısı Denklem 5.52 ile;

$$\Delta M_{PL,2} = \frac{572,25}{2} \times \frac{66+39}{4} = 7510,78 \text{ kNmm olarak hesaplanmıştır.}$$

Hangi göçme modunun geçerli olduğunu ve mekanizma durumlarına ait dayanımları belirlemek için iterasyonlar yapılmıştır. Yapılan iterasyonlar sonucu elde edilen sonuçlar Çizelge 6.18'de belirtilmiştir.

Çizelge 6.18 : Orta-üst flanş tasarım dayanımı için ön değerler

ORTA-ÜST FLANŞ			
M'pl,2 (kN.mm)	34286,11		
Mpl,2 (kN.mm)	50290,93		
ΔMpl,2 (kN.mm)	7510,78		
Göçme Modu	Fu(kN)	Mpl,3 (kNmm)	Göçme durumunun geçerli olması şartı
A	572,25	0	Gövde elemanın eğilme dayanımı aşılmamıştır. Fu x b=572,25x36,5>0=Mpl,3 Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmıştır.(Mod geçersiz) Fu > 122,55 x 14 x275=471,82 kN
B	246,44	1200,79	Flanşın minimum eğilme dayanımı(bulon merkezinde) aşılmamıştır. R x a = 20363,12 kNmm ≤ Mpl,2 = 50290,93 kNmm Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmamıştır. Fu< 98,66 x 14 x275=379,84 kN
D	599,71	-1016,68	Şartları sağlamıyor.
E	775,25	-2807,16	Şartları sağlamıyor.

İterasyon sonucu elde edilen, M-N veya M-V etkileşimiyle sırasıyla gövdenin veya flanşın eğilme dayanımında ($M_{PL,3}$), kabuk elemanın eksenel çekme kapasitesi belirleyici olmuştur ($M_{PL,3}=1200,79$ kNmm)

Yukarıdaki çizelgeye göre A modunda sağlanan dayanım için, gövde çekme kuvveti etkisinde akma dayanımına ulaşmış durumda olmaktadır. Bu nedenle gövdeden gelecek akma dayanım kapasitesi A göçme modunun nihai dayanımı olarak düşünülebilir ($F_{uA-nihai}=471,82$ kN). B modunun gerçekleşme şartları sağlanmaktadır. Karşılaştırma yapılırsa B moduna ait dayanım daha düşük bir değer olduğundan orta-üst flanş için nihai dayanım;

$F_u=264,44$ kN olarak hesaplanmıştır.

Orta alt flanş için kontrol

Orta-Alt flanşta bulunan, bir adet bulonun güvenle taşıyabileceği çekme kuvveti: F_{trd}
10.9 kalitesinde M36 bulonu için

$F_u=1000$ N/mm²

$$A_b = \frac{\pi \times 36^2}{4} = 1017,36 \text{ mm}^2$$

$$F_{tb} = 0,75 \times 1000 = 750 \text{ N / mm}^2$$

$$B_{ntb} = 750 \times \frac{1017,36}{1000} = 763 \text{ kN}$$

LRFD yöntemine göre:

$F_{trd} = 0,75 \times 763 = 572,25$ kN olarak hesaplanmıştır.

Flanş birleşiminin karakteristik eğilme dayanımları;

Bulon aksında azaltılmış flanş eğilme dayanımı, Denklem 5.50 ile;

$$M'_{PL,2} = \frac{75,48 \times 68^2}{4} \times 355 = 30975,14 \text{ kNmm}$$

Flanşın tam eğilme dayanımı Denklem 5.51 ile;

$$M_{PL,2} = \frac{114,48 \times 68^2}{4} \times 355 = 46979,96 \text{ kNmm}$$

Bulon etkisiyle aktarılacak ek eğilme dayanımı katkısı Denklem 5.52 ile;

$$\Delta M_{PL,2} = \frac{572,25}{2} \times \frac{66+39}{4} = 7510,78 \text{ kNmm olarak hesaplanmıştır.}$$

Hangi göçme modunun geçerli olduğunu ve mekanizma durumlarına ait dayanımları belirlemek için iterasyonlar yapılmıştır. Yapılan iterasyonlar sonucu elde edilen sonuçlar Çizelge 6.19’da belirtilmiştir.

Çizelge 6.19 : Orta-alt flanş tasarım dayanımı için ön değerler

ORTA-ALT FLANŞ			
M _{pl,2} (kN.mm)	30975,14		
M _{pl,2} (kN.mm)	46979,96		
ΔM _{pl,2} (kN.mm)	7510,78		
Göçme Modu	F _u (kN)	M _{pl,3} (kNmm)	Göçme durumunun geçerli olması şartı
A	572,25	0	Gövde elemanın eğilme dayanımı aşılmamıştır. F_u x b=572,25x36,5>0=M_{pl,3} Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmamıştır. (F_u > 114,48 x 20 x275=629,64 kN
B	220,01	2763,79	Flanşın minimum eğilme dayanımı(bulon merkezinde) aşılmamıştır. R x a = 22015 kNmm ≤ M_{pl,2} = 46979,96 kNmm Gövde elemanı akma gerilmesine ulaşmamıştır. F_u< 114,48 x 20 x275=629,64 kN
D	573,815	533,46	Şartları sağlamıyor.
E	746,22	-1273,78	Şartları sağlamıyor.

İterasyon sonucu elde edilen, M-N veya M-V etkileşimiyle sırasıyla gövdenin veya flanşın eğilme dayanımında ($M_{PL,3}$), kabuk elemanın aksenal çekme kapasitesi belirleyici olmuştur ($M_{PL,3}=2763,79 \text{ kNmm}$)

Yukarıdaki çizelgeye göre A ve B modlarının gerçekleşme şartları sağlanıyor. Ancak B moduna ait dayanım daha düşük bir değer olduğundan üst flanş için nihai dayanım; $F_u=220,01 \text{ kN}$ olarak hesaplanmıştır.

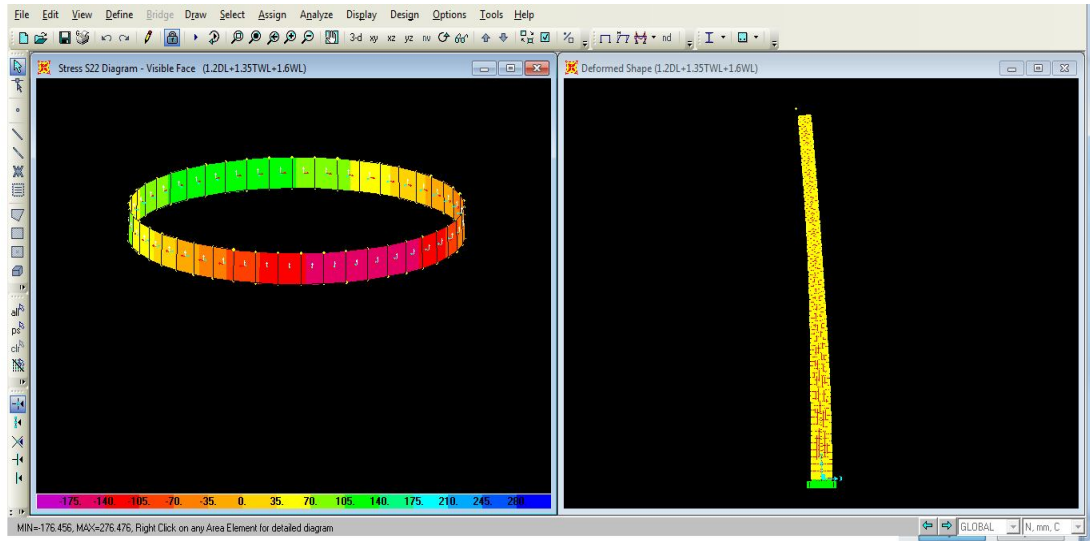
Flanşlara ait göçme durumları incelendiğinde; mekanizma koşullarını sağlamak koşulu ile en düşük dayanım değerleri, o flanşa ait tasarım dayanımı (F_u) olarak belirlenmiştir. Çizelge 6.20’de üç flanşa ait nihai dayanımlar (F_u), bu dayanımlara ulaşıldığında kule gövdesinde meydana gelecek gerilmeler (σ_u) görülmektedir.

Çizelge 6.20 : Flanşların tasarım dayanımları

Flanşlar	Göçme Modu	F_u (kN)	σ_u (Mpa)
Üst Flanş	B	105,85	61,77
Orta_üst Flanş	B	246,44	178,42
Alt_orta Flanş	B	220,01	90,56

SAP 2000 programında LFRD yük kombinasyonları ile sistemin analizinde elde edilen sonuçlar incelenmiştir (Şekil 6.35). EWM50 senaryosu “1.35TWL+1,6WL+1,2DL” kombinasyonu analiz sonucu kesitte oluşan eksenel kuvvet (F_z) ve eğilme momenti (M_r) kullanılarak aşağıda belirtilen formülle tasarım gerilme $\sigma_{N,ud}$ değerleri elde edilmiştir.

$$\sigma_{N,ud} = \frac{F_z}{A} + \frac{M_r}{W} \quad (6.3)$$



Şekil 6.35 : SAP 2000 analiz sonuçlarının incelenmesi

Elde edilen tasarım gerilmeleri, flanş bağlantılarına ait dayanımlarla karşılaştırılmıştır. Çizelge 6.20 incelendiğinde üst flanş, orta_üst flanş ve alt_orta flanşların statik dayanımlarının yeterli olduğu görülmektedir.

Çizelge 6.21 : Tasarım değerlendirmesi

Flaşlar	$\sigma_{N,ud}$ (Mpa)	σ_u (Mpa)	$\sigma_{N,ud}/\sigma_{N,U}$
ÜST FLANŞ	17,729	61,77	0,287
ORTA_ÜST FLANŞ	72,645	178,42	0,407
ALT_ORTA FLANŞ	59,703	90,56	0,659

Taban flaş statik dayanım tasarımı

Şekil 5.11’de T-stub bağlantısına ait parametreler taban flaşı geometrik verilerine göre aşağıdaki gibidir;

$$t_f=68 \text{ mm}$$

$$m=74 \text{ mm}$$

$$n=70 \text{ mm}$$

$$db=36 \text{ mm}$$

b_{eff} = Denklem 5.59’a göre bu bölümde hesaplanacaktır.

- Çelik malzeme davranışı idealizasyonu

Taban flaşı statik dayanım hesabında gerekli olan, Şekil 5.13’te belirtilmiş çelik malzemeye ait gerilme şekil değiştirme idealizasyonu için parametreler aşağıda belirtilmiştir.

Flaş malzeme (S355) akma dayanımı : $f_y = 355 \text{ Mpa}$

Flaş malzeme (S355) kopma dayanımı : $f_u = 510 \text{ Mpa}$

Flaş Elastisite Modülü : $E = 210000 \text{ Mpa}$

Yapılan Kabuller;

- $E_h=2,975 \text{ Mpa}$ (Piluso ve diğ. (2001b) deneysel çalışma ortalaması)
- $E_u=434,89 \text{ Mpa}$ (Piluso ve diğ. (2001b) deneysel çalışma ortalaması)
- Çelik malzeme akma dayanımına başladığı uzama ile akmanın sona erdiği uzamanın 10’da biri olarak kabul edilmiştir. ($\epsilon_h = 10 \times \epsilon_y$)
- Çelik malzeme kopma uzaması $\epsilon_u = 0,15$ olarak kabul edilmiştir.

Yukarıda belirtilen verilere ve kabullere göre taban flaş hücresine ait şekil değiştirme verileri dört karakteristik nokta için aşağıda hesaplanmıştır.

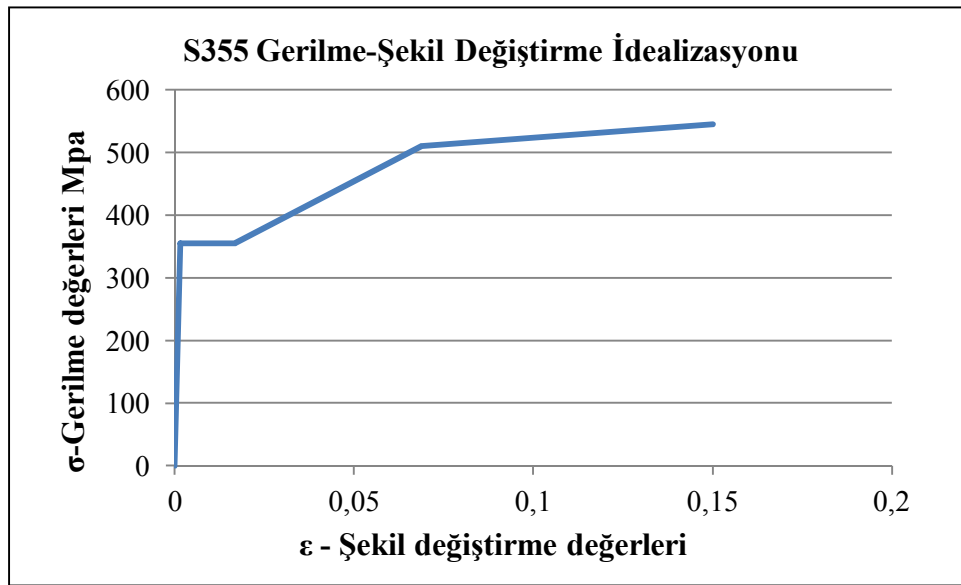
$$\varepsilon_y = \frac{f_y}{E} = \frac{355}{210000} = 1,69 \times 10^{-3}$$

$$\varepsilon_h = 10 \times \varepsilon_y = 16,9 \times 10^{-3}$$

$$\varepsilon_h = \varepsilon_h + \frac{f_u - f_y}{E_h} = 16,9 \times 10^{-3} + \frac{(510 - 355)}{2,975} = 0,069$$

$$\varepsilon_u = 0,15$$

Yukarıda yapılan kabuller ve hesaplar doğrultusunda gerilme-uzama eğrisi Şekil 6.36'daki gibi elde edilmiştir.



Şekil 6.36 : Hesaplanan gerçek şekil değiştirme ve gerçek gerilme eğrisinin multilineer modeli (S355)

Taban flanşı hücresi (T-stub) moment kapasitesi hesabı

Eğrilik verileri, 4 karakteristik nokta için aşağıdaki gibi hesaplanmıştır.

$$\chi_y = \frac{(2 \times 1,69 \times 10^{-3})}{65} = 4,972 \times 10^{-5}$$

$$\chi_h = \frac{(2 \times 16,9 \times 10^{-3})}{65} = 4,972 \times 10^{-4}$$

$$\chi_h = \frac{(2 \times 0,069)}{65} = 0,0020296$$

$$\chi_h = \frac{(2 \times 0,15)}{65} = 0,0044118$$

Eğrilik verileri 4 karakteristik nokta için normalize edilmiştir. 5.62-5.65 denklemleri arası taban flanş hücresi moment kapasite oranları bu değerlerle hesaplanmıştır.

$$\bar{\chi}_y = \frac{\chi_y}{\chi_y} = 1$$

$$\bar{\chi}_h = \frac{\chi_h}{\chi_y} = \frac{4,972 \times 10^{-4}}{4,972 \times 10^{-5}} = 10$$

$$\bar{\chi}_m = \frac{\chi_m}{\chi_y} = \frac{0,0020296}{4,972 \times 10^{-5}} = 40,82$$

$$\bar{\chi}_u = \frac{\chi_u}{\chi_y} = \frac{0,0044118}{4,2972 \times 10^{-5}} = 88,73$$

T-stub için moment kapasite oranları;

Denklem 5.63' göre; $\frac{M_h}{M_y} = \frac{1}{2} \times [3 - (\frac{1}{10})^2] = 1,495$

Denklem 5.64'e göre;

$$\frac{M_m}{M_y} = \frac{1}{2} \cdot [3 - (\frac{1}{40,82})^2] + \frac{1}{2} \cdot \frac{2975}{210000} \cdot \frac{(40,82 - 10)}{1} \cdot (1 - \frac{10}{40,82}) \cdot (2 + \frac{10}{40,82}) = 1,870$$

Denklem 5.65'e göre;

$$\begin{aligned} \frac{M_u}{M_y} &= \frac{1}{2} \cdot [3 - (\frac{1}{88,73})^2] + \frac{1}{2} \cdot \frac{2975}{210000} \cdot \frac{(88,73 - 10)}{1} \cdot (1 - \frac{10}{88,73}) \cdot (2 + \frac{10}{88,73}) \\ &- \frac{1}{2} \cdot \frac{2975 - 434,9}{210000} \cdot \frac{(88,73 - 40,82)}{1} \cdot (1 - \frac{40,82}{88,73}) \cdot (2 + \frac{40,82}{88,73}) = 2,160 \end{aligned}$$

olarak hesaplanmışlardır.

T-stub flanşı için efektif uzunluk aşağıdaki gibi hesaplanır. Dairesel taban flanşında bir hücre genişliği $b = 191,54$ mm iken efektif genişlik (b_{eff}) denklem 5.59'a göre;

$$b_{eff} = \min[37 + 2 \times 74; 191,54] = 148 \text{ mm olarak bulunmuştur.}$$

T-stub flanşında en dış lifin akmasına karşılık gelen moment değeri denklem 5.60'ya göre;

$$M_y = \frac{148 \times 68^2}{6} \times 355 = 40490,83 \text{ kNmm}$$

Nihai moment akma dayanımı;

$$M_u = 2,160 \times 40490,83 = 87479,32 \text{ kNmm}$$

Bulon dayanım alanı ve kopma dayanımı M36 için:

$$A_b = \frac{\pi \times 36^2}{4} = 1017,36 \text{ mm}^2$$

$$B_u = 0,75 \times 1000 \times 1017,36 = 763,41 \text{ kN olarak hesaplanmıştır.}$$

Mekanizma tipini belirleyecek β_u parametresi denklem 5.66'ya göre;

$$\beta_u = \frac{4 \times 87479,32}{2 \times 763,41 \times 74} = 2,323 \text{ olarak hesaplanmıştır.}$$

β_u değeri için limit değer ($\beta_{u,lim}$) hesaplanır:

$$\lambda = \frac{n}{m} = \frac{70}{74} = 0,95$$

Denklem 5.67'ye göre sınır değer;

$$\beta_{u,lim} = \frac{2 \times 0,95}{1 + 0,95} \times \left[1 - (1 + 0,95) \cdot \frac{66}{8 \cdot 70} \right] = 0,504 \text{ olarak elde edilmiştir.}$$

$\beta_u = 2,323 > 2$ olduğundan 3. mekanizma geçme durumu gerçekleşecektir. 2 bulon da kopma dayanımı B_u 'ya ulaşacaktır. Buna göre dayanım;

$$F_{u,3} = 2 \times B_u = 2 \times 763,40 = 1526 \text{ kN olacaktır.}$$

Hesaplanan dayanımın (F_u), kule gövde kesitinde akma yaratma kriteri incelenir.

Dayanıma ulaşıldığında, gövdede yaratacağı aksel gerilme;

$$\sigma_u = \frac{1526 \text{ kN}}{148 \text{ mm} \times 22 \text{ mm}} = 468,92 \text{ Mpa} > f_{y,gövde} = 275 \text{ Mpa olduğundan nihai dayanım gövde}$$

elemanın akma dayanımına eşit olacaktır. Nihai dayanım;

$$\sigma_u = 275 \text{ Mpa olarak hesaplanmıştır.}$$

Tasarım değerlendirmesi

Yapının, SAP 2000 LFRD yükleme kombinasyonları ile analizi sonucu tabanında oluşacak maksimum moment ve normal kuvvet değerleri aşağıdaki gibidir.

$$\text{LRFD kombinasyonu} : 1,2\text{DL} + 1,35\text{TWL} + 1,6\text{WL}$$

Taban Basınç kuvveti : Pr = 1384,55 kN

Taban Eğilme momenti : Mr= 27483,4 kNm

Taban için tasarım gerilmesi,

$$\sigma_{u,d} = \frac{Mr}{W} + \frac{Fz}{A} = 65,47 \text{ Mpa olarak hesaplanmıştır.}$$

$\sigma_{u,3} = 275 \text{ Mpa} > 65,47 \text{ Mpa}$ olduğundan tasarım güvenlidir.

7. SONUÇLAR

Bu tez çalışması kapsamında MİLRES projesinin ilk hedefi olan 500 kW'lık rüzgar türbinine ait silindirik çelik kulenin ön tasarım boyutlarına göre tasarım kriterleri incelenmiştir. Bir rüzgar türbin kulesinin tasarımında izlenmesi gereken yol adım adım açıklanmış ve sayısal sonuçlarla değerlendirmeler yapılmıştır.

Kule tasarımı sınır durum analizlerini ve ekonomik kıstasları aynı anda karşılayabilmelidir. Tasarımda belirleyici olan rüzgar yükleri sonucu kule z ekseninde iç kuvvet değerleri tabandan yukarıya doğru azalmaktadır. Kulenin tam silindirik yerine konik olarak ve azalan gövde kalınlıklı olarak tasarlanması, kullanılacak malzemeyi azalttığından ekonomik olmaktadır.

Çalışmada üç farklı kule doğal frekansı belirleme yöntemi karşılaştırılmış daha kesin sonuçlar veren modal analiz sonuçları tasarım verisi olarak kullanılmıştır. Ancak ön boyutlandırma çalışmalarında hızlı işlem yapabilmek adına modal analiz sonuçlarına yakın sonuçlar veren Rayleigh metodu tercih edilebilir.

Rüzgar türbin kuleleri tasarımı sadece statik yüklemelerin değil aynı zamanda dinamik yüklerin de görüldüğü yapılardır. Bu nedenle kulenin rüzgar türbini ve pervaneleriyle rezonansa girme ihtimali en aza indirilmelidir. Tasarlanan rüzgar türbin kulesi yumuşak ($1P < f_n < 3P$) ise; kulenin doğal frekansı, rüzgar türbinin istenen çalışma frekansları ($1,1P$ ve $2,7P$) aralığının merkezine yakın olması hesap belirsizliklerinden doğacak rezonansı engelleyeceği gibi, yorulma yüklerini doğrudan etkileyen dinamik yük artırma katsayısını azaltacak ve tasarımı daha güvenli hale getirecektir.

Çelik rüzgar türbin kulelerinin tasarımında belirleyici olması beklenen rüzgar kuvvetlerinden doğan etkilerin, deprem kuvvetlerinin yarattıklarına göre oldukça büyük mertebelerde oldukları görülmüştür. EN 1991-1-4 ve ASCE7-05 ile silindirik çelik kule yüzeyinde rüzgar hızına bağlı kuvvet hesaplarına göre iki yönetmeliğe göre de rüzgar hızının yaratacağı basınç değerleri yakın mertebelerdedir. EN 1991-1-4 için yapısal faktör ($C_s C_d$) ASCE 7-05 için sağanak faktörü (G_f) hesap aşamaları olarak birbirine oldukça benzemektedir; ancak $C_s C_d$ değeri daha yüksek olarak

hesaplanmıştır. Öte yandan, dairesel en kesitli yapılarda rüzgar basıncı dağılımı için EN 1991-1-4'te özel bir yöntem tanımlanırken, ASCE 7-05'te çap ve kalınlığa bağlı bir yük azaltıcı faktör tanımlanmıştır. Tasarım yükleri hesabında rüzgar basıncı dağılımı için EN 1991-1-4'e paralellik gösteren Greiner'in formülü (Brown ve Nielsen, 2005'te atıfta bulunduğu gibi) kullanılmıştır. EWM50 fırtına senaryosunun 1,2DL+1,35TWL+1,6WL kombinasyonu sonucu oluşan iç kuvvetler, en yüksek değerde olmaları nedeniyle kule elemanlarının dayanım tahkiklerinde kullanılmıştır.

Rüzgar türbin kulelerinin tasarımında gövde ve flanşlar için tahkikler yapılmıştır. Gövde tasarımında; dayanım, stabilite, yer değiştirme ve yorulma olmak üzere dört sınır durumu şartları incelenmiştir. Dayanım için AISC 360-05'te belirtilen LRFD yöntemi ile basınç, eğilme, kesme ile basınç ve eğilme birlikte durum için tasarım değerlendirilmiştir. En yüksek etki-kapasite oranının görüldüğü durum basınç ve eğilmenin birlikte olduğu durum olmuştur.

Stabilite sınır durumu için AISC 360-05 yönetmeliği narinlik kavramını kullanmakta olup, kaynak imalatı sebepli kusur faktörünü kullanmamaktadır. Bu nedenle ECCS tarafından yayınlanan yöntem ile kule stabilite tahkiki yapılmıştır. Etki kapasite oranı dayanımda elde edilen en yüksek etki oranından daha yüksektir.

Yer değiştirme sınır durumu yönetmelikte özel bir değerle sınırlandırılmamıştır. Ancak IEC 61400-1 tarafından yerdeğiştirmelerinin türbin çalışmasını engellemeycek mertebelerde kalması sınırı belirtilmiştir. Yerel burkulmaları önlemek adına, Chien ve Jang (2009) en yüksek yanal yerdeğiştirme ile kule boyu arasındaki oranın %1'den az olmasını önermektedir. Yer değiştirme kontrolleri yapılan kulede bu oran %1'den az bulunmuştur.

Yorulma dayanımı değerlendirme yöntemleri hasar eşdeğer yükü metodu gerekli olan farklı rüzgar senaryolarında türbinden etkiyecek yükler temin edilememiştir. Bu nedenle Lewin (2010) tarafından belirtilen, Lanier'in çalışmasında (2005) kullandığı yorulma yüklerinin türbin enerji kapasitelerine bağlı formülü kullanılmıştır. Sonuçlar değerlendirildiğinde tasarımın yorulma açısından güvenli olduğu görülmektedir.

Yorulma dayanımı kontrolünde hasar birikim metodu için, tasarım spektrumu Lavassas ve diğ. (2003) çalışmasında belirtilen rüzgar hızları ve tekrar sayılarından yola çıkılarak elde edilmiştir. Bu verilerin alındığı bölgenin karakteristik rüzgar

durumu ve hızları ile ilgili bir veri olmadığından yorulma dayanımı açısından net bir sonuca varılamamaktadır. Ayrıca türbinden farklı rüzgar hızlarında gelecek rüzgar kuvvetlerinin temin edilememesi hesaplarda bazı belirsizliklere sebep olmaktadır..

Bu tez çalışmasında, rüzgar türbininden etkiyecek rüzgar kuvveti analizlere, iki senaryo (EOG50, EWM50) için de aynı değer olarak katılmıştır. Türbinin kendini frenlemesi, ani dönmesi gibi durumlar için yükleme değeri bilgileri, proje kapsamında temin edilememiştir.

İleriye yönelik çalışmalarda tasarım spektrum elde edilme yöntemlerinin geliştirilmesi ve farklı senaryolarda türbinden etkiyecek rüzgar kuvvetlerinin temin edilmesi, sonuçların güvenilirliği açısından önem gösterecektir

Üst flanşlar için statik dayanım sınır durumunda, B modu göçme tipi gerçekleşmiştir. Taban flanşı içinse 3. Tip göçme modu geçerli olmuştur. İki flanş türü içinde benzer göçme mekanizmalarının görülmesi flanş kalınlıklarının gövde kalınlıklarına göre yüksek değerlerde olmasından kaynaklanmaktadır. Taban flanşında, birleşimin sağladığı dayanım değerine ulaşana kadar kule gövdesi akma dayanımına ulaştığından nihai dayanımı gövde kesiti belirlemektedir.

KAYNAKLAR

- AISC 360-05.** (2005). Specification for Structural Steel Buildings, *American Institute for Steel Construction*, Chicago, IL 60601.
- ASCE 7-05.** (2006). *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures*, ASCE Standard, ASCE/SEI 7-05.
- Baumeister, T. (Ed.)** (1978). *Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers*, 8th edition. McGraw Hill, New York.
- Brown, C.J. ve Nielsen, J.** (2005). *Silos: Fundamentals of Theory, Behaviour and Design*, E&FN Spon, London and New York.
- Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N. ve Bossanyi, E.** (2001). *Wind Energy Handbook*. New York, NY: John Wiley & sons, Ltd.
- Celep, Z.** (2014). Kişisel Görüşme.
- Chantharasenawong, C., Jongpradist, P. ve Laoharatchapruet, S.** (2011). *Preliminary Design of 1.5-MW Modular Wind Turbine Tower*. Department of Mechanical Engineering, King Mongkut's University of Technology Thonburi, Bangkok, Thailand.
- Chien, C.W. ve Jang, J.J.** (2009). *A study of wind-resistant safety design of wind turbines tower system*. The Seventh Asia-Pacific Conference on Wind Engineering Taipei, Taiwan. 8-12 Kasım.
- Cotrell, J., Stehly, T., Johnson, J., Roberts, J.O., Parker Z., Scott, G., Hemiller, D.** (2014). *Analysis of Transportation and Logistics Challenges Affecting the Deployment of Larger Wind Turbines: Summary of Results*, Technical Report NREL/TP-5000-61063.
- DBYBHY.** (2007). *Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik*, Bayındırlık ve İskan Bakanlığı, Ankara, Türkiye.
- DNV/Riso.** (2002). *Guidelines for Design of Wind Turbines*, 2nd ed. Denmark.
- Durak, M. ve Özer, S.** (2008). *Rüzgar Enerjisi: Teori ve Uygulama*. Ankara, Türkiye.
- ECCS.** (1988). *Recommendations on Buckling of Shells*. European Convention for Constructional Steelwork, Brussels, Belgium.
- EN10025.** (2004). *Hot rolled products of structural steels*. Brussels, Belgium.
- EN 14399-8.** (2007). *High-strength structural bolting assemblies for preloading- Part 8: System HV- Hexagon fit bolt and nut assemblies*. Brussels, Belgium.
- EN 1991-1-4.** (2002). *Eurocode 1: Action on structures-General actions- Part 1-4 Wind actions*, CEN TC250, Brussels, Belgium.
- EN1993-1-9.** (2004). *Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue*, CEN, Brussels, Belgium.

- Gencturk, B., Attar, A. ve Tort, C.** (2012). *Optimal Design of Lattice Wind Turbine Towers*, 15WCCE (World Conference in Earthquake Engineering), Lisboa, Portugal.
- Germanischer Lloyd.** (1993). *Rules and Regulations Section IV, Non-Marine Technology, Part 1 Wind Energy. Regulation for the Certification of Wind energy Conversion Systems*. 1993 edition Supplement 1 March 1994 Supplement 2 March 1998, Hamburg, Germany.
- GuangTeng, J.** (1996). *Buckling of thin shells: Recent advances and trends*. Department of Civil and Structural Engineering, Hong Kong Polytechnic University, Hung Hom, Kowloon, Hong Kong.
- GWEC.** (2013). *Global Wind Statistics 2013*. Global Wind Energy Council, Rue d'Arlon 80 1040 Brussels, Belgium.
- Hau, E.** (2006). *Wind Turbines - Fundamentals, Technologies, Application, Economics*, New York, NY: Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Husson, W.** (2008). *Friction Connections with Slotted Holes for Wind Towers*, Department of Civil, Mining and Environmental Engineering, Lulea University, Lulea, Sweden.
- Harte, R., G.P.A.G. ve Zijl, V.** (2007). *Structural stability of concrete wind turbines and solar chimney towers exposed to dynamic wind action*. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 95, 1079–1096.
- Heistermann, C., Husson, W. ve Veljkovic, M.** (2009). *Flange connection vs. friction connection in towers for wind turbines*. Division of structural engineering-steel structures, Lulea University of Technology, Lulea Sweden.
- IEC 61400-1.** (2007). *IEC 61400-1: Wind Turbines - Part 1: Design Requirements*. International Electrotechnical Commission, Geneva, Switzerland.
- İYBRY.V.V.** (2009). *İstanbul Yüksek Binalar Rüzgar Yönetmeliği Versiyon V*, İstanbul Büyükşehir Belediyesi İmar Müdürlüğü, İstanbul, Türkiye.
- Kanbur, F. A.** (2014). *500 KW Enerji Kapasiteli Bir Rüzgar Türbinin Çelik Kule Tasarımı*. Yüksek lisans tezi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul Teknik Üniversitesi, İstanbul, Türkiye.
- LaNier, M. W.** (2005). *LWST Phase I Project Conceptual Design Study: Evaluation of Design and Construction Approaches for Economical Hybrid Steel/Concrete Wind Turbine Towers*. Golden: National Renewable Energy Laboratory, Denver, USA.
- Lavassas, I., Nikolaidis, G., Zervas, P., Efthimiou, E., Doudoumis, I.N. ve Baniotopoulos, C.C.** (2003). *Analysis and design of the prototype of a steel 1-MW wind turbine tower*. Engineering Structures 25, 1097–1106.
- Lewin, T, J.** (2010). *An investigation of design alternatives for 328-ft (100-m) tall wind turbine towers*. Yüksek lisans tezi, Iowa State University, Iowa, USA.

- Manwel, J.F., McGowan, J.G. ve Rogers, A. L.** (2009). *Wind Energy Explained Theory, Design and Application Secon Edition*. John Wiley & Sons, Ltd.U.K.
- Piluso, V., Faella, C. ve Rizzano, G.** (2001a). *Ultimate Behaviour of Bolted T-stubs. I:Theoretical Model*. Journal of Structural Engineering. Volume 127, Issue 6, ASCE Library.
- Piluso, V., Faella, C. ve Rizzano, G.** (2001b). *Ultimate Behaviour of Bolted T-stubs. II: Model Validation*. Journal of Structural Engineering. Volume 127, Issue 6, ASCE Library.
- Rebelo, C.** (2012). Fatigue loads& Fatigue design, *The International course of design and technological feautres of wind towers*, İstanbul, Türkiye, 1-3 Haziran.
- Özgener, Ö.** (2002). *Türkiye’de ve Dünya’da Rüzgar Enerjisi Kullanımı*, DEÜ Mühendislik Fakültesi Fen ve Mühendislik Dergisi. Cilt: 4 Sayı: 3 syf: 159 -173.
- Özhendekçi, D.** (t.y). *YTÜ İnşaat Müh. Böl. Çelik Yapılar I Ders Notları*. İnşaat Mühendisliği Bölümü, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul, Türkiye.
- SAP 2000.** (2005). Structural Analysis and Design of Structures Inc., Berkeley, California, USA.
- Schaumann, P., Seidel, M.** (2000). *Failure analysis of bolted steel flanges*. Proceedings of the 7th International Symposium on Structural Failure and Plasticity (IMPLAST 2000), Melbourne, Australia.
- Seidel, M., Schaumann, P.** (2001). *Measuring Fatigue Loads of Bolts in Ring Flange Connection*, EWEC 2001, Copenhagen, Denmark.
- Simiu, E., Scanlan, R.** (1986). *Wind Effects on Structures*. New York: John Wiley & Sons, Inc.
- Şafak, E.** (2012). *Yüksek Yapılardaki Rüzgar Yüklerinin Hesabı*. İnşaat Muhendisleri Odası 4. Ulusal Celik Yapılar Sempozyumu.
- TUREB.** (2014). *Türkiye Rüzgar Enerjisi İstatistik Raporu Ocak 2014*, Türkiye Rüzgar Enerjisi Birliği, Ankara, Türkiye.
- Verma, A.** (2011) *Adhesive Bonded Towers for Wind Turbines Design Optimizasyon and Cost Analysis*, Yüksek Lisans Tezi, Delft University of Technology- Eindhoven University of Technology, Eindhoven, Holland.
- Wald, F., Sokol, Z. ve Jaspart, J.** (2008). *Base plate in bending and anchor bolts in tension*, Heron Vol.53 No. 1/2.
- Url-1** <http://www.nationalatlas.gov/articles/people/a_energy.html>, alındığı tarih: 01.05.2014.
- Url-2** <<http://planetsave.com/2013/10/11/wind-turbine-commercial-displays-wind-turbines-like-boss>>, alındığı tarih: 08.07.2013
- Url-3** <http://en.wikipedia.org/wiki/File:Darrieus_rotor001.jpg>, alındığı tarih: 24.04.2014.

- Url-4** <<http://lunar.thegamez.net/greenenergyimage/wind-electricity-generator/windmill-electricity-munich-power-generatorjpg-1024x768.jpg>>, alındığı tarih: 24.04.2014.
- Url-5** <<http://www.gwec.net/global-offshore-current-status-future-prospects>>, alındığı tarih: 22.04.2014.
- Url-6** <<http://www.energyacuity.com/blog/bid/198593/Vague-Maritime-Laws-Preventing-U-S-Offshore-Wind-Development>>, alındığı tarih: 25.04.2014.
- Url-7** <http://en.wikipedia.org/wiki/Sweetwater,_Texas>, alındığı tarih: 20.04.2014.
- Url-8** <<http://www.windfarmbop.com/industrial-archeology/wind-turbine-with-lattice-tower-2-2>>, alındığı tarih: 15.02.2014.
- Url-9** <<http://www.ith.com/tension-and-torque-tools/hydraulic-torque-wrenches/hydraulic-torque-wrench-type-cx.php>>, alındığı tarih: 24.04.2014.
- Url-10** <<http://stfrancischronicle.com/2011/07/21/feature-st-francis-residents-to-fight-the-kromme-wind-farm>>, alındığı tarih: 24.04.2014.
- Url-11** <<http://windsystemsmag.com/article/detail/334/concrete-towers-for-multi-megawatt-turbines>>, alındığı tarih: 12.05.2014.
- Url-12** <<http://www.windpowermonthly.com/article/1024890/wind-tower-advances-lift-hub-height-restrictions>>, alındığı tarih: 11.04.2014.
- Url-13** <<http://2311.cfs.164580.com>> alındığı tarih: 05.04.2014.

ÖZGEÇMİŞ

Ad Soyad: Faik Alper KANBUR
Doğum Yeri ve Tarihi: Bartın 24/04/1988
Adres: Caferağa Mah. Muratbey Sok. No:27 D:5
Kadıköy/İSTANBUL
E-Posta: alperkanbur@gmail.com
Lisans: İnşaat Mühendisliği (İTÜ)