YÜKSEK YAPILARIN RÜZGÂR PERFORMANSININ ZAMAN ORTAMINDA İNCELENMESİ

CAVİT SERHATOĞLU

T.C.
BURSA ULUDAĞ ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YÜKSEK YAPILARIN RÜZGÂR PERFORMANSININ ZAMAN ORTAMINDA İNCELENMESİ

Cavit SERHATOĞLU

0000-0002-7773-549X

Prof. Dr. Ramazan LİVAOĞLU
(Danışman)

DOKTORA TEZİ
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

BURSA – 2025
Her Hakkı Saklıdır

ÖZET

Doktora Tezi

YÜKSEK YAPILARIN RÜZGÂR PERFORMANSININ ZAMAN ORTAMINDA İNCELENMESİ

Cavit SERHATOĞLU

Bursa Uludağ Üniversitesi
Fen Bilimleri Enstitüsü
İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı

Danışman: Prof. Dr. Ramazan LİVAOĞLU

Yüksek yapıların deprem ve rüzgâr tasarımının doğru yapılması, yapının güvenliği ve kullanılabilirlik sınırları açısından kritik öneme sahiptir. Rüzgâr yükü için geleneksel tasarım yöntemleri genellikle statik analizlere dayanmaktadır. Bu yöntemler yüksek binaların dinamik davranışlarını tam olarak yansıtamamakta ve bazen yetersiz kalmaktadır. Bu eksikliğin giderilmesi ve rüzgâr kaynaklı yüklerin daha doğru ve etkin bir şekilde değerlendirilmesi için son zamanlarda doğrusal olmayan davranışa izin veren performansa dayalı rüzgâr tasarımı (PBWD) fikri ortaya çıkmıştır. Performansa dayalı sismik tasarımın aksine, doğrusal olmayan rüzgâr tasarımı konusunda çok az kılavuz ve araştırma bulunmaktadır. Ayrıca, PBWD için kullanılan zaman tanımlı rüzgâr kuvveti kayıtları rüzgâr tüneli testlerine dayanmaktadır. Ancak ön tasarımlar için rüzgâr tüneli testleri yapmak, tasarımdaki değişiklikler ve maliyet nedeniyle pratik olmayabilir. Bu kaygıların giderilmesi için tez kapsamında, dikdörtgen kesitli yüksek binaların maruz kaldığı zamana bağlı rüzgâr kuvvetlerinin spektruma dayalı belirlenmesi ve bu kuvvetlerin bina davranışına etkilerinin değerlendirilmesi hedeflenmiştir. Bu doğrultuda PBWD için bir analiz prosedürü geliştirilmiştir. Öncellikle farklı performans hedeflerine göre analiz yapılabilmesi için Ankara bölgesinin farklı dönüş periyotlarındaki temel rüzgâr hızları, aşırı uç değer teoremine göre hesap edilmiştir. Daha sonra, yapının her iki doğrultusu için dört farklı tasarım spektrumu seçeneği sunabilen ve geleneksel spektruma dayalı yöntemle yüksekliğe ve zamana bağlı rüzgâr kuvvetlerinin hesaplanabildiği Matlab programlama dilinde yazılım geliştirilmiştir. Perform-3D programında hazırlanan örnek yüksek yapı üzerinde 50, 700, 3000 ve 10000 yıllık dönüş periyotuna sahip rüzgârlar için hesaplanmış kuvvetler kullanılarak 37 farklı PBWD analizi gerçekleştirilmiştir. 50 yıllık dönüş periyoduna sahip rüzgâr yükleri için yapılan rüzgâr tüneli testi ile sayısal analiz sonuçları karşılaştırılmış; neticesinde önerilen prosedür kullanılarak gerçekleştirilen analizlerin, yapının aerodinamik davranışını gerçeğe yakın bir şekilde temsil edebildiği ortaya konulmuştur. Çalışmanın devamında, farklı yüksek dönüş periyotlarına ve spektrum modellerine sahip rüzgâr yükleri için örnek yapı taşıyıcı sisteminin ve yapısal olmayan elemanların performans düzeyleri karşılaştırmalı olarak değerlendirilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Yüksek yapılar, zamana bağlı rüzgâr kuvvetleri, PBWD analizi, doğrusal olmayan davranış
2025, xvi + 284 sayfa.

ABSTRACT

PhD Thesis

INVESTIGATION OF WIND PERFORMANCE OF TALL BUILDINGS IN TIME DOMAIN

Cavit SERHATOĞLU

Bursa Uludağ University
Graduate School of Natural and Applied Sciences
Department of Civil Engineering

Supervisor: Prof. Dr. Ramazan LİVAOĞLU

The accurate design of high-rise buildings for seismic and wind loads is imperative for ensuring the safety and serviceability of the structure. Conventional wind load design methodologies are predominantly static in nature, which may not fully capture the dynamic behavior of tall buildings and can be inadequate in certain instances. The recent development of performance-based wind design (PBWD) has been proposed as a solution to this shortcoming, with the aim of more accurately and effectively evaluating wind loads. PBWD allows for inelastic behavior, which is a key advantage over conventional methods. In contrast to the extensive guidance and research available for performance-based seismic design, there is a paucity of research and guidance available for inelastic wind design. Furthermore, the time-dependent wind loads employed in PBWD are derived from wind tunnel tests. However, conducting wind tunnel tests for preliminary designs may not be practical due to design changes and cost considerations. The present thesis aims to determine the time-dependent wind forces on rectangular-sectioned tall buildings based on the spectrum and to evaluate the effects of these forces on building behavior. In this context, an analysis procedure has been developed for PBWD. Initially, the fundamental wind speeds for varying return periods in the Ankara region were determined according to the extreme value theorem, thereby facilitating analysis according to diverse performance levels. Subsequently, a software was developed in the MATLAB language, which can offer four different design spectrum options for both principal directions of the structure and enables the calculation of height- and time-dependent wind forces using the conventional spectrum-based method. A total of 37 different PBWD analyses were performed on a sample high-rise building model in Perform 3D for winds with a 50, 700, 3000, 10000-year return period. Wind tunnel test results for wind loads with a 50-year return period were compared with numerical analysis results; consequently, it was demonstrated that the analyses performed using the proposed procedure could accurately represent the aerodynamic behavior of the structure. In the subsequent chapter, the performance levels of the primary wind force resisting system (MWFRS) and non-structural elements of the sample structure were comparatively evaluated for wind loads having different high-return-periods and spectrum models.

Keywords: Tall buildings, time-dependent wind forces, PBWD analysis, nonlinear behavior
2025, xvi + 284 pages.

ÖNSÖZ

"Yüksek Yapıların Rüzgâr Performansının Zaman Ortamında İncelenmesi" adlı doktora tez çalışması Bursa Uludağ Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı kapsamında hazırlanmıştır.

Tez çalışmamın her aşamasında geniş bilgi birikimiyle yol gösterip desteğini hiçbir zaman esirgemeyen ve bilimsel çalışmalarıma farklı bakış açıları kazandıran değerli Hocam ve tez danışmanım Sayın Prof. Dr. Ramazan LİVAOĞLU'na en kalbi teşekkürlerimi arz eder saygılarımı sunarım. Değerli vaktini harcayıp çalışmamı inceleme nezaketi gösteren ve tavsiyeleriyle tezime katkı sunan savunma jürimdeki Sayın Prof. Dr. Hakan Tacettin TÜRKER, Prof. Dr. Serkan BEKİROĞLU, Prof. Dr. Mustafa Özgür YAYLI ve Doç. Dr. Fatih ALEMDAR Hocama desteklerinden dolayı teşekkürlerimi sunarım. Ayrıca çalışmalarıyla beni seçtiğim konuları araştırmaya motive etmiş ve faydalandığım kaynakları literatüre kazandırmış tüm meslektaşlarıma ve değerli hocalarıma şükranlarımı sunarım.

Bölümde bize karşı hoşgörüsüyle ve akademik çalışmalarımdaki destekleriyle bana ışık tutan Bölüm Başkanımız Sayın Prof. Dr. Adem DOĞANGÜN Hocam başta olmak üzere bölümümüzde birlikte çalıştığımız Arş. Gör. Dr. Mehmet RİZELİOĞLU, Arş. Gör. Dr. Recep Emre ÇAKMAK, Dr. Öğretim Üyesi Khalid AMAROUCHE, Elektrik Teknikeri Eyüp TARHAN'a, tüm mesai arkadaşlarıma ve tüm bölüm hocalarıma bu süreç benden desteklerini esirgemedikleri için teşekkür ederim. Ayrıca, lisans eğitimimden itibaren mühendislik bilgimin gelişmesinde rol alan ve birçok probleme mühendis bakış açısıyla yaklaşmamda katkısı olan ismini sayamadığım tüm hocalarıma teşekkür ederim. Tez çalışmam süresince bilgi ve tecrübeleriyle desteklerini esirgemeyen Yük. İnş. Müh. Özkan HAKAN, Ali Haydar BAYRAM, Emrah ŞANCI ve Dr. Mehmet Ömer TİMURAĞAOĞLU'na şükranlarımı sunarım.

Hayatım her alanında tüm kararlarımın arkasında olan ve çalışmam sırasında beni sabırla karşılayıp hiçbir fedakârlıktan kaçınmayan aileme sonsuz şükranlarımı sunar, bu çalışmanın ülkemize ve bilime yararlı olmasını dilerim.

Cavit SERHATOĞLU

12/03/2025

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖZET i
ABSTRACT ii
ÖNSÖZ iii
SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ vi
ŞEKİLLER DİZİNİ viii
ÇİZELGELER DİZİNİ xv
1. GİRİŞ 1
2. KURAMSAL TEMELLER ve KAYNAK ARAŞTIRMASI 12
2.1. Rüzgâr Yük ve Etkilerinin Belirlenmesi 12
2.1.1. Rüzgâr temel parametreleri ve literatür/yönetmeliklere göre yaklaşımlar 20
2.1.2. Rüzgâr tüneli testleri 60
2.1.3. Rüzgâr yükü ve tepkileri için temel hesap yöntemleri 78
2.1.4. Ülke yönetmeliklerindeki rüzgâr yükü hesap yöntemleri 93
2.2. Performansa Dayalı Rüzgâr Tasarımı 96
2.3. Kaynak Araştırması 110
2.3.1. Temel rüzgâr hesabı için incelenen araştırmalar 110
2.3.2. Yüksek yapıların rüzgâr yükleri ve davranışları için incelenen araştırmalar 114
2.3.3. Performansa dayalı rüzgâr tasarımıyla ilgili incelenen araştırmalar 119
3. MATERYAL ve YÖNTEM 124
3.1. Temel Rüzgâr Hızının Belirlenmesi 124
3.2. Rastgele Süreç Modeliyle Yapay Veri Üretimi 126
3.2.1. Tek noktalı ve 1-vektörlü rastgele veri üretilmesi 127
3.2.2. Çok noktalı ve n-vektörlü rastgele veri üretilmesi 129
3.2.3. Geleneksel spektral temsil metodunun simülasyon algoritması 130
3.3. Rüzgâr Doğrultusunda ve Rüzgâra Dik Doğrultuda Zaman Tanımlı Rüzgâr Kuvvetlerinin Belirlenmesi 133
3.3.1. Türbülans rüzgâr hızlarının belirlenmesi ve rüzgâr doğrultusunda kuvvetlerin hesabı 134
3.3.2. Rüzgâra dik doğrultuda kuvvetlerin hesabı 140
3.3.3. Rüzgâr yüklerinin filtrelenmesi 144
3.4. Yapı Tanımı, Taşıyıcı Sistem Özellikler ve Analitik Model 144
3.5. Malzeme Kabulleri 148
3.5.1. Ortalama malzeme dayanımları 148
3.5.2. Donatı modeli 149
3.5.3. Sargılı/sargısız beton modelleri 150
3.5.4. Çevrimsel davranış modeli 152
3.6. Taşıyıcı sistemin modellenmesi 153
3.6.1. Kolon modellemesi 155
3.6.2. Perde modellemesi 159
3.6.3. Kiriş modellemesi 161
3.6.4. Döşemelerin modellenmesi 164
3.6.5. Rayleigh sönüm oranı 169
3.7. Zaman Tanım Alanında Analiz Yöntemleri 169
3.8. Rüzgâr Tüneli Testi 170
3.9. Yüksek Binalar İçin Önerilen Performans Düzeyleri ve Kabul Kriterleri 172

4. BULGULAR VE TARTIŞMA 176
4.1. Bölgeye Özel Temel Rüzgâr Hızları 178
4.2. Rüzgâr Yüklerinin Belirlenmesi 180
4.2.1. Atmosferik rüzgâr hızlarının farklı spektrumlara göre değişimi 181
4.2.2. Atmosferik rüzgâr hızlarının Eurocode (EU-2010) spektrumuna göre farklı dönüş periyotlarına sahip temel rüzgâr hızları için hesaplanması 187
4.2.3. Rüzgâr doğrultusundaki zamana bağlı rüzgâr yükleri 190
4.2.4. Rüzgâra dik doğrultudaki zamana bağlı rüzgâr yükleri 192
4.3. Önerilen Prosedürün Rüzgâr Tüneli Testi ile Doğrulanması 199
4.4. Örnek Yüksek Yapı: Performans Değerlendirmesi 207
4.4.1. Rüzgâr dönüş periyotlarına göre toplam enerjinin dağılımı 210
4.4.2. Taban ve kat reaksiyonlarının değerlendirilmesi 216
4.4.3. Yapısal eleman taleplerin değerlendirilmesi 233
4.4.4. Yerdeğiştirme taleplerinin değerlendirilmesi 249
4.4.5. Rüzgâr dönüş periyotlarına göre konfor değerlendirmesi 259
5. SONUÇLAR 264
KAYNAKLAR 273
ÖZGEÇMİŞ 283

SİMGELER ve KISALTMALAR DİZİNİ

Simgeler	**Açıklama**
B	Rüzgârın etkidiği yüzeyin genişliği
b	Arazi değişkenleri
$C_{direction}$	Rüzgâr yön faktörü
$C_{exposure}$	Hız profili veya maruz kalma faktörü
C_{FD}	Rüzgâr doğrultusundaki kuvvet katsayısı
C_{FL}	Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet katsayısı
$C_{importance}$	Bina önem faktörü
C_{other}	Kasırga bölgesi
C_p	Basınç katsayısı
$C_r(z)$	Yükseklikle değişen yüzey pürüzlülük katsayısı
C_{season}	Mevsim ölçek katsayısı
C_t	Topoğrafya (orografi) faktörü
$C_{topography}$	Topografya faktörü
e	Seçilen eşik değer
E(K)	Dalga sayısına bağlı olarak hesaplanan kinetik enerji
f	Frekans
F_L	Rüzgâra dik doğrultudaki rüzgâr kuvveti
f_{mc}	Monin koordinatı
h	İstenen yükseklik
H	Bina yüksekliği $I_\varepsilon(z)$ türbülans şiddeti (yoğunluğu)
k	Karman's katsayısı
k_r	Bölge faktörünü
$L_\varepsilon(z)$	İntegral türbülans ölçeği (integral türbülans uzunluğu)
ℓ	Türbülans uzunluk ölçeği parametresi
n	Yıl bazında maruz kalma süresi
n	Yıl
P	n yıllık maruz kalma süresi boyunca en az bir kez aşılması olasılığı
P_a	Yıllık aşılma olasılığı
$R_{u1u2}(x)$	Boyuna doğrultudaki hız bileşenlerinin autokorelasyon fonksiyonu
$S_\varepsilon(z,f)$:	ε doğrultusunda türbülans (arka plan) hız güç yoğunluk spektrumu
T	Süre
U	Rüzgâr doğrultusundaki toplam hız
u	Rüzgâr doğrultusundaki türbülans hızı
u^*	Sürtünme hızı veya kayma hızı
U_b	Temel rüzgâr hızı
$U_{b,0}$	Yön ve mevsim ölçeksiz temel rüzgar hızı
$\bar{U}$	Rüzgâr doğrultusundaki ortalama hız
X_m	m dönüş periyotundaki beklenen aşırı (uç,ekstrem) değer
z_o	Yüzey pürüzlülük uzunlukları
α	Arazi değişkenleri
$\beta_{\varepsilon:}$	ε vektöründe türbülans yoğunluk faktörü
γ	Şekil (kuyruk) parametresi
ε_{red}	Enerji dağılım oranı

$\bar{\varepsilon}$	Türbülans uzunluk ölçeği parametresi
κ	Dalga sayısı
κ_d	Sürüklenme (drag) katsayısı
μ	Lokasyon (Aşırı değer dağılımının modu)
ξ	GEV için şekil (kuyruk) parametresi
ξ_e	Aşırı değerin eşik değeri aşma olasılığı
ρ	Hava yoğunluğu
σ	Ölçek (Standart sapma)

Kısaltmalar	**Açıklama**
ADA	Aşırı (Ekstrem ya da Uç) Değer Analizi
ARYF	Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü Yaklaşımı
ASCE	Amerikan İnşaat Mühendisliği Topluluğu
BLWT	Sınır Tabakalı Rüzgâr Tüneli
BM	Blok Maksimum
CFD	Hesaplama Akışkanlar Dinamiği
EC	Genel Etkilenme Kategorisi
EÜD	Eşik Üstü Değer
GEV	Genelleştirilmiş Aşırı Değer Dağılımı
GF	Grafik Uyum Yöntemi
GFM	Grafik Uyum Yöntemi
GLF	Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü Yaklaşımı
GPD	Genelleştirilmiş Pareto Dağılımı
İYBRY	İstanbul Yüksek Binalar Rüzgâr Yönetmeliği
LSM	En Küçük Kareler Yöntemi
MIS	Bağımsız Fırtınalar Yöntemi
MLE	Maksimum Olabilirlik Yöntemi
MM	Momentler Yöntemi
PBSD	Performansa Dayalı Sismik Tasarım
PBWD	Performansa Dayalı Rüzgâr Tasarımı
PSD	Güç Yoğunluk Spektrumu
PWMM	Olasılık-Ağırlıklı Momentler Yöntemi
RDP	Rüzgâr Dönüş Periyotu
TBDY	Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği
TSE	Türk Standartları Enstitüsü

ŞEKİLLER DİZİNİ

		Sayfa
Şekil 1.1.	Yüksek yapıların tarihsel gelişimi a) Monadnock Binası, 1891 b) HomeInsurance Binası, 1885 c) Woolworth Binası, 1913 d) Chrysler Binası, 1928 e) Altino Arantes Binası, 1947 f) Seagram Binası, 1950 g) John Hancock Merkezi, 1968 h) Dünya Ticaret Merkezi İkiz Kuleler, 1972-8	2
Şekil 1.2.	Tamamlanmış ve inşası devam eden en yüksek yapıların isim, yükseklik ve inşa yılı a) Burj Khalifa (828 m/2010) b) Merdeka118 (680 m/2023) c) Shanghai Tower (632 m/2015) d) Makkah Royal Clock Tower (601 m/ 2012) e) Burj Mubarak Al Kabir (1001 m/Öneri), f) Jeddah Tower (1000 m/Beklemede) g) Lakhta Center II (703 m/2030) h) Signature Tower Jakarta (638 m/Öneri).....	3
Şekil 1.3.	Dünyada tamamlanmış ya da inşa halindeki en yüksek 25 bina (CTBUH, 2024)	4
Şekil 1.4.	Yıllara göre Türkiye'deki yüksek yapı sayısı ve yükseklikleri (CTBUH, 2024)	4
Şekil 1.5.	Outrigger sistem örnekleri (Chung, 2010; Joseph ve ark., 2016)	7
Şekil 1.6.	Outrigger sistemlerin lokasyon/yükseklik ilişkisi hakkında genel bir yaklaşım (Taranath, 2009).....	7
Şekil 1.7.	Outrigger destekli/desteksiz yüksek yapının yatay yük etkisindeki eğilme momenti ve yerdeğiştirmesi (Chen ve Zhang, 2018).....	8
Şekil 2.1.	Yeryüzünde meydana gelen ve rüzgâr tasarımda kullanılan rüzgâr türleri	13
Şekil 2.2.	Dünya üzerindeki sürekli rüzgâr döngüsü (Encyclopaedia Britannica, 2010)	13
Şekil 2.3.	a) Yüksek yapıya etkiyen rüzgâr yüklerinin şematik gösterimi (Kareem ve ark., 1999-Umut, 2014) b) Girdap oluşumu ve enine rüzgâr yüklerinin oluşumunun plan görünümü.....	14
Şekil 2.4.	Rüzgâr yükleri belirleme yöntemleri	17
Şekil 2.5.	Temel rüzgâr hızlarının hesabı için aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizi yaklaşımı	22
Şekil 2.6.	Etkilenme (maruziyet) kategorisi 2, 3 ve 4 için bazı kod/standartların ortalama hız profilleri	32
Şekil 2.7.	Etkilenme (maruziyet) kategorisi 2, 3 ve 4 için türbülans yoğunluk profilleri	37
Şekil 2.8.	İntegral türbülans uzunluğunun (Lux) şematik gösterimi	38
Şekil 2.9.	Rüzgâr tüneli verilerine dayalı olarak integral türbülans uzunluğunun hesaplanmasında kullanılan yöntemler	39
Şekil 2.10.	z_0'ın fonksiyonu olarak C ve m değerleri (Simiu ve Yeo, 2019)	40
Şekil 2.11.	Basınç sensörlerinin dağılımı ve geometrik uzunluk sembolleri (Hu ve ark., 2023; Liang ve ark., 2002).....	48
Şekil 2.12.	Örnek bir kesitte oluşan normal ve kesme kuvveti hesabı (Kareem ve Tamura, 2013).....	55
Şekil 2.13.	Aerodinamik cisim üzerindeki uniform rüzgâr akışı (Kareem ve Tamura, 2013).....	55

Şekil 2.14.	Üç boyutlu katı bir cisimde türbülans yaklaşımlı akım ve "A" noktasındaki basınç dalgalanmalarını gösteren şematik diyagram (Kareem ve Tamura, 2013).....	56
Şekil 2.15.	Sınır tabakanın üstündeki referans rüzgâr hızını gösteren bir rüzgâr tüneli kurulumunun şematik diyagram.....	57
Şekil 2.16.	Tokyo Teknik Üniversitesinde yapılan örnek bir rüzgâr tüneli testi sonucu yüzeylere göre ortalama basınç katsayısı dağılımı (TPU Aerodynamic Database, 2024).....	58
Şekil 2.17.	Aerodinamik moment ve rüzgâr kuvvet katsayılarının tanımlanması.....	59
Şekil 2.18.	Rüzgâr tüneli (BLWT) testi uygulanmasının şematik gösterimi (SOM, 2024).....	60
Şekil 2.19.	Rüzgâr tüneli örnekleri a-b) Florida uluslararası üniversitesi (NHERI) 12 fanlı rüzgâr tüneli c-d) RWDI şirketine ait rüzgâr tüneli test örnekleri	61
Şekil 2.20.	Alan G. Davenport rüzgâr yükü zinciri	62
Şekil 2.21.	Rüzgâr tüneli test modelleri.....	63
Şekil 2.22.	a) SM-PSS kullanılarak hazırlanan rüzgâr tüneli rijit basınç modeli (Mohammadi, 2016) b) Çok kanallı basınç ölçüm sistemi (Simiu ve Yeo, 2019).	64
Şekil 2.23.	Yüksek Frekanslı Taban Balans (HFBB|HFFB) Modeli (Taranath, 2009)	67
Şekil 2.24.	HFBB test verileri kullanılarak elde edilecek tepkileri değiştiren farklı yaklaşımlar.....	68
Şekil 2.25.	Çubuk model aeroelastik testi şematik gösterimi a) Chen ve ark., 2020 b) Zhou ve Kareem, 2003	74
Şekil 2.26.	Çok serbestlik dereceli aeroelastik model şematik gösterimi (Chen ve ark., 2020)	75
Şekil 2.27.	Aeroelastik ve aerodinamik model kullanılarak dinamik tepkinin tahmin edilmesine yönelik prosedürün şematik gösterimi (Frison ve ark., 2021)	77
Şekil 2.28.	Yapısal tepki spektrumunun arka plan ve rezonans bileşenleri..	79
Şekil 2.29.	Ani rüzgâr yüklemesine olasılıksal dinamik tabanlı yaklaşım (DGLF Modeli).....	82
Şekil 2.30.	Ani rüzgâr yüklemesine olasılıksal dinamik tabanlı yaklaşım (MGLF Modeli).....	86
Şekil 2.31.	ASCE (2019/2023) dokümanında PBWD'ye göre her bir performans hedefi için önerilen analiz yöntemleri ve kabul kriterleri ana hat şeması.....	98
Şekil 2.32.	Deformasyon hasar görebilirlik bölgesi (a) Çerçevedeki lokasyon (b) Hesap için detaylar (Aswegan ve ark., 2015).....	102
Şekil 2.33.	Kullanıcı konforu için frekans bağımlı maksimum ivme limitleri (a) Ofis binaları (b) Konut binaları (ASCE PBWD, 2023; ISO, 2007).....	105
Şekil 3.1.	Aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizine göre temel rüzgâr hızlarının tahmini.....	125
Şekil 3.2.	Çözüm ana matrisi	131
Şekil 3.3.	45 koordinat noktasına sahip yapı yüzeyinin meshgrid örneği ..	134

Şekil 3.4.	Filtreleme fonksiyonu *F'(t)*	144
Şekil 3.5.	Tasarlanan yapının 3 boyutlu görseli.....	145
Şekil 3.6.	Tasarlanan yüksek yapının a) Kat planı b) Boy kesiti.....	146
Şekil 3.7.	Tasarlanan yüksek yapı analiz modellerinin perspektifleri a) ETABS modeli b) PERFORM 3D modeli.....	147
Şekil 3.8.	Donatı çeliği malzeme davranışı	149
Şekil 3.9.	PERFORM 3D programına tanımlanan donatı çeliği trilinear davranış modeli.....	150
Şekil 3.10.	Sargılı ve sargısız beton için kullanılan malzeme davranışları ..	151
Şekil 3.11.	C50 beton sınıfına ait sargılı malzeme modeli	151
Şekil 3.12.	C50 beton sınıfına ait sargısız malzeme modeli.....	152
Şekil 3.13.	a) Maksimuma yönelimli enerji tüketimi modeli için azaltılmış histerik çevrim b) Sargılı beton modeli için seçilen azaltma katsayıları c) Sargısız beton için seçilen azaltma katsayıları d) Donatı için seçilen azaltma katsayıları	153
Şekil 3.14.	Yapısal elemanların modellenmesinde plastik davranışın dikkate alındığı idealleştirme yöntemleri (NEHRP, 2013; Astroza ve ark., 2015).....	154
Şekil 3.15.	Plastik mafsal tanımlaması ve moment-dönme ilişkisi şematik gösterimi	156
Şekil 3.16.	Betonarme kolonlarda kullanılan fiber modelin şematik gösterimi	156
Şekil 3.17.	Örnek bir kolon zarf eğrisi.....	158
Şekil 3.18.	Plastik mafsalın Perform 3D programına tanımlanması.....	158
Şekil 3.19.	PERFORM 3D kolon P-M2-M3 mafsal arayüzü	159
Şekil 3.20.	Perde duvarlar için idealleştirilmiş meso (fiber) model yaklaşımı.....	159
Şekil 3.21.	Yüksek yapıya ait çekirdek perde sisteminin liflere ayrılmasının şematik gösterimi.....	160
Şekil 3.22.	Nonlineer analiz için kullanılan perde-çerçeve modelleme yaklaşımı ve strain/ rotation gage uygulamasının şematik ifadesi	161
Şekil 3.23.	KR80X45 kiriş elemanı için moment eğrilik.....	162
Şekil 3.24.	Perform-3D programında kiriş mafsal tanımı.....	163
Şekil 3.25.	Perform-3D programında kiriş elemanlarına mafsal ataması.....	163
Şekil 3.26.	Tipik kirişsiz döşeme kolon bağlantısı eğilme davranışının şematik gösterimi (Hwang ve Moehle, 2000).....	165
Şekil 3.27.	Kirişsiz döşeme davranışında geleneksel tasarım yaklaşımı (Doğangün, 2013)	166
Şekil 3.28.	Efektif kiriş genişliği modeli kavramı (Hwang ve Moehle, 1997)	166
Şekil 3.29.	Efektif kiriş modeli şematik gösterimi	167
Şekil 3.30.	Normal kat döşemeleri için elde edilen şeritlere ait şematik görünüm.....	168
Şekil 3.31.	Rayleigh sönümü şematik gösterimi.....	169
Şekil 3.32.	Rüzgâr tüneli test modeli ve rüzgâr yüklerinin kat planındaki eksenleri.....	171

Şekil 4.1. Etabs (version 22.5.1) ve Perform-3D (version 10.0.0) programlarında modellenmiş yüksek yapı için modal karşılaştırma 177
Şekil 4.2. Temel rüzgâr hızları a) Logaritmik ölçekli tekerrür periyotu b) Normal ölçekli tekerrür periyotu 179
Şekil 4.3. Atmosferik rüzgâr hızlarının, yüksek binanın rüzgâr doğrultusu ile ona dik doğrultudaki zamana bağlı rüzgâr kuvvetlerinin üretildiği ve modele uygulandığı seviyeler..... 181
Şekil 4.4. Seviye 20 (45. kat)'taki 4 farklı spektrum modelinin 3 vektörlü türbülans güç yoğunluk hız spektrumlarının karşılaştırılması.... 182
Şekil 4.5. 4 farklı spektrum maksimum fS_i değerleri ve 4 spektrumun ortalaması..... 182
Şekil 4.6. Eurocode'a göre maksimum fS_i oranları..... 183
Şekil 4.7. Dört farklı rüzgâr türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre seviye 20 (45. Kat)'taki hız-zaman serileri..... 183
Şekil 4.8. Dört türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre rüzgâr doğrultusunda 20 farklı seviyedeki hız-zaman serileri 184
Şekil 4.9. Rüzgâr doğrultusundaki yüksekliğe göre hız-zaman serilerinden hesaplanan ortalama değerin başlangıç ortalama hız değeriyle uyumu ve oluşan maksimum-minimum hızların karşılaştırılması 185
Şekil 4.10. Yüksek yapının seviye 20 (45. katı) için üretilen hızlardan güç spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumlulukları..... 186
Şekil 4.11. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için seviye 20'deki (45. Kat) Eurocode (EU-2010) 3 vektörlü türbülans güç yoğunluk hız spektrumlarının karşılaştırılması 187
Şekil 4.12. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için Eurocode (EU-2010) türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre seviye 20 (45. Kat)'taki üretilen hız-zaman serilerinin karşılaştırılması 188
Şekil 4.13. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için rüzgâr doğrultusundaki yüksekliğe göre hız-zaman serilerinden hesaplanan ortalama değerin başlangıç ortalama hız değeriyle uyumu ve oluşan maksimum-minimum hızların karşılaştırılması..... 188
Şekil 4.14. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotuna göre yüksek yapının 45. katı için üretilen hızlardan güç spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumluluğu..... 189
Şekil 4.15. Rüzgâr doğrultusunda uygulanan kuvvetler (a) Rüzgâr yönü X doğrultusu Seviye (1-20) (b) Rüzgâr yönü Y doğrultusu Seviye (1-20) (c) Toplam kuvvetler 191
Şekil 4.16. Yüksek yapı için hesaplanan rüzgâra dik doğrultudaki 3 farklı taban eğilme momenti ile seçilen bir yükseklikteki kuvvetin normalize edilmiş güç yoğunluk spektrumları (a) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusunda etkimesi) (b) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusunda etkimesi) 193
Şekil 4.17. Seviye 20 (45. Kat) için hesaplanan filtreli/filtresiz rüzgâr girdi kuvveti kayıtları (a) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa

	kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusu) (b) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusu)	196
Şekil 4.18.	Seviye 1 (7. Kat) ve Seviye 20 (45.Kat) için hesaplanan rüzgâr girdi kuvveti filtreli kayıtlarının iki farklı doğrultudan etkimesi durumunda karşılaştırılması (a) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeyine etkimesi (X doğrultusu) (b) Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeyine etkimesi (Y doğrultusu)	197
Şekil 4.19.	Yüksek yapı için üretilen kuvvet ve moment kayıtlarından spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumlulukları (a) Rüzgâra dik doğrultudaki girdi kuvvetinin kısa kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusu) (b) Rüzgâra dik doğrultudaki girdi kuvvetinin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusu)	198
Şekil 4.20.	Rüzgâr tüneli eşdeğer taban kesme kuvveti, momenti ve maksimum tepe ivmesi sonuçları	200
Şekil 4.21.	RDP 50 yıl için rüzgârın esme doğrultuları, performans analizi ile rüzgâr tüneli testinden hesaplanan taban kesme kuvvetleri ve taban eğilme momentlerinin karşılaştırılması	201
Şekil 4.22.	R2-LX1EU/CY1KBC analiz serisinde rüzgâr doğrultusunda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması	204
Şekil 4.23.	R2-LX1EU/CY1KBC analiz serisinde rüzgâra dik doğrultuda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması	204
Şekil 4.24.	R2-LY1EU/CX1KBC analiz serisinde rüzgâra dik doğrultuda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması	204
Şekil 4.25.	R2-LX1EU/CY1KBC yükleme durumu için 44. kattaki zamanla değişen X doğrultusu (a_X), Y doğrultusu (a_Y), toplam (a_T) ivmeleri	205
Şekil 4.26.	RDP ve rüzgârın esme doğrultusuna göre analiz serilerinin enerji dağılım yüzdeleri	211
Şekil 4.27.	Analiz serilerindeki iç-dış toplam enerji ve hata yüzdeleri	212
Şekil 4.28.	Dört farklı RDP'ye göre Rm-LXEU/CYKBC analiz serilerinin enerji dağılımları	214
Şekil 4.29.	Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumu için farklı analiz serilerinin RDP 10000 yıldaki enerji dağılımları	215
Şekil 4.30.	Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumuna göre farklı analiz serileri için yapı modelinde oluşan taban kesme kuvvetleri	218
Şekil 4.31.	Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumuna göre farklı analiz serileri için yapı modelinde oluşan taban eğilme momentleri	218
Şekil 4.32.	Rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya rüzgâr doğrultusunda (Y) uygulanan toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi	220

Şekil 4.33. Rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya Y doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi 222
Şekil 4.34. Rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya X doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi 223
Şekil 4.35. Rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda RDP 10000 yıla göre yapıya Y doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin farklı spektrumlara göre karşılaştırılması 225
Şekil 4.36. Rüzgârın doğrultusu-X ya da Y olması durumunda RDP 10000 yıla göre R9-LX1EU/CY2AIJ ve R9-LY1EU/CX1AIJ analiz serileri için süre-taban eğilme momentleri 226
Şekil 4.37. RDP 50 ve 700 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat kesme kuvveti dağılımları 228
Şekil 4.38. RDP 3000 ve 10000 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat kesme kuvveti dağılımları 229
Şekil 4.39. RDP 50 ve 700 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat eğilme momenti dağılımları 230
Şekil 4.40. RDP 3000 ve 10000 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat eğilme momenti dağılımları 231
Şekil 4.41. Farklı RDP ve spektrumlara göre kat burulma momenti dağılımları 232
Şekil 4.42. Kat 30-KR40/80 kirişi moment-dönme çevrimsel döngüsü 234
Şekil 4.43. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kirişlerdeki plastik dönme talep/kapasite (D/C) değişimi 235
Şekil 4.44. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik kiriş için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi 237
Şekil 4.45. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kolonlardaki donatı birim uzama|kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi 239
Şekil 4.46. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kolonlardaki beton birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi 240
Şekil 4.47. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik kolon için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi 241
Şekil 4.48. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki donatı birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi 243
Şekil 4.49. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki donatı birim uzama talep/kapasite (D/C) değişimi 244
Şekil 4.50. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki beton birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi 245
Şekil 4.51. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik perde için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi 247
Şekil 4.52. RDP 10000 yıl R9-LX1EU/CY2KBC (a, b) ve R9-LY1EU/CX1KBC (c, d) analiz serileri için tepe ötelenmelerinin zamanla değişimleri 250
Şekil 4.53. RDP 50 ve 700 yılı için hesaplanan kat ötelenme oranlarının önerilen limitlere göre değerlendirilmesi ve olası hasar bölgeleri 252

Şekil 4.54. RDP 3000 ve 10000 yılı için hesaplanan kat ötelenme oranlarının önerilen limitlere göre değerlendirilmesi ve olası hasar bölgeleri..... 254
Şekil 4.55. X doğrultusu rüzgâr zorlaması için tepe deplasmanın temel rüzgâr hızı ile değişimi ve karşılık gelen hasar düzeyleri..... 255
Şekil 4.56. Y doğrultusu rüzgâr zorlaması için tepe deplasmanın temel rüzgâr hızı ile değişimi ve karşılık gelen hasar düzeyleri..... 256
Şekil 4.57. Farklı RDP'ler için maksimum kalıcı kat ötelenme oranlarının önerilen hasar limitlerine göre kontrolü 257
Şekil 4.58. Rüzgâr doğrultusu-X|Y olması durumunda RDP 10000 yıla göre R9-LX1EU/CY2KBC ve R9-LY1EU/CX1KBC analiz serileri için tepe ivmeleri (46. Kat)..... 260
Şekil 4.59. Temel rüzgâr hızlarına göre tepe ivmelerinin değerlendirilmesi 263

ÇİZELGELER DİZİNİ

		Sayfa
Çizelge 2.1.	Uluslararası rüzgâr kod ve standartlar	18
Çizelge 2.2.	Yüzey pürüzlülük uzunlukları (z_o) ve minimum yükseklikler (z_{min}) (Eurocode, 2010)	29
Çizelge 2.3.	Etkilenme kategorilerinin karşılaştırılması (Kwon ve Kareem, 2013)	31
Çizelge 2.4.	ASCE, AIJ, CNS, NBCC ve IWC için güç kuralı katsayıları (Kwon ve Kareem, 2013)	31
Çizelge 2.5.	AS/NZ, EU ve ISO için logaritmik kural katsayıları: sürtünme hızı ve pürüzlülük uzunluğu (Kwon ve Kareem, 2013)	31
Çizelge 2.6.	Ortalama hız süreleri ve referans yükseklikler	32
Çizelge 2.7.	z_0 yüzey pürüzlülük uzunluğuna göre β_u değerleri	36
Çizelge 2.8.	Türbülans şiddeti (yoğunluğu) profil parametreleri	37
Çizelge 2.9.	Denklem (2.45)'e göre hesaplanan Lux integral türbülans uzunluklarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması (Simiu ve Yeo, 2019)	40
Çizelge 2.10.	Türbülans uzunluk ölçeği parametreleri	42
Çizelge 2.11.	Standartların türbülans hızı ya da enerji faktörü için kullandıkları güç yoğunluk spektrumları	47
Çizelge 2.12.	Rüzgâr yükleri için performans hedefleri ve kabul kriterleri (ASCE PBWD , 2023)	99
Çizelge 2.13.	IBC Bölüm 1604.5 yapı risk kategorileri	100
Çizelge 2.14.	Performans hedeflerine göre izin verilen analiz prosedürleri	101
Çizelge 2.15.	Performans hedeflerine göre limit değerler (ASCE PBWD, 2023)	104
Çizelge 2.16.	Yapısal olmayan elemanlarda deformasyon hasar indeks limitleri (ATC tasarım kılavuzu 3)	104
Çizelge 2.17.	Avustralya Standartı AS1170.0:2002 kullanılabilirlik tasarımı için cephe ve bölme elemanlarındaki ötelenme limitleri	106
Çizelge 2.18.	Performans hedefleri ve limit değerleri (Çelik TS) (Alinejad ve ark., 2024)	107
Çizelge 2.19.	Rüzgâr yükleri için performans hedefleri (Çelik TS)(Mohammadi ve ark. 2019)	108
Çizelge 2.20.	Hareket konforu ile ilgili kullanılabilirlik performans kriterleri (Simiu ve Yeo, 2019)	108
Çizelge 2.21.	Hareket konforu ile ilgili önerilen kullanılabilirlik koşulları kriterleri (Mohammadi ve ark. 2019)	109
Çizelge 2.22.	Farklı ötelenme oranlarına göre kullanılabilirlik sorunları (Griffis, 1993)	109
Çizelge 2.23.	Kullanılabilirlik sınır durumu için cephe ve bölme elemanlarındaki ötelenme ve DDI limitleri (Griffis, 1993)	110
Çizelge 3.1.	Türbülans rüzgâr hızlarının belirlenmesi ve rüzgâr doğrultusunda kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları	135
Çizelge 3.2.	α_L parametrenin değeri (Liang ve ark., 2002)	142
Çizelge 3.3.	Kuvvet spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları	142

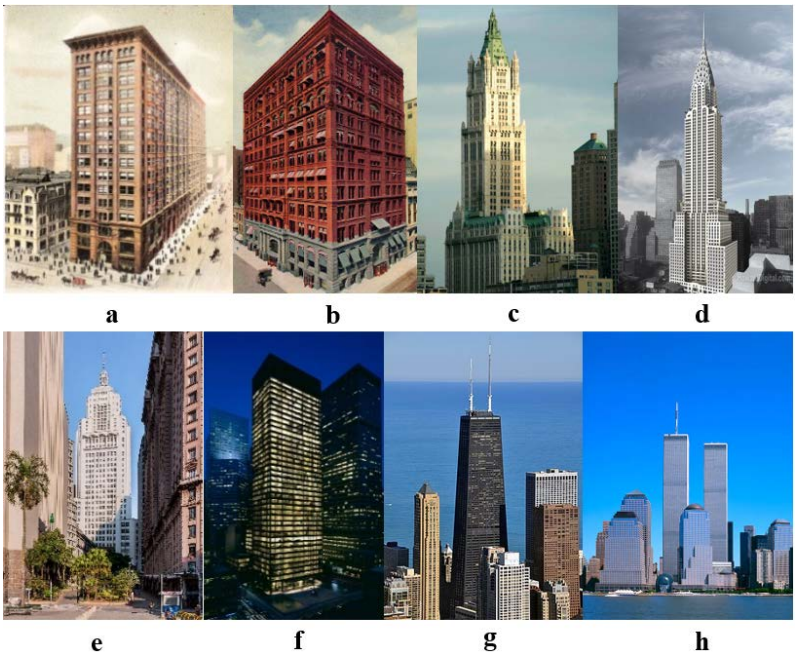
Çizelge 3.4.	Devrilme taban moment spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları	143
Çizelge 3.5.	Kolonların plastik mafsal özellikleri	157
Çizelge 3.6.	Kirişlerin boyut, donatı ve plastik mafsal parametreleri.....	162
Çizelge 3.7.	Çalışmada önerilen RDP'ye göre performans düzeyleri ve genel bina performansı	173
Çizelge 3.8.	Performans düzeylerine göre taşıyıcı sistem limit değerleri.....	174
Çizelge 3.9.	Çalışmada önerilen yapısal olmayan elemanların kullanılabilirlik ötelenme limitleri	175
Çizelge 4.1.	Farklı yaklaşımlar ile modellenmiş yüksek yapı modeli için ilk yedi moda ait karşılaştırmalar.....	177
Çizelge 4.2.	BM-GEV ve NBCC (2020) ile elde edilen temel rüzgâr hızları	178
Çizelge 4.3.	Dönüş periyotlarına göre $makfSum$ ve U_{mak} ilişkisi	190
Çizelge 4.4.	Rüzgâr dönüş periyotuna göre yüksek yapının rüzgâra dik doğrultusunun X veya Y olması durumu için azaltılmış frekans değerleri	195
Çizelge 4.5.	RDP 50 yıl için 8 farklı analiz serinde herhangi bir t anındaki maksimum değerler	206
Çizelge 4.6.	Analiz serilerinin (Yükleme durumlarının) isimlendirilmesi	208
Çizelge 4.7.	Yükleme durumuna (analiz serilerine) göre yapı modelinde oluşan enerji dağılımları ve enerji hataları	210
Çizelge 4.8.	Yapının D/C oranlarına göre genel değerlendirilmesi.....	248
Çizelge 4.9.	Analiz serilerinin ötelenme performansları	258

1 GİRİŞ

İnşaatın kayıtlı tarihi boyunca, belki de hiçbir şey insanların giderek daha yüksek yapılar inşa etme arzusundan daha büyüleyici değildir. Babil Kulesi, Rodos Heykeli, Mısır Piramitleri, Meksika'daki Maya Tapınakları ve Hindistan'daki Kutub Minar gibi antik yapıların inşasında en önemli motivasyonun rekabet ve gösteriş olduğu görülmektedir. Bu motivasyonlar bir binanın yüksekliğinin belirlenmesinde hâlâ rol oynamaktadır. Ancak kentsel alanlarda arazi değerlerinin ve nüfus yoğunluğunun artması gibi diğer çeşitli sosyal ve ekonomik faktörler, tüm dünyada yüksek binaların sayısında büyük bir artışa yol açmıştır. Bir zamanlar Amerika'ya özgü bir simge olarak görülen yüksek binalar artık pek çok ülke ve şehir merkezlerinde görülebilmektedir. Dünya şehirlerinin siluetleri, sıradağlar kadar etkileyici yüksek binalar tarafından sürekli olarak değişmektedir (Bungale ve Taranath, 1988).

Günümüzde yüksek bina olarak tanımlanabilen ilk yapı 1891 yılında Chicago'da 17 katlı (64 m) yığma olarak inşa edilen Monadnock Binasıdır. Yığma inşaatın zirveye ulaştığı bu yapı zemin kat seviyesinde 2.13 m duvar kalınlığı ile rüzgârın oluşturduğu devrilme momentine karşı koymakta olup bu duvarlar zemin brüt alanın %15'ni oluşturmaktadır. Bu binanın yapım yılları döneminde Amerikalı Lebaron Jenny adındaki mühendis bir ofis binasının tamamen farklı malzemeler kullanarak inşa edilebileceği fikrini ortaya atarak modern gökdelen tasarımının öncüsü olmuştur. Bu fikirle birlikte ana taşıyıcı sistem, kâgir duvarların yerine çelik taşıyıcı sistemlere yerini bırakmaya başlamıştır. İlk olarak 1885 yılında inşa edilen bina, Chicago'daki 10 katlı Home Insurance Binasıdır. Bu dönemde 10 katın üzerinde çelik taşıyıcı sisteme sahip yapıların inşa edilmesi oldukça nadir görülmekle birlikte, asansör kullanımı ve çelik imalat teknolojisindeki gelişmeler, binaların yüksekliği üzerindeki hâkim sınırlamaları ortadan kaldırmış ve yükseklik yarışı başlamıştır. 1900'lerin başında New York'ta Wall Street çevresindeki iş merkezi bölgesi ülkenin en önde gelen finans merkezi statüsüne gelmiş ve çelik taşıyıcı sisteme sahip ofis binaları 20'li katlara ulaşmıştır. 1913 yılında 60 kata ulaşan ilk yüksek yapı Woolworth Binası olmuştur. Birinci Dünya Savaşı sırasında yüksek katlı inşaatlarda geçici bir durgunluk yaşanmasına rağmen savaştan sonra faaliyetler yeniden canlanmıştır. New York'ta 66 katlı (290 m) Wall Tower Binası, 71 katlı (283 m) Cities Hizmet Binası ve 77 katlı (319 m) Chrysler Binası gibi birçok yüksek yapı inşa edilmiştir. İkinci Dünya Savaşı sırasında finans piyasasının çöküşü ile yüksek katlı binalara son verilmiş ancak

1940'ların sonunda yeni bir yüksek katlı bina dönemi başlamıştır. Bu akımın en önemli gerekçesi olarak, büyük şirketler isimlerini görkemli yüksek ofis binalarıyla ilişkilendirmenin reklam ve tanıtım için büyük bir avantaj olarak görmeleri gösterilebilir. 1947'li yıllardan itibaren yüksek yapı inşasına yeni bir malzeme dahil olmuş ve yapılarda betonarme kullanılmaya başlanmıştır (örn. Altino Arantes Ofis Binası, 1947). Betonarme yüksek yapılar, devamında kompozit taşıyıcı sistem tasarımı tetiklemiştir. 1950'li yıllardan günümüze çelik konstrüksiyon, betonarme ve kompozit taşıyıcı sistem seçimi rekabetini sürdürmektedir. Taşıyıcı sistem teknolojilerinin gelişmesinin yanında mimari açıdan da önemli adımlar atılmaya başlanmıştır. 1950'den 1960'ların ortalarına kadar olan dönemde tasarımın saflığı kavramı yapının mimarisine entegre edilmiş, cam cephe ve çelik taşıyıcı sisteme sahip yüksek binalar bunun sonucu olmuştur. Her ikisi de New York'ta bulunan Seagram Binası (1950) ve Whitney Müzesi (1966) ile Chicago'daki John Hancock Merkezi (1968) kayda değer örneklerdendir. Cam cephe kullanımı mimari açıdan birçok avantaj kazandırmasıyla birlikte tasarım açısından çözümlenmesi gereken yeni bir mühendislik problemi ortaya çıkarmıştır. Bu gelişimlere örnek yapılar Şekil 1.1'de sunulmaktadır.



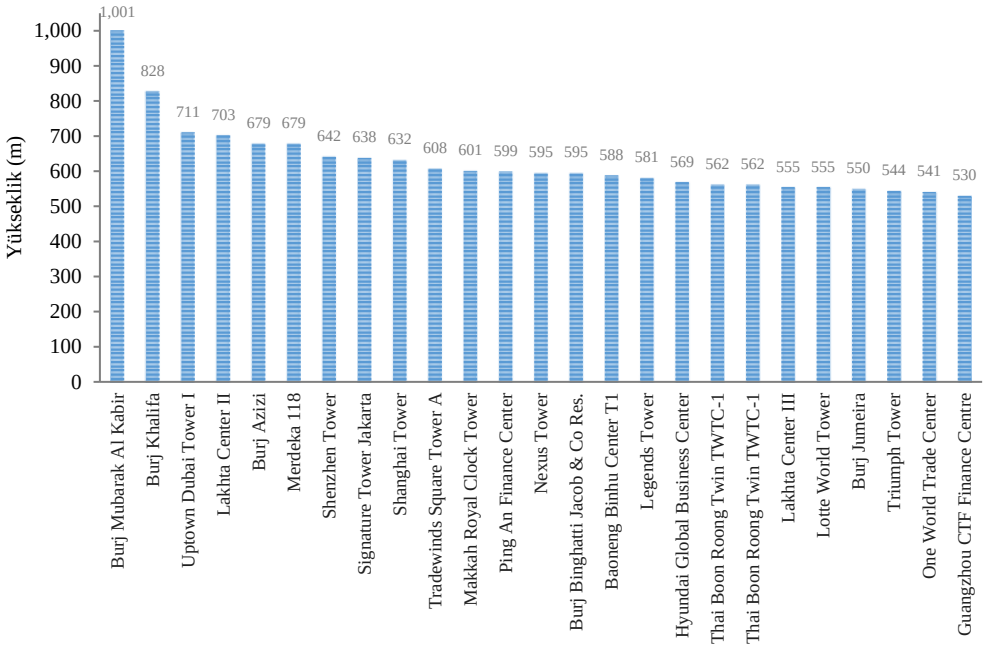
Şekil 1.1.Yüksek yapıların tarihsel gelişimi **a)** Monadnock Binası, 1891 **b)** Home Insurance Binası, 1885 **c)** Woolworth Binası, 1913 **d)** Chrysler Binası, 1928 **e)** Altino Arantes Binası, 1947 **f)** Seagram Binası, 1950 **g)** John Hancock Merkezi, 1968 **h)** Dünya Ticaret Merkezi İkiz Kuleler, 1972-8

Geçmiş tarihi kısaca bahsedilen yüksek yapıların daha yükseğe erişme arzusu günümüzde hızını kesmeden devam etmektedir. Bu rekabetle birlikte son 15 yılda en yüksek yapıların ortalaması 550 m düzeyine ulaşmıştır. Bu kapsamda tamamlanmış en yüksek yapı Burj Khalifa (828 m) ve yapım aşamasında olan ise Burj Mubarak Al Kabir (1001 m)'dir. Tamamlanmış ve inşası devam eden en yüksek yapılar Şekil 1.2 ve Şekil 1.3'te detaylandırılmıştır.

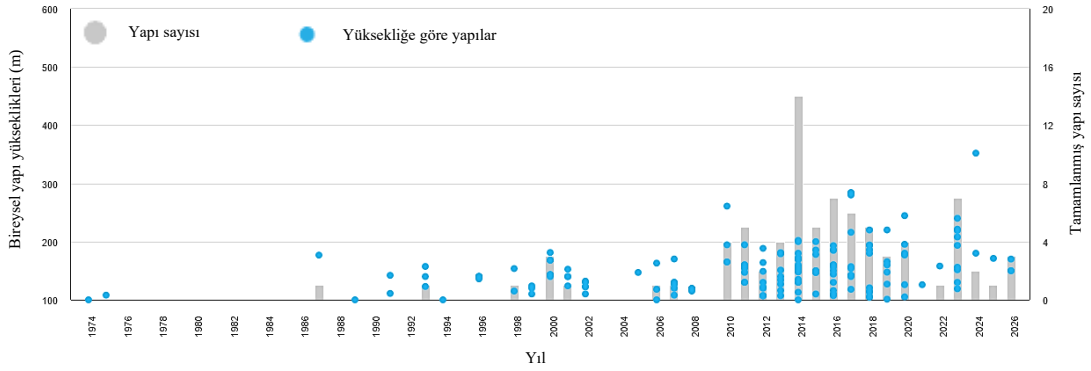


Şekil 1.2. Tamamlanmış ve inşası devam eden en yüksek yapıların isim, yükseklik ve inşa yılı **a)** Burj Khalifa (828 m/2010) **b)** Merdeka118 (680 m/2023) **c)** Shanghai Tower (632 m/2015) **d)** Makkah Royal Clock Tower (601 m/ 2012) **e)** Burj Mubarak Al Kabir (1001 m/Öneri), **f)** Jeddah Tower (1000 m/Beklemede) **g)** Lakhta Center II (703 m/2030) **h)** Signature Tower Jakarta (638 m/Öneri)

Dünyanın farklı bölgelerinde olduğu gibi yüksek yapı inşa eğilimine Türkiye'de kayıtsız kalmamış 100 m'yi bulan ilk bina 1974 yılında inşa edilmiştir. O yıldan günümüze 76'sı 150 m'den yüksek olan 100 m - 350 m arasında yüksekliğe sahip onlarca bina tamamlanmış ya da inşası devam etmektedir (Şekil 1.4). Hâlihazırda en yüksek tamamlanmış binası 352 m ile Türkiye Cumhuriyeti Merkez Bankası Binasıdır. Türkiye'nin yüksek binası sayısı ve yükseklikleri itibari ile en önemli kenti İstanbul'dur. 150 m'den yüksek bina sayısına göre İstanbul, Avrupa'nın birinci dünyanın ise on dördüncü en yüksek şehir unvanına sahiptir.



Şekil 1.3.Dünyada tamamlanmış ya da inşa halindeki en yüksek 25 bina (CTBUH, 2024)



Şekil 1.4.Yıllara göre Türkiye'deki yüksek yapı sayısı ve yükseklikleri (CTBUH, 2024)

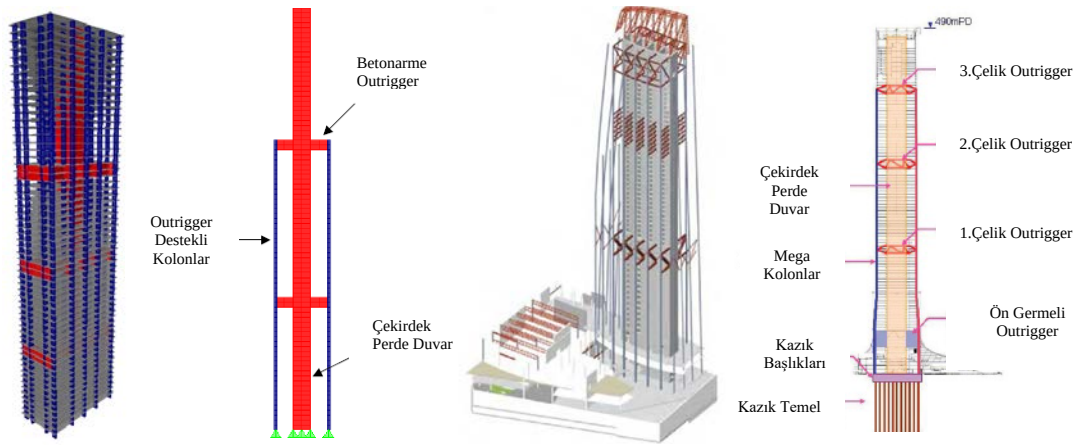
Yerçekimi, rüzgâr, sismik etkiler, termal koşullar ve oturmanın neden olduğu kuvvetler bu tür yapılar için göreli olarak çok büyüktür ve dikkatle yönetilmelidir. Yapısal sistemin düzenlenmesi büyük bir uzmanlık gerektirir. Yüksek yapıların taşıyıcı sistem seçimi ve tasarımında; yapının yüksekliği, binanın konumu, yapıda meydana gelebilecek yerdeğiştirme, göreli kat ötelenmeleri ve oluşan ivmeler ve konfor en etkili parametrelerdir. Bu yapıların tasarlanması ve inşa edilmeleri konvansiyonel tasarım ve inşa tekniklerine göre çok daha detaylı bir şekilde gerçekleştirilmelidir. Her bir yapı başlı başına bir mühendislik problemine dönüştürülmeli ve denetim ya da tasarımlar aşamalarının her birinde normal yükseklikteki yapılardan farklı şekilde doğabilecek

problemlere karşı önlemler alınmalıdır. Bu tür yapıların düşey yükler etkisi altındaki taşıyıcı sistem tasarımı, normal yüksekliğe sahip yapılara göre tasarım mantığı açısından önemli bir fark oluşturmaz. Elbette temel tasarımını bu durumun dışında tutmak gerekir. Ancak deprem ve rüzgâr yükleri dikkate alınarak taşıyıcı sistem tasarımı için çok daha kapsamlı analizler yapılması ve bu doğrultuda önlemler alınması gerekmektedir. Deprem esnasında oluşan yer ivmeleri ve yapıların yüksekliğe göre değişen kütlesi düşünüldüğünde bu durumun anlaşılması hiç de zor olmayacaktır. Diğer taraftan rüzgâr yükleri normal yükseklikteki yapılar için eşdeğer statik bir etki şeklinde ve çoğu zaman diğer yüklere kıyasla dikkate alınmayı gerektirmeyen bir yük kombinasyonunu oluştursa da yüksek yapılar için kontrol edilmesi güç ve birçok durumda oldukça kritik bir hal almaktadırlar. Bu yük gerek taşıyıcı sistemin doğrusal olmayan davranışı açısından gerekse konfor açısından kritik yapısal tepkiler meydana getirebilmektedir. Söz konusu etkilerin gerçekçi bir şekilde dikkate alınması için bu yapıların davranışlarında aydınlatılmayı bekleyen birçok nokta bulunmaktadır.

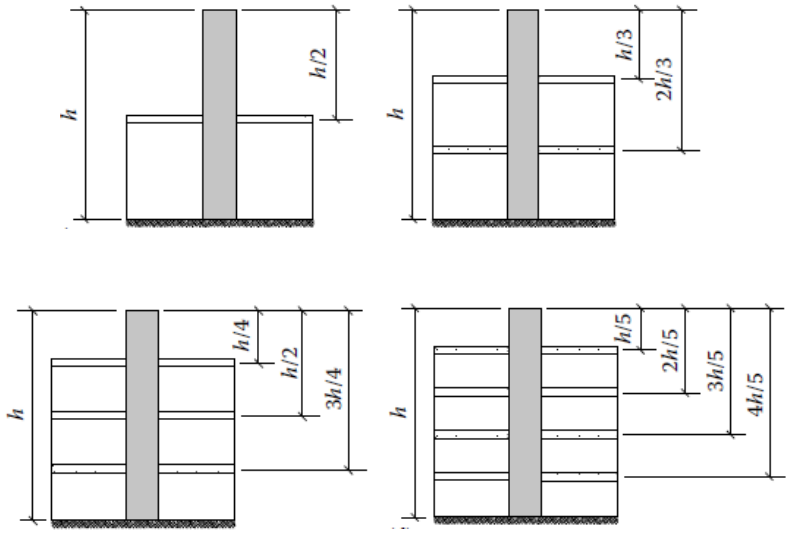
Düşey ve yatay yüklerin önemi düşünüldüğünde yüksek yapılar için her biri uygulanabilir bir yükseklik aralığına sahip farklı kategorilerde betonarme taşıyıcı sistemler farklı kaynaklarda ifade edilmektedir. Bu kaynaklarda ifade edilen kat adedine göre taşıyıcı sistem sınıflandırması nihai bir seçim olmayıp, yapının geometrisi, düzensizlikler, yömetmelik koşulları, bölgenin deprem ve rüzgâr riski taşıyıcı sistemin seçiminde önemli parametrelerdir. Söz konusu bu sistemlerden yaygın olarak tercih edileni çekirdek destekli taşıyıcı sistemlerdir. Bu sistemler; tasarımcılara yüksek yapıdaki kat adedi düşünüldüğünde uygulama kolaylığı, bina asansör ve merdiven boşluğu ve ortak mekanların bina merkezinde toplanabildiği alanlar doğurmakta, uygulanan sistem ile de yüksek eğilme momenti ve kesme kuvveti kapasitelerine sahip olma imkânlarını sunmaktadır. Diğer yandan farklı türleri olan tüp sistemler, dayanım açısından istenilen koşulları sağlayabilirken maliyet artışı ve yetersiz güneş ışığı, ses problemi gibi mimari sıkıntılara neden olmaktadır. Ancak çekirdek destekli taşıyıcı sistemler de bazı durumlarda yetersiz kalabilmektedir.

Yüksek yapılar için seçilen taşıyıcı sistem yetersiz olduğunda, ortaya çıkan genel problem yerdeğiştirmenin sınırlandırılmasıyla ya da enerji tüketme kapasitesinin arttırılmasıyla bir diğer ifadeyle sönümle alakalıdır. Bu durum inşaat mühendislerini sönümleyici kullanılması gibi farklı çözüm arayışlarına sevk etmiştir. Yüksek yapılarda kullanılan sönümleyicilerin, tüm yapı boyunca ve enerjinin yoğunlaştığı lokal bölgelerde kullanılması durumlarına bağlı olarak sınıflandırılması mümkündür. Lokal olarak kullanılan sürtünmeye dayalı veya viskoz sönümleyiciler, yapının yerdeğiştirmesiyle aktif hale gelerek kritik görülen bölgelerdeki yoğun enerjinin azaltılmasına katkı sağlamaktadır. Yapı bazındaki kullanılan ayarlı kütle veya sıvı sönümleyiciler ise genellikle yapının yerdeğiştirme kontrolünü sağlamak için yapının en üst seviyesinde kullanılan tasarımlardır. Yapı bazında kullanılan bu sönümleyiciler yapının rijitliğine katkı sağlamadığı için bazen yetersiz kalabilmekte ve diğer taraftan maliyeti oldukça arttırabilmektedir. Bu yüzden farklı bir metot olarak, yüksek salınımlar yapabilen çekirdek destekli yüksek binalarda çekirdek elemanın dönme davranışı kısıtlanarak yerdeğiştirme kontrolünün sağlanması ve yapı periyodunun düşürülmesi için outrigger sistemler geliştirilmiştir. Outrigger sistemlerin çeşitli şekil ve malzemeler uygulamaları bulunmaktadır (Şekil 1.5). İlk kullanılmaya başladıkları dönemlerde çekirdek betonarme ise betonarme outrigger, çelik ise çelik outrigger sistem yaygın kullanılırken son dönemlerde genellikle çelik outrigger sistemler her iki taşıyıcı sistemle birlikte daha çok tercih edilmeye başlanmıştır. Ayrıca bu sistemler ile bazı sönümleyiciler birlikte kullanılabilmekte olup yapının sönüm oranı artırılabilmektedir.

1950'lerden beri kullanılan Outrigger sistemlerin çıkış felsefesi düşünüldüğünde yüksek yapıların konfor parametrelerinin arttırılması için düşünülmüş bir tasarım şekli olduğu söylenebilir. Ancak rüzgâr kaynaklı konfor problemlerinin aşılmasının yanında artan yapı yükseklikleri nedeniyle sismik davranışı kontrol etmek için de yaygın olarak günümüzde tercih edilen bir yöntem haline gelmiştir. Outrigger sistemin optimum yüksekliğiyle alakalı yapılan çalışmalarda, basitleştirilmiş modele etkiyen yatay yük genellikle statik olarak uniform veya üçgen yayılı biçimde düşünülmüştür (Şekil 1.6). Bu kabulün rüzgâr ve deprem yükü davranışını ne kadar doğru temsil ettiğini belirlemek için zaman tanım alanında yapılan analizlerle karşılaştırma yapılmasının gerekliliği açıktır.



Şekil 1.5. Outrigger sistem örnekleri (Chung, 2010; Joseph ve ark., 2016)



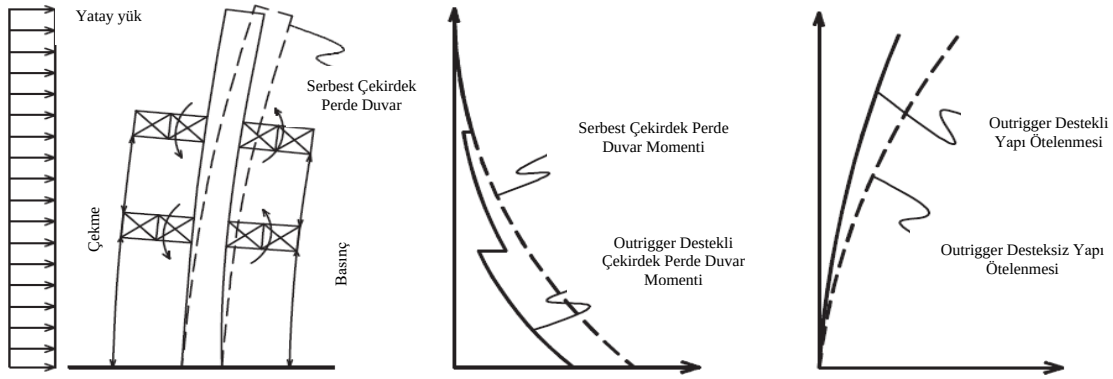
Şekil 1.6. Outrigger sistemlerin lokasyon/yükseklik ilişkisi hakkında genel bir yaklaşım (Taranath, 2009)

Outrigger Sistemlerin Avantajları;

- ✓ Outrigger sistemler genellikle periyot, çekirdek eğilme momentini, kat yerdeğiştirme ve dönmelerini azaltmak veya kontrol altında tutmaktadır (Şekil 1.7).
- ✓ Ayrıca eğilme momentleri, dış kolonlar ve çekirdek duvar arasında dengelenmektedir.
- ✓ Dış kolonlar ve çekirdek eleman arasında eksenel yük ve sıcaklıktan dolayı oluşan yük dengesizliğinden kaynaklanan kısalmaları dengelemektedir.

Outrigger Sistemlerin Dezavantajları;

- Outrigger sistemler yapının rijitliğini arttırmada oldukça etkili olmasına rağmen yapının kesme dayanımını aynı oranda etkin bir biçimde arttırmamaktadır.
- Outrigger sistemler, çoğunlukla düşey planda kafes sistem ve çapraz elemanlar içerdiği için o kattaki etkin alan kullanımını azaltmaktadır. Bu problemin üstesinden gelebilmek için outrigger katları mekanik ve sığınak katları olarak tasarlanmaktadır.
- Çoğunlukla maliyeti arttırmaktadır.
- Outrigger sistem olarak tasarlanan bölgelerde ani kesit zorları meydana gelmektedir (Şekil 1.7). Ancak, bu kesit zorlarını azaltmak için "Belt Wall" olarak adlandırılan sistemler kullanılmaktadır. Bu sistem hem çekirdeğin eğilmeye karşı direncini artırmakta hem de kenar kolonların birlikte çalışmasına olanak tanımaktadır. Ek olarak yumuşak kat oluşma riskini azaltmaktadır. Yine de bu problemin giderilmesi için literatürde yeterince çalışmanın varlığından bahsetmek mümkün değildir.



Şekil 1.7. Outrigger destekli/desteksiz yüksek yapının yatay yük etkisindeki eğilme momenti ve yerdeğiştirmesi (Chen ve Zhang, 2018)

Çalışmanın bu aşamasına kadar yüksek yapıların tarihi gelişimi ve kullanılabilir taşıyıcı sistemler ifade edilmeye çalışılmıştır. Taşıyıcı sistem seçimi ve tasarımın gerçekleştirebilmesi için gerekli olan hususlar ise yapıya etkiyen yüklerin ve analiz prosedürünün belirlenmesidir.

Orta ila yüksek sismisiteye sahip bölgelerde, çoğu bina yönetmeliği yüksek binaların kendine özgün yönlerini yeterince ele almamaktadır. Özellikle, yüksek binalar yer sarsıntısına karmaşık bir şekilde tepki verir ve temel titreşim modu her zaman kontrol edici mod olması

gerekmez. Yüksek bir yapının sismik tepkisine 1-3 saniye periyot aralığında şiddetli yer sarsıntısıyla uyarılan daha yüksek titreşim modları hâkim olabilir. Eğilme ve kesme talepleri, yönetmelik hükümlerinin öngördüğünden çok daha fazla oluşabilir ve bu taleplerin dağılımı, bina yönetmeliği hükümlerinde yer alan tipik birinci mod tepkisiyle tamamen tutarsız olabilir. Bu nedenle yapının doğrusal olmayan davranışının performans analiziyle dikkate alınması yüksek yapılar için kaçınılmaz hale gelmektedir (Tamboli, 2014).

Yüksek binaların kendine özgü tepkilerinin bilincinde olarak, performansa dayalı sismik tasarım (Performance-based seismic design, PBSD) son yirmi yılda daha yaygın hale gelmiştir. PBSD metodolojisi ile sahaya özgü sismik talepler iki veya daha fazla yer sarsıntısı düzeyinde daha titiz bir şekilde tanımlanmaktadır. Burada sahaya özgü deprem kayıtlarının üretilmesi uzman bir deprem mühendisi tarafından yapılmalıdır. Daha sonra yüksek bir binanın yapısal tasarımı, her bir sismik yer sarsıntısı seviyesine maruz kaldığında belirli performans hedeflerini karşılayacak şekilde oranlanır ve detaylandırılır. Bilgisayar simülasyonu aracılığıyla açık ve doğrudan bir performans düzeyi elde edilir. Türkiye'de yüksek binaların deprem yükü altındaki tasarımı Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği Bölüm 13 (TBDY, 2018) esas alınarak gerçekleştirilmektedir. İlgili yönetmelikte 70 m ve üzeri yapılar, yüksek bina olarak tanımlanmaktadır.

Birçok yüksek bina için en önemli tasarım konularından biri rüzgâra karşı tepkidir. Bina yönetmelikleri, yapının taşıması gereken asgari kuvvetleri belirlese de, genellikle başka özel performans kriterlerinin karşılanmasıyla ilgili herhangi bir koşul içermez. Yüksek binalar için, katlar arası kesme ve bina sakinlerinin konforu genellikle kullanılabilirlik açısında önemli bir tasarım sınırlarıdır. Çoğu yönetmelikte belirtilen minimum rüzgâr kuvvetleri, yüksek bir yapının potansiyel dinamik tepkisini kapsamlı dikkate almaz ve bu nedenle talep seviyelerini büyük ölçüde eksik tahmin edebilir. Bazı yüksek yapılarda girdap saçılması (vorteks), herhangi bir yönetmelikte öngörülen kuvvet seviyelerinin çok üzerinde rüzgâra dik doğrultuda etkilere yol açabilir. Ayrıca yakın yüksek binalar arasında oluşan rüzgâr savrulmasıyla da taleplerin artırması mümkündür. Bu nedenle, yüksek bir binanın rüzgâra karşı tepkisini daha iyi karakterize etmek için rüzgâr tüneli çalışmaları genellikle uygundur. Çok az sayıda ülke ya da yerel yönetimin rüzgâr tüneli çalışmasının ne zaman gerekli olacağına dair belirlenmiş bir kılavuzu vardır ve bu karar genellikle tasarım uzmanının tercihine bırakılmıştır. Yapının maruz kalacağı yüklerin belirlenmesinde bir diğer metot ise Hesaplamalı Akışkanlar Dinamiği (CFD) Analiz Yöntemidir. Her iki yöntemden elde edilen

sonuçlar, yapının yaklaşık dinamik tepkisini hesaba katılarak tasarımcıya eşdeğer statik bir yük olarak sunulur. Rüzgâr tüneli testlerine göre statik yük belirlenirken, dinamik tepki yapının hâkim periyotu dikkate alınarak hesaba dâhil edilir. Bu şekilde yapılan hesaplarda diğer modların dinamik tepkiye katkısı ihmal edilmiş olmaktadır. Benzer durum ülkelerin standart ve yönetmelikleri için de geçerlidir. Bu kabul bazı durumlarda yapının gerçek dinamik davranışından uzaklaşabilir. Zaman tanım alanında analizler, eşdeğer statik yükte hesaba katılamayan modların yapının davranışına etkisini dâhil etmek için daha uygun bir yöntemdir. Ancak rüzgâr için deprem gibi bir veri havuzu olmadığı gibi söz konusu etkinin zamanla değişiminin tahmin edilmesinde yapı geometrik faktörlerinden bölge özelliklerine ve rüzgâr karakterinden yüksekliğe birçok parametre etkin rol oynamaktadır. Bu nedenle rüzgâr oldukça karmaşık ve tahmin edilmesi birçok değişkene bağlı bir yüktür. Buradan hareketle zaman tanım alanında dinamik yüklerin hesabının yer aldığı bir yönetmelik yoktur.

Birçok rüzgâr tasarım kodu dayanım esaslı olup tasarımında sadece elastik davranışa izin verilir. Ancak yüksek yapılara etkiyen rüzgâr yükleri bazı durumlarda deprem yüklerinin önüne geçmekte ve yapıyı doğrusal olmayan davranışa zorlayabilme potansiyeli bulunmaktadır. Araştırmacılar son yıllarda tasarımdaki ve yönetmeliklerdeki bu eksikliklerin farkına varmışlar ve bu sebeple, kuvvetli rüzgâr yükü altında elastik olmayan davranışa izin veren performansa dayalı rüzgâr tasarımı (Performance-based wind design, PBWD) fikri yüksek binaların tasarımı için ortaya atılmıştır. Performansa dayalı sismik tasarımın (PBSD) aksine, elastik olmayan rüzgâr tasarımı konusunda çok az sayıda yönerge ve araştırma bulunmaktadır. PBWD için zaman geçmişli rüzgâr yükleri, yüzey basınçları ölçülen rüzgâr tüneli testlerine dayanmaktadır. Ancak ön tasarım konseptler için rüzgâr tüneli testlerinin yapılması; tasarımdaki değişiklikler, farklı performans seviyelerinin analizi ve maliyet nedeniyle pratik olmamaktadır.

Yüksek yapıların rüzgâr tasarımıyla ilgili bu eksiklikler ve literatürdeki pratik çözüm arayışı bu tezin araştırma konuları için motivasyon kaynağı olmuştur. Tezin amacı, dikdörtgen kesitli yüksek binalar için zaman tanımlı dinamik yüklerin üretilmesine yönelik rüzgâr tüneli testleri ile kalibre edilmiş prosedür geliştirilmesi ve PBWD yöntemi kullanılarak önerilen farklı performans düzeylerinde taşıyıcı sistem davranışının ve yapısal olmayan elemanlarda oluşabilecek muhtemel hasar seviyelerinin irdelenmesidir.

PBWD için Amerikan inşaat mühendisliği topluluğunun (ASCE) 2023'te yayınladığı doküman dışında yayınlanan bir yönetmelik yoktur. Bu konuda literatüre katkı sağlamış yayın sayısı da oldukça azdır. Özellikle rüzgâr dönüş periyotlarına göre performans düzeyleri hakkında sınırlı sayıda yayının dışında sunulmuş bir kaynak yoktur. Bu bağlamda yapılan tez PBWD prosedürüne katkı niteliğinde olacaktır. Çalışma; bölgeye özel temel rüzgâr hızlarının belirlenmesi, zaman tanımlı rüzgâr kuvvetlerinin hesabı, önerilen prosedürün rüzgar tüneli testi ile doğrulanması ve farklı dönüş periyotlu temel rüzgâr hızları için performans analizi olmak üzere 4 ana kapsamdan oluşmaktadır.

Rüzgâr yükünün hesabı için gereken ilk parametre temel rüzgâr hızıdır. Dönüş periyotları 10-10000 yıl arasında olan temel rüzgâr hızları, 20 yıl boyunca üç saatte bir ölçülmüş rüzgâr hız kaydı verilerine göre uç değer teoremini kullanarak Ankara ili için çalışma kapsamında hesaplanmıştır.

Zaman tanımlı rüzgâr kuvveti için yapının iki doğrultusu söz konusudur. Rüzgâra doğrultusundaki zamana bağlı rüzgâr yükü hesabı için yapının yükseklik boyunca ortalama hız bileşeni, türbülans (dinamik) hız bileşenin belirlenmesi kaçınılmazdır. Bu bağlamda zamana ve yüksekliğe bağlı rüzgâr yükünün rastgele titreşim analizine göre hazırlanması için Matlab programlama dilinde 3 farklı ortalama hız bileşeni hesap yöntemi, 4 farklı türbülans (dinamik) hız spektrumu seçeneği sunan bir yazılım geliştirilmiştir. Elde edilen hızlar daha sonra belirli yüksekliklerde modele uygulanabilir kuvvetlere dönüştürülmüştür. Rüzgâra dik doğrultuda yapıya uygulanacak zamana bağlı rüzgâr kuvveti ise rastgele titreşim analizine göre 4 farklı spektrum dikkate alınarak hesaplanmış ve önerilen bir formülle yüksekliğe bağlı dağıtılmıştır. Yüklerin hazırlanmasında önerilen her bir performans düzeyinin değerlendirilmesi için farklı dönüş periyotlarına sahip temel rüzgâr hızları esas alınmıştır.

Hesaplanan kuvvetler Perform-3D (V7 ve V10) programında PBWD için hazırlanan sonlu elemanlar modeline uygulanmıştır. 50 yıllık dönüş periyotu için elde edilen sonuçlar rüzgâr tüneli testiyle karşılaştırılmıştır ve önerilen yöntemin doğruluğu değerlendirilmiştir. Bununla birlikte yük hesabında kullanılan spektrumların sonuçları da birbirleriyle karşılaştırılmıştır. Daha sonra 50, 700, 3000 ve 10000 yıl dönüş periyotlu rüzgarlar için seçilen spektrumlar kullanılarak hesaplanan rüzgâr kuvvetlerine göre taşıyıcı sistemin ve yapısal olmayan elemanların performansa dayalı davranışı değerlendirilmiştir.

2 KURAMSAL TEMELLER ve KAYNAK ARAŞTIRMASI

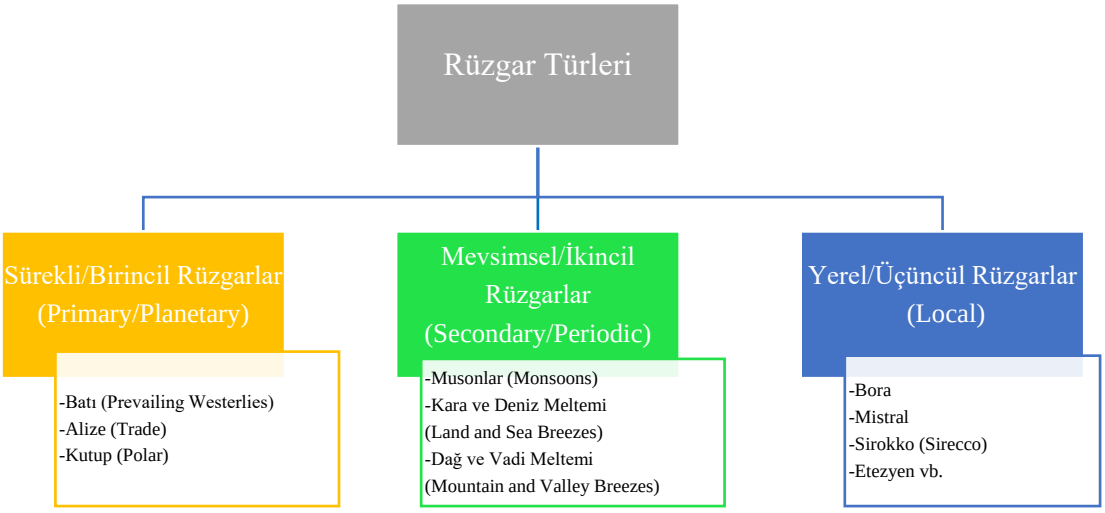
Mühendislik, mühendislik bilimleri ve teknik uygulamalar aracılığıyla matematik, fizik, kimya ve doğal bilimlerden elde edilen bilgi birikimini pratik ve gerçekçi çözümler üretmek amacıyla kullanmayı hedefleyen bir bilim ve sanat dalıdır. Başka bir deyişle, mühendislik, temel bilim dalları ile sorunlar arasında bir köprü görevi üstlenmektedir. Tasarım süreçleri sıklıkla birçok bilinmeyen ve olasılık içermektedir. Bu nedenle problemin çözüm sürecinde kabul ve idealleştirme yapılması kaçınılmaz hale gelmektedir. Yüksek yapıların rüzgâr etkilerine karşı tasarımı, bu durumu en iyi şekilde örnekleyen süreçlerin başında gelir.

Bir yapının inşa edileceği bölgedeki rüzgârın tahmin edilmesi ve bu rüzgârın bir yük olarak hesaplanması, yapısal davranışı temsil edebilecek bir modelin oluşturulması, yüklerin yapı modeline entegre edilmesi, seçilecek analiz türünün belirlenmesi, modelin dinamik tepkilerinin değerlendirilmesi ve yapı performansının analiz edilmesi; tümü tek bir problemin çözümünü oluşturan temel bileşenlerdir. Bu nedenle, yüksek yapıların rüzgâr tasarımı son derece karmaşık bir süreçtir. Takip eden başlıklarda rüzgâr yükünü oluşturan temel parametreler, literatürdeki tasarım rüzgâr yükü temel hesap yöntemleri, dünyada iyi bilinen yönetmeliklerin rüzgâr yükü hesapları, rüzgâr tüneli testleri ve PBWD'de kullanılabilecek kabuller açıklanmaya çalışılmış ve kaynak araştırmalarına yer verilmiştir.

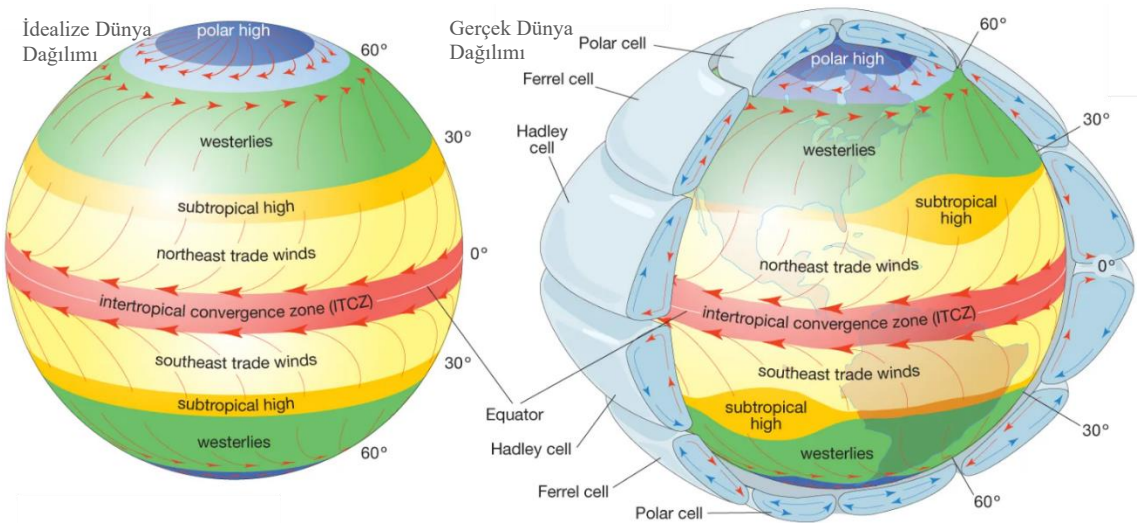
2.1 Rüzgâr Yük ve Etkilerinin Belirlenmesi

Bilindiği üzere güneşin dünyayı uniform bir şekilde ısıtmaması sonucu yüksek ve alçak basınç alanları oluşmakta ve neticesinde hava molekülleri, yüksek basınç alanlarından alçak basınç alanlarına doğru hareket ederek rüzgârlar oluşmaktadır. Dünya üzerinde oluşan rüzgâr türleri Şekil 2.1-2'de sunulmaktadır. Buna göre oluşan rüzgârlar sürekli (prevailing, hâkim), mevsimsel ve yerel olarak üç ana tipte sınıflandırılması mümkündür. Her üç rüzgâr türü de bina tasarımında önem taşımaktadır. Bununla birlikte, rüzgâr yüklerinin belirlenmesi amacıyla, sürekli ve mevsimsel rüzgârların özellikleri birlikte gruplandırılırken (Global), yerel rüzgârların özellikleri ayrı ayrı incelenmektedir. Bu gruplandırma, rüzgârların çok farklı ölçeklerdeki dalgalanmalarını birbirinden ayırmak

içindir. Genel ve mevsimsel rüzgârlar birkaç aylık bir süre boyunca dalgalanırken, yerel rüzgârlar birkaç saniyede bir değişebilir. Genel ve mevsimsel rüzgârların ortalama hızındaki değişimler dalgalanma olarak adlandırılırken, yerel rüzgârlarda çok kısa bir süre içinde meydana gelen değişimler kuvvetli rüzgâr/fırtına olarak adlandırılır. Rüzgârın akışı diğer akışkanlarınkinden farklı olarak sabit değildir ve rastgele bir şekilde dalgalanır. Bu nedenle, bina tasarımı için elde edilecek rüzgâr yükleri bölgeye özel ve istatistiksel olarak incelenmelidir (Taranath, 2009).



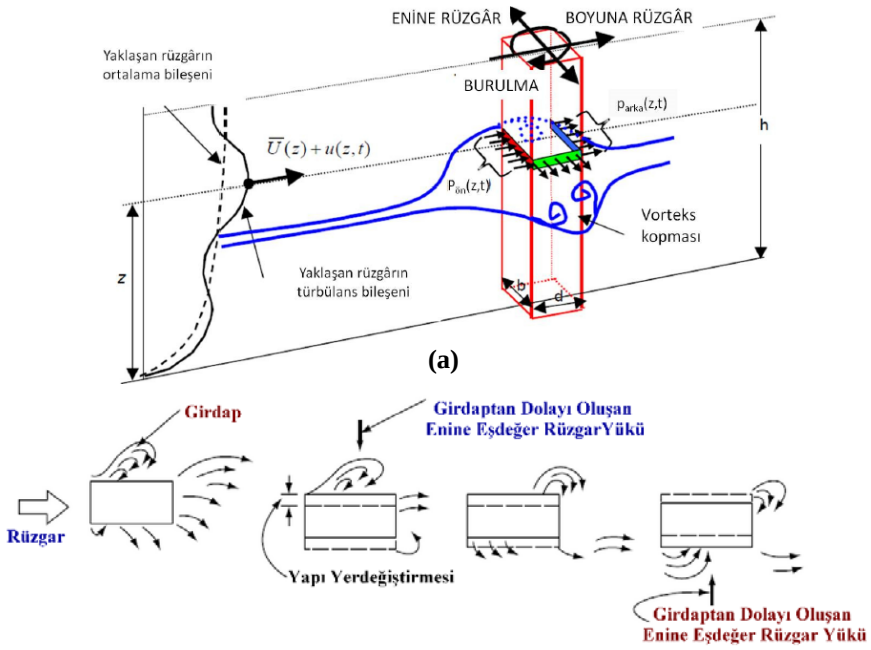
Şekil 2.1. Yeryüzünde meydana gelen ve rüzgâr tasarımda kullanılan rüzgâr türleri



Şekil 2.2. Dünya üzerindeki sürekli rüzgâr döngüsü (Encyclopaedia Britannica, 2010)

Rüzgâr; arazi koşulları, lokasyon ve bölgenin atmosferik sınır tabakasına göre hızı ve yönü zamanla değişen dinamik bir yapıya sahiptir. Bununla birlikte yapılarla etkileşiminden çok sayıda akış durumu ortaya çıkmaktadır. Bu durum yapılar üzerine etkiyen rüzgâr yükünü oldukça karmaşık bir hale getirmektedir. Ayrıca, aerodinamik basınç dalgalanmaları, vorteks titreşimleri ve girdap akımları yapıda rüzgâra dik yönde ve burulma yönünde önemli seviyede tepki kuvvetleri meydana getirmektedir (Şekil 2.3a-b). Öyle ki, gerek konfor gerekse can güvenliği açısından yapının rüzgâra dik doğrultudaki tepkileri rüzgâr doğrultusunda oluşan tepkileri aşabilmektedir (Kareem, 1985). Rüzgâr mühendisliğinde bu karmaşık etkilerin dikkate alınarak tasarım rüzgâr yüklerinin hesaplanabilmesi için aşağıdaki temel konuların ayırt edilerek incelenmesi gerekir.

– Rüzgâr hızının yükseklikle değişimi (hız profili)
– Rüzgâr türbülansı
– İstatistiksel olasılık
– Girdap (vorteks) saçılması
– Rüzgâr-yapı etkileşimi



Şekil 2.3. a) Yüksek yapıya etkiyen rüzgâr yüklerinin şematik gösterimi (Kareem ve ark., 1999-Umut, 2014) **b)** Girdap oluşumu ve enine rüzgâr yüklerinin oluşumunun plan görünümü

Atmosferik sınır tabakası içinde rüzgâr hızı, iki terimin toplamı olarak idealleştirilebilir. Bunlardan birincisi ortalama rüzgâr hızı $\overline{U}(z)$'dir. Bu hız, **z** konumunun fonksiyonuna göre ($\mathbf{z}=[x,y,z]^T$) ve *x* ekseninin pozitif yönünde tüm alan boyunca bir akış sergilemektedir. İkincisi ise kartezyen bileşenleri *x, y* ve *z* boyunca sırasıyla *u, v, w,* boyuna, yanal ve düşey atmosferik türbülans bileşenlerini temsil eden, uzay ve zamanın sıfır ortalamalı rastgele fonksiyonu $u(\mathbf{z}, t)$, $v(\mathbf{z}, t)$, $w(\mathbf{z}, t)$ ile ifade edilen türbülans rüzgâr hızlarıdır. Sonuç olarak zaman bağımlı rüzgâr hızlarının aşağıdaki şekilde ifade edilmesi mümkündür. "t" burada zamanı ifade etmektedir.

Boyuna doğrultuda	$U(x,y,z,t)=\overline{U}(z)+u(x,y,z,t)$
Yanal (dikey)	$v(x,y,z,t)$
Düşey doğrultuda	$w(x,y,z,t)$

Bir bina yüzeyindeki rüzgâr basıncı öncelikle rüzgârın hızına $U(x,y,z,t)$, binanın şekline, yüzey yapısına, çevredeki doğal arazinin veya diğer yapıların rüzgâra karşı sağladığı etkiye ve hava yoğunluğuna (ρ) bağlıdır. Diğer tüm faktörlerin etkisi ihmal edildiğinde, rüzgârın neden olduğu basınç hızın karesi ve hava yoğunluğuyla orantılıdır. Buna göre rüzgâra dik doğrultudaki düzlemde boyuna doğrultudaki rüzgârın z yüksekliğindeki bir birim alana gelen rüzgâr basıncı Denklem (2.1)'deki gibi hesap edilebilir.

$$q(z,t)=\frac{1}{2}\rho(U(z,t))^2 \tag{2.1}$$

Rüzgâr kuvveti ise rüzgâr hızının ilgili yüzeyde oluşturduğu basınç ile yüzeyin alanı ve basınç katsayısının çarpılmasıyla elde edilir. Burada "H" yapı yüksekliğidir.

$$F(z,t)\simeq C_p(z)\frac{1}{2}\rho(U(z,t))^2 A \tag{2.2}$$

$$F_{mak}(z)\simeq C_p(z)\frac{1}{2}\rho(U_{mak}(z))^2 A \tag{2.3}$$

$$F(z,t)=C_p(z,t)\frac{1}{2}\rho(U(H))^2 A \tag{2.4}$$

Temel olarak dikdörtgen bir plana sahip yüksek yapıya ya da yapının belirli bir alanına etkiyen toplam rüzgâr yükü F: dış (ön ve arka) ve iç yüzeylere etkiyen rüzgâr yüküyle yan yüzeylere etkiyen sürtünme kuvvetinden oluşur. Toplam rüzgâr yükü hesap edilirken her bir yüzey ayrı ayrı hesap edilip toplanabilir yâda bir alana etkiyen yüzey basıncı bir kuvvet katsayısı ve hava yoğunluğuyla çarpılarak elde edilebilir. Rüzgâr doğrultusundaki kuvvet "F_D" ve kuvvet katsayısı "C_{FD}" ile ifade edilmektedir. Burada "D" indisi rüzgâr sürükleneme (Drag) doğrultusunu temsil etmektedir.

$$q_D(z,t) = \frac{1}{2}\rho(\bar{U}(z) + u(z,t))^2 \tag{2.5}$$

$$F_D(z,t) = F_{dış}(z,t) + F_{iç}\ (z,t) + F_{srt}(z,t) \tag{2.6}$$

$$F_D(z,t) = \frac{1}{2}C_{FD}(z)A(z)\rho(U(z,t))^2 \tag{2.7}$$

$$F_D(t) = \frac{1}{2}C_{FD}(t)A\rho\bar{U}(H)^2 \tag{2.8}$$

Hesaplanması gerekli olan diğer rüzgâr kuvveti ise rüzgâra dik doğrultudaki (F_L) bileşendir. Bu kuvveti zamana bağlı olarak hesaplamak oldukça zor olduğu için literatürde genellikle statik olarak değerlendirilmiştir. Ancak genel perspektifte zamana bağlı aşağıdaki denklemlerle ifade edebilir. Burada kullanılan "C_{FL}" rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet katsayısı olup deneysel olarak elde edilir.

$$q_L(z,t) = \frac{1}{2}\rho(v(z,t))^2 + q_{vorteks}(z,t) \tag{2.9}$$

$$F_L(t) = \frac{1}{2}C_{FL}(t)A\rho\bar{U}(H)^2 \tag{2.10}$$

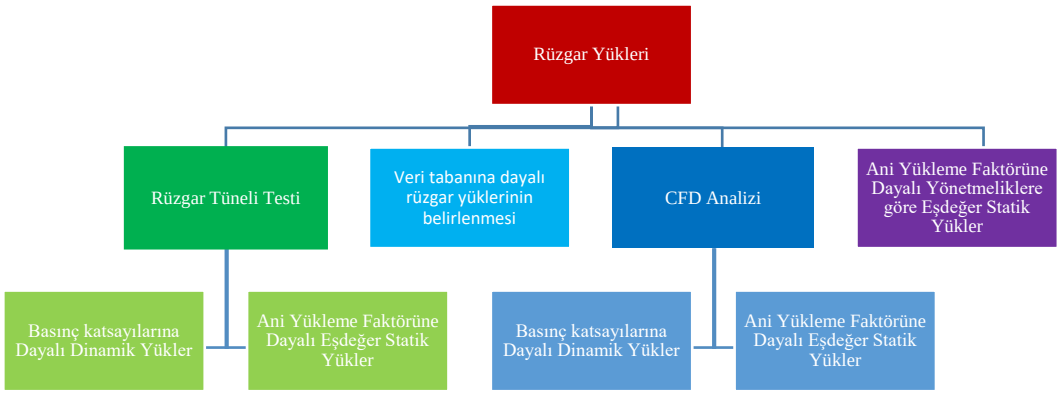
Rüzgâr etkisinde zamana bağlı bir yapı analizi yapılıyorsa en genel haliyle rüzgâr yükü yukarıdaki denklemlerle ifade edilebilir. Buradaki değişkenlerin değerleri günümüzde sadece deney sonuçlardan alınarak yapılmakta olup bu alanda kapsamlı çalışma literatürde yer almamaktadır. Rüzgâr zaman tanımlı bir yük olduğu için tasarımda yapının rüzgâra karşı tepkisi ortalama ve türbülans hızı ile rezonans kaynaklı bileşenden oluşur. Burada "*W*" kuvveti, momenti, yer değiştirmeyi ve ivmeyi temsil edebilir.

$$W = W_{ortalama} + W_{dinamik} \tag{2.11}$$

$$W = W_{ortalama} + W_{arkaplan} + W_{rezonans} \tag{2.12}$$

Rüzgâr yüklerine göre tasarım analizi, eşdeğer statik ve zamana bağlı dinamik yük olarak iki farklı yaklaşımla yapılabilir. Rüzgâr, stokastik (rastgele değişkenlere bağlı) bir işleyim olduğu için yapılar üzerindeki etki ve tepkileri de hesaplanırken stokastik süreç dikkate alınmalıdır. Çünkü zamana bağlı rüzgâr basınçları yüzeyde yükseklikle ya da aynı sevideki kenar uzunluğu boyunca çok farklı değerler oluşturan bir yüktür.

Statik veya dinamik analizlerde kullanılacak rüzgâr yükleri ve muhtemel tepkileri rüzgâr tüneli testleri, CFD, yönetmeliklere göre yaklaşık yöntemlerle belirlemek mümkündür (Şekil 2.4). Eşdeğer statik yüklemenin doğru tayini, rüzgâr ve diğer yüklerin birleşik etkisi altındaki tepkiyi tahmin etmek için oldukça önemlidir (Chen ve Kareem, 2004). Eşdeğer rüzgâr statik analizi için belirlenecek yükler hesap edilirken ani rüzgâr yükleme faktörü yaklaşımı (GLF) en temel yöntem halini almıştır. Bu yaklaşımın temel prensibinde ortalama hıza göre hesap edilen değerin dinamik etkilerin (arka plan ve rezonans) dikkate alınması için belirlenen bir katsayı ile çarpılmasına dayalıdır. GLF yaklaşımı hem rüzgâr tüneli test sonuçlarının statik yüklere dönüştürülmesinde hem de rüzgâr yükü ve etkilerinin hesabı için yönetmeliklerde önerilen hesap yöntemlerinin alt yapısını oluşturmaktadır.



Şekil 2.4. Rüzgâr yükleri belirleme yöntemleri

Yüksek yapılarda rüzgâr yükünün eşdeğer statik yük olarak belirlenmesi ya da test düzeneğinin hazırlanması çeşitli ülkelere ait farklı kod, standart ve yönetmeliklere göre gerçekleştirilmektedir. Bu yönetmeliklerden ve/veya yönergelerden en başta gelenleri ASCE 7-22, AS/NZ 2011, AIJ 2004, CNS 2012, NBCC 2020, Eurocode 2010, ISO 2009 ve IWC 2012, KBC 2016'dır (Çizelge 2.1).

Çizelge 2.1. Uluslararası rüzgâr kod ve standartlar

ASCE 7-22	• American Society Of Civil Engineers 7-22 :Minimum Design Loads and Associated Criteria for Buildings and Other Structures-Wind Load Provisions
AS/NZ 2011	• Australian/New Zealand Standards (2011): Structural design actions - Part 2 Wind actions
AIJ 2004	• Architectural Institute of Japan Recommendations (2004)
CNS 2012	• China National Standard (2012): Load code for the design of building structures/GB 50009-2012
NBCC 2020	• National Building Code of Canada (2020): Wind Load Provisions
EC 2010	• European Standards-Eurocode 1: Actions on structures – Part 1–4: General actions – wind actions. EN 1991-1-4:2005/AC:2010
ISO 2009	• International Organization for Standardization (2009):Wind actions on structures
IWC 2012	• Indian Wind Code (2012) IS: 875 Part 3- Wind loads on buildings and structures
İYBRY 2009	• İstanbul yüksek binalar rüzgar yönetmeliği (2009)
KBC 2016	• Korean building code (2016)
TSE 498	• Turkish Standart Institute (1997): Design loads for buildings

Türkiye'de ise yüksek yapıların rüzgâr yükü belirlenmesi ve etkilerinin değerlendirilmesi yönelik kapsamlı bir yönetmelik olmamakla birlikte, yük hesabı için TS498 yönetmeliği esasları dikkate alınmaktadır. Bu yönetmeliğin rüzgâr yükleriyle ilgili kısmı, yaklaşık 48 yıldır hiç değiştirilmemiş, DIN 1055'in 1972 yılındaki sürümünden alıntılanan kısımlar hala kullanılmaya devam edilmektedir (Kurç ve ark., 2012). TS 498'de sadece rüzgâr kaynaklı tek yönde eşdeğer statik yük hesabına değinilmiş ve çok yüzeysel bir şekilde yüzey basınç hesabından bahsedilmiştir. Bu sebeple tasarımcıların faydalanması için Eurocode 1 EN 1991-1-4: 2005 standardı esas alınarak, TS EN 1991-1-4 yönetmeliği olarak Türkçeye çevrilmiştir. Ancak bu yönetmeliğin kullanım zorunluluğu yoktur. Bu standartların dışında İstanbul Büyükşehir Belediyesinin (İBB) yayınladığı İstanbul Yüksek Binalar Rüzgâr Yönetmeliği (İYBRY, 2009) mevcuttur. TS EN 1991-1-4 ve İYBRY, Eurocode 1 EN 1991-1-4: 2005 standardı esas alınarak hazırlanmış standart ve yönetmeliklerdir. Dolayısıyla Türkiye'de inşa edilen yüksek yapıların rüzgâr hesabı, genel olarak Eurocode (EU) standardına göre gerçekleştirildiğini söylemek mümkündür.

Yüklerin belirlenmesi ve yapısal tepkilerin hesabı için yukarıda temel olarak bahsedilen yöntemlerin ayrıntıları bu bölümün alt başlıklarında anlatılacaktır. Ayrıca yapıların rüzgâr hesabıyla ilgili Notre Dame Üniversitesi NatHaz (Natural Hazards) modelleme laboratuvarı araştırmacıları oldukça kapsamlı araştırmalar yürütmektedir. Bu sayede kullanıcılara interaktif veri tabanına ve yönetmelik koşullarına göre rüzgâr hesap modülleri sunmaktadırlar. İlgili modüllerin kapsamlarına bu bölüm altında yer verilecektir.

2.1.1 Rüzgâr temel parametreleri ve literatür/yönetmeliklere göre yaklaşımlar

Rüzgâr yüklerinin belirlenebilmesi için atmosferik sınır tabakası içinde yükseklikle değişen ortalama, türbülans rüzgâr hız tahmin parametreleri, basınç katsayıları ve rüzgâra dik doğrultudaki tepki tahmin parametrelerinin belirlenmesi gerekir.

- ***Temel rüzgâr hızı***

Yapıların rüzgâra bağlı tasarımı ve yapısal güvenlik tahminleri temel rüzgâr hızına dayanmaktadır. Birçok mühendislik biliminde, belirli olayların meydana gelme olasılığı yinelenme aralığının (dönüş periyodu) bir fonksiyonu olarak kabul edilir. Rüzgâr mühendisliğinde de rüzgâr hızının dönüş periyotlarına göre değiştiği kabul edilir. Temel rüzgâr hızı açık bir arazide (örneğin hava alanları gibi), yerden 10m yükseklikte herhangi bir yönde ölçülen 1 saatlik, 10 dakikalık ya da 3 saniyelik ortalama rüzgâr hızlarından *m* yılda en az bir kere aşılma olasılığına karşı gelen rüzgâr hızıdır. Yönetmelikler bina tasarımında genellikle 10 ve 50 yıllık ortalama yinelenme aralıkları kullanılır; bunlardan ilki bina sakinlerinin konforunu belirlemek için, ikincisi ise yapısal dayanım elemanlarının tasarımı içindir. Ancak bazı yönetmelikler farklı risk kategorisindeki yapılar ve özel bölgeler için temel rüzgâr hızının tahmininde daha uzun dönüş periyotları kullanabilmektedir. Örneğin ASCE 7-22'de 300,700,1000,3000,10000,100000 yıl dönüş periyotları için tasarımcıya temel rüzgâr hızı haritaları sunulmaktadır. Burada m yılda en az bir kere aşılma olasılığı ile bina ömrü boyunca maruz kalma olasılığının birbirinden farklı kavramlar olduğu unutulmamalıdır. Binaların hizmet ömrü boyunca temel rüzgâr hızlarının meydana gelme olasılığı kavramını anlamak önemlidir. Bir tasarım rüzgâr hızının n yıllık maruz kalma süresi boyunca en az bir kez aşılması olasılığı *P* için genel ifade şu şekilde verilir.

$$P = 1-(1-P_a)^n \tag{2.13}$$

P_a: yıllık aşılma olasılığıdır (m yılda en az bir kere aşılma olasılığının tersidir, 1/m)
n: yıl bazında maruz kalma süresi (örneğin hizmet ömrü)

Dünya çapında aşırı/temel rüzgâr hızlarını sunan kapsamlı bir araştırıma mevcut değildir. Birçok ülkenin yönetmeliği genellikle 50 yıllık dönüş periyotu için tasarımcıya temel rüzgâr hızı tehlike haritalarını hazır sunmaktadır. Ancak performansa dayalı bir tasarım yapılması planlanıyorsa ya da yapının tasarlanacağı bölgenin özel bir durumu varsa farklı dönüş periyotlarına göre bölgeye özel kuvvetli rüzgâr karakteristiklerinin belirlenmesi gerekir. Karakteristiğinin belirlenebilmesi için uzun bir süre anemometre ile rüzgâr kaydı alınarak rüzgâr türbülansı istatistiği ve rüzgâr spektrumu, temel rüzgâr hızı hesabı gerçekleştirilmelidir. Temel/kuvvetli rüzgâr hesabı aşırı (ekstrem) değer dağılımına göre m yılda bir meydana gelme ihtimali olan maksimum rüzgâr hızı olarak hesap edilebilir (Şekil 2.5).

Aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizi (ADA) belirli bir dönemdeki olası uç olayları tahmin etmek için kullanılan istatistiksel bir yöntemdir. Aşırı (ekstrem ya da uç) değerler, bir dizi verinin dağılımının en uç noktalarında yer alır. Bu veriler maksimum veya minimum rüzgâr hızı, depremler, dalga yükseklikleri, sıcaklık olabilir. ADA nadir olayların geri dönüş süresini de belirleyebilir. Nadir bir olayın geri dönüş süresi, bir olayın en az bir kez meydana gelmesinin muhtemel olduğu zaman dilimidir.

Literatürde rüzgâr hızının ADA'sı için Blok Maksimum (BM) Yöntemi, r-En Büyük Aşırı Değerler Yöntemi, Bağımsız Fırtınalar Yöntemi, Eşik Üstü Değer Yöntemi olarak 4 temel yaklaşım mevcuttur. Bu yöntemlerin istatiksel alt yapıları oldukça kapsamlı ve ayrıntı olmaları nedeniyle bu çalışma kapsamında özet halinde sunulmuştur. Yöntemlerin anlatımına geçmeden önce aşırı değer tip dağılımlarından bahsetmek gerekir. Başlangıç dağılımının özelliklerine bağlı olarak, üç tip uç değer dağılımı vardır. Bunlar sırasıyla Gumbel, Frechet ve ters Weibull türleri olarak bilinen tip I, II ve III aşırı (ekstrem, uç) değer dağılımlarıdır.



Şekil 2.5. Temel rüzgâr hızlarının hesabı için aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizi yaklaşımı

Aşırı Değer Tip I(Gumbel) Dağılımı $(-\infty < x < \infty; -\infty < \mu < \infty; -\infty < \sigma < \infty)$

$$G_I(x) = \exp\left[-\exp\left(-\frac{x-\mu}{\sigma}\right)\right] \tag{2.14}$$

Aşırı Değer Tip II(Fréchet) Dağılımı $(\mu < x < \infty; -\infty < \mu < \infty; 0 < \sigma < \infty; \gamma > 0)$

$$G_{II}(x) = \exp\left[-\left(-\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^{-\gamma}\right] \tag{2.15}$$

$$x(F_I) = \mu - \sigma In(-InF_I) \tag{2.16}$$

Aşırı Değer Tip III (Weibull) Dağılımı $x < \mu$

$$G_{III}(x) = \exp\left[-\left(-\frac{x-\mu}{\sigma}\right)^{\gamma}\right] \tag{2.17}$$

Burada μ : lokasyon (aşırı değer dağılımının modu), σ : ölçek (standart sapma), γ : şekil (kuyruk) parametresidir.

Jenkinson'ın (1955) çalışmasında, üç tip aşırı değer dağılım ailesini tek tip genelleştirilmiş dağılım ailesi olarak kümülatif dağılım fonksiyonu olarak birleştirmiştir.

Genelleştirilmiş Aşırı Değer Dağılımı (Generalized Extreme Value Distribution, GEV):

$(1 + \xi(x-\mu)/\sigma > 0; -\infty < \mu < \infty; -\infty < \sigma < \infty; k \neq 0)$

$$G_{GEV}(x; \mu, \sigma, \xi) = \exp\left\{-\left[1 + \xi\left(\frac{x-\mu}{\sigma}\right)\right]^{-1/\xi}\right\} \tag{2.18}$$

$(k = 0)$

$$G_{GEV}(x;\mu,\sigma,0) = \exp\left\{-\exp\left(-\frac{x-\mu}{\sigma}\right)\right\} \tag{2.19}$$

Burada μ : lokasyon (aşırı değer dağılımının modu), σ : ölçek (standart sapma), ξ : şekil (kuyruk) parametresidir.

GEV dağılımı, optimum bir eşiği aşan bağımsız aşırı verilere ya da doğrudan verilere (örneğin, aşırı rüzgâr hızları, en yüksek rüzgâr etkileri) uygulanır. Genelleştirilmiş aşırı değer dağılımının şekil (kuyruk) parametresi aşırı değer dağılımının tipini belirlemektedir. Aşırı değer dağılım sınıfları Tip I, II ve III sırasıyla, ξ= 0, ξ> 0, ξ< 0 durumlarına denk gelmektedir. ξ>0 durumu polinom olarak azalan kuyruk fonksiyonu olup uzun kuyruklu esas fonksiyona karşılık gelmektedir. ξ=0 durumu katlanarak azalan kuyruğu, ξ<0 sonu olan üst bitiş noktası durumudur ve dolayısıyla kısa kuyrukludur (Umut, 2014).

Genelleştirilmiş Pareto Dağılımı (Generalized Pareto Distribution, GPD):

$$G(y;\mu,\sigma,\xi) = \begin{cases} 1-\left(1+\xi\dfrac{y}{\sigma}\right)^{-1/\xi} & \xi \neq 0 \\ 1-\exp\left(-\dfrac{y}{\sigma}\right) & \xi = 0 \end{cases} \tag{2.20}$$

Bağımsız uç veriler ile optimum bir eşik değer arasındaki farklara uygulanan bir dağılım fonksiyonudur (Simiu ve Yeo, 2019). ξ = 0 olduğunda, GPD'nin Tip I (üstel dağılım) kuyruğuna sahip olması beklenir. Aksi takdirde, ξ > 0 ise GPD'nin Tip II bir kuyruğa benzer Pareto dağılımına sahip olduğu varsayılır. ξ < 0 ise, kuyruk beta dağılımının bir durumu olan Tip III'tür (Amarouche ve ark., 2023).

ADA yaparak istenen dönüş periyotundaki aşırı (ekstrem, uç) değeri ya da tam tersi dönüş periyotunu doğru tahmin edebilmek için uygun dağılım türü, parametreleri belirleme metodu, optimum eşik değeri seçimi, veri süre ve kalitesi oldukça önemlidir.

En güvenilir tahminleri elde etmek için hangi tür aşırı değer dağılımının kullanılmasının uygun olacağına ilişkin literatürde ortak bir fikir birliği görülmemektedir. Tip I , II ve III (Gumbel, Frechet ve Weibull) aşırı değer dağılımları farklı ülkelerin standartlarında ya da araştırmacıların çalışmalarında temel ya da aşırı rüzgâr hızlarını tahmin etmek için kullanılmıştır. Örneğin; Amerikan Ulusal Standardında (ANSI A58.1-19729) temel rüzgâr hızını hesaplanırken Tip II (Frechet) dağılımı, Kanada Ulusal Bina Yönetmeliğinde (NBCC 1970; 2005) ise Tip I (Gumbel) dağılımı kullanılmıştır. 30°-40° enlemlerdeki rüzgâr hız verisi için Abild ve ark. (1992), Cook (1982), Gusella (1991) ve Ross (1987) çalışmalarında Tip I dağılımının daha uygun olduğu kanısına varmışlardır. Hennesey (1977) araştırmasında rüzgâr hız verilerinin Tip III (Weibull) dağılımında olduğunu önermiştir. EÜD Yöntemini esas alan araştırmalar, ters Weibull dağılımının da aşırı rüzgâr hızlarını belirlemekte seçilebileceğini ifade etmektedir (Simiu ve Heckert, 1996).

Son yıllarda eşik bir değer kullanılmıyorsa ve her bir dönem için (ay ya da yıl) maksimum (tek tepe) değeri kullanılması durumunda Blok Maksimum (BM) yöntemine göre temel rüzgâr hızları belirlenmesi yaygın olarak tercih edilmektedir. Bu yöntemin temel dezavantajı, her dönem için yalnızca bir değer seçilmesidir. Bu dezavantaj, analiz için mevcut verileri azaltır, ancak dönemsel uç değerlerin alındığı temel veri setinin uzun olması gerektirir. Cook (1985) güvenilir sonuçlar için en az 20 yıllık veri (yani analiz için 20 uç değer) önermekte ve yöntemin 10 yıldan daha az bir sürede kullanılmaması gerektiğini belirtmektedir.

Ancak, bu yöntem zaman blok uzunluğuna duyarlı olabilir. Bu uzunluğun değerinin artması örneklem boyutu azaltacak ve bu da güven aralığını artıracaktır. Bu sebeple zaman blok uzunluğunun seçimi önemli olmakla birlikte literatürde genellikle 1 yıl alınır. Blok Maksimum (BM) Yöntemine göre temel rüzgâr hızı hesabı için, 3 Tip dağılımı da kapsadığı için Genelleştirilmiş Aşırı Değer (GEV) dağılımının kullanılması yaygınlaşmaya başlamıştır. Buna göre Blok Maksimum (BM) Yönteminin türü olan BM-GEV Metodu literatürde yaygın olarak kullanılmaktadır. BM-GEV Metoduna göre

genellikle yıllık maksimum değerler üzerinden hedeflenen dönüş periyotundaki temel hız aşağıdaki denkleme göre hesap edilebilir.

$$X_m = \begin{Bmatrix} \mu - \frac{\sigma}{\xi}\left[1 - \left\langle \log\left(1 - \frac{1}{m}\right)\right\rangle^{-\xi}\right], \text{ eğer } \xi \neq 0 \\ \mu - \sigma In\left[-\log(1 - \frac{1}{m}\right], \text{ eğer } \xi = 0 \end{Bmatrix} \quad (2.21)$$

Burada X_m: m dönüş periyotundaki beklenen aşırı (uç, ekstrem) değer, μ : lokasyon (aşırı değer dağılımının modu), σ : ölçek (standart sapma), ξ: şekil (kuyruk) parametresidir.

Blok Maksimum (BM) Yöntemine göre hesap edilecek yeterli veri olmaması durumunda ya da seçilen bazı blok dönemlerinin içinde dağlımı değiştirebilecek birden çok pik değerin olduğu durumlarda, analiz için vaka sayısını artırmak amacıyla alternatif yaklaşımlar geliştirilmiştir (Palutiko ve ark., 1999). Bunlar: GEV Dağılımı ile r-En Büyük Aşırı Değerler Yöntemi, Bağımsız Fırtınalar Yöntemi (MIS) ve Eşik Üstü Değerler (EÜD) Yöntemidir. Bunların arasında günümüzde en yaygın kullanılan yöntem Eşik Üzeri Değer (EÜD) yöntemidir. Bu yöntem, kısmi süreli veriler için belirlenen eşiği geçen tüm değerlerin ele alınıp analizine dayalıdır. Asimptotik dağılım olan genelleştirilmiş Pareto dağılımı (GPD) bir dizi aşırı değerleri, seçilen (yüksek) eşiğe uygun hale getirmek için kullanılmaktadır. Bu dağılıma göre literatürde yaygın kullanılan eşik üstü değer yaklaşımı POT-GPD modelidir. Bu metoda göre eşik üstü değerler üzerinden hedeflenen dönüş periyotundaki temel hız aşağıdaki denkleme göre hesap edilebilir.

$$f(X_m) = \xi_e\left[1 + \xi\left(\frac{X_m - e}{\sigma}\right)\right]^{-1/\xi} = \frac{1}{m} \quad (2.22)$$

$$X_m = \begin{Bmatrix} e + \frac{\sigma}{\xi}\left[(m\xi_e)^{\xi}\right], \text{ eğer } \xi \neq 0 \\ e + \sigma\log(m\xi_e), \text{ eğer } \xi = 0 \end{Bmatrix} \quad (2.23)$$

Burada $f(X_m)$: GPD'nin olasılık yoğunluk fonksiyonu, X_m: m dönüş periyotundaki beklenen aşırı (uç, ekstrem) değer, ξ_e :aşırı değerin eşik değeri aşma olasılığı e: seçilen eşik değer, σ : ölçek (standart sapma), ξ: şekil (kuyruk) parametresidir.

Bahsedilen her iki yöntemin aşırı değer tahminine yaklaşımı farklıdır. BM-GEV, meydana gelen toplam aşırı olayların dağılımına değil, belirlenen zaman bloğu göre aşırı olayların dağılımına bağlıdır. Buna karşılık, POT-GPD modelindeki eşik seçimi, zaman bloğuna bağlı olmaksızın meydana gelen aşırı olayların sayısına bağlı olarak örneklem büyüklüğünü etkiler. Ayrıca, meydana gelen aşırı dalga olaylarının sayısında olası ve önemli bir periyottaki değişim göz önüne alındığında, aşırı değer tahmininin dikkate alınan döneme duyarlılığını değerlendirmek için eşik seçimi dikkatle yapılmadır. Bazı çalışmalar, POT yöntemindeki eşik seçimini blok boyutu seçimine benzer şekilde önemli olduğunu göstermiştir. Eşik seçimi için kullanılan modeller Coles (2001)'in aşırı değerlerin istatiksel modellerine giriş kitabında kapsamlı bir şekilde anlatılmıştır.

Gerçek aşırı değerlerin belirlenmesi için eşiğin yeterince büyük seçilmesi gerekmektedir. Eğer bu şekilde seçilmez ise, seçilen aşırıların dağılımı GPD'nin asimptotuna yakınsayamayacaktır. Diğer yandan, dağılım parametrelerinin doğru bir şekilde hesaplanabilmesi için yeterli sayıda veri seçilebilmelidir. Bunun için de eşiğin yeterince düşük seçilmesi ile eşiği geçen veri sayısı arttırılabilmektedir (Abild ve diğ., 1992). Cook (1985) Birleşik Krallıkta saatlik-ortalama rüzgâr hızları için 15 m/s'lik, aşırı rüzgâr hızı için 30 m/s'lik eşik önermektedir. Ancak, her duruma ve bölgeye uygulanabilecek sabit bir eşik değeri söylemek mümkün değildir. Örneğin, Brabsonn ve Palutikof (2000) çalışmalarında Sumburgh-Shetland yerleşim yerleri için optimum eşiğin 32~36 m/s aralığında olduğunu önermişlerdir. Bu bağlamda, eşik değer seçimi aşırı değer tahmininde çok etkili parametre olup özel bir araştırma konusudur. Eşik seçimine yardımcı olan farklı yöntemler mevcuttur. Örneğin, koşullu ortalama grafikleri ile eşiğin bir fonksiyonu olarak eşiğin üzerindeki ortalama aşılma hesap edilebilir. (Davison, 1984; Ledermann ve diğ. 1990). GPD spektrumu için, koşullu ortalama aşılma grafiği düz bir çizgi çıkmaktadır. Düz çizginin üzerindeki en düşük değer optimum eşik olarak belirlenebilmektedir (Umut, 2014).

Tercih edilen dağılım türüne göre fonksiyonun parametreleri veriler üzerinden tahmin edilmedir. Bu parametrelerin hesabı edilebilmesi için Grafik Uyum Yöntemi (GFM), En Küçük Kareler Yöntemi (LSM), Momentler Yöntemi (MM), Olasılık-Ağırlıklı Momentler Yöntemi (PWMM), Maksimum Olabilirlik Yöntemi (MLE) gibi çeşitli yaklaşımların kullanılması mümkündür.

• ***Tasarım ortalama rüzgâr hız profili***

Tasarım/ortalama rüzgâr hızı Eurocode'a (EU-2010) göre hesaplanırken Denklem (2.24) kullanılmaktadır. Bu bağıntıda $U_{b,0}$, yön (C_{dir}) ve mevsim (C_{season}) parametreleri için ölçeksiz temel rüzgâr hızını, $C_r(z)$ yükseklikle değişen yüzey pürüzlülük katsayısını ve C_t topoğrafya (orografi) katsayısını göstermektedir.

$$\overline{U}(z) = C_r(z) C_t C_{dir} C_{season} U_{b,0} \tag{2.24}$$

EU-2010 yönetmeliklerine tabi bölgeler için yerel olarak hazırlanan eklerde aksi belirtilmedikçe C_{dir}, C_{season}, C_t katsayıları için tavsiye edilen değer 1 alınmasıdır.

$C_r(z)$ yüzey pürüzlülük katsayısı, rüzgârın geldiği doğrultudaki yüzey pürüzlüğünün ortalama rüzgâr hızına ve hızın yükseklikle değişimine yaptığı etkileri tanımlayan bir katsayıdır. Bu katsayı aşağıdaki bağıntılarla tanımlanır:

$$\begin{aligned} C_r(z) &= k_r In\left(\frac{z}{z_0}\right) && z_{min} \le z \le z_{min} \\ C_r(z) &= C_r(z_{min}) && z \le z_{min} \end{aligned} \tag{2.25}$$

k_r bölge faktörünü temsil etmektedir. Yüzey pürüzlülük uzunlukları (z_o) ve minimum yükseklikler (z_{min}) Çizelge 2.2'de sunulmuştur.

$$k_r = 0.19\left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0.07} \approx k_r = 0.23(z_0)^{0.07} \tag{2.26}$$

$$\overline{U}(z) = k_r U_b In \frac{z}{z_0} \qquad z_{\min} \le z \le z_{\min}$$
$$\overline{U}(z) = \overline{U}(z_{\min}) \qquad z \ge z_{\min} \tag{2.27}$$

Çizelge 2.2. Yüzey pürüzlülük uzunlukları (z_o) ve minimum yükseklikler (z_{min}) (Eurocode, 2010)

Arazi Tip No	Arazi Tipi	z_o *(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

Her bir standarttaki rüzgâr hızı profili ya Güç ya da Logaritmik bir Yasa ile tanımlanır. AS/NZ, EU ve ISO Logaritmik Yasayı kullanırken diğerleri Güç Yasasını kullanır. ISO ayrıca rezonans tepkisi hesaplamalarında kullanılmak üzere hız profillerini Güç Yasası uyumuna maruz bırakır. Güç Yasası şu şekilde tanımlanır:

$$\bar{U}(z) = b\left(\frac{z}{10}\right)^{\alpha} U_b \tag{2.28}$$

Burada α (ortalama rüzgar hızı profilinin eksponenti) ve *b* arazi değişkenleri, *z* ilgilenilen yükseklik ve U_b temel rüzgâr hızıdır. Logaritmik Yasa aşağıdaki şekilde tanımlanır:

$$\bar{U}(z) = \frac{u^*}{k} In\left(\frac{z}{z_0}\right) U_b \qquad z > z_{min}$$
$$\bar{U}(z) = \bar{U}(z_{min}) \qquad z \le z_{min} \tag{2.29}$$

Burada u^* sürtünme hızı veya kayma hızı, z_0 yüzey pürüzlülük uzunluğu $k \simeq 0.4$ Karman's katsayısıdır.

Eğer 10 m yükseklikteki temel rüzgâr hızı bilinmiyor ancak referans bir noktada ölçülen ortalama rüzgâr hızı biliniyorsa istenilen noktadaki ortalama rüzgâr hızının logaritmik ya da güç kuralına göre bulunması mümkündür. (Tennekes, 1973; Simiu ve Scanlan, 1996; Holmes, 2015).

$$\overline{U}(z) = \overline{U}(z_{ref}) \frac{In\left(\frac{z}{z_0}\right)}{In\left(\frac{z}{z_{ref}}\right)} \tag{2.30}$$

$$\overline{U}(z) = \overline{U}(z_{ref}) \left(\frac{z}{z_{ref}}\right)^{\alpha} \quad burada\ eksponent : \alpha = \left(\frac{1}{In(z_{ref} / z_0}\right) \tag{2.31}$$

z yüksekliğinde oluşacak ortalama hız basıncını tüm standart/kodlar için genel bir denklem ile ifade edecek olursak aşağıdaki eşitliği yazılabilir (Kwon ve Kareem, 2013; Bashor ve Kareem, 2009).

$$q_z = \frac{1}{2} \rho U_{b,0}^2 C_{exposure} C_{topography} C_{direction} C_{importance} C_{other} \tag{2.32}$$

Burada ρ hava yoğunluğu, $C_{exposure}$ hız profili veya maruz kalma faktörü, $C_{topography}$ topografya faktörüdür; $C_{direction}$ rüzgâr yön faktörü, $C_{importance}$ bina önem faktörü; C_{other} kasırga bölgesi gibi diğer etkenleri hesaba katan bir faktördür. Bu durumda tasarım ortalama hızını;

$$\overline{U}(z) = \sqrt{C_{exposure}} U_b \tag{2.33}$$

Güç ve Logaritmik Yasaya göre rüzgâr profil denklemlerinde kullanılan değişkenler (α, *b, u* ve* z_0) Denklem (2.33)'te verilen etkilenme faktörünü ($C_{exposure}$) tanımlar ve bu değişkeler her bir standartta tanımlanan etkilenme (maruziyet) kategorisine bağlıdır. Her standart üç ile beş etkilenme kategorisi kullanmaktadır, ancak bu çalışmada kategori karşılaştırma amacıyla Çizelge 2.3'te gösterilen altı genel etkilenme kategorisi (EC) olarak sınıflandırmaktadır (Bashor, 2010). EC1 = yüksek binaların yoğun olduğu şehir

merkezi, EC2 = genel kentsel alan, EC3 = banliyö alanı, EC4 = temel rüzgâr hızının tanımlandığı açık arazi alanı, EC5 = açık göl veya minimum engele sahip arazi ve EC6 = deniz veya kıyı alanıdır. Temel rüzgâr hızının her zaman açık arazide 10 m yükseklikte tanımlandığını ve bunun da karşılaştırma için kullanılan tanımda EC4'e karşılık gelmektedir. Güç ve Logaritmik Yasa genel formlara dayanarak, ASCE, AIJ, CNS, NBCC ve IWC için α ve b değişkenlerinin değerleri Çizelge 2.4'te ve AS/NZ, EU ve ISO için sürtünme hızı (u^*) ve pürüzlülük uzunluğu (z_0) Çizelge 2.5'te sunulmaktadır.

Çizelge 2.3. Etkilenme kategorilerinin karşılaştırılması (Kwon ve Kareem, 2013)

Genel (Maruziyet) Etkilenme Kategorisi	Standart/Kodlardaki etkilenme kategorileri							
	ASCE	AS/NZ	AIJ	CNS	NBCC	EU	ISO	IWC
EC1	–	4	V	–	–	–	4	4
EC2	A	–	IV	D	C	IV	–	–
EC3	B	3	III	C	B	III	3	3
EC4	C	2	II	B	A	II	2	2
EC5	D	1	I	A	–	I	1	1
EC6	–	–	–	–	–	0	–	–

Çizelge 2.4. ASCE, AIJ, CNS, NBCC ve IWC için güç kuralı katsayıları (Kwon ve Kareem, 2013)

Kategori	ASCE				AIJ		CNS		NBCC		IWC	
	3-s		1-sa		10-dk		10-dk		1-sa		3-s	
	α	b	α	b	α	b	α	b	α	b	α	b
EC1	–	–	–	–	0.35	0.394	–	–	–	–	0.0683a	1.030a
EC2	0.20	0.64	0.33	0.30	0.27	0.576	0.3	0.52	0.36	0.426	–	–
EC3	0.13	0.84	0.22	0.47	0.2	0.794	0.22	0.73	0.25	0.666	0.085	0.98
EC4	0.10	1	0.16	0.66	0.15	1	0.15	1	0.14	1	0.0765	1.033
EC5	0.09	1.09	0.12	0.78	0.1	1.23	0.12	1.13	–	–	0.069	1.072

Çizelge 2.5. AS/NZ, EU ve ISO için logaritmik kural katsayıları: sürtünme hızı ve pürüzlülük uzunluğu (Kwon ve Kareem, 2013)

Kategori	AS/NZ[a]		EU		ISO[a]	
	u^*	z_0	u^*	z_0	u^*	z_0
EC1	0.086–0.102	2	–	–	0.1–0.109	3
EC2	–	–	0.094	1	–	–
EC3	0.075–0.083	0.2	0.086	0.3	0.081–0.089	0.3
EC4	0.064–0.070	0.02	0.076	0.05	0.069–0.074	0.03
EC5	0.055–0.061	0.002	0.068	0.01	0.059–0.064	0.003
EC6	–	–	0.062	0.003	–	–

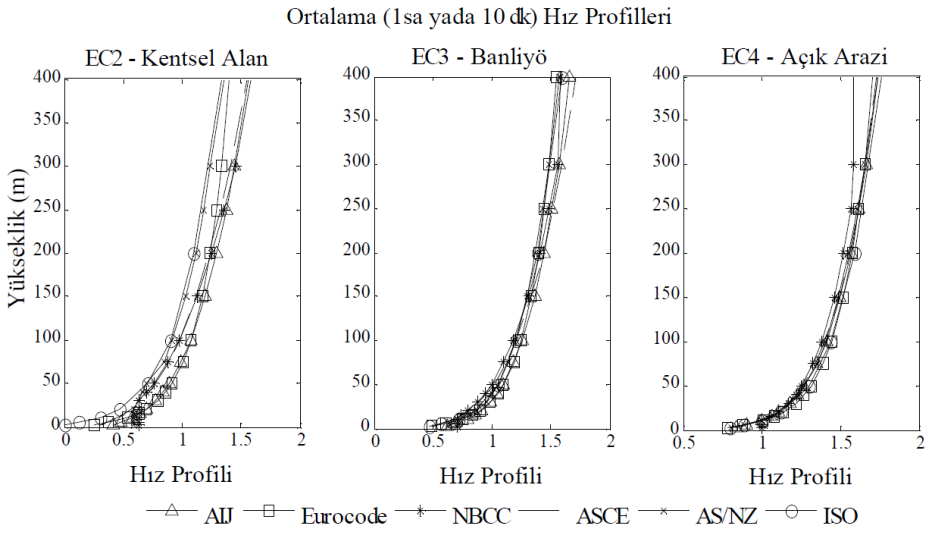
[a] sürtünme hızları AS/NZ ve ISO standartlarında yer alan tablolardan fit edilerek tahmin edilmiştir.

Profilleri karşılaştırmak için ortalama alma süresindeki farklılıkları hesaba katmak önemlidir. Bu nedenle, hız profilleri, Çizelge 2.6'da açıklandığı gibi, her bir kod/standartta rüzgâr kaynaklı tepkinin hesaplanmasında kullanılan ortalama sürelere, yani 1 saatlik (ASCE, NBCC ve IWC) veya 10 dakikalık (diğer standartlar) sürelere göre karşılaştırılmıştır. Şekil 2.6'da gösterildiği üzere, EC2 (kentsel), EC3 (banliyö) ve EC4 (açık arazi) 'de kodların/standartların benzer profillere sahip olduğu, ancak EC2'de ISO ve her üç EC için de AS/NZ'nin diğerlerinden bir miktar farklı profiller sergilediği görülmektedir. Üst yüksekliklerde profillerdeki farklılık, logaritmik profile karşı güç kanunu kullanmanın etkilerine bağlanabilir (Bashor ve Kareem, 2009). Ayrıca arazi koşulları açısından kentsel alan tanımının rüzgâr mühendisliğinde hala tartışma konusu olması ve şu anda her kodun/standardın kendi tanımını sunması farkların oluşmasındaki diğer etkendir.

Çizelge 2.6. Ortalama hız süreleri ve referans yükseklikler

	ASCE	AS/NZ	AIJ	CNS	NBCC	EU	ISO[a]	IWC
Temel Rüzgâr Hızı (U_b)	3-s	3-s	10-dk	10-dk	1-sa	10-dk	3-s/10-dk	3-s
Rüzgâr Doğrultusundaki Tepki	1-sa	10-dk	10-dk	10-dk	1-sa	10-dk	10-dk	1-sa
*ARYF için Referans Yükseklik (H_{ref})	*0.6H*	*H*	*H*	*H*	*H*	*0.6H*	*H*	*H*

[a] ISO yüklerin belirlenmesi için iki prosedür sunmaktadır: en yüksek tepki ve ortalama tepki; *ARYF:Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü Yaklaşımı



Şekil 2.6. Etkilenme (maruziyet) kategorisi 2, 3 ve 4 için bazı kod/standartların ortalama hız profilleri

Temel rüzgâr hızı (U_b) ve rüzgâr kaynaklı tepki için ortalama süreler, kodlar/standartlar arasında olduğu kadar kodların/standartların kendi içinde de değişiklik göstermektedir. Temel rüzgâr hızı (U_b) ve rüzgâr kaynaklı tepki hesabı için ortalama süreler, kodlar/standartlar arasında ve bir kod/standart içinde değişiklik gösterir. Özellikle ASCE, AS/NZ, ISO ve IWC standartları temel rüzgâr hızını 3 s'lik ani rüzgâr hızı olarak tanımlarken diğer standartlar ortalama rüzgâr hızı olarak tanımlamaktadır (AIJ, CNS, EU'da 10 dakikalık ortalama hız veya NBCC'de 1 saatlik ortalama hız). Bununla birlikte, rüzgâr kaynaklı tepkinin hesaplanmasında, tüm kodlar/standartlar 10 dakika veya 1 saat gibi daha uzun bir ortalama periyodu kullanmaktadır (Çizelge 2.6). Bu ortalama periyotlar ile hesaplanan temel rüzgâr hızları arasında bir ilişki kurulması kaçınılmazdır. Bu ilişki için literatürde farklı araştırmalara rastlamak mümkündür. Tez kapsamında bunlardan ikisi aşağıdaki denklemde sunulmuştur.

ISO Spektrum Metoduna göre temel rüzgâr hızları arasında dönüşüm ilişkisi (Lungu ve ark., 1996):

$$1.05U_{b(1sa)} = U_{b(10dk)} = 0.84U_{b(1dk)} = 0.69U_{b(3s)} \tag{2.34}$$

Durst (1960)'ün meteorolojik rüzgâr hızı kayıtlarının istatistiksel analizine dayanan temel rüzgâr hızları arasında dönüşüm ilişkisi:

$$1.06U_{b(1sa)} = U_{b(10dk)} = 0.70U_{b(3s)} \tag{2.35}$$

Son zamanlarda, özellikle daha kısa süreli ani rüzgâr hızı (3-s rüzgâr hızı) ile ilgili olan ortalama aralığın tanımlanması yönteminin yeniden gözden geçirilmesi ile ilgili tartışmalar yapılmaktadır. Bu gibi durumlarda, ortalama rüzgâr hızı süresini tanımlamak için farklı sonuçlara sahip birkaç araştırma vardır (Gurley ve Kareem, 1993; Holmes ve Allsop, 2012; McCullough ve ark, 2014). Ayrıca, Çizelge 2.6'da özetlendiği üzere, rüzgâr yükü/etki faktörü ve diğer parametrelerin hesaplandığı referans yükseklik (H_{ref}) kodlar/standartlar arasında farklılık göstermektedir. Ortalama alma süresi ve referans yüksekliklerindeki bu farklılıklar, rüzgâr yükü/etki faktörü hesaplamalarındaki ara

parametreleri ve ortaya çıkan yük etkilerini etkileyerek kodlar/standartlar arasında basit bir karşılaştırma yapılmasını zorlaştırmaktadır (Kwon ve Kareem, 2013).

- ***Rüzgâr türbülansı***

Rüzgâr akışı laminer (düzgün) değildir. Aksine, türbülanslıdır ve dalgalanır. Yani, uzaydaki herhangi bir noktada rüzgâr hızı zamanın rastgele bir fonksiyonudur. Türbülansın kısa ve öz bir matematiksel tanımını yapmak zordur, ancak havanın oldukça düşük bir viskozitesinin (suyun yaklaşık 1/16'sı) olması nedeniyle rüzgâr akışında meydana geldiğini belirtmek gerekir. Rüzgârlar genellikle daha yüksek katmanlardan hızlı hareket eden hava parçacıklarının daha yavaş hareket eden hava katmanlarına karışması sonucu oluşur. Bu karışım, yüzey pürüzlülüğü ve termal kararsızlık nedeniyle türbülans üretir. Bu durum meydana geldiğinde, türbülans önce bir taraftan ayrılıp sonra tekrar oluşan girdaplarla sonuçlanabilir. Büyük ölçekli topografik özellikler yukarıda bahsedilen yüzey pürüzlülüğüne dâhil değildir. Söz konusu bu parametre de akışı etkileyebilir, bu nedenle tasarımda topografik bir faktörün özel olarak dikkate alınması kaçınılmazdır. Saatte 2-3 milden (0.9-1.3 m/s) daha yüksek hızlardaki her türlü hava hareketi türbülanslıdır ve hava parçacıklarının her yönde rastgele hareket etmesine neden olur (Taranath, 2009).

Atmosferik akış türbülansının karakterizasyonu, temelde 3 farklı sebepten dolayı yapı mühendisliği uygulamalarında ilgi çekicidir. İlk olarak türbülans mühendislik hesaplamalarında belirtilen rüzgâr hızının tanımını etkilemektedir. İkinci olarak, türbülans, tanecikleri yüksek momentumlu akış bölgelerinden düşük hızlı bölgelere taşıyarak, bir yapının etrafındaki rüzgâr akışını ve dolayısıyla yapıya etki eden aerodinamik basınçları önemli ölçüde etkileyebilir. Bu nedenle, laboratuvarda tam ölçekli aerodinamik etkileri doğru bir şekilde simüle etmek için, atmosferik türbülansın özelliklerini yansıtan laboratuvar akışları elde etmek gerekir. Üçüncü olarak ise, türbülans esnek yapılarda yapısal tasarımda hesaba katılması gereken rezonans dinamik etkileri üretir. Uygulamalarda kullanılan türbülans tanımlayıcıları arasında türbülans yoğunluğu (şiddeti), türbülansın integral ölçekleri (uzunluğu), standart sapma, varyans, türbülanslı hız dalgalanmalarının spektrumları ve çapraz spektrumları yer almaktadır (Simiu ve Yeo, 2019).

Türbülans Şiddeti (Yoğunluğu), $I_\varepsilon(z)$:

Atmosferik türbülansın en temel tanımlayıcısıdır. $I_\varepsilon(z)$, türbülans standart sapmasının (r.m.s) ortalama rüzgâr hızına oranı olarak tanımlanır ve yüksekliğe bağlı olarak hesap edilir. Yüksekliği z olan bir noktadaki rüzgârın boyuna rüzgâr doğrultusundaki türbülans yoğunluğu aşağıdaki şekilde tanımlanır.

$$\mathrm{I}_u(z) = \frac{\overline{u^2(z,z_0)}^{1/2}}{\overline{U}(z)} \tag{2.36}$$

Burada standart sapma $\overline{u^2(z,z_0)}^{1/2} = \sigma_u$ olarak u(z,t) boyuna rüzgâr hızı dalgalanmalarının ortalamadan sapmalarının karelerinin ortalama kareköküdür (r.m.s.). Diğer doğrultulardaki standart sapma ve türbülans şiddeti benzer bir mantıkla hesap edilebilir. Bu durumda denklemi genelleştirecek olursak:

$$\mathrm{I}_\varepsilon(z) = \frac{\sigma_\varepsilon}{\overline{U}(z)};\ \ \varepsilon\text{=u,v,w vektörleri} \tag{2.37}$$

şeklinde yazabiliriz. Standart sapmanın karesi ise varyans olarak ifade edilir.

$$\sigma_\varepsilon{}^2 = \beta_\varepsilon(z,z_0)u_*^2 \tag{2.38}$$

Burada u_* :Temel rüzgâr hızıyla sürtünme (kayma) hızının çarpımıdır.

$$u_* = U_b u^* = \frac{\overline{U}(z)}{2.5In(z/z_0)} \tag{2.39}$$

β_ε: ε vektöründe türbülans yoğunluk faktörüdür. β_u katsayı değerleri z_0: yüzey pürüzlülük uzunluğuna göre Çizelge 2.7'den belirlenmesi mümkündür.

Çizelge 2.7. z_0 yüzey pürüzlülük uzunluğuna göre β_u değerleri

Referans Çalışmalar	z_0 (m)	0.005	0.03	0.07	0.30	1.00	2.50
Simiu ve Scanlan,1996	β_u	6.5	-	6.0	5.25	4.85	4.00
Simiu ve Yeo, 2019	β_u	6.5	6.0	-	5.25	4.90	-

β_u katsayısının değeri Solari ve Piccardo (2001)'nun önerdiği aşağıdaki denklemle de hesaplanabilir. Ayrıca yazarlar çalışmalarında β_v ve β_w katsayılarının hesaplanabilmesi için β_u ile ilişkili denklemler önermişlerdir.

$$\begin{aligned} \beta_u &= 6 - 1.1\arctan(In z_0 + 1.75) \\ \beta_v &= 0.55\beta_u \\ \beta_w &= 0.10\beta_u \end{aligned} \tag{2.40}$$

β_u değerinin hesap edilmesi için sunulan Çizelge 2.7 ve Denklem (2.39) deneysel verilerinden türetilmiştir. Bu sebeple literatürde farklı yaklaşımlara rastlamak mümkündür.

Holmes (2015) ise çalışmasında *Türbülans şiddeti (yoğunluğu), $I_\varepsilon(z)$* için aşağıdaki logaritmik formu önermiştir. Burada standart sapma $\sigma_u = 2.5\, u_*$ kabul edilmiştir.

$$\begin{aligned} \mathrm{I}_u(z) &= \frac{2.5u_*}{(u_*/0.4)In(z/z_0)} = \frac{1}{In(z/z_0)} \\ \mathrm{I}_v(z) &\cong 0.88\frac{1}{In(z/z_0)} \quad \mathrm{I}_w(z) \cong 0.55\frac{1}{In(z/z_0)} \end{aligned} \tag{2.41}$$

Eurocode 2010 (EU) standardında ise rüzgârın boyuna rüzgâr doğrultusundaki türbülans yoğunluğu belirmek için Holmes (2015)'un ifade ettiğine benzer aşağıdaki logaritmik form benimsemiştir. ISO standardında da logaritmik form kullanılmaktadır.

$$\begin{aligned} \mathrm{I}_u(z) &= \frac{1}{C_t In(z/z_0)} && z > z_{\min} \\ \mathrm{I}_u(z) &= I_u(z_{\min}) && z \le z_{\min} \end{aligned} \tag{2.42}$$

Eurocode yönetmeliklerine tabi bölgelerde yerel olarak hazırlanan eklerde özel bir durum tanımlanmadıkça C_t katsayısı için tavsiye edilen değer 1 alınmasıdır.

ASCE, AIJ, AS/NZ, CNS, NBCC ve IWC türbülans şiddeti (yoğunluk) profili için güç yasası formunu benimsemiştir ve bu form şu şekilde ifade edilebilir (Kwon ve Kareem, 2013):

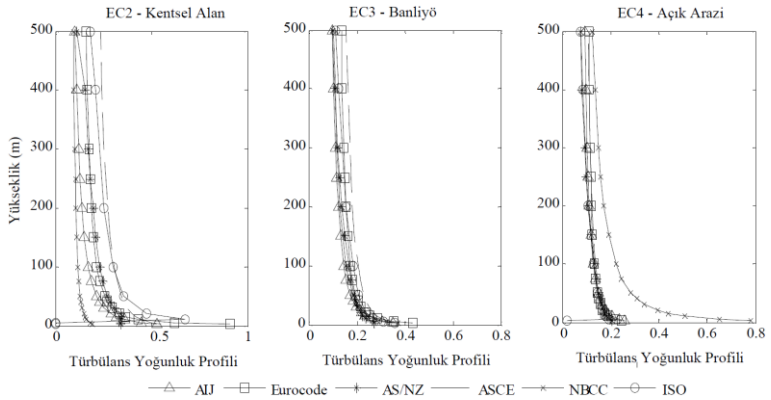
$$I_u(z) = c\left(\frac{10}{z}\right)^d \tag{2.43}$$

burada *c ve d* değişkenleri her bir standartta tanımlanan etkilenme (maruziyet) kategorisine bağlıdır. türbülans şiddeti (yoğunluk) profili için parametreler ve grafiksel değerlendirme Çizelge 2.8 ve Şekil 2.7'de sunulmaktadır. EC2 (Kentsel Alan) maruziyet kategorisi için türbülans yoğunluğu profillerinde önemli farklılıklar vardır (Kwon ve Kareem, 2013). Bu durum elde edilecek ani rüzgâr yükleme faktöründe (Zhou ve ark., 2002) ve türbülans rüzgâr hızı değerlerinde değişikliklere yol açmaktadır.

Çizelge 2.8. Türbülans şiddeti (yoğunluğu) profil parametreleri

Kategori EC	ASCE		AS/NZ[a]		AIJ		CNS		NBCC		EU	ISO	IWC[b]	
	c	*d*	*c*	*d*	*c*	*d*	*c*	*d*	*c*	*d*	z_0	z_0	*c*	*d*
1	–	–	0.45	0.3	0.53	0.4	–	–	–	–	–	3	0.47	0.3
2	0.45	0.167	–	–	0.36	0.32	0.39	0.3	0.51	0.36	1	–	–	–
3	0.3	0.167	0.32	0.3	0.26	0.25	0.23	0.22	0.27	0.25	0.3	0.3	0.45	0.4
4	0.2	0.167	0.26	0.3	0.2	0.2	0.14	0.15	0.16	0.14	0.05	0.03	0.4	0.45
5	0.15	0.167	0.19	0.3	0.16	0.15	0.12	0.12	–	–	0.01	0.003	0.35	0.48
6	–	–	–	–	–	–	–	–	–	–	0.003	–	–	–

[a]AS/NZ değerleri Zhou ve ark. (2002) çalışmasından uyarlanmıştır. [b]Bu katsayılar 100 m yüksekliğin üzerinde geçerlidir.

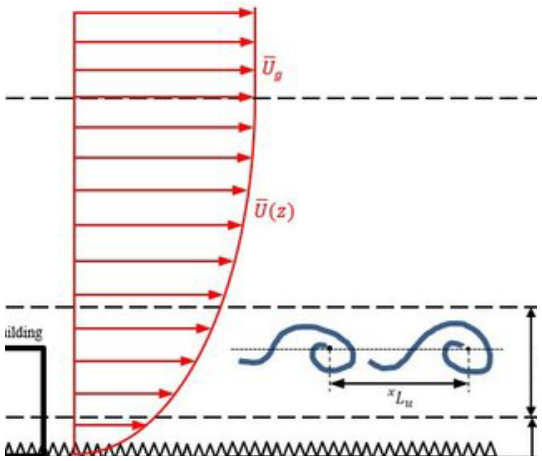


Şekil 2.7. Etkilenme (maruziyet) kategorisi 2, 3 ve 4 için türbülans yoğunluk profilleri

Türbülans yoğunlukları hesaplanırken dikkate alınması gereken bir diğer husus ise rüzgârın türüdür. Zira rüzgâr türüne göre oluşan rüzgâr yoğunluğunun değişmesi mümkündür. Örneğin tropikal siklonlardaki (tayfunlar ve kasırgalar) türbülans yoğunluklarının ılıman enlemlerdeki rüzgarlardan daha yüksek olduğuna inanılmaktadır. Choi (1978) tropikal siklon rüzgarlarında boylamasına türbülans yoğunluğunun sinoptik rüzgarlara kıyasla yaklaşık %50 daha yüksek olduğunu gözlemlemiştir.

İntegral Türbülans Ölçeği (İntegral Türbülans Uzunluğu), $L_e(z)$:

Bir noktadan geçen akıştaki hız dalgalanmaları, ortalama rüzgâr tarafından taşınan kavramsal girdapların süperpozisyonundan oluşan genel bir akış düzensizliği ile ilişkilidir. Her bir girdap, o noktada $\omega = 2\pi n$ dairesel frekanslı periyodik bir dalgalanmaya neden olarak görülür. İntegral türbülans ölçekleri, genel akış düzensizliğinin uzamsal kapsamının ölçüleridir. İntegral türbülans uzunluğu türbülansı yaratan rüzgâr dalgalarının ortalama dalga boyunu gösterir.

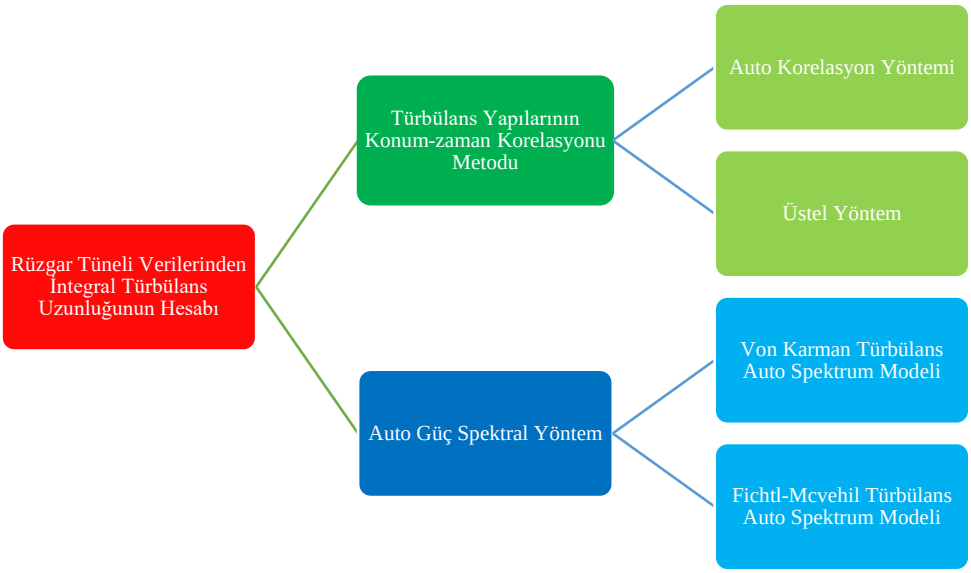


Şekil 2.8. İntegral türbülans uzunluğunun (L_u^x) şematik gösterimi

Özellikle, integral türbülans ölçeği L_u^x türbülanslı girdapların boyuna hız bileşenlerinin boyutunun bir ölçüsüdür. Yapı mühendisliği bağlamında L_u^x boyuna rüzgâr hızı dalgalanması u ile ilişkili genel dalgalanma düzensizliğinin rüzgâr yönünde bir yapıyı ne ölçüde kapsayacağının ve dolayısıyla aynı anda hem ön hem de arka yüzey taraflarını ne ölçüde etkileyeceğinin bir ölçüsüdür. Eğer L_u^x rüzgâr boyu yapının boyutuna göre büyükse, rüzgâr türbülansı yapının her iki tarafına da etkileyecektir. L_u^y ve L_u^z ölçekleri, rüzgâr hızının dalgalanan boyuna bileşeni u'nun enine ve dikey uzaysal kapsamının

ölçüleridir (Simiu ve Yeo, 2019). L_u^yve L_u^z ölçeklerinin yapının maruz kalacağı yöndeki boyutlarına kıyasla küçük değerleri genel rüzgâr yüklemesinde etkilerinin küçük olacağını gösterir.

İntegral türbülans uzunluk ölçekleri, fiziksel olarak deney sonuçlarının farklı değerlendirilmelerine dayalı hesaplanabilir (Şekil 2.9). Türbülans, integral süresi ve integral türbülans uzunluk ölçeklerinin sonuçlarını verirken, genellikle bu değerlerin hangi yönteme göre hesaplandığını belirtmek gerekir (Trush ve ark., 2020).



Şekil 2.9. Rüzgâr tüneli verilerine dayalı olarak integral türbülans uzunluğunun hesaplanmasında kullanılan yöntemler

Auto Korelasyon Yöntemiyle L_u^x matematiksel olarak tanımlanacak olursa:

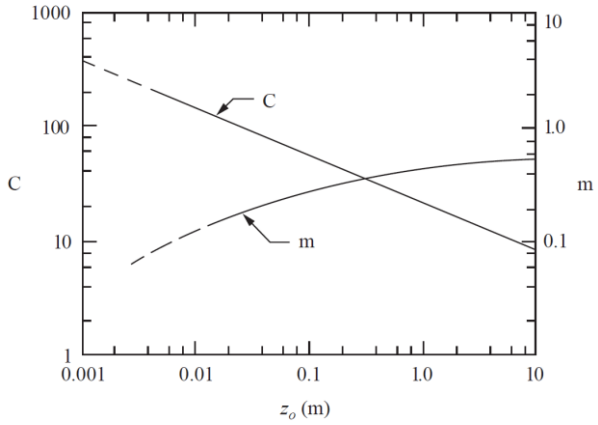
$$L_u^x = \frac{1}{u^2}\int_0^\infty R_{u_1u_2}(x)dx \tag{2.44}$$

şeklinde ifade edilebilir. Burada $R_{u_1u_2}(x)$, $u_1 \equiv u(x_1, y_1, z_1, t)$ve $u_2 \equiv u(x_1 + x, y_1, z_1, t)$ boyuna doğrultudaki hız bileşenlerinin autokorelasyon fonksiyonudur (Simiu ve Yeo, 2019). Benzer tanımlama diğer noktaların integral türbülans ölçekleri için de yapılır.

İntegral türbülans ölçeği hesabı için her zaman rüzgâr tüneli testi yapılabilmesi mümkün olmamaktadır. Bu nedenle integral türbülans ölçeğinin yaklaşık hesabı için literatürde farklı denklemler sunulmaktadır. Bu yaklaşımlar deneysel verilere dayanmaktadır. Counihan (1975) L_u^x değerinin yükseklikle ve yüzey pürüzlülüğü azaldıkça arttığını göstermiştir. Şekil 2.10'daki C ve m değerlerine göre aşağıdaki Denklem (2.45-46)'i önermiştir. Denklem (2.45)'teki değerler deneysel sonuçlarla Çizelge 2.9'da karşılaştırılmıştır.

$$L_u^x \approx Cz^m \tag{2.45}$$

$$\begin{aligned} L_u^y &\approx 0.33L_u^x \\ L_u^z &\approx 0.5L_u^x \\ L_w^z &\approx 0.4z \end{aligned} \tag{2.46}$$



Şekil 2.10. z_0'ın fonksiyonu olarak *C* ve *m* değerleri (Simiu ve Yeo, 2019)

Çizelge 2.9. Denklem (2.45)'e göre hesaplanan L_u^x integral türbülans uzunluklarının deneysel sonuçlarla karşılaştırılması (Simiu ve Yeo, 2019)

Etkilenme Kategori	z	z_0	L_u^x		
			Ölçülen Aralık	Ortalama	Denk. 2.45
EC4	31	0.03	60–460	200	180
EC4	51	0.03	130–450	200	200
EC4	81	0.03	60–650	300	230
EC4	110	0.03	110–690	350	240
EC4	151	0.03	120–630	400	250
EC4	15	0.01		82	220
EC4	17	0.04–0.10		55	120–160
EC2	16	1		36	70

Duchěne-Marullaz, P. (1980) çalışmasında Denklem (2.47)'yi önermiştir.

$$L_u^y \simeq 0.2 L_u^x$$
$$L_u^z \simeq 6z^{0.5} \tag{2.47}$$

Eurocode (EU) ise integral türbülans uzunluklarının $L_u(z)$ Denklem (2.48) ile tanımlanmıştır.

$$\mathrm{L}_u(z) = 300\left(\frac{z}{200}\right)^{v} \;;\; v = 0.67 + 0.05In(z_0) \qquad z > z_{\min}$$
$$\mathrm{L}_u(z) = L(z_{\min}) \qquad z \le z_{\min} \tag{2.48}$$

Solari ve Piccardo (2001) yaptığı çalışmada EC tanımlanan tek doğrultulu integral türbülans ölçeğini bir λ_ε katsayısı ile ilişkilendirerek *u,v,w* türbülans bileşenleri için integral türbülans ölçekleri önermiştir. $\lambda_u = 1,\ \lambda_v = 0.25,\ \lambda_w = 0.1$ olarak rüzgâr tüneli test sonuçlarından ortalama olarak türetilmiştir. Koşullara göre farklı değerler alınması mümkündür.

$$L_\varepsilon(z) = 300\lambda_\varepsilon\left(\frac{z}{200}\right)^{\upsilon} \;;\upsilon = 0.67 + 0.05In(z_0) \qquad z > z_{min}$$
$$L_\varepsilon(z) = L(z_{min}) \qquad z \le z_{min} \tag{2.49}$$

Simiu ve Scanlan (1996) Von Karman ve Harris spektrumlarında kullanabilecek integral türbülans uzunluk $L_u(z)$ denklemini yükseklik *(z)* ve türbülans yoğunluk faktörüyle (β_u) ilişkilendirmiştir.

$$L_u^x = 0.3\beta_u^{3/2} z \tag{2.50}$$

$$L_u^x = 1000\left[\bar{U}(z)/\bar{U}(10)\right]/\beta \tag{2.51}$$

Tüm kodlar ve standartlar için türbülans (arka plan) tepki faktörü hesaplanırken integral uzunluk ölçeği (L_u) kullanılır. Kod ve standartlarda integral uzunluk ölçeği (L_u) genel bir formatta ifade edilecek olursa aşağıdaki denklem yazılabilir.

$$L_u = \ell\left(\frac{h}{10}\right)^{\bar{\varepsilon}} \tag{2.52}$$

Burada h istenen yükseklik, ℓ ve $\bar{\varepsilon}$ ise Çizelge 2.10 tanımlanmıştır. ASCE ve EU maruziyet (etkilenme) kategorilerine bağlı uzunluk ölçeği parametrelerine sahipken; AIJ, ISO ve AS/NZ tek tip uzunluk ölçeği parametresine sahiptir. CNS ve NBCC ise tüm yüksekliklerde sabit bir integral uzunluk ölçeğine sahiptir. Sonuç olarak, uzunluk ölçeği profilleri kodlar/standartlar arasında önemli ölçüde farklıdır (Kwon ve Kareem, 2013). Ayrıca yönetmelikler L_v ve L_w için herhangi bir denklem önermemektedir.

Çizelge 2.10. Türbülans uzunluk ölçeği parametreleri

Kategori EC	ASCE		AS/NZ		AIJ		EU		ISO		IWC	
	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$	ℓ (m)	$\bar{\varepsilon}$
EC2	55	0.5					40	0.67				
EC3	95	0.33					48	0.61				
EC4	152	0.2	85	0.25	58	0.5	63	0.52	58	0.5	100	0.25
EC5	198	0.13					80	0.44				
EC6	–	–					96	0.38				

CNS ve NBCC sabit türbülans uzunluk ölçeği kullanmaktadır (CNS için L_u=1200 m; NBCC için L_u= 1220 m).

Türbülans Güç Yoğunluk Hız Spektrumları:

İntegral türbülans ölçekleri akışın en büyük türbülanslı girdaplarının ortalama büyüklük ölçüsüdür. Ancak bazı hesaplamalarda türbülans dalgaları için daha ayrıntılı bir tanımlamaya ihtiyaç duyulmaktadır. Örneğin esnek bir yapının rezonans tepkisi, yapının doğal titreşim frekanslarına eşit veya yakın frekanslara sahip hız dalga bileşenleri tarafından indüklenir. Bu tepkiyi hesaplamak için frekansın bir fonksiyonu olarak türbülanslı girdapların boyutunun ve bu girdapların uzaydaki konumlarına göre birbirlerinden ne derece farklı olduklarının ölçülmesi gerekir. Bu ölçüler spektral

yoğunluk ve cross spektral yoğunluk fonksiyonları tarafından sağlanmaktadır (Simiu ve Yeo, 2019).

Türbülans rüzgâr dalgalanmaları, her biri dairesel frekanslı (ω) ve periyodik hareketli girdap birleşimlerinin oluşumu olarak düşünülebilir. Türbülans hareketinin toplam kinetik enerjisi, akıştaki her bir girdap hareketiyle ilişkilidir (Simiu ve Scanlan,1996). Bu durumda *E(κ)*; dalga sayısına bağlı olarak hesaplanan kinetik enerjidir. a_1 genel bir sabiti ε_{red} :enerji dağılım oranı, κ: dalga sayısıdır.

$$E(\kappa) = a_1 \varepsilon_{red}{}^{2/3} \kappa^{-5/3} \tag{2.53}$$

Denklem (2.53)'ün sadece rüzgâr boyuna doğrultudaki hız dalgalanmasının kinetik enerji fonksiyonu olarak düşünülürse;

$$E_u(\kappa) = a_u \varepsilon_{red}{}^{2/3} \kappa^{-5/3} \tag{2.54}$$

denklemi elde edilir. Burada seri prensipler sayesinde türbülans hız güç yoğunluk spektrum ve enerji spektrumu arasında ilişki kurabilir. (Kolmorov, 1941; Batchelor, 1953).

$$\int_0^\infty E_u(\kappa) d\kappa = \int_0^\infty S_u(f) df = \overline{u^2} = \sigma_u{}^2 \tag{2.55}$$

$$E_u(\kappa) d\kappa = S_u(f) df \tag{2.56}$$

$$\varepsilon_{red} = \frac{u_*^3}{kz} \tag{2.57}$$

$$\kappa = \frac{2\pi f}{\bar{U}(z)} \tag{2.58}$$

$$\frac{f S_u(z, f)}{u_*^2} = 0.26 f_{mc}{}^{-2/3} \tag{2.59}$$

$$f_{mc} = \frac{f.z}{\bar{U}(z)} \tag{2.60}$$

f: frekans, f_{mc}: Monin koordinatı, *$S_u(z,f)$:* u doğrultusunda türbülans hız güç yoğunluk spektrumu olarak ifade edilir.

Von Karman (1948) bir dizi yaptığı rüzgâr tüneli deneylerinden aşağıdaki formülleri geliştirmiştir. ASCE/SEI 49-12 standardı bu spektrumu kullanmaktadır.

$$\frac{fS_u(z,f)}{\sigma_u^2} = \frac{4 f_{mc} L_u(z)/z}{\left[1+70.8(fL_u(z)/z)^2\right]^{5/6}} \tag{2.61}$$

$$\frac{fS(z,f)}{u_*^2} = \frac{4 f \beta_u L_u(z)/\bar{U}(z)}{\left[1+70.8(fL_u(z)/\bar{U}(z))^2\right]^{5/6}} \tag{2.62}$$

$$\frac{fS_\varepsilon(z,f)}{\sigma_\varepsilon^2} = \frac{(4 f_{mc} L_\varepsilon/z)\left[1+755.2(f_{mc}L_\varepsilon(z)/z)^2\right]}{\left[1+283.2(f_{mc}L_\varepsilon/z)^2\right]^{11/6}} \qquad (\varepsilon=\text{v,w}) \tag{2.63}$$

Spektrum konusunda önemli bir eşitlik de Davenport (1961)'in çalışmasında önerdiği denklemdir. Davenport spektrumunda (Denklem 2.64) integral türbülans ölçeği yükseklikle değişmeyen L_u sabit bir değerdir ve ilgili çalışmada 1200-1800 arasında alınması önerilmektedir. κ_d sürüklenme (drag) katsayısıdır (0.001-0.003). Bu denklem aynı zamanda benzer bir bakış açısıyla NBCC (2020) standardında kullanılmaktadır (Denklem 2.65). Söz konusu standartta (NBCC) $L_u=1200\ m$ alınmaktadır.

$$\frac{fS_u(f)}{u_*^2} = 4.0\frac{\kappa_d X^2}{\left[1+X^2\right]^{4/3}};\quad X = L_u f/\bar{U}(10) \tag{2.64}$$

$$\frac{fS_u(f)}{u_*^2} = 4.0\frac{X^2}{\left[1+X^2\right]^{4/3}};\quad X = 1200 f/\bar{U}(10) \tag{2.65}$$

Harris (1971) ise çalışmasında Denklem (2.66) sunulan spektrumu önermiştir. Davenport (1961) ve Harris (1971) spektrumu deneylerde çeşitli yükseklikteki ölçümlerin ortalamasını alarak oluşturduğu için denklemleri yükseklikle spektrumun varyasyonunu

yansıtmazlar. Ancak her iki denklem zaman içinde yapılan çalışmalarda yükseklikle değişen ortalama hızla ilişkilendirilmektedir.

$$\frac{fS_u(f)}{u_*^2} = 4.0\frac{X^2}{\left[2+X^2\right]^{5/6}}; \quad X = 1800\, f\,/\,\bar{U}(10) \tag{2.66}$$

Bu çalışmaları takiben, Kaimal ve ark. (1972) kapsamlı bir araştırma sonucu üç yönlü aşağıdaki denklemleri önermişlerdir. Spektrumlar integral türbülans uzunluğundan ziyade yükseklikle değişen ortalama hız bağımlıdır.

$$\frac{fS_u(z,f)}{u_*^2} = \frac{105\, f_{mc}}{\left[1+33\, f_{mc}\right]^{5/3}} \tag{2.67}$$

$$\frac{fS_v(z,f)}{u_*^2} = \frac{17\, f_{mc}}{\left[1+9.5\, f_{mc}\right]^{5/3}} \tag{2.68}$$

$$\frac{fS_w(z,f)}{u_*^2} = \frac{2\, f_{mc}}{\left[1+5.3\, f_{mc}\right]^{5/3}} \tag{2.69}$$

Simiu 1973'te yaptığı çalışmada açık araziler için Denklem (2.67), spektral eğri altındaki alanın yaklaşık $\sigma_u^{\,2} = 6u_*^2$ olması gerektiği yönündeki yaygın kabul gören şartı karşılamadığı belirlemiştir. Bu gereksinimi karşılamak için eşitlik (2.70)'de 105 ve 33 katsayıları sırasıyla 200 ve 50 katsayıları ile değiştirilmiştir (Simiu ve Scanlan, 1996).

$$\frac{fS_u(z,f)}{u_*^2} = \frac{200\, f_{mc}}{\left[1+50\, f_{mc}\right]^{5/3}} \tag{2.70}$$

Eurocode (2010)'da ise frekans ve yüksekliğe bağlı güç yoğunluk hız spektrum fonksiyonu $S_u(z,f)$ ile normalize edilmiş boyutsuz frekans $f_L(z,f)$ cinsinden Denklem (2.71)'deki şekilde tanımlanmaktadır:

$$S_u(z,f)=\frac{6.8\,f_L(z,f)}{\left[1+10.2\,f_L(z,f)\right]^{5/3}} \tag{2.71}$$

$$\mathrm{f}_L(z,f)=\frac{f\;L_u(z,f)}{\bar{U}(z)} \tag{2.72}$$

Eurocode güç yoğunluk hız spektrum fonksiyonu $S_u(z,f)$ Kaimal spektrumuna integral türbülans uzunluğunun entegre edilmesi ile idealleştirilmiştir.

Solari ve Piccardo (2001) ise aşağıdaki üç vektör için kullanılabilecek güç yoğunluk hız spektrumunu elde etmiştir. Spektrumda μ_ε değeri 5/3 alınırsa sivri (pointed), 1 alınırsa düz (blunt) model olarak isimlendirilmektedir (Olesen ve ark. 1984). Solari ve Piccardo (2001) düz (blunt) modeli esas almaktadır.

$$\frac{fS_\varepsilon(z,f)}{u_*^2}=\frac{A_\varepsilon f_{mc}}{\left[1+B_\varepsilon {f_{mc}}^{\mu_\varepsilon}\right]^{5/(3\mu_\varepsilon)}} \tag{2.73}$$

$$\sigma_\varepsilon{}^2=\overline{u_\varepsilon{}^2}=\beta_\varepsilon u_*^2 \tag{2.74}$$

$$B_\varepsilon=1.5A_\varepsilon/\beta_\varepsilon \tag{2.75}$$

$$A_\varepsilon=\beta_\varepsilon/f_{m\varepsilon} \tag{2.76}$$

$$\frac{fS_\varepsilon(z,f)}{\sigma_\varepsilon^2}=\frac{f_{mc}/f_{m\varepsilon}}{\left[1+1.5\,f_{mc}/f_{m\varepsilon}\right]^{5/(3)}} \tag{2.77}$$

$f_{m\varepsilon}$ değeri fS_ε değerinin maksimum olduğu f değeridir.

$$f_{m\varepsilon}=\frac{1}{d_\varepsilon}\frac{\mathrm{z}}{L_\varepsilon(z)} \tag{2.78}$$

burada rüzgar tüneli testlerinden $d_u=6.868$ $d_v=d_w=9.434$ olarak belirlenmiştir.

$$\frac{fS_{\varepsilon}(z,f)}{\sigma_{\varepsilon}^2} = \frac{d_{\varepsilon} fL_{\varepsilon}(z)/\bar{U}(z)}{\left[1+1.5d_{\varepsilon} fL_{\varepsilon}(z)/\bar{U}(z)\right]^{5/3}} \tag{2.79}$$

Bu eşitliğin genel bir ifadeyle yazılması durumunda

$$S_{\varepsilon}(M,f) = \sigma_{\varepsilon}^2 \frac{d_{\varepsilon} L_{\varepsilon}(z)/\bar{U}(z)}{\left[1+1.5d_{\varepsilon} fL_{\varepsilon}(z)/\bar{U}(z)\right]^{5/3}} \tag{2.80}$$
$$M = [x,y,z]^T \quad \varepsilon = u,v,w$$

ifadesi elde edilmektedir. Davenport, Kaimal, Karman spektrumları türbülans rüzgâr hız bileşeninin hesabı için en temel modellerdir. Literatürde bu modellerin temel formu, rüzgâr tüneli test verileriyle fit edilerek farklı katsayılara sahip spektrum denklemleri yer almaktadır.

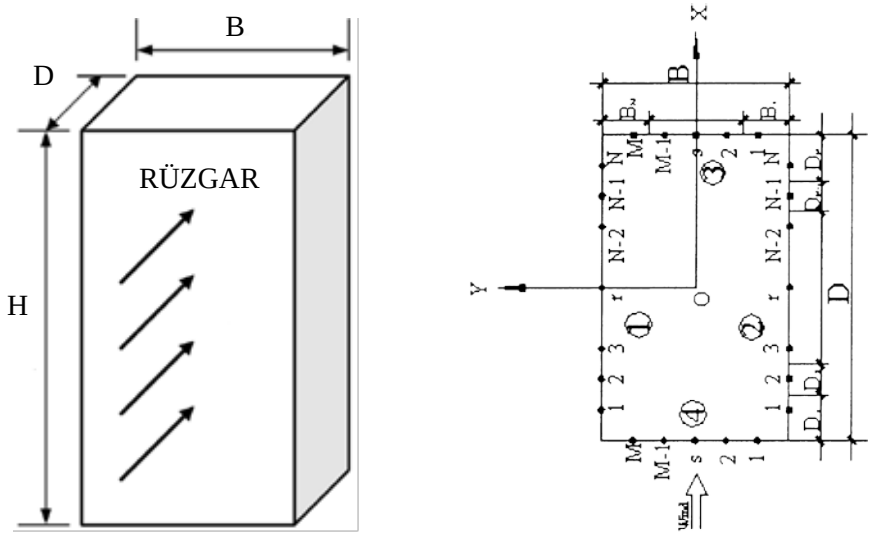
Standartlarda türbülans hız spektrumları genellikle rezonans tepki faktörünün hesabında kullanılmaktadır. Bu hesapta kullanılırken hız spektrumundan ziyade enerji faktörü olarak hesaba katılır. Ayrıca, standartlar genellikle Davenport, Kaimal, Karman spektrumlarının modifiye edilmiş hallerini kullanmaktadırlar (Çizelge 2.11). Bu modifiyeler genellikle spektrum denklemlerinin katsayıları değiştirilerek ya da ekstra bir parametre getirilerek yapılmaktadır.

Çizelge 2.11. Standartların türbülans hızı ya da enerji faktörü için kullandıkları güç yoğunluk spektrumları

ASCE	AS/NZ	AIJ	CNS	NBCC	EU	ISO	IWC
Kaimal	Karman	Karman	Davenport	Davenport	Kaimal	Karman	Karman

Girdap (Vorteks) Saçılması Kaynaklı Rüzgâra Dik Doğrultuda Kuvvet Spektrumu:

Herhangi bir yapıda rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet spektrumları çoğunlukla rüzgâr tüneli test sonuçlarından elde edilmektedir. Rüzgâr tüneli testi yapılan her yapı için bu spektrumun elde edilmesi mümkündür. Elde edilen spektrumlar taban yâda kat seviyelerine göre hesaplanabilmektedir. Liang ve ark. (2002) Şekil 2.11 şematik olarak gösterilen birçok rijit model hazırlayarak yaptıkları rüzgâr tüneli testlerinin sonucunda, istenilen yüksekliklerde rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet spektrumlarının ampirik formülünü önermişlerdir.



Şekil 2.11. Basınç sensörlerinin dağılımı ve geometrik uzunluk sembolleri (Hu ve ark., 2023; Liang ve ark., 2002)

Model üzerinde her bir seviyedeki anlık rüzgâr kuvveti hesabı:

$$F_y^{(i)} = \sum_{r=1}^{N} (P_r^{(2)} - P_r^{(1)}) D_r H_i \tag{2.81}$$

$P_r^{(2)}, P_r^{(1)}$ 2. ve 1. yüzeyin r. noktasının anlık rüzgâr basıncı, D_r, H_i r. noktanın azaltılmış genişliği ve i. seviyenin azaltılmış yüksekliğidir (Şekil 2.11). $\overline{C_{FL}}$ karekök ortalama (k.o.k ya da r.m.s) rüzgâra dik doğrultuda kuvvet katsayısı (lift cofficient) hesabı:

$$\overline{C_{FL}} = \sum_{i=1}^{5} \frac{H_i}{H} \frac{(F_y^{(i)})_{RMS}}{\rho \bar{U}^2(z_i) B H_i / 2} = \sum \frac{(F_y^{(i)})_{RMS}}{\rho \bar{U}^2(z_i) B H / 2} \tag{2.82}$$

olarak ifade edilmektedir. Burada ρ havanın kütle yoğunluğu, B rüzgârın etkidiği yüzeyin genişliği, $\bar{U}^2(z_i)$ i. seviye yüksekliğinde ortalama rüzgâr hızı, $(F_y^{(i)})_{RMS}$ i. seviye yüksekliğinde rüzgâra dik doğrultudaki ortalama karekök kuvvetidir. Liang ve ark (2002) ölçümlerden elde edilen $\overline{C_{FL}}$ katsayılarına En Küçük Kareler Metodu uygulayarak $\overline{C_{FL}}$ için aşağıdaki ampirik formül elde edilmiştir.

$$\overline{C_{FL}} = 0.045(D/B)^3 - 0.335(D/B)^2 + 0.868(D/B) - 0.174 \tag{2.83}$$

$\frac{1}{4} \le D/B < 3$ olması durumda tek tepe oluşan boyutsuz güç yoğunluk kuvvet spektrum denklemi:

$$\frac{f S_{FL}(f)}{\sigma_{FL}} = \frac{AH(C_1)\bar{f}^2}{(1-\bar{f}^2)^2 + C_1 \bar{f}^2} + \frac{(1-A) C_2^{0.50} \bar{f}^3}{1.56\left[(1-\bar{f}^2)^2 + C_2 \bar{f}^2\right]} \tag{2.84}$$

$$H(C_1) = 0.179 C_1 + 0.65\sqrt{C_1} \tag{2.85}$$

$$C_2 = 2 \tag{2.86}$$

$$\begin{aligned} A &= (H/\sqrt{S})\left[-0.6(D/B)^2 + 0.29(D/B) - 0.06\right] \\ &+ \left[9.84(D/B)^2 - 5.86(D/B) + 1.25\right]; \quad \frac{1}{4} \le D/B < \frac{1}{2} \end{aligned} \tag{2.87}$$

$$\begin{aligned} A &= (H/\sqrt{S})\left[-0.118(D/B)^2 + 0.358(D/B) - 0.214\right] \\ &+ \left[0.066(D/B)^2 - 0.26(D/B) + 0.894\right]; \quad \frac{1}{2} \le D/B < 3 \end{aligned} \tag{2.88}$$

$$\sigma_{FL} = \frac{1}{2} \rho \bar{U}^2(z) \bar{C}_L B \tag{2.89}$$

$$\bar{f} = \frac{f}{f_s} \tag{2.90}$$

$$f_s = S_t \bar{U}(z) / B \tag{2.91}$$

$$S = B \times D \tag{2.92}$$

$$S_t = \begin{cases} 0.094 & ; \frac{1}{4} \le D/B \le \frac{1}{2} \\ 0.002(D/B)^2 - 0.023(D/B) + 0.105; & \frac{1}{2} \le D/B \le 4 \end{cases} \tag{2.93}$$

$3 \le D/B \le 4$ olması durumda çift tepe oluşan boyutsuz güç yoğunluk kuvvet spektrum denklemi:

$$\frac{fS_{FL}(f)}{\sigma_{FL}} = \frac{A 1.275 \bar{f}^2}{(1-\bar{f}^2)^2 + C_1 \bar{f}^2} + \frac{(1-A) C_2^{0.50} (\bar{f}/k_L)}{1.56\left[(1-(\bar{f}/k_L)^2)^2 + C_2(\bar{f}/k_L)^2\right]} \tag{2.94}$$

$$k_L = -0.175(H/\sqrt{S}) + 4.7; \quad 4 \le H/\sqrt{S} \le 8 \tag{2.95}$$

$$C_1 = 2 \tag{2.96}$$

$$C_2 = 2/k_L \tag{2.97}$$

$$A = a_L I_u^{b_L} \tag{2.98}$$

$$a_L = 0.17(H/\sqrt{S}) + 3.32 \tag{2.99}$$

$$b_L = 0.18(D/B) + 0.26 \tag{2.100}$$

bağıntılarıyla elde edilmektedir. Burada σ_{FL}*:* z yüksekliğindeki R.M.S. rüzgâra dik doğrultu kuvveti, f_s*:* girdap salınım (vortex shedding) frekansını, *f:* frekansı, *B:* rüzgâr doğrultusunun etkidiği enkesit genişliğini, *D:* rüzgâra dik doğrultudaki tepkilerin oluştuğu genişliği, *S:* enkesit alanını, C_1*:* bant genişliği ile ilişkili parametreyi, *A*: güç atama katsayısını, *H:* toplam bina yüksekliğini, S_t*:* Strouhal sayısını ifade eder.

Girdap (vorteks) saçılması kaynaklı rüzgâra dik doğrultuda kuvvet veya moment spektrumları değerlendirilirken düşey eksen boyutsuz kuvvet veya moment PSD ($fS(f)/\sigma^2$), yatay eksen ise azaltılmış frekans ($fB/\bar{U}_H$) olarak ifade edilir. Bu grafikte belirgin tepe noktasına karşılık gelen azaltılmış frekans, girdap salınımının azaltılmış baskın frekansına yani Strouhal sayısına eşittir.

Girdap (Vorteks) Saçılması Kaynaklı Rüzgâra Dik Doğrultu Taban Eğilme Momenti Spektrumu:

Rüzgâra dik doğrultudaki (girdap saçılması kaynaklı) yüklerin ve yapısal tepkilerin belirlenebilmesi için sıklıkla başvurulan yollardan birisi de taban eğilme momentini kullanarak çözüm yapmaktır. Doğru bir çözüm için rüzgâr tüneli testlerine ihtiyaç vardır. Yapı modelinin test sonuçlarını dikkate alarak ilgili yapının taban eğilme momenti spektrumunu hesaplamak mümkündür. Bazı araştırmacılar ve standartlar birçok rijit model üzerinde test gerçekleştirerek frekans tanımlı ölçeksiz taban eğilme momenti spektrum denklemleri üretmişlerdir. Rüzgâr doğrultusundaki etkilerin belirlenmesi için birçok hız spektrumu sunulsa da bu durumu ölçeksiz taban eğilme momenti spektrumu için söylemek mümkün değildir. Diğer taraftan bu konuda yapılan araştırma sayısı sınırlı kalmaktadır.

Gu ve Quan (2004, 2011) tarafından rüzgâra dik doğrultudaki (girdap saçılması kaynaklı) taban eğilme momentinin boyutsuz güç yoğunluk spektrumu (PSD) aşağıda özetlenmektedir.

$$\frac{fS_{ML}(f)}{\left\{0.5\rho\bar{U}(H)^2BH^2\right\}^2}=\frac{S_p\beta_L(f/f_p)^{\alpha_G}}{\left\{1-(f/f_p)^2\right\}^2+\beta_L(f/f_p)^2} \tag{2.101}$$

$$\frac{fS_{ML}(f)}{\sigma_{M,L}^2}=\frac{1}{C_{M,L}^2}\frac{S_p\beta_L(f/f_p)^{\alpha_G}}{\left\{1-(f/f_p)^2\right\}^2+\beta_L(f/f_p)^2} \tag{2.102}$$

$$\sigma_{M,L}=C_{M,L}0.5\rho\bar{U}(H)^2BH^2 \tag{2.103}$$

$$f_p=10^{-5}(191-9.48\alpha_w+1.28\alpha_{hr}+\alpha_{hr}\alpha_w)(68-21\alpha_{db}+3\alpha_{db}^2) \tag{2.104}$$

$$\begin{aligned}S_p=&(0.1\alpha_w^{-0.4}-0.0004e^{\alpha_w})(0.84\alpha_{hr}-2.12-0.05\alpha_{hr}^2)\\&\times(0.422+\alpha_{db}^{-1}-0.08\alpha_{db}^{-2})\end{aligned} \tag{2.105}$$

$$\beta_{GQ,L}=(1+0.00473e^{1.7\alpha_w})(0.065+e^{1.26-0.63\alpha_{hr}})e^{1.7-3.44/\alpha_{db}} \tag{2.106}$$

$$\begin{aligned}\alpha_{GQ,L}=&(-0.8+0.06\alpha_w+0.0007e^{\alpha_w})(-\alpha_{hr}^{0.34}+0.00006e^{\alpha_{hr}})\\&\times(0.414\alpha_{db}+1.67\alpha_{db}^{-1.23})\end{aligned} \tag{2.107}$$

$$\alpha_{hr}=H/\sqrt{BD} \tag{2.108}$$

$$\alpha_{db} = D / B \tag{2.109}$$

$$\alpha_w = \begin{cases} \text{Değerler} & \text{CNS Etkilenme Kategorisi} & \text{Genel (Maruziyet) Etkilenme Kategorisi} \\ 1 & A & EC5 \\ 2 & B & EC4 \\ 3 & C & EC3 \\ 4 & D & EC2 \end{cases} \tag{2.110}$$

$$C_{M,L} = (0.002\alpha_w^2 - 0.017\alpha_w - 1.4)(0.056\alpha_{db}^2 - 0.16\alpha_{db} + 0.03) \times (0.03\alpha_{ht}^2 - 0.622\alpha_{ht} + 4.357) \tag{2.111}$$

$$C_{S,L} = (0.018\alpha_w^2 + 0.0006\alpha_w - 2.4)(0.0375\alpha_{db}^2 - 0.11\alpha_{db} + 0.0117) \times (0.04\alpha_{ht}^2 - 0.928\alpha_{ht} + 6.7) \tag{2.112}$$

$$\alpha_{ht} = H / T, \ (T = min(B, D)) \tag{2.113}$$

AIJ-2004 (Architectural Institute of Japan) tarafından rüzgâra dik doğrultudaki devrilme momentinin normalize edilmiş (boyutsuz) güç yoğunluk spektrumu (PSD):

$$\frac{fS_{M,L}(f)}{\sigma_{M,L}^2} = \sum_{j=1}^{m_p} \frac{4K_j(1+0.6\beta_j)\beta_j}{\pi} \frac{(n_0 / n_{sj})^2}{\left[\left\{1-(n_0 / n_{sj})^2\right\}^2 + 4\beta_j^2 (n_0 / n_{sj})^2\right]} \tag{2.114}$$

şeklinde ifade edilmektedir. Rüzgâra dik doğrultuda devrilme momentinin standart sapması ise aşağıdaki şekilde tanımlanmaktadır.

$$\sigma_{M,L} = C_{M,L} q_H B H^2 \tag{2.115}$$

Burada ifade edilen rüzgâr dik doğrultuda dalgalı devrilme momenti faktörü ($C_{M,L}$), rüzgâra dik doğrultuda spektrumun tepe nokta sayısı (m_p), amplifikasyon faktörleri K_1 ve K_2 , normalleştirilmiş bant genişliği faktörleri (β_1 ve β_2), tepe Monin koordinatı (n_0 azaltılmış frekans) ve tepe frekansları (n_{s1} ve n_{s2}) aşağıda verilen bağıntılar ile elde edilmektedir.

$$C_{M,L} = 0.0082(D/B)^3 - 0.071(D/B)^2 + 0.22(D/B) \tag{2.116}$$

$$m_p = \begin{cases} 1 & (D/B < 3) \\ 2 & (D/B \geq 3) \end{cases} \tag{2.117}$$

$$\begin{aligned} &\textit{Birinci Tepe} \quad K_1 \approx 0.85 \\ &\textit{İkinci Tepe} \quad K_2 \approx 0.01 \end{aligned} \tag{2.118}$$

$$\beta_1 = \frac{(D/B)^4 + 2.3(D/B)^2}{2.4(D/B)^4 - 9.2(D/B)^3 + 18(D/B)^2 + 9.5(D/B) - 0.15} + \frac{0.12}{(D/B)} \tag{2.119}$$

$$\beta_2 = \frac{0.28}{(D/B)^{0.34}} \tag{2.120}$$

$$n_0 = \frac{fB}{\bar{U}_H} \tag{2.121}$$

$$\begin{aligned} &\textit{Birinci Tepe} \quad n_{s1} = \frac{0.12}{\left\{1 + 0.38(D/B)^2\right\}^{0.89}} \\ &\textit{İkinci Tepe} \quad\quad\quad n_{s2} = \frac{0.56}{(D/B)^{0.85}} \end{aligned} \tag{2.122}$$

KBC-2016 (Kore Yapı Kodu) rüzgâra dik doğrultudaki devrilme momentinin normalize edilmiş (boyutsuz) güç yoğunluk spektrumunu (PSD):

$$\frac{fS_{M,L}(f)}{\sigma_{M,L}^2} = \sum_{j=1}^{m_p} \frac{4k_j(1+0.5\beta_j)\beta_j}{\pi} \frac{(f/n_{pj})^2}{\left[\left\{1-(f/n_{pj})^2\right\}^2 + 4\beta_j^2(f/n_{pj})^2\right]} \tag{2.123}$$

İfadesi ile temsil etmektedir. Rüzgâra dik doğrultuda devrilme momentinin standart sapması ($\sigma_{M,L}$), rüzgâr dik doğrultuda dalgalı devrilme momenti faktörü ($C_{M,L}$), rüzgâra dik doğrultuda spektrumun tepe noktası sayısı (m_p), amplifikasyon faktörleri k_1 ve k_2 ve normalleştirilmiş bant genişliği faktörleri (β_1 ve β_2) ile ve tepe frekansları (n_{s1} ve n_{s2}) aşağıda verilen bağıntılar ile elde edilmektedir.

$$\sigma_{M,L} = C_{M,L} q_H B H^2 \tag{2.124}$$

$$C_{M,L} = 0.0073(D/B)^3 - 0.0629(D/B)^2 + 0.1959(D/B)$$

(2.125)

$$m_p = \begin{cases} 1 & (D/B < 3) \\ 2 & (D/B \geq 3) \end{cases} \tag{2.126}$$

$$\begin{aligned} &\textit{Birinci Tepe} \quad k_1 = 1 \\ &\textit{İkinci Tepe} \quad k_2 = 0.01 \end{aligned} \tag{2.127}$$

$$\beta_1 = \frac{17.25(D/B)^4 - 32.99(D/B)^3 + 25.37(D/B)^2 - 9.39(D/B) + 1.41}{19.68(D/B)^4 - 24.49(D/B)^3 + 13.02(D/B)^2 - 4.77(D/B) + 1} \tag{2.128}$$

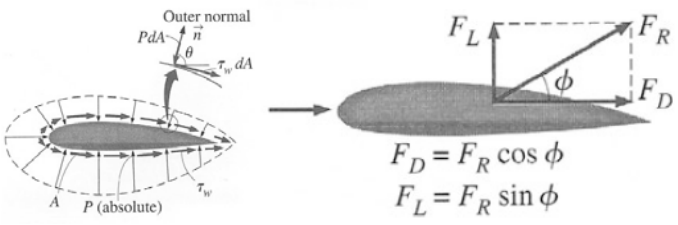
$$\beta_2 = \frac{0.31}{(D/B)^{0.41}} \tag{2.129}$$

$$\begin{aligned} &\textit{Birinci Tepe} \quad n_{p1} = \frac{0.11}{\left\{1 + 0.39(D/B)^2\right\}^{0.8}} \frac{\bar{U}_H}{B} \\ &\textit{İkinci Tepe} \quad\quad n_{p2} = \frac{0.61}{(D/B)^{0.89}} \frac{\bar{U}_H}{B} \end{aligned} \tag{2.130}$$

- ***Katı cisimlerin aerodinamiği rüzgâr basınç ve kuvvet katsayıları***

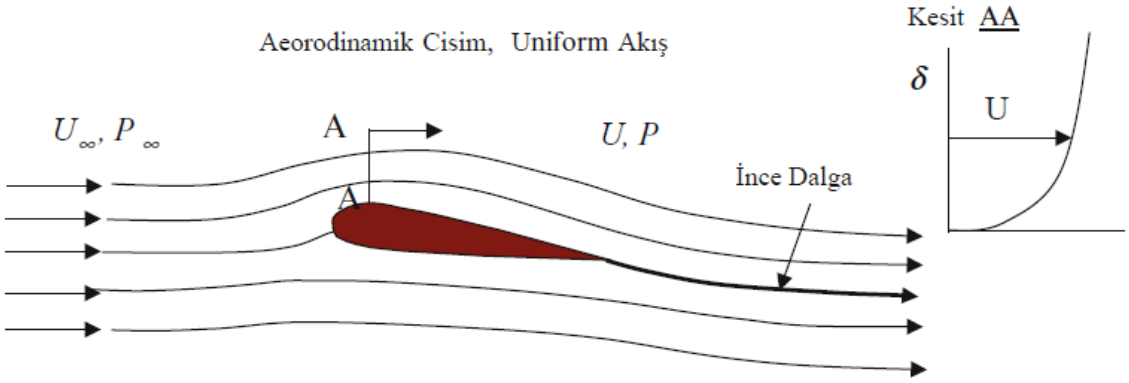
Aerodinamik, katı cisimlerle etkileşime giren hava akışlarının incelenmesidir. Aerodinamik şekiller, sürükleme (drag) kuvvetlerini azaltmaya yardımcı olan şekillere sahiptir. Aerodinamik olmayanlar ise katı cisim (bluff body) olarak ifade edilir (Simiu ve Yeo, 2019). Yapı mühendisliği uygulamalarında ilgi konusu olan katı cisim aerodinamiği, düşük hızları nedeniyle sıkıştırılamayan atmosferik akışlarla ilişkilidir. Stabil olarak tabakalı akışlarla ilişkili nadir istisnalar dışında, yapısal tasarımda ilgi duyulan atmosferik akışlar türbülanslıdır. Atmosferik akışta bulunan türbülansa ek olarak, akıştaki cismin varlığı ile "Signature türbülans" üretilir. Bu türbülans, katı cisim aerodinamiğinin incelenmesini önemli ölçüde karmaşıklaştırır.

Aerodinamik cisimin seçilen bir alanında oluşan sürüklenme ve rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet, o alandaki kesme ve normal kuvvetlerin bileşkesi bulunarak hesaplanması mümkündür (Şekil 2.12).



Şekil 2.12. Örnek bir kesitte oluşan normal ve kesme kuvveti hesabı (Kareem ve Tamura, 2013)

$$dF_D = -PdA\cos\theta + \tau_w dA\sin\theta$$
$$dF_L = -PdA\sin\theta + \tau_w dA\cos\theta \tag{2.131}$$



Şekil 2.13. Aerodinamik cisim üzerindeki uniform rüzgâr akışı (Kareem ve Tamura, 2013)

Aerodinamik bir cisim üzerindeki ölçeksiz basınç katsayılarını belirlemek için ise Bernoulli eşitliğini kullanılması mümkündür. Buna göre hesap aşağıdaki şekilde yapılabilir.

$$P + \frac{1}{2}\rho U^2 = P_\infty + \frac{1}{2}\rho U_\infty^2 = P_0 = sbt \tag{2.132}$$

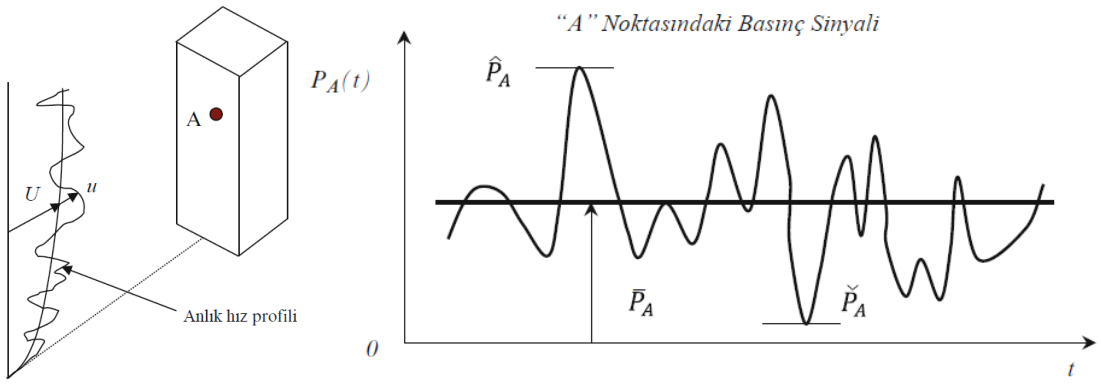
Burada, basınç farkını esas alarak ve daha sonra referans dinamik basınca bölerek boyutsuz bir basınç katsayısı elde edilebilir.

$$P - P_\infty = \frac{1}{2}\rho U_\infty^2 - \frac{1}{2}\rho U \tag{2.133}$$

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2}\rho U_\infty^2} = 1 - \left(\frac{U}{U_\infty}\right)^2 \tag{2.134}$$

P_∞ serbest akış statik basıncı (hesap edilen bir noktada), $1/2\rho U_\infty^2$ serbest akış dinamik basıncı, ρ hava yoğunluğu ve U_∞ serbest akış hızıdır.

Şekil 2.14'teki gibi üç boyutlu bir katı cisimde (bluff body) türbülans yaklaşımlı akım olması durumda maksimum, ortalama ve minimum dinamik basınçların belirlenmesi ise aşağıdaki şekilde yapılması mümkündür. Böyle bir sinyal ile çok sayıda basınç katsayısının tanımlanabileceği açıktır, çünkü dikkate alınabilecek çok sayıda basınç değeri ve referans değer olarak kullanılabilecek çok sayıda dinamik basınç vardır.



Şekil 2.14. Üç boyutlu katı bir cisimde türbülans yaklaşımlı akım ve "A" noktasındaki basınç dalgalanmalarını gösteren şematik diyagram (Kareem ve Tamura, 2013)

$$\bar{P}_A - P_\infty = \bar{C}_p \frac{1}{2}\rho \bar{U}^2 \tag{2.135}$$

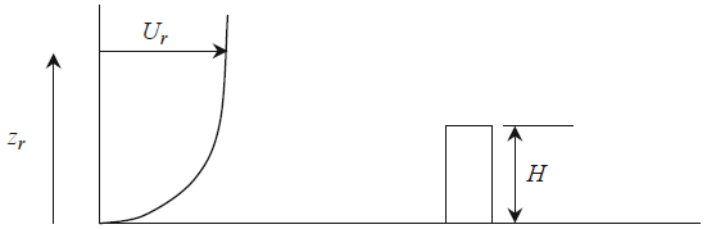
$$\hat{P}_A - P_\infty = \hat{C}_p \frac{1}{2}\rho \bar{U}^2 \tag{2.136}$$

$$\breve{P}_A - P_\infty = \breve{C}_p \frac{1}{2}\rho \bar{U}^2 \tag{2.137}$$

$$\hat{P}_A - P_\infty = \hat{\hat{C}}_p \frac{1}{2}\rho \hat{U}^2 \tag{2.138}$$

$$\breve{\breve{P}}_A - P_\infty = \breve{\breve{C}}_p \frac{1}{2}\rho \breve{U}^2 \tag{2.139}$$

Rüzgâr tüneliyle basınç katsayılarının tanımlanması için iki yaklaşım söz konusudur. Bunlar sınır tabakası yüksekliği Z_r referans seçilerek $\overline{U}_r$ ortama hızına (Şekil 2.15) bağlı ya da bina tepe yüksekliği H'daki $\overline{U}_H$ ortalama hızına bağlı basınç katsayılarının hesap edilmesidir.



Şekil 2.15. Sınır tabakanın üstündeki referans rüzgâr hızını gösteren bir rüzgâr tüneli kurulumunun şematik diyagram

$$\overline{P} - P_\infty = \overline{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_r^2 \tag{2.140}$$

$$\hat{P} - P_\infty = \hat{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_r^2 \tag{2.141}$$

$$\breve{P} - P_\infty = \breve{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_r^2 \tag{2.142}$$

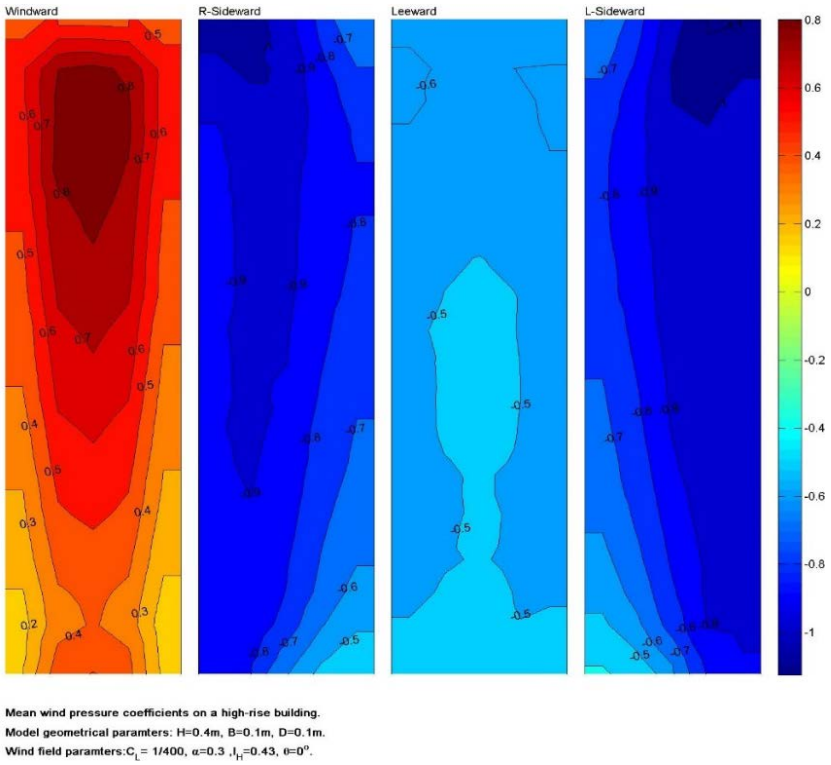
Basınç katsayılarını binanın tepesindeki bir hız ile ilişkilendirmek genellikle daha uygundur. Bu nedenle rüzgâr tüneli testinde söz konusu yapı kaldırılabilir ve H yüksekliğine bir Pitot-statik prob veya başka bir rüzgâr hızı sensörü yerleştirilebilir. Bu sayede referans hız $\overline{U}_r$ ile binanın tepesindeki $\overline{U}_H$ arasında (doğrusal) bir ilişki bulunabilir. Bu durumda hesap edilen basınç katsayıları bina tepe yüksekliğindeki ortalama hızla ilişkilendirilmiş olacaktır. Bu değerin kullanılması tasarım mühendisine rüzgâr tüneli testi sonuçlarını tasarladığı yapı modeline uygulamasına kolaylık sağlayacaktır.

$$\overline{P} - P_\infty = \overline{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_H^2 \tag{2.143}$$

$$\hat{P} - P_\infty = \hat{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_H^2 \tag{2.144}$$

$$\breve{P} - P_\infty = \breve{C}_p \frac{1}{2} \rho \overline{U}_H^2 \tag{2.145}$$

Ancak, EU-2010'daki yarı kararlı varsayımında olduğu gibi en yüksek ani rüzgâra dayalı hesap yöntemlerinde düzgün geometrili dikdörtgen bir yapı için ön yüzeydeki ortalama basınç katsayısı yaklaşık 0.8 verilmektedir. Arka yüzeyde ise ortalama basınç katsayısı -0.5 civarındadır. Ancak bu değerler yapı geometrisinden, Reynolds sayısından ve gelen akış türbülansından etkilenirler.

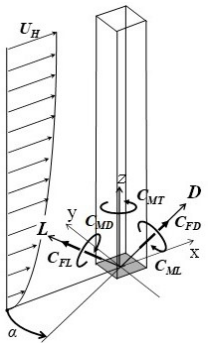


Şekil 2.16. Tokyo Teknik Üniversitesinde yapılan örnek bir rüzgâr tüneli testi sonucu yüzeylere göre ortalama basınç katsayısı dağılımı (TPU Aerodynamic Database, 2024)

Tüm kodlar/standartlar, dış basınç katsayılarını yapının ön yüz ve arka yüzü için ayrı vermekle birlikte farklı yaklaşım ve kabullere sahiptirler. Verilen basınç katsayıları tüm binanın tasarımı için uygun olsa da bunlar aslında bir bina yüzeyi üzerindeki ortalama değerdir. Bu durum genellikle konservatif bir anlayışa sahiptir. Bazı kodlarda bu durumdan farklı olarak yüksekliğe bağlı değişen ortalama basınç katsayısı hesabına rastlamak mümkündür (Örn. KBC-2016). Ancak birçok kod/standartta ortalama değerler yaklaşık olarak ön yüzeyde 0.8 ve arka yüzeyde -0.5 olarak verilmektedir. Aslında herhangi bir rüzgâr tüneli sonuçlarına bakılırsa aynı yükseklikte tam korelasyonla basınç katsayılarının ifade edilmesinin oldukça kaba bir yaklaşım olduğunu söylemek mümkündür (Şekil 2.16).

Şekil 2.16'da görüldüğü gibi ön ve arka yüzdeki ortalama basınç katsayıları hem yükseklikle hem aynı yükseklikte kesit boyunca oldukça farklılık göstermektedir. Aynı yükseklikteki kesitte ortalama basınç katsayı değeri merkezdeki değerin yaklaşık %60-70'lerine karşılık gelmektedir. Rüzgâr tüneline yakın bir sonuç elde edebilmek için bu durumu dikkate alması kaçınılmazdır. Bu sebeple tez kapsamında ilgili durum idealleştirme yapılarak hesaplara dahil edilmiştir.

Rüzgâr mühendisliğinde yapı bazında yük hesabı için kullanılan diğer katsayı türleri ise kuvvet ve moment katsayılarıdır (Şekil 2.17). Bu katsayılar birim yüksekliğe gelen kuvvetleri ya da taban kuvvet ve momentleri hesaplamak için kullanılır. Kuvvet ve moment katsayıları rüzgâr doğrultusunda (drag, sürüklenme) "*D*", rüzgâr doğrultusuna dik doğrultuda (lift) *"L"* ve düşey doğrultuda ise "*Z*" alt indisi ile ifade edilir.



Şekil 2.17. Aerodinamik moment ve rüzgâr kuvvet katsayılarının tanımlanması

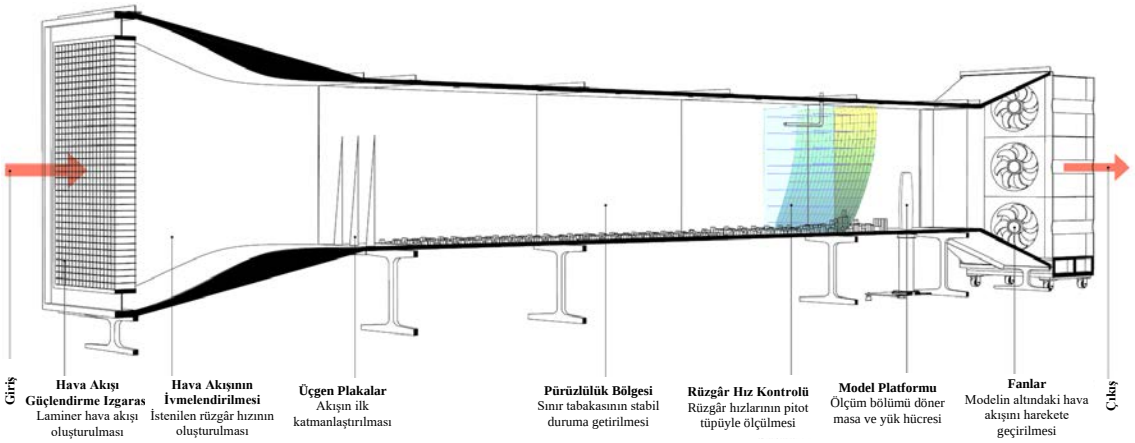
$$C_{FD(veya\ \mathrm{L\ veya\ Z})} = \frac{F_{D(veya\ \mathrm{L\ veya\ Z})}}{\frac{1}{2}\rho \bar{U}_H^2 BH} \tag{2.146}$$

$$C_{MD(veya\ \mathrm{L\ veya\ Z})} = \frac{M_{D(veya\ \mathrm{L\ veya\ Z})}}{\frac{1}{2}\rho \bar{U}_H^2 BH^2} \tag{2.147}$$

Burada rüzgâra ait kuvvet ve moment katsayıları rüzgâr tüneli testinde zamana bağlı ya da maksimum, ortalama ve minimum olarak hesaplanabilir. Standart ve kodlarda ise sadece rüzgâr doğrultusundaki kuvvet katsayısı C_{FD} için ortalama değer verilmektedir. Bu değer etkilenme kategorisine göre yaklaşık 1.10-1.50 arasında değişmektedir.

2.1.2 Rüzgâr tüneli testleri

Rüzgâr tüneli testleri, küçük ölçekli modeller üzerinde yapılan ölçümlerle cisimler üzerindeki rüzgâr yüklerini elde etmek için hava akışı oluşturma teknikleri geliştirilerek günümüzdeki formunu kazanmıştır. Bu konudaki ilk çalışmalar Robin tarafından 1742 yılında rapor edilmiş ve Cermak'ın 1958 yılında günümüzde halen genel kullanımda olan sınır tabakalı rüzgâr tüneli (boundary layer wind tunnel, BLWT) konseptini geliştirmesiyle rüzgâr tüneli testleri farklı bir boyut kazanmıştır. Yüzey pürüzlülük ve hız profili tasarımıyla yapının bulunduğu bölgeye özel rüzgârı oluşturulan rüzgâr tüneli (BLWT) testindeki aşamalar şematik olarak Şekil 2.18'de gösterilmektedir.



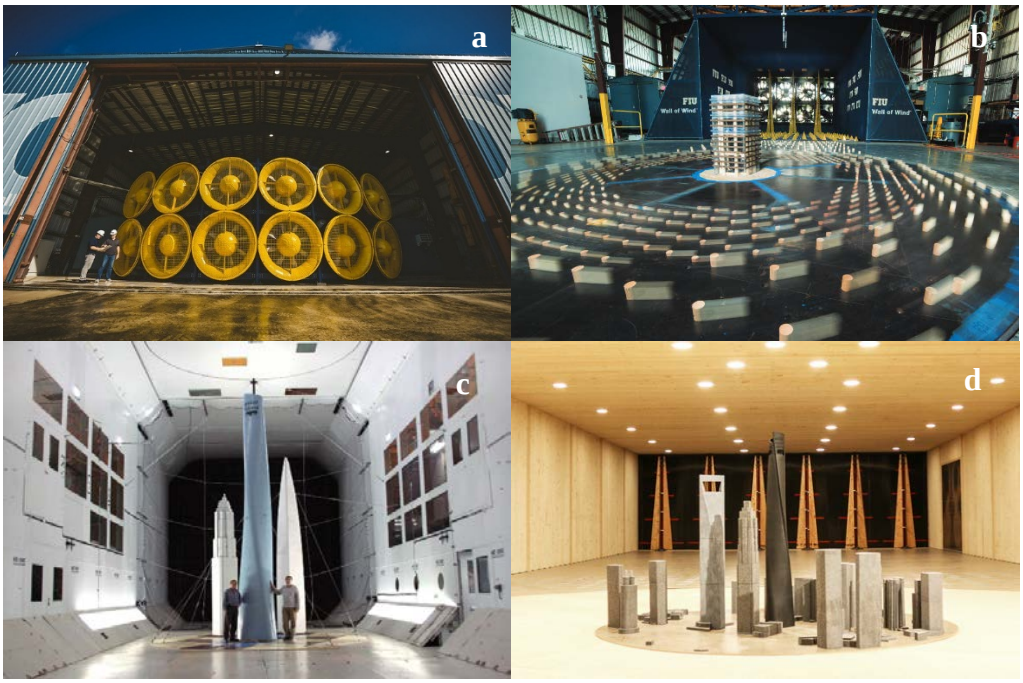
Şekil 2.18. Rüzgâr tüneli (BLWT) testi uygulanmasının şematik gösterimi (SOM, 2024)

Günümüzde teknolojik ve tasarım gelişimini sürdüren rüzgâr tünelleri dünya çapında 80 araştırma merkezini bulmuştur. Bunlardan iki tanesi de ülkemizde yer almaktadır.

Rüzgâr tüneli testleri, mühendislerin karmaşık yapılara etki eden rüzgâr kuvvetlerinin doğasını ve yoğunluğunu belirlemelerine olanak tanıyan güçlü araçlardır (Samali ve ark., 2004). Bu testler; yapı geometrisi ve kompleks rüzgâr akışına sebep olan arazi koşulları nedeniyle, standartlarda rüzgâr yükü hesabının yetersiz kaldığı durumlar için alternatif bir çözüm yöntemidir (Şekil 2.19).

Rüzgâr tüneli testlerinin inşaat mühendisliği yapıları için temel olarak aşağıdaki faydaları sunduğunu söylemek mümkündür.

- Çevredeki yapıların etkisini doğrudan belirleyerek, özellikle kentleşmiş bir ortamda bulunan yapılar için rüzgâr yük ve basınçlarının doğru bir şekilde dağıtılması sağlanır.
- Narin ve yüksek yapıların aeroelastik davranışı gerçeğe yakın değerlendirilir.
- Üst katlarda yaşayanların maruz kalabileceği rüzgâr kaynaklı bina hareketlerinin (ivmeler ve burulma hızlarının) tahmin edilmesini sağlar. Testlerden elde edilen veriler, tasarım ekibine (yapı mühendisleri ve mimarlar) mimari ve yapısal tasarımı yaparken, yapının konfor şartlarını karşılayabilmesi için gerekli değişiklikleri zamanında ve uygun şekilde yapma imkânı tanır.
- Cephe mühendisliği için yüzey basınçları gerçekçi bir şekilde hesaplanır.
- Rüzgâr tüneli çalışmaları etraftaki binaların etkisini, yapı geometrisini ve yerel rüzgâr iklimindeki yön değişikliklerini dikkate alabildiğinde; bu testler sonucunda elde edilen tasarım rüzgâr yükleri genellikle standartlarda önerilen rüzgâr yüklerinden daha düşüktür.



Şekil 2.19. Rüzgâr tüneli örnekleri **a-b)** Florida uluslararası üniversitesi (NHERI) 12 fanlı rüzgâr tüneli **c-d)** RWDI şirketine ait rüzgâr tüneli test örnekleri

Rüzgâr tüneli testlerinden elde edilen rüzgâr yüklerinin belirlenmesinde beş temel aşama bulunmaktadır (Şekil 2.20). Bu aşamalar bir "zincir" olarak tanımlanabilir (Davenport, 1982; Irwin ve ark., 2013). Elde edilecek sonuçlar sadece en zayıf halka kadar güçlü olduğu için bu tanım oldukça yerindedir.

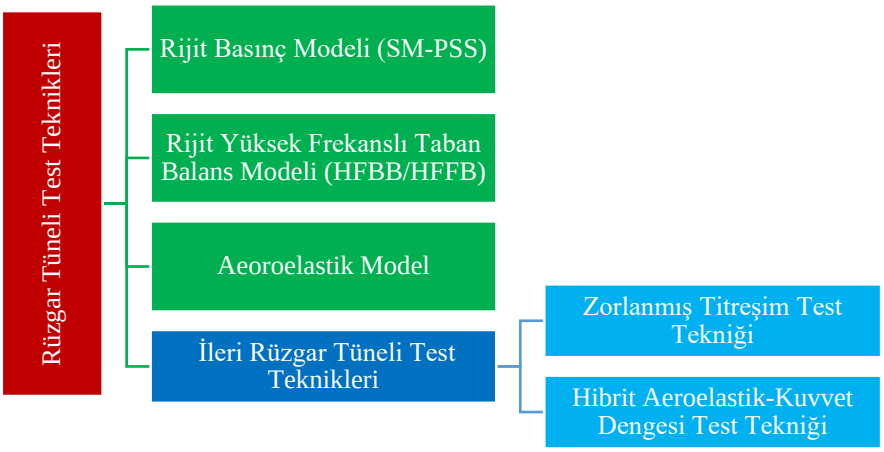


Şekil 2.20. Alan G. Davenport rüzgâr yükü zinciri

Zincirin ilk halkası rüzgâr iklimidir, yani binanın bulunduğu bölge için rüzgâr hızı ve yönü istatistikleridir. Bir sonraki halka, yüzey pürüzlülüğü ve topografya da dahil olmak üzere çevredeki arazinin etkisidir. Bunu, binanın yerel aerodinamiğini ve yakındaki diğer yapılardan kaynaklanan etkileri temsil eden bir bağlantı takip etmektedir. Bir sonraki bağlantı olan dinamik etkiler, aeroelastik etkiler de dahil olmak üzere binanın rüzgâr kaynaklı tepkisini temsil etmektedir. Son bağlantı ise binayı ve rüzgâra karşı tepkisini değerlendirmek için kullanılan kriterleri temsil eder. Günümüz rüzgâr tüneli çalışmalarının amacı, her bir bağlantıyı rasyonel yöntemler kullanarak ve maksimum doğrulukla ayrıntılı olarak değerlendirmektir. Daha sonra tüm bağlantılar bir araya getirildiğinde, nihai cevap bilimsel bilgiler kullanılarak elde edilebilecek en iyi cevaptır. Bağlantılardan biri veya daha fazlası gereken özenle ele alınmazsa, tüm çalışmanın sonucu doğru veriden önemli mertebede uzaklaşabilir.

Rüzgâr tüneli testlerinin uygulanmasında temel konsept, yapı ve rüzgâr modelinin yaklaşık olarak aynı ölçekte olması gerektiğidir. Rüzgâr tünelindeki akışın doğal ölçeği 1:300-1:600 aralığındadır; ancak bazı durumlarda enstrümantasyon veya diğer gereklilikler daha büyük bir model gerektirebilir. Bu durumlarda, büyük ölçekli akışlara yaklaşmak için ilave akış modifikasyon cihazları kullanılabilir.

İnşaat mühendisliği çalışmalarında rüzgâr tüneli testlerini modelleme ve veri toplama sistemleri dikkate alınarak dört temel kategoriye ayırmak mümkündür (Şekil 2.21).



Şekil 2.21. Rüzgâr tüneli test modelleri

Rijit basınç model tekniği, kaplama elemanlarının tasarımı için yerel pik basınçları ve genel ortalama yüklerin belirlenmesi için ortalama basınçları sağlar. Rijit yüksek frekanslı taban dengesi model tekniği, dinamik tepkilerin belirlenmesi için genel dalgalanma yüklerini ölçer. Aeroelastik model tekniği, deplasman ve ivme gibi tepkilerin doğrudan ölçümü için kullanılır. Bu üç model geleneksel teknikler olarak ifade edilmektedir. Hem HFBB tekniği hem de SM-PSS tekniği, rüzgâr yüklerinin rijit test modellerinden elde edildiği statik ölçümlerdir. Bu nedenle yapısal titreşim etkisi (kararsız etki) hariç tutulmaktadır. Bazı durumlarda bu etki önemli olmaktadır. Bu sebeple kararsız etkiyi araştırmak için ileri rüzgâr tüneli test teknikleri kullanılmaktadır.

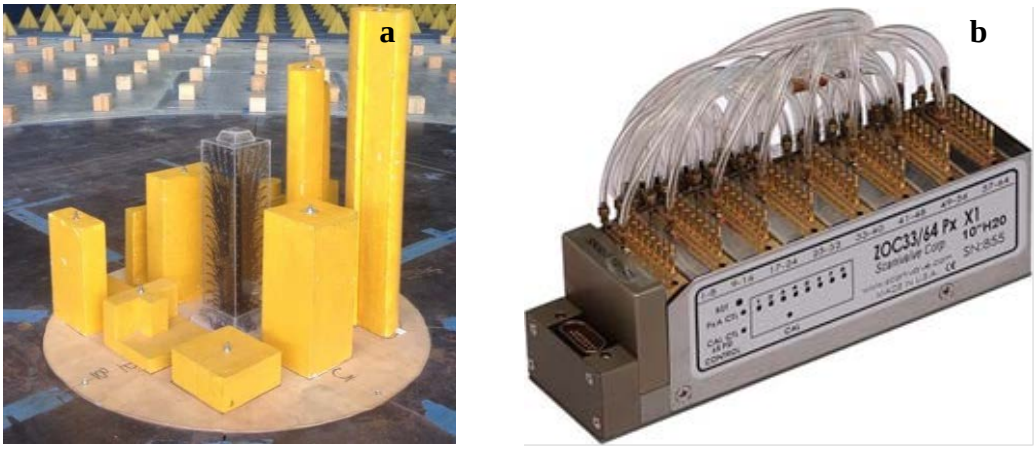
- ***Rijit Basınç Model Tekniği (SM-PSS)***

Bir yapının tüm dış yüzeylerinde sürekli olarak anlık basınç dağılımlarının elde edilebilmesi uzun zamandır arzulanan bir durumdur. Senkronize çoklu basınç tarama sistemlerinin (Synchronous multi-pressure scanning system, SM-PSS) geliştirilmesi bu testin yapılabilmesini mümkün kılmıştır (Cermak, 2003). İlk çalışma 1986 yılında Japonya'da Fujii ve Ueda tarafından gerçekleştirilmiştir.

Rijit model testinin birincil amacı kaplama tasarım basınçlarını elde etmek olsa da rüzgâr tüneli testlerinden elde edilen veriler, yeterli basınç tapa dağılımı olması koşuluyla, ana taşıyıcı sistemin tasarımı için kat bazında kesme kuvvetleri sağlamak üzere entegre edilebilir (Taranath, 2009).

Basınç çalışması modelleri yaygın olarak metil metakrilattan malzemesinden yapılır. Bu malzemenin ahşap veya alüminyum alaşımlı modellere göre çeşitli avantajları vardır. Çünkü kolayca ve doğru bir şekilde işlenebilir ve delinebilir ve şeffaftır, modelin içindeki enstrümantasyonun gözlemlenmesini kolaylaştırır (Şekil 2.22). Son zamanlarda model maketleri, 3D baskı teknolojileri kullanılarak doğrudan plastik reçineden üretilmeye başlanmıştır. Modeller için tipik olarak 1:300-1:500 ölçekleri kullanılmaktadır.

Toplam örnekleme saniyede yaklaşık 100,000-500,000 örnek arasında değişir ve aynı anda örneklenen basınç tapa sayısı farklı laboratuvarlardaki sistemler için 500 ile 1000 arasında değişebilir. 500 basınç tapası olan bir yapı için 100,000 toplam örnekleme sayısına sahip SM-PSS, her saniyede 200 basınç dağılımı verecektir (Cermak, 2003).



Şekil 2.22. a) SM-PSS kullanılarak hazırlanan rüzgâr tüneli rijit basınç modeli (Mohammadi, 2016) **b)** Çok kanallı basınç ölçüm sistemi (Simiu ve Yeo, 2019).

Rüzgâr tüneli testi, gerçekte 1 saate karşılık gelen yaklaşık 60 saniyelik bir süre boyunca gerçekleştirilir. Tipik olarak ölçümler 10º'lik artışlarla rüzgâr yönü için alınır ve zamana bağlı dalgalanmaların etkilerini dengelemek için her porttan yeterli sayıda okuma toplanması gereklidir. Ölçülen basınçlar rüzgâr tünelinde ölçülen bir referans ortalama hızla ilişkili referans basınca bölünür. Basınç katsayılarının elde edilmesiyle ilgili hesap daha önceki bölümde detaylı anlatılmıştır. Zamana bağlı elde edilen basınç katsayı değerlerinde ise en büyük pozitif, en büyük negatif, ortalama ve karelerinin ortalamasının karekökü (r.m.s) değerleri üretilir. Diğer yandan, bina hareketine bağlı olan aerodinamik

sönümleme, rijit basınç modeli çalışmaları kullanılarak ölçülemez. Ancak aeroelastik modeller kullanılarak ölçülebilir.

Rijit model test sonuçları öncelikle kaplama elemanlarının tasarımına yönelik rüzgâr yüklerini tahmin etmek için kullanılsa da taşıyıcı sistem tasarımına yönelik yanal yükleri sağlamak için entegre edilebilirler. Prosedür, rastgele titreşim teorisi kullanılarak rüzgâr yükü bilgilerinin bina tepki özellikleriyle birleştirilmesini gerektirir. Özet olarak dış basınçların eş zamanlı ölçümünden toplam tasarım yüklerinin belirlenmesi ifade edilecek olunursa; anlık genelleştirilmiş kuvvetler basınç ölçümlerinden belirlenir ve daha sonra yapının toplam dinamik yüklerinin ve tepkilerinin tahminlerini sağlamak için standart bir rastgele titreşim analizinde kullanılır. Bu yükler ve tepkiler daha sonra sahadaki tam ölçekli rüzgâr ikliminin istatistikleri ile birleştirilerek farklı dönüş periyotları için yük ve tepki tahminleri sağlanır.

Rijit model üzerinde yapılan testler, tipik olarak aeroelastik bir çalışmada göz önünde bulundurulan birçok faktörü içermese de yükseklik-genişlik oranı 5'ten küçük olan binalar için tasarım verisi sağlaması açısından hala yeterli ve kullanışlı olduğu düşünülmektedir (Taranath, 2009).

Bu yöntemin avantajları:

- ✓ Tek bir test modeliyle hem genel yapısal yüklerin hem de kaplama yüklerinin belirlenebilmesidir. Test parametreleri, alınan yerel basınç verilerinin yapısal yüklerin analizi için yeterli olmasını sağlayacak şekilde genişletilebilir.
- ✓ Her bir basınç tapasındaki anlık basınç etki alanı ve etki fonksiyonuna göre ağırlıklandırılarak; anlık kuvvet ve momentler, bunların dalgalanma istatistikleri ve korelasyonları belirlenebilir (Boggs ve Peterka, 1989).
- ✓ Testten elde edilen veriler, doğrusal temel mod şekli varsayımından farklı olarak diğer modların rüzgâr davranışına etkisini dikkate almaya olanak tanır.
- ✓ Bu testlerin uygulanmasının artması halen gelişmekte olan veri tabanı destekli tasarım için altyapı oluşturmaktadır. Veri tabanı destekli tasarıma ilişkin araştırmalar, bu tür tasarımların risk açısından tutarlı olabileceğini ve hasara karşı daha dayanıklı ve ekonomik olabileceğini göstermiştir.

Yöntemin dezavantajları:

- Kaplama basınç testi modelinin tipik olarak daha fazla enstrümantasyon içermesi ve oluşturulmasının kuvvet dengesi test modelinden daha uzun sürebilmesidir.
- Ayrıca SM-PSS testinin kullanımı bazı yüksek binalar için sorgulanabilir. Örneğin; bina çok narinse, modelde gerekli sayıda basınç sensörü için basınç hortumunu barındıracak yeterli alan olmayabilir. Ya da bina geometrisi çok karmaşıksa, dalgalanan rüzgâr yüklerini belirlemek için gereken basınç sensör sayısını ve konumu belirmek çok zordur. Bu iki durumda da HFBB/HFFB testi ya da aeroelastik testin kullanımı daha uygun olacaktır.

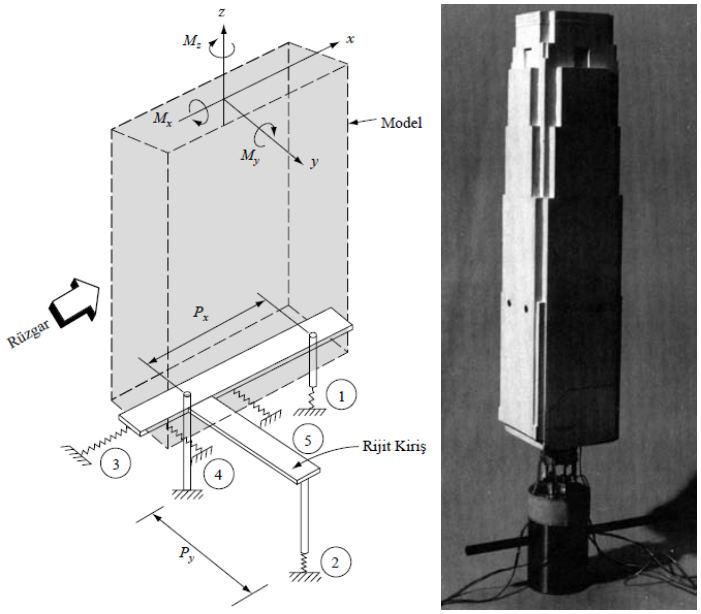
- ***Rijit Yüksek Frekanslı Taban Dengesi Modeli (HFFB/HFBB)***

Rüzgâr yükünün esnek bir bina üzerindeki etkisi, üç farklı bileşenden kaynaklanan bütünleşmiş bir tepki olarak düşünülebilir. Bunlardan birincisi, binayı eğen ortalama rüzgâr yüküdür. İkincisi, binanın sabit bir sehim şekli etrafında salınımına neden olan kararsız (türbülans) rüzgârdan kaynaklanan dalgalı dinamik yüktür. Üçüncü katkı ise deprem sırasında oluşan yanal kuvvetlere benzer atalet kuvvetlerinden kaynaklanır. Bununla birlikte tasarım amaçları doğrultusunda, atalet etkileri ek bir eşdeğer rüzgâr yükü olarak düşünülebilir.

Daha önce de belirtildiği gibi rijit bir model, bir bina etrafında bağımsız bir şekilde dağılmış lokal pozitif ve negatif basınçları ölçmek için uygundur. Bu yerel basınçlar, iki yönde net yanal kuvvetler ve her seviyede dikey bir eksen etrafında burulma momenti elde etmek için entegre edilebilir. Her kattaki kümülatif kesme kuvveti, devrilme ve burulma momentleri; taban kesme kuvveti ve devrilme momentleri basit denge eşitliklerinden elde edilebilir. Kuvvet-denge modeli testi de basınç modeli ile benzer bir entegrasyon gerçekleştirir. Ancak bu testte her bir hava molekülünün kümülatif etkisi ölçülür. Bu teknoloji, özellikle alışılmışın dışında şekillendirilmiş yapılarda veya model üzerinden çok az sayıda basınç tüpünün yönlendirilebildiği durumlarda basınç entegrasyonu yaklaşımına göre açık bir avantaja sahiptir.

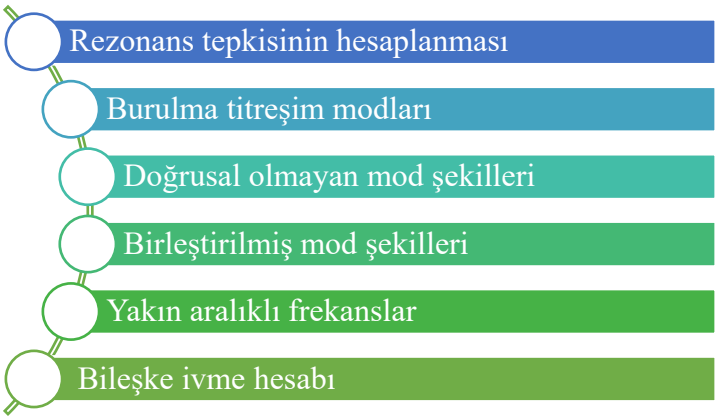
Bu teknikte iki temel tip kuvvet balansı (dengesi) modeli kullanılmaktadır. Birinci tipte, modelin dış kabuğu rijit bir metal konsol çubuğuna bağlanır. Modelin içine şekildeğiştirme ölçerler (Strain gauges) yerleştirilir ve aerodinamik kuvvetler şekildeğiştirme ölçümlerinden türetilir. İkinci tipte (HFFB|HFBB), binanın basit bir rijit modeli, iki ortogonal yatay yönde eğilme momentlerini ve kesme kuvvetlerini ve dikey bir eksen etrafında burulmayı ve tercihen normal kuvveti de ölçen 5 ya da 6 bileşenli, yüksek hassasiyetli bir ölçüm cihazına monte edilir (Şekil 2.23).

Her iki modelde de ortaya çıkan genel dalgalanma yükleri belirlenir ve rastgele titreşim teorisi kullanılarak bir analiz gerçekleştirilerek, yapı mühendisinin kullanacağı katlara dağıtılan yatay yükler ve üst katlarda beklenen ivme değerleri belirlenir (Taranath, 2009).



Şekil 2.23. Yüksek Frekanslı Taban Balans (HFBB|HFFB) Modeli (Taranath, 2009)

Yüksek Frekanslı Taban Dengesi (HFBB), literatürde Yüksek Frekanslı Kuvvet Dengesi (HFFB) olarak da ifade edilir (Holmes ve Tim, 2014). Yaklaşık kırk yıldır genel rüzgâr yükünü ve yüksek binaların rüzgâra karşı dinamik tepkisini belirlemek için yaygın şekilde kullanılan bir rüzgâr tüneli yöntemidir. Temel ilkeleri Tschanz ve Davenport (1983) ve Boggs ve Peterka (1989) tarafından ortaya konmuştur. Ancak temel ilkeler aynı olmasına rağmen, aşağıdaki bazı özel durumları dikkate almak için çeşitli yaklaşımlar kullanılabilmektedir (Şekil 2.24).



Şekil 2.24. HFBB test verileri kullanılarak elde edilecek tepkileri değiştiren farklı yaklaşımlar

HFBB yaklaşımı, tabanda yüksek frekanslı kuvvet (yani rijit) dengesi ile desteklenen rijit test modelleri kullanır. Başka bir ifadeyle; yeterince düşük kütleli yüksek rijitlikli modeller ve yüksek rijitlikli balanslar kullanılmalı, model/balans sistemlerinin doğal frekansları üç ortogonal eksen (x, y ve z) ile ilgili momentler için nominal olarak en az 100 Hz olmalıdır (Cermak, 2003). Temelde kullanılan balans sistemi; taban eğilme momentleri, kesme kuvvetleri ve burulma momentleriyle orantılı gerilmelerin ölçülmesine izin verir ve model hareketlerini ihmal edilebilecek kadar küçük hale getiren çok küçük deformasyonlar meydana getirmektedir (Simiu ve Yeo, 2019). Bu sayede x, y ve z taban momentleri ile x ve y taban kesme kuvvetleri eşzamanlı olarak ölçülerek, dinamik tepkilerin belirlenmesinde kullanılacak veriler elde edilmiş olur. Bu taban moment veya kuvvetler daha sonra mod şekli düzeltmeleri ile bina hâkim modlarının genelleştirilmiş kuvvetlerini yaklaşık olarak tahmin etmek için kullanılır (Chen ve ark., 2014). Yüksek Frekanslı Kuvvet Dengesi (HFFB|HFBB) Tekniği, yüksek binalar üzerindeki genelleştirilmiş rüzgâr kuvvetlerini ayrık (ana eksenleri boyunca salınım halinde) ve yaklaşık doğrusal hâkim mod şekilleri ile ölçmek için etkili ve pratik bir yöntem olarak kabul edilmektedir.

HFBB testinden zaman tanımlı elde edilen veriler yapının tasarım ve analizlerinde kullanılmak üzere aşağıdaki çeşitli bilgileri sağlamak üzere işlenebilir:

- Ortalama, r.m.s ve maksimum|minimum genel rüzgâr yükleri

- Taban momentleri, taban kesme kuvvetleri ve moment/kesme kuvveti kombinasyonlarının bileşenleri için korelasyonlar
- Taban yüklerinin spektrumları
- SM-PSS testi gibi senkronize bir basınç testi uygulanamadığı durumlarda maksimum yüklerin yaklaşık düşey dağılımı elde edilebilir.

HFBB testinin geliştirilmesinden elde edilen başlıca avantajlar:

- ✓ Testler, aeroelastik testlere kıyasla hızlı ve düşük maliyetle gerçekleştirilebilir. Tek bir testten elde edilen rüzgâr yüklerinin yapısal geometrinin değiştirilmemesi koşuluyla, farklı yapısal özellik ve rüzgâr hızlarında yapısal tepkileri hesaplamak için kullanılması mümkündür.
- ✓ Test verileri yapı mühendisi tarafından taşıyıcı sistem yapısal özellikleri tam manasıyla belirlenmeden önce elde edilebilir.
- ✓ HFBB testinin bulguları, aeroelastik test gerekliliğini ve kritik tepkiler için olası rüzgâr yönlerini belirlemek için kullanılabilir.

HFBB testinin dezavantajları:

- × HFBB testiyle yüksek rüzgâr hızlarında veya önemli yatay deplasmanlara maruz kalan yapılarda meydana gelebilecek negatif aerodinamik sönümleme hesaplanamamaktadır. Bu eksiklik, HFBB testi ile tahmin edilen rüzgâr yüklerinin bazı yapılar için çok düşük olmasına neden olabilir (Boggs, 1992).
- × Ayrıca yüzey basınç sensörleri yerleştirilmemesi durumunda kaplama yükleri doğru hesaplanamamaktadır.

Yüksek Frekanslı Taban Balansı Yönteminde yapı tabanında her bir doğrultu için oluşabilecek maksimum moment tepkisi, rüzgâr-yapı etkileşiminin durağan bir Gauss süreci kabul edilmesiyle aşağıdaki biçimde hesap edilebilir (Davenport, 1967; Zhou ve ark. 2003; Kurç ve ark. 2012):

$$\hat{M} = \bar{M} + g_p \times \sigma_M \tag{2.148}$$

Burada $\widehat{M}$ ve $\overline{M}$ sırasıyla maksimum (azami, uç değer) ve ortalama moment veya burulma tepkisini, g_p tepe (pik) faktörü, ve σ_M dalgalanan taban momenti veya taban burulma tepkisinin r.m.s değeridir.

$$\sigma_M = \left(\int_0^\infty S_M(f) df \right)^{1/2} \tag{2.149}$$

$S_M(f)$ dalgalanan taban momentinin veya burulma tepkisinin güç spektral yoğunluğudur (PSD).

$$S_M(f) = S_{UM}(f) \left| H_1(f) \right|^2 \tag{2.150}$$

$S_{UM}(f)$ yapıya uygulanan rüzgâr kuvvetlerinin oluşturduğu momentlerin güç yoğunluk spektrumlarını (PSD) ifade etmektedir. Başka bir ifadeyle HFFB rüzgâr tüneli testinde tabanda ölçülen aerodinamik taban momentinin uyumluluk katsayısı ile düzeltilmiş PSD değerleridir. Bu spektrum yapısal özelliklerden kaynaklanan dinamik arttırım (rezonans) etkisini içermemektedir.

$|H_1(f)|$ yapısal birinci mod transfer fonksiyonunu; burada f_1 ve ζ_1 sırasıyla birinci moddaki doğal frekans ve kritik sönüm oranı ifade etmek üzere aşağıdaki bağıntıyla elde edilebilir.

$$\left| H_1(f) \right|^2 = \left\{ \left[1 - (f / f_1)^2 \right]^2 + (2\zeta_1 f / f_1)^2 \right\}^{-1} \tag{2.151}$$

Kritik sönüm oranı çelik taşıyıcı sistem %1, betonarme yapılar için %2 olarak kabul edilmesi literatürde yaygın olarak rastlanılmaktadır. Denklem (2.150)'de vurgulanması gereken husus spektrum hesaplanırken yapının birinci modda hareket ettiği kabul edilmiş olmasıdır. Eğer farklı modların etkisi dikkate alınması gerekirse denklemde düzenleme yapılması gerekliliği açıktır.

Hesaplamaları kolaylaştırmak için Eşitlik (2.150)'deki entegrasyon arka plan (background) ve rezonans bileşenleri olmak üzere iki kısma ayrılabilir. Rezonans taban momenti veya taban burulma tepkisi, $\widehat{M}_R$ etkisinin yapının doğal frekansı etrafında beyaz gürültü ile temsil edilebileceği varsayılarak ve ardından entegrasyon için Rezonans Teoremine başvurarak kapalı bir formda hesaplanabilir (Zhou ve ark. 2003).

$$\hat{M}_R = g_R \sqrt{\frac{\pi}{4\zeta_1} f_1 S_{UM}(f_1)} \tag{2.152}$$

$$g_R = \sqrt{2In(f_1 T)} + 0.5772 / \sqrt{2In(f_1 T)} \tag{2.153}$$

Burada $g_{R\,\text{rezonans}}$ tepe faktörü, T gözlem süresini ifade etmektedir.

$$\hat{M}_B = g_B \times \sigma_{MB} \tag{2.154}$$

Yukarıdaki eşitlikte, $\widehat{M}_B$ arka plan (background) taban momenti olup aerodinamik tepkiye eşittir. Arka plan tepkisi dinamik büyütme (magnifikasyon faktörü) 1 olduğunda yapının statik tepkisine karşılık gelen momenttir. g_B arka plan tepe faktörüdür (genellikle $3<g_B<4$). σ_{MB} aerodinamik momentlerin r.m.s değeridir.

HFFB testinden hesaplanan taban momentleri kullanılarak arka plan (background) ve rezonans bileşenleri belirlenebilir. Ölçülen aerodinamik yükler, r.m.s temel moment katsayısı ve boyutsuz PSD cinsinden aşağıdaki gibi tanımlanması gerekir. “T” alt simgesi HFFB testinden elde edilen değerleri ifade etmektedir.

$$\sigma_{C_M} = \sigma_{M_T} / \bar{M}_T \tag{2.155}$$

$$C_M(f) = (f \times S_{M_T}(f) / \sigma^2_{M_T} \tag{2.156}$$

Boyutsuz hale getirilen değerler kullanılarak arka plan (background) ve rezonans bileşenleri aşağıdaki şekilde hesaplanabilir.

$$\hat{M}_R = g_R \times \sigma_{K_M} \times \bar{M} \sqrt{\frac{\pi}{4\zeta_1} C_M(f_1)} \tag{2.157}$$

$$\hat{M}_B = g_B \times \sigma_{C_M} \times \bar{M} \tag{2.158}$$

Burada $\sigma_{K_M} = \sigma_{M_T}/\bar{M}_T$ şeklinde hesaplanmaktadır. $\bar{M}$ değeri ise kod/standartlarda verilen ortalama hız profili kullanılarak hesaplanabilir (Kurc ve ark. 2012). C_D kuvvet katsayısıdır.

$$\bar{M} = \int_0^H \frac{1}{2} C_D \rho \bar{U}(z)^2 B z dz \tag{2.159}$$

Tüm bileşenler hesaba katılarak tasarımda kullanılacak maksimum (azami, uç değer) moment aşağıdaki şekilde süperpoze edilerek hesaplanabilir.

$$\hat{M} = \bar{M} + \sqrt{\hat{M}_R^2 + \hat{M}_B^2} \tag{2.160}$$

- ***Aeoroelastik Model***

Bir yapının dinamik karakteristiğinin rüzgâr tepkisi üzerindeki etkisini hesaba katabilmek veya rezonans davranışını tam olarak belirlemek için Aeroelastik Model Rüzgâr Tüneli Test tekniği geliştirilmiştir. Bu teknik, aerodinamik sönümlemenin (negatif olabilen) değerlendirilmesine ve diğer yüksek dereceli etkilerin belirlenmesine olanak tanımaktadır.

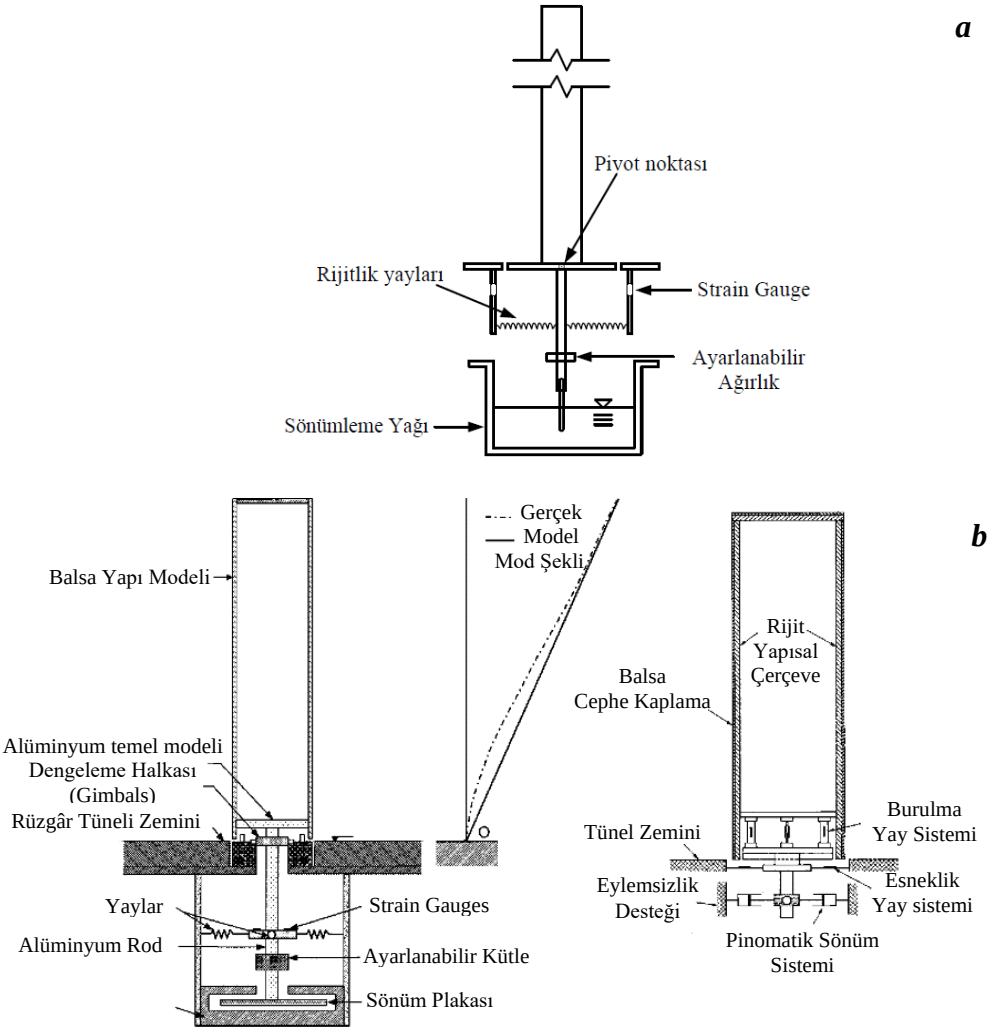
Prototip model ve yapı arasındaki dış geometri benzerliğine ek olarak, aeroelastik test binanın atalet, rijitlik ve sönüm özelliklerinde de benzerlik gerektirir. Bu amaçla, esnek destekler üzerine monte edilmiş basit rijit modellerden yüksek binaların çok modlu titreşim özelliklerini yansıtan modellere kadar çeşitli modeller kullanılmaktadır. En yaygın türleri genel olarak çubuk modeller ve çok serbestlik dereceli modeller olarak iki kategoride sınıflandırılabilir.

Çubuk Model Aeroelastik Testi:

Temel salınım modlarında binanın dinamik özelliklerinin (kütle, rijitlik ve periyot) belirlenmesini ve rüzgâr yüklerine verilen tepkinin doğrudan ölçülmesini öngörmektedir. Bina, uygun şekilde seçilmiş yaylar tarafından sağlanan esneklik ile tabana yakın bir yerde dönebilen rijit bir gövde olarak modellenir (Şekil 2.25). Bu teknikte, salınım modlarının herhangi bir eşleşme içermediği ve doğrusal olarak değerlendirilebileceği ve burulmanın önemsiz olduğu varsayılmaktadır.

Bu tekniğin avantajları: (1) Ölçümler, kuvvet dengesi tekniği kullanılırken dahil edilmeyen aerodinamik sönümleme etkilerini içermektedir. (2) Çok serbestlik dereceli aeroelastik teste göre daha basit ve daha ucuz bir tekniktir. Tekniğin dezavantajları: (1) Yukarıda belirtilen varsayımlarla sınırlıdır. Kuvvet dengesi modelinden daha karmaşık ve pahalıdır. (2) Testten sonra binanın dinamik özelliklerinde değişiklik yapılırsa rüzgâr tüneli testinin tekrarlanması gerekir (Taranath 2009).

Diğer test türlerinde olduğu gibi aerodinamik veriler ölçüldükten sonra veriler, çeşitli dönüş periyotları için yüklerin ve tepkilerin tahminlerini sağlamak üzere sahadaki tam ölçekli rüzgâr ikliminin istatistikleri ile birleştirilir. Genellikle bu şekilde sadece birkaç önemli rüzgâr yönü üzerinde çalışılır.



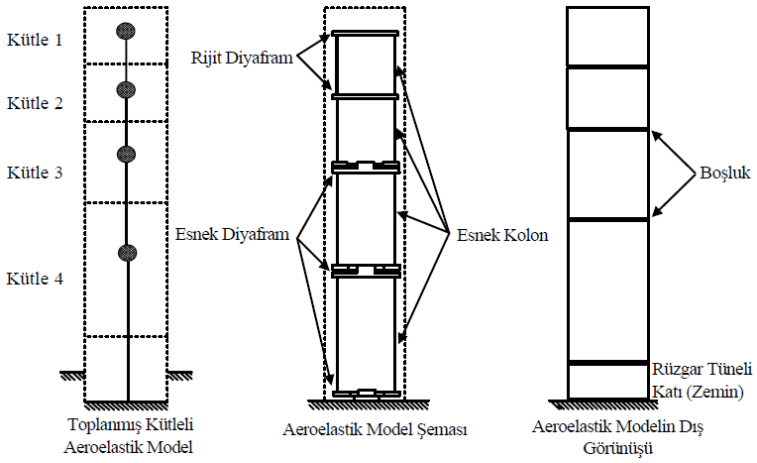
Şekil 2.25. Çubuk model aeroelastik testi şematik gösterimi **a)** Chen ve ark., 2020 **b)** Zhou ve Kareem, 2003

Rijit model çalışması, yüksek bir binanın temel yer değiştirme modunun yükseklik boyunca doğrusal olarak değiştiği varsayımına dayanmaktadır. Pivot noktasının, prototipin hesaplanan temel mod şekilleri ile en iyi uyumu sağlayan bir mod şekli elde etmek için seçildiğine dikkat edilmelidir. Gimballerin yakınında bulunan yayların amacı, iki temel salınım modunda doğru model ölçeği frekans korelasyonunu elde etmektir. Bir elektromıknatıs veya yağ sönümleyici model ise tam ölçekli binaya karşılık gelen yapısal sönümlemeyi temsil etmektedir.

Çok Serbestlik Dereceli Aeroelastik Model:

Tüm yüksekliği boyunca plan geometrisi değişmeyen bir yapı için, titreşim modlarının yükseklik boyunca doğrusal olarak değiştiğini varsaymak mantıklıdır. Ancak, basamaklı geri çekilmelere veya rijitlikte büyük değişikliklere sahip karmaşık plan ve/veya düşey geometriye sahip yapılar için bu varsayım tatmin edici sonuçlar vermeyebilir. Tahmin edilebileceği üzere bunun nedeni temel mod şeklinin doğrusal olarak tanımlanmasının büyük hatalara yol açabilecek olması ve daha da önemlisi yüksek modların dinamik davranışa önemli ölçüde katkı sağlayabilecek olmalarıdır.

Bu gibi durumlarda, binanın çok modlu davranışını simüle etmek esastır. Bu, elastik kolonlarla birbirine bağlanmış birkaç parçalı kütleye sahip bir model kullanılarak gerçekleştirilir. Böyle bir modelin şeması Şekil 2.26'da gösterilmektedir. Burada bina dört bölgeye ayrılmakta ve her bölgenin kütlesi merkezde yer almaktadır. Kütleler, esnek kolonlarla birbirine bağlanan ve kat sistemini temsil eden diyaframlarda yoğunlaşmaktadır. Bina şeklini simüle eden hafif bir kaplama, kat sistemi, kütleler ve kolonların birleşimini çevrelemektedir. Dış kaplama, kütleler arasında göreceli hareketlere izin vermek için diyafram seviyelerinde kesilmiştir. Prototip ve modelin elastik özellikleri arasındaki benzerlik, binanın baskın özelliklerine bağlı olarak farklı ölçülerde sağlanır.



Şekil 2.26. Çok serbestlik dereceli aeroelastik model şematik gösterimi (Chen ve ark., 2020)

Gerekli yapısal sönümleme, katları birbirine bağlayan köpük bant şeritleri eklenerek elde edilir. Bu şeritler titreşim enerjisini dağıtırken aynı zamanda kayda değer bir sertlik de sağlamaktadır. Geometrik modelleme, birbirleriyle temas etmeyecek şekilde her bir kata bağlanan balsa ahşap kaplamaların kesitleriyle tamamlanır. Tamamlanan model, tabanında gerilim ölçerli bir balansa bağlanır. Balans, genel taban eğilme momentlerini ve burulmayı ölçmektedir. Daha yüksek modların tepkisini yakalamak için model üzerindeki kilit noktalara ek şekildeğiştirme ölçerler yerleştirilebilir. Yükseklikteki ötelenme ve dönme ivmelerinin ölçülmesini sağlamak için üst kütleye birbirine dik üç ivmeölçer yerleştirilir. Yatay iki ivmeölçer değerlerinin arasındaki fark kullanarak burulma ivmesi hesap edilebilir. Yapı modelinde oluşan maksimum ivme ise aşağıdaki şekilde hesaplanabilir.

$$a_{Tp} = \sqrt{a_x^2 + a_y^2 + a_z^2} \tag{2.161}$$

Bu teknik, binanın dinamik özelliklerinin (kütle, rijitlik, periyotlar ve mod şekilleri) temel salınım modlarında ve taban burulma modunda, modlar arasındaki herhangi bir eşleşme de dahil olmak üzere ölçeklendirilmesini gerektirir. Bazı yüksek titreşim modları da bu teknikte modellenir. Rüzgâr yüklerine verilen tepkiler daha sonra doğrudan ölçülür.

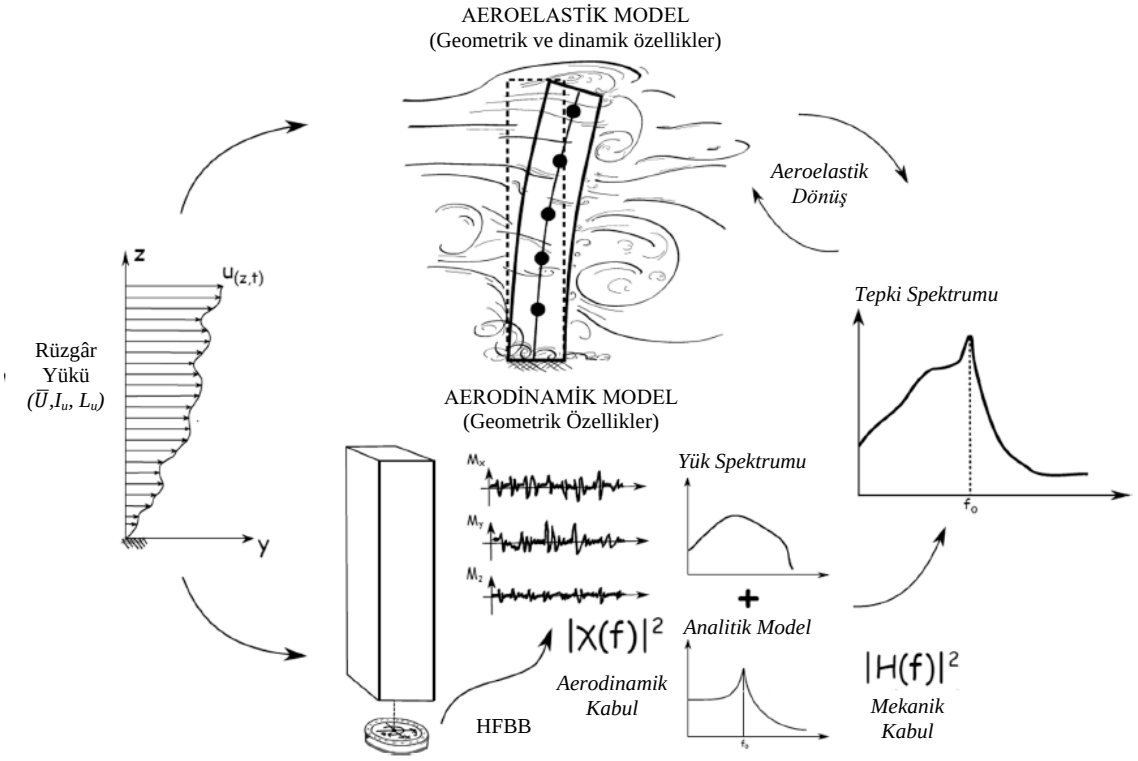
Diğer test türlerinde olduğu gibi, aerodinamik veriler bir dizi rüzgâr yönü için ölçüldükten sonra, farklı dönüş periyotları için yük ve tepki tahminleri sağlamak üzere sahadaki tam ölçekli rüzgâr ikliminin istatistikleriyle birleştirilir.

Bu tekniğin avantajı, ölçümlerin aerodinamik sönümleme, girdap saçılması, modlar arası bağlantı ve kuvvet balansı tekniği kullanılırken tam olarak ele alınmayan bazı yüksek modların etkilerini kapsıyor olmasıdır. Bununla birlikte, çoğu bina için aerodinamik sönümleme etkilerinin muhtemelen küçük olduğu, yüksek modların ihmal edilebileceği ve kuvvet dengesinin birleşik modları analitik olarak yeterince ele aldığı söylenebilir.

Tekniğin dezavantajları, modelin oluşturulmasının zaman alıcı ve pahalı olmasıdır. Model ayrıca tek bir bina dinamik özellikleri için tasarlanmıştır ve tasarım süreci boyunca

bu özellikler değişirse gerekli yaklaşık hesaplamalar yapılması gerekir. Öte yandan kuvvet balansı tekniği, herhangi bir bina dinamik özellikleri kümesine eşit derecede uygulanabilir sonuçlar vermektedir (Taranath 2009).

Avantaj ve dezavantajlarında bahsedilen aeroelastik model ile aerodinamik model (HFFB) model yaklaşımlarının uygulanması ve yapı modelinin tepki sonuçlarının hesap edilmesi şematik olarak Şekil 2.27'de sunulmuştur. Bu karşılaştırılma her iki tekniğinde temel prosedürünü anlamak için oldukça faydalıdır.



Şekil 2.27. Aeroelastik ve aerodinamik model kullanılarak dinamik tepkinin tahmin edilmesine yönelik prosedürün şematik gösterimi (Frison ve ark., 2021)

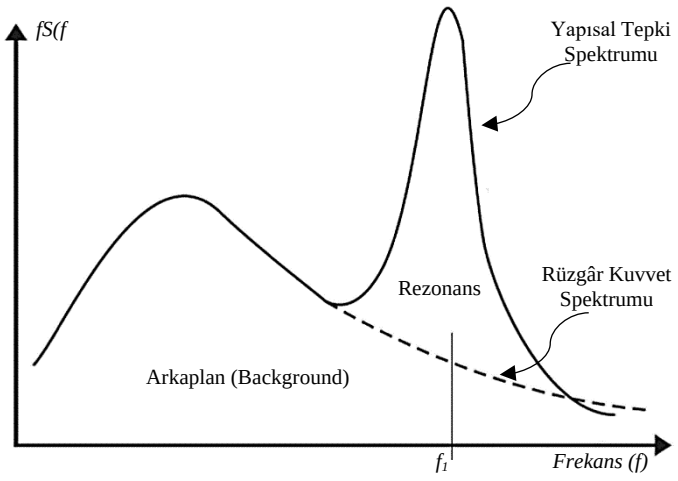
İleri Rüzgâr Tüneli Test Teknikleri:

HFBB Tekniği ve SM-PSS Tekniği, rüzgâr yüklerinin rijit test modellerinden elde edildiği statik ölçümlerdir. Bu test tekniklerinin temel sorunu, tepki tahminleri üzerinde bazı durumlarda önemli olan bir etkiye sahip olduğu kanıtlanmış olan yapısal titreşim etkisinin (kararsız etki) ihmal edilmesidir. Aeroelastik test tekniği kullanılarak, "kararsız" etkiyi içeren bir test modelinin rüzgâr kaynaklı titreşimleri doğrudan gözlemlenebilir.

Ancak, bu test modelinde mühendisler tarafından ihtiyaç duyulan rüzgâr kuvvetleri elde edilememektedir. Ayrıca, aeroelastik test karmaşık ve zaman alıcıdır. Bu sebeple geleneksel rüzgâr tüneli test tekniklerindeki eksikliklerin üstesinden gelmek için, kararsız etkiyi içerebilen gelişmiş rüzgâr tüneli test teknikleri olan zorlanmış titreşim test teknikleri ve hibrit aeroelastik-basınç/kuvvet test teknikleri geliştirilmiştir (Chen ve ark 2020). Bu testler kararsız etkinin kesin tahminin önemli olabileceği özel durumlarda tercih edilmektedir. Burada belirmek gerekir ki tüm test tekniklerinden yaygın olarak kullanılanları geleneksel yöntemlerdir.

2.1.3 Rüzgâr yükü ve tepkileri için temel hesap yöntemleri

Rüzgâr yükü yapısal modele zaman bağımlı bir yük ya da eşdeğer statik bir yük olarak tesir ettirilir. Zaman tanımlı yükün belirlenmesi için SM-PSS rüzgâr tüneli testinden elde edilen ölçeklendirilmiş basınç katsayıları ve zaman aralığı kullanılabilir veya CFD analizi sonuçlarının kullanılması da muhtemeldir. Rezonans bileşeni rüzgâr yükünün etkisinden dolayı analiz sonucunda oluşacağı için zaman tanımlı yüklerde ortalama ve türbülans kaynaklı bileşen olmalıdır. Eşdeğer statik rüzgâr yükünde ise dinamik bileşen analizde hesaplamayacağı için yapıya uygulanacak yük hesaplanırken rezonans bileşeni de hesaba katılmalıdır. Başka bir deyişle statik yük yapısal tepki kuvvetidir. Özet olarak, statik rüzgâr yükü ortalama ve türbülans hızı kaynaklı ortalama ve arka plan (background) bileşenleri ile rezonans bileşenini kapsamaktadır. Ortalama hız bileşeninden kaynaklanan rüzgâr yükünün belirlenmesi oldukça basittir. Ancak arka plan (background) ve rezonans bileşenin hesap edilmesi daha karmaşıktır. Bunun nedeni arka plan bileşeninde türbülans hızı hem yükseklik hem de enkesit boyunca her zaman aralığında farklı bir korelasyonla etkimektedir. Rezonans bileşeninde ise yapının mod şekli ve frekansı, yükün genliğini ve dağılımını oldukça değiştirebilmektedir (Estephan ve ark., 2020). Şekil 2.28'deki grafikle bu durum açıklanmaya çalışılmıştır. Arka plan ve rezonans bileşeni için bahsedilen belirsizlikler bu yüklerin belirlenmesini zorlaştırmaktadır.



Şekil 2.28. Yapısal tepki spektrumunun arka plan ve rezonans bileşenleri

Bu bileşenleri dikkate alarak rüzgâr yükleri belirlenmesi için ilk olarak önerilen ve dünya çapındaki başlıca kod ve standartların çoğunda yer alan Ani Rüzgâr Yükü Faktörü (gust loading factor, GLF) Yöntemi ortaya konulmuştur (Davenport, 1967). Bu yöntemde, tasarım için kullanılan eşdeğer statik rüzgâr yüklemesi, ortalama rüzgâr kuvvetinin GLF ile çarpımına eşittir. GLF, rüzgâr dalgalanmalarının dinamik özelliklerini ve bina dinamik karakteristiği kaynaklı yük amplifikasyonunu hesaba katmaktadır. Literatürde ortaya atıldığı tarihten bu yana, GLF'nin çeşitli formülasyonları geliştirilmiştir (örneğin; Simiu ve Scanlan, 1996; Holmes, 2001/2015; Solari, 1993; Gurley, 1993). Basitliği nedeniyle, GLF Yöntemi dünya çapında yaygın bir kabul görmüştür ve neredeyse iyi bilinen ve kabul görmüş tüm kodlarda ve/veya standartlarında kullanılmaktadır (Kareem ve Zhou, 2003).

Basitliğine ve birçok avantajına rağmen, mevcut GLF tabanlı formülasyonun iki eksiğinden söz edilebilir. İlk sınırlama; özellikle bu formatın uzun, yüksek ve esnek yapıların analizinde kullanılmasıyla ilgilidir. Rijit yapıların da arka plan yükleme bileşeninin dağılımındaki potansiyel yanlışlıktan etkilenebileceğini belirtmek gerekir. Rüzgâr faktörü başlangıçta herhangi bir yük etkisi için tanımlanmış olsa da aslında yer değiştirme tepkisine dayanmaktadır. Yani rüzgâr faktörü esasen aşırı ve ortalama yer değiştirme tepkisi arasındaki orandır. Yerdeğiştirme ani rüzgâr yükü faktörü (DGLF) uygulamada herhangi bir tepki bileşeni için ayrım gözetmeksizin kullanılır ve bu da hatalı tahminlere yol açabilir. DGLF'nin elde edilmesine yalnızca birinci moddaki dalgalanma

ve ortalama yer değiştirme tepkileri dahil edildiğinden, incelemeye konu edilen yapı için rüzgâr faktörü sabittir. Aşırı eşdeğer rüzgâr yükünü tahmin etmek için yükseklikten bağımsız sabit bir rüzgâr faktörü kullanıldığında, bunun dağılımı ortalama rüzgâr yükü ile aynıdır. Bu durum; yüksek, uzun ve esnek yapılardaki eşdeğer rüzgâr yüklerine ilişkin yaygın anlayışla çelişmektedir. Bu tür yapılar için rezonans tepkisi baskın tepkidir. Bu nedenle, eşdeğer rüzgâr yüklerinin dağılımı yapısal kütle dağılımına ve mod şekline bağlı olmalıdır. Zhou ve ark. (1999) GLF Yönteminin yapısal yer değiştirmenin doğru bir şekilde değerlendirilmesini sağladığını, ancak taban kesme kuvveti ve moment gibi diğer tepki büyüklüklerinin tahmin edilmesinde doğruluğun azalmasına neden olduğunu belirtmiştir. İkinci sınırlama, GLF Yönteminin ortalama rüzgâr kuvveti veya ortalama tepkinin sıfır olması durumunda geçerli olmamasıdır (Kareem ve Zhou, 2003).

Davenport (1999) ve Drybre ve Hansen (1997) etki fonksiyonlarını kullanarak bu fonksiyonu ile ilişkilendirilen tepkiye dayanan ve yer değiştirme ile sınırlı kalmayan, revize edilmiş GLF kavramı ve prosedürü geliştirmişlerdir. Bu gelişmeler, prosedürle ilgili tepkinin doğru bir şekilde tahmin edilmesini sağlayacağından, belirgin bir iyileşme ile sonuçlanmıştır. Bununla birlikte; her bir tepki bileşeni ayrı bir GLF gerektirdiğinden ve ortalaması sıfır tepki durumunda, bu yaklaşım geleneksel yaklaşım gibi yetersiz kaldığından, tepkiye özgü GLF'nin de eksiklikleri vardır. Yakın zamanda Chen ve Kareem (2003) arka plan ve rezonans yüklerini doğrusal olarak birleştiren bir eşdeğer statik yük gösterimi önermiştir. Bu yükleme bileşenleri, ani rüzgâr yükleme faktörü kavramı ve eylemsizlik yüklerinin dağılımı kullanılarak türetilmiştir. Ani rüzgâr yükleme faktörü kavramına dayalı olarak önerilen arka plan yükü, uzamsal dağılımı ilgilenilen tepki bileşenine bağımlılık gösteren yük-tepki-korelasyon yaklaşımına (Kasperski, 1992) kıyasla çok basitleştirilmiş bir yük tanımı sunmaktadır. Ayrıca ani rüzgâr yükleme faktörü yaklaşımına kıyasla yükün fiziksel olarak daha anlamlı ve etkili bir tanımını sağlamaktadır.

Kareem ve Zhou (2003) ise GLF'nin yer değiştirme yerine taban eğilme momentine dayalı alternatif bir yöntem sunmuşlardır. Beklenen maksimum (azami, uç değer) taban momenti, ortalama taban momentinin yeni GLF ile çarpılmasıyla hesaplanır. Taban momenti daha sonra her bir kata, deprem analizi uygulamasında taban kesme kuvvetini

dağıtmak için kullanılan yönteme çok benzer bir biçimde, kat yükü cinsinden dağıtılır. Buna ek olarak, yeni taban momenti GLF'si (MGLF) ile geleneksel yerdeğiştirme GLF'si (DGLF) arasında basit bir ilişki türetilmiş ve bu da mevcut arka plan bilgilerini kullanırken yeni yaklaşımı kullanmayı kolaylaştırmıştır. Ayrıca söz konusu yazarlar genellikle rüzgâr doğrultusundaki tepki için kullanılan "GLF" yaklaşımını rüzgâra dik ve burulma yönlerinde tepkileri formüle etmek için de geliştirmeye çalışmışladır. GLF yaklaşımının rüzgâra dik ve burulma yönlerine uyarlanmasının önündeki engelleri aşmak için önerilen yöntem oluşturulurken, tipik yüksek binalar üzerindeki aerodinamik rüzgâr yüklerinin veri tabanından, mod şekli düzeltme prosedüründen, eşdeğer rüzgâr yükü formülasyonlarından ve bunların yapılar üzerindeki etkilerinden yararlanılmıştır. Yazarlar bu yöntemi 3D GLF olarak adlandırmışlardır.

• ***Yerdeğiştirme Ani Rüzgâr Yükleme Faktörüne Dayalı Yöntem (*DGLF yaklaşımı)*:***
Geleneksel DGLF yaklaşımı bu bölümde kısaca özetlenmiştir. DGLF yaklaşımında maksimum (azami, uç değer) yük aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$\hat{P}(z) = G\,\overline{P}(z) \tag{2.162}$$

$$G_Y = \hat{Y}(z)/\overline{Y}(z) \tag{2.163}$$

$\widehat{P}(z)$ maksimum (azami, uç değer) yükü, $\overline{P}(z)$ ortalama yükü, G ani rüzgâr yükleme faktörünü, G_Y yerdeğiştirme ani rüzgâr yükleme faktörünü, $\overline{Y}(z)$ ortalama yerdeğiştirmeyi ve $\hat{Y}$(z) maksimum (azami, uç değer) yerdeğiştirmeyi tanımlamaktadır. DGLF yaklaşımında azami yükün belirlenmesi için gerekli olan yerdeğiştirmelerin hesabı için temel prosedür Şekil 2.29'da verilmektedir. Bu grafik yaklaşım anlatımını oldukça sade özetlemektedir.

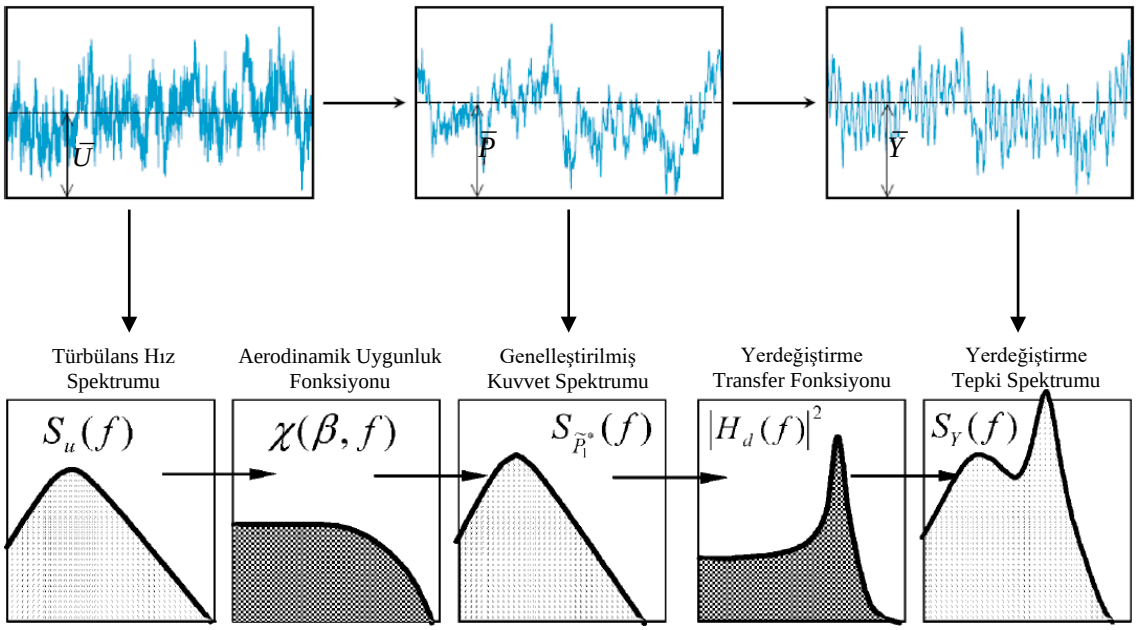
$$G_Y = 1 + g_Y \sigma_Y(z)/\overline{Y}(z) = 1 + 2g_Y I_H \sqrt{B+R} \tag{2.164}$$

$$\overline{P}(z) = 1/2\,\rho C_D W \overline{U}_H^2 (z/H)^{2\alpha} \tag{2.165}$$

$$G_Y = 1 + 2g_Y I_H \sqrt{g_B^2 B + g_R^2 R} \tag{2.166}$$

$$g_R = \sqrt{2ln(f_1 T)} + 0.5772/\sqrt{2ln(f_1 T)} \tag{2.167}$$

g_y: yerdeğiştirme pik faktörü, σ_y: yerdeğiştirme r.m.s değerini (dalgalanan yerdeğiştirme), B: arka plan tepki faktörü, R: rezonans tepki faktörü, I_H: bina yüksekliğindeki türbülans yoğunluğu, H: bina yüksekliği, W: rüzgârın etkidiği bina genişliği, C_D: Sürükleme (Drag) kuvvet katsayısını, α: ortalama rüzgâr hızı profilini, f_1: binanın hâkim mod frekansını, g_B rüzgâr hızı pik faktörünü, g_R: rezonans tepe (pik) faktörü ve T: gözlem süresini ifade etmektedir.



Şekil 2.29. Ani rüzgâr yüklemesine olasılıksal dinamik tabanlı yaklaşım (DGLF Modeli)

$$G_Y = 1 + \sqrt{G_{YB}^2 + G_{YR}^2} \tag{2.168}$$

$$\overline{Y}(z) = \overline{P}_1^* / k_1^* \varphi_1(z) \tag{2.169}$$

$$\overline{P}_1^* = \int_0^H \overline{P}(z)\varphi_1(z)dz \tag{2.170}$$

$$k_1^* = (2\pi f_1)^2 m_1^* \tag{2.171}$$

$$m_1^* = \int_0^H m(z)\varphi_1^2(z)dz \tag{2.172}$$

$$\varphi_1(z) = c(z/H)^\beta \tag{2.173}$$

$$m(z) = m_0(1 - \lambda(z/H)) \tag{2.174}$$

G_{YB}: DGLF'nin arka plan bileşenini, G_{RB}: DGLF'nin rezonans bileşenini, $\bar{Y}(z)$: birinci mod ortalama yerdeğiştirme tepkisini, $\bar{P}_1^*$: birinci mod genelleştirilmiş yükü, k_1^*: birinci mod rijitliğini, m_1^*: birinci mod kütlesini, φ_1 : birinci (hâkim) mod şeklini, c ve β sabit değeri, $m(z)$ doğrusal kütle dağılımını, λ kütle azaltma faktörünü temsil etmektedir.

$$\sigma_Y(z) = \left(\int_0^\infty S_{\xi_1}(f) df \right)^{1/2} \varphi_1(z) \tag{2.175}$$

$$S_{\xi_1}(f) = \int_0^\infty S_u(f) \chi(\beta, f) \left| H_d(f) \right|^2 df \tag{2.176}$$

$$S_{\bar{P}_1^*}(f) = \chi(\beta, f) S_u(f) \tag{2.177}$$

$$\chi(\beta, f) = \frac{(\rho C_D W H \bar{U}_H)^2}{(1+\alpha+\beta)^2} \left| J_X(f) \right|^2 \left| J_Z(\alpha, \beta, f) \right|^2 \tag{2.178}$$

$S_u(f)$: dalgalanan rüzgâr hızı PSD'sini, χ: aerodinamik uygunluk fonksiyonunu, $S_{\zeta_1}(f)$: dalgalanan genelleştirilmiş yerdeğiştirme PSD'sini, $S_{\bar{P}_1^*}(f)$ dalgalanan rüzgâr kuvveti PSD'sini simgelemektedir. χ aerodinamik uygunluk fonksiyonu sadece türbülans özellikleri ve mimari şeklin değil aynı zamanda mod şeklinin de dikkate alan bir fonksiyondur.

$$\left| J_X(f) \right|^2 = \frac{1}{W^2} \int_0^W \int_0^W R_X(x_1, x_2, f) dx_1 dx_2 \tag{2.179}$$

$$\left| J_Z(\alpha, \beta, f) \right|^2 = \frac{(1+\alpha+\beta)^2}{H^2} \int_0^H \int_0^H \left(\frac{z_1}{H} \right)^{\alpha+\beta} + \left(\frac{z_2}{H} \right)^{\alpha+\beta} R_Z(z_1, z_2, f) dz_1 dz_2 \tag{2.180}$$

$$R_X(x_1, x_2, f) = \exp(-(C_X f / \bar{U}(h)) \left| x_1 - x_2 \right| \tag{2.181}$$

$$R_Z(z_1, z_2, f) = \exp(-(C_Z f / \bar{U}(h)) \left| z_1 - z_2 \right| \tag{2.182}$$

$J_X(f)$ yatay doğrultuda kabul fonksiyonu, $J_Z(\alpha, \beta, f)$ düşey doğrultuda kabul fonksiyonu $R_X(x_1, x_2, f)$ yatay doğrultuda koherans (tutarlılık) fonksiyonu, $R_Z(z_1, z_2, f)$ düşey doğrultuda koherans (tutarlılık) fonksiyonu, C_X ve C_Z eksponansiyel azalım katsayısıdır.

$$\left| H_d(f) \right|^2 = \left| H_1(f) \right|^2 / k_1^{*2} \tag{2.183}$$

$$\left|H_1(f)\right|^2 = \left\{\left[1-(f\ /\ f_1)^2\right]^2 + (2\zeta_1 f\ /\ f_1)^2\right\}^{-1} \tag{2.184}$$

$|H_d(f)|^2$ yerdeğiştirme transfer fonksiyonudur.

$$\sigma_Y(z)/\overline{Y}(z) = \left(\int_0^\infty S_{\tilde{P}_1^*}(f)\left|H_1(f)\right|^2 df\right)^{1/2} / \overline{P}_1^* \tag{2.185}$$

$$G_{YB} = 2g_B I_H \sqrt{B} \tag{2.186}$$

$$G_{YR} = 2g_R I_H \sqrt{R} \tag{2.187}$$

$$B = \int_0^\infty \kappa(\beta, f) S_u^*(f) df \tag{2.188}$$

$$R = SE/\zeta \tag{2.189}$$

$$\kappa(\beta, f) = ((2+2\alpha)/(1+\alpha+\beta))^2 \left|J_X(f)\right|^2 \left|J_Z(\alpha, \beta, f)\right|^2 \tag{2.190}$$

$$S = \kappa(\beta, f_1) \tag{2.191}$$

$$E = \frac{\pi f_1}{4} S_u^*(f_1) \tag{2.192}$$

$\kappa(\beta,f)$ aerodinamik uygunluk fonksiyonunun işlevini yerine getirmektedir. S boyut azaltma faktörü, E ani rüzgâr yükleme enerji faktörü, β birinci mod şeklinin eksponent değeridir. Doğrusal mod şekli kabulü için β=1 alınır. α: ortalama rüzgâr hızı profilinin eksponent değeridir. $S_u^*(f)$ r.m.s dalgalanan rüzgâr hızının normalize edilmiş hız spektrumudur.

$$G_{YB} = 2g_B I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha} \sqrt{\int_0^\infty \left|J_X(f)\right|^2 \left|J_Z(\alpha, \beta, f)\right|^2 S_u^*(f) df} \tag{2.193}$$

$$G_{YR} = 2g_R I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha} \sqrt{\left|J_X(f_1)\right|^2 \left|J_Z(\alpha, \beta, f_1)\right|^2 \frac{\pi f_1}{4\zeta} S_u^*(f_1)} \tag{2.194}$$

- ***Moment Ani Rüzgâr Yükleme Faktörüne Dayalı Yöntem (*MGLF yaklaşımı*):***

Geleneksel DGLF yaklaşımından farklı olarak, taban eğilme momenti (TEM) esas alınarak moment ani rüzgâr yükleme faktörüne göre yeni prosedür aşağıdaki gibi özetlenebilir. Burada eşdeğer statik rüzgâr yükü (ESRK)|tepki kuvveti sembollerini, dış yük|aerodinamik moment ve kuvvet sembollerinden ayırt etmek için kalın yazılmış olduğuna dikkat edilmelidir.

$$G_M = \hat{\boldsymbol{M}} / \bar{M} \tag{2.195}$$

$$G_{\boldsymbol{M}} = 1 + g_{\boldsymbol{M}} \sigma_{\boldsymbol{M}}(z) / \bar{M} \tag{2.196}$$

$$S_{\tilde{\boldsymbol{P}}_1^*}(f) = k_1^{*2} S_{\xi_1}(f) = S_{\tilde{P}_1^*}(f) \left|H_1(f)\right|^2 \tag{2.197}$$

$$\tilde{\boldsymbol{P}}_{\boldsymbol{1}}^*(t) = \int_0^H \tilde{\boldsymbol{P}}_{\boldsymbol{1}}(z,t)\varphi_1(z)dz \tag{2.198}$$

$$\tilde{P}_1^* = \tilde{M} / H \tag{2.199}$$

$$\tilde{\boldsymbol{P}}_{\boldsymbol{1}}^* = \tilde{\boldsymbol{M}} / H \tag{2.200}$$

$$\boldsymbol{S}_{\tilde{\boldsymbol{M}}}(f) = S_{\tilde{M}}(f) \left|H_1(f)\right|^2 \tag{2.201}$$

$$\sigma_{\tilde{M}} / \tilde{M} = \left(\int_0^\infty S_{\tilde{M}}(f) \left|H_1(f)\right|^2 \right)^{1/2} / \bar{M} \tag{2.202}$$

$$G_M = 1 + 2g_M I_H \sqrt{g_B^2 \boldsymbol{B} + g_R^2 \boldsymbol{R}} = 1 + \sqrt{G_{\boldsymbol{MB}}^2 + G_{\boldsymbol{MR}}^2} \tag{2.203}$$

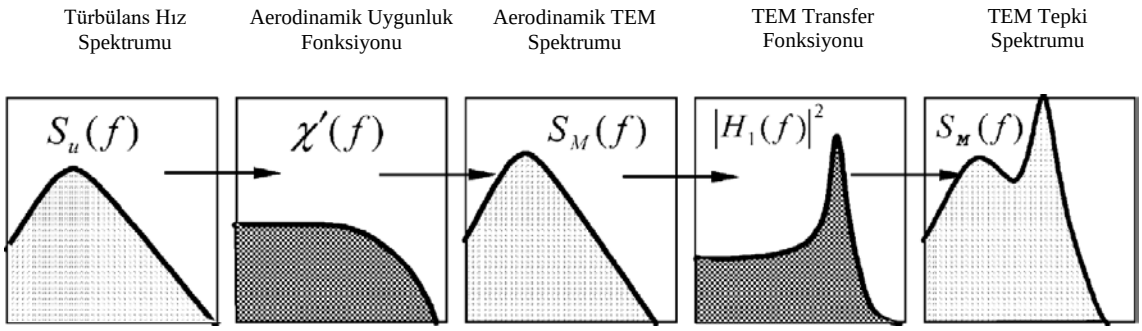
$$\bar{M} = \int_0^H \bar{P}(z) z dz = \frac{1/2 \rho C_D W \bar{U}_H^2 H^2}{2 + 2\alpha} \tag{2.204}$$

$$G_{\boldsymbol{MB}} = \frac{\hat{\boldsymbol{M}}_B}{\bar{M}} = 2g_B I_H \frac{2+2\alpha}{2+\alpha} \sqrt{\int_0^\infty \left|J_X(f)\right|^2 \left|J_Z(\alpha,\beta,f)\right|^2 S_u^*(f) df} \tag{2.205}$$

$$\begin{aligned} G_{\boldsymbol{MR}} = \frac{\hat{\boldsymbol{M}}_R}{\bar{M}} = 2g_R I_H \frac{(1+2\beta)(2+2\beta)(2+2\alpha)}{(1+\alpha+\beta)\left[(2+2\beta) - \lambda(1+2\beta)\right]} \frac{\left[(3+\beta) - \lambda(2+\beta)\right]}{(3+\beta)(2+\beta)} \\ \times \sqrt{\left|J_X(f_1)\right|^2 \left|J_Z(\alpha,\beta,f_1)\right|^2 \frac{\pi f_1}{4\zeta} S_u^*(f_1)} \end{aligned} \tag{2.206}$$

G_M: Moment Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü, $\bar{M}$: Ortalama TEM, $\hat{M}$: en büyük TEM beklenen değeri, g_M: pik faktörü, $\sigma_{\tilde{M}}$:ortalamanın karakökü TEM değeri, $S_{\tilde{\boldsymbol{P}}_1^*}(f)$: genelleştirilmiş ESRK PSD fonksiyonu, $\tilde{\boldsymbol{P}}_{\boldsymbol{1}}^*$: genelleştirilmiş ESRK ve ζ yapı sönümüdür.

Şekil 2.30 MGLF yaklaşımını temel olarak anlatmaktadır. Şekil 2.29'da aerodinamik kabul fonksiyonunun teorik olarak belirlenmesi zordur ve bu nedenle tepki tahminlerinde önemli değişkenliklere yol açabilmektedir. Şekil 2.29'da gösterilen DGLF Yönteminde, aerodinamik uygunluk denklemi aslında giriş türbülansı ile genelleştirilmiş rüzgâr yükü arasındaki transfer fonksiyonudur. Genelleştirilmiş rüzgâr yükü, mod şeklini tanımlamak için kullanılan normalleştirme yöntemine bağlı olarak büyüklük açısından rastgele olabilir ve bu formatta aerodinamik uygunluk fonksiyonu mod şeklinin bir fonksiyonu haline gelmektedir. Bu durum teorik formülasyonun deneysel ölçümlerle doğrulanmasını zorlaştırmaktadır. Ancak yeni MGLF Yöntemi aerodinamik uygunluk fonksiyonu girdi türbülansı ile aerodinamik (TEM) arasındaki ilişkiyi tanımlamaktadır. HFBB tekniği gibi etkili araçlar kullanılarak bu rahatlıkla tespit edilebilir.



Şekil 2.30. Ani rüzgâr yüklemesine olasılıksal dinamik tabanlı yaklaşım (MGLF Modeli)

- ***MGLF ve DGLF arasındaki ilişki***

$$\sigma_{\tilde{M}} / \bar{M} = \sigma_Y / \bar{Y} \tag{2.207}$$

$$G_M = G_Y \tag{2.208}$$

MGLF'nin doğrusal mod şekline sahip yapılar için mevcut kod ve standartlarda öngörülen geleneksel DGLF'ye sayısal olarak eşit olduğu kabul edilebilir. Belirtilen eşdeğerlik doğrusal bir yapısal mod şekli gerektirdiğine dikkat etmek önemlidir. Ancak doğrusal olmayan bir mod şeklinde de MGLF ve DGLF arasında bir ilişki kurulması mümkündür. MGLF'nin önceki türetilmesinde gösterildiği gibi, MGLF'nin arka plan bileşeni, DGLF'nin arka plan bileşenini aynı tanımlanmıştır. Arka plan tepkisi için $|H_1(f)|=1$ ve

arka plan TEM bileşeni, yapısal ve türbülans özelliklerinden bağımsız olarak tam olarak aerodinamik temel momentidir. Bununla birlikte, MGLF ve DGLF'nin rezonans bileşenleri arasında benzer bir ilişki kurmak o kadar da kolay değildir. İki yaklaşıma dayalı olarak rezonans bileşenini ilişkilendirmek için bir sapma faktörü (η_R) tanımlanabilir.

$$\eta_R = \frac{G_{MR}}{G_{YR}} = \frac{(1+2\beta)(2+2\beta)(2+\alpha)}{(1+\alpha+\beta)\left[(2+2\beta)-(1+2\beta)\right]} \times \frac{\left[(3+\beta)-\lambda(2+\beta)\right]}{(3+\beta)(2+\beta)} \sqrt{\frac{\left|J_Z(\alpha,\beta,f_1)\right|^2}{\left|J_Z(\alpha,1,f_1)\right|^2}} \tag{2.209}$$

- ***MGLF Tasarım Prosedürü***

MGLF Yöntemini kullanarak ESRK'nın belirlenmesi için tasarım prosedürü aşağıdaki adımlarla ifade edilebilir.

Adım 1: Her kattaki ortalama rüzgâr kuvvetinin hesaplanması

$$\bar{P}_i = (\frac{1}{2}\rho\bar{U}_H^2(z_i/H)^{2\alpha})C_D(W\Delta H_i) \tag{2.210}$$

$$\Delta H_i = z_i - z_{i-1} \tag{2.211}$$

Adım 2: Ortalama taban eğilme momentinin (TEM) hesaplanması

$$\bar{M} = \sum_{i=1}^{N} \bar{P}_i z_i \tag{2.212}$$

Burada N yapının kat sayısıdır.

Adım 3: Mevcut herhangi bir kod veya standardın kuralları izlenerek; B, S ve E'nin elde edilmesi ve doğrusal mod şekli kullanarak DGLF'nin hesaplanması için aşağıdaki eşitlikler kullanılabilir.

$$G_{MB} = G_{YB} = 2g_B I_H \sqrt{B} \tag{2.213}$$

$$G_{MR} = G_{YR} = 2g_R I_H \sqrt{SE/\zeta} \tag{2.214}$$

$$G_M = 1 + \sqrt{G_{MB}^2 + G_{MR}^2} \tag{2.215}$$

Adım 4: Rezonans maksimum (azami, uç) TEM bileşenini hesaplama

$$\hat{\boldsymbol{M}}_R = G_{MR}\bar{M} \tag{2.216}$$

Adım 5: Her bir kattaki (azami, uç) eşdeğer statik rüzgâr yükünün (ESRK) arka plan ve rezonans bileşeni olarak hesaplanması: Rezonans bileşeni mod şekli ve kütle dağılımına göre katlara dağıtılmasının gerçeğe yakın bir yaklaşım olduğu söylenebilir. Arka plan bileşeni ise kat seviyelerindeki ortalama rüzgâr kuvveti ile DGLF'nin arka plan bileşeni ile çarpılmasıyla elde edilir.

$$\hat{\boldsymbol{P}}_{Ri} = \frac{m_i \varphi_i}{\sum m_i \varphi_i z_i} \hat{\boldsymbol{M}}_R \tag{2.217}$$

$$\varphi_i = \varphi_1(z_i) \tag{2.218}$$

$$\hat{\boldsymbol{P}}_{Bi} = G_{MB}\bar{P}_i \tag{2.219}$$

Adım 6: Temel bir statik analiz yoluyla aşırı (uç, maksimum) tepkilerin tahmin edilmesi:

$$\hat{Y}_i = G_M \bar{Y}_i \tag{2.220}$$

$$\hat{a}_i = G_{MR}\bar{Y}_i (2\pi f_1)^2 \tag{2.221}$$

$$\hat{r} = \bar{r} + \sqrt{(\hat{r}_B)^2 + (\hat{r}_B)^2} \tag{2.222}$$

Hem rezonans hem de arka plan bileşenlerini içeren taban kesme ve iç kuvvetler gibi tepkilerin sonuç değeri SRSS Birleşim Yöntemi kullanılarak elde edilebilir. *r* yukarıdaki ESRK bileşenlerini ayrı ayrı kullanarak statik yapısal analizden elde edilen ortalama, arka plan ve rezonans tepki bileşenleridir. Ortaya çıkan rüzgâr kaynaklı tepki daha sonra diğer yüklerin etkisi altındaki tepki ile birleştirilebilir.

- ***Üç Boyutlu Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü Yaklaşımı***

Rüzgâr etkileri altında, yüksek binalar rüzgâr boyunca, rüzgâra dik ve burulma yönlerinde eşzamanlı olarak salınım yapmaktadır. Birçok durumda, rüzgâr yönü ve burulma zorlanmalarından kaynaklanan rüzgâr kaynaklı tepki, yüksek binaların hem servis verilebilirliği hem de can güvenliği tasarımı açısından rüzgâr yönü kadar önemlidir. Ancak mevcut kodların ve standartların çoğu, diğer iki yön için oldukça az tanımlama sağlamaktadır. Diğer bir ifade ile bu kod/yönetmelikler yalnızca rüzgâr boyunca tepki prosedürlerine odaklanmaktadırlar.

MGLF rüzgâr doğrultusundaki hesap adımlarının diğer doğrultular için de benzetilerek yapılması mümkündür. GLF konseptinin üç tepki bileşenine genişletilmesi, tipik yüksek binalar üzerindeki aerodinamik rüzgâr yükü veri tabanına, bir mod şekli düzeltme prosedürüne ve eşdeğer statik rüzgâr yüklerinin ve etkilerinin daha gerçekçi bir formülasyonuna dayanmaktadır (Kareem ve Zhou, 2003). Bu konuda MGLF formülasyonun kod ve standartlara dahil edilmesi ve ayrıca rüzgâr tüneli test sonuçlarının yorumlanması için uygun bir format olarak hizmet edeceği öngörülmektedir.

Kareem ve Zhou (2003) tarafından önerilen 3D GLF Yöntemi, MGLF yaklaşımının bir uzantısı olarak düşünülebilir. Buna göre 3D GLF Yöntemi aşağıdaki gibi çözümlenebilir.

$$G = \hat{\boldsymbol{M}} \,/\, \bar{M}' \tag{2.223}$$

Burada G ani rüzgâr yükleme faktörü (GLF), $\bar{M}'$ referans taban eğilme momentidir (TEM).

$$\bar{M}'_{D,L} = \int_0^H \bar{P}(z) z dz \tag{2.224}$$

$$\bar{M}'_{T} = \int_0^H \bar{P}(z)(0.04B) dz \tag{2.225}$$

Burada $\bar{P}(z)$ yerden herhangi bir z yüksekliğindeki ortalama rüzgâr yükü; H ve B ise sırasıyla binanın yüksekliği ve karşıdan gelen rüzgârın etkidiği genişliğidir. D, L ve T alt simgeleri sırasıyla rüzgâr doğrultusunu, rüzgâra dik doğrultuyu ve burulma yönlerini

temsil etmektedir. Özel olarak belirtilmediği takdirde, verilen formülasyon her üç yön için de geçerli olabilir. Burada verilen rüzgâra dik doğrultuda referans ortalama taban momenti ve taban burulma momenti, binaya etki eden gerçek ortalama taban momentleri değildir. Genellikle, çoğu simetrik bina için, karşı rüzgâr ve burulma yönlerindeki ortalama taban momentleri başlangıçta ya çok küçüktür ya da sıfırdır.

Kolaylık sağlamak amacıyla, rüzgâr dik doğrultudaki referans ortalama taban momenti, rüzgâr boyunca ortalama taban momentine eşit olarak belirlenmiştir. $\hat{M}$ en yüksek TEM veya taban momenti tepkisidir ve aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$\hat{M} = \bar{M} + g\sigma_M \tag{2.226}$$

$$\sigma_M = \sqrt{\sigma_M^2 B + \sigma_M^2 R} \tag{2.227}$$

$$G = \bar{G} + \sqrt{G_B^2 + G_R^2} \tag{2.228}$$

$$\bar{G} = \bar{M} / \bar{M}' \tag{2.229}$$

$$G_B = g_B \sigma_{MB} / \bar{M}' \tag{2.230}$$

$$G_R = g_R \sigma_{MR} / \bar{M}' \tag{2.231}$$

- ***Taban Momentleri Tepkisi ve Mod Şekli Düzeltmeleri***

GLF tabanlı yaklaşımların çoğu, mod şekli üssüne *(β)* ve aerodinamik basınç alanı özelliklerine oldukça duyarlı olduğu gözlemlenen genelleştirilmiş rüzgâr yüklemesini içerir. Genelleştirilmiş rüzgâr yükü şemasının mod şekil düzeltmesi, ilgili parametrelere bağlı olarak önemli belirsizliklere yol açabilir. Öte yandan, mod şekli düzeltmesi BBM tabanlı bir prosedürün analiz çalışmalarını önemli ölçüde azaltabilir. Bu sebeple mod şekil düzeltme katsayısının doğru belirlenmesi önemlidir. Dalgalanan TEM veya taban burulma tepkisinin PSD'si aşağıdaki ifade kullanılarak değerlendirilebilir.

$$S_M(f) = \eta_M S_M(f) \left| H_1(f) \right|^2 \tag{2.232}$$

η_M mod şekil düzeltme katsayısıdır. Arka plan tepkisi için $|H_d(f)|^2$ ve η_M değerleri 1'e eşit olmalıdır. Yapı ideal bir mod şekline sahip olduğunda, yani salınım modları doğrusal ve burulma doğrultusunda uniform olduğunda, rezonans tepki bileşeni için η_M =1 olduğu kabul edilebilir (Zhou ve Kareem, 2000-2001). Yapılan birçok araştırmada mod şekil düzeltme katsayısı taban momentlerine dayalı yaklaşımda ihmal edilebilir ve bu da genel rüzgâr kaynaklı tepki tahminlerinde kabul edilebilir hata ile sonuçlandığı literatürde gösterilmiştir. Taban momenti veya burulma tepkisini dışarıdan uygulanan aerodinamik moment veya burulmadan ayırmak için aynı sembol kalın olarak yazılmıştır. Kalın olarak yazılan $S_M(f)$, rüzgâr dalgalanmaları ve yapısal dinamik özelliklerden kaynaklanan dinamik büyütme etkilerini içerir. Denklem (2.232)'i kullanarak taban momenti, beyaz gürültü kabulüyle arka plan tepkisi ve rezonans tepki bileşeni şeklinde hesaplanabilir.

$$\sigma_{MB} = \sigma_M \tag{2.233}$$

$$\sigma_{MR} = \sqrt{\frac{\pi f_1}{4\zeta_1} S_M(f_1)} \tag{2.234}$$

- ***Üç Boyutlu GLF Yaklaşımı İçin Aerodinamik Taban Momenti Veri Tabanı***

Aerodinamik temel momentler, karmaşık akışkan-yapı etkileşimlerini içermekte olup, şerit ve yarı-kararlı teorilerin genellikle varsayıldığı rüzgâr yönü hariç, sadece rüzgâr tüneli testleri ile doğru bir şekilde belirlenebilmektedir. Karşı rüzgâr ve burulma yönleri için, bugüne kadar, yaklaşan hız dalgalanmaları ve bina geometrisine dayalı olarak bu bilgileri belirlemek için kabul edilebilir herhangi bir analitik prosedür bulunmamaktadır. Boyutsuz formdaki taban momenti HFBB'den veya ölçekli bina modelleri üzerinde eş zamanlı olarak izlenen yüzey basıncı ölçümlerinden elde edilebilir (Kareem ve Zhou 2003)

$$\sigma_{CM} = \sigma_M / M' \tag{2.235}$$

$$C_M(f) = (fS_M(f)) / \sigma_M^2 \tag{2.236}$$

Burada M' testteki referans momenttir.

$$M'_D = 1/2\rho\bar{U}_H^2 BH^2$$
$$M'_L = 1/2\rho\bar{U}_H^2 DH^2 \quad (2.237)$$
$$M'_T = 1/2\rho\bar{U}_H^2 BDH$$

Boyutlandırılmamış veriler binaların tepki analizinde doğrudan kullanılabilir. Bu veri tabanında referans momentlerinin nasıl tanımlandığına dikkat etmek önemlidir. Örneğin rüzgâr dik doğrultudaki moment, rüzgâr dik doğrultudaki boyutu olan D'ye göre boyutsuzlaştırılmıştır (Kareem ve Zhou 2003).

- ***Üç Boyutlu GLF'nin Değerlendirilmesi***

Aerodinamik taban momentler göz önüne alındığında, 3D GLF'nin üç bileşeni aşağıdaki şekilde değerlendirilebilir (Kareem ve Zhou 2003).

$$\bar{G}=\begin{cases}1 & \text{Rüzgar doğrultusu}\\ 0 & \text{Simetrik yapılarda rüzgara dik doğrultu ve burulma}\end{cases} \quad (2.238)$$

$$G_B = g_B\sigma_{CM}M'/\bar{M}' \quad (2.239)$$

$$G_R = g_R\sigma_{CM}\frac{M'}{\bar{M}'}\sqrt{\frac{\pi C_M(f_1)}{4\zeta_1}} \quad (2.240)$$

- ***Tasarımda Üç Boyutlu GLF Uygulanma Prosedürü***

Elde edilen ortalama, arka plan, rezonans bileşenleri için ESRK'lar aşağıdaki şekilde yükseklik boyunca dağıtılabilir.

$$\bar{M} = \int_0^H \bar{P}(z)zdz \quad (2.241)$$

Denklem (2.239) düşünülerek ortalama ve arka plan dağıtımları:

$$\bar{\boldsymbol{P}}_{\boldsymbol{i}} = \bar{\boldsymbol{M}}\frac{2+2\alpha}{H^2}\left(\frac{z_i}{H}\right)^{2\alpha}\Delta H_i \quad (2.242)$$

$$\hat{\boldsymbol{P}}_{BiD,L} = \hat{\boldsymbol{M}}_{BD,L} \frac{2+2\alpha}{H^2} \left(\frac{z_i}{H} \right)^{2\alpha} \Delta H_i \tag{2.243}$$

$$\hat{\boldsymbol{P}}_{BiT} = \hat{\boldsymbol{M}}_{BT} \frac{1+2\alpha}{H} \left(\frac{z_i}{H} \right)^{2\alpha} \Delta H_i \tag{2.244}$$

Rezonans bileşenleri için, salınım modlarındaki ESRK aşağıdaki şekilde verilir.

$$\hat{\boldsymbol{P}}_{RiD,L} = \hat{\boldsymbol{M}}_{RiD,L} \frac{m_i \varphi_{1iD,L}}{\sum m_i z_i \varphi_{1iD,L}} \tag{2.245}$$

Tüm bunlara ek olarak; geniş rüzgar spektrumundaki belirli periyodik türbülansların binanın doğal titreşim frekansı ile rezonansa girebilme ihtimali, hesaba katılması gereken bir durumdur. Bu durumda, belirli rüzgâr frekansının neden olduğu toplam kuvvet binanın statik tasarım yükünden çok daha az olsa dahi tehlikeli salınımlar oluşturabilirler. Böylesi bir durum sadece bir bütün olarak yapı için değil, aynı zamanda perde duvar paneller, cam levhalar gibi cephe elemanları ve benzeri bileşenler için de oluşabilir. Sonuç olarak bu elemanlar için ayrı ayrı değerlendirme yapılmasını gerektirebilir. İkinci bir dinamik etki ise, belirli yapıların etrafındaki akışın dengesizliğinden kaynaklanacak burulma ve dik doğrultudaki salınımlardır ki bu tür zorlanmaların sayısal olarak modellenmesi veya tahmin edilmesi oldukça güçtür.

2.1.4 Ülke yönetmeliklerindeki rüzgâr yükü hesap yöntemleri

Tüm kodlar/standartlar, dinamik rüzgâr yüklerini ve bunların yüksek yapılar üzerindeki etkilerini değerlendirmek için rastgele titreşim tabanlı ani rüzgâr yükleme faktörü (GLF) yaklaşımı kullansa da her kod ya da standartta farklı parametreler tanımlanmış, ayrıca rüzgâra dik doğrultuda ve burulma yükleri için farklı kurallar belirlenmiştir. Belirtilmesi gereken husus kod ya da standartlar rüzgâr doğrultusunda tepkileri hesaplamak için oldukça kapsamlı prosedürler sunmaktadır ve bu yaklaşımlar GLF yaklaşımı için tutarlıdırlar. Ancak ne yazık ki rüzgâr dik doğrultu ve burulma yük ve tepkileri için tahminleri oldukça kısıtlı ve birbirlerinden farklıdır. Bu nedenle söz konusu etkilerin tahmini ve daha detaylı bir rüzgâr profili elde edebilmek maksadıyla, kritik yapılar için

rüzgâr tüneli testi tercih edilmektedir. ASCE, EU ve NBCC rüzgâr dik doğrultu ve burulma yüklerini hesaba katmak için kısmi yükleme yaklaşımını kullanmakta iken AS/NZ, AIJ, CNS ve ISO rezonans tepkisini taban eğilme momentinin bir fonksiyonu olarak dikkate alarak belirli prosedürler sağlar. IWC ise sadece rüzgâr dik doğrultuda yükleri tahmin etmek için bir prosedür sunar.

Rüzgâr boyuna doğrultu yüklerinin hesaplanılması için aşağıdaki denklemler esas alınır.

$$p_z = q_z G C_p \tag{2.246}$$

$$q_z = \frac{1}{2}\rho U_{b,0}^2 C_{exposure} C_{topography} C_{direction} C_{importance} C_{other} \tag{2.247}$$

Burada ρ hava yoğunluğu, $C_{exposure}$ hız profili veya maruz kalma faktörü, $C_{topography}$ topografya faktörü, $C_{direction}$ rüzgâr yön faktörü, $C_{importance}$ bina önem faktörü ve C_{other} kasırga bölgesi gibi diğer etkenleri hesaba katan bir faktördür.

$$G = \frac{GLF}{G_q} \tag{2.248}$$

Yukarıdaki bağıntıda, G ani rüzgâr etki faktörü, GLF ani rüzgâr yük faktörü ve G_q rüzgâr hız basınçları için ani rüzgâr faktörüdür. G terimi ASCE 7'de kullanılırken, uluslararası kodlarda/standartlarda farklı şekilde tanımlanmaktadır. Referans olarak, AS/NZ, ISO ve IWC bunu dinamik tepki faktörü (C_{dyn}) ve EU ise yapısal faktör ($C_s C_d$) olarak tanımlamaktadır.

$$GLF = 1 + r\sqrt{g_B^2 B + g_R^2 R} \tag{2.249}$$

Burada g_B ve g_R sırasıyla arka plan ve rezonans tepkileri için tepe faktörleridir; r türbülans yoğunluğuyla ilgili değişken, B ve R sırasıyla arka plan ve rezonans faktörleridir. Tepe faktörü g, dalgalanan tepkinin tepe noktasını tanımlar ve bir niceliğin maksimumunun

standart sapmaya oranı olarak tanımlanır. Tipik olarak, dağılımın Gauss olduğu varsayılır ve bu da 3 ile 4 arasında tepe değerleri ile sonuçlanır (Zhou ve ark. 2002).

$$g = \sqrt{2In(\upsilon T)} + \frac{0.5772}{\sqrt{2In(\upsilon T)}} \tag{2.250}$$

Burada T ortalama alma süresi ve υ de sürecin dar bantlı Gauss olduğu varsayımıyla yaklaşık olarak bir binanın doğal frekansına (Hz) eşit olan up-crossing oranıdır. Tüm kodlar/standartlar rezonans tepe faktörü (g_R) için Eşitlik 2.50'yi farklı formatlarda kullanmaktadır. Arka plan tepe faktörünü (g_B) ise, ASCE, AS/NZ, ISO ve IWC gibi bazı kodlar/standartlar sabit bir değer kullanırken, AIJ, NBCC ve EU g_R ile aynı değeri kullanır, ancak arka plan veya rezonans bileşenlerinin etkilerini hesaba katmak için up-crossing oranına (υ) bir C faktörü eklerler. CNS'nin g_B ve g_R için 2.5 gibi sabit bir değer kullandığını ve bunun diğer standartlara göre genellikle daha düşük bir değer vereceği unutulmaması gerekir.

$$G_q = 2G_v - 1 = 1 + rg_v \tag{2.251}$$

$$r = 2I_z \tag{2.252}$$

Gust faktörü (G_q) temel rüzgâr hızı ve rüzgâr kaynaklı tepki hesaplaması için kullanılan ortalama süreler arasındaki farkı kompanse etmek için kullanılmaktadır. Burada G_v: $\overline{U}\tau/\overline{U}_T$ ile tanımlanan rüzgâr hızı için rüzgâr faktörü, τ: ani rüzgâr hızı için ortalama süre (örneğin 3 sn), T: rüzgâr kaynaklı tepki hesaplaması için ortalama süre (örneğin 10 dakika veya 1 saat) ve g_v: rüzgâr hızı için tepe faktörüdür.

2.2 Performansa Dayalı Rüzgâr Tasarımı

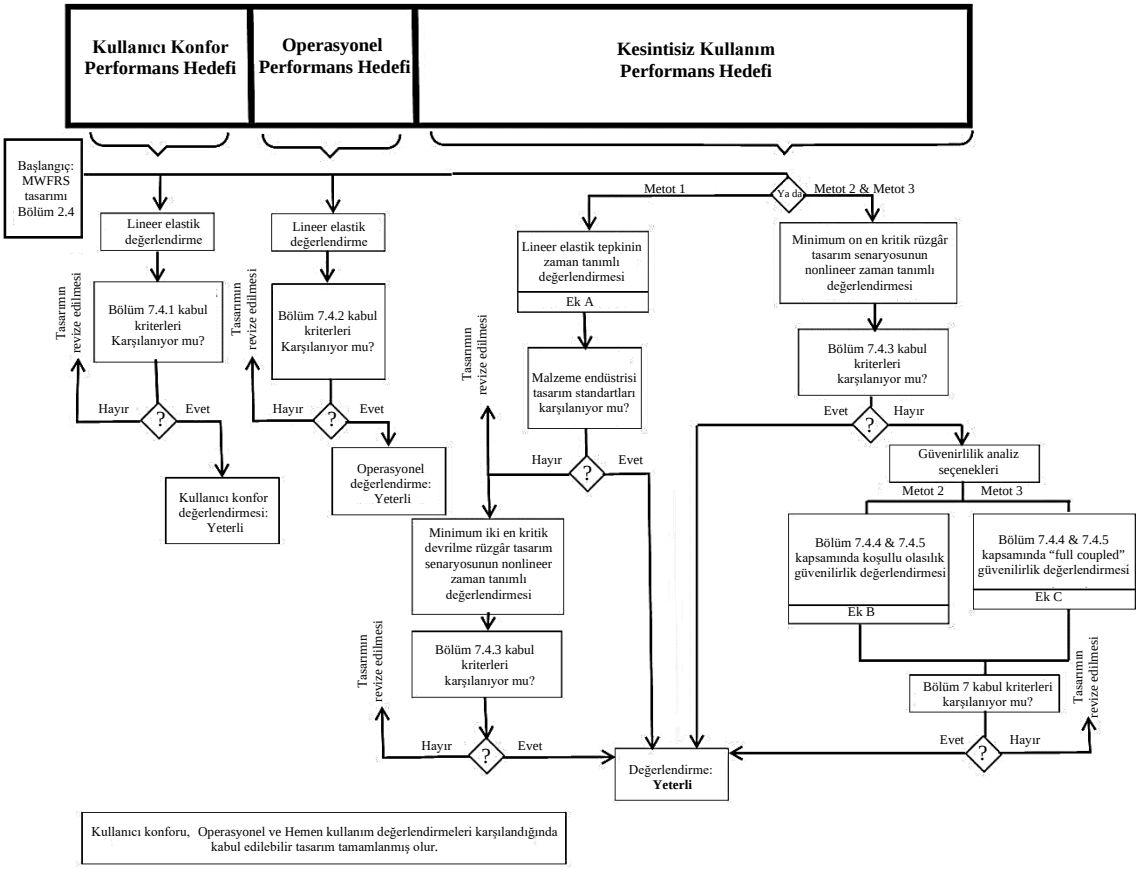
Yapı analizlerinde genellikle rüzgâr yükü eşdeğer statik olarak dikkate alınmaktadır. Bu yüklerin belirlenmesi ise yönetmelik ve kodlardaki GLF yaklaşımıyla, rüzgâr tüneli veya CFD analizlerin sonucu elde edilecek hesaplar ile mümkün olmaktadır. Ancak rüzgâr yüklemesinin yapıyla etkileşiminden doğan dinamik etkisi; yüksek yapılarda konfor problemleri oluşturabilen, yapıya inelastik davranışa sürükleyebilen ve yapısal elemanlarda yorulma etkisine neden olabilen bir hal alabilmektedir. Diğer yandan afet olayları (şiddetli rüzgârlar), PBWD kavramının geliştirilmesinin önemi konusunda bilim dünyasına açık bir işaret vermiştir. Örneğin, 1990'lı yıllarda meydana gelen ekstrem rüzgârların neden olduğu kayda değer ekonomik kayıplar ve yıkımlar, bu afetlere dayanacak tasarımın geliştirme ihtiyacını ortaya koymuştur (1992 Andrew Kasırgası/toplam kayıp 27.3 milyar ABD dolar ve 1995 Opal Kasırgası/toplam kayıp 4.7 milyar ABD doları). Ayrıca, PBSD'nin etkin kullanımı ve son 20 yılda tasarım hükümleri ve endüstri uygulamaları içinde etkili bir şekilde yaygınlaştırılması, sadece deprem tasarımı için değil aynı zamanda güçlü rüzgârlar gibi diğer doğal afetler için de performansa dayalı tasarımın benimsenmesinin değerini güçlü bir şekilde göstermiştir (Abdelwahab ve ark., 2023).

Bu bağlamda son zamanlarda performansa dayalı rüzgâr tasarımı (PBWD) fikri ortaya çıkmıştır. Ancak performansa dayalı rüzgâr tasarımı hakkında çok az sayıda araştırma bulunması nedeniyle bu konu yönetmeliklerde de istenildiği ölçüde vurgulanmamaktadır. Birçok ülkenin yönetmeliğinde rüzgâr yüklemesinin elastik davranışın ötesine geçmeyeceği kabul edildiği veyahut diğer bir ifadeyle öngörülen tasarım düzeyi için elastik sınırlarda kalınması hedeflendiği için performans değerlendirilmesi bunlarda yer almamaktadır. Performans esaslı değerlendirme ilk olarak, ASCE, 2019 yılında ön bir doküman ile yayınlamış ve 2023 yılında versiyon güncellemesi ile uygulamaya koymuştur (Şekil 2.31). Hazırlanan bu dokümanın temel amacı, binalar için rüzgâr tasarımını geliştirmek ve bina kodlarının ve standartlarının kuralcı hükümlerinin kapsamayabileceği analizler, malzemeler, yapısal ve yapısal olmayan sistemler ve cihazlar kullanarak binaların PBWD'sinin incelemesini ve kontrolünü sağlamaktır. İkincil amacı ise bina kaplama performansını geliştirmektir. Bu kapsamda doküman;

tasarım süreci, risk sınıflandırması, performans hedefleri, rüzgâr talebi karakterizasyonu, analiz türü hem taşıyıcı sistem hem de bina kaplaması için kabul kriterleri, bilgi ve uygulamaları içermektedir. Ancak zaman tanımlı rüzgâr yüklerini belirlemek için bu belge tasarımcıyı doğrudan rüzgâr tüneli test verilerine yönlendirmektedir. Bu testler ise nihai tasarımdan önce birçok kez tekrarı yapılamayacak kadar yüksek maliyetli olmaları pratikte önemli zorluklar doğmasına neden olmaktadır. Bu bağlamda spektruma bağlı bir zaman tanımlı rüzgâr yükü tanımlamak ve analizler için dinamik bir yaklaşım metodu geliştirmenin ihtiyacı söz konusudur. Ancak literatürde yaklaşımla ilgili somut bir çalışma henüz mevcut değildir.

PBWD yeni bir yaklaşım olduğu için bu konuda seçilecek analiz metotları, yapıların performans hedeflerinin belirlenmesi ve bu hedeflerin sınır koşullarıyla ilgili dokümanlar oldukça sınırlıdır. Literatüre sunulan araştırmaların genelinde ise yapısal elemanların davranışına odaklanılmaktadır. Ancak rüzgâr yükü yapısal olmayan elemanlarda da sıklıkla hasar oluşturmaktadır. Dahası yüksek yapılar bir bütün olarak düşünüldüğünde yapısal olmayan elemanların yapım ya da onarım maliyeti göz ardı edilecek bir mesele değildir. Bu yüzden yüksek yapıların rüzgâr davranışları incelenirken performans hedef ve sınırları hem yapısal hem de yapısal olmayan elemanlar düşünülerek gerçekleştirilmelidir.

PBWD için öncellikle ASCE PBWD (2023) dokümanı incelenmiş ve bu doküman ile literatürdeki konuyla ilgili temel bilgilere bu başlık altında yer verilmiştir. Dokümanda kullanıcı konfor, operasyonel ve kesintisiz kullanım olarak 3 temel performans hedefine yer verilmiştir. Bu performans hedefleri için Şekil 2.31'te kullanılacak metot ve değerlendirme yaklaşımı sunulmaktadır. Buna göre ASCE PBWD (2023), tasarımcının kullanıcı konfor ve operasyonel performans hedefi için lineer elastik bir değerlendirme yapmasına, kesintisiz kullanım/sınırlı duraklama için ise lineer elastik ya da doğrusal olmayan zaman tanımlı bir değerlendirme yapmasını işaret etmektedir.



Şekil 2.31. ASCE (2019/2023) dokümanında PBWD'ye göre her bir performans hedefi için önerilen analiz yöntemleri ve kabul kriterleri ana hat şeması

ASCE PBWD (2023) dokümanında yer alan performans hedefleri ve kabul kriterleri ise Çizelge 2.12'de sunulmaktadır. Bu çizelgede performans seviyelerinin belirlenmesi için kullanılacak rüzgâr dönüş periyotları (RDP) yapı risk kategorisine göre değerlendirilmektedir.

ASCE 7-22'deki performansa dayalı tasarım olmayan prosedürlerde kullanılabilirlik ve dayanım esaslı iki değerlendirme yapılmaktadır. Bina risk kategorisine göre kullanılabilirliğin değerlendirilmesi 10, 25, 50, 100 yıl; dayanım esaslı değerlendirmede ise 300, 700, 1700, 3000 yıl rüzgâr dönüş periyodları kullanılmaktadır.

ASCE PBWD (2023) dokümanında yapıların risk kategorilerini belirlemek için IBC Bölüm 1604.5'ya yönlendirmektedir (Çizelge 2.13). Bu çizelgeye göre konut türü bir yüksek yapının risk kategorisinin II olarak dikkate alınması beklenir. Literatür

araştırmalarında da genellikle risk kategorisi II alınmaktadır. Ancak tasarlanan yapıda farklı bir özel durum varsa veyahut çok sayıda insanı barındırması, aynı anda bu insanların yapıda belirli bir yerde kümelenmesi gibi mekanlarının tasarlanması durumu ile risk kategorisi değiştirilebilir. Benzer şekilde risk kategorisi III'te yer alan "*Aşağıdakiler dahil ancak bunlarla sınırlı olmamak üzere, arıza durumunda insan hayatı için önemli bir tehlike oluşturan binalar ve diğer yapılar.*" maddesi de yüksek yapı için kimi durumlarda esas alınabilinir.

Çizelge 2.12. Rüzgâr yükleri için performans hedefleri ve kabul kriterleri (ASCE PBWD, 2023)

	Kullanıcı Konforu	**Operasyonel**	**Kesintisiz Kullanım Sınırlı Duraklama**
Risk Kategorisi II Risk Kategorisi III Risk Kategorisi IV	Risk kategorisinden bağımsız	10 yıllık dönüş periyodu 25 yıllık dönüş periyodu 50 yıllık dönüş periyodu	700 yıllık dönüş periyodu 1700 yıllık dönüş periyodu 3000 yıllık dönüş periyodu
Rüzgâr kuvveti ana taşıyıcı sistemi	Performans Hedefi: -1 aylık, 1 yıllık ve 10 yıllık dönüş periyotuna sahip tasarım rüzgârlarında; bina sakinlerinin rahatsız olmaması için bina hareketleri ve titreşimleri en aza indirilmesi gerekir. Kabul Kriterleri: ASCE PBWD Bölüm 7.2'ye bakılır.	Performans Hedefi: -Taşıyıcı sistem elastik kalacaktır. -Bina mekanik sistemleri, bina risk kategorisi için rüzgâr olayı sırasında çalışır durumda kalmalıdır. Kabul Kriterleri: ASCE PBWD Bölüm 7.3'e bakılır.	Performans Hedefi: -Belirli yapısal elemanlarının veya bileşenlerinin elastik ötesi davranışına izin verilebilir. -Yapısal sistem, bina risk kategorisi için bir tasarım rüzgâr senaryosuna kısmen veya tamamen göçme olasılığı düşük olacak şekilde dayanmalıdır. Kabul Kriterleri: Bölüm 7.4'e bakılır.
Bina Kaplaması	Performans Hedefi: -Bina kaplaması yapıya bağlı kalmalıdır. -Bina kaplaması rüzgâra karşı yağmur direncini koruyacaktır.	Performans Hedefi: -Bina kaplaması yapıya bağlı kalacaktır. -Bina kaplaması sistemi, Risk Kategorisi II için 25 yıllık dönüş periyotlu rüzgâr olayları ve Risk Kategorisi III ve IV için 50 yıllık dönüş periyotlu rüzgâr için rüzgâr kaynakları yağmur direncini karşılayacak şekilde tasarlanacaktır. Kabul Kriterleri: Bölüm 8.3'e bakılır.	Performans Hedefi: -Bina kaplaması, binaya bağlı kalacaktır. -Bina kaplama sistemi, Risk Kategorisi II için 25 yıllık dönüş periyotlu rüzgâr ve Risk Kategorisi III ve IV için 50 yıllık dönüş periyotlu rüzgâr için rüzgâr kaynaklı yağmur direncini karşılayacak şekilde tasarlanacaktır. Kabul Kriterleri: Bölüm 8.3'e bakılır.
Yapısal Olmayan Bileşenler ve Sistemler		Performans Hedefi: -Yapısal olmayan bileşenler ve sistemler bağlı kalmalı ve rüzgâr kaynaklı yağmur direncini karşılamalıdır. Kabul Kriterleri: Bölüm 7.3.1 ve 8.4.3'e bakılır.	Performans Hedefi: -Yapısal olmayan bileşenler ve sistemler bağlı kalacaktır. Kabul Kriterleri: Bölüm 7.4.1 ve 8.4.3'e bakılır.

Çizelge 2.13. IBC Bölüm 1604.5 yapı risk kategorileri

Risk Kategorisi	Doluluk Niteliği
I	Aşağıdakiler dahil ancak bunlarla sınırlı olmamak üzere, arıza durumunda insan hayatı için düşük tehlike oluşturan binalar ve diğer yapılar: 1. Tarımsal tesisler 2. Bazı geçici tesisler 3. Küçük depolama tesisleri
II	Yapısal Doluluk/Risk Kategorileri I, III ve IV'te listelenenler dışındaki binalar ve diğer yapılar
III	*Aşağıdakiler dahil ancak bunlarla sınırlı olmamak üzere, arıza durumunda insan hayatı için önemli bir tehlike oluşturan binalar ve diğer yapılar. 1. Birincil kullanım alanı 300'den fazla insan yüküne sahip halka açık olan binalar ve diğer yapılar. 2. İlkokul, ortaokul veya kreş içeren ve insan yükü 250'den fazla olan binalar ve diğer yapılar. 3. Bina sakinlerinin sayısı 500'den fazla olan kolejler ve üniversiteler gibi yetişkin eğitim tesislerini içeren binalar ve diğer yapılar. 4. Grup I-2, 50 veya daha fazla yerleşik hasta yüküne sahip, ancak ameliyat veya acil tedavi tesisleri olmayan konaklar. 5. Grup I-3 dolulukları. 6. Yolcu yükü 5000.a'den fazla olan binalar 7. Enerji üretim istasyonları, içme suyu için su arıtma, atık su arıtma tesisleri ve Yapısal Doluluk/Risk Kategorisi IV'e dahil olmayan diğer kamu hizmet tesisleri. 8. Yapısal Doluluk/Risk Kategorisi IV'e dahil olmayan ve serbest bırakılması halinde halk için tehlikeli olabilecek yeterli miktarda toksik veya patlayıcı madde içeren binalar ve diğer yapılar.
IV	Aşağıdakiler dahil ancak bunlarla sınırlı olmamak üzere temel tesisler olarak tasarlanmış binalar ve diğer yapılar: 1. Grup I-2 sakinleri, cerrahi veya acil tedavi tesisleri olan yerler. 2. İtfaiye, kurtarma, ambulans ve polis karakolları ve acil durum araç garajları. 3. Belirlenmiş deprem, kasırga veya diğer acil durum sığınakları. 4. Acil durum müdahalesi için gerekli belirlenmiş acil durum hazırlık, iletişim ve operasyon merkezleri ve diğer tesisler. 5. Yapısal Doluluk/Risk Kategorisi IV yapıları için acil durum yedekleme tesisleri olarak gerekli olan güç üretim istasyonları ve diğer kamu hizmet tesisleri. 6. Bölüm 307'de tanımlandığı gibi, malzeme miktarının Tablo 307.7(2)'nin izin verilen maksimum miktarlarını aştığı yüksek derecede toksik malzemeler içeren yapılar. 7. Havacılık kontrol kuleleri, hava trafik kontrol merkezleri ve acil durum uçak hangarları. 8. Kritik ulusal savunma işlevlerine sahip binalar ve diğer yapılar. 9. Yangın söndürme için su basıncını korumak için gerekli su depolama tesisleri ve pompa yapıları.

Çizelge 2.12'deki performans hedefi kesintisiz kullanım/sınırlı duraksama için risk kategori II'ye göre dönüş periyotu 700 yıl olmadır. Diğer yandan ASCE PBWD (2023) dokümanında can güvenliği ve göçmenin önlenmesi performans hedef kriterlerine yer verilmemiş olup rüzgâr için herhangi bir dönüş periyotu tanımlanmamıştır. Hesaplama açısından bakıldığında ise, ilgili dokümanın tanımladığı performans hedefleri için izin verilen analiz prosedürleri Çizelge 2.14 sunulmaktadır. Çizelgeye göre doğrusal olmayan zaman tanımlı analizin tüm performans seviyeleri için kullanılmasına izin verilmektedir.

Çizelge 2.14. Performans hedeflerine göre izin verilen analiz prosedürleri

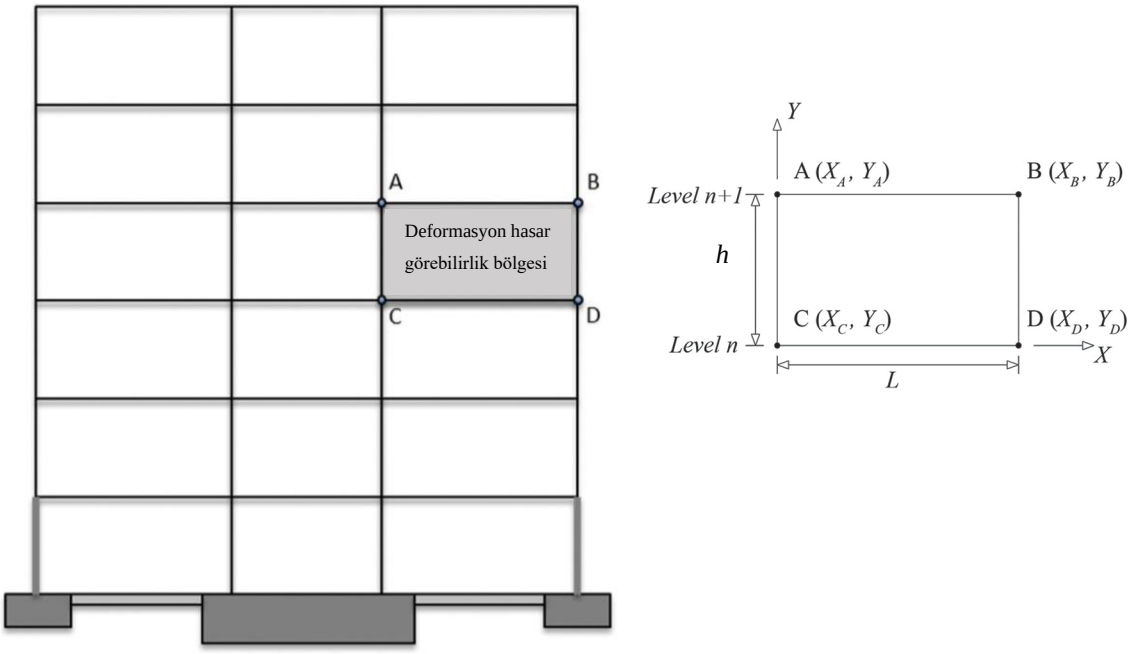
ASCE (2023) PBWD Bölüm	6.5.1	6.5.2	6.5.3	6.5.4
Performans Kriteri	Yaklaşık Yöntem	Elastik Statik	Doğrusal zaman tanımlı analiz	Doğrusal olmayan zaman tanımlı analiz
Kullanıcı Konforu	P	NA	P	P
Operasyonel	NA	P	P	P
Kesintisiz Kullanım/ Sınırlı Duraklama	NA	C	C	P

*P=İzin verilir, C=Doğrusal tepki koşuyla, NA=izin verilmez.

ASCE PBWD (2023) dokümanında yapının performans değerlendirmesi, performans hedeflerine ve analiz prosedürlerine bağlıdır. Üç performans hedef kategorisi için kriterler aşağıdaki şekilde dikkate alınır:

- *Kullanıcı Konforu* - İvme limitleri
- *Operasyonel* - Elastik tepki, ötelenme ve maksimum deformasyon hasar indeksi (DDI) limitleri
- *Kesintisiz Kullanım/Sınırlı Hasar* - Deformasyon kontrollü elemanlarda kalıcı deformasyon limiti, kuvvet kontrollü elemanlarda eleman kuvvetleri limiti, yapı ötelenme limitleri, kalıcı ötelenme limitleri ve bina stabilitesi.

Performans seviyesinin belirlenebilmesi için yukarıda bahsedilen kriterlerin limit değeri Çizelge 2.15'te verilmiştir. Burada belirtilmesi gereken bir husus göreli kat ötelenme oranlarının yanında yapısal deformasyon için deformasyon hasar indeks (DDI) kavramının ortaya koyulmasıdır. Özellikle yapısal olmayan elemanlarda deformasyonların DDI ile sınırlandırılmasının daha doğru olacağı ifade edilmiştir. Çünkü düşey elemanlarda önemli ölçüde düşey sapmanın olduğu yüksek binalarda göreli kat ötelenme oranı iç ve dış panellerin maruz kaldığı ve bu elemanlarda oluşan temel hasar kaynağı olan "racking deformasyonunun" doğru bir ölçüsü olmayabilir (Charney 1990, Griffis 1993, Aswegan ve ark. 2015). DDI Yöntemi, kare veya dikdörtgen bir elemanın dört düğümündeki yerdeğiştirmeyi ölçerek bir elemandaki kayma şekildeğiştirmesini belirler. Matematiksel olarak, ABCD panelindeki birim şekil değiştirme Şekil 2.32'de gösterildiği gibidir ve Denklem (2.253)'teki gibi tanımlanabilir.



Şekil 2.32. Deformasyon hasar görebilirlik bölgesi **(a)** Çerçevedeki lokasyon **(b)** Hesap için detaylar (Aswegan ve ark., 2015)

$$DDI = 0.5\left[\frac{X_A - X_C}{h} + \frac{X_B - X_D}{h} + \frac{Y_D - Y_C}{L} + \frac{Y_B - Y_A}{L}\right] \tag{2.253}$$

DDI, dış cephe ve bölme sistemlerindeki hasar potansiyelinin bir ölçüsüdür; göreli kat ötelemesi ise bazı durumlarda potansiyel hasarları olduğundan az veya fazla gösterebilir.

Yatay kaymaya ek olarak; DDI çaprazlı çerçevelerde, perde duvarlarda veya yakın aralıklı kolonlara sahip tüp sistemlerinde meydana gelen eğilme tipi deformasyonda önemli olan düşey kaymayı da içerir. Bazı durumlarda, rijit düzlem içi diyaframların neden olduğu deformasyonu karşılamak için katların dönmesi muhtemeldir. Bu da iç mekanlarda hasar verici şekil değiştirmelere neden olacaktır. Bu etki, kat öteleme limitlerinde hesaba katılmayacağı için hasar potansiyelini olduğundan düşük gösterebilir. DDI, yüksek binalarda özellikle üst katlarda meydana gelen rijit gövde dönmelerini filtrelemektedir. Bu rijit gövde dönmeleri tek başına hasar verici şekil değiştirmelere neden olmayabilirler. Ancak rijit gövde dönmesinin kat ötelenmesi tahminine dahil

edilmesi, oluşabilecek hasar potansiyelinin olduğundan fazla tahmin edilmesine neden olabilir. Tüm bu gerekçeler ışığında yapısal olmayan elemanların hasar görebilirlik değerlendirmesi için DDI daha doğru görülse de literatürde geleneksel yöntem olan göreli kat ötelenmesiyle değerlendirme ve önerilen limitler yaygın şekilde önerilmektedir. Bunun başlıca nedeni olarak DDI'e göre pratik ve daha kolay bir hesabı olması gösterilebilir.

Çizelge 2.16'da asansör muhafaza duvarı DDI değeri için bir limit önerilse de asansörlerin uygun şekilde hizmet vermesinin değerlendirilmesinde dikkate alınması gereken diğer parametre ivmedir. Dinamik salınım, asansörler için de endişe oluşturabilir. Belirli bir eşiğin üzerindeki ivmeler gözlemlendiğinde asansör hızları yavaşlayacaktır ve bu yavaşlama koşulları asansöre ve binaya özgü olmalıdır. Binanın rezonans hareketi, asansör kablolarının kendisinde harmonik salınıma ve dolayısıyla kablolarda hasar ya da kabloların birbirlerine dolanmalarına neden olabilmektedir. Bu nedenle ivmeler büyük olduğunda, asansörler binada önceden belirlenmiş katlarda park edilmelidir. Asansörler ayrıca bina veya kat aşırı ötelenmeleri durumunda geçici olarak kapatılmalıdır. Bu kapanmalar uzun süren rüzgâr olayları için kabul edilebilir olarak değerlendirilmesi gerekir. Asansör sistemlerinin uygun performansı, tasarım rüzgâr yükleri altında bina mod şekillerinin, frekanslarının, ötelenmelerinin ve ivmelerinin bilinmesini gerektirir. Bu kapsamda asansör üreticisi, tasarım için mühendisle gerekli bilgileri paylaşmalıdır.

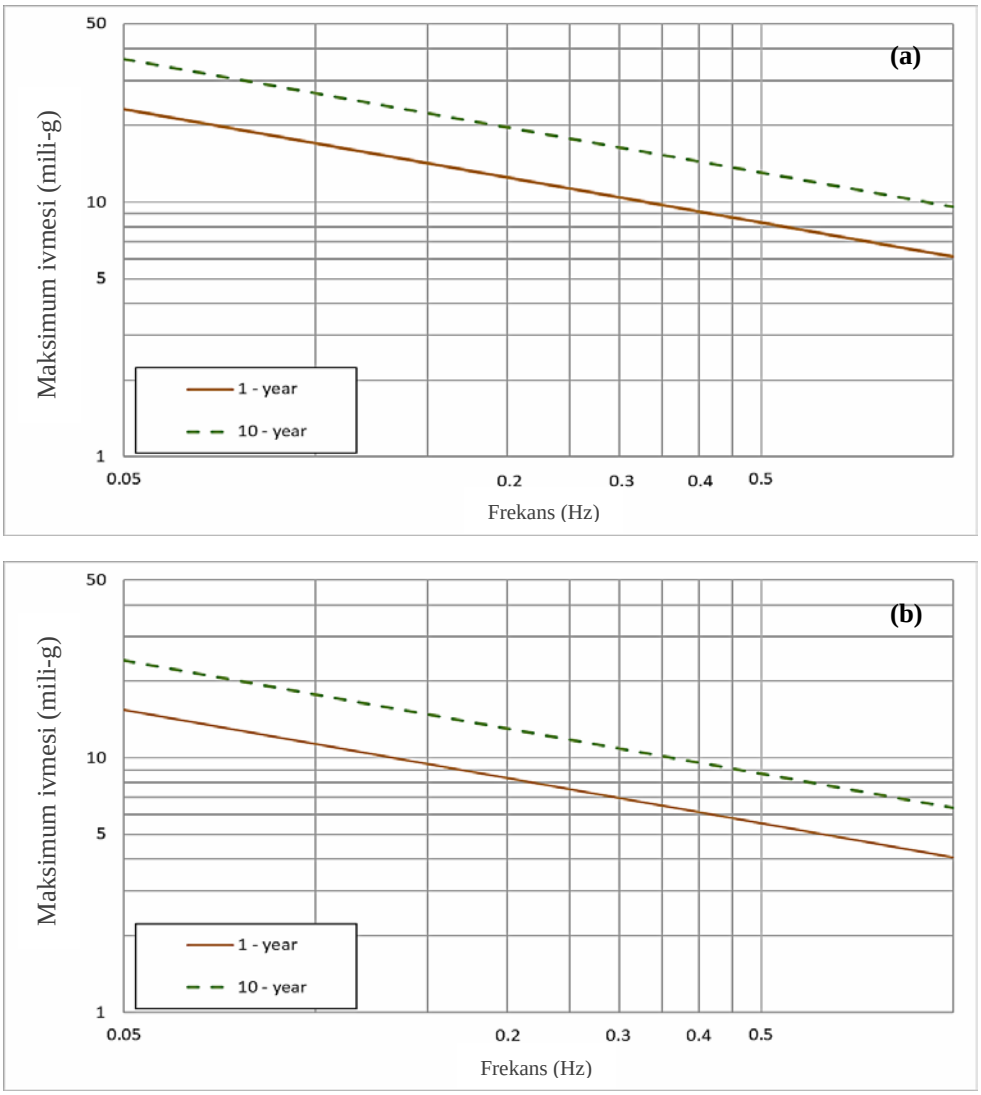
Çizelge 2.15 tanımlanan kullanıcı konfor performans kriteri için 1 ve 10 yıl RDP 'ye sahip ivme limit değerleri Şekil 2.33'te sunulmaktadır (ISO 2007, ASCE PBWD, 2023). İvme limitleri ofis ve konut için ayrı değerlendirilmektedir.

Çizelge 2.15. Performans hedeflerine göre limit değerler (ASCE PBWD, 2023)

Kullanıcı Konforu	• RDP 1 Yıl maksimum ivme limit<ISO 2007 • RDP 10 Yıl maksimum ivme limit<1.6xISO 2007
Operasyonel	• Akmaya izin verilmez • Talep/Kapasite Oranı DCR<1 • Kalıcı ötelenmeye izin verilmez • Tepe ötelenme oranı<H/400-H/500 • Yapısal olmayan elemanlardaki DDI<Çizelge 2.16
Kesintisiz Kullanım/Sınırlı Duraksama	• Küçük lokal akmalara izin verilir. • Tepe ötelenme oranı<H/200-H/300 • Tepe kalıcı ötelenme oranı<H/1000 • Kalıcı kat göreli ötelenme oranı< h/1000 • Göçme başlangıç değerlendirmesinde kat kalıcı ötelenme oranı h/200 • Metot 1 - Kuvvet kontrollü elemanlarda DCR<1 • Metot 1- Tavsiye deformasyon kontrollü elemanlarda akmanın 1.5 katına sahip inelastik birim şekil değiştirme yaklaşık 10 döngüyle sınırlandırılmalıdır. • Metot 1 - Deformasyon kontrollü elemanlar DCR<1.25. Ancak buradaki talep ASCE 7-22 doğrudan prosedürden ya da rüzgâr tüneli eşdeğer statik yükten hesaplanır. • Metot 2 ve 3 - Kuvvet ve deformasyon kontrollü elemanlarda DCR<1.5 olması gerekir. Ancak buradaki talep ASCE 7-22 doğrudan prosedürden ya da rüzgâr tüneli eşdeğer statik yükten hesaplanır. • Metot 2 ve 3 - Deformasyon kontrollü elemanların limiti<0.5xASCE/SEI41

Çizelge 2.16. Yapısal olmayan elemanlarda deformasyon hasar indeks limitleri (ATC tasarım kılavuzu 3)

	Yapısal olmayan Bina Elemanları	**Önerilen DDI Limitleri**
Dış Kaplama	Metal destekli tuğla kaplama	0.0025
	Güçlendirilmemiş duvarlı tuğla kaplama	0.0025
	Sıva kaplama	0.0025
	Mimari prekast	0.0025
	Taş kaplama prekast	0.0025
	Mimari metal panel	0.0100
	Cam Duvar	0.0025
İç bölümler	Alçıpan,Sıva	0.0025
	Beton yığma duvar	0.0015
	İçi boş kil tuğla duvar	0.0005
Asansör	Muhafaza duvarı	0.0025



Şekil 2.33. Kullanıcı konforu için frekans bağımlı maksimum ivme limitleri (a) Ofis binaları (b) Konut binaları (ASCE PBWD, 2023; ISO, 2007)

ASCE 7.22'de ise taşıyıcı sistemin kullanılabilirlik ve dayanıma göre tasarım için katların göreli ötelenme oranı limitleri verilmektedir. Kullanılabilirlik sınır durum için 1/600-1/400 ve dayanıma göre tasarım için risk kategorisi II-III-IV'de sırasıyla 0.020, 0.0015, 0.010 göreli kat ötelenme oranlarını limit vermiştir.

Avustralya Standartı AS1170.0:2002'de ise kullanılabilirlik sınır durum tasarımı için cephe ve bölme elemanlarındaki ötelenme limitleri önerilmektedir. Bu limitlerin bazıları tez kapsamında elemanlara göre Çizelge 2.17'de sunulmaktadır.

Çizelge 2.17. Avustralya Standartı AS1170.0:2002 kullanılabilirlik tasarımı için cephe ve bölme elemanlarındaki ötelenme limitleri

Eleman	Hasar Durumu	Kullanılabilirlik Parametresi	Limit
Genel Duvarlar (Yüzey Yüklemesi)	Gözlemlenen Hareket	Yüksekliğin ortasındaki ötelenme	h/150
Gevrek Dış Kaplama (Yüzey Yüklemesi)	Çatlama	Yüksekliğin ortasındaki ötelenme	h/500
Yığma Duvarlar (Düzlem içi yükleme)	Fark edilebilir çatlaklar	Kat yüksekliğindeki ötelenme	h/600
Yığma Duvarlar (Yüzey Yüklemesi)	Fark edilebilir çatlaklar	Kat yüksekliğindeki ötelenme	h/400
Alçı ve Alçıpan Duvarlar (Düzlem içi yükleme)	Kaplama hasarı	Yüksekliğin ortasındaki ötelenme	h/300
Alçı ve Alçıpan Duvarlar (Yüzey Yüklemesi)	Kaplama hasarı	Yüksekliğin ortasındaki ötelenme	h/300
Cam kaplama sistemleri	Eğilme	Genişlik ortasında	L/400
Pencereler, dış cephe, dış giydirme cepheler (Yüzey Yüklemesi)	Cephe Çatlakları	Genişlik ortasında	L/250

Bu aşamaya kadar ASCE PBWD (2023) ön dokümanından ve yapısal olmayan elemanların kullanılabilirlik limitleri için Avustralya Standartı AS1170.0:2002'dan genel kapsamda bahsedilmiştir. PBWD için referans alınabilecek literatürde başka bir bağlayıcı dokümandan bahsetmek mümkün değildir. Bu kapsamda teze yön verebilmesi adına yapısal ve yapısal olmayan elemanlar için literatürde yapılan çalışmaların performans hedefleri ve kriterlerinden kısaca bahsedilecektir.

Alinejad ve ark. (2024) çalışmalarında çelik taşıyıcı sistemli (Çelik TS) yüksek yapının performansa dayalı inelastik davranışını incelemiştir. Çalışmada ASCE PBWB (2019, 2023) ve KDS 41-42 Kore Tasarım Standartını sentezlemeye çalışmışlardır. Buna göre tanımladıkları performans hedefleri ve limit değerleri Çizelge 2.18'de sunulmaktadır. RDP değerlerini Kullanıcı Konforu (RDP 1 Yıl), Operasyonel (RDP 50 Yıl) ve Kesintisiz Kullanım (RDP 500 yıl) olarak tanımlamışladır. Ancak yazarlar çalışmada 500 yıllık RDP'nin yapıda önemli bir hasar oluşturmayacağı düşünerek 900 ve 3000 yıllık RDP için de analiz gerçekleştirmişlerdir.

Çizelge 2.18. Performans hedefleri ve limit değerleri (Çelik TS) (Alinejad ve ark., 2024)

Kullanıcı Konforu (RDP 1 Yıl)	• RDP 1 Yıl maksimum ivme limit<ISO 2007
Operasyonel (RDP 50 Yıl	• Talep/Kapasite Oranı DCR<1 • Tepe ötelenme oranı<H/400-H/500
Kesintisiz Kullanım (RDP 500 yıl)	• Küçük lokal akmalara izin verilir. • Tepe ötelenme oranı<H/200-H/300 • Tepe kalıcı ötelenme oranı<H/1000 • Kalıcı kat göreli ötelenme oranı< h/1000 • Göçme başlangıç değerlendirmesinde kat kalıcı ötelenme oranı <h/200 • Kuvvet kontrollü elemanlarda DCR<1 • Tavsiye: deformasyon kontrollü elemanlarda akmanın 1.5 katına sahip inelastik birim şekil değiştirme yaklaşık 10 döngüyle sınırlandırılmalıdır.

Chung ve Seymour (2019) 50, 700, 1700 yıllık RDP senaryosu için kullanılabilirlik ve dayanım esaslı tasarım için çelik taşıyıcı sistemli yüksek bir yapının performansı incelemişlerdir. Burada kullanılabilirlik için 1/400 kat ötelenme oranını sınır kabul etmektedirler. Taşıyıcı sistemin taşıyıcılığını kaybetmemesi için kalıcı kat ötelenme oranı 1/200 (0.005), maksimum kat ötelenme oranını 1/40 (0.025) ve plastik mafsal dönmeleri için 0.01 rad limitleri kullanılmıştır.

Mohammadi ve ark. (2016, 2019) çalışmasında 47 katlı bir çelik yüksek yapının performansını değerlendirmiştir. Önerdikleri performans hedefleri Çizelge 2.19'da yer almaktadır. Yaptıkları çalışmada verilen RDP-Performans seviyesi ilişkisi ASCE PBWD (2023)'de önerilen farklıdır. ASCE PBWD (2023)'de sınırlı hasar/kesintisiz kullanım için RDP 700 yıl iken Mohammadi ve ark. (2016, 2019) RDP 50-100 yıl olarak düşünülmüştür. Mohammadi ve ark. (2016, 2019) RDP 700 için ise can güvenliği performansını dikkate almışladır. Mohammadi ve ark. (2016, 2019) cephe kaplaması için ise DDI limitlerini tam operasyonelde h/400, sınırlı hasarda h/220 ve can güvenliği performans seviyesinde h/140 olarak dikkate almıştır.

Çizelge 2.19. Rüzgâr yükleri için performans hedefleri (Çelik TS)(Mohammadi ve ark. 2019)

Performans hedefleri	RDP	Genel bina performansı
Göçmenin Önlenmesi (GÖ)	10000 yıl	-Bina ayakta ama onarılamaz durumdadır.
Can güvenliği (CG)	700-1700 yıl	-Kullanıma açılmadan önce onarım yapılması gerekebilir. -Onarım için önemli maliyet ve zaman gerekebilir. -Erişim ve tahliye tehlikeli ancak işlevseldir. -Bina sakinlerinin yerlerinin değiştirilmesi gerekebilir. -Ciddi düzeyde kullanıcı rahatsızlığı beklenir.
Sınırlı hasar (SH)	50-100 yıl	-Küçük bina onarımları, -Erişim ve çıkışta küçük kesintiler, -Hemen yeniden kullanım beklenir. -Rüzgâr sırasında bina sakinlerinin önemli ölçüde rahatsız olması. -Tüm sistemler onarılabilir.
Tam operasyonel (TO)	1-10 yıl	-Su sızıntısı yok -Normal kullanım için önemli olan tüm sistemler işlevsel kalır. -Erişim ve çıkış etkilenmez. - bina kullanımının devamına imkân verir. -Kullanıcı konforu üzerinde küçük etkiler oluşabilir.

Rüzgâr kaynaklı oluşan ivme kullanıcı konfor ilişkileriyle ilgili Mohammadi ve ark. (2016, 2019) çalışmasında sunduğu kullanılabilirlik performans kriterleri Çizelge 2.20-21 sunulmaktadır.

Çizelge 2.20. Hareket konforu ile ilgili kullanılabilirlik performans kriterleri (Simiu ve Yeo, 2019)

En yüksek kat ivmesi (mg)	Konfor sınır
<5	Algılanabilir değil
5–15	Algılanabilirlik eşiği
15–50	Rahatsız Edici
50–150	Çok Rahatsız Edici
>150	Tolere edilemez

Çizelge 2.21. Hareket konforu ile ilgili önerilen kullanılabilirlik koşulları kriterleri (Mohammadi ve ark. 2019)

En yüksek ivme değeri (mg)	Algı tanımı
<5	Çoğu kullanıcı tarafından algılanamaz
5–15	Çoğu kullanıcı için algılanabilir seviye
20–25	Ofis binası kullanımı için öngörülen hedef aralık
>28	Çoğu kullanıcı için rahatsız edici aralık
>40	Çoğu kullanıcı için çok rahatsız edici ve zor yürünebilir

Griffis (1993) çalışmasında farklı ötelenme durumlarına göre yapıda oluşabilecek kullanılabilirlik problemlerinden bahsetmiş (Çizelge 2.22), ayrıca bazı yapısal olmayan elemanlar için deformasyon limitleri hakkında genel bir tablo vermiştir (Çizelge 2.23).

Çizelge 2.22. Farklı ötelenme oranlarına göre kullanılabilirlik sorunları (Griffis, 1993)

Genişlik veya Yüksekliğe göre Deformasyon (ötelenme) oranı	Deformasyonun Gözle Görülebilirliği	Tipik Davranış
<1/1000	Görülmez	Tuğla duvarların çatlağı
1/500	Görülmez	Bölme duvarların çatlağı
1/300	Görülür	Genel mimari hasar Güçlendirilmiş duvarlarda çatlama İkincil elemanlarda çatlama Tavan ve döşemede hasar Cephe hasarı Kaplama sızıntısı Görsel rahatsızlık
1/200-1/300	Görülür	Su sızıntıları
1/100-1/200	Görülür	Hafif bölmeler, pencereler, kaplamalarda hasar; kapılar, pencereler, sürgülü bölmeler gibi çıkarılabilir bileşenlerin çalışmasının bozulması

Çizelge 2.23. Kullanılabilirlik sınır durumu için cephe ve bölme elemanlarındaki ötelenme ve DDI limitleri (Griffis, 1993)

Bölüm	Bina Elemanı	Yükleme Yönü	Deformasyon Türü	Tavsiye Edilen Limit
Dış Cephe	Tuğla Kaplama	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/300
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Güçlendirilmemiş beton yığma duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/300
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Güçlendirilmemiş beton yığma duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/240
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Alçı ve Sıva	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/600
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Mimari Prekast, Beton Paneller Taş Kaplamalı Prekast	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/240
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Giydirme Cephe, cam duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/175
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Mimari metal panel	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/120
		Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
İç Bölümler	Alçıpan duvar, Sıva	Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Güçlendirilmemiş beton yığma duvar	Düzlem içi yükleme	DDI	h/667
	Güçlendirilmemiş beton yığma duvar	Düzlem içi yükleme	DDI	h/400
	Boşluklu kil tuğla duvar	Düzlem içi yükleme	DDI	h/2000
	Tuğla Duvar	Düzlem içi yükleme	DDI	h/1250
	Asansör	Düzlem içi yükleme	DDI	h/400

2.3 Kaynak Araştırması

Literatür araştırması temel rüzgâr hesabı, yüksek yapıların rüzgâr yükleri ve davranışları, performansa dayalı rüzgâr tasarımı olarak üç temel incelemede verilmiştir.

2.3.1 Temel rüzgâr hesabı için incelenen araştırmalar

Davenport, A. G. (1960) çalışmasında yapının boyutundan ve anemometreden bağımsız olarak düşünülemeyecek mutlak tepe hızları yerine "temel tasarım rüzgâr hızı" olarak "bir belirli bir süre boyunca ortalaması alınan aşırı rüzgâr hızının kullanımını gerekçelendirmektedir. Daha sonra, yayınlanmış kayıtlardan, zemin pürüzlülüğü ("şehir", "ağaçlı kırsal alan" ve "açık çayır" gibi genel niteliksel tanımlamalarla karakterize edilen) ile hem zemine yakın aşırı rüzgâr hızlarının büyüklüğü hem de yükseklikle artış oranı arasında makul derecede sistematik ilişkilerin var olduğu göstermiştir. Ardından, yüzey

hızının eğim hızına oranının yaklaşık olarak tahmin edileceğini açıklamıştır. Bu sayede, yüzey pürüzlülüğü açısından farklılık gösteren yerlerde alınan bağımsız anemometre kayıtları karşılaştırılabilme imkanını ortaya koymuştur.

Pickands (1975) çalışmasında klasik aşırı değer teoremin farklı olarak literatüre yeni bir yöntem sunmuştur. Bu yöntem Eşik Üstü Değerler Metodunun temellerini oluşturmuştur. Daha sonraki çalışmalarda yöntem GPD modeline uyarlanmıştır.

Weismann'ın (1978) temeli, klasik aşırı değer çözümlemesinin bir uzantısı olan bir araştırma gerçekleştirmiştir. Bu teori, yıllık maksimum yerine sabit bir zaman diliminde, örneğin altı ay, en büyüklerin sıralandığı istatistikleri kullanır. Bu istatistiksel model, "r en büyüklerin istatistik modeli" olarak bilinir. Son zamanlarda, aşırı rüzgâr hızı tahmini ve hesapları için en büyük istatistik modeli yerine Eşik Üzeri Değerler (EÜD) Yöntemi daha popüler hale geldi.

Davinson (1984) çalışmasında birçok uygulama alanında, bazı süreçlerin ekstrem değerleri, sadece yüksek bir eşik seviyesinin aşılması göz önünde bulundurularak modellenebileceğinden bahsetmiştir. Sürekli temel rassal değişkenler için bu tür uç değerlerin doğal parametrik ailesi olan Genelleştirilmiş Pareto Dağılımının, klasik uç değer dağılımları ile yakından ilişkili olduğunu anlatmıştır. Verilerin grafiksel incelenmesine yönelik bazı fikirlerle birlikte temel özellikleri ele almıştır. Parametrelerin maksimum olabilirlik tahmini hesaplanabileceğini ve uyumu kontrol etmek için bir skor testi geliştirmiştir.

Davison ve Smith (1990) yüksek eşik değerlerin üzerindeki aşımların boyutlarını ve oluşumunu modelleyerek verilerin uç noktalarının analizini incelemişlerdir. Çalışmada bu tür aşımlar için doğal dağılım olan genelleştirilmiş Pareto dağılımı tanımlanmakta ve özellikleri açıklanmaktadır. Tek değişkenli ve regresyon verileri için tahmin ve model kontrol prosedürleri geliştirilmiş ve bir örneklemdeki en uç gözlemlerin etkisi ve içerdiği bilgiler incelenmiştir.

Palutikof ve Brabson (1999) çalışmalarında Genelleştirilmiş Uç Değer (GEV) Dağılımı ve Genelleştirilmiş Pareto Dağılımına (GPD) dayanan 'Klasik' yöntemler ve özellikle kısa veri setleriyle başa çıkmak için tasarlanmış yaklaşımlar da dâhil olmak üzere, uç rüzgâr hızlarını hesaplama yöntemlerini açıklamış ve gözden geçirmiştir. Ekstrem rüzgâr hızlarını elde etmek için doğru bir yöntem arayan ancak bu karmaşık konu alanındaki güncel gelişmeleri tam olarak bilmeyen kullanıcıların ihtiyaçları üzerinde durulmaktadır. İlk olarak Yıllık Maksimum ve Bağımsız Fırtınalar için GEV Dağılımı ile r-En Büyük Ekstrem Metodu ve GPD ile Eşik Üstü Metot gibi 'Standart' yöntemler gözden geçirilmektedir. Dağılım parametrelerinin hesaplanmasına yönelik teknikler açıklanmaktadır. Ardından, standart hataları en aza indirmek için dikkate alınması gereken faktörler araştırmışlardır. Aşırı rüzgâr hızlarıyla ilgili çalışmalarda, analiz için mevcut zaman serilerinin çok kısa olması olağan bir durum olduğunu söyleyerek iki yıl kadar kısa veri setlerine uygulanabilen teknikleri değerlendirmişlerdir.

Kasperski (2002) çalışmasında Almanya için rüzgâr hızı haritalarını incelemiş ve ADA neticesinde yeni bir harita sunmuştur. Önerilen yeni harita, 22.5 ila 32.5 m/s arasında karakteristik değerlere sahip beş rüzgâr bölgesi sunmaktadır. Önceki rüzgâr bölgesi haritasıyla karşılaştırıldığında, yeni harita birçok saha için daha küçük rüzgâr yükleri belirlemektedir. Ayrıca, yön etkileri de analiz edilmiştir, ancak sonuçlar koda dâhil edilecek kadar düzensiz çıkmıştır.

Şahin (2003) çalışmasında rüzgâr enerjisi üretimi için Türkiye'de 10, 12, 15 ve 20 m/s üzerindeki rüzgâr hızı aşım haritaları üretmiştir. Bu haritalar, Türkiye'nin özellikle batı kesiminin ve özellikle kıyı bölgelerinin yapısal stabilite ve rüzgâr erozyonu açısından riskli yerler olduğunu göstermektedir.

An ve Pandey (2005) çalışmasında Standart Gumbel, Modifiye Gumbel, Eşik Üstü Zirveler (POT) ve Bağımsız Fırtınalar Yöntemi (MIS) olmak üzere dört farklı yöntem kullanarak ABD rüzgâr hızı verilerinin aşırı değer analizini gerçekleştirmiştir. Araştırmada yöntemlerin karşılaştırmalı bir değerlendirmesini sunulmuştur. Analizler, metodolojik varsayımların 50 yıllık ve 500 yıllık dönüş periyoduna karşılık gelen tasarım rüzgâr hızı tahminleri üzerindeki etkisini ön plana çıkarmaktadır. Sonuçlar, MIS

Yönteminin POT Yöntemine göre daha tutarlı sayısal tahminlere ulaştırdığını göstermektedir.

Bajic ve Peros (2005) Hırvatistan'da yapılar üzerindeki rüzgâr yüklerine ilişkin Hırvat standartlarının revizyonuna temel teşkil etmek üzere yapılan referans rüzgâr hızı hesaplamalarının sonuçları sunmuşlardır. Hırvatistan'daki 27 meteoroloji istasyonu için 10 m yükseklikte, düz ve açık bir arazide, 50 yıllık ortalama dönüş periyodu ile 10 dakika boyunca ortalama rüzgâr hızı hesaplanmışlardır. Araştırma Hırvatistan'ın büyük bir bölümünün 25 m/s'ye kadar beklenen referans rüzgâr hızları ile kapsandığını göstermektedir. İstisnalar, yerel orografinin etkisiyle hızlanan bora rüzgârına özel anemometre konumuna sahip istasyonlarda ölçülmüştür. Bu bölgede beklenen referans rüzgâr hızının 38 m/s ile 55 m/s arasında değiştiği hesaplanmıştır.

Beirlant ve ark. 2006 yılında "Ekstremlerin İstatistikleri" isimli bir kitap hazırlamışlardır. Kitap çıkış noktası Gumbel (1958) yayınladığı kitabı referans alarak kapsamını genişletmektir. Beirlant ve ark (2006) ilk olarak bir veri setindeki uç değerlere neden ve nasıl bakılması gerektiğini anlatmışladır. Bağımsız ve özdeş dağılımlı rastgele değişkenler için tek değişkenli teorileri ele alıp kuyruk tahmin problemini değerlendirmiştir. Daha sonra, çok değişkenli uç değer teorisinin olasılıksal yönleri, olası sınırlar ve bunların çekim alanları da dahil olmak üzere ele alınmıştır.

Vanmarcke ve Chen (2010) hem kasırgaya eğilimli olmayan hem de kasırgaya eğilimli alanlar için aşırı rüzgâr hızlarını tahmin etmek için stokastik modelleme ve kasırga, hortumlar sırasında yapısal hasar ve arızaların riske dayalı değerlendirmesi üzerine yapılan son araştırmaları değerlendirmişlerdir.

Umut (2014) çalışmasında Türkiye için 50 yıllık dönüş periyoduna göre temel rüzgâr hızı haritası çıkarmayı hedeflemiştir. Bunun için Devlet Meteoroloji İşleri Genel Müdürlüğüne ait 341 istasyonun 1975-2011 yılları arasındaki saatlik veri hızlarını kullanmıştır. EÜD Yöntemine göre ADA neticesinde 50 yılda bir aşılma olasılığı olan temel rüzgâr hızlarını hesaplamıştır.

Davison ve Huser (2015) durağan serilerin maksimum ve eşik aşımları için Klasik Aşırı Uçlar Teorisini açıklamışlardır. Daha sonra, asimptotik bağımsızlık ve bağımlılık modellerini ayırt ederek çok değişkenli teoriyi incelmişlerdir. Ardından mekânsal ve mekânsal-zamansal aşırı olaylar için modelleme tanımlamışlardır. Son olarak, her iki modelleme türünü karşılaştırmışlardır.

2.3.2 Yüksek yapıların rüzgâr yükleri ve davranışları için incelenen araştırmalar

- ***Rüzgâr Doğrultusunda:***

Şanlı (1991) doktora tezinde Eşdeğer Statik Yöntemlerle yüksek yapıda önemli olan ivme ile ilgili konfor kriterlerinin dikkate alınması mümkün olmadığında bahsetmiş ve yüksek yapıların rüzgâr etkisi altındaki dinamik cevabının (deplasman ve ivme) hesaplanabilmesi amacıyla bir Tepki Spektrumu Yöntemi önermiştir. Bu tekniğin deprem yükleri için kullanılmakta olan tepki spektrumu yöntemine oldukça benzediğini ifade etmiştir. Yöntemde yapıya rüzgâr yönünde etkiyen kuvvetler ve tepkisini dikkate alınmaktadır.

Umut (2014) doktora tezinde rüzgâr etkisi altındaki farklı kesit ve yükseklikteki yüksek binaların stokastik analizi yapmıştır. Çalışmada bina modellerinin can güvenliği düzeyinde en büyük yerdeğiştirmeler ve devrilme momenti değerleri, kullanabilirlik seviyesi için ise ortalama karekök ve en büyük ivme değerleri, yapının rüzgâr doğrultusunda ve rüzgâra dik doğrultusunda hesaplanmıştır. Analizleri, NatHaz Aerodinamik Yükler Veritabanı (NALD) kullanılarak çevrimiçi olarak gerçekleştirmiştir. NALD'da bina modellerinin rüzgâr etkisi altındaki davranışı taban eğilme momenti bazlı Ani Rüzgâr Yükleme Faktörü Yöntemi kullanılarak Rastgele Titreşim Kuramı ile hesaplanmaktadır.

Steffen (2016) yüksek lisans tezinde farklı bina yönetmeliklerinde ve konuyla ilgili önceki çalışmalarda belirtilen yüksek binalarda rüzgâr doğrultusu için kabul edilebilir ivme seviyelerini araştırmıştır. Çalışmada ön tasarım aşamasında yüksek binalardaki ivmeyi tahmin etmek için denklemler formüle edilmiştir. Rüzgâr yüklerine maruz kalan yüksek bir binanın ivmeleri, tam sayısal bir model ve Ritz-vektörleri ile azaltılmış bir model kullanılarak değerlendirilmiş ve sonuçlar karşılaştırılmıştır. Tez, bir binanın

dinamik özellikleri hakkında fikir vermek amacıyla tasarım sürecinin erken aşamalarında rüzgâr yükü dinamiklerine odaklanmaktadır. Ayrıca titreşimleri azaltmaya yönelik bazı yöntemler tartışılmaktadır.

- ***Rüzgâra Dik Doğrultuda (Vorteks Kaynaklı):***

Rüzgâr doğrultusunda yapı kenarlarına etkiyen rüzgârlar girdaplar oluşturarak yan yüzeylerde rüzgâra dik doğrultuda yapıya etkiyen kuvvetler oluşturmaktadırlar. Vorteks kaynaklı kuvvetlerin hesabı oldukça karmaşık olup çok fazla parametreye sahiptir. Ayrıca bu kuvvetlerin analitik olarak çözümüyle alakalı çok az sayıda çalışma mevcuttur. Birçok yönetmelik ve yapı kodları bu kuvvetlerin hesabıyla alakalı detaylı bir bilgi barındırmayıp oluşturabileceği yerdeğiştirme ve ivmeler için yaklaşık hesap önerir. Kontrolü için ise çoğunlukla rüzgâr tüneli testine yönlendirmektedir.

Wakahara ve ark. (1993) yüksek binaların rüzgâra dik doğrudaki ivme tepkileri, Kanada kodunda önerilen basit formül kullanılarak bir tahmin yapılması açısından incelenmiştir. Yaptıkları bir dizi rüzgâr tüneli testi ile rüzgâra dik doğrulta normalize edilmiş güç spektrumlarını elde etmişler ve test ettikleri yapının modal frekans, kütle ve sönüm değerlerini kullanarak karekök ortalama (k.o.k ya da r.m.s) ivme tepkilerini hesaplamışlardır. Bu değerleri Kanada Koduna göre buldukları değerler ile karşılaştırarak şekil etkisi incelemişler ve bu etki için revize faktör katsayısı önerisinde bulunmuşlardır. Daha sonra tam ölçekli bir yapı üzerinde gerçek zamanlı ölçümler yaparak hem ortalama rüzgâr hızı-rüzgâra dik tepki ivmesi ilişkisini incelmişler hem de Kanada Kodunun önerdiği formül değerlendirmişler.

Liang ve ark. (2002) rüzgâr yönü bir yüzeyin normali olması durumunda 4 farklı dikdörtgen en kesit oranı (D/B) ve 2 farklı yüksekliğe sahip rijit modeller üzerinde her bir doğrultuda ayrı olmak üzere yüzeylerin 5 farklı yüksekliğindeki basınçları hesaplamak için 16 adet rüzgâr tüneli testleri gerçekleştirmişlerdir. Test sonucunda rüzgâra dik doğrultudaki düzlemde rüzgâr kuvvetlerini inceleyerek, rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet spektrumlarının ampirik formülünü, dikdörtgen yüksek binaların karekök ortalama (k.o.k ya da r.m.s) kuvvet katsayılarını ve Strouhal sayılarını hesaplamışlar ve dik rüzgâr kuvvetinin tutarlılık fonksiyonlarını da araştırmışlardır. Böylece, dikdörtgen yüksek

binalar üzerindeki rüzgâra dik doğrultudaki dinamik yüklerin tam bir analitik modeli oluşturulmuştur.

Gu ve Quan (2004) rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumu, taban moment ve kesme katsayısı için ampirik formüller önermişlerdir. Elde edilen formül ve AIJ (1996)'ya göre elde edilen sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Çalışmanın devamında formül kullanılarak sönümlü ve sönümsüz elde edilen tepkiler aeroelastik bir model üzerinde yapılan test sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Birinci mod dikkate alınarak genelleştirilmiş rüzgâra dik doğrultuda dinamik kuvvetleri elde etmek için Yüksek Frekanslı Kuvvet Balansı Yöntemine göre rüzgâr tüneli testleri gerçekleştirilmiştir. Formüllerin deneysel sonuçlardan türetilebilmesi için 15 farklı rijit model ve 4 farklı ortalama rüzgâr hız profili kullanılmıştır. Testlerden bina modelinin taban momentleri elde edilmiştir. AIJ (1996) kodunda önerilen taban devirme momenti güç spektrumu için önerilen eşitliğe benzeterek dört farklı parametreye bağlı bir denklem önermişlerdir. Denklemin $4 \leq H/B \leq 9$ ve $0.5 \leq D/B \leq 2$ arasında kullanışlı olduğunu söylemişlerdir. Dolayısıyla tek tepeye sahip olan güç spektrumu hesabı için bir denklem sunulmuştur. Ayrıca kare en kesitli yüksek binaların güç spektrumuna köşe modifikasyonu için bir düzeltme katsayısı önermişlerdir.

Liang ve ark. (2005) daha öncedeki çalışmasında rüzgâr tüneli testiyle model yüzeyi üzerindeki belirli seviyelerdeki yükleri hesaplamışlar ve rüzgâra dik doğrulta kuvvet güç spektrumu ve karekök ortalama (k.o.k ya da r.m.s) kuvvet katsayı önermişlerdi. Başka bir ifadeyle önceki çalışmaların taban ve kat kuvvetlerini hesaplamak spektrum önerisinde bulunmuşlardı. Bu çalışmada ise dikdörtgen yüksek yapının rüzgâra dik doğrultuda dinamik tepkileri basitleştirilmiş deneysel formüllerle tahmin edilmeye çalışılmıştır. Dinamik tepkiler, rezonans bileşenini içeren ve hâkim mod şeklini tanımlayan yüksekliğe bağlı kuvvetleri ve ivmeleri içermektedir.

Gu ve Quan (2011) çalışmalarında rüzgâra dik doğrultudaki yük hesabı için gerekli olan parametrelerin 3 farklı rüzgâr tüneli testinden nasıl elde edildiği sunulmuştur. 2004 yılında sundukları makaleye ek olarak dikdörtgen dışında yonca, poligon ve üçgen geometrili vb. modeller seçilerek için Yüksek Frekanslı Kuvvet Balansı Yöntemi ve yüzey basınç tekniğiyle rüzgâr tünel testleri gerçekleştirilmiştir. Dikdörtgen dışındaki

geometriler için sonuçları bu makale kapsamında sunmuşlardır. Böylece araştırmacılar toplamda 121 adet modelin test sonucunu envanterine dâhil etmişlerdir. Ancak dikdörtgen ve kare yapıların ölçeksiz taban eğilme moment spektrumu ve ortalama karekök taban moment katsayısı için Gu ve Quan 2004 yılındaki çalışmalarından farklı bir denklem sunmamışlardır. Yazarlar aerodinamik sönüm hesabı için bir formül önermişlerdir. Çalışmanın devamında rüzgâr tüneli testi gerçekleştirilen gerçek bir yapının eşdeğer statik yönteme göre rüzgâr yükleri belirlenmiştir. Rüzgâra dik doğrultuda güçlü bir rezonans tepkisi açık bir şekilde gösterilmiştir. Yapının Strouhal frekansını 0.1'den uzaklaştırmak için kenar uzunluğu %7 arttırılmış ve bu sayede rüzgâra dik doğrultuda hesaplanan eşdeğer statik taban kesme ve moment kuvveti yaklaşık %50 oranında azaltılmıştır.

Jeong ve ark. (2021) aşırı rüzgâr yükü altında yüksek yapıların doğrusal olmayan davranış sergilediğini ve sismik yükler gibi rüzgâr yükleri için de performansa dayalı tasarım yapılabileceğini öne sürmüştür. Fakat rüzgâr yüklerinin performansa dayalı tasarım için çok az kaynak olduğunu söyleyerek araştırmanın önemini vurgulamışlardır. Önerilen araştırmalarda zaman kayıtlı rüzgâr yükleri için rüzgâr tüneli verilerine yönlendirdiğini ve testlerin ise maliyetli olduklarından bahsetmişlerdir. Sismik ve rüzgâr yükleri için performansa dayalı tasarımda doğrusal olmayan davranış benzer kabul edilmiş ve modelleme için aynı kaynaklar kullanılmıştır (AIK 2019, Tall Buildings Initiative TBI 2017, PEER/ATC 72-1 PEER/ATC 2010). Tasarım rüzgâr yüklerini ortalama, zamanla değişen rüzgâr dalgalanma (türbülans) bileşeni, yapının rezonans etkisinden dolayı oluşturmuşlardır. Tasarım rüzgâr yükü rezonans bileşeni, yapının elastik olmayan davranışı ortaya koymak için bir tepki modifikasyon katsayısı ile (R_w=1,2,3) azaltmayı önermiştir.

Lin ve Ark. (2022) araştırmalarında Makine Öğrenmesi (ML) Tekniği ve Rastgele Titreşim Tabanlı Tepki Analizine dayalı olarak dikdörtgen kesitli yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumlarını ve yapısal tepkilerini tahmin etmek için bir yaklaşım sunmaktadır. Çalışmada etkili bir Makine Öğrenmesi Algoritması olan hafif Gradyan Artırma Makinesi (LGBM), NatHaz Modelleme Laboratuvarı'nın aerodinamik veri tabanına entegre edilmiş Tamkang Üniversitesi Rüzgâr Mühendisliği Araştırma

Merkezi'nin veri tabanını kullanarak yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumlarını tahmin etmek için eğitilmiştir. Ayrıca, yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumu özelliklerinin anlaşılmasını geliştirmek için denetimsiz bir Makine Öğrenimi Algoritması olan K-Ortalamalar Kümelemesi kullanılmıştır. Zemin pürüzlülüğü, en-boy oranı ve en kesit oran gibi üç faktörün kuvvet spektrumları üzerindeki etkileri kümeleme temelinde tartışılmıştır. Yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet tepkisini tahmin etmek için, Rastgele Titreşim Tabanlı Tepki Analizi ile birleştirilmiş LGBM modelinin tahmin doğruluğunu denemek için örnek çalışmalar yapılmıştır. Sonuçlar, Notre Dame Üniversitesi NatHaz Modelleme Laboratuvarı tarafından geliştirilen yüksek binalar için çoklu veritabanı destekli tasarım modülü ile birleştirilen bu yöntemin, dikdörtgen yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumunun ve ilişkili tepkilerinin hızlı ve doğru tahminlerini sağlamak için etkili olduğunu göstermiştir.

Hu ve ark. (2023) çalışmalarında iki farklı arazi kategorisinde rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumlarını ve r.m.s temel moment katsayılarını araştırmak için 0.2 ile 5 kenar oranına sahip dikdörtgen yüksek binalar üzerinde bir dizi Yüksek Frekanslı Kuvvet Dengesi (HFFB) testi yapmışlardır. Bu deneylerin sonucunda yapının rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet spektrumları önerilen ampirik bir formül ve Genetik Algoritma-Arka Yayılım (GA-BP) Sinir Ağı kullanılarak tahmin edilmiştir. Sonuçlar, dikdörtgen yüksek binaların RMS rüzgâra dik doğrultuda temel moment katsayılarının genellikle enkesit oranın artmasıyla arttığını ve enkesit oranıyla ilişkili parçalı fonksiyonlar olarak ifade edilebileceğini göstermiştir. Önerilen formül, dikdörtgen yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda kuvvet spektrumlarını etkili bir şekilde tahmin edilebileceğini ifade etmişleridir. GA-BP Sinir Ağı Yönteminin ise yüksek uyum doğruluğuna sahip olduğunu göstermişlerdir. Rastgele Titreşim Teorisi ile birleştirilen GA-BP Sinir Ağı Yönteminin, dikdörtgen yüksek binaların rüzgâra dik doğrultuda tepkilerini doğru bir şekilde tahmin edileceğini söylemişlerdir. Ayrıca çalışmalarında CNS'ye göre hesaplanan rüzgâr tepki değerlerinin GA-BP Sinir Ağı Yöntemine göre daha fazla olduğunu göstermişlerdir.

2.3.3 Performansa dayalı rüzgâr tasarımıyla ilgili incelenen araştırmalar

Petrini ve Ciampoli (2012) çalışmalarında rüzgâr etkilerine maruz kalan yüksek binaların PBWD'si için olasılıksal bir prosedür sunmuşlardır. Prosedürün temel amacı, bir dizi karar değişkeninin (DV) olasılıksal tanımı yoluyla yapının yeterliliğinin değerlendirilmesidir. Her DV belirli bir yapısal performansı temsil eden ölçülebilir bir niteliktir (çökme olmaması, kullanıcı güvenliği, kullanılabilirlik, kabul edilebilir yer değiştirmeler veya ivmeler). Prosedür 74 katlı bir bina için konfor gereksiniminin değerlendirilmesi için uygulanmıştır. Olasılıksal hesaplamalar frekans alanında gerçekleştirilmiştir, ancak rüzgâr hızı alanının parametreleri, binanın 1:500 ölçekli rijit bir modeli üzerinde yapılan deneysel testlerden elde edilen kuvvetlerin zaman geçmişlerine dayalı kalibre edilmiştir. Bina sakinlerinin konforu hareket algısı ile ilişkilendirilmiş ve binanın tepesindeki rüzgâr ivmesinin eşik değerlerini aşmama olasılığı ile değerlendirilmiştir.

Farokhnia ve Porter (2012) yaptıkları çalışmalarında yapısal olmayan bileşenlerin bina inşaat maliyeti ve deprem onarım maliyetlerinin çoğunluğu olduğunu ifade etmişlerdir. Bu nedenle çalışmada, Pasifik Deprem Mühendisliği Araştırma (PEER) Merkezi için geliştirilen ve ATC-58 kılavuzunda sunulan bir analitik yöntemin basitleştirilmesiyle farklı bina kategorilerindeki yapısal olmayan bileşenler için sismik hasar görebilirlik fonksiyonlarını türetmek için analitik bir yöntem önermişlerdir. Yöntemde, bina yüksekliği, kat alanı, yapısal sistem ve en maliyetli 5 ya da daha fazla yapısal olmayan bileşenin kat bazında miktarı belirlenir. Kırılganlık ve sonuç fonksiyonlarını kullanarak bu bileşenlerin kat düzeyindeki hasar görebilirliğini ölçülür. Bunlar yapısal analizle veya standart mod şekli ve bir yükleme koşulu kullanılarak bina yüksekliği üzerinden toplanır. Bu metodoloji, Hasar Görebilirlik Konsorsiyumu'nun küresel hasar görebilirlik kılavuzunun bir parçası olarak sunulmaktadır.

Mohammadi ve ark. (2016, 2019) çalışmasında 47 katlı bir çelik yüksek yapının performansını değerlendirmiştir. Performans analiz için farklı dönüş periyotundaki rüzgârlar için değerlendirmeyi çalışmada sunmuştur. Rüzgâr kuvvet kayıtlarının üretilebilmesi için rüzgâr tüneli test sonucunda elde edilen basınç katsayılarını

kullanmıştır. Binanın farklı rüzgâr tehlikesi seviyelerine karşı doğrusal olmayan dinamik tepkisi, doğrusal olmayan bir sonlu eleman modeli geliştirilerek ve Artımlı Dinamik Analiz (IDA) yaklaşımı kullanılarak değerlendirilmiştir. IDA çalışmasından elde edilen sonuçlar ve halihazırda uygulamada olan rüzgâr performans kriterleri kullanılarak, tahmini performans seviyeleri temel rüzgâr hızının bir fonksiyonu olarak değerlendirilerek bir rüzgâr performansı değerlendirmesi gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın sonuçları, meydana gelen yapısal doğrusal olmayan durumla ilişkili olarak yapının sağlam bir yanal kapasiteye işaret etmiş, ancak çeşitli seviyelerdeki rüzgâr yüklemesi altında kabul edilemez servis verilebilirlik performansının varlığını belirlenmiştir.

Chuang ve Spence (2019) çalışmalarında rüzgârla uyarılan yapıların elastik olmayan tepkilerinin modellenmesi ve tahmin edilmesinin, performansa dayalı rüzgâr mühendisliğinin ortaya çıkmasıyla birlikte artan bir ilgi gördüğünü vurgulamıştır. Ancak depreme kıyasla rüzgârın önemli ölçüde uzun süren bir etki olduğu için modellemenin ve değerlendirmenin zorlayıcı olduğunu ifade etmişlerdir. Makalede "dynamic shakedown" teorisine dayalı bir simülasyon çerçevesi geliştirerek bu zorluğu ele almaşlardır. Çalışmada sadece salınım kuvvetleri değil, aynı zamanda salınım durumunun meydana gelmesiyle ilişkili plastik gerilmeleri ve deformasyonları tahmin etmek için verimli bir yol takip algoritması önerilmektedir. Çalışmanın sonunda bu bilgilerin herhangi bir zaman tanımlı rüzgâr yükü için doğru tahmin edilmesinin, performansın tahmini için genel stokastik rüzgâr yükü modelleriyle yönlendirilen simülasyon tabanlı bir çözüm yöntemi geliştirilmesine imkân sağlayabileceğini vurgulamışlardır.

Ouyang ve Spence (2019) çalışmalarında yüksek bina cephe kaplamalarını bütünsel olarak ele alabilecek hesaplama yöntemlerinde hala önemli bir eksiklik olduğunu ifade etmişlerdir. Bu yöndeki araştırmaların çoğu, yüksek dinamik basınçlardan kaynaklananlar hasar mekanizmalarının oynadığı önemli role rağmen, yüksek yapısal tepkiden kaynaklanan hasar ve kayıpları tahmin etmeye odaklandığını vurgulamışlardır. Makale, rüzgârla uyarılan mühendislik sistemlerinin bina cephelerinin performans değerlendirmesi sırasında birden fazla hasar mekanizmasını bütünsel olarak ele alabilen bir hesaplama çerçevesi sunmaktadır. Yöntemde, dinamik iç/dış rüzgâr basınçları ve yapısal tepkiler tarafından yönlendirilen birbirine bağlı zarf hasar durumları, çoklu

bağımlı kırılganlık fonksiyonları aracılığıyla modellenmektedir. Ayrıca zarf bileşenlerinin nihai hasar durumlarının yanı sıra rüzgâr kaynaklı yağmur girişi problemleri değerlendirilmiştir. Yöntemin bir simülasyon ortamında ayarlanmasıyla, performans ölçütlerinin olasılıksal tahminleri çıktı olarak elde edilebilmiştir.

Clifton ve ark (2020)'de ASCE PBWD (2019) doküman Metot 1'i esas alarak yüksek bir yapının performansını araştırmıştır. Bu yöntem doğrusal ve doğrusal olmayan zaman tanımlı alanında analizler içeren performansa dayalı deprem tasarımı yaklaşımına benzer olup kuvvet kontrollü eleman talepleri ve deformasyon kontrollü eleman tepkileri değerlendirmesine yönelik bir yaklaşımdır. Araştırmacılar dokümana göre tasarımda yapısal elemanların kapasitelerini düşürerek yanal sistemin rijitliğini yaklaşık %15 civarında azaltmışlardır. Çalışmada rüzgâr tüneli uzmanın zamana bağlı ürettiği rüzgâr yüklerini kullanmışlardır. Bu gerçekçi bir yaklaşım olmakla birlikte test yapma zorunluluğu getirmektedir. Doğrusal analiz için Etabs Programını, doğrusal olmayan analizler için ise Perform-3D Programını kullanmışlardır. Ancak Perform-3D programında yükleri nasıl uyguladıkları ile alakalı açıklayıcı bir bilgi yer almamaktadır. Çalışmanın sonucunda elemanları performansı değerlendirilmiştir. Performansa dayalı tasarımında hesapladıkları değerlerin yönetmeliğe göre hesapladıkları kesme kuvvetinden %7 ve momentten de %10 daha düşük olduğunu belirlemişlerdir.

Jeong ve arkadaşları (2021) yüksek yapıların zaman tanımlı performansa dayalı rüzgâr tasarımı araştırmışlardır. Çalışmalarında rüzgâr doğrultusu ve dik bileşen kuvvetleriyle burulma momenti etkisini incelemişlerdir. Çalışmada rüzgâr doğrultusundaki yükler tanımlarken aşağıdaki denklemi esas almışlardır. W_{mean}: ortalama hız kaynaklı kuvvet, $W_{background}$: rüzgârın dinamik(türbülans) bileşeni, $W_{resonant}$: rüzgârın yapıda rezonans etkisi kaynaklı yük, R_W ise tepki modifikasyon faktörüdür. Rezonans bileşeni farklı yönetmeliklerde yük hesabına farklı şeklinde dahil edilmektedir. Örneğin EU-2010'da yapısal faktör katsayısı içinde dâhil edilmektedir. Çalışmada, R_W: tepki modifikasyon faktörü 1,2,3 alınarak davranışa etkisi araştırılmıştır. Zamana bağlı rüzgâr datalarını üretmek için rüzgâr doğrultusunda Kore Yapı Kodu MOLIT (2016) ve spektrumu esas alınmıştır. Rüzgâra dik ve burulma momenti verileri için de MOLIT (2016)'dan yararlanmışlardır. Ancak dik doğrultudaki devrilme momentini ve burulma momentini

MOLIT (2016) taban için verdiği için her seviye için farklı veri üretilmemiş olup birinci mod şekliyle çalışmada yükseklikle ölçeklendirilmiştir. Zaman tanım alanında analiz için modal zaman tanım alanında analiz (Fast Nonlineer Analysis/FNA) yöntemini tercih etmişlerdir.

Hareendran ve ark. (2022) 44 katlı çelik bir binayı rüzgâr yükleri etkisi altında PBWD için analiz etmiş ve değerlendirmiştir. Uzun süreli rüzgâr yükleri altında yapısal tepkiyi anlamak için, bina 30 dakika süreyle rastgele değişen rüzgâr yüklerine maruz bırakılmıştır. Farklı zaman geçmişi analizleri 45 ile 80 m/s arasında değişen rüzgâr hızlarında rüzgâr gerçekleştirilmiştir. Çalışmada elde edilen kırılganlık ve hasar oranı eğrileri, yapısal bileşenleri farklı hasar durumlarına ve bunlara karşılık gelen onarım veya değiştirme maliyetlerine göre kategorize etmek için FEMA tarafından belirlenen sınırlar ile karşılaştırmalı olarak tepki parametrelerini göstermektedir.
Spence ve Arunachalam (2022) çalışmalarında PBWD'nin performansa dayalı sismik mühendislikten esinlenen ilk uygulamalarından bu yana nasıl geliştiğine, aynı zamanda PBWD'nin kendine özgü zorluklarına ve bunların üstesinden gelmek için ortaya çıkmaya devam eden araştırmaları ortaya koymuştur. Geleneksel rüzgâr tasarımı yaklaşımlarının sınırlamaları, şiddetli rüzgâr olayları sırasında kabul edilebilir bina performansını sağlamada nasıl yetersiz kaldığını göstermeyi hedeflenmiştir.

Abdelwahab ve ark. (2023) çalışmalarında öncellikle literatürdeki PBWD kavramının gelişimini incelemişlerdir. Çalışma, mevcut kuralcı yaklaşımlar ve bunların kullanımındaki zorluklar ve sınırlamalar ile Performansa Dayalı Tasarım (PBD) alanındaki geniş kapsamlı araştırma alanlarının kısa bir tanımını sunmaktadır. Ayrıca, bir bölümde rüzgâr ve sismik kuvvetler altındaki tepkiler için karşılaştırmalı bir örnek sunulmuştur. Yazarlar, PBWD'de özellikle rüzgâra dik doğrultunun hâkim olduğu durum için bina rijitliği azaltılmasının, taban kesme ve moment değerlerinde önemli bir düşüşe (~%50) sebep olduğunu gözlemlemişlerdir. Öte yandan, rüzgâr doğrultusundaki yükün hâkim olduğu durumda, bina rijitliğinin azaltılması daha yüksek taban kuvvetlerine yol açtığını (tepkilerde ~%100 artış) söylemişlerdir. Ancak, yazarlar sonuçlar bölümünde farklı şekil, en/boy oranlarının incelenmesi gerektiğini ve daha fazla frekans aralığını dahil etmek için daha fazla araştırmaya ihtiyaç olduğunu ifade etmişlerdir.

Alinejad ve ark. (2024) çalışmalarında 3 farklı köşe modifikasyonlu ve çelik taşıyıcı sistemli yüksek yapının performansa dayalı inelastik davranışını incelemişlerdir. Modellemeyi ve analizleri Etabs programında gerçekleştirmişleridir. Kirişler için plastik mafsal, kolon ve perdeler için ise fiber elemanlar kullanılmıştır. Bağ kiriş histerik davranışı için Takeda Modeli kullanılmıştır. Çalışmada ASCE PBWB (2019) ve KDS 41-42 Kore Tasarım Standartını sentezlemeye çalışmışlardır. RDP değerlerini Kullanıcı Konforu (RDP 1 Yıl), Operasyonel (RDP 50 Yıl) ve Kesintisiz Kullanım (RDP 500 yıl) olarak tanımlamışladır. Ancak yazarlar çalışmada 500 yıllık RDP'nin yapıda önemli bir hasar oluşturmayacağı düşünerek 900 ve 3000 yıllık RDP için de analiz gerçekleştirmişlerdir. Rüzgâr kuvvetleri rüzgâr tüneli testlerinde elde edilmiştir. Yapılan analiz sonucunda rüzgâr dik doğrultudaki tepkilerin RDP yılı arttıkça yükseldiğini ve köşe modifikasyon için sonuçlardan bahsetmişleridir.

3 MATERYAL ve YÖNTEM

Performansa dayalı rüzgâr tasarımı fikri son yıllarda ortaya atılmış oldukça yeni bir araştırma konusudur. Bu nedenle tasarım değerlendirilmesi veyahut tasarım ilkeleri için herhangi bir prosedür ve/veya hesap yöntemi henüz ülkelerin standartlarında yer almamaktadır. Bunun yanında farklı performans düzeyleri için temel rüzgâr hızlarının belirlenmesi deprem mühendisliğine benzer uzmanlık gerektirecek özel bir araştırma konusu olarak literatürde oldukça büyük bir boşluk olarak mevcudiyetini sürdürmektedir. Maalesef Türkiye'de farklı dönüş periyotları için herhangi bir rüzgâr haritası mevcut değildir. Diğer yandan zamana bağlı rüzgâr yüklerinin üretilmesiyle ilgili rüzgâr tünel verilerinin dışında literatürde detaylı bir çalışma yoktur. Dahası rüzgâr yüklerinin yapıya uygulanması ve yapı analiz yöntemleri birçok soru işaretini barındırmaktadır.
Tüm bu belirsizlikler ışığında, rüzgâr tüneli testleri gerçekleştirilmiş ve tasarımı ilgili yönetmeliklere göre yapılmış Ankara ili sınırları içerisindeki gerçek bir yapının deney sonuçlarından da faydalanılarak bu çalışma gerçekleştirilmiştir. Çalışmada farklı dönüş periyotları için temel rüzgâr hızları belirlenerek yapay rüzgâr kuvvetleri oluşturulmuş ve sonlu elemanlar modeli üzerinde performans analizleri gerçekleştirilerek yapı davranışları incelenmiştir. Tüm bu adımlar için hesap yapılırken kullanılacak materyal ve yöntemler başlıklar halinde takip eden bölümlerde ifade edilmektedir.

3.1 Temel Rüzgâr Hızının Belirlenmesi

Yapıların rüzgâra bağlı tasarımı ve yapısal güvenlik tahminleri temel rüzgâr hızına dayanmaktadır. Rüzgâr mühendisliğinde rüzgâr hızının dönüş periyotlarına göre değiştiği kabul edilir. Temel rüzgâr hızı açık bir arazide (örneğin hava alanları gibi), yerden 10m yükseklikte herhangi bir yönde ölçülen 1 saatlik, 10 dakikalık ya da 3 saniyelik ortalama rüzgâr hızlarından m yılda en az bir kere aşılma olasılığına karşı gelen rüzgâr hızıdır.

Birçok yönetmelik hesaba dâhil edilecek temel rüzgâr hızı 50 yıllık dönüş periyodunu temel almaktadır. Ancak farklı performans seviyelerine göre yapı davranışını değerlendirebilmek için farklı dönüş periyotlarına oluşabilecek temel rüzgâr hızları belirlemek gereklidir. Türkiye'de temel rüzgâr hızı için bir rüzgâr atlası ya da literatüre kazandırılan detaylı çalışma yoktur. Sadece Umut (2014), yaptığı tez çalışmasında 50

yıllık dönüş periyotuna sahip rüzgârlar için Türkiye'nin temel rüzgâr hızı haritasını literatüre kazandırmıştır. Ancak performansa dayalı tasarım için 50 yıllık dönüş periyodundaki temel rüzgâr hızları yeterli değildir. Bunun gerekçesi basitçe 50 yıllık dönüş periyotundaki rüzgâr yükü için yapının elastik sınırlar içinde kalması zorunluluğu olarak gösterilebilir. Bu bağlamda tez kapsamındaki performans analizlerini gerçekleştirebilmek için farklı dönüş periyotundaki temel rüzgârının tahmine edilmesi kaçınılmaz olmaktadır.

Performansa dayalı tasarımı gerçekleştirilecek yapının Ankara ili sınırları içinde olduğu düşünülerek temel rüzgâr hızları 10-10000 yıl arasında dönüş periyotları için çalışmada hesaplanmıştır. Hesaplama için Esenboğa havalimanında yaklaşık her üç saatte bir 10 dk ve 3 sn'lik ortalamaları alınan 01.02.2005-03.05.2024 (19 yıl 2 ay) tarihleri arasındaki yaklaşık 56000 rüzgâr hızı verisi kullanılmıştır. Veriler Prognosis (rp5.ru, 2024) hava tahmin arşiv sitesinden elde edilmiştir. Daha sonra veriler aylık maksimum ortalama verecek şekilde işlenmiştir. Elde edilen 232 aylık (~19 yıl) veri kullanılarak Bölüm 2'de anlatılan aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizi gerçekleştirilmiştir (Şekil 3.1). Analizde, Blok Maksimum (BM) Yönteminin türü olan BM-GEV Metodu esas alınmıştır. Parametrelerin tahmini için Maksimum Olabilirlik Yöntemi (MLE) kullanılmıştır. Hesaplama için Matlab programlama dilinde hazırlanan yazılım kullanılmıştır.



Şekil 3.1. Aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizine göre temel rüzgâr hızlarının tahmini

Literatürde farklı dönüş periyotları için temel rüzgâr hızlarının elde edilmesine yönelik en azından yaklaşık bir değer veren herhangi bir formülasyon araştırmasına rastlanılmamıştır. Temel rüzgâr hızları bölgenin rüzgâr karakteristiğine özgü belirlendiği için bu durum oldukça doğaldır. Yapılan literatür incelemesinde yalnızca NBCC (2020) kodunun Kanada sınırları içinde kullanılmasına yönelik yaklaşık bir tahmin değeri veren

denklem önerdiği görülmüştür (Denklem 3.1). Denklem 50 ve 10 yıllık ortalama 10 dk'lık temel rüzgâr hızlarının bilinmesi durumda farklı dönüş periyotlarındaki temel rüzgâr hızları için yaklaşık bir değer hesaplamaktadır. Çalışmada aşırı (ekstrem ya da uç) değer analizi gerçekleştirilerek elde edilen temel rüzgâr hızlarıyla bu denklemden elde edilen veriler karşılaştırılmış ve sonuçların tutarlılığı irdelenmiştir.

$$U_{b,1/m} = \frac{1}{1.4565}\left\{U_{b,1/50} + 0.4565U_{b,1/10} + \frac{U_{b,1/50} - 0.4565U_{b,1/10}}{1.1339} \times ln\frac{-0.0339}{ln(1-1/m)}\right\} \qquad (3.1)$$

3.2 Rastgele Süreç Modeliyle Yapay Veri Üretimi

Yüksek yapılarda performansa dayalı rüzgâr analizi gerçekleştirebilmek için çok noktalı uzaysal dağılımlı ve zaman tanımlı rüzgâr kuvvetlerinin belirlenmesi ihtiyaç vardır. Literatürde bu veriler elde edilmesi için rüzgâr tüneli basınç katsayıları kullanılmaktadır. Ancak her zaman ve her yapı için rüzgâr tüneli testi yapılabilmesi çok mümkün değildir. Bu motivasyonla çalışmada rüzgâr kuvvetleri ve kuvveti oluşturan bileşenlerden biri olan türbülans hızları için yapay veri üretimi hedeflenmiştir. Bu yüzden literatürde rastgele süreç modelleriyle (stokastik) örnek üretim yaklaşımları problemin çözümüne uyarlanabilir.

Zaman tanımlı yapay veri üretilmesi temel olarak iki bölümde incelenebilir. Birinci bölüm tek bir koordinat noktası için bir vektörlü yapay kayıt üretilmesi iken diğeri çoklu koordinat noktası ve farklı vektörler için özel dağılımlı veri üretilmesidir. Birinci kısım rastgele veri üretilmesinin mantığını anlamak için faydalı olacaktır.

İkinci kısımda ise yöntem ve hesaplar bakımından daha karmaşık bir hal almaktadır. Çünkü üretilecek veri topluluğundaki lokasyonlar bir, iki ya da üç boyutlu (uzaysal dağılımlı) koordinat sistemine ve her bir lokasyon 1 ile 3 arasında değişebilecek vektör bileşenine sahip olabilir. Bu durumda çoklu rastgele veri üretimi için her bir lokasyonun farklı vektörleri ve farklı lokasyonların aynı vektör bileşenleri arasında bir uyum ilişkisi (korelasyon) tanımı ihtiyacını doğurmaktadır. Buradaki korelasyonları tanımlayabilmek için koherans fonksiyonunu içeren cross güç yoğunluk spektrumları ya da kovaryans

fonksiyonları kullanılması gereklidir. Ayrıca uzaysal (3 boyutlu) matris çözümleri yapılmalıdır.

Yüksek yapılarda olduğu gibi çok noktadan rüzgâr yükü uygulanması gereken yapılarda önemli olan hızların birbiriyle etkileşimli olarak değiştiğinin dikkate alınması ve çoklu rüzgâr kayıtları üretilmesidir. Çoklu türbülans rüzgâr hız kayıtları üretilmesini iki bölümde değerlendirmek doğru olacaktır. Birinci bölümde çoklu rüzgâr kayıtları üretilirken hızı belirlenecek noktaların tek, iki ve üç boyutlu koordinatlara sahip olduğunu düşünerek tek doğrultuda türbülans hızlarının belirlenmesidir. Hesabın daha da karmaşıklaştığı durum ise sadece boyuna rüzgâr hız vektörünün hesaplanmadığı düşey ve yanal yönlerinde üç boyutlu vektöre ve tek, iki ve üç boyutlu koordinatlara sahip olabilmesidir.

3.2.1 Tek noktalı ve 1-vektörlü rastgele veri üretilmesi

Bu bölümde sıfır ortalamalı ve özelleştirilmiş yoğunluk spektrumlarına sahip tekil rastgele Gauss süreci yapay örneklerinin üretilmesinden bahsedilecektir. Burada temel olarak iki sınıf kayıt üretim yönteminden bahsetmek mümkündür. İlk sınıflandırma, harmonik fonksiyonların dalga süperpozisyonuna dayalı metotlar CAWS ve WAWS iken ikinci sınıflandırma, rastgele sayı dizilerine lineer filtre uygulanmasına dayalı metotlardır (AR Filter Metot) (Iannuzzi ve Spinelli, 1987).

CAWS: Goto ve Toki (1969) önerilen sabit genlikli kosinüs dalga süperpozisyonudur.

$$\sigma_u^2 = \int_0^\infty S_u(f)df \tag{3.2}$$

$$u(t) = \sqrt{2}\left(\frac{\sigma_u^2}{N}\right)^{1/2} \sum_{k=1}^{N} \cos(2\pi f_k t + \phi_k) \tag{3.3}$$

Burada, f_k: $k=1,\ldots,N$ Δf_k aralıklı merkezi frekanslar, ϕ_k: 0-2π arasında rastgele faz açısı, $S_u(f)$ üretilecek verinin PSD ve σ_u veri r.m.s değeridir.

$$\sum_{j=1}^{k} S_u(f_j) = \frac{k}{N}\sigma_u^2 \tag{3.4}$$

WAWS: Shinozuka (1985) kosinüs aralıklı ve ağırlıklı genlik dalgasının süperpozisyonu olarak CAWS'ın gelişmiş versiyonudur. FFT algoritması sayesinde hesaplama süresi kısalmaktadır.

$$u(t) = \sqrt{2}\sum_{k=1}^{N}\sqrt{S_u(f_k)\Delta f_k}\cos(2\pi f_k t + \phi_k) \tag{3.5}$$

AR Filtreleme Metotu: p'inci dereceden AR Filter Metot aşağıda açıklanmıştır.

$$u(t) = \sum_{k=1}^{p}\psi_k u(t-k\Delta t) + \sigma_N N(t) \tag{3.6}$$

Δf: serinin süre adımı, ψ_k: k=1,…,p autoregressive parametredir. Bu parametreler lineer eşitlik sistemleriyle belirlenebilir:

$$R_u(j\Delta t) = \sum_{k=1}^{p} R_u\left[(j-k)\Delta t\right]\psi_k \quad j=1,...p \tag{3.7}$$

N(t) dizisi sıfır ortalamalı ve birim varyansa sahip normal dağılımlı rastgele sayılardır. σ_N *N(t)* işleminin varyansı ise aşağıdaki denklemle ifade edilebilir.

$$\sigma_N^2 = R_u(0) - \sum_{k=1}^{p}\psi_k R_u(k\Delta t) \tag{3.8}$$

3.2.2 Çok noktalı ve n-vektörlü rastgele veri üretilmesi

Farklı çalışma alanlarında girdi parametreleri ve üretilecek kayıtlar arasındaki kısmi korelasyon fonksiyonu biliniyorsa farklı yöntemlerle çoklu kayıt üretilmesi mümkündür. Bu yöntemlerden bazıları şunlardır:

- Hızlı Fourier Dönüşümü ile Ayrık Frekans Fonksiyonu,
- AR (Autoregressive) Modeli ile Schur Ayrıştırma Yaklaşımı,
- Ergodik Spektral Temsil Metodu
- Geleneksel Spektral Temsil Metodu (Shinozuka ve Deodatis, 1991)

İlgili yöntemlerde cross güç yoğunluk spektrumlarından oluşan ana matris düzenlenerek bir veya çok vektörlü çözüm sağlanabilir. Farklı mühendislik ve olasılık alanlarında kullanılan bu yöntemler, rüzgâr mühendisliği alanında kullanılmak üzere dönüştürülebilir. Bu alanda literatürde oldukça az araştırmaya rastlanılsa da bu çalışmada çok noktalı türbülans, rüzgâr hızı ve dik doğrultudaki rastgele kuvvetleri elde etmek için bu yöntemlerden biri olan Geleneksel Spektral Temsil Metodu kullanılmıştır.

Geleneksel Spektral Temsil Metodunun Teorik Alt Yapısı:

Bu yöntemde öncellikle cross güç yoğunluk matris $S_{\varepsilon\varepsilon}(\omega)$ oluşturulur. Matrisin; bir, iki ya da üç boyuttan oluşmuş noktalara göre belirlenen *u,v,w* vektörlerinin oluşturduğu cross güç yoğunluklarını içermesi mümkündür. Denklem takımının çözümü için $S_{\varepsilon\varepsilon}(\omega)$ aşağıdaki şekilde ayrıştırılır. Burada $H(\omega)$, $S_{\varepsilon\varepsilon}(\omega)$'nin Cholesky Ayrıştırmasıyla elde edilen alt üçgen matrisidir.

$$S_{\varepsilon\varepsilon}(\omega) = H(\omega)H^{T^*}(\omega) \tag{3.9}$$

Stokastik süreçle ile V(t) hızı aşağıdaki trigonometrik seriyle tanımlanır.

$$V(t) = \sqrt{2}\sum_{n=0}^{N-1} A_n \cos(2\pi f_n t + \phi_n) \tag{3.10}$$

FFT algoritmasının periyodik ve simetrik olması avantajını kullanmak için Denklem (3.10) yeniden düzenlenirse;

$$V(p\Delta t) = \mathrm{Re}\left\{ \sum_{n=0}^{N/2-1} B_n \exp\left[i(n\Delta\omega)(p\Delta t) \right] \right\} \tag{3.11}$$

$$\mathrm{A}_n = \sqrt{(2\Delta\omega}\left|H(\omega)\right| \tag{3.12}$$

$$\mathrm{B}_n = 2\left|H(\omega)\right|\sqrt{\Delta\omega}\exp(i\phi_n) \tag{3.13}$$

Bu eşitlikte; $N=2*N_{freq}$ n değişkenli simülasyon sayısı, p=0,1,…,N-1 zaman adımlama sayısı, f_s örnekleme frekansı, ϕ_n 0-2π arasında rastgele faz açısıdır.

Nyquist frekansı, f_c :

$$f_c = f_s / 2 \tag{3.14}$$

Nyquist açısal frekansı ya da upper cut-off frekansı ω_u (rad/s) :

$$\omega_u = 2\pi f_s / 2 \tag{3.15}$$

Açısal frekans adım aralığı $\Delta\omega$:

$$\Delta\omega = \omega_u / N_{freq} \tag{3.16}$$

3.2.3 Geleneksel spektral temsil metodunun simülasyon algoritması

Bu çalışmada, çok noktalı ve zaman tanımlı olarak rüzgârın 3 doğrultuda atmosferik türbülans hızlarının, rüzgâra dik doğrultuda dalgalanma (girdap/vorteks) kuvvetlerinin ve rüzgâra dik doğrultuda aerodinamik taban eğilme momentinin (TEM) belirlenmesi için Geleneksel Spektral Temsil Metodu kullanılmıştır. Buna göre metoda ait akış şeması sonraki sayfalarda anlatılan adımlar ile özetlenebilir.

1-Simülasyon için seçilen türbülans hız bileşeni ya da sadece dik doğrultuda kuvvet/moment ε'nin PSD matrisi **S**, Bölüm 2 spektrum başlıkları altında ifade edilen denklemler kullanılarak elde edilir. Simülasyon alanındaki her bir çift simülasyon noktası $\mathbf{X}_j$ ve $\mathbf{X}_k$ ($j, k = 1,\ldots, N_m$) ile ifade edilir. İki sürekli kaydın cross-spektrumu, iki kaydın ilişkili olduğu derecenin bir ölçüsüdür ve aşağıdaki ifade edildiği şekilde hesaplanır. $Coh_{\varepsilon\varepsilon}$ ya da $Coh_{\varepsilon\eta}$ ise koherans fonksiyonudur.

$$S_{\varepsilon\varepsilon}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_\varepsilon(\boldsymbol{X}_j, f) S_\varepsilon(\boldsymbol{X}_k, f)}\, coh_{\varepsilon\varepsilon}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \qquad \varepsilon = u, v, w \tag{3.17}$$

$$S_{\varepsilon\eta}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_\varepsilon(\boldsymbol{X}_j, f) S_\eta(\boldsymbol{X}_k, f)}\, coh_{\varepsilon\eta}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \qquad \varepsilon, \eta = u, v, w \tag{3.18}$$

Üç boyutlu çözüm ana matrisinin oluşturulması:

$$\left[S(f)\right]_{jk} = S_{\varepsilon\varepsilon}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \quad (j, k = 1,.., N_m) \tag{3.19}$$

$$\left[S(f)\right]_{jk} = \begin{bmatrix} S_{uu} & S_{uv} & S_{uw} \\ S_{vu} & S_{vv} & S_{uw} \\ S_{wu} & S_{wv} & S_{ww} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} S_{uu} & S_{uv} & S_{uw} \\ S_{vu} & S_{vv} & S_{uw} \\ S_{wu} & S_{wv} & S_{ww} \end{bmatrix}$$

Şekil 3.2. Çözüm ana matrisi

2- Frekans, doğrusal bir ölçeğe göre ayrıştırılır. Bu işlem doğrusal veya logaritmik bir ölçeğe göre gerçekleştirilir. Bu çalışmada hesaplama doğrusal ölçeğe göre gerçekleştirilmiştir. Ayrıştırmayı yapmadan önce analizde kullanılan örnekleme vektör parametrelerinin belirlenmesi gerekir. Analizdeki f_s örnekleme frekansı, N örnekleme sayısının kullanıcı girdi parametresi olması faydalı olacaktır.

Zaman adımlama aralığı, *dt* (s):

$$dt = 1/\ f_s \tag{3.20}$$

Maksimum Zaman (s):

$$t_{mak} = dt * N \tag{3.21}$$

Zaman vektörü, t (s):

$$t = (0 : N - 1) * dt \tag{3.22}$$

Kaydedilen minimum frekans, f_0 (Hz):

$$f_0 = 1/t_{mak} \tag{3.23}$$

Nyquist frekansı, f_c (Hz):

$$f_c = f_s / 2 \tag{3.24}$$

Frekans Vektörü, f (Hz):

$$f = [\, f_0 : f_0 : f_c \,] \tag{3.25}$$

olmak üzere, frekans vektörünün doğrusal ölçekle ifade edecek olursak f_h *(Hz):*

$$f_h = h\Delta f \quad (h=1,...,N_{freq}) \tag{3.26}$$

bağıntısı elde edilir. Burada $\Delta f = f_0$, $N_{freq} = N/2$ değerine karşılık gelmektedir.

3-CPSD matrisi *S*, logaritmik veya doğrusal ölçek denklemi tarafından tanımlanan her bir frekans değeri için özdeğerler ve özvektörler olarak çarpanlara ayrılır. Bu ayrıştırma için Cholesky ya da LDL^T Ayrıştırma Yönteminin herhangi birisi kullanılabilir. Çalışmada LDL^T Ayrıştırma Tekniği kullanılmıştır.

$$S(f_h) = \Theta(f_h)^T \Gamma(f_h) \Theta(f_h) \quad (h=1,...,N_{freq}) \tag{3.27}$$

burada Γ ve Θ sırasıyla S'nin özdeğerlerini ve özvektörünü içeren matrislerdir. Üstteki denklemde tanımlanan ayrıştırma işlemi N_{freq} kez tekrarlanmıştır ($h = 1:N_{freq}$). Daha sonra özdeğer, özvektör değerleri ve uniform dağılımlı rastgele faz açıları kullanılarak çekirdek spektral A matrisi hesaplanmıştır.

4-Spektral çekirdek A matrisinin kendisi, gerçek sayı matrisi ve karmaşık sayı matrisinin birleşiminden oluşan N_u matrisi IFFT algoritması faydalanılarak çözülmüştür. Çözüm sonucunda belirlenen lokasyonların zaman tanımlı türbülans rüzgâr hızları, rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetler ya da taban momentlerinin hesaplanmasında kullanılabilir.

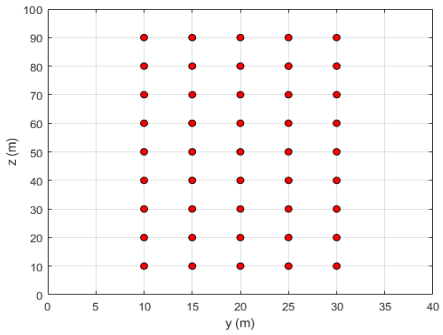
3.3 Rüzgâr Doğrultusunda ve Rüzgâra Dik Doğrultuda Zaman Tanımlı Rüzgâr Kuvvetlerinin Belirlenmesi

Çok noktalı yapay rüzgâr kuvvetlerinin tahmin edilmesi oldukça karmaşık olması nedeniyle literatürde herhangi kapsamlı bir araştırma ya da spektruma dayalı rüzgâr kaydında üretebilmesine dönük çalışmalara rastlamak pek de mümkün değildir. Sadece atmosferik rüzgâr hızı üretilmesiyle alakalı oldukça kısıtlı sayıda araştırma bulunmaktadır. Bunlarda ise araştırmacının farklı spektrum ve parametreler kullanılması sınırlandırılmış ya da tek noktada bir kayıt üretilebilmektedir (Örn: Nathaz Lab, 2010; Brandlard, 2017; Cheynet, 2018). Ayrıca bu çalışmalarda rüzgâr kuvvetlerinin belirlenmesiyle ilgili bir inceleme de içerilmemektedir. Ancak az sayıda olsa da literatürde bu konudaki çalışmaların eksikliği bu tez için motivasyon kaynağı olmuştur. Bu bağlamda çok noktalı ve 3 vektörlü atmosferik türbülans hızlarının üretilmesi, rüzgâr doğrultusunda ve dik doğrultuda ortalama ve türbülans bileşenini kapsayacak rüzgâr yüklerinin belirlenmesi için bu çalışma kapsamında; önerilen prosedür esas alınarak Matlab (2020b) programı kullanılarak bir yazılım hazırlanmıştır. Yazılım kullanıcıya farklı spektrum ve ortalama hız hesap yöntemleri sunmakta olup çok noktalı rastgele veri üretim kısmının hesap algoritması Bölüm 3.2.3'te verilmektedir. Çalışmada çoklu rüzgâr kuvvetlerinin rastgele üretilmesinin aşamaları ve programın kullanıcıya sunduğu seçenekler devam eden başlıklarda anlatılmaktadır.

3.3.1 Türbülans rüzgâr hızlarının belirlenmesi ve rüzgâr doğrultusunda kuvvetlerin hesabı

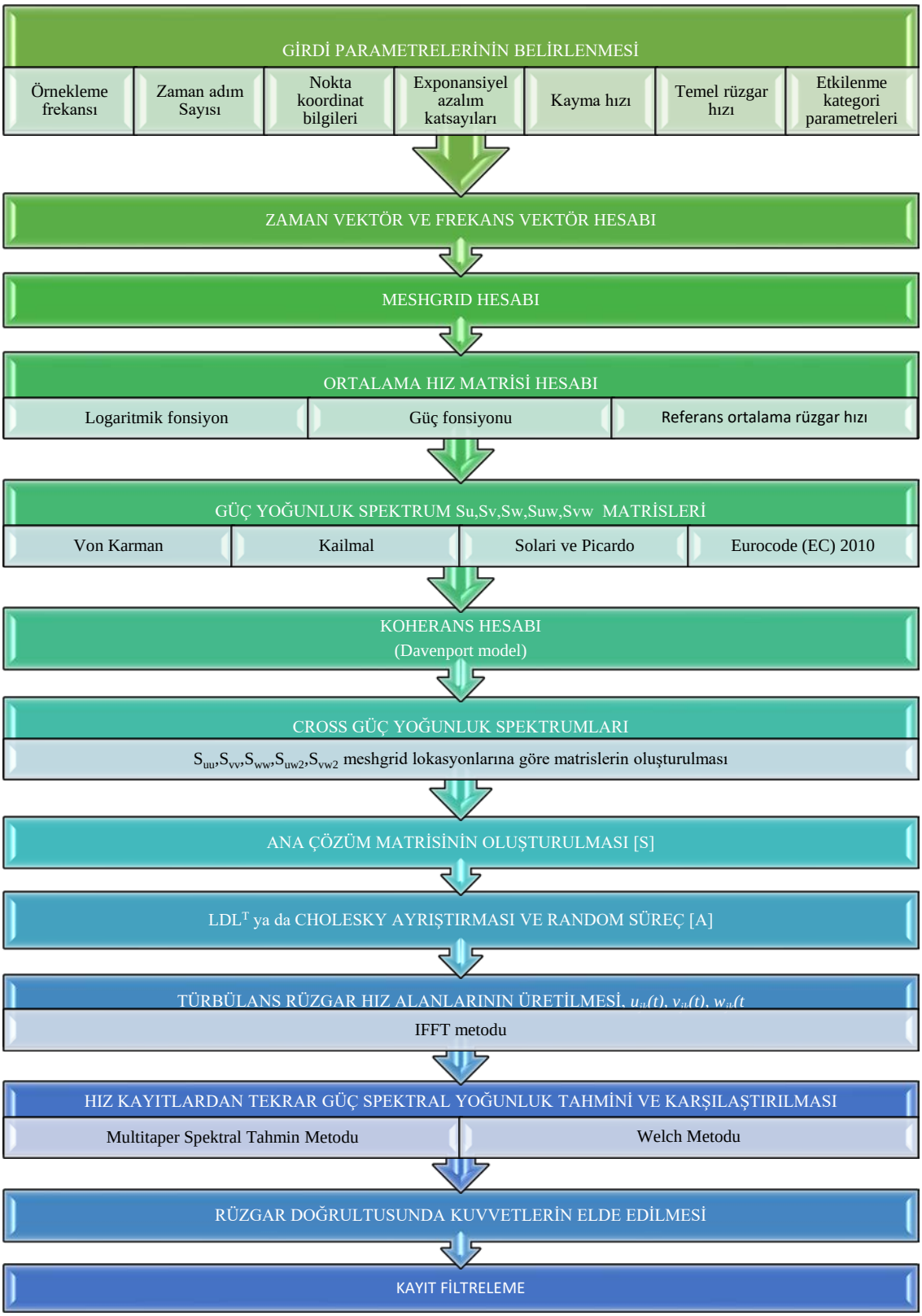
Simülasyonun ana çerçevesi çok noktalı ve iki boyuta sahip bir yüzey alanı için 3 vektörlü rüzgâr türbülans hız kayıtları üretilmesi ve rüzgâr doğrultusundaki zamana bağlı kuvvetlerin elde edilmesidir. Hazırlanan programla yeni koherans fonksiyonu, güç yoğunluk spektrumu ekleme ve diğer tüm parametreleri değiştirilmesine olanak sağlanmıştır. Mevcut simülasyonda 3 farklı ortalama hız hesap yöntemi, 4 farklı güç spektrum yoğunluk fonksiyonu (PSD) tanımlanarak hesap seçeneği kullanıcının tercihine bırakılmıştır. Simülasyonun programlama adımlarına bu başlık altında yer verilmektedir. Ancak onun öncesinde Çizelge 3.1'de temel işlem adımları özetlenmiştir. Programlama için Matlab 2020b versiyonu kullanılmıştır. Programda getSamplingVector ve main olarak 2 script ve MeanVelocityMethods, SpectrumModels, WindSimulationModels, CoherenceModels, GraphTools olmak üzere 5 sınıf oluşturulmuş olup analiz main.m ana dosyası üzerinde gerçekleştirilmektedir.

Girdi parametrelerinin belirlenmesi ve Meshgrid hesabı: Analiz için örnekleme aralığı f_s, örnekleme sayısı (kayıt süresi için), hesap edilecek nokta sayısı ve koordinatları, U_b bölgedeki temel rüzgâr hızı ya da referans hız ve yüksekliği ya da karman katsayısı ve u^*: sürtünme (kayma) hızı, α: maruz bırakma katsayısı (ortalama rüzgar hızı profilinin eksponenti), koherans hesabı için exponansiyel azalım katsayıları, Von Karman spektrum için gerekli olan bazı parametreler programa tanımlanmalıdır. Zamana bağlı toplam rüzgâr hızları ve kuvvetleri belirlenecek iki boyutlu noktaların koordinatları bu adımda belirlenmektedir (Şekil 3.3).



Şekil 3.3. 45 koordinat noktasına sahip yapı yüzeyinin meshgrid örneği

Çizelge 3.1. Türbülans rüzgâr hızlarının belirlenmesi ve rüzgâr doğrultusunda kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları



Ortalama hız matrisi hesabı:

Koordinatları belirli olan noktaların ortalama hızlarının matris hesabı Bölüm 2.1.1'de anlatılan logaritmik ya da güç yasasına göre belirlenir. Standartlar bu yasaların ana mantığını kullanarak ortalama rüzgâr hızı hesaplamaktadırlar. Ancak bazı parametreler farklı ifade edilebilmektedir. Bu farklılıklar Bölüm 2.1.1'de idealleştirilmiş ve böylelikle etkilenme (maruziyet) kategorilerine göre aynı parametreler üzerinden hesaplanmasına imkân tanınmıştır. Bu sayede; simülasyon tüm kod ve standartlara göre ortalama hız hesabı yapılabilmektedir. Ayrıca programdaki bir diğer seçenek, standart/kod kullanmadan referans bir yüksekliğin ortalama hızı biliniyorsa bu değer üzerinden diğer koordinatların ortalama hızlarını belirlenmesidir.

Güç yoğunluk spektrum S_u,S_v,S_w,S_{uw},S_{vw} matrisleri:

Koordinatları belirli olan noktaların 3 boyutlu güç yoğunluk spektrum matris hesabı 3 farklı doğrultu olmak üzere S_u,S_v,S_w olarak hesaplanmaktadır. Hesap; Von Karman (1948), Kaimal (1972), Solari-Piccardo (2001) ve Eurocode (2010) fonksiyonları olmak üzere seçilen yönteme veya verilen girdi datalarına bağlı olarak kullanıcının tercihine bırakılmıştır. İlgili fonksiyonlar, "Rüzgâr Yük ve Etkilerinin Belirlenmesi" başlığının alt bölümü olan 2.1.1'de detaylı anlatılmıştır. Burada belirtilmesi gereken husus, Solari-Piccardo'nun üç vektör arasındaki ilişkisi dikkate alınarak Eurocode'un önerdiği tek vektörlü güç yoğunluk spektrumunun üç vektörlü hale dönüştürülmüş ve Matlab yazılım koduna eklenmiş olmasıdır. Ayrıca S_{uw} spektrumu için sadece Kaimal spektrumu bir formül önermiştir. Bu sebeple ana çözüm matrisi hesaplanırken Kaimal'da S_{uw} hesaba dahil edilmiş, diğer spektrumlarla ana matris oluşturulurken S_{uw} ve S_{vw} matrislerinin hesabı yapılmamıştır. Ancak ileride yapılacak olan çalışmalarda hesaba dahil edilebilmesi düşüncesiyle S_{uw} ve S_{vw} ana matrise sıfır olarak yerleştirilmiştir.

Koherans ve cross güç yoğunluk spektrum matrislerinin hesabı:

Koherans (tutarlılık) kayıtlar arasındaki uyum ilişkisini tanımlayan fonksiyondur. Çalışmada aynı vektör için farklı iki noktanın koheransı (tutarlılık) Davenport'un (1967) önerdiği fonksiyonla tanımlanmıştır. İleride geliştirilecek çalışmalarda farklı hesaplama yöntemleri yazılıma eklenebilir.

$$Coh_{\varepsilon\varepsilon}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \exp\left(-\frac{2f\sqrt{C_{x\varepsilon}^2 \left|x_j - x_k\right|^2 + C_{y\varepsilon}^2 \left|y_j - y_k\right|^2 + C_{z\varepsilon}^2 \left|z_j - z_k\right|^2}}{\bar{U}(z_j) + \bar{U}(z_k)} \right) \quad (3.28)$$

Burada $C_{\boldsymbol{X}j\varepsilon}$ değerleri exponansiyel azalım katsayısıdır. Bu değerler deneysel olarak belirlenirler. Tek, iki ve üç boyutlu koordinat sistemine göre belirlenecek olan koherans fonksiyonu içindeki exponansiyel azalım katsayıları ve lokasyon boyutları azaltılması mümkündür. Bunun sonucu olarak tek boyutlu, iki boyutlu ve üç boyutlu çözüm seçenekleri ortaya çıkmaktadır.

Birçok deneyin ortalaması olarak exponansiyel azalım katsayıları aşağıdaki gibi belirlenmiştir (Solari ve Piccardo, 2001). Bu değerler belirlenirken yaklaşık 40 farklı kaynaktan alınan $C_{\boldsymbol{X}j\varepsilon}$ değerleri dikkate alınmıştır.

$$\begin{array}{lll} C_{xu} = 3.0 & C_{xv} = 3.0 & C_{xw} = 0.5 \\ C_{yu} = 10.0 & C_{yv} = 6.5 & C_{yw} = 6.5 \\ C_{zu} = 10.0 & C_{zv} = 6.5 & C_{zw} = 3.0 \end{array}$$

İki sürekli türbülans kaydının cross güç yoğunluk spektrumu (CPSD), iki kaydın ilişki derecesinin bir ölçüsüdür. CPSD programda aşağıdaki denklenmelerle hesaplanmıştır.

$$S_{uu}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_u(\boldsymbol{X}_j, f) S_u(\boldsymbol{X}_k, f)}\, coh_{uu}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \quad (3.29)$$

$$S_{vv}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_v(\boldsymbol{X}_j, f) S_v(\boldsymbol{X}_k, f)}\, coh_{vv}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \quad (3.30)$$

$$S_{ww}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_w(\boldsymbol{X}_j, f) S_w(\boldsymbol{X}_k, f)}\, coh_{ww}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) \quad (3.31)$$

$$S_{uw2}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_{uw}(\boldsymbol{X}_j, f) S_{uw}(\boldsymbol{X}_k, f)} \times \sqrt{coh_{uu} coh_{ww}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f)} \quad (3.32)$$

$$S_{vw2}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f) = \sqrt{S_{vw}(\boldsymbol{X}_j, f) S_{vw}(\boldsymbol{X}_k, f)} \times \sqrt{coh_{vv} coh_{ww}(\boldsymbol{X}_j, \boldsymbol{X}_k; f)} \quad (3.33)$$

Türbülans rüzgâr hızlarının üretilmesi:

CPSD ana matrisi oluşturulduktan sonra türbülans hızlarının elde edilmesi için Bölüm 3.2.3 detaylandırılmış Geleneksel Spektral Temsil Metodu prosedürü uygulanarak 3 vektör için türbülans hız bileşenleri hesaplanmıştır.

Güç spektral yoğunluk tahmini ve karşılaştırılması:

Oluşturulan türbülans hızlarının spektrumla uyumluluğunu görmek için Welch (1967) Metodu veya Multitaper Spektral Tahmin Metodu (Thomson, 1982; Percival ve Walden 1993) kullanılarak ilgili hızlar tekrar frekans tabanlı PSD'ye çevrilmiş ve kayıtların üretilmesinde kullanılan PSD fonksiyonlarıyla karşılaştırılmıştır. Bu sayede üretilen kayıtların spektrumlarla uyumluğu değerlendirilmiştir.

Rüzgâr doğrultusunda kuvvetlerin elde edilmesi:

Literatürde rüzgârın yapı üzerinde oluşturduğu zamana bağlı kuvvetler (ortalama+türbülans) hesaplanırken rüzgâr tüneli testlerinden elde edilen zamana bağlı basınç katsayıları ve referans ortalama hız esas alınmaktadır. Bu çalışmada ise rüzgâr kuvvetleri hesaplanırken zamanla değişen rüzgâr hızları ve idealleştirilmiş sabit bir değere sahip kuvvet katsayısı yaklaşımı benimsenmiştir. Bu yaklaşım rüzgâr tüneli testiyle kıyaslandığında kuvvet katsayısı-hız ilişkisi bakımından tersten bir yaklaşımdır.

Belirli bir alan için rüzgâr kuvvetlerinin belirlenmesi o yüzeydeki basınçların seçilen alanla çarpılması sonucu elde edilmektedir. Tez kapsamında, zamana bağlı elde edilen rüzgâr hızlarının yapı modeline uygulanma şeklinin belirlenmesi en önemli problemlerden biridir. Burada tek bir noktaya, belirli kat seviyelerine, her bir kat seviyesine ve yüzeydeki tüm düğüm noktalarına uygulanması gibi çeşitli olasılıklar değerlendirilmiştir. Tüm düğüm noktalarına rüzgâr yüklerinin etki edilmesi mevcut yüklemeyi temsil açısından daha gerçekçi olmasına rağmen, mühendislik açısından pratik değildir. Dahası günümüz bilgisayarlarında her bir düğüm yüklemesinin doğrusal olmayan bir analizi oldukça uzun sürecektir. Bu nedenle bu uygulama yönteminden vazgeçilmiştir. Daha sonra her katta bir yatay iki doğrultu olarak düşünülmüş ancak kullanılacak performans esaslı analiz programı araştırıldığında (Perform-3D) uygulanabilecek dinamik kuvvet-zaman kayıt sayısının 40 ile sınırlandırıldığı

belirlenmiştir. Bu yüzden rüzgâr kuvvetlerinin yapı modeline uygulanması için belirli seviyelerde idealize edilmesinin en uygun olacağı karar verilmiştir. Bu durumda hesaplanacak rüzgâr yüklerinin iki katta bir rüzgâr doğrultusunda ve dik doğrultuda olmak üzere uygulanmasına karar verilmiştir. Böylece düşey eksen boyunca rüzgârın zamana bağlı kısmi korelasyonlu etkisi temsil edilebilecektir.

Çalışmada türbülans hızları, zaman adım aralığı ve kayıt süresi dikkate alınarak zamana bağlı olarak üretilmiştir. Rüzgâr doğrultusundaki kuvvetleri hesaplamak için aşağıdaki denklem kullanılmıştır.

$$F_D(z,t) = \frac{1}{2} C_{FDe} A(z) \rho (\bar{U}(z) + u(z,t))^2 \tag{3.34}$$

Burada $\bar{U}(z)$ ve $u(z,t)$ z yüksekliğindeki ortalama ve türbülans hızı, $A(z)$ rüzgâr kuvveti hesaplanacak basınç alanı ve C_{FDe} idealleştirilmiş kuvvet katsayısıdır. Hesapta kullanılacak kuvvet katsayısının ortalama değeri ön ve arka yüzeyin basınç katsayısının toplamı olarak düşünülebilir. Eurocode ve diğer yönetmelikler dikkate alındığında C_p değeri yaklaşık olarak rüzgâr doğrultusundaki ön yüzeyde 0.8, arka yüzeyde -0.5 düşünülebilir. Aynı seviyede zamana bağlı basınç katsayıları ya da rüzgâr hızları B kenar uzunluğu boyunca herhangi bir t anında uniform dağılım sergilemezler. Başka bir ifadeyle kenar uzunluğu boyunca belirli bir korelasyona sahiptirler. Bu durumun sebebi yatay uzunlukta t anındaki atmosferik türbülansın değişimi ve yapı geometrik formundan dolayı köşelere doğru akışın değişmesidir. Eşdeğer statik rüzgâr yükü hesap yöntemlerinde bu durum "G ani rüzgâr etki faktörü" hesabına entegre edilerek dikkate alınmaktadır. Zamana bağlı rüzgâr kuvvetleri için ise aynı seviyede farklı rüzgâr hızı alanları düşünülerek ve köşelere yakın farklı bir idealleştirme yaklaşımı yaparak bu durumu temsil etmek mümkün olabilir. Ancak bu durumda aynı yükseklik seviyesinde en az üç ya da daha fazla zamana bağlı kuvvet tanımlamak gerekir. Önceki paragrafta ifade edildiği üzere performans analizinin gerçekleştirildiği Perform-3D programında bu şekilde bir yüklemeyi yüksek yapılar için tanımlamak olası değildir. Bu yüzden kuvvet katsayısı, belirlenen bir dağılım katsayısı ile çarpılarak aynı seviyede idealleştirilmiş bir kuvvet katsayısı tanımlama yoluna gidilmiştir.

$$C_{FDe} = C_{FD} \times d_k \tag{3.35}$$

Bölüm 2.1.1 Şekil 2.16'da "TPU Aerodynamic Database" kullanılarak elde edilen rüzgâr tüneli test basınç katsayıları yüzey dağılımları özellikle tez kapsamında oluşturulan yüksek yapı modelinin geometrik formuna yakın tercih edilmiştir. Bu şekildeki merkezden köşelere doğru basınç katsayısındaki azalma göz önünde bulundurularak dağılım katsayısı ~%60-75 kabul edilmiştir.

v(t) ve w*(t)* atmosferik türbülans hızlarıyla üretilen kuvvetler ise lokal bazda yapısal ya da yapısal olmayan sistemlerin değerlendirilmesi için kullanılması mümkündür. Bu çalışmada taşıyıcı sistem bazlı bir değerlendirme yapıldığı ve rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet hesabı aslında *v(t)* kaynaklı oluşan türbülans kuvvetini de kapsadığı için bu bölümde sadece rüzgâr doğrultusundaki kuvvet hesaplanmıştır.

Diğer yandan *v(t)*, rüzgârın farklı açılardan yapıya uygulanması durumunda rüzgâr doğrultusunda bileşke rüzgâr kuvveti hesabı için kullanılabilir.

3.3.2 Rüzgâra dik doğrultuda kuvvetlerin hesabı

Hazırlanan simülasyon programıyla yükseklik boyunca rüzgâra dik doğrultuda vorteks ve türbülans kaynaklı aerodinamik yüklerin belirlenmesi hedeflenmektedir. Çalışmada bu yükler belirlenirken iki farklı yaklaşım kullanılmıştır. Birincisi, ölçeksiz kuvvet spektrumu ve koherans fonsiyonu kullanılarak katlara etkiyen zamana bağlı rastgele aerodinamik kuvvetlerin elde edilmesidir. İkincisi ise aerodinamik ölçeksiz taban devrilme momenti spektrumunu kullanarak yapısal özelliklere dayalı rastgele taban momentinin türetilmesi ve bu momentin yükseklik ve rüzgâr profiline bağlı bir dağıtım fonksiyonuyla belirlenen kat seviyelerinde kuvvete çevrilmesine dayalı yöntemdir.

Hazırlanan program, yeni koherans fonksiyonu, aerodinamik kuvvet ve taban eğilme momenti spektrumu eklemeye ve diğer tüm parametrelerin değiştirilmesine olanak sağlamaktadır. Mevcut simülasyonda rüzgâr doğrultunda yapılan hesaba benzer şekilde 3 farklı ortalama hız hesap yöntemi sağlanmıştır. Ayrıca rüzgâra dik doğrultuda rastgele

kuvvetlerin belirlenmesi için 1 aerodinamik kuvvet spektrumu, 3 farklı aerodinamik taban devrilme moment spektrum fonksiyonu tanımlanarak hesap için tercih seçeneği kullanıcıya bırakılmıştır. Bu başlık altında simülasyonun hesap adımları iki yöntem için de anlatılmıştır. Simülasyonun girdi parametreleri, zaman vektör hesabı, meshgrid hesabı, ortalama hız hesabı ve Geleneksel Spektral Yöntem analiz aşamaları rüzgâr doğrultusundaki kuvvetlerin belirlenmesi için anlatılanlarla benzer olduğu için bu bölümde tekrar anlatılmayacaktır. Yazılım rüzgâr doğrultusu için hazırlananla aynı şekilde Matlab programlama dilinde 2 script ve 5 sınıf oluşturularak hazırlanmıştır.

• ***Kuvvet spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi***

Kuvvet Spektrumuna Dayalı Yöntem için düşeyde tek bir eksende belirli kat seviyeleri için kuvvetin toplanacağı koordinatlar tayin edilmiştir. Aerodinamik kuvvet spektrumu için Bölüm 2.3.1'de verilen Liang ve ark. (2002) spektrumu kullanılmıştır. Rüzgâra dik doğrultuda kuvvetin korelasyonu tanımlamak için literatürde farklı yaklaşımlara rastlamak mümkündür. Ancak rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin düşey eksendeki korelasyonu için Vickery ve Clark 1972'de gerçekleştirdiği çalışma birçok araştırmada referans alınan temel bir kaynaktır. Vickery ve Clark (1972) çalışmasına göre iki farklı seviye arasındaki rüzgâr kuvvetlerinin co-spektrumu, iki seviye arasındaki mesafe arttıkça azalır. Vickery ve Clark aşağıdaki formda ampirik bir denklem önermiştir.

$$r_{jk} = \cos(\alpha_1 \Delta) \exp\left\{ -\left[\frac{\Delta}{\alpha_2} \right]^2 \right\} \tag{3.36}$$

$$\Delta = \frac{\left| z_j - z_k \right|}{B} \tag{3.37}$$

Liang ve ark. (2002) çalışmalarında Vickery ve Clark (1972)'ın önerdiği denklemi referans alarak ve yaptığı deneysel çalışmaları sonucunda rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetlerin düşey koherans fonksiyonu için aşağıdaki denklemi önermişlerdir.

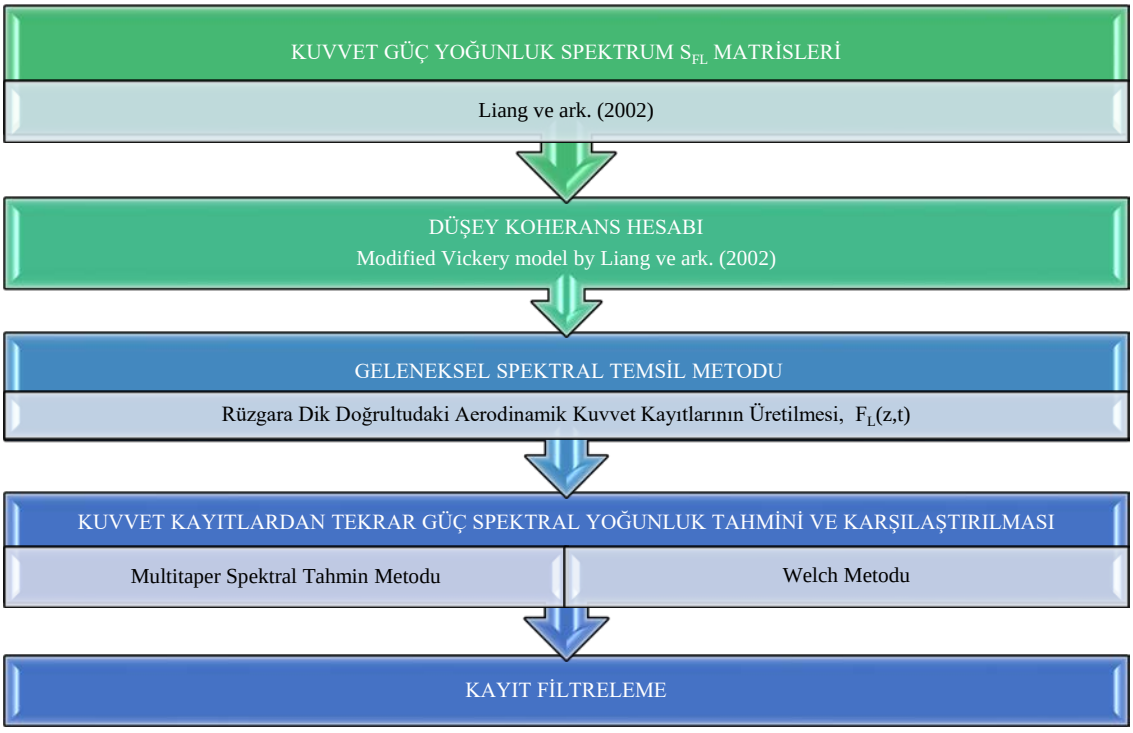
$$r_{jk} = \exp\left\{ -\left[\frac{\Delta}{\alpha_L} \right]^2 \right\} \tag{3.38}$$

Çizelge 3.2. α_L parametrenin değeri (Liang ve ark., 2002)

D/B	0.25-1	2-4
α_L	5.56	7.70

Tez kapsamında koherans fonksiyonu için Denklem (3.38) ve Çizelge 3.2 kullanılmıştır. Liang ve ark. 2002'de sunduğu kuvvet spektrumu ve koherans fonksiyonu kullanılarak cross güç yoğunluk spektrum matrisi elde edilmiş ve Geleneksel Spektral Temsil Metoduyla belirlenen yüksekliklerdeki rüzgâra dik doğrultudaki aerodinamik rastgele kuvvet kayıtları üretilmiştir (Çizelge 3.3). Dalgalanan kuvvet kayıtlarının iki katta bir olmak üzere 20 kat seviyesinde modele uygulanacağı düşünülmüştür. Liang ve ark. (2002) ölçeksiz kuvvet spektrumunu HFFB testinden türettiği için üretilen kayıtlar rüzgâr yükünün rezonans bileşenini içermemekte olup bu bileşen analiz esnasında doğal olarak meydana gelmektedir. Elde edilen rüzgâr kuvveti kayıtları Multitaper Spektral Tahmin Metoduyla tekrar frekans alanına çevrilerek başlangıçtaki kuvvet spektrumuyla uyumluğu kontrol edilmiştir.

Çizelge 3.3. Kuvvet spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları



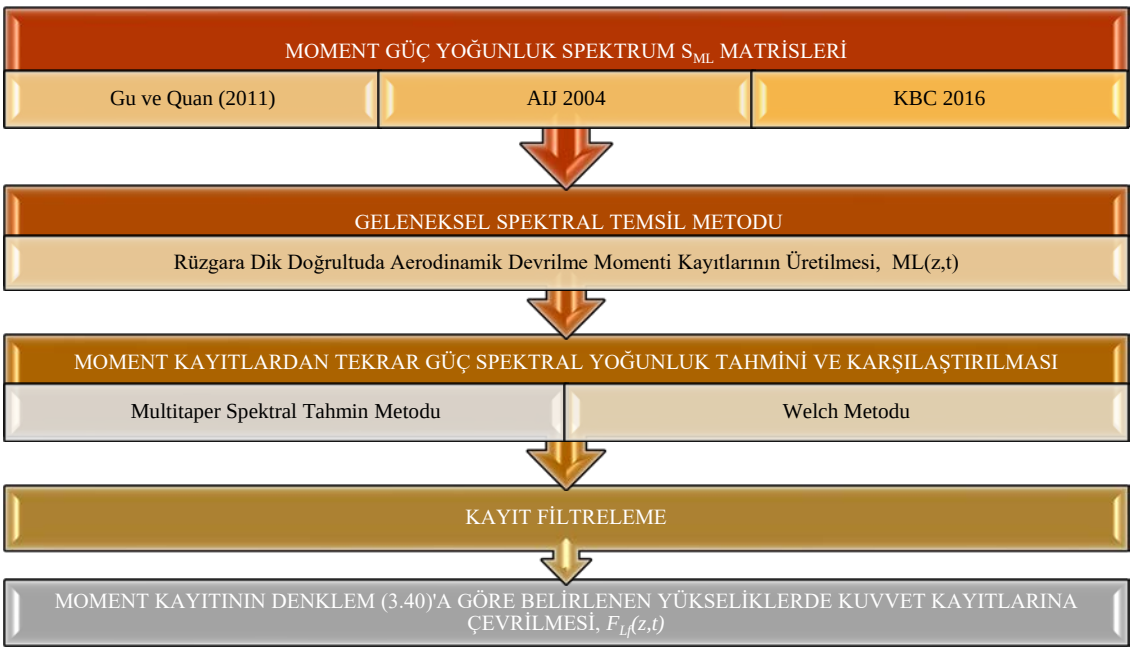
- ***Taban devrilme momenti spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi***

Bu yaklaşımda önce Geleneksel Spektral Temsil Metodu kullanılarak rastgele aerodinamik taban devrilme momentleri elde edilmektedir. Simülasyonda normalize edilmiş rüzgâra dik doğrultudaki devrilme momenti PSD'leri için 3 farklı denklem tercihi sunulmuştur (Çizelge 3.4). Bu spektrumların detaylarına Bölüm 2.3.1'de yer verilmiştir. Elde edilen moment kayıtları Multitaper Spektral Tahmin Metoduyla tekrar frekans alanına çevrilerek başlangıçtaki moment spektrumuyla uyumluğu kontrol edilmiştir. Üretilen moment kayıtları rüzgâr yükünün rezonans bileşenini içermemekte olup bu bileşen analiz esnasında doğal olarak meydana gelmektedir. Bu sebeple aerodinamik taban devrilme momenti kaydının belirlenen yüksekliklerdeki rastgele kat kuvvetlerine dönüştürülmesi için Denklem (2.243)'te arka plan taban momenti-rüzgâr yükü ilişkisini kuran dağıtım fonksiyonu esas alınmıştır.

$$\chi_{FL}(z) = \frac{2+2\alpha}{H^2}\left(\frac{z_i}{H}\right)^{2\alpha} \Delta H_i \tag{3.39}$$

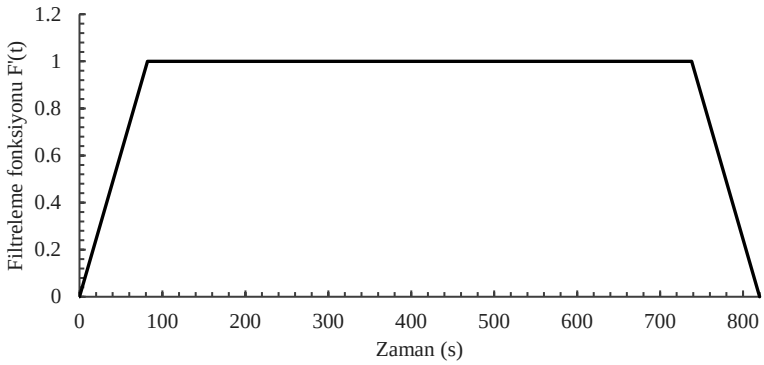
$$F_L(z,t) = \chi_{FL}(z) M_L(t) \tag{3.40}$$

Çizelge 3.4. Devrilme taban moment spektrumuna dayalı rüzgâra dik doğrultu kuvvetlerinin belirlenmesi için simülasyon hesap adımları



3.3.3 Rüzgâr yüklerinin filtrelenmesi

Rüzgâr doğrultusu ve dik doğrultudaki oluşturulan zaman tanımlı yükler t=0 anından itibaren yapıya etkiyebilecek olası değerlere sahiptir. Eğer yükler bu şekilde doğrudan bir yapıya uygulanırsa, ani yükleme nedeniyle dinamik tepki olduğundan fazla tahmin edilebilir. Bu nedenle, kademeli yükleme için bir filtre fonksiyonu tanımı yapılabilir. Şekil 3.4'te gösterildiği gibi bir filtreme fonksiyonu kullanılarak, üretilen rüzgâr yüklerinin başlangıç ve bitişinde toplam kayıt süresinin %10 bölümüne karşılık gelecek kademeli yükleme gerçekleştirilmiştir. Analiz için üretilen kayıtların örnekleme aralığı 20 Hz ve kayıt süresi yaklaşık 820 saniyedir. Bu durumda başlangıç ve bitişte 82 s kademeli yükleme, arada kalan 656 s ise hedeflenen rüzgâr yüklemesi için oluşturulmuştur. Filtreleme, üretilen kuvvet ya da moment kaydına uygulanabilir.



Şekil 3.4. Filtreleme fonksiyonu *F'(t)*

$$F_{D_f}(z,t) = F_D(z,t)F'(t) \tag{3.41}$$

$$M_{L_f}(z,t) = M_L(z,t)F'(t) \tag{3.42}$$

$$F_{L_f}(z,t) = F_L(z,t)F'(t) \tag{3.43}$$

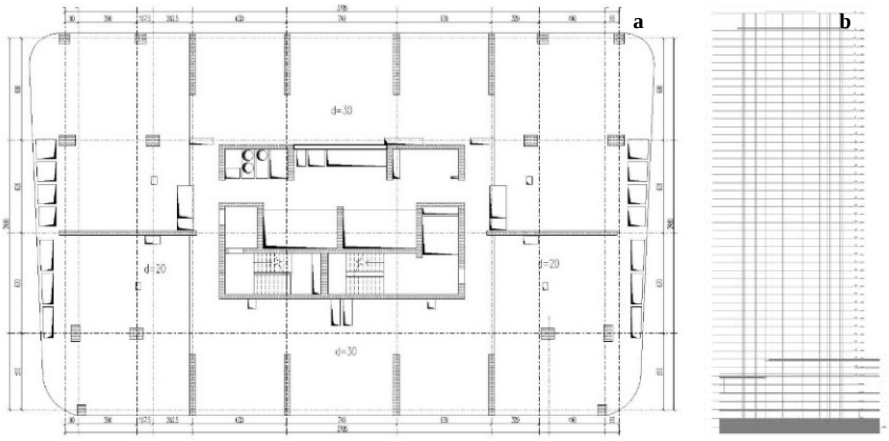
3.4 Yapı Tanımı, Taşıyıcı Sistem Özellikler ve Analitik Model

Bu çalışmada; uygulamada en sık karşılaşılan yatay yüklerin tamamının kuvvetli bir çekirdek tarafından karşılandığı, düşey yüklerin ise bununla birlikte çevresel düşey taşıyıcı elemanların da katkı koyduğu çekirdek destekli sistem tercih edilmiştir. Tüm hesapları TBDY (2018) ve TS500 yönetmeliklerine uygun şekilde gerçekleştirilmiş ve

rüzgâr testleri yapılmış bu yüksek yapı taşıyıcı sistemi güçlü bir çekirdek çevresinde kolon ve kirişsiz döşeme elemanlarından oluşmaktadır. Bu sistemlerde deprem ve rüzgâr yükleri sağlam bir çekirdek tarafından karşılanmakta olup kolonlar, kirişsiz olarak tasarlanan döşeme sisteminden gelen yükleri taşımaktadır. Söz konusu bu yapı, 4 bodrum, 1 zemin, 40 normal kat, 1 çatı katı ve 1 asansör dairesi olmak üzere toplam 47 kattan oluşmaktadır. Zemin kotuna göre toplam yüksekliği 141.20 m, gömülme derinliği ise temel üst kotuna göre 17 m olarak tasarlanmıştır. Buna göre temel kotuna göre yapı toplam yüksekliği 158.20 m'dir. Yapı dikdörtgen bir enkesite sahip olup boyutu yaklaşık 25.5 m x 40.80 m'dir. Yapı türü her ne kadar karma bir proje içerisinde olsa da bireysel konut olarak projelendirilmiştir (Şekil 3.5). Sistem içerisinde 30 cm ve 20 cm kalınlığında iki tip döşeme kullanılmış olup, bu döşemeler çekirdek ile dış çevre kolonları ve perdelerini kat seviyelerinde birleştirmektedir. Kolon ve perde boyutları farklı kat seviyelerinde değiştirilerek yükseklik boyunca kısmen azaltılmış ve en üst katlarda en küçük değerlerini almaktadır. Kolon enkesit uzunlukları 40-160 cm arasında değişmektedir. Çekirdek perde kalınlıkları 30-45 cm, kenar perde kalınlıkları ise 30-50 cm arasında seçilmiştir. Yapıda kat yükseklikleri ortalama 3.20 m'dir. Tasarlanan yapıya ait kat planı ve boy kesit Şekil 3.6'da verilmiştir.



Şekil 3.5. Tasarlanan yapının 3 boyutlu görseli



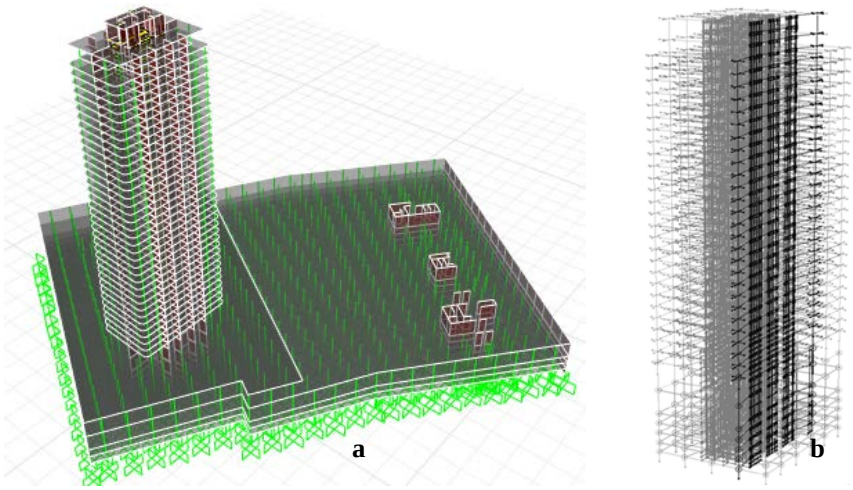
Şekil 3.6. Tasarlanan yüksek yapının **a)** Kat planı **b)** Boy kesiti

Mühendislik problemlerinin çözümünde bilindiği üzere esas olan problemi mümkün olduğu ölçüde gerçekçi bir şekilde ortaya koymak ve ortaya koyulan problemi temsil eder nitelikte bir matematik model ile tanımlamaktır. Ancak gerek problemin zorlukları gerekse analiz yöntemlerinin kısıtlamaları ve bunlara bağlı diğer birçok parametre, matematik modelin ortaya koyulmasını zorlaştırmakta ve belirli kabuller yapmayı zorunlu kılmaktadır. Bu nedenle probleme özel mümkün olduğunca gerçek davranışı temsil etmede önemli hatalara neden olmayacak idealleştirmelerin yapılması zorunlu hale gelmektedir.

Bu çalışmada, daha önce de belirtildiği üzere rijit bir çekirdek etrafında sisteme mesnetlenen kirişsiz döşeme tercih edilmiştir. Günümüzdeki teknolojik gelişmelere rağmen hak etmediği bir ön yargıyla yüksek sismik tehlikenin bulunduğu bölgelerde tercih edilmemesine karşın, bu sistemle orta dereceli sismik bölgelerde yüksek rijitliğe sahip çekirdek sayesinde yeterli rijitlikte bir taşıyıcı sistem elde etmek mümkün olabilmektedir. Rüzgâr tasarımı için de benzer bir yaklaşımdan söz edilebilir. Bu tür sistemler maddi açıdan getirdiği avantajlarla birlikte, sistemin sağladığı fonksiyonel avantajlardan dolayı uygulama açısından önemli artılara sahiptir. Diğer taraftan ard germe yöntemi ile son dönemlerde yaygın şekilde yüksek sismik tehlike ihtiva eden bölgelerde de tercih edilebilen sistemler haline gelmiştir. Seçilmiş olan bu sistemin avantajlarının yanında matematik modelinin oluşturulmasında bazı zorlukları da beraberinde getirdiği aşikârdır. Ancak literatürde verilen deneysel ve analitik çalışmalarla bu problemin çözümüne ilişkin yaklaşımlar geliştirilmiştir.

Tanımı yapılan yüksek yapının ön tasarımı dayanım bazlı analizlerle ETABS programında yapılmış kesit boyutları, donatı detayları belirlenmiştir. Bu tasarım deprem yükleri için gerçekleştirilmiştir. Daha sonra hem deprem hem de rüzgâr yükleri etkisinde şekil değiştirme ve yer değiştirme bazlı zaman tanım alanında performans analizleri gerçekleştirilebilmesi için PERFORM-3D modeli hazırlanmıştır. ETABS programında hazırlanmış olan ana modelde döşemeler kaldırılarak ve efektif kirişler eklenerek idealleştirilmiş model oluşturulmuştur. Bu idealleştirilmiş ETABS modeli ile döşemeli olarak modellenen ETABS modeli arasındaki dinamik karakteristiklerinin benzerliği araştırılmış olup iki modeldeki taşıyıcı sistemin dinamik davranışlarının aynı veya benzer olması amaçlanmış ve teyit edilmiştir. İdealleştirilmiş model PERFORM-3D programına aktarılıp gerekli düzenlemeler yapılarak performans analizi için model hazır hale getirilmiştir. ETABS modelinde kullanılan plak döşeme yaklaşımı, PERFORM-3D programında analiz süresini ve dosya boyutunu artırdığı için efektif kiriş yaklaşımıyla modellenmiştir.

PERFORM-3D programlarında efektif kiriş yaklaşımıyla oluşturulan analiz modeliyle ETABS modelinin modal analiz sonuçları karşılaştırılmış ve modeller arasındaki dinamik karakteristik açısından uyum kontrol edilmiştir. Bu araştırmanın hedefi performansa dayalı rüzgâr analizi olduğu için deprem yükleriyle ilgili sonuçlara çalışmada detaylı yer verilmeyecektir.



Şekil 3.7. Tasarlanan yüksek yapı analiz modellerinin perspektifleri **a)** ETABS modeli **b)** PERFORM 3D modeli

3.5 Malzeme Kabulleri

Çalışmada seçilen taşıyıcı sistem tasarımında betonarme elemanlar için çekirdek ve kabuk betonu tarif eden sargılı ve sargısız beton malzeme modeli ile donatı çeliği malzeme modelinin detayları bu başlık altında anlatılmıştır. Modellerde beton malzemesi için dayanım azalması dikkate alınmış olmakla birlikte donatı çeliği için bu azalma ihmal edilmiştir. Kullanılan her bir malzeme modeli için literatürde verilen çevrimsel davranış modellerine ait çevrimsel azalım ilişkileri ayrı ayrı değerlendirilmiştir. Ayrıca, her üç malzeme modeli için trilinear malzeme idealleştirmeleri ilgili literatüre göre yapılarak malzeme dayanım şekildeğiştirme ilişkileri dikkate alınmıştır.

3.5.1 Ortalama malzeme dayanımları

Dayanım esaslı tasarımdan farklı olarak şekil değiştirme tabanlı tasarımına esas malzeme dayanımları olarak ortalama (beklenen) malzeme dayanımlarının dikkate alınması öngörülmektedir. Bu bağlamda Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY) 2018 Madde 13.6.5.1 normal performans hedefi olarak DD-1 depremi (50 yılda aşılma olasılığı %2 ve tekrarlanma periyodu 2475 yıl) için yapılacak analizlerde "***c***" fıkrasında;

*"İç kuvvet kapasitelerinin hesabında karakteristik malzeme dayanımları yerine Tablo 5.1'de verilen ortalama (beklenen) malzeme dayanımları esas alınacaktır***"**

ifadesi yer almaktadır. Buna göre deprem analizi için söz konusu tabloda beklenen (ortalama) malzeme dayanımları aşağıdaki şekilde verilmektedir.

$$f_{ce} = 1.3 f_{ck} \tag{3.44}$$

$$f_{ye} = 1.2 f_{yk} \tag{3.45}$$

Ancak tez kapsamında farklı dönüş periyotları için yapılacak performansa dayalı rüzgâr analizleri için beklenen ortalama malzeme dayanımı hesaplanırken TBDY (2018)'deki arttırım katsayıları dikkate alınmamıştır. Bu sebeple beklenen ortalama malzeme dayanımı karakteristik dayanıma eşit kabul edilmiştir.

3.5.2 Donatı modeli

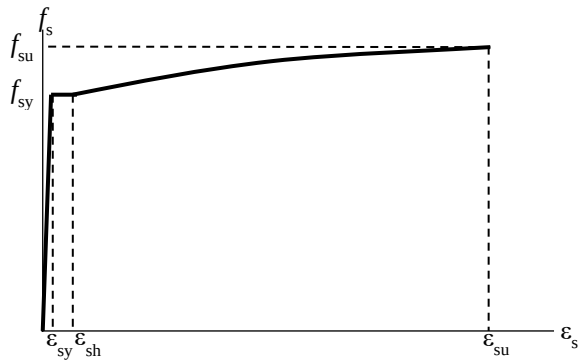
Doğrusal olmayan yöntemler ile şekildeğiştirmeye göre değerlendirmede, donatı çeliği için aşağıdaki gerilme-şekildeğiştirme bağıntıları tanımlanmaktadır (Şekil 3.8).

$$f_s = E_s \varepsilon_s \qquad (\varepsilon_s \le \varepsilon_{sy}) \tag{3.46}$$

$$f_s = f_{sy} \qquad (\varepsilon_{sy} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{sh}) \tag{3.47}$$

$$f_s = f_{su} - (f_{su} - f_{sy}) \left[\frac{(\varepsilon_{su} - \varepsilon_s)^2}{(\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sh})^2} \right] \qquad (\varepsilon_{sh} \le \varepsilon_s \le \varepsilon_{su}) \tag{3.48}$$

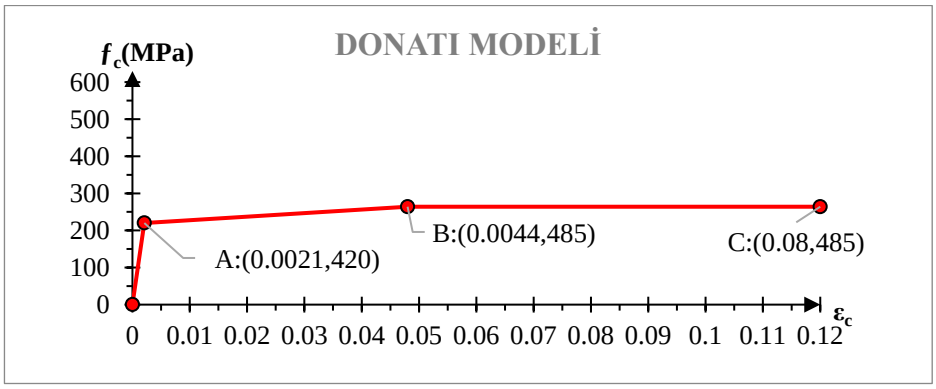
Ancak Şekil 3.8'deki malzeme davranışı yaygın olarak bilinear ve trilinear modellerle idealleştirilmektedir. Çelik, tek eksenli çevrimsel yükleme durumunda belirgin bir güç kaybı yaşamaksızın önemli ölçüde elastik olmayan deformasyonlara dayanabilen sünek bir malzemedir. Bu sebeple, betonarme elemanlar için tek eksenli çelik malzeme modelinin kullanımı uygundur.



Şekil 3.8. Donatı çeliği malzeme davranışı

Literatürde akmada pekleşme, çevrimsel etki, malzemenin burulması ve burkulması vb. önemli etkilerin doğrusal olmayan davranışa dahil edildiği çok sayıda malzeme modeli araştırılmıştır. PERFORM-3D programı kullanıcıya donatı malzemesi için gelişmiş bir modelleme seçeneği sunmaktadır. Bu amaçla oluşturulan model analizinde program her çevrimde maksimum şekil değiştirmeye bağlı enerji ve rijitlik kat sayıları kullanır. Bu

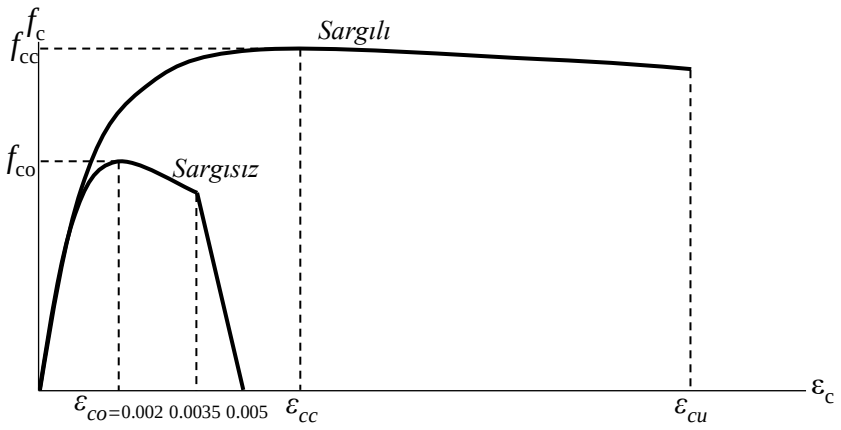
çalışma için B420C donatı çeliği kullanılmış olup modelde tanımlanan donatı çeliği davranış modeli Şekil 3.9'da sunulmaktadır.



Şekil 3.9. PERFORM 3D programına tanımlanan donatı çeliği trilinear davranış modeli

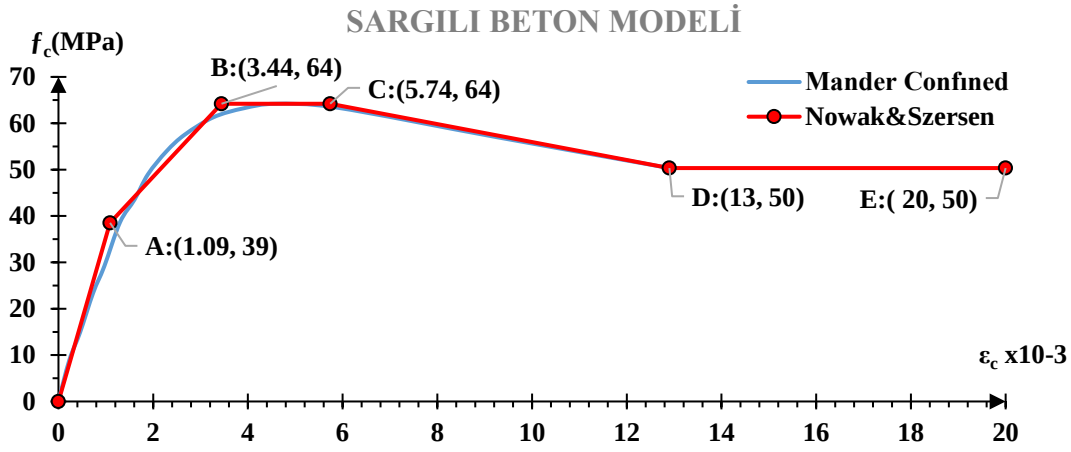
3.5.3 Sargılı/sargısız beton modelleri

Beton tek eksenli basınç yükü altında gevrek bir davranış sergilerken yüklemede eksen sayısı artıkça malzemenin sünekliğinde artış meydana gelir. Bu yüzden yükleme koşulları değiştikçe beton malzemesinin davranış modeli de değişmektedir. Bu durum tek eksenli bir davranış gösteren donatı çeliği ile kıyaslandığında beton malzemesinin davranış modelini temsil etmek daha zor ve karmaşıktır. Beton malzemesinde sargı etkisi beton davranışını doğrudan etkileyen bir parametredir. Bu yüzden sargılı ve sargısız beton malzemesi davranışını mukayese eden birçok araştırmada donatı oranı, çapı, donatılar arasındaki mesafe ve donatının mekanik karakteristiğinin etkisi değerlendirilmiştir. Geliştirilmiş Kent Park (1971-1982), Sheikh ve Uzumeri (1982), Mander (1988), Saatçioğlu ve Razvi (1992), Yassin (1994), Orakcal ve Wallace (2004) sargılı ve sargısız betonların davranışlarını formüle eden modeller literatürdeki önemli araştırmaların başında gelmektedir (Şancı, 2021). TBDY (2018), tasarımcının farklı bir tercihi olmadığı takdirde, doğrusal olmayan yöntemler ile şekil değiştirmeye göre değerlendirmede Mander ve arkadaşlarının 1988'de literatüre kazandırıldığı beton modelinin seçilmesini önermektedir. Tez kapsamındaki doğrusal olmayan yöntemler ile şekildeğiştirmeye göre değerlendirmede, sargılı beton modeli için Mander ve arkadaşlarının (1988) tanımladığı yaklaşım ve sargısız beton davranışı için ise TBDY 2018'de verilen yaklaşım kullanılmıştır (Şekil 3.10).

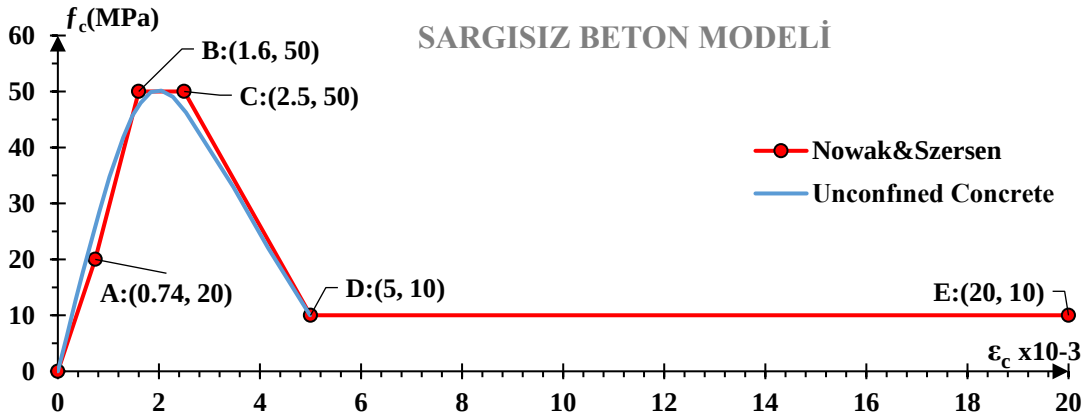


Şekil 3.10. Sargılı ve sargısız beton için kullanılan malzeme davranışları

Tasarlanan yapının perde başlarında yapılan değerlendirmelerden en elverişsiz olanları esas alınarak Mander ve ark. (1988) yaklaşımıyla elde edilmiş sargılı beton davranışı model değerleri ve modellemede kullanılan Nowak ve Szerszen (2001) tarafından önerilen idealleştirmeler farklı bir eğriyle Şekil 3.11'de sunulmuştur. İki eğrinin birbirleriyle tutarlı olduğu görülmektedir. Bahsedilen yaklaşımlar kullanılarak elde edilen sargılı/sargısız beton davranışı ve PERFORM 3D programında modele tanımlanacak parametreler, C50 beton sınıfı için XTRACT programı kullanılarak hesaplanmıştır (Şekil 3.11-12). Bu beton sınıfı için dikkate alınan elastisite modülü TBDY (2018) Denklem (5A.6)'ya göre 35355 MPa olmaktadır.



Şekil 3.11. C50 beton sınıfına ait sargılı malzeme modeli



Şekil 3.12. C50 beton sınıfına ait sargısız malzeme modeli

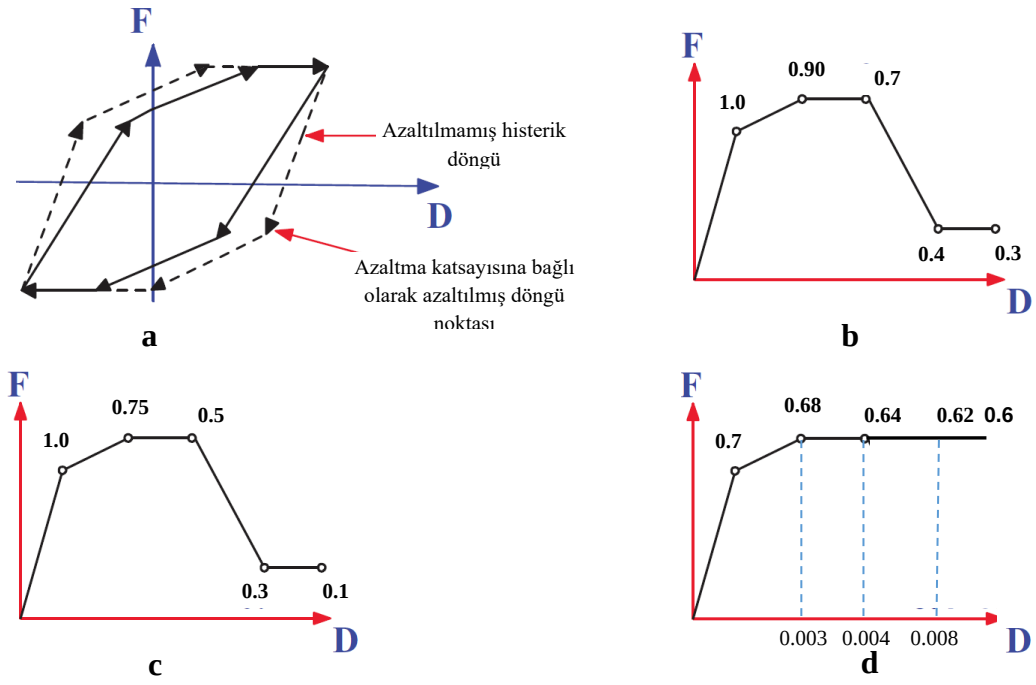
3.5.4 Çevrimsel davranış modeli

Doğrusal olmayan davranışı değerlendirirken göz önünde bulundurulması gereken en önemli modelleme unsurlarından biri, çevrimsel enerji tüketim kapasitesinin hesaba katılmasının gereksinimidir. Rüzgâr ya da deprem gibi tersinir yüklerin etkisi altında doğrusal olmayan davranış sebebiyle, çevrimsel yüklerin etkisi altında oluşan histerik döngü alanıyla tüketilen enerji miktarı ifade edilebilir. Ancak bu tüketim mekanizmasında yapısal sistemin türü ve malzeme özellikleri gibi çeşitli parametrelere bağlı olarak önemli ölçüde değişiklik oluşabilir. TBDY (2018) Madde 5.3.1.7 ve 5.3.2.6 çevrimsel davranış modeli için;

"5.3.1.7 – 5.6.6 ve 5.7'ye göre zaman tanım alanında yapılacak doğrusal olmayan deprem hesabında çevrimsel davranış modeli olarak, çelik taşıyıcı sistemler için elasto-plastik standart çevrim modeli, betonarme taşıyıcı sistemler için ise önceki maksimuma yönelimli model veya çevrim içi rijitlik azalmasına olanak sağlamak üzere, ondan türetilmiş modeller kullanılabilir."

"5.3.2.6 – 5.8'e göre zaman tanım alanında yapılacak doğrusal olmayan deprem hesabında beton ve çelik lifleri için çevrimsel davranış modeli olarak, uygulama literatüründe genel kabul görmüş modeller kullanılacaktır."

ifadeleri yer almaktadır. Bu sebeple PERFORM 3D programı, önceki maksimuma yönelimli modeli kullanarak boşaltma esnasındaki rijitlik değişikliklerini düzenler ve "YULRX" modelini kullanarak enerji tüketimini hesaba katar. Bu model için deformasyon derecelerine bağlı azalma katsayıları her eleman için ayrı ayrı deneysel olarak belirlenen parametrelerdir. Bu katsayılar Mander modeline göre PERFORM 3D programının içinde hesaplanmış ve bu şekilde analize dahil edilmiştir. Histerik döngü ve ilgili azaltma katsayıları Şekil 3.13 gösterilmiştir.



Şekil 3.13. a) Maksimuma yönelimli enerji tüketimi modeli için azaltılmış histerik çevrim **b)** Sargılı beton modeli için seçilen azaltma katsayıları **c)** Sargısız beton için seçilen azaltma katsayıları **d)** Donatı için seçilen azaltma katsayıları

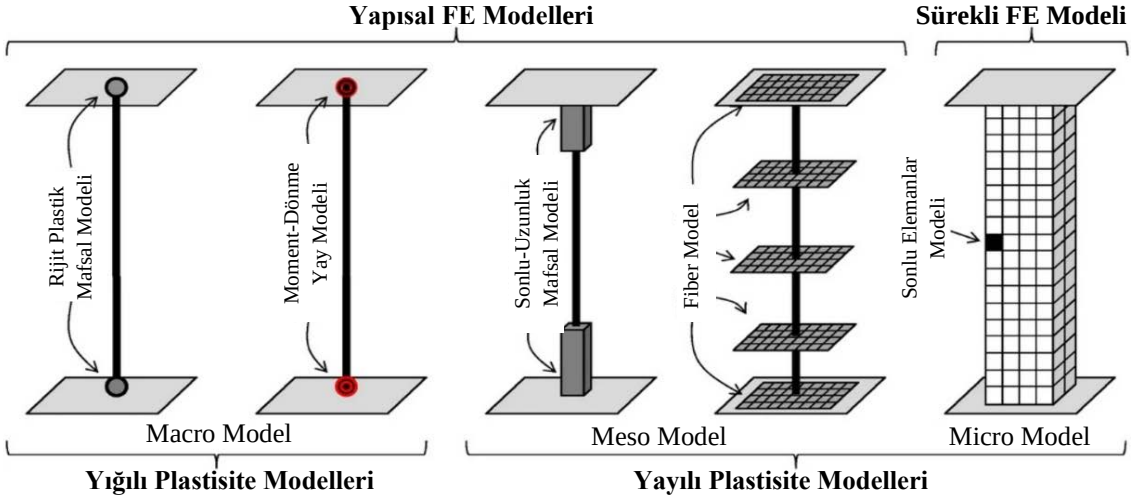
3.6 Taşıyıcı sistemin modellenmesi

Şekildeğiştirme veya dayanım esaslı yapı modellemesinde literatürde farklı yaklaşımlar verilmektedir. Gerçeğe en yakın yaklaşım tüm yapıyı geometrik özelliklerine ve tanımlanmış malzeme özelliklerine bağlı olarak modellemek ve analiz etmek olacaktır. Burada malzeme için yapılan kabullere ek olarak geometrik olarak bütün elemanları modellemek mevcut teknoloji ile gerçekleştirilebilir. Ancak yapı boyutu büyüdükçe ve geometrik olarak yapı eleman şekilleri değişkenlik gösterdikçe modelleme içinden

çıkılamaz bir hal alabilmektedir. Ayrıca çözüm oldukça kompleks ve zaman alıcı olmaktadır. Bu nedenle yapı elemanlarının modellenmesinde malzemeye ek olarak geometri ve eleman davranışları açısından da birtakım idealleştirmeler düşünülmesi kaçınılmazdır.

Elastik olmayan elemanların modellenmesinde, farklı yöntemler olmasına rağmen idealleştirmelerin yapıldığı üç temel grup düşünülebilir. Bu idealleştirme, elastik sınırı aşan davranışın nasıl modelleneceğini esas alan yaklaşımları ifade eder. Bu yaklaşımda; belirli bir noktada elastik sınırı aşan davranışın toplanacağı kabulü ile yığılı plastik model (macro model), belirli bir bölgede yığılacağı kabulü ile lif (fiber) model (meso model) veya tüm kesit ve uzunluk boyunca yayılacağı kabulü ile sonlu eleman modeli (micro model, FEM) kullanılabilir (Şekil 3.14). Bu yaklaşımların her biri, deneysel olarak elde edilen malzeme ve sistem davranış verilerinin farklı matematik modellerle yapı sistemlerine uygulanması ile sağlanabilir.

Tez kapsamında kullanılan yapılarda malzemeye ilave olarak eleman ve geometrik davranış açısından birtakım idealleştirmeler yapılmıştır. Modellemede kullanılan bu idealleştirmeler alt başlıklarda özetlenmiş ve verilen esaslara ek olarak tüm yapılar için beton Elastisite modülü $E = 5000\sqrt{f_e}$ olarak dikkate alınmıştır.



Şekil 3.14. Yapısal elemanların modellenmesinde plastik davranışın dikkate alındığı idealleştirme yöntemleri (NEHRP, 2013; Astroza ve ark., 2015)

Kolon ve kiriş yapı elemanlarının modellenmesinde yığılı plastisite yaklaşımının tercih edilmesi durumunda beton çatlaması, donatı sıyrılması, kayma etkilerinin hesaba katılması için etkin rijitlikler kullanılır (Şancı, 2021). Yığılı plastik davranışına göre modellenen kolon, kiriş, bağ kirişi ve perdelerin *etkin kesit rijitlikleri* Denklem (3.49)'a göre hesaplanmaktadır.

$$(EI)_e = \frac{M_y}{\theta_y}\frac{L_s}{3} \tag{3.49}$$

Burada M_y ve θ_y çubuk elemanın uçlarındaki plastik mafsalların *etkin akma momentleri* ve akma dönmelerinin ortalamalarını ifade etmektedir. L_s ise kesme açıklığı (kesitteki moment/kesme kuvveti oranı)'dır. Kolon ve kirişlerde bu oran yaklaşık olarak açıklığın yarısı olarak kabul edilebilir. Denklem (3.49)'da yer alan plastik mafsal akma dönmesi θ_y Denklem (3.50) kullanılarak hesaplanacaktır.

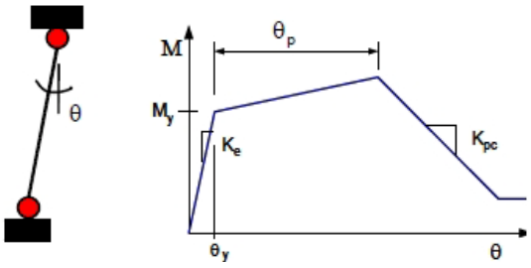
$$\theta_y = \frac{\Phi_y L_s}{3} + 0.0015\eta\left(1+1.5\frac{h}{L_s}\right) + \frac{\Phi_y d_b f_{ye}}{8\sqrt{f_{ce}}} \tag{3.50}$$

Burada Φ_y plastik mafsal kesitindeki *etkin akma eğriliğini* göstermektedir. Kiriş ve kolonlarda $\eta = 1$, perdelerde ise $\eta = 0.5$ seçilmektedir. h kesit yüksekliğidir. *Akma durumu için donatı sıyrılması* dönmesini ifade eden son terimde yer alan d_b mesnede (birleşim noktasına veya temele) kenetlenen donatının ortalama çapını, f_{ce} ve f_{ye} ise betonun ortalama (beklenen) basınç dayanımı ile donatının ortalama akma dayanımını ifade etmektedir.

3.6.1 Kolon modellemesi

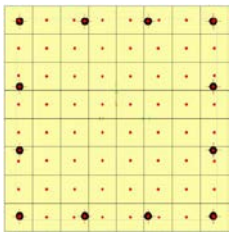
Kolonların modellenmesi için yayılı plastisite ve yığılı plastisite yaklaşımı olmak üzere iki farklı teknik mevcuttur. Yığılı plastisite yaklaşımı, elastik ötesi davranışı plastik mafsal tanımı ile dikkate alan yaygın ve tercih edilen bir yöntemdir. Plastik mafsal, kesitin belirli bir noktasında doğrusal olmayan davranışın toplandığı sıfır-uzunluklu bir kaynaktır ve bu bölgenin uzunluğu genellikle eleman eğilme yönündeki yüksekliğinin

yarısı olarak kabul edilir. Plastik mafsal modellemesinde, kesitin moment-eğrilik ilişkisine bağlı bi-linear bir modelleme yapılabilir ve histeritik davranış dinamik analizlerde dikkate alınır. Bu bilgiler dahilinde plastik mafsal tanımlaması ve moment-dönme ilişkisinin şematik gösterimi Şekil 3.15'te gösterilmiştir.



Şekil 3.15. Plastik mafsal tanımlaması ve moment-dönme ilişkisi şematik gösterimi

Yayılı (lifli) plastisite yaklaşımı ise elastik ötesi davranışı dikkate alabilen ve uygulamada yaygın olarak tercih edilen doğrusal olmayan bir davranış modelidir. Yığılı plastik davranış modeline kıyasla, hesap adımını artırmasına rağmen kesitlerde tanımlanan her bir lifte şekil değiştirme düzeylerinin takibini mümkün kılması nedeniyle son yıllarda tercih edilmeye başlanmıştır (Şekil 3.16).



Şekil 3.16. Betonarme kolonlarda kullanılan fiber modelin şematik gösterimi

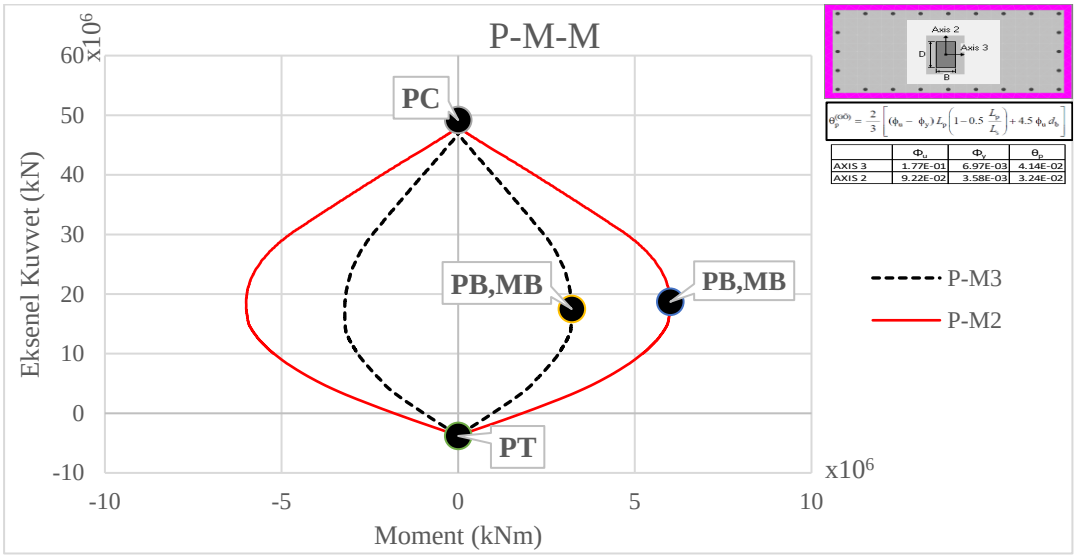
Tez kapsamında yüksek yapının kolonlarının modellenmesi için hem yığılı plastisite hem de yayılı plastisite (meso) olmak üzere iki farklı Perform-3D modeli oluşturulmuştur. Modellemede öncellikle yığılı plastisite modeli kullanılmış ancak analiz sonuçlarında kolonlarda yüksek çekme kuvvetleri oluştuğu gözlemlenmiştir. Bu nedenle P-M-M zarf eğrileri ile kolon elemanların kapasitelerinin belirlenmesinin yanlış bir değerlendirmeye yol açacağı düşünülmüş ve ikinci bir yaklaşım olan yayılı plastisite (meso) ile yeni bir model oluşturulmuştur. Yapının analizleri ve sonuçları için oluşturulan yeni model esas alınmıştır. Ancak yığılı plastisite modeli de oluşturulduğu için yığılı plastisite model

oluşturulması hakkında genel bilgilere bu başlık altında yer verilmiştir. Yığılı plastisite modelinde kiriş-kolon birleşimlerinin rijit olduğu varsayımı yapılmış ve malzeme modellerinde pekleşme özellikleri dikkat alınmıştır. Plastik mafsallar arasında kalan bölgelerde doğrusal olmayan analizlerde betonarme kesitlerin başlangıç eğilme rijitlik değerleri çatlamamış kesit olarak esas alınmıştır. Çalışmada kullanılan yüksek yapıdaki kolonların detayları ve kolonların yığılı plastik mafsal tanımı için hesaplanan değerler Çizelge 3.5 de verilmiştir. Değerlerin hesaplanması için XTRACT programı kullanılmıştır.

Çizelge 3.5. Kolonların plastik mafsal özellikleri

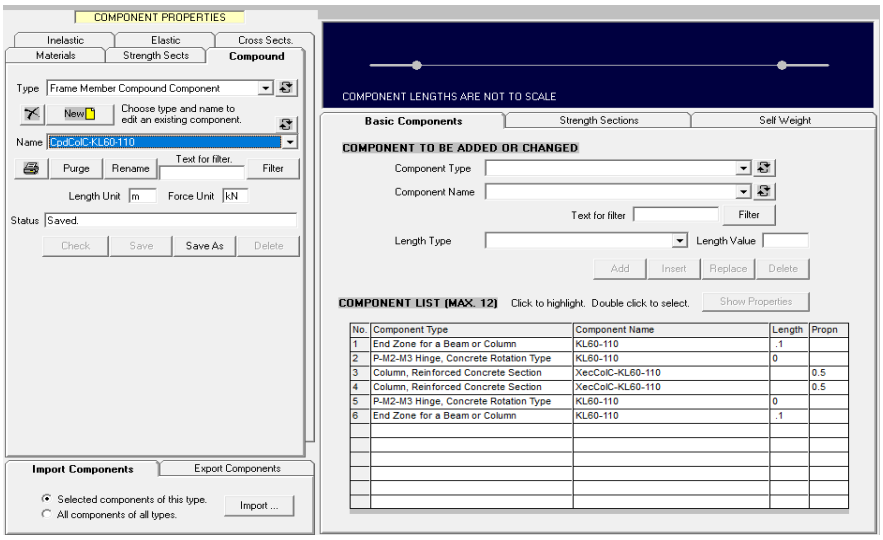
Kolon Adı	B (cm)	H (cm)	Boyuna Donatı		Çekme PT (kN)	Basınç PC (kN)	Denge Momenti	
			Adet	Çap			M_2 (kN-m)	M_3 (kN-m)
KL40-75	75	40	18	14	1397	21000	875.2	1738
KL50-50	50	50	12	18	1539	17800	973.3	973.3
KL50-70	70	50	18	16	1824	25100	1337	1938
KL50-75	75	50	16	18	2052	26900	1457	2233
KL50-110	110	50	20	18	2565	39700	2107	4842
KL60-60	60	60	12	20	1900	25700	1691	1691
KL60-70	70	60	14	20	2217	30300	1990	2323
KL60-110	110	60	24	20	3800	49200	3214	6003
KL70-70	70	70	16	20	2533	35600	2732	2732
KL70-75	75	70	18	20	2850	38700	2926	3216
KL80-70	70	80	18	20	2850	41000	3592	3141
KL80-110	110	80	24	22	4598	66000	5785	8014
KL80-120	120	80	26	22	4981	72200	6334	9559
KL90-70	70	90	20	22	3831	46900	4688	3656
KL90-75	75	90	18	22	3449	49900	4939	4097
KL100-70	70	100	24	22	4215	52400	5805	4080
KL110-70	70	110	24	22	4215	57400	6993	4415
KL110-75	75	110	24	22	4598	61700	7479	5154
KL120-75	75	120	24	22	4598	67200	8869	5543
KL130-75	75	130	26	22	4981	73100	10400	6027
KL150-80	80	150	32	22	6131	91000	15000	7977
KL160-80	80	160	32	22	6131	96700	17000	8425

Örnek bir kolon için XTRACT programından elde edilen eksenel yük moment ilişkisi (PMM) örnek zarf eğrisi Şekil 3.17'de verilmiştir.

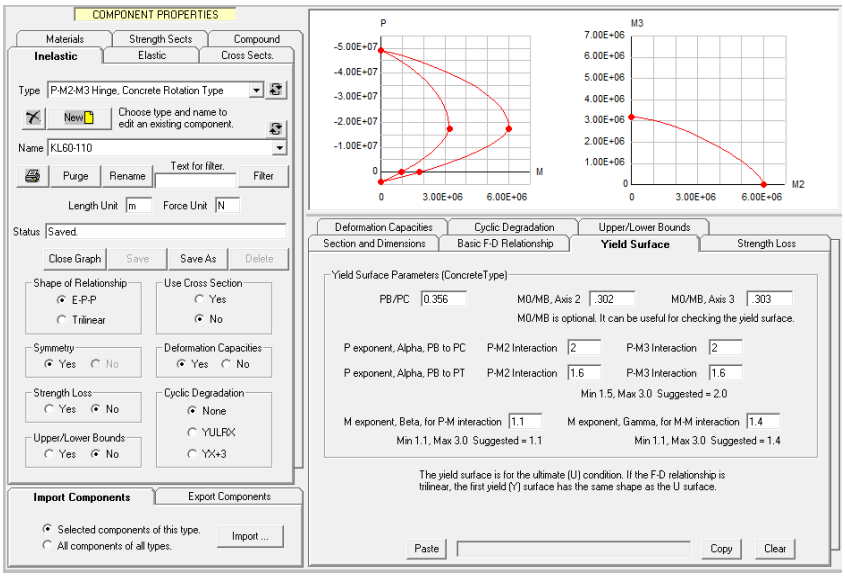


Şekil 3.17. Örnek bir kolon zarf eğrisi

PERFORM 3D program arayüzünde yığılı plastik mafsal modelinin örnek bir kolon elemanına tanımlanması ise Şekil 3.18'de gösterilmiştir. Hesaplanan plastik mafsal parametreleri ve zarf eğrisinin PERFORM 3D programının P-M2-M3 mafsal girdi arayüzüne tanımlaması da Şekil 3.19'da gösterilmiştir.



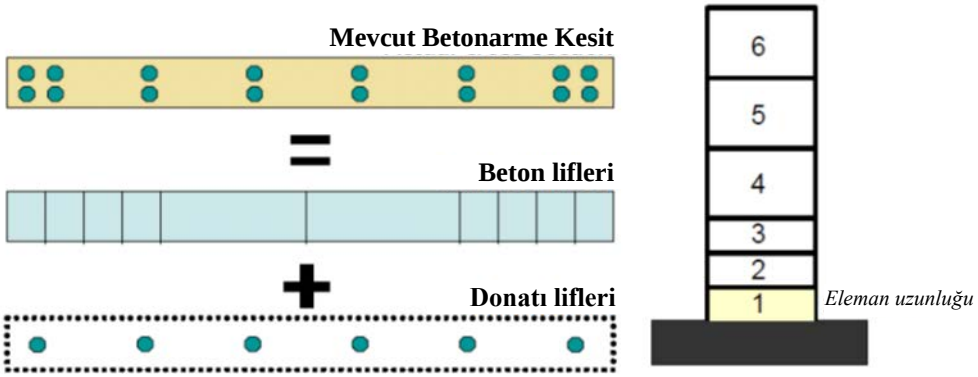
Şekil 3.18. Plastik mafsalın Perform 3D programına tanımlanması



Şekil 3.19. PERFORM 3D kolon P-M2-M3 mafsal arayüzü

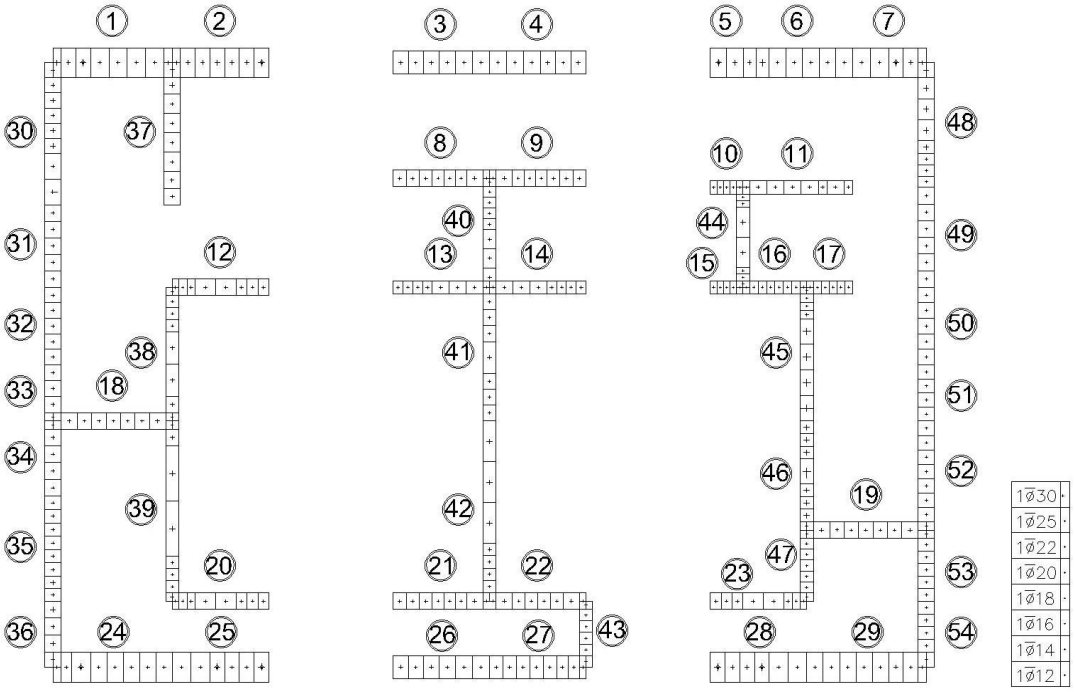
3.6.2 Perde modellemesi

Yığılı plastik davranış modellemesinin tersine, yayılı plastik davranış modeli (meso model) farklı bir yaklaşımdır. Bu yöntem, mikro modellemenin belirli bir bölgedeki bir doğrultulu uygulaması şeklinde düşünülebilir. Deneysel veya analitik olarak elde edilmiş malzeme modellerinin seçilmesiyle, bölgelere ayrılmış ve lif olarak isimlendirilen kesit bölümlerinin davranışları bu şekilde kontrol edilerek hesaplama gerçekleştirilebilir. Betonarme kesitler bu yöntemle beton ve donatı lifleri şeklinde tasarlanarak elemanın nonlineer davranışı hesaba dahil edilmiş olur. Bu metoda ait şematik uygulaması Şekil 3.20'de sunulmaktadır.



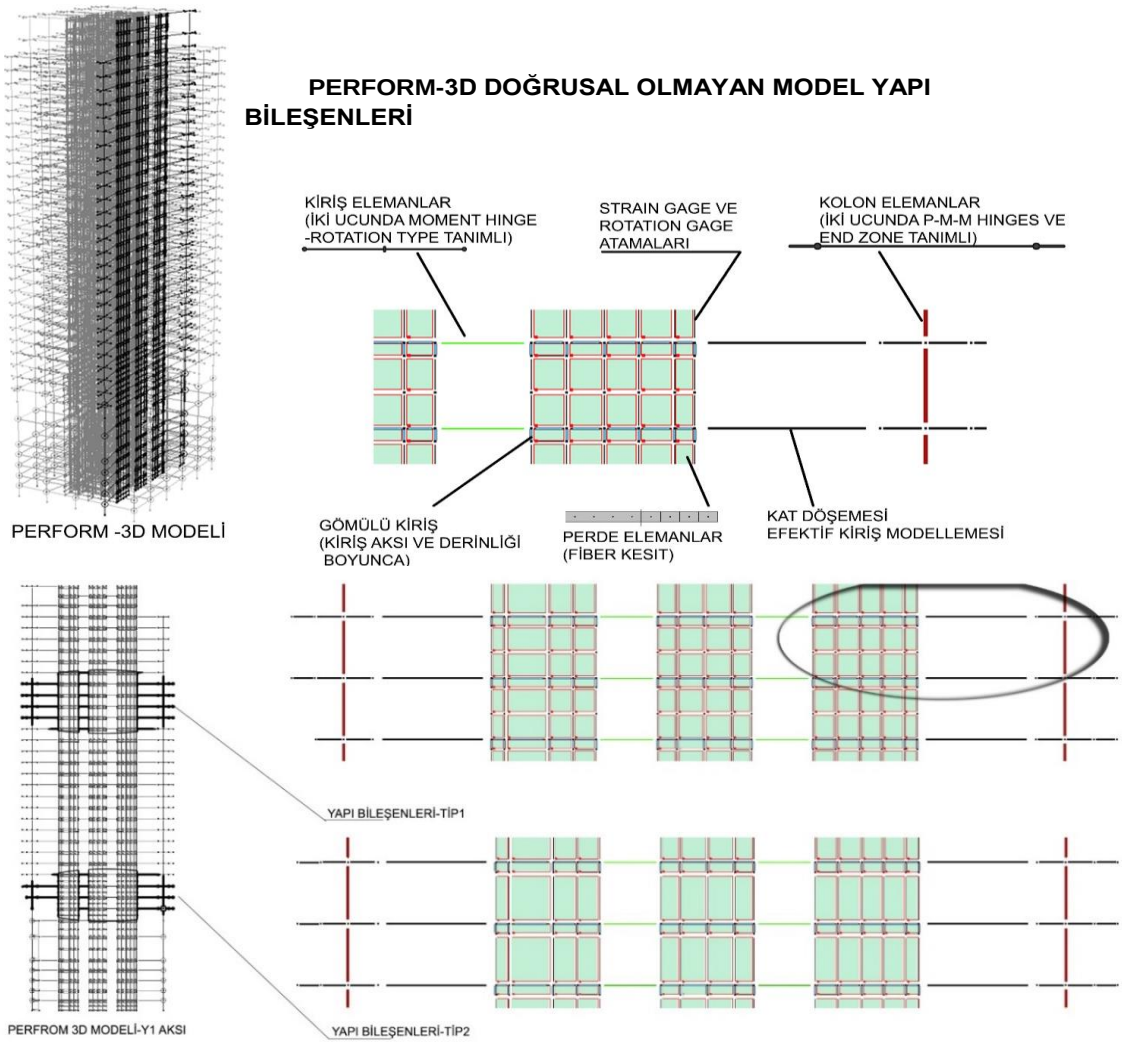
Şekil 3.20. Perde duvarlar için idealleştirilmiş meso (fiber) model yaklaşımı

Tez kapsamında kullanılan perde sisteminde perdelerin başlık ve gövdeleri yeterli miktarda bölünerek her biri fiber eleman olarak tanımlanmıştır. Bu yaklaşımla oluşturulan fiber kesitler için örnek teşkil etmesi açısından Şekil 3.21'de çekirdek perde elemanlarının şematik gösterimi verilmiştir.



Şekil 3.21. Yüksek yapıya ait çekirdek perde sisteminin liflere ayrılmasının şematik gösterimi

Kullanılan PERFORM 3D programında çerçeve ile perde arasındaki birleşim detaylarını özel olarak ele almak için bazı modelleme detaylarına ihtiyaç duyulmuş ve bu nedenle, perdeler belirli bölümlere ayrılmıştır. Bu bölünmeler ve kullanılan elemanlar Şekil 3.22' de şematik olarak gösterilmektedir. Şekilde de görüleceği üzere bu modelleme tekniğine ek olarak, perde başlıklarına strain gage ve rotation gage'ler tanımlanmış, şekil değiştirmeler ölçülerek belirlenen sınır değerlerle karşılaştırılmıştır.



Şekil 3.22. Nonlineer analiz için kullanılan perde-çerçeve modelleme yaklaşımı ve strain/ rotation gage uygulamasının şematik ifadesi

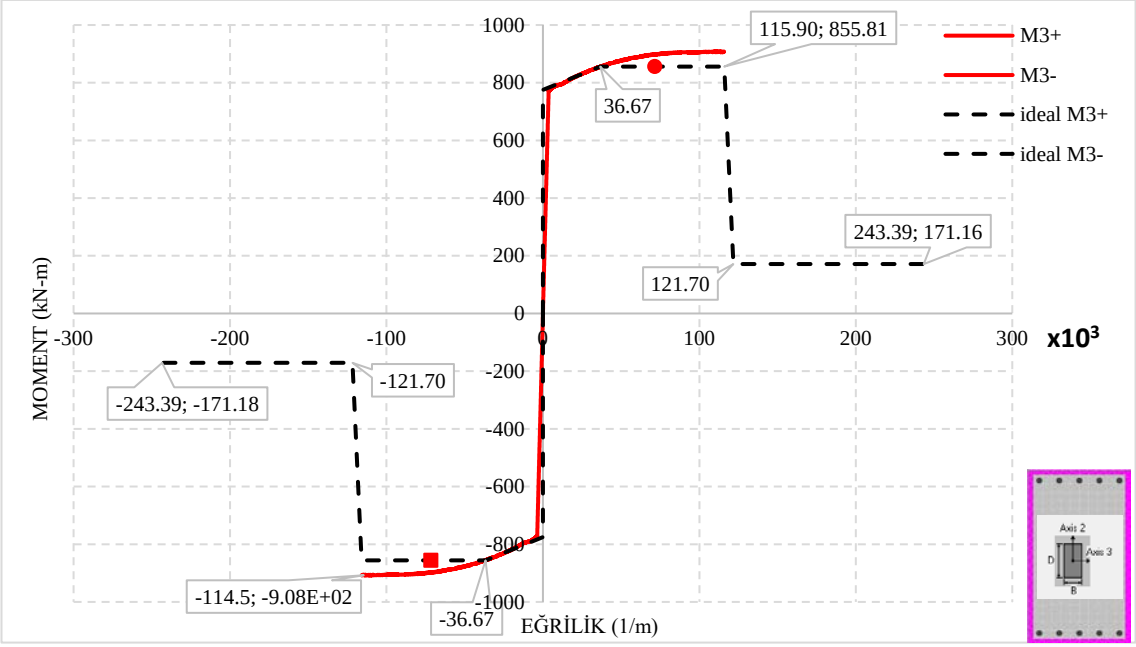
3.6.3 Kiriş modellemesi

Kirişler için de kolonlarda tercih edilen yığılı plastik davranış modeli esas alınmıştır. Kirişlerin uç noktalarına plastik mafsalı yerleştirilmiştir. Kirişin kesme kontrolü için kiriş elemanın açıklık ortasına kesme mafsalı tanımlanmıştır. Plastik mafsal tanımı için gerekli parametre değerleri XTRACT programında hesaplanarak sonuçlar Çizelge 3.6'da verilmiştir.

Çizelge 3.6. Kirişlerin boyut, donatı ve plastik mafsal parametreleri

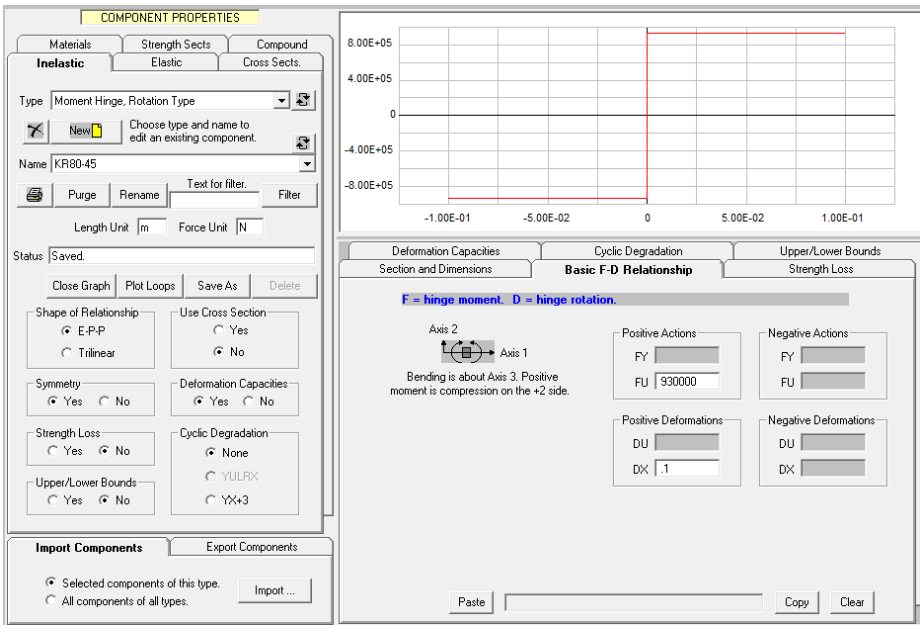
Kiriş Adı	B (cm)	H (cm)	Boyuna Donatı (Alt Üst)		θpM3+ (rad)	θpM3- (rad)	Akma momenti	
			Adet	Çap			M3+ (kN-m)	M3- (kN-m)
KR80-30	30	80	4	26	0.0270	0.0270	682	682
KR80-40	40	80	5	26	0.0269	0.0269	853	853
KR80-45	45	80	5	26	0.0269	0.0269	856	856

Çizelge 3.6'da verilen akma momentleri ve dönme sınırları kullanılarak KR80-45 kirişi için elde edilmiş moment eğrilik ilişkisi örnek olarak Şekil 3.23'te gösterilmektedir.



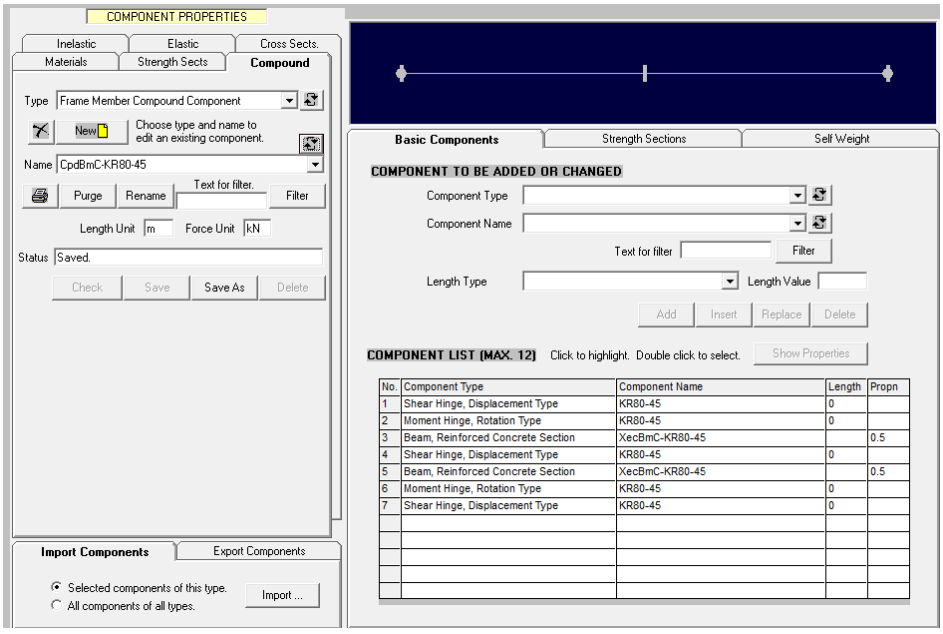
Şekil 3.23. KR80X45 kiriş elemanı için moment eğrilik

Elde edilen kiriş bilgileri ve plastik mafsal girdileri kullanılarak PERFORM 3D programında kiriş mafsal tanımının yapılması Şekil 3.24'te gösterilmiştir.



Şekil 3.24. Perform-3D programında kiriş mafsal tanımı

Tanımlanan bu mafsallar kiriş elemanlarının her bir ucuna da atanarak kirişlerin modellenmesi tamamlanmış olur. Elemanların her iki ucunda tanımlanan plastik mafsalların PERFORM-3D programında elemana atanmasının bir örneği Şekil 3.25'te gösterilmektedir.



Şekil 3.25. Perform-3D programında kiriş elemanlarına mafsal ataması

3.6.4 Döşemelerin modellenmesi

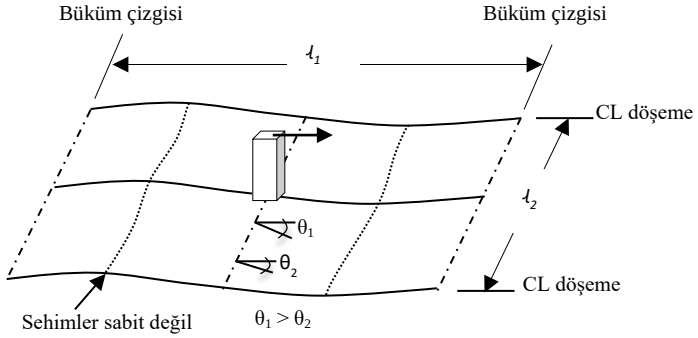
Tasarlanan yük yapı modelinde kat tabliyeleri kirişsiz döşeme olarak tasarlanmıştır. Analizde kirişsiz döşemelerin yapı davranışına etkisi, doğrudan modelleme veya literatürde sunulan alternatif modelleme metotlarıyla dikkate alınabilir. Performansa dayalı tasarımda, bu tür döşemelerin alansal modelleme ile analize dahil edilmesi mümkündür. Ancak, doğrusal olmayan analiz için modelde bilinmeyen sayısı artıkça çözüm daha karmaşık bir hal almakta ve tasarımcı analizde iterasyon ve zaman kaybı problemiyle karşılaşabilmektedir. Bu sebeple, ülke standartları/kodları ve literatürde yaklaşık modelleme yöntemleri sunulmaktadır. Bu alanda önemli yeri olan ATC 72 (2010) ve ASCE/SEI 41-13 standartlarında kirişsiz döşemelerin çözümünde efektif ve eşdeğer kiriş modellerinin kullanılabileceği yer almaktadır. TBDY (2018) yönetmeliği madde 5.4.4'te ise:

"Özel durumlar dışında, bina çevresindeki bodrum perdelerinin ve bina döşemelerinin doğrusal olmayan modellemesi gerekli değildir. Normal durumlarda, bu elemanlar için ***Tablo 4.2****'de verilen etkin kesit rijitlikleri ile eşdeğer doğrusal modelleme yapılacak ve* ***4.5.5****,* ***4.5.6*** *ve* ***4.5.7****'de verilen tüm modelleme kurallarına uyulacaktır."*

şeklinde bir açıklamaya yer verilmektedir. Bu nedenle, tezde kapsamında yüksek yapıdaki kirişsiz döşemelerin doğrusal olmayan davranışları, eşdeğer modellerle hesaba dahil edilmiştir.

Yapılan literatürde araştırmasında yaygın olarak tercih edilen yöntemlerin eşdeğer kiriş ve efektif kiriş modellemesinin olduğu anlaşılmaktadır. Efektif kiriş modelinin davranışı temsil etmede daha etkin olduğu ancak rijitliği olduğundan bir miktar fazla tahmin ettiği, eşdeğer kiriş yaklaşımının ise rijitliği modellemede gerçekte olması gerekenden daha az hesaba dahil ettiği anlaşılmaktadır. Hwang ve Moehle (2000) tarafından önerilen ve ASCE-SEI 41-13'te de atfedilen yaklaşıma göre efektif kiriş yaklaşımının rijitliğinin azaltılarak kullanılması deneysel ve sonlu elemanlar analiz sonuçları ile eşleştiği ilgili araştırmacılar aracığıyla ispatlanmıştır. Buna göre tez kapsamında yüksek yapının döşemelerinin modellenmesi için efektif kiriş yaklaşımı kullanılmıştır.

Kolon-kirişsiz döşeme sistemlerinde, kirişsiz döşemeler bütün genişliği boyunca kolona eğilme elemanı olarak mesnetlenmez. Birleşim bölgesi dönmeye maruz kaldığında, kolonun yanındaki döşeme kolona bağlı olarak dönerken, uzak bölgelerdeki döşemelerde ise aynı dönme meydana gelmez (Şekil 3.26). Bu sebeple, döşemenin 3D davranışını modellemedeki karmaşıklığı göz önünde bulundurularak, döşemenin basitleştirilmiş bir şekilde modellemesi için ASCE 41-13'teki yöntem kullanılmıştır.

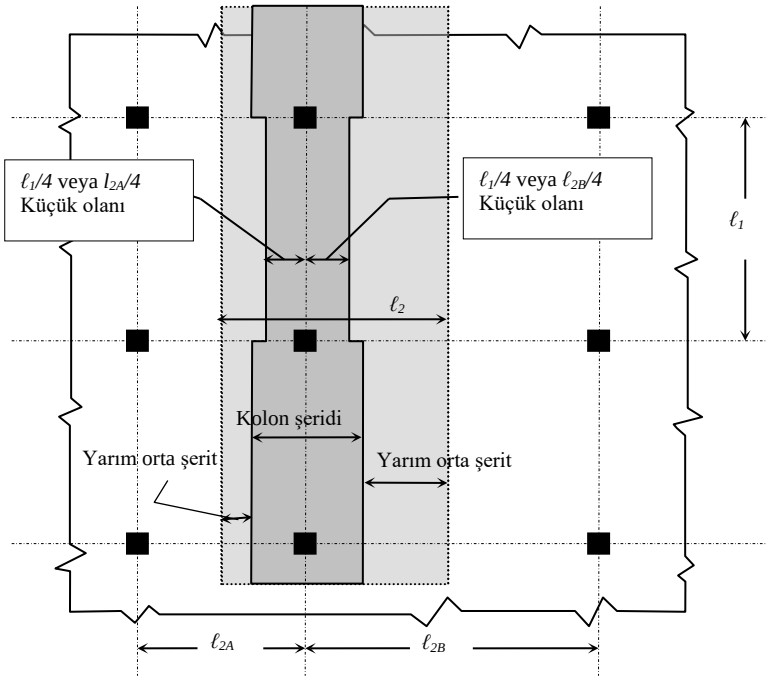


Şekil 3.26. Tipik kirişsiz döşeme kolon bağlantısı eğilme davranışının şematik gösterimi (Hwang ve Moehle, 2000)

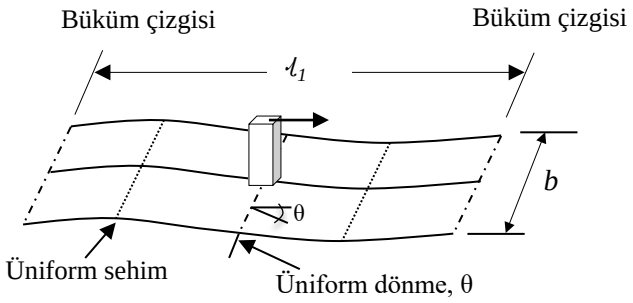
Bu tür döşeme sistemlerinin tasarımında, döşemeler kolon ve orta şerit bölümlerine ayrılarak tasarlanabilir. Bu yaklaşım, döşemenin eğilme davranışına göre bölümlere ayırma ve buna göre tasarlama ilkesine dayanır. Kirişsiz döşemelerin idealleştirilmesinde kullanılan yaygın yöntemlerden biri, döşemenin eğilme davranışını temsil eden *Efektif Kiriş Modelidir*. Şekil 3.27'de gösterildiği gibi, efektif kiriş genişliği, dönmelerin üniform olduğu varsayılan genişliktir ve bu kirişin yüksekliği döşeme yüksekliği ile aynıdır. Efektif kiriş genişliği, döşeme açıklığının ortasından geçen ve eğilme yönüne dik olan bir hattın sınır olarak kabul edilmesiyle belirlenir. Bu modeldeki hesaplamalar genellikle elastik döşeme kabulüne göre yapılmaktadır.

Efektif kiriş genişliği için literatürde çeşitli yaklaşımlar yer almaktadır. Hwang ve Moehle (2000)'nin literatürde kabul gören yaklaşımına göre, geleneksel tarzdaki efektif kiriş yönteminin uygulama şeklinin gerçekten daha yüksek rijitliklerin hesap dahil edilmesine sebep olduğundan, tez kapsamında aşağıda özetlendiği şekliyle efektif kiriş modeli kullanılmaktadır. Bu yaklaşım hem ATC 72 (2010) hem de ASCE/SEI 41-13'te

tasarımcıya sunulmaktadır. Bu kapsamda bir aks için idealleştirilmiş efektif kiriş modeli Şekil 3.28'de gösterilmektedir.



Şekil 3.27. Kirişsiz döşeme davranışında geleneksel tasarım yaklaşımı (Doğangün, 2013)



Şekil 3.28. Efektif kiriş genişliği modeli kavramı (Hwang ve Moehle, 1997)

Söz konusu genişlik ($\alpha l_2 = b$) iç çerçeve ve dış çerçeve için ayrı ayrı hesaplanmaktadır. İç çerçevelerde efektif kiriş genişliği Denklem (3.51), köşe ve kenar birleşimlerini içeren dış çerçevelerinde ise Denklem (3.52) yardımıyla belirlenmektedir. l_1 ve l_2 sırasıyla merkezden merkeze boyuna ve enine açıklık uzunluğudur. c_1 ise l_1 yönüne paralel kolonun kenar uzunluğudur.

$$\alpha l_2 = b = 2c_1 + \frac{l_1}{3} \tag{3.51}$$

$$\alpha l_2 = b = c_1 + \frac{l_1}{6} \tag{3.52}$$

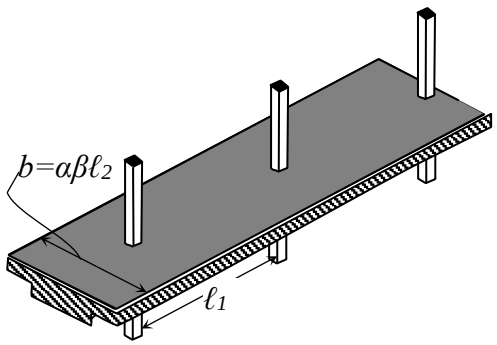
Burada bir diğer problem ise efektif kiriş rijitliğindeki muhtemel kaybın tahmin edilmesidir. Buna göre efektif kiriş genişliğinin yalnızca yukarıdaki şekilde tanımlanması, sıcaklık, rötre, büzülme, kullanım yükleri, deprem ve bunlar gibi etkilerin neden olacağı çatlamış kesit rijitliğinin dikkate alınması için yeterli olmadığından efektif rijitlik efektif kiriş genişliğine bağlı olarak aşağıdaki şekilde ifade edilmektedir. (Allen ve Darvall, 1977)

$$E_c I_{efektif} = E_c \beta \left[\frac{\alpha l_2 h^3}{12} \right] \tag{3.53}$$

Geleneksel betonarme döşeme sistemleri için bu eşitlikteki β katsayısı ASCE/SEI 41-13 ve ATC 72 (2010) da Hwang ve Moehle (2005) tarafından yapılan deneysel çalışmaya atfen aşağıdaki eşitlik önerilmektedir.

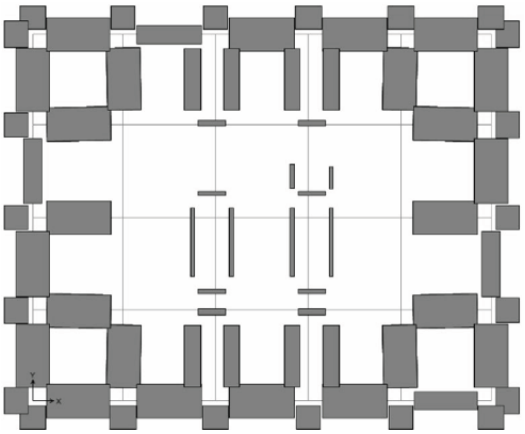
$$\beta = \frac{4c_1}{l_1} \geq 1/3 \tag{3.54}$$

Bu yaklaşım kullanılarak elde edilen efektif kiriş modeli başlık bölgesinin de dikkate alındığı yaklaşımla Şekil 3.29'da gösterilmektedir.



Şekil 3.29. Efektif kiriş modeli şematik gösterimi

Bu yöntemle, yüksek yapıdaki kirişsiz döşemeler eşdeğer şeritlerle modellenmektedir. Bu şeritlerin oluşturulmasına dair bir örnek, normal kat planları için Şekil 3.30'da sunulmaktadır.



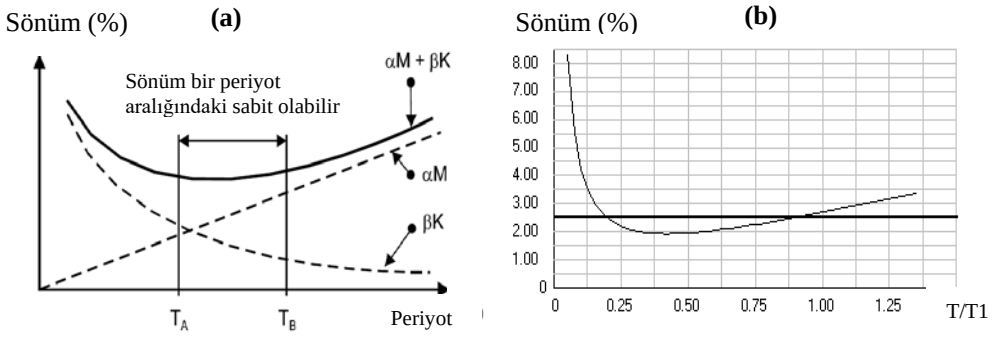
Şekil 3.30. Normal kat döşemeleri için elde edilen şeritlere ait şematik görünüm

Şekilde gösterilen her şerit parçası, tablanın uzunluğu boyunca tabla yüksekliği ve döşeme yüksekliği dikkate alınarak, diğer kesitler için ise yalnızca döşeme yüksekliği kullanılarak eşdeğer doğrusal modelle idealleştirilmiştir. Efektif kiriş genişliklerinin hesaplanmasında β katsayısı, şekil katsayısı (α) ile birlikte değerlendirilmiş ve şerit genişlikleri hesaplamalarına dahil edilmiştir. Ancak, kullanılan β katsayısı hiçbir zaman 0.33'ten küçük ve 0.7'den büyük olarak dikkate alınmamıştır. Kaynaklarda üst sınır belirtilmemiş olmasına rağmen, bu çalışmada β katsayısı çatlama etkilerini dikkate alarak 0.7'den büyük değerler kullanılmamıştır.

Döşeme efektif kirişlerinin etkin kesit rijitlikleri hesaplandıktan sonra, rüzgâr tüneli testinde döşeme rijitliklerinin %50 azaltılmış olarak kullanılması nedeniyle, elde edilen rijitlik değerleri modele tanımlanırken %50 oranında azaltılarak uygulanmıştır.

3.6.5 Rayleigh sönüm oranı

Zaman tanım alanında yapılan doğrudan entegrasyon analizlerde, sönüm matrisleri genellikle kütle ve rijitlik matrislerinin belirli bir oranı olarak hareket denklemine dahil edilmektedir. Sönüm matrisinin oluşturulmasında en yaygın yöntem *Rayleigh Sönüm Matrisi Yaklaşımıdır*. PERFORM-3D, bu matrisin hesaplanmasında, yapı doğal titreşim periyodunun yanı sıra diğer modlara ait değişken modal sönüm oranlarını Şekil 3.31(a)'da gösterildiği gibi dikkate alır. Bu çalışmada, T/T_A ve T/T_B sınırları sırasıyla 0.01 ve 1.1 olarak kullanılmıştır. Bu değerler için sönümün periyotla değişimi Şekil 3.31 (b)'de sunulmaktadır.



Şekil 3.31. Rayleigh sönümü şematik gösterimi

3.7 Zaman Tanım Alanında Analiz Yöntemleri

Yapının doğrusal ya da doğrusal olmayan dinamik tepkisinin gerçekçi bir tahmini için genelde zaman tanım alanında analizi yapılması tercih edilmektedir. Rüzgâr yükünün süresi sismik yükün süresinden çok daha uzundur. Bu durum rüzgâr yükü için, Doğrusal Olmayan Zaman Tanım Alanında Analizde son derece büyük hesaplamalar gerekmektedir. Bu nedenle, son yıllarda öne sürülen Hızlı Doğrusal Olmayan Analiz (FNA) (Wilson 2002) olarak adlandırılan Doğrusal Olmayan Modal Zaman Tanım Alanın Analiz kullanımının rüzgâr için alternatif bir yöntem olduğuna literatürde rastlanılmaktadır. Ancak bu yöntem, geometrik doğrusal olmayan etkilerin dikkate alınamaması gibi bir eksikliğe sahiptir. Bu nedenle FNA, PBWD için küçük ila orta dereceli elastik olmayan deformasyona sahip taşıyıcı sistemlere uygulanabilir. Bu durumda, FNA 50-100 yılda bir dönüş periyotuna sahip kesintisiz kullanım ya da sınırlı

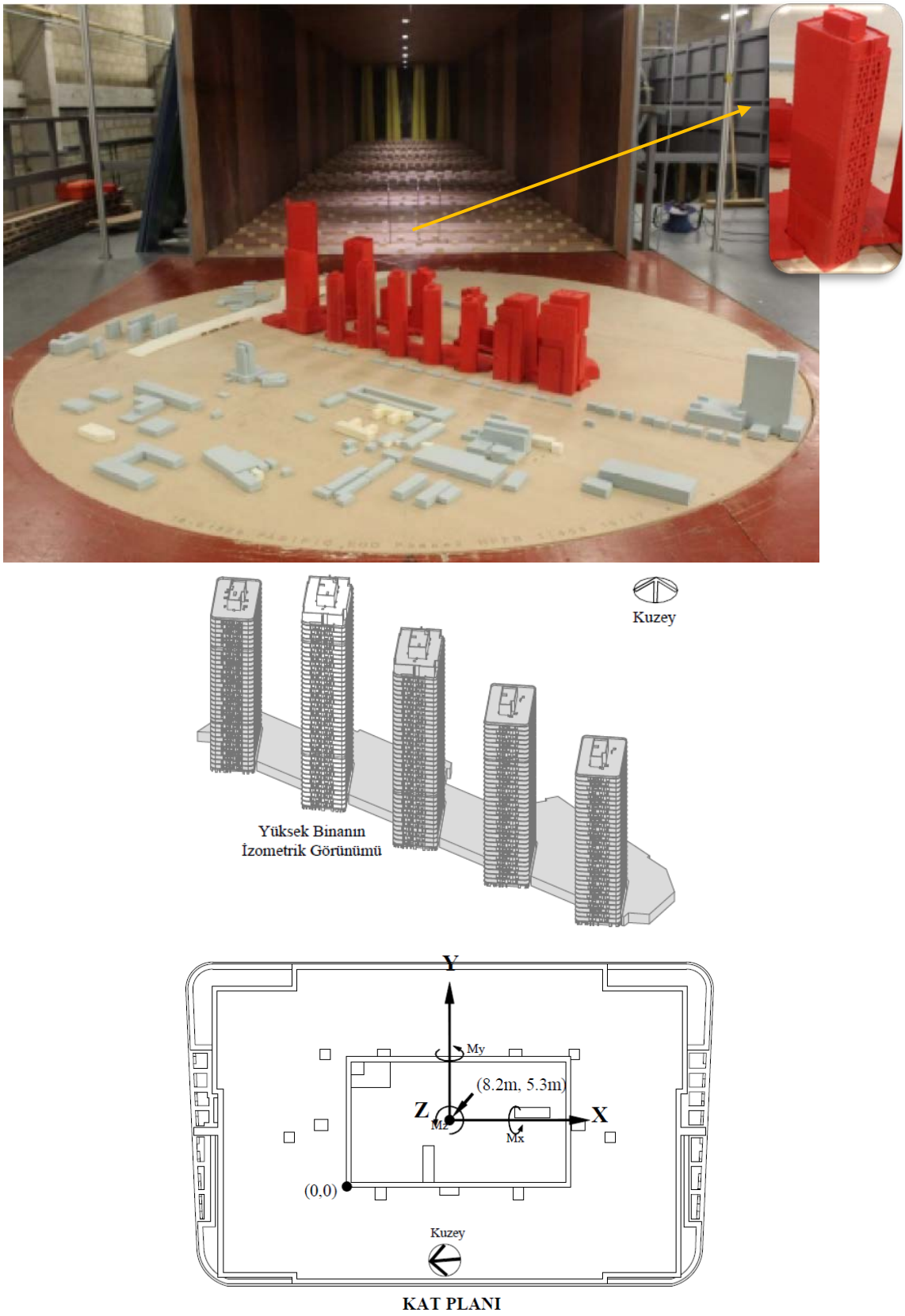
hasar beklenilen rüzgârlar için PBWD'de kullanılabileceği ancak can güvenliği ve göçmenin önlenmesi gibi performans düzeylerinin kontrolü için belirlenecek rüzgâr yüklerinde tercih edilmesinin doğru olmayabileceği söylenebilir.

Diğer yöntem ise Geleneksel Zaman Entegrasyonu Yöntemi ya da Zaman Tanım Alanında Doğrudan (Direkt) Entegrasyon Analiz Yöntemidir. Bu yöntem her bir adımda rijitlik, kütle ve sönüm matris hesaplandığından dolayı analiz boyutları büyümekte ve analiz süresi oldukça uzamaktadır. Ancak doğrusal olmayan bir davranış söz konusu olduğunda daha gerçekçi sonuçlar elde edilmektedir. Bu bağlamda PERFORM-3D programında Zaman Tanım Alanında Doğrudan (Direkt) Entegrasyon Analizi yöntemi kullanılarak analizler gerçekleştirilmiştir.

3.8 Rüzgâr Tüneli Testi

Çalışmada tasarlanan yüksek yapı, RWDI firmasının İngiltere'nin Milton Keynes şehrindeki 2.7 m × 2.1 m sınır katmana sahip rüzgâr tüneli tesisinde minimum 600 m tam ölçekli yarıçap içinde tüm çevrenin varlığı dikkate alınarak test edilmiştir. Testte HFFB tekniği kullanılarak yüksek yapı 1:400 ölçekli olarak oluşturulmuştur (Şekil 3.32). 10 ve 50 yıllık tekerrür periyotuna sahip temel rüzgâr hızları belirlenmesi için Güvercinlik ve Etimesgut havalimanı rüzgâr verileri kullanılmıştır. 50 yıl dönüş periyotlu 3-s'lik ani rüzgâr hızı 36m/s olarak belirlenmiştir. Rüzgâr profili ASCE(B)/EU(III) ya da tez kapsamında tanımlanan genel etkilenme (Maruziyet) kategorisi EC3'e benzer tanımlanmıştır. Rüzgâr testi, Şekil 3.32'de verilen kuzey yönünden 10'ar derecelik saat yönünde çevrilerek 10-360^0 derece arasında gerçekleştirilmiştir.

Rüzgâr tüneli testinden yapının rüzgâr tepkileri ani yükleme faktörü yaklaşımı esas alınarak elde edilmiştir. Rüzgâr tüneli testi sonucunda rüzgâr tepkilerinin belirlenebilmesi için yapı mühendisleri tarafından oluşturulan basitleştirilmiş sayısal modelin periyotları T_{y1}=4.61 s ve T_{x1}=2.94 s olarak hesap edilmiştir. Rüzgâr tüneli test sonuçlarında eşdeğer statik kesme kuvveti, moment, maksimum ivme tahmini yer almaktadır.



Şekil 3.32. Rüzgâr tüneli test modeli ve rüzgâr yüklerinin kat planındaki eksenleri

3.9 Yüksek Binalar İçin Önerilen Performans Düzeyleri ve Kabul Kriterleri

Performans seviyelerine göre yapı davranışının belirlenebilmesi için performans düzeyleri ve bu düzeylere ait kabul kriterleri genellikle yönetmeliklerde tarif edilmektedir. Bu tarifler her ne kadar deneysel çalışmalar ile desteklenmiş genel yapı mekaniği prensiplerine göre şekillense de kapsam içerisinde yapı stoğunu ve yapı inşaat kültürüne bağlı malzeme ve işçilik kalitesi, deprem tehlikesindeki belirsizlikler gibi birçok diğer parametre nedeniyle farklı seviyelerde tercih edilebilmektedir. Genel manada bu ilkelere bağlı olarak dünyada birçok yönetmelik deprem esaslı performans değerlendirmesi için bu sınırları belirli bir aralıkta tanımlamaktadır. Ancak PBWD dünyada birçok ülkede olduğu gibi Türkiye'de de bu konuda bir değerlendirmenin yapılabileceği resmi nitelikte bir doküman bulunmamaktadır. Çalışmanın yapıldığı tarih itibariyle PBWD için dünyada yürürlükte olan tek doküman ASCE PBWD (2023)'tür. Bu doküman başlangıç düzeyinde bir çalışma niteliğinde olduğundan, performans hedefleri hemen kullanım (KK) ve sınırlı hasar (SH) durumları için sınırlar tarif edilmektedir. Ancak özellikle yüksek yapı gibi özel yapıların can güvenliği (CG)/kontrollü hasar (KH) ve göçmenin önlenmesi (GÖ) performans düzeylerine göre de bir değerlendirme yapılması bazı bölgelerde gerekebilir. Bu bağlamda Bölüm 2.2'de anlatılan ASCE PBWD (2023) ve literatürde verilen çalışmalardan faydalanılarak, bu çalışmada kullanılmak üzere yüksek yapılar için RDP'ye göre performans düzeylerine ait tanımlamalar Çizelge 3.7'de önerilmektedir.

Bu bağlamda yüksek rüzgâr hızlarında yapısal davranışı incelemek adına KH düzeyi için RDP 3000 yıl ve GÖ düzeyi için 10000 yıllık davranışlar değerlendirilmiştir. Bu çalışma ile iddia edilmek istenen söz konusu RDP'ler için KH ve GÖ sınırlarının yönetmelikte kontrol edilmeleri gerekliliği değildir. Ancak araştırmada söz konusu RDP'ler için yapının davranışının ne düzeyde etkileneceğinin bilinmesi literatür için bir boşluk olduğu değerlendirilmektedir. Her ne kadar çok sayıda istatistik çalışma gerektiriyor olsa da standartlarda söz konusu sınırların tarif edilmesi gerekliliği açıktır. Rüzgâr hızlarının önemli farklılık gösterdiği bölgelerde, değişen iklim koşullarının da hesaba katılması sonucu olarak araştırmalar genişletilmeli ve tüm bunlar dikkate alınarak performans

düzeyleri için değerler bölgesel olarak belirlenmelidir. Tüm bu çalışmaların sonucunda kimi bölgeler için burada verilen sınırların kullanılması mümkün olabilir.

Çizelge 3.7. Çalışmada önerilen RDP'ye göre performans düzeyleri ve genel bina performansı

Performans düzeyi	RDP	50 yılda aşılma olasılığı	Genel bina performansı
Göçmenin Önlenmesi (GÖ)	10000 yıl	%0.5	-Bina onarılamaz hasarlara maruz kalabilir ancak hiçbir surette toptan göçme durumuna geçemez. Onarım maliyeti yapının tekrar kullanılmasını mümkün kılmayabilir.
Kontrollü Hasar (KH)| Can güvenliği (CG)	3000 yıl	%1.7	-Kullanıma açılmadan önce onarım yapılması gerekebilir. -Onarım için önemli maliyet ve zaman gerekebilir. -Erişim ve tahliye tehlikeli ancak işlevseldir. -Bina sakinlerinin belirli bir dönem için tahliyesi gerekebilir. -Rüzgâr esnasında ciddi düzeyde kullanıcı rahatsızlığı beklenir.
Sınırlı hasar (SH)| Hemen Kullanım (HK)	700 yıl	%6.9	-Yapısal sistemin belirli elemanlarının veya bileşenlerinin elastik davranmamasına izin verilebilir. -Küçük bina onarımları gerekebilir, -Erişim ve çıkışlarda küçük kesintiler olabilir. -Rüzgâr sonrası kesintisiz kullanım beklenir. -Rüzgâr sırasında bina sakinlerinin önemli ölçüde rahatsız olabilir. -Bina kaplaması, binaya bağlı kalacaktır. -Yapısal olmayan bileşenlere ait bağlantılarda göçme beklenmez. -50 yıllık dönüş periyotlu rüzgâr için rüzgâr kaynaklı yağmur direncini koruyacak şekilde tasarlanacaktır. -Tüm sistemler onarılabilir.
Operasyonel (OP)| Kesintisiz Kullanım (KK)	50 yıl	%63.6	-Taşıyıcı sistem elastik kalacaktır. -Bina sistemleri, rüzgâr olayı sırasında çalışır durumda kalmalıdır. -Erişim ve çıkış etkilenmez. -Kullanıcı konforu üzerinde küçük etkiler oluşabilir. -Bina kaplaması yapıya bağlı kalacaktır. -Rüzgârla sürüklenen yağmur direncini koruyacak şekilde tasarlanacaktır. -Yapısal olmayan bileşenler ve sistemler bağlı kalmalıdır
Kullanıcı Konforu (OC)	1-10 yıl	%100-%99.5	-Bina sakinlerinin rahatsız olmaması için bina hareketleri ve titreşimleri en aza indirilmesi gerekir. -Bina kaplaması yapıya bağlı kalmalıdır. -Bina kaplaması rüzgâr kaynaklı yağmur direncini koruyacaktır.

Performans düzeyine göre kabul kriterleri için de ne yazık ki bu kriterlerin yer aldığı yönetmelik ve çalışma oldukça kısıtlıdır. Özellikle KH ve GÖ performans düzeyleri için literatürde sınırlı sayıda bilgi yer almaktadır. Bu kapsamda Bölüm 2.2'de anlatılan ASCE PBWD (2023), ASCE 7-22 ve literatür çalışmalardan faydalanılarak, ayrıca TBDY (2018)'deki performans düzeylerine göre koşullar da sentezlenerek yüksek yapılar için kabul kriteri aralıkları verilmektedir (Çizelge 3.8). İleride yapılacak çalışmalarda bu limit değerlere ek olarak, rüzgârın taşıyıcı sistemde neden olacağı yorulma etkisinin de dikkate alınmasının gerekliliğini burada ifade etmek uygun olacaktır.

Çizelge 3.8. Performans düzeylerine göre taşıyıcı sistem limit değerleri

Değerlendirilen bölüm	Değerlendirme kriteri	Performans düzeyine göre limit değerler				
		OC (RDP 10)	OP/KK (RDP 50)	SH/HK (RDP 700)	CG/KH (RDP 3000)	GÖ (RDP 10000)
Yayılı plastik davranış modeli (Kolon ve Perde duvarlar)	Beton birim uzama/kısalma, ε_c	-	-	0.0025	0.0075	0.01
	Donatı çeliği birim uzama, ε_s	-	-	0.0075	0.024	0.032
Yığılı plastik davranış modeli (Kirişler)	Plastik dönme, θ_p	Elastik	Elastik	$0.25x\theta_p^{(GÖ)}$	$0.75x\theta_p^{(GÖ)}$	TBDY (2018) Denklem (5.6)
Taşıyıcı sistem	Bina çatı ötelenme sınırı	-	0.002H-0.0025H	0.003H-0.005H	0.01H	0.02H
	Kalıcı bina çatı ötelenme sınırı	Olamaz	Olamaz	0.001H	0.003H	0.005H
	Göreli kat ötelenme sınırı	-	0.0025h-0.005h	0.005h-0.01h	0.01h-0.02h	0,03H-0.045h
	Kalıcı göreli kat ötelenme sınırı	Olamaz	Olamaz	0.001h	0.003h	0.005h

*H: Bina yüksekliği, h: kat yüksekliği

Yukarıda ifade edilen taşıyıcı sistem performans limitlerine ek olarak konfor (ivme) parametreleri de rüzgâr tasarımı için bir diğer performans kriteri olarak değerlendirilebilir. Bu çalışmada Simiu ve Yeo (2019)'un çalışmasında önerdiği Çizelge 2.20'deki değerler genel çatı olarak dikkate alınacak olup farklı araştırmalarla sentezlenerek kullanıcının hislerine göre yeni bir kullanılabilirlik performans değerlendirme kriteri oluşturulacaktır.

Diğer taraftan yapısal olmayan elemanları kullanılabilirlik ve hasar seviyelerinin belirlenmesi, taşıyıcı sistemin performans davranışının değerlendirmesi kadar önemlidir. Yüksek yapı gibi özel yapıların yapısal elemanlarındaki hasarlar kadar yapısal olmayan elemanlarında meydana gelmesi muhtemel hasarlar da onarım açısından oldukça büyük külfetler ile karşı karşıya kalınmasına neden olabilir. Yapım maliyetleri göz önüne alındığında yapısal olmayan elemanlardaki hasarlar göz ardı edilecek seviyede olmayıp çoğunlukla taşıyıcı sistem maliyetinden daha yüksek maliyetler ile karşı karşıya kalınmasına neden olabilirler. Örneğin, taşıyıcı sistemde SH düzeyinde oluşabilecek yapısal olmayan hasarlar ekonomik açıdan oldukça büyük külfetler getirebilir. Bu konunun değerlendirilmesi taşıyıcı sistem performans davranışı kadar önemli ve akademik olarak kapsamlı bir araştırma gerektiren bir hususdur. Günümüz inşa teknolojisi; taşıyıcı sistemlerin kesit tesir taleplerini karşılayacak seviyeye ulaştırmış olsa

da, yapı davranışında konfor ve yapısal olmayan elemanların ötelenme kontrolleri açısından hâlâ kat edilmesi gereken önemli bir yol vardır.

Çalışmada yapısal olmayan elemanlarda hasar oluşma potansiyelini değerlendirmek için Bölüm 2.2'de anlatılan ASCE PBWD (2023), ASCE 7-22 ve literatür çalışmalardan faydalanılarak kullanılabilirlik limitleri belirlenmiştir (Çizelge 3.9). Dış cephede yaklaşık 2 m aralıklarla mimari prekast ve cam duvar kullanıldığı, iç bölümlerde ise esnek birleşimli yığma duvar kullanıldığı kabulü ile bu çalışmanın sonuçları değerlendirilmektedir. Buna göre cephe elemanları ve iç duvarlar için düzlem içi kullanılabilirlik ötelenme limiti *h*/400, düzlem dışı ötelenme limiti ise *h*/200 kabul edilmiştir. Bu limitler ile bunların iki katına kadar meydana gelen ötelenmelerde yapısal olmayan elemanlar için onarım ihtiyacı olabileceği, iki katını aşması durumunda ise yapısal olmayan elemanlarda değişim gerekebileceği düşünülmelidir. Ayrıca asansörler kullanılabilirlik sınır durumu açısından ötelenme limiti *h*/400 olarak kabul edilmiş olup bu değerin aşılması durumunda asansörün kendini geçici olarak hizmete kapatacağı varsayılabilir.

Çizelge 3.9. Çalışmada önerilen yapısal olmayan elemanların kullanılabilirlik ötelenme limitleri

Bölüm	Bina elemanı	Yükleme yönü	Yerdeğiştirme	Tavsiye edilen limit
Dış Cephe	Güçlendirilmiş beton yığma duvar, Beton panel duvar, Mimari prekast duvar, Taş Kaplamalı Prekast duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	h/200 - L/240
		Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
	Giydirme cephe, Cam duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	h/200 - L/175 - L/250
		Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
	Alçı ve Sıva	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/600
		Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
	Mimari metal panel	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	L/120
		Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
İç Bölümler	Alçıpan duvar, Sıva	Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
	Güçlendirilmemiş beton yığma duvar	Yüzey Yüklemesi	Ötelenme	h/400 - L/600
		Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/667
	Boşluklu kil tuğla duvar	Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/2000
	Tuğla Duvar	Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/1250
	Asansör	Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/400
	Kapılar, pencereler, sürgülü bölmeler gibi çıkarılabilir bileşenlerin çalışmasının bozulması	Düzlem içi yükleme	Ötelenme	h/100

*h:kat yüksekliği, L: yapısal olmayan elemanın düzlemdeki genişliği

4 BULGULAR VE TARTIŞMA

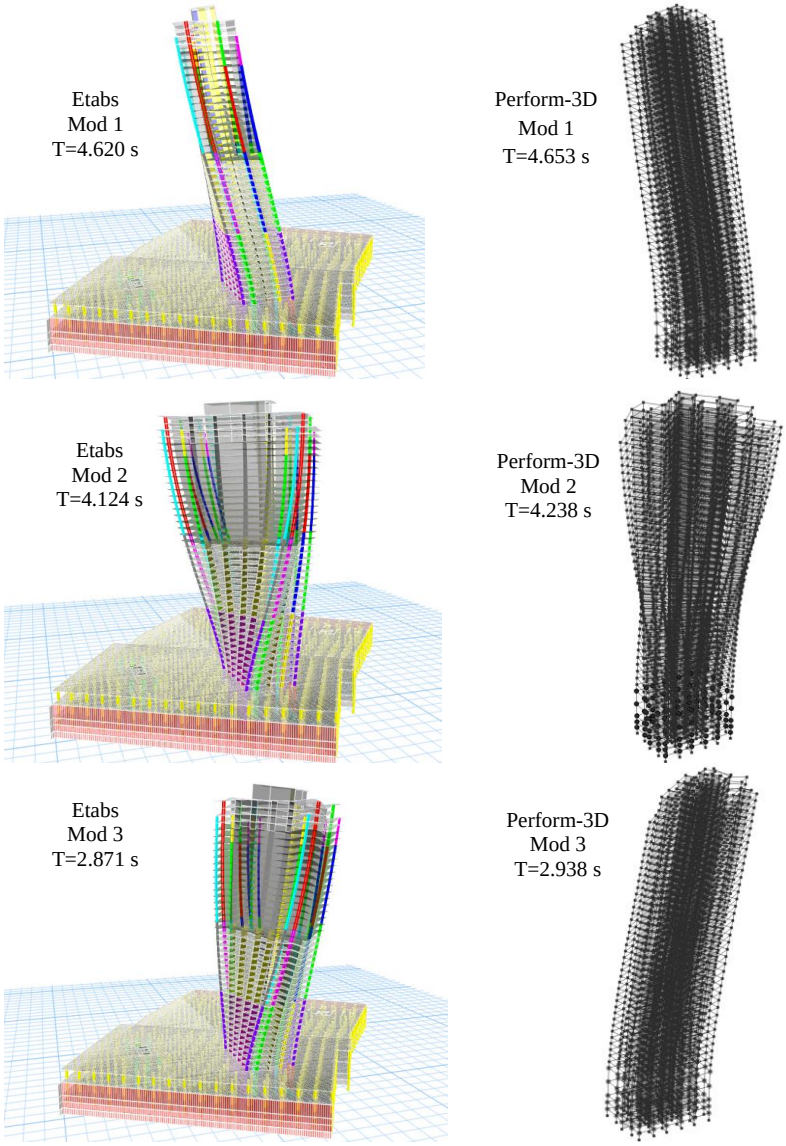
Materyal ve yöntemde anlatılan yaklaşımlar kapsamında 50, 700, 3000 ve 10000 yıl olmak üzere rüzgârın farklı dönüş periyotları için olası oluşabilecek rüzgârlara göre performansa dayalı zaman tanım alanında rüzgâr analizleri gerçekleştirilmiştir. Analiz sonuçlarına göre yapısal taşıyıcı sistem elemanlarının ve yapısal olmayan elemanların dinamik davranışı performans düzeylerine göre değerlendirilmiştir. Elde edilen bulgular takip eden başlıklarda sırasıyla;

- Bölgeye özel dönüş periyotlarına göre temel rüzgâr hızları
- Atmosferik rüzgâr hızlarının farklı spektrumlara göre değişimi
- Atmosferik rüzgâr hızlarının Eurocode (EU-2010) spektrumuna göre farklı dönüş periyotlarına sahip temel rüzgâr hızları için hesaplanması
- Farklı dönüş periyodlarına göre zaman tanımlı rüzgâr yüklerinin belirlenmesi
- Performans analizi ve yapısal tepkilerin rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırılması
- Farklı dönüş periyotlu rüzgârlar için performans analizleri

kapsamlarını ifade etmektedirler. Yerdeğiştirme tabanlı performans analizi için hazırlanan PERFORM-3D modelinin dinamik karakteristiğinin doğru temsil edildiğini kontrol etmek amacıyla PERFORM-3D ve ETABS modellerinin modal analiz sonuçları karşılaştırılmıştır. Bu karşılaştırmanın temel nedeni ETABS modelinden farklı olarak PERFORM-3D modelinin baza, kirişsiz döşeme sistemi ve gömülü kat idealleştirmelerini içeriyor olmasıdır. Burada efektif kirişlerin rijitliği rüzgâr tüneli testinde kullanılan varsayımlar nedeniyle %50 azaltılmış ancak diğer doğrusal çalıştığı varsayılan elemanlarda başlangıçta azaltılmamış rijitlikler kullanılmıştır. Her iki modelin ve rüzgâr tünelinde kullanılan modelin sonuçları arasındaki uyum araştırılmış ve nihai olarak performansa dayalı rüzgâr analizinde kullanılacak PERFORM-3D modellerinin uygunluğu denetlenmiştir (Şekil 4.1, Çizelge 4.1). ETABS ve PERFORM-3D modeli arasında yapılan modal analiz karşılaştırmalarında dinamik karakteristikler açısından önemli bir farklılığın olmadığı ve uyumluluğu görülmüştür. (Şekil 4.1, Çizelge 4.1).

Çizelge 4.1. Farklı yaklaşımlar ile modellenmiş yüksek yapı modeli için ilk yedi moda ait karşılaştırmalar

	RÜZGAR TÜNELİN TEPKİ TAHMİNİNDE KULLANILAN	ETABS	ETABS KÜTLE KATILIM ORANI	PERFORM 3D	PERFORM 3D KÜTLE KATILIM ORANI
MOD	Periyot, s	Periyot, s	%	Periyot, s	%
1	4.61	4.639	0.6277 UY	4.653	0.627 UY
2	-	4.124	0.5336 RZ/ 0.134 UX	4.238	0.124 UX
3	2.94	2.871	0.4903 UX / 0.1439 RZ	2.938	0.502 UX
4	-	1.311	0.0192 UX/ 0.075 RZ	1.334	0.018 UX
5	-	1.219	0.1352 UY/ 0.0395 RZ	1.240	0.138 UY
6	-	0.732	0.0992 UX	0.746	0.090 UX
7	-	0.706	0.0545 UX	0.716	0.06 UX



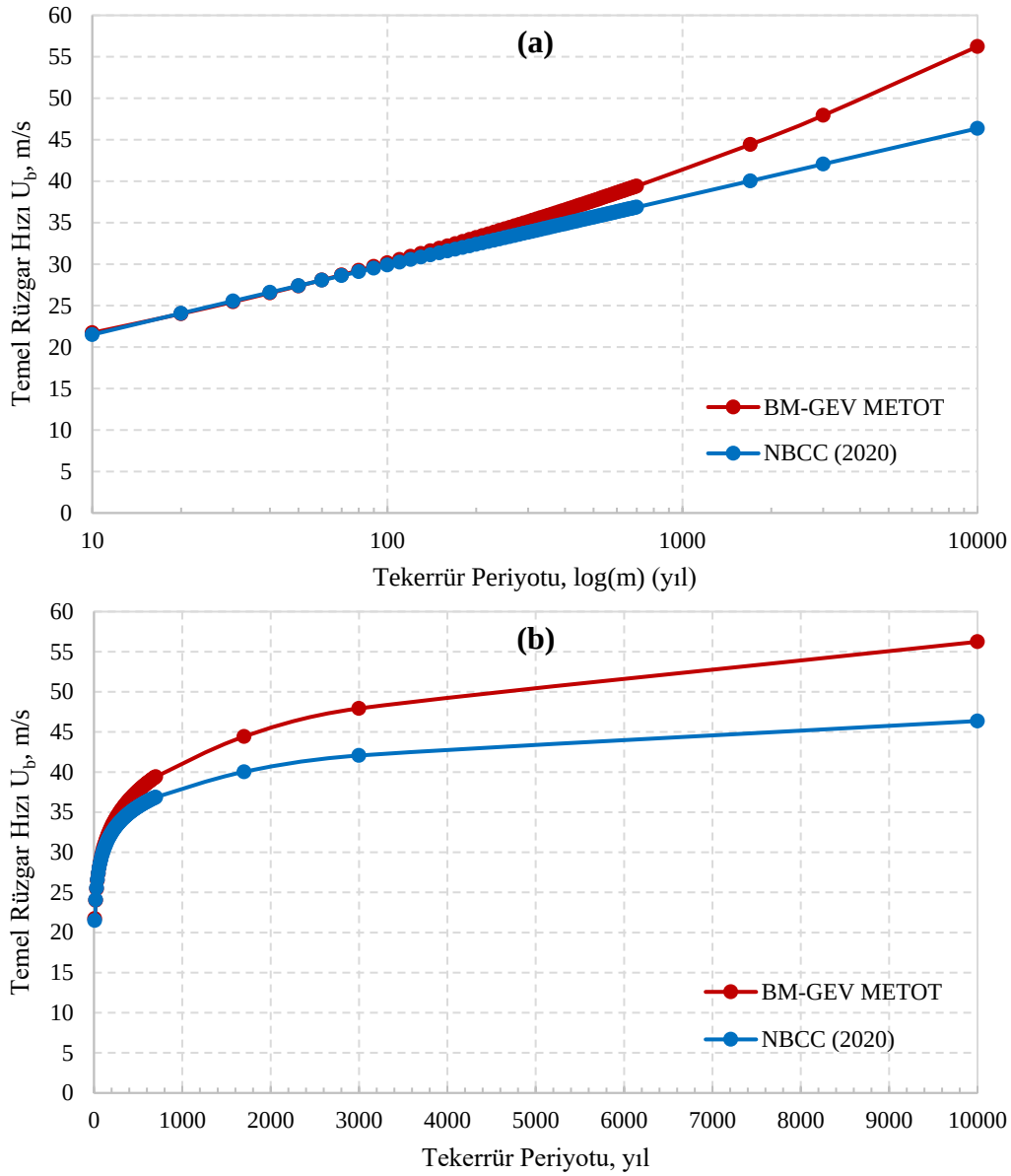
Şekil 4.1. Etabs (version 22.5.1) ve Perform-3D (version 10.0.0) programlarında modellenmiş yüksek yapı için modal karşılaştırma

4.1 Bölgeye Özel Temel Rüzgâr Hızları

Ankara Esenboğa havalimanında 01.02.2005-03.05.2024 (19 yıl 2 ay) tarihleri arasında ölçülmüş yaklaşık 56000 rüzgâr hızı verisi işlenerek Matlab programında BM-GEV Metoduna göre aşırı (uç, ekstrem) değer analizi gerçekleştirilmiştir. 10-10000 yıl arasında dönüş periyotları için 10 dk ortalamalı maksimum olarak elde edilen temel rüzgâr hız (U_b) değerleri logaritmik ve normal ölçekli olarak Şekil 4.2'de verilmektedir. Ayrıca NBCC (2020) standardında 10 ve 50 dönüş periyotlu temel rüzgâr hızları biliniyorsa Kanada sınırları içinde diğer rüzgâr hızlarının hesaplanması için önerilen denklem Ankara için de değerlendirilmiştir (Şekil 4.2). Ancak bu denklemde verilen ilgili rüzgâr hızları bilinmiyorsa diğer rüzgâr hızlarının tahmini mümkün değildir. NBCC (2020)'de önerilen denkleme göre hesap yapabilmek için BM-GEV Metodundan elde edilen 10 ve 50 yıl dönüş periyotlu temel rüzgâr hızları kullanılmıştır. Hem BM-GEV hem de NBCC (2020)'ye göre hesaplanan temel rüzgâr hızları Çizelge 4.2 ve Şekil 4.2'de karşılaştırılmıştır.

Çizelge 4.2. BM-GEV ve NBCC (2020) ile elde edilen temel rüzgâr hızları

Tekerrür Periyotu Yıl	Temel Rüzgâr Hızı, U_b (m/s)		FARK, %
	BM-GEV	NBCC (2020)	
10	21.7	21.7	0
50	27.4	27.4	0
100	30.2	29.9	1
300	35.1	33.8	4
500	37.6	35.7	5
700	39.4	36.9	6
1700	44.4	40.0	10
3000	47.9	42.1	12
10000	56.2	46.4	18



Şekil 4.2. Temel rüzgâr hızları **a)** Logaritmik ölçekli tekerrür periyotu **b)** Normal ölçekli tekerrür periyotu

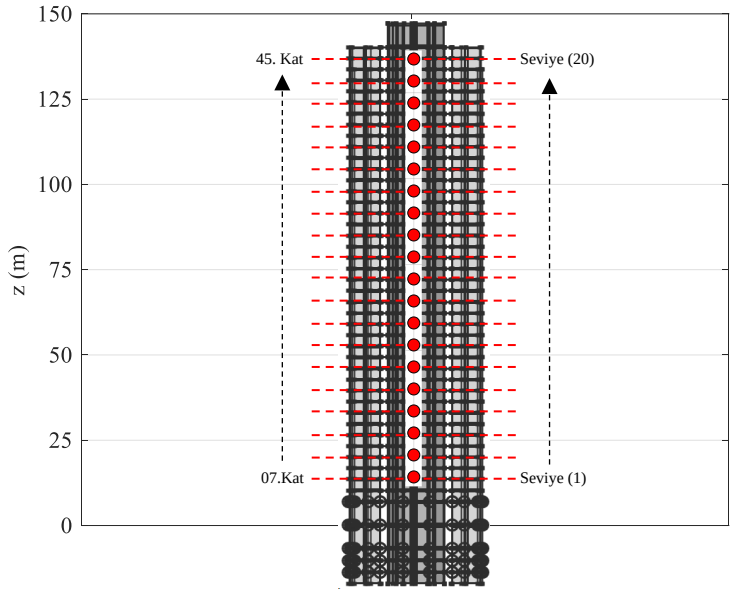
Çizelge ve şekiller incelendiğinde NBCC (2020) denklemi BM-GEV Metoduna kıyasla hesaplanan değeri daha düşük tahmin etme eğilimindedir. Değerlendirmeye göre NBCC (2020) sunulan denklem 700 yıllık dönüş periyotuna kadar BM-GEV Metodu sonuçlarıyla tutarlı olup iki metoda göre bulunan değerler aradaki fark %5-6 civarındadır. Ancak 1700-10000 yıl dönüş periyotuna karşılık gelen değerlerin arasındaki fark açılmış olup %10-18 mertebelerine ulaşmaktadır. Bu dönüş periyotları sınırlı duraklama, can güvenliği ve göçmenin önlenmesi gibi öneri durumundaki performans analizi hedeflerine

karşılık gelmektedir. Bu sebeple ilgili dönüş periyotları için NBCC (2020)'deki denkleme göre belirlenen temel rüzgâr hızları yapının performans analizinde sonuçları daha düşük tahmin edeceği açıktır. Yine de tasarımcı tarafından bölgenin 10 ve 50 yıl dönüş periyotundaki temel rüzgâr hızlarının bilinmesi durumunda, diğer dönüş periyotundaki hızların hangi mertebelerde olabileceğini tahmin etmesi açısından referans bir denklem olarak kullanılması uygun olacaktır. Ülkemiz açısından bakıldığında 10 ve 50 yıl dönüş periyotuna göre temel rüzgâr hızlarının yer aldığı bir standart mevcut değildir. Diğer yandan sadece ilgili periyotlara göre temel rüzgâr hızı atlası olsa bile iki metot arasındaki fark diğer dönüş periyotlarına göre temel rüzgâr hızlarının belirlenmesi için rüzgâr mühendislerinin bölgeye özel bir araştırma yapmasının gerekliliğini ortaya koymaktadır.

4.2 Rüzgâr Yüklerinin Belirlenmesi

Rüzgâr yüklerine karşı birçok yönetmeliğin beklediği performans düzeyi 50 yıllık dönüş periyotuna sahip rüzgârlar için yapının doğrusal davranması ve operasyonal düzeyde olmasıdır. Ayrıca çalışma kapsamında modellenen yapının rüzgâr tüneli test sonuçları da 50 yıllık dönüş periyotu için belirlenmiştir. Bu kapsamda öncellikle 50 yıl dönüş periyotuna sahip rüzgârlar için hangi atmosferik rüzgâr hızı spektrumunun uygun olacağı, rüzgâr yüklerinin hesaplanması maksadıyla hazırlanan programla oluşturulan rüzgâr hızlarının karşılaştırılmasıyla belirlenmiştir. Karşılaştırmanın neticesinde seçilen atmosferik rüzgâr spektrumu kullanılarak 50, 700, 3000 ve 10000 dönüş periyotlu rüzgârlar için zamana bağlı atmosferik rüzgâr hızları belirlenmiş; daha sonra rüzgâr doğrultusunda ve rüzgâra dik doğrultuda ilgili yükler belirlenerek yapı modeline seçilen farklı spektrum kombinasyonlarının birleşimiyle dahil edilmiştir.

Rüzgâr hızı ve kuvvetleri Şekil 4.3'te görüldüğü gibi 20 farklı seviye için hesaplanmıştır. Burada seviye (1) 7. kat döşemesine karşılık gelmekte olup zeminden yüksekliği 13 m ve seviye (20) ise 45. kat döşemesi olup yüksekliği 131 m'dir. Yüklemeye 7. Kattan başlatılmasının sebebi 5. kattan itibaren katların zeminin üstünde yer almasıdır. Arada kalan seviyeler için iki kat yüksekliğine denk gelen yaklaşık 6.4 m arayla tanımlamalar yapılmaktadır.

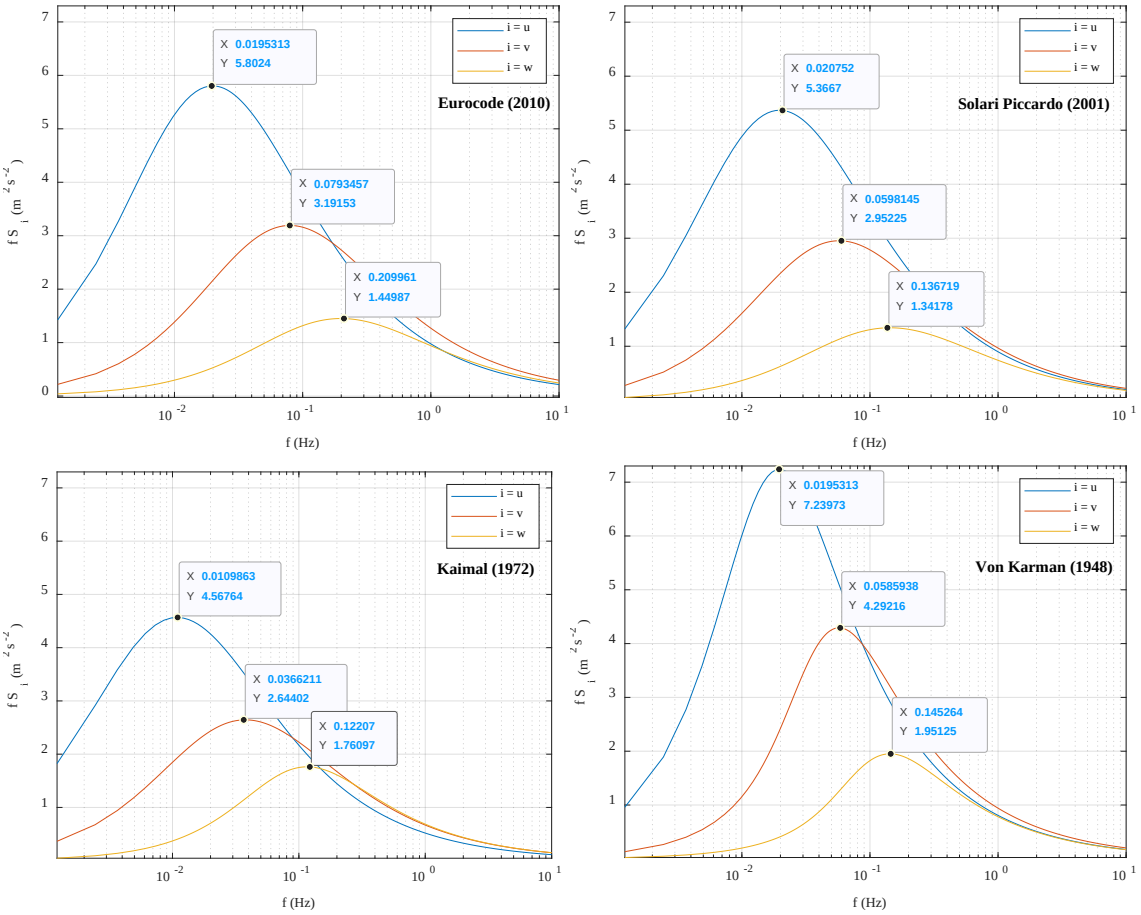


Şekil 4.3. Atmosferik rüzgâr hızlarının, yüksek binanın rüzgâr doğrultusu ile ona dik doğrultudaki zamana bağlı rüzgâr kuvvetlerinin üretildiği ve modele uygulandığı seviyeler

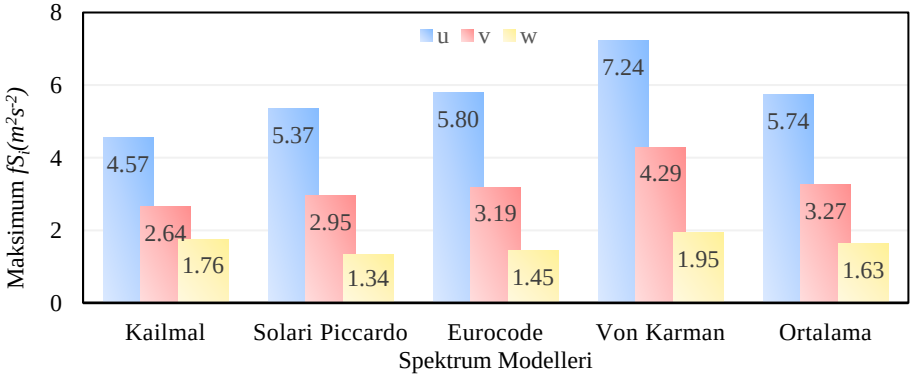
4.2.1 Atmosferik rüzgâr hızlarının farklı spektrumlara göre değişimi

Rüzgâr doğrultusundaki yüklerin belirlenmesi için kullanılabilecek optimum atmosferik rüzgâr hızı spektrumu bu bölümde belirlenmiştir. 50 yıllık dönüş periyotuna sahip temel rüzgâr hızı esas alınıp atmosferik rüzgâr hızları Eurocode (2010), Solari Piccardo (2001), Kaimal (1972) ve Von Karman (1948) hız spektrumlarına göre 3 vektörlü olarak yapı modelinde belirlenen 20 seviye için hesaplanmıştır. Seviye 20 (45. Kat) için elde edilen hız spektrumları Şekil 4.4'te verilmiştir. Tüm spektrumlar elde edilirken genel etkilenme kategorisi EC3 hız profili esas alınmıştır. Şekil 4.4 spektrum formunun anlaşılabilmesi için eksen değeri 4 grafikte de sabit seçilmiş ve maksimum fS_i ve bu değere karşılık gelen frekanslara ait veriler işaretlenmiştir. Bu değerleri ve ortalamaları daha anlaşılır kıyaslamak için Şekil 4.5 ve Şekil 4.6 hazırlanmıştır. Burada spektrumların tepe değerleri üzerinden bir karşılaştırma yapılırsa, Eurocode'un yaklaşık olarak 4 spektrumun ortalamasına karşılık geldiği görülmektedir. Türbülans hızının rüzgâr doğrultusu hız bileşeni *u*'nun spektrum maksimum değerlerine nazaran Kailmal ve Solari Piccardo Eurocode'dan sırasıyla %21 ve % 8 daha düşük sonuçlar tahmin ederken, Von Karman'ın %25 daha yüksek olduğu görülmektedir. Diğer yandan Şekil 4.4 incelendiğinde Eurocode, Solari Piccardo, Von Karman spektrumlarının frekans-fS_i dağılım formu

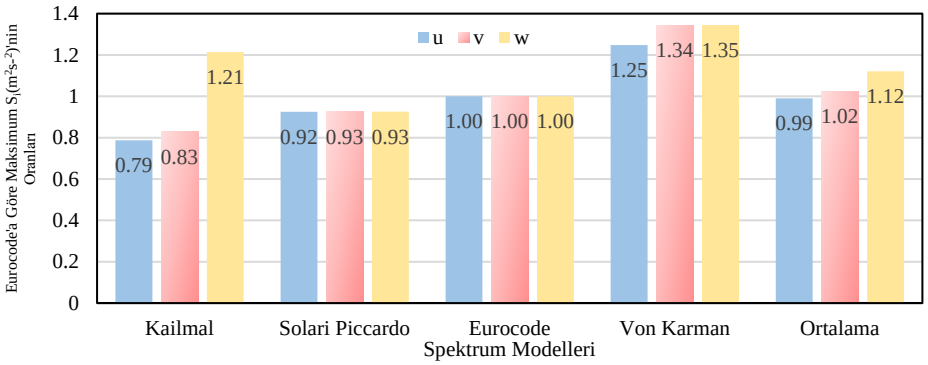
benzer iken Kailmal spektrumunda dağılımın farklı olduğu görülmektedir (Örneğin u bileşeni için maksimum fS_i değerleri 3 spektrumda yaklaşık 0.020 Hz'de oluşurken Kaimal'da tepe noktası 0.11 Hz'e karşılık gelmektedir.)



Şekil 4.4. Seviye 20 (45. kat)'taki 4 farklı spektrum modelinin 3 vektörlü türbülans güç yoğunluk hız spektrumlarının karşılaştırılması

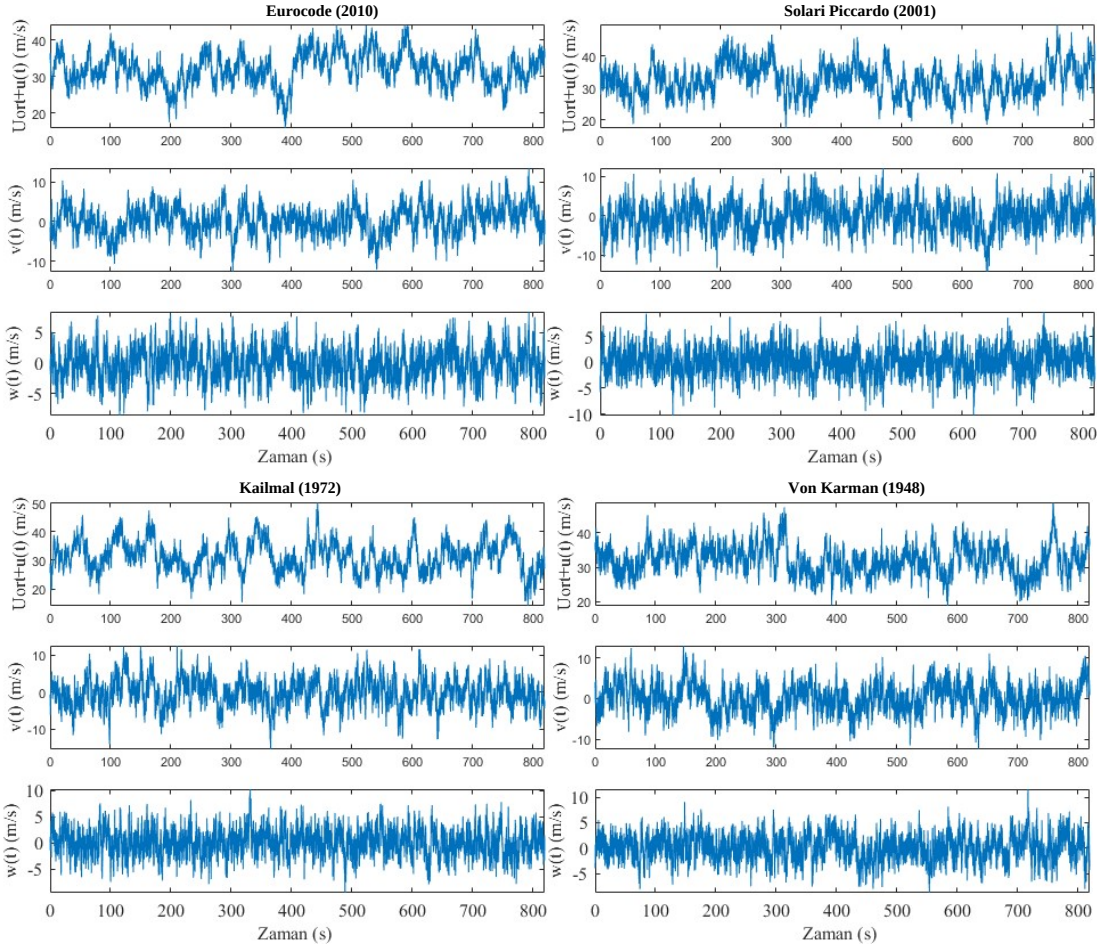


Şekil 4.5. 4 farklı spektrum maksimum fS_i değerleri ve 4 spektrumun ortalaması

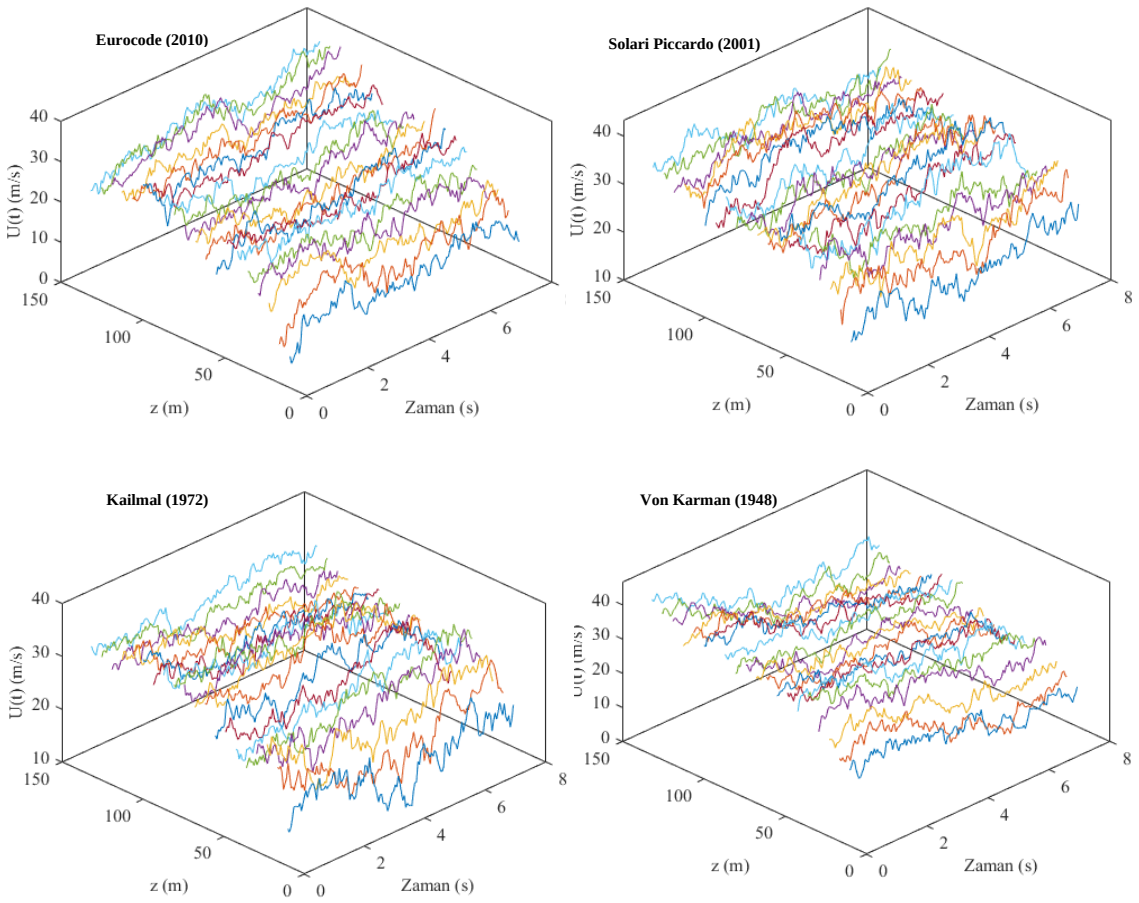


Şekil 4.6. Eurocode'a göre maksimum fS_i oranları

Hesaplanan türbülans hız spektrumları kullanılarak 20 farklı seviye için rüzgâr doğrultusunda 820 s'lik hız -zaman kayıtları kısmi korelasyonlu olarak üretilmiştir (Şekil 4.7-4.8).



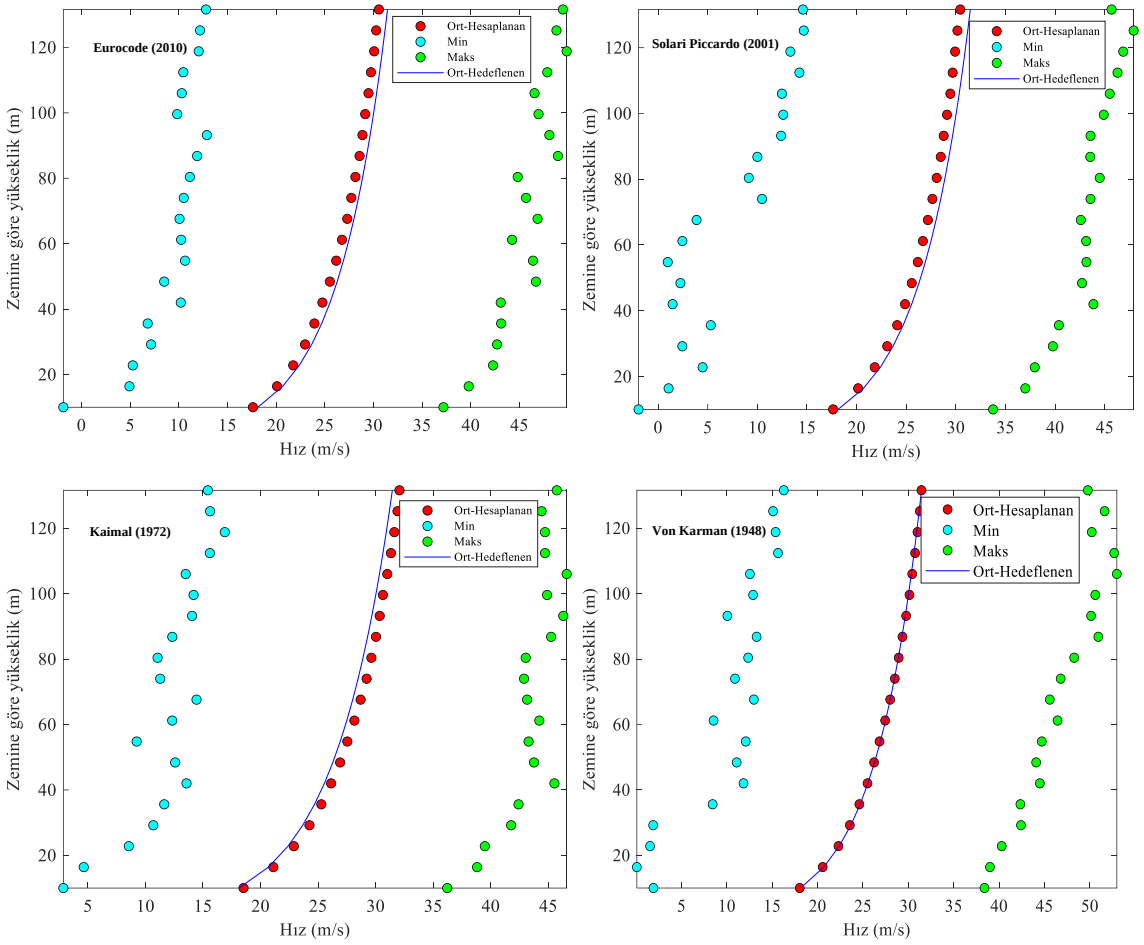
Şekil 4.7. Dört farklı rüzgâr türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre seviye 20 (45. Kat)'taki hız-zaman serileri



Şekil 4.8. Dört türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre rüzgâr doğrultusunda 20 farklı seviyedeki hız-zaman serileri

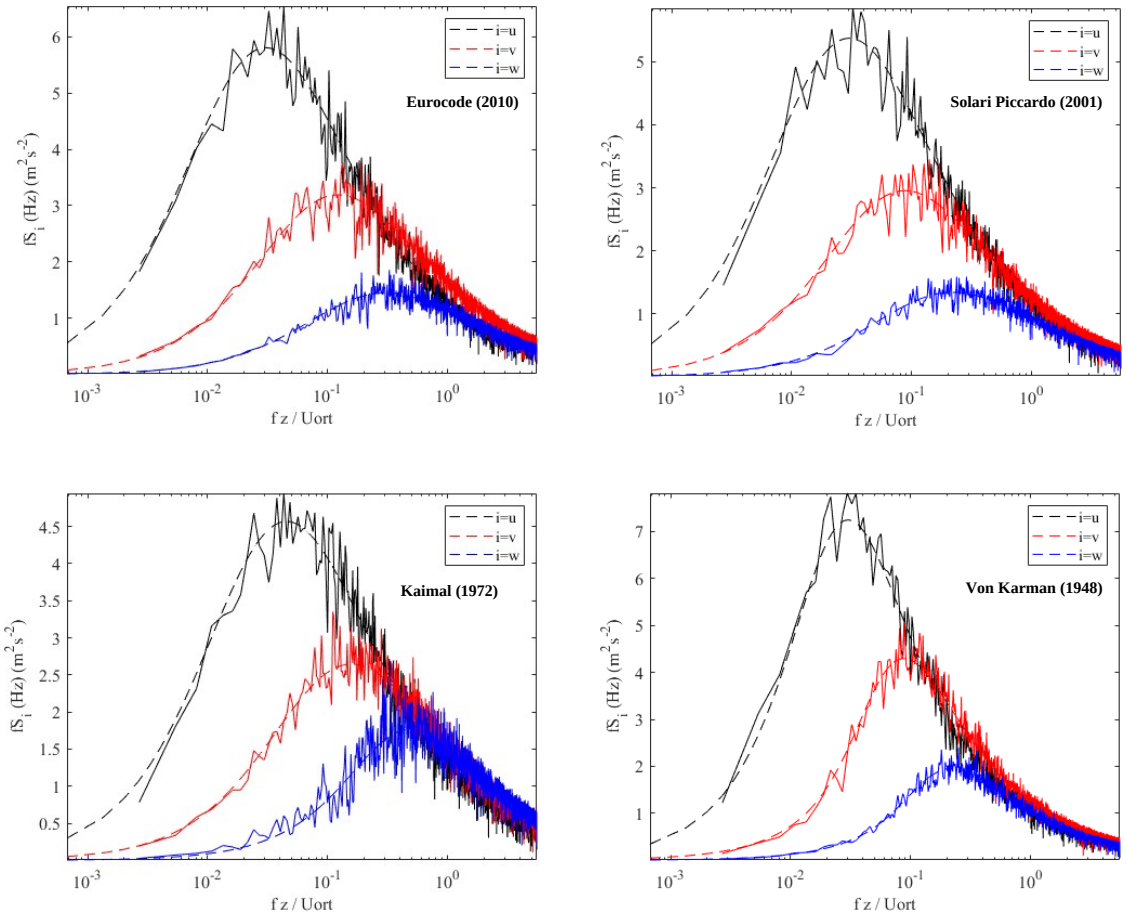
Rüzgâr doğrultusundaki yüksekliğe göre hız-zaman serilerinden oluşan maksimum-minimum ve ortalama değerler hesaplanmıştır (Şekil 4.9). Daha sonra kayıt süresince hesaplanan ortalama hızın başlangıçtaki ortalama hız değeriyle uyumu karşılaştırılmıştır. Elde edilen sonuçları göre üretilen 820 sn'lik kaydın ortalamasının 10 dk'lık temel rüzgâr hızına göre oluşturulan ortalama hız profiliyle oldukça uyumlu olduğu Şekil 4.9'da gösterilmiştir. Diğer taraftan maksimum ve minimum rüzgâr hızları incelendiğinde, elde edilen verilerin davranış şeklinin ortalama hız profiliyle benzer bir davranış profili sergilerken; kısmi korelasyon ve rastgele titreşim teorisinin etkisi de yükseklik boyunca görülmektedir. Sonuç olarak elde edilen kayıtların gerçek rüzgâr hareketine benzer bir davranış sergilediğini söylemek mümkündür. Maksimum rüzgâr hızları ise güç yoğunluk spektrumlarının sonuçları değerlendirilirken ifade edilen büyüklük sırasına paralel olarak Von Karman>Eurocode>Solari Piccardo>Kailmal olarak gerçekleştiği ifade edilebilir. Ancak rastgele faz açısına göre kayıt üretildiği için spektrumlardaki maksimum noktalar

değerlendirilirken belirlenen oranlar maksimum hızların ilişkisi için farklılık gösterebilir. Çalışmaya konu edilen yapı modeli için 4 farklı spektrumdan elde edilen üst katlardaki maksimum hızlar yaklaşık 46-55 m/s arasında değişmektedir.



Şekil 4.9. Rüzgâr doğrultusundaki yüksekliğe göre hız-zaman serilerinden hesaplanan ortalama değerin başlangıç ortalama hız değeriyle uyumu ve oluşan maksimum-minimum hızların karşılaştırılması

Çalışmaya konu edilen yapı için hız kayıtları üretildikten sonra, hesaplandıkları spektrumlarla uyumlarını kontrol etmek için güç spektral yoğunluk tahmini gerçekleştirilmiştir. Örnek olarak seviye 20 (45. kat) için 4 farklı güç spektral yoğunluk tahminin karşılaştırılması Şekil 4.10'da verilmiştir. Karşılaştırmaya göre her bir spektrum için üretilen kayıtların hesaplanan spektrum modelleriyle iyi uyum içerisinde olduğu görülmektedir.

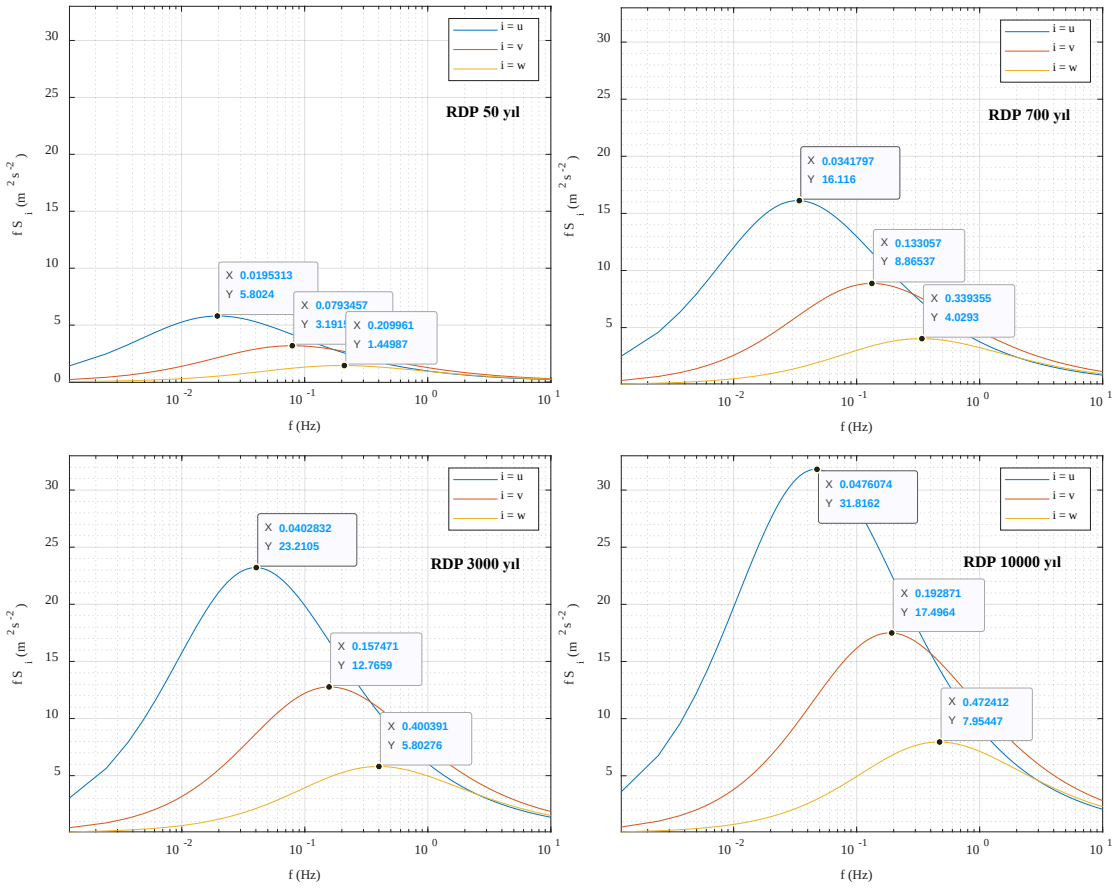


Şekil 4.10. Yüksek yapının seviye 20 (45. katı) için üretilen hızlardan güç spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumlulukları

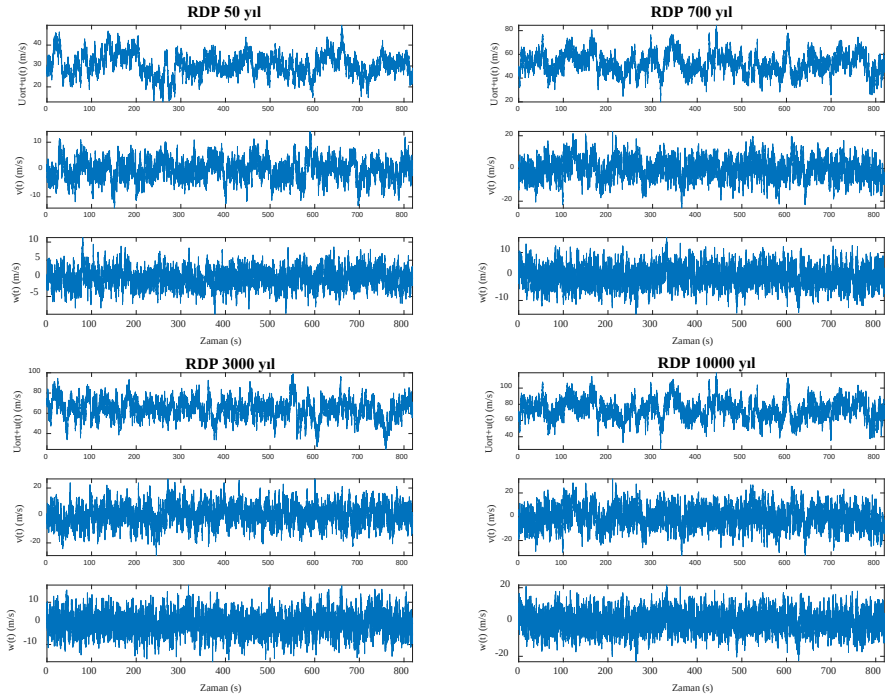
Oluşturulan simülasyon programı sayesinde elde edilen sonuçlara göre her bir spektrum için kendi içinde tutarlı atmosferik rüzgâr hızları elde edilmiştir. Ancak performans analizlerinin dört farklı dönüş periyotuna ve dört farklı rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet/moment spektrumuna göre yapılacağı düşünüldüğünde, rüzgâr doğrultusundaki atmosferik hızlar için de dört farklı spektrumun kullanılmasının analiz sayısını oldukça arttıracağı aşikardır. Bu bağlamda rüzgâr doğrultusundaki atmosferik rüzgâr hızlarının oluşturulması için seçilecek bir spektrumla yola devam edilmesinin uygun olacağı değerlendirilmiştir. Bu yüzden tez kapsamında rüzgâr doğrultusundaki atmosferik rüzgâr hızlarının üretilmesi için tüm spektrumların yaklaşık ortalaması olan Eurocode (EU-2010) spektrumunun seçilmiş olduğunu burada ifade etmek uygun olacaktır.

4.2.2 Atmosferik rüzgâr hızlarının Eurocode (EU-2010) spektrumuna göre farklı dönüş periyotlarına sahip temel rüzgâr hızları için hesaplanması

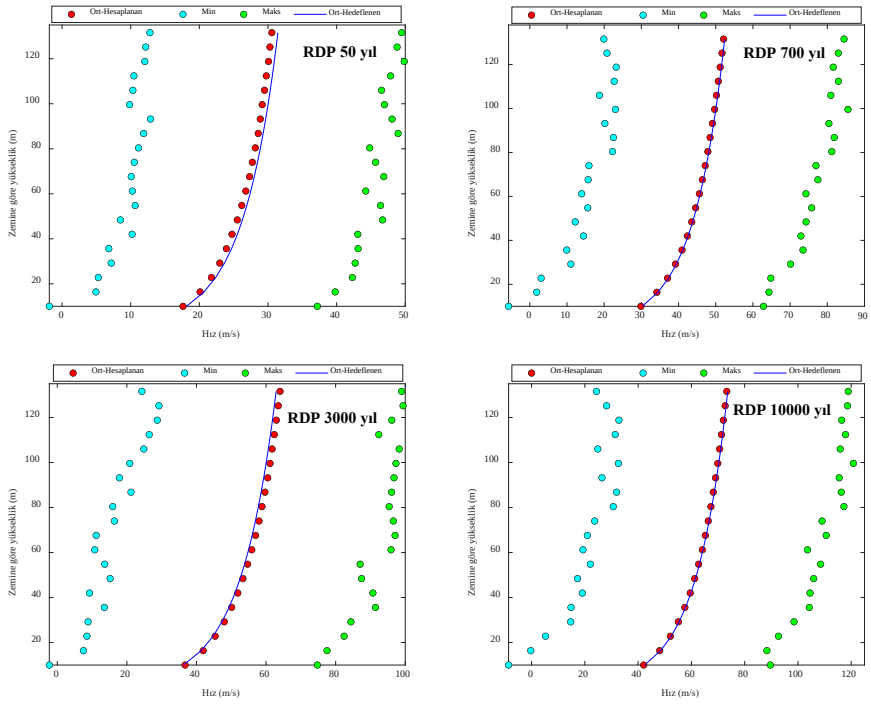
Rüzgâr doğrultusundaki 20 farklı yükseklikteki rüzgâr yüklerinin belirlenebilmesi için Çizelge 4.2'deki 50, 700, 3000 ve 10000 yıllık temel rüzgâr hızı dönüş periyotlarına göre 820 saniyelik kayıt süresine sahip atmosferik rüzgâr hızları hesaplanmıştır. Kayıtların üretilmesinde önceki bölümde de belirtildiği üzere rüzgâr doğrultusu (u) için Eurocode (EU-2010) spektrumu ve diğer doğrultular için ise EU-2010 spektrumunun uyarlanmış fonksiyonları kullanılmıştır. Farklı dönüş periyotlu rüzgârlara göre 45.kat için kayıtlar üretilirken kullanılan güç yoğunluk spektrumları ve oluşturulan zamana bağlı rüzgâr hızı örnekleri Şekil 4.11 ve Şekil 4.12'de sunulmaktadır. Ayrıca 20 farklı yükseklik için üretilen zaman-hız kayıtlarının minimum/ortalama/maksimum değeri Şekil 4.13'te sunulmaktadır.



Şekil 4.11. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için seviye 20'deki (45. Kat) Eurocode (EU-2010) 3 vektörlü türbülans güç yoğunluk hız spektrumlarının karşılaştırılması

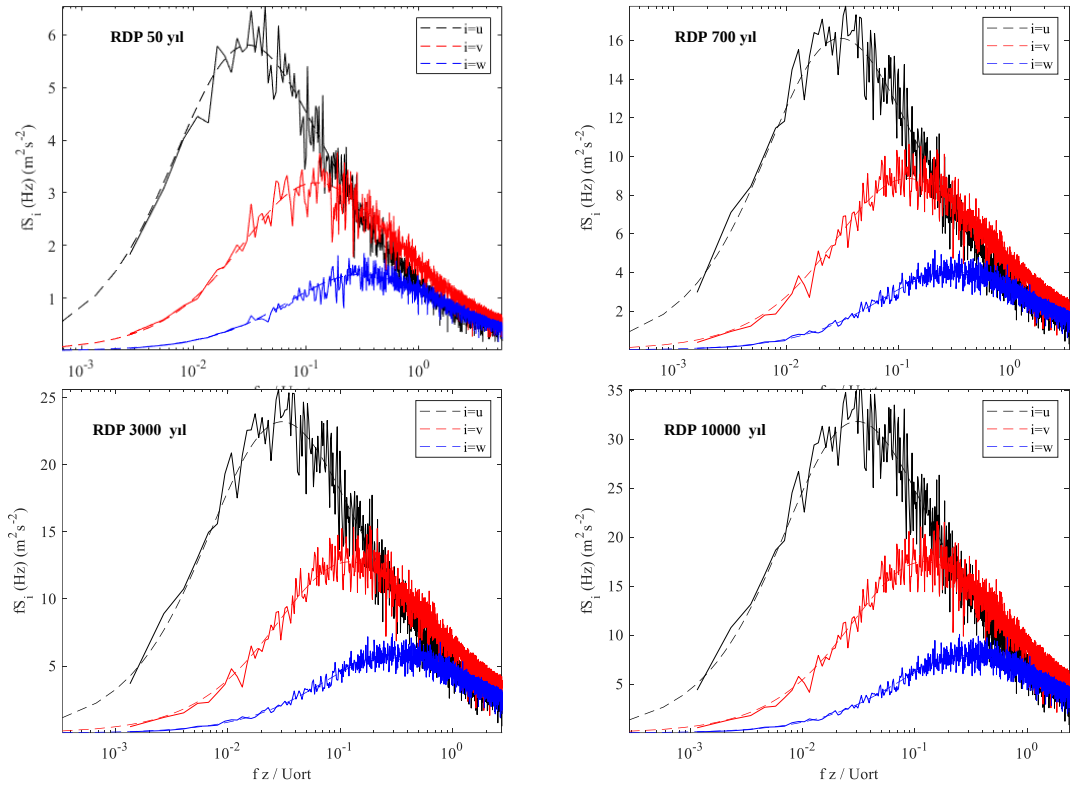


Şekil 4.12. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için Eurocode (EU-2010) türbülans güç yoğunluk spektrumuna göre seviye 20 (45. Kat)'taki üretilen hız-zaman serilerinin karşılaştırılması



Şekil 4.13. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotu için rüzgâr doğrultusundaki yüksekliğe göre hız-zaman serilerinden hesaplanan ortalama değerin başlangıç ortalama hız değeriyle uyumu ve oluşan maksimum-minimum hızların karşılaştırılması

Şekil 4.11'de verilen güç yoğunluk spektrumlarının $mak(fS_u)_m$ değerleri dönüş periyotları 50, 700, 3000 ve 10000 yıl için sırasıyla 5.8, 16.1, 23.2, 31.8 m^2s^{-2} olarak hesaplanmıştır. 50 yıl dönüş periyotuna sahip 45. kattaki U_{mak} rüzgâr hızı yaklaşık 50 m/s hesaplandığına göre diğer dönüş periyotlarında U_{mak} değerinin $\sqrt{mak(fS_u)_m/mak(fS_u)_{50}}$ oranı ile ilişkili olması beklenir. Çizelge 4.3 ve Şekil 4.13'te hesaplanan U_{mak} değerlerinin yaklaşık aynı çıktığı görüldüğüne göre üretilen maksimum hızların spektrumla uyumlu olduğunu söylemek mümkündür. Ayrıca, yüksek yapı tasarımı için hız kayıtları üretildikten sonra hesaplandıkları spektrumlarla uyumluluklarını kontrol etmek için güç spektral yoğunluk tahmini gerçekleştirilmiştir. Örnek olarak seviye 20 (45. kat) için 4 farklı güç spektral yoğunluk tahminin karşılaştırılması Şekil 4.14'te verilmiştir. Karşılaştırmaya göre her bir spektrum için üretilen kayıtların hesaplanan spektrum modelleriyle iyi uyum içerisinde olduğunun ifade edilmesi mümkündür.



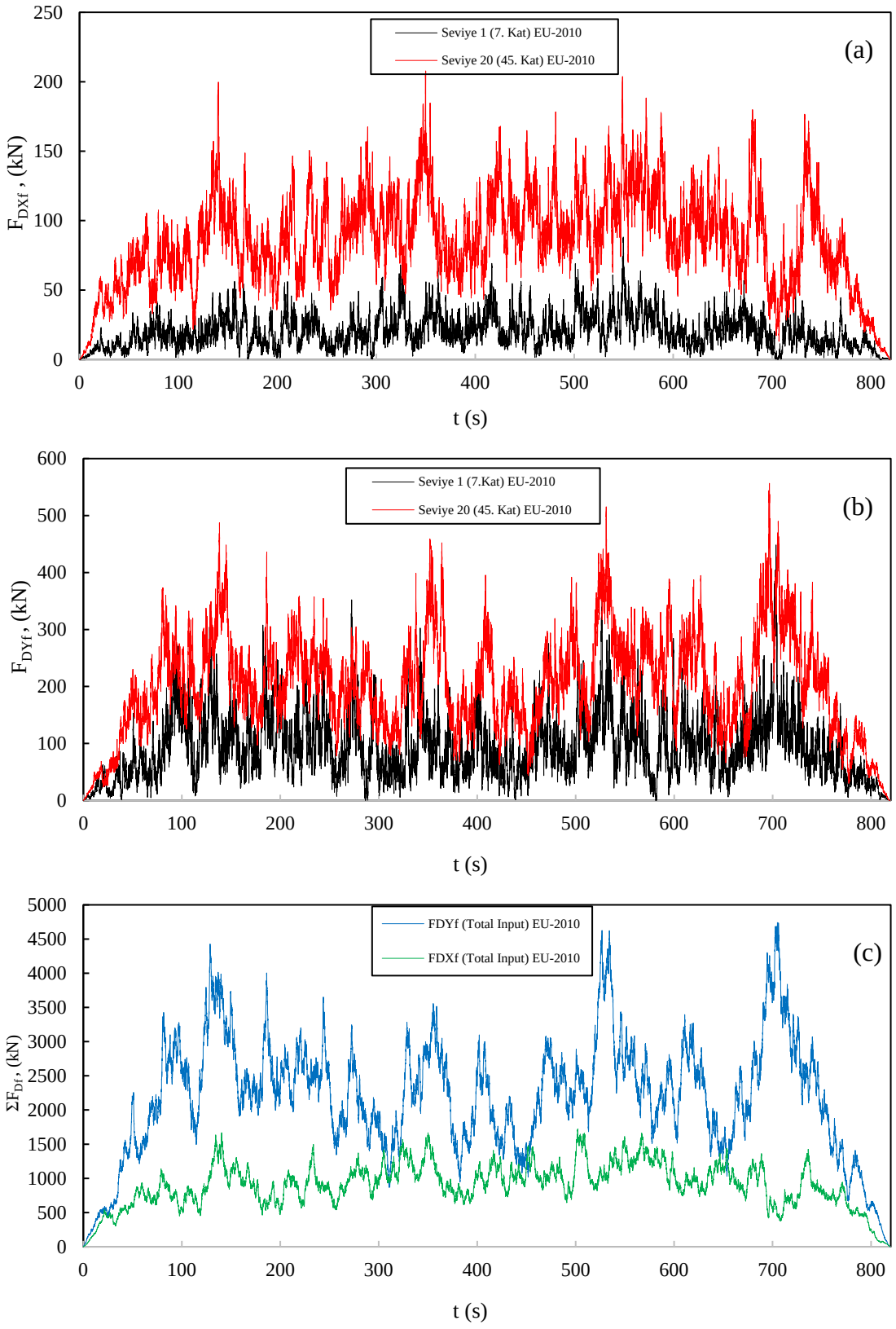
Şekil 4.14. Dört farklı rüzgâr dönüş periyotuna göre yüksek yapının 45. katı için üretilen hızlardan güç spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumluluğu

Çizelge 4.3. Dönüş periyotlarına göre $mak(fS_u)_m$ ve U_{mak} ilişkisi

Dönüş Periyotu, m	$mak(fS_u)_m$, m^2s^{-2}	$mak(fS_u)_m/mak(fS_u)_{50}$	$\sqrt{mak(fS_u)_m/mak(fS_u)_{50}}$	U_{mak} m/s
50	5.8	1.0	1.0	50
700	16.1	2.8	1.7	83
3000	23.2	4.0	2.0	100
10000	31.8	5.5	2.3	117

4.2.3 Rüzgâr doğrultusundaki zamana bağlı rüzgâr yükleri

Dört farklı araştırmada önerilen hız spektrumu 50 yıllık dönüş periyotu için kendi içinde değerlendirilmiş ve rüzgâr doğrultusundaki hızların belirlenmesi için Eurocode (EU-2010) spektrumunun analiz kapsamında kullanılmasına karar verilmiştir. Bunun nedeni dört rüzgâr doğrultusu ve bunlara dik doğrultuda spektrum tanımlanması ve her bir dönüş periyotunda her iki yönde değerlendirme gerektiği için oldukça fazla işlem yükünün oluşmasıdır. Bu nedenle, Şekil 4.5-6'daki rüzgâr hız spektrumlarının karşılaştırılmasında gösterildiği üzere rüzgâr doğrultusunda dört spektrumun ortalamasına en yakın olan Eurocode (EU-2010) spektrumunun tercihi uygun görülmüştür. EU-2010 hız spektrumu tasarlanan yapının bulunduğu arazi, rüzgâr koşulları ve dört farklı dönüş periyotuna sahip rüzgâra göre elde edilmiş ve spektruma dayalı rüzgâr hız kayıtları bir önceki bölümde üretilmiştir. Elde edilen rüzgâr hızları, Bölüm 3.3.1'de anlatılan kuvvet hesabında kullanılmış ve 20 farklı yükseklik için her bir seviyeye karşılık gelen zaman tanımlı rüzgâr yükleri belirlenmiştir. Daha sonra ise elde edilen kuvvet verisine Bölüm 3.3.3'te ifade edilen filtreleme modeli uygulanmıştır. Buna göre rüzgârın doğrultusu boyunca birbirine dik iki farklı yüzeye etkimesi olasılığı ve her bir dönüş periyotu düşünüldüğünde 20x2x4 rüzgâr kuvvet-zaman serisi üretilmiştir. Dört farklı dönüş periyotu için hesaplanan rüzgâr kuvvet kayıtlarının sunulması tezde grafiksel olarak oldukça fazla bir alan kaplayacağı için örnek olarak 50 yıllık dönüş periyotuna göre X ve Y yönünden yapı modeline uygulanacak filtrelenmiş seviye 1-20 (7. ve 45. Kat) ve toplam $F_{Df}(t)$ rüzgâr girdi kuvvetleri Şekil 4.15'te verilmiştir. Buna göre t anında yapıya etkitilecek toplam maksimum kuvvet rüzgâr yönü X ve Y doğrultusu olması durumda sırasıyla 1590 kN ve 4730 kN olarak belirlenmiştir.



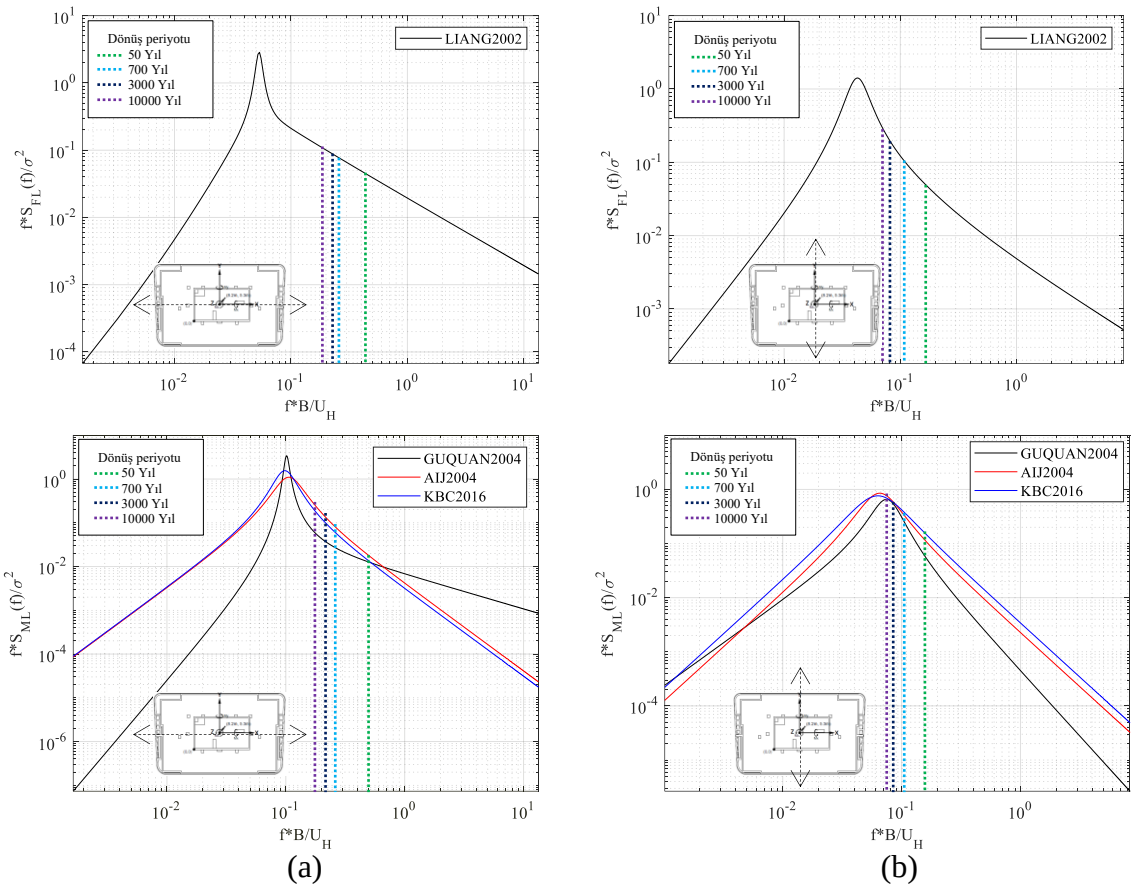
Şekil 4.15. Rüzgâr doğrultusunda uygulanan kuvvetler (**a**) Rüzgâr yönü X doğrultusu Seviye (1-20) (**b**) Rüzgâr yönü Y doğrultusu Seviye (1-20) (**c**) Toplam kuvvetler

4.2.4 Rüzgâra dik doğrultudaki zamana bağlı rüzgâr yükleri

Yapı modeline yükseklik boyunca rüzgâra dik doğrultuda vorteks (girdap) ve türbülans kaynaklı aerodinamik yükler Liang-2002 kuvvet spektrumu; Guquan-2004, AIJ-2004 ve KBC-2016 taban eğilme momenti spektrumuna dayalı olarak hesaplanmıştır. Hesaplama için öncelikle yapı boyutları ve rüzgâr hız profiline göre normalize edilen kuvvet veya moment PSD grafikleri elde edilmiştir ve söz konusu bu spektrumlar birbirleri ile karşılaştırılmıştır (Şekil 4.16). Rüzgâra dik doğrultuda kuvvet veya moment spektrumları değerlendirilirken; düşey eksen normalize edilen kuvvet veya moment PSD'yi ($fS(f)/\sigma^2$), yatay eksen ise azaltılmış frekans ($fB/\overline{U}_H$) değerini ifade etmektedirler. Bu grafikte belirgin tepe noktasına karşılık gelen azaltılmış frekans, girdap salınımının azaltılmış baskın frekansına eşittir.

Elde edilen rüzgâra dik doğrultudaki moment ve kuvvet spektrumları, uygulanacak kuvvet doğrultusunun X ya da Y eksen doğrultusunda olması durumuna göre iki ihtimal için değerlendirilmiştir. Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeylerine uygulanması durumunda (X doğrultusu) üç moment spektrumu için de Strouhal sayısı birbirine yakın olup yaklaşık 0.01 olarak hesaplanmıştır. Liang-2002 kuvvet spektrumunda bu değer 0.05 civarında elde edilmiştir. Normal şartlarda Liang-2002 modelindeki değerin moment spektrumlarındaki değere yakın çıkması beklenmesine karşın, Liang-2002 modeli oluşturulurken tüm yükseklikler için sabit bir azaltılmış frekans kullanılması düşüncesiyle normalleştirmede ilgili yükseklikteki $\overline{U}(z)$ yerine tüm yüksekliklerde bina tepe yüksekliğindeki ortalama referans hız (U_H) dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Liang-2002 kuvvet spektrumu için elde edilen Strouhal sayısının moment spektrumlarındakinden farklı olmasının nedeni bu durumdan kaynaklanmaktadır. Azaltılmış frekans değerine bağlı olarak normalize kuvvet veya moment PSD ($fS(f)/\sigma^2$) değerleri incelendiğinde AIJ-2004 ve KBC-2016 değerlerinin grafiğin solundan Strouhal sayısına kadar neredeyse aynı olup (KBC-2016'nın bir miktar daha yüksek), tepe değerinde KBC-2016 modelinin AIJ-2004'ten yaklaşık %20 fazla ve Strouhal sayısının sağında ise KBC-2016 modeli ile AIJ2004 modeli yer değiştirerek AIJ-2004 modelinin bir miktar daha yüksek değerler verdiği görülmektedir. Ancak her iki model de benzer bir karaktere sahiptir. GUQUAN-2004 modelinin PSD değerleri ise

grafiğin solundan Strouhal sayısına kadar diğer iki moment modeline göre çok düşükken Strouhal sayısında diğer iki modele göre yaklaşık 2 kat daha yüksektir. Ancak Strouhal sayısının sağında yaklaşık 0.6 değerine kadar ikinci dereceden bir eğimle daha düşük değere, 0.6 değerinin sağında ise daha düşük bir eğimle AIJ-2004 ve KBC-2016 modelinden çok daha yüksek PSD değerine sahiptir. AIJ-2004 ve KBC-2016 modellerinin pik değeri azaltılmış frekans tabanında geniş bir banda yayılırken GUQUAN-2004 keskin ve dar bant bir pike sahiptir. LIANG-2002 kuvvet spektrum davranış formu ise GUGUAN-2004 moment spektrumu ile oldukça benzerdir (Şekil 4.16a). Ancak LIANG-2002, kuvvet spektrumu olduğu için diğer moment spektrumlarıyla farklı bir karşılaştırma yapmak doğru değildir.



(a) (b)

Şekil 4.16. Yüksek yapı için hesaplanan rüzgâra dik doğrultudaki 3 farklı taban eğilme momenti ile seçilen bir yükseklikteki kuvvetin normalize edilmiş güç yoğunluk spektrumları **(a)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusunda etkimesi) **(b)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusunda etkimesi)

Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenar yüzeylerine etkimesi durumunda ise (Y doğrultusunda etkimesi) üç moment spektrumu için de Strouhal sayısı birbirine yakın olup yaklaşık 0.066-0.075 arasında değişmektedir. Liang-2002 kuvvet spektrumunda bu değer 0.043 civarında elde edilmiştir. Bu doğrultu için elde edilen grafikte moment PSD değerlerinin dağılımı AIJ-2004 ve KBC-2016 modeli benzer olup Strouhal sayısının sağında KBC-2016 modeli daha yüksek değere sahiptir. GUQUAN-2004 modelinde ise Strouhal sayısının sağında, PSD değerleri diğer iki modelden çok daha düşüktür. Strouhal sayısı, tepe PSD değeri ve grafiğin sağındaki değerlere odaklanılmasının sebebi yüksek yapıların hâkim periyoduna göre hesaplanan azaltılmış frekansın genellikle bu bölgede kalmasıdır. LIANG-2002 kuvvet modeli diğer yöndekine benzer bir şekilde GUQUAN-2004 modeline yakın bir şekil davranışı göstermektedir (Şekil 4.16b).

50, 700, 3000, 10000 yıl dönüş periyotuna sahip rüzgârlara göre belirlenen U_H hızları ve yapının ilgili yöndeki hâkim periyotları dikkate alınarak hesaplanan azaltılmış frekanslar Çizelge 4.4'te verilmiştir. Bu frekanslara karşılık ölçeksiz moment ve kuvvet spektrum değerleri kesikli çizgilerle Şekil 4.16'da işaretlenmiştir. Dönüş periyotlarına göre yapının azaltılmış frekanslarına karşılık gelen normalize edilmiş spektrum değerleri incelendiğinde, rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumunun diğer doğrultuda olmasına kıyasla çok daha büyük değerler aldığı görülmektedir. Bu durumda rüzgârın dik doğrultusu Y'de düşünülerek yapılan zaman tanımlı rüzgâr analizlerinde kullanılan rüzgâr yükü değerlerinin rezonans (dinamik etki) bileşenine etkisi daha yüksek olacaktır. Dolasıyla yapılacak analizlerde Y doğrultusundaki rüzgâra dik talep değerlerinin daha yüksek çıkacağını söylemek mümkündür.

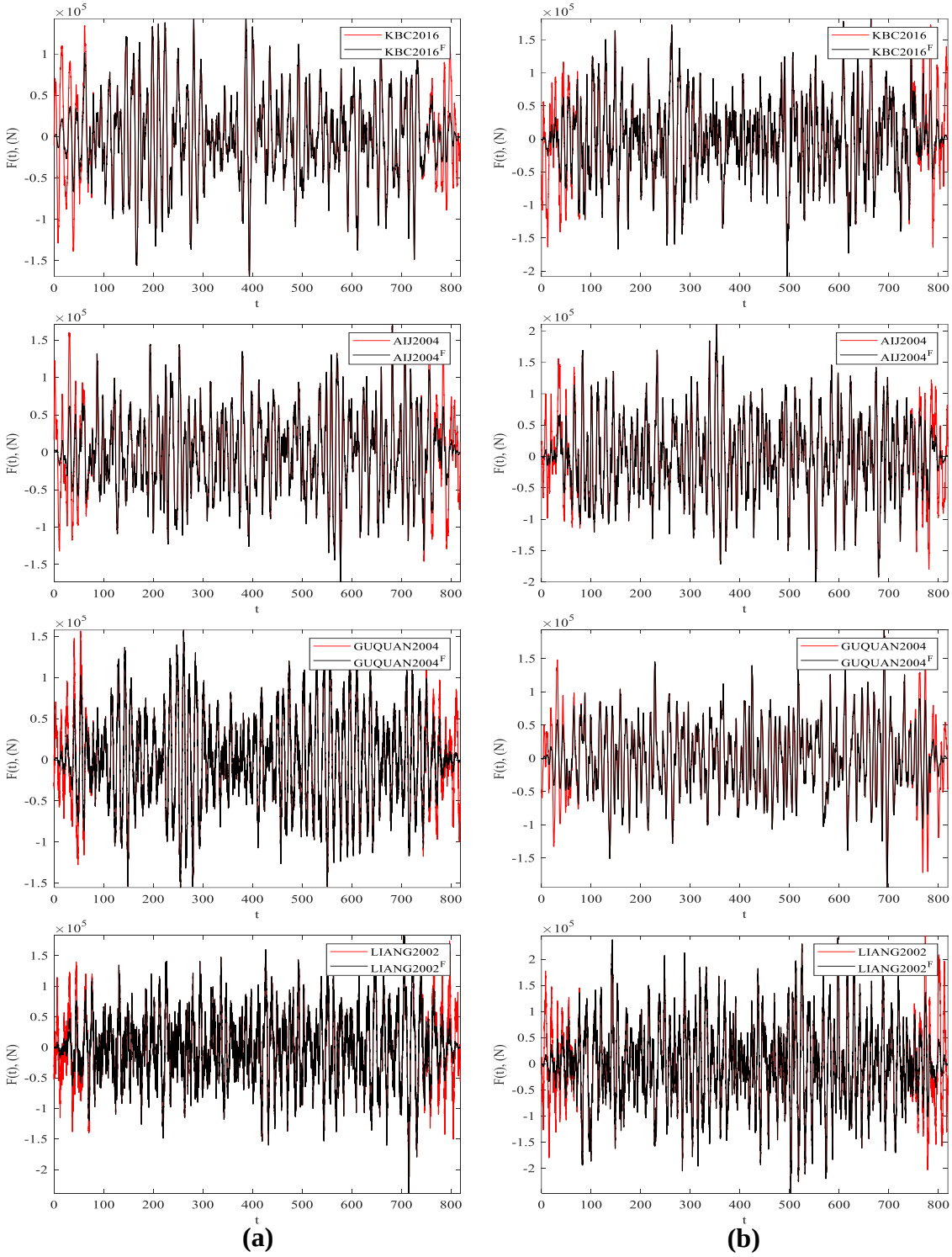
50 yıllık dönüş periyotu için tasarlanan modelin hâkim periyotuna göre hesaplanan azaltılmış frekans değerlerine karşılık gelen normalize edilmiş PSD değerleri maksimum tepe değerlerinden uzaktadır. Ancak rüzgârın dönüş periyotu artıkça U_H değeri de artacak yapının azaltılmış frekansı Strouhal sayısına yaklaşacaktır. Hem rüzgâr hızının artması hem de Strouhal sayısına yaklaşım, uygulanacak rüzgâr kuvvetini arttırmakla birlikte yapıda oluşacak rezonans etkisini de oldukça büyüteceği aşikardır. Bu durum, Şekil 4.16'da noktalı çizgi ile verilen azaltılmış frekansa karşılık gelen değerler incelendiğinde daha rahat anlaşılmaktadır. Özellikle rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın

yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusunda etkimesi) durumunda 10000 yıl dönüş periyotuna karşılık gelen normalize edilmiş spektrum değeri tepe (maksimum) PSD'ye oldukça yaklaşmıştır. Dolayısıyla incelemeye konu edilen yapı için 10000 yıla yakın dönüş periyotlarına sahip rüzgârda ve rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumunda oluşan taleplerin kritik seviyelere ulaşması ve yapıyı oldukça zorlaması beklenebilir.

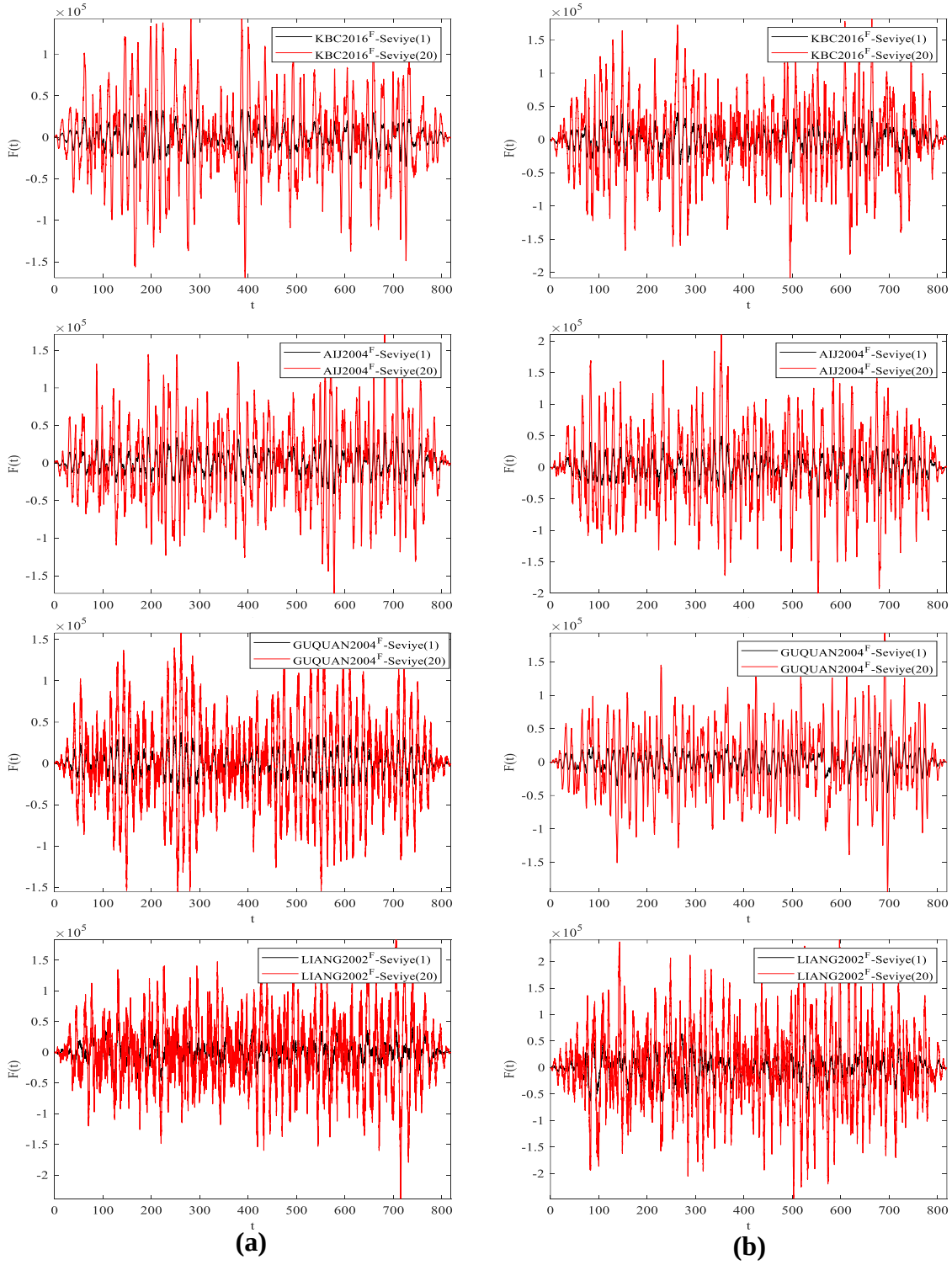
Çizelge 4.4. Rüzgâr dönüş periyotuna göre yüksek yapının rüzgâra dik doğrultusunun X veya Y olması durumu için azaltılmış frekans değerleri

RDP	**U_H**	**Rüzgâra Dik Doğrultu-X (Across Wind-X)**			**Rüzgâra Dik Doğrultu-Y (Across Wind-Y)**		
m yıl	**m/s**	**f_x, Hz**	**B, m**	**f_x.B/U_H**	**f_y, Hz**	**B, m**	**f_y.B/U_H**
50	~32	0.340	40.8	0.439	0.217	25.5	0.173
700	~53			0.265			0.105
3000	~64			0.219			0.086
10000	~75			0.187			0.074

Tüm bu değerlendirmelerin ışığında, moment ve kuvvet spektrumları kullanılarak Bölüm 3.3.2'de anlatılan kuvvet hesabına göre 20 farklı yükseklik için her bir seviyeye karşılık gelen 820 sn'lik kuvvet-zaman serileri üretilmiştir. Üretilen bu kuvvet verisine Bölüm 3.3.3'te ifade edilen filtreleme modeli uygulanmıştır. Buna göre rüzgâra dik doğrultuda etkiyen kuvvetlerin hesabı için; 20 farklı yükseklik, X ya da Y doğrultusuna etkime durumu, her bir dönüş periyotu ve dört farklı spektrum fonksiyonu düşünülerek 20x2x4x4 rüzgâr kuvvet-zaman serisi oluşturulmuştur. Dört farklı dönüş periyotu ve dört farklı spektrum için hesaplanan rüzgâr kuvvet kayıtlarının sunulması tezde grafiksel olarak oldukça fazla bir yer kaplayacağı için örnek olarak sadece 50 yıllık dönüş periyotunda her bir spektruma göre hesaplanan seviye 20 (45. Kat) filtreli/siz rüzgâr kuvvetleri verilmiştir (Şekil 4.17). Şekil 4.18'de ise seviye 1-20 (7. ve 45. Kat) için filtreli rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetler her bir spektrum için karşılaştırılmalı olarak sunulmaktadır.

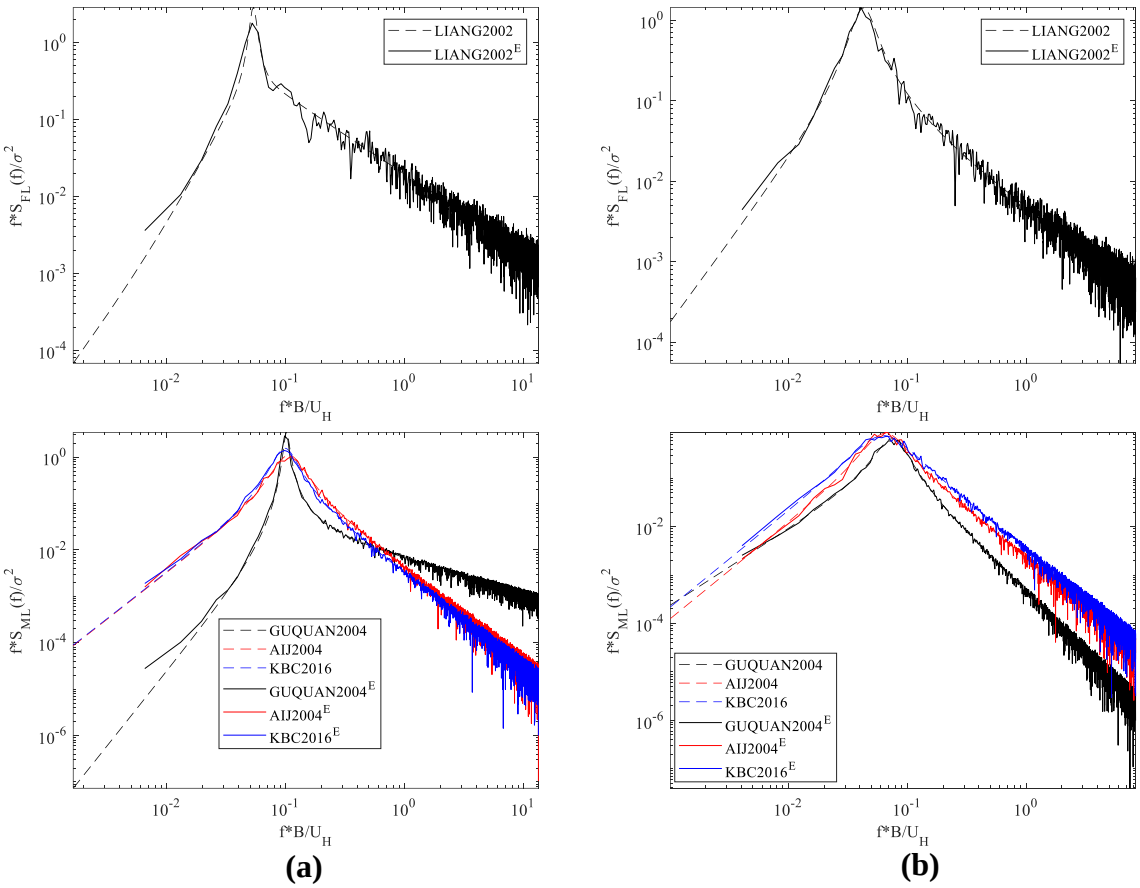


Şekil 4.17. Seviye 20 (45. Kat) için hesaplanan filtreli/filtresiz rüzgâr girdi kuvveti kayıtları **(a)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusu) **(b)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusu)



Şekil 4.18. Seviye 1 (7. Kat) ve Seviye 20 (45.Kat) için hesaplanan rüzgâr girdi kuvveti filtreli kayıtlarının iki farklı doğrultudan etkimesi durumunda karşılaştırılması **(a)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin kısa kenarın yüzeyine etkimesi (X doğrultusu) **(b)** Rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetin uzun kenarın yüzeyine etkimesi (Y doğrultusu)

Yüksek yapı tasarımı için rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet ve moment kayıtları üretildikten sonra hesaplandıkları spektrumlarla uyumluluklarını kontrol etmek için güç spektral yoğunluk tahmini gerçekleştirilmiştir. Dört farklı güç spektral yoğunluk tahminin karşılaştırılmasının bir örneği Şekil 4.19'da verilmiştir. Karşılaştırmaya göre her bir spektrum için üretilen kayıtların hesaplanan spektrum modelleriyle iyi uyum içerisinde olduğu şekilden rahatlıkla görülebilmektedir.



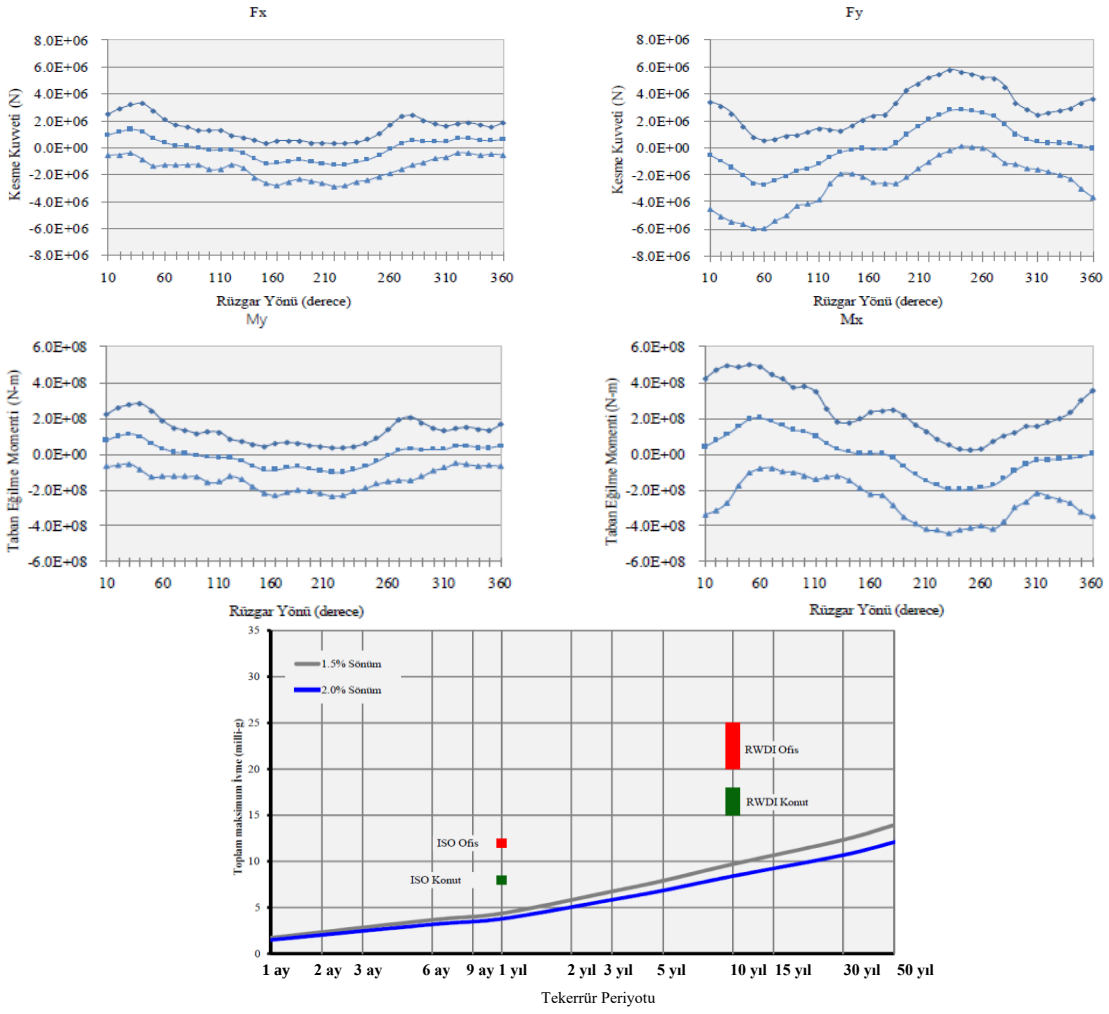
Şekil 4.19. Yüksek yapı için üretilen kuvvet ve moment kayıtlarından spektral yoğunluk tahmini ve hesaplandıkları spektrumla uyumlulukları **(a)** Rüzgâra dik doğrultudaki girdi kuvvetinin kısa kenarın yüzeylerine etkimesi (X doğrultusu) **(b)** Rüzgâra dik doğrultudaki girdi kuvvetinin uzun kenarın yüzeylerine etkimesi (Y doğrultusu)

4.3 Önerilen Prosedürün Rüzgâr Tüneli Testi ile Doğrulanması

Dikdörtgen kesitli yüksek yapıların inşa edileceği alan arazi bakımından açık ve düz ya da çevredeki yapılar rüzgâr dalgalarının dağılımını etkilemeyecek mesafede ise yapıda oluşan birbirine dik maksimum tepkiler genellikle rüzgârın yüzeye dik doğrultuda etkimesi neticesinde oluşurlar. Tez kapsamında kullanılan rüzgâr tüneli test sonuçları incelendiğinde etrafındaki yapılardan dolayı bu durum kısmen farklılık gösterse de yaklaşık olarak bu kabulün geçerli olabileceği görülmektedir (Şekil 4.20). Bu nedenle analizler, her bir yükleme durumunda rüzgârın yüzeye dik etkidiği kabulüyle gerçekleştirilmiş olup rüzgâr tüneli test sonuçlarında rüzgârın esme doğrultusunun kısa kenar yüzeyine etkimesi yaklaşık 360^0 ve uzun kenar yüzeyine etkimesi 270^0'ye karşılık gelmektedir (Şekil 3.32). Bu çalışmaya konu edilen yapı için Şekil 4.20'de rüzgâr tüneli sonucunda rüzgâr yönü açılarına göre elde edilen eşdeğer kesme kuvveti, momenti ve maksimum tepe ivmesi grafikleri verilmiştir.

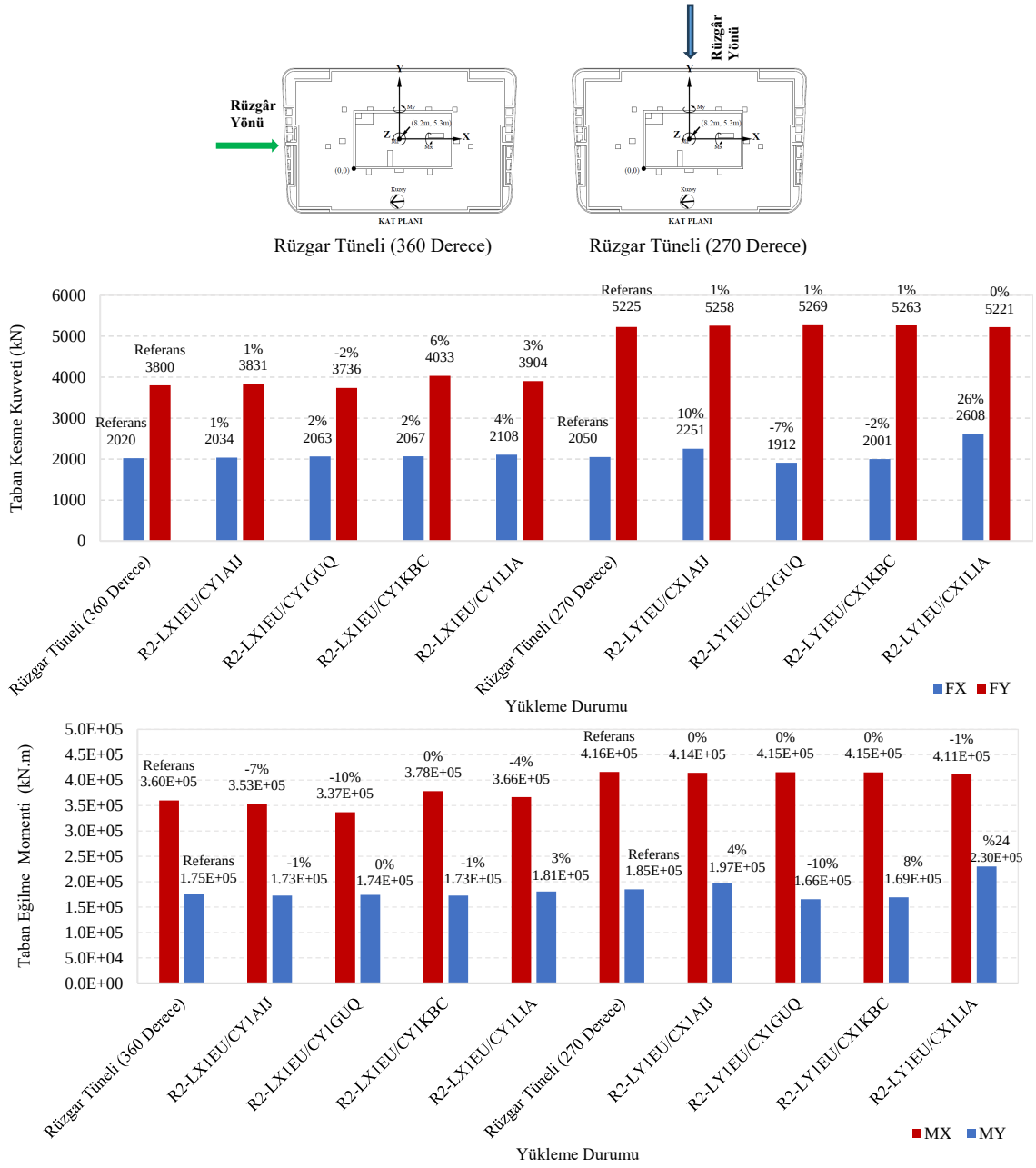
RDP 50 yıl için sekiz farklı analiz serisine (yükleme durumuna) göre gerçekleştirilen analizlerinden elde edilen maksimum taban kesme kuvveti ve momenti, rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırılmış ve rüzgâr tüneli test sonuçları referans alınarak aradaki fark yüzde olarak sunulmuştur (Çizelge 4.5, Şekil 4.21). Bu çizelgede ve şekilde verilen modelleri tanımlayan kısaltmalar Çizelge 4.6'da tanımlanmaktadır. Burada belirtmek gerekir ki analiz ve rüzgâr tüneli test sonuçlarını karşılaştırırken, karışıklık oluşmaması için model ve testte her bir doğrultu aynı eksen adıyla (X|Y) isimlendirilmiştir (Şekil 3.32). Karşılaştırmaya göre kayıtların üretimi için seçilen rüzgâr esme doğrultusu spektrumu EU-2010'un, rüzgâra dik doğrultudaki 4 farklı spektrumun ve kuvvet üretimi esnasında yapılan kabullerin rüzgâr tüneli sonuçlarıyla tutarlığı değerlendirilmiştir. Karşılaştırmada dikkat edilmesi gereken husus, rüzgâr tüneli test sonuçlarında yapının kendi ağırlığından ve hareketli yüklerden dolayı oluşan kesme kuvveti ve eğilme momentinin sonuçlara dahil edilmemiş olmasıdır. Bu kapsamda karşılaştırma için yapılan analizlerde zati ve hareketli yüklerden meydana gelen etki dikkate alınmamıştır. Rüzgâr tüneli test sonuçları referans alınarak yapılan karşılaştırmada, rüzgârın X ya da Y doğrultusunda esmesi durumu için analizden elde edilen rüzgâr doğrultusu F_X ve F_Y maksimum taban kesme kuvvetlerinin test sonucundan yüzdesel farkı sırasıyla yaklaşık

%4 ve %1 olarak hesaplanmıştır. Rüzgâr esme doğrultusu kaynaklı maksimum taban eğilme momenti M_Y ve M_X'nin analiz ve test sonucu farkı ise %3 ve %-1 olarak belirlenmiştir. Hem kesme kuvveti hem de eğilme momenti için hesaplanan bu fark değerleri, rüzgâr gibi karmaşık bir yük için rüzgâr doğrultusunda önerilen prosedürle gerçekleştirilen dinamik analizler için oldukça düşüktür. İlk değerlendirme parametresi olan kesme kuvveti ve eğilme momenti sonuçları; bu doğrultuda yapılan kabullerin, modeldeki yük dağılımının ve seçilen EU-2010 spektrumunun bir bütün olarak yapılacak analizler için güçlü bir temsil kabiliyeti sağladığını göstermektedir.



Şekil 4.20. Rüzgâr tüneli eşdeğer taban kesme kuvveti, momenti ve maksimum tepe ivmesi sonuçları

Rüzgâra dik doğrultuda oluşan kesme kuvvetleri için yapılan değerlendirmede ise LIANG-2002 kuvvet spektrum modeli kullanılarak yapılan analizlerin rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırılmasında Y ve X'te oluşan yükleme durumuna göre F_Y ve F_X sırasıyla %3 ve %26 fazla kesme kuvveti hesaplanmaktadır ki, diğer yaklaşımlardan farklı olarak bu yaklaşımdaki sapmaların ortalamanın üstünde bir değer aldığı görülmektedir.



Şekil 4.21. RDP 50 yıl için rüzgârın esme doğrultuları, performans analizi ile rüzgâr tüneli testinden hesaplanan taban kesme kuvvetleri ve taban eğilme momentlerinin karşılaştırılması

Taban eğilme momenti M_X ve M_Y için yapılan karşılaştırmada yine benzer şekilde LIANG-2002 modeli sonuçlarının rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla farkı sırasıyla %-4 ve %26'dır. Rüzgâra dik doğrultuda; gerçekleştirilen testten daha yüksek olarak en çok fark rüzgârın Y doğrultusunda esmesi durumu için LIANG-2002 modeliyle oluşturulan yükleme durumunda meydana geldiği, bu durumun diğer yaklaşımların ortalama sapmasından oldukça farklı olduğu söylenebilir. Bu sonuca göre diğer RDP değerleri için yapılacak analizlerde bu modelin daha yüksek tepkiler vereceği aşikardır. Taban eğilme spektrumuna (AIJ-2004, GUQUAN-2004 ve KBC-2016) bağlı diğer yükleme durumu modelleri için her iki doğrultuda hem maksimum taban kesme kuvveti hem de taban eğilme momentinde rüzgâra dik oluşan tepki farklarının %10'un altında kaldığı söylenebilir (Şekil 4.21).

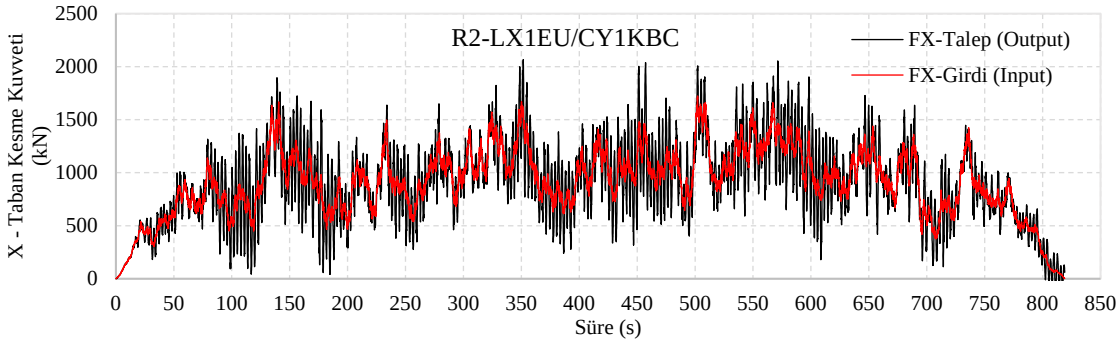
Rüzgârın farklı doğrultudan esmesine göre değişse de genel olarak test sonucu ile en düşük farkların KBC-2016 spektrum modeliyle yapılan analiz serileri için elde edildiği görülmektedir. Bu farkların taban kesme kuvveti ve momenti için sırasıyla %6 ve %8 olarak gerçekleştiği görülmektedir. AIJ-2004 spektrumu kullanılarak yapılan analizde ise maksimum kesme kuvveti, rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumunda oldukça başarılı bir temsil gerçekleştirmiş olup F_Y'nin test sonucu ile farkı %1, M_X'in %7 olarak belirlenmiştir. GUQUAN-2004 spektrum modeliyle yapılan analizde ise farkların F_Y için %-2, M_X için ise %-10 civarında olduğu belirlenmiş ve test sonucundan daha düşük tepkilerin hesaplanmış olduğu görülmektedir. Taban eğilme momenti spektrumuyla elde edilen sonuçlar kendi içinde karşılaştırıldığında ise Şekil 4.16'da RDP 50 yıl azaltılmış frekansa karşılık gelen girdi kuvvetlerinin, hesaplanacağı spektrum değerleri ile tutarlı olduğu görülmektedir. Zira analizde bu değerlere yakın rezonans (dinamik) etkisi oluşacağı ve maksimum kesit tesirlerinin bu frekanslarla hesaplanan girdilerin etkisinde oluşacağı ifade edilebilir.

Rüzgâra dik doğrultuda 4 spektrum modeliyle yapılan analiz sonuçlarıyla rüzgâr tüneli test verileri karşılaştırıldığında Y doğrultusunda daha düşük farkların oluştuğu diğer bir ifade ile rüzgâr tüneli test sonuçlarına göre temsilin daha iyi gerçekleştiği anlaşılmaktadır. Bu durumun birkaç sebebi olabilir. Birincisi rüzgâr tüneli testi sonuçları incelendiğinde Y doğrultusunun belirli bir açı boyunca (yaklaşık 360^0) tam bir vorteks saçılması (vorteks

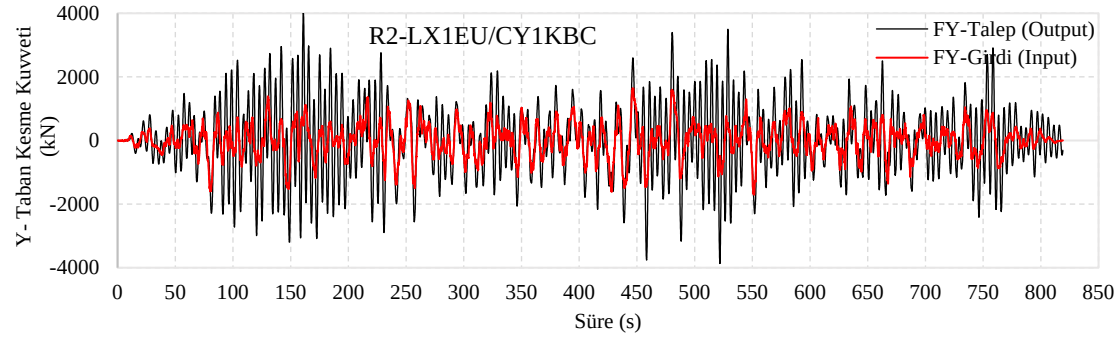
shedding) davranışını sergilerken, X doğrultusunun çok kısa bir açıda vorteks saçılması (vorteks shedding) davranışı sergilediği gözlemlenmektedir (Şekil 4.20). Bunun nedeni etrafındaki yapıların etkisi olabileceği düşünülmektedir. İkincisi Bölüm 4.2.4 incelendiğinde bazı spektrumlar kullanıldığında KBC-2016'ya kıyasla yüksek değerler çıkmasının doğal olduğu anlaşılmaktadır. Üçüncüsü ise kayıtların rastgele faz açılarına göre üretilmesinin etkisi olabilir. Ancak karşılaştırmanın sonucunda maksimum taban kesme kuvveti ve momentinin uyumluluğu açısından rüzgâra dik doğrultudaki böylesi kompleks yüklerin hesabında KBC-2016 ve AIJ-2004 spektrumlarının oldukça tatmin edici seviyede sonuçlar verdiği karşılaştırmalardan rahatlıkla görülebilmektedir.

Rüzgâr tüneli test sonuçlarında, rijit model kullanımından dolayı yapı-rüzgâr etkileşiminin test sırasında dikkate alınamadığı bu etkileşimin sonradan basit tek serbestlik derece modeli baz alan prosedürler ile hesaba katılmaya çalışıldığı ancak çalışmada dikkate alınan yük-zaman geçmişlerinin doğrudan farklı seviyelerde uygulanması ile bir manada bunun daha gerçeğe yakın dikkate alınabildiğini ifade etmek burada uygun olacaktır.

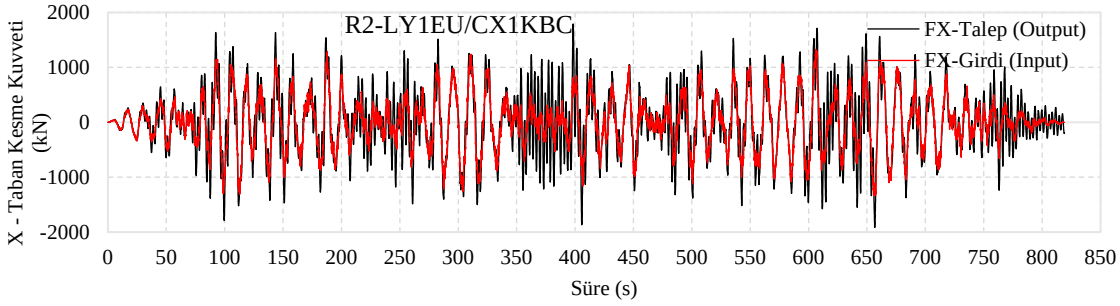
Rüzgâr doğrultusunda gerçekleştirilen analizlerde, çevresel şartlar ve RDP 50 yıl olması nedeniyle türbülans hızlarının düşük olduğu için rüzgâr ile incelemeye konu edilen yapının dinamik etkileşiminin nispeten düşük çıktığı zaman tanım alanında yapılan analizlerin sonucunda söylenebilir (Şekil 4.22). Diğer taraftan rüzgâr tüneli test sonuçları ile bu çalışmada gerçekleştirilen analizlerin bu hususta da uyumlu olduğu görülmektedir. Ancak rüzgâra dik doğrultuda rezonans bileşenin etkisi nedeniyle rüzgâr testi sonuçlarının gerçek durumu temsil etmede kullanılan deney yöntemi nedeniyle yeterli olamayabileceği de dikkate alınmalıdır. Bu duruma örnek teşkil etmesi açısından R2-LX1EU/CY1KBC (bkz. Çizelge 4.6) analizinden elde edilen maksimum kesme kuvveti ve rezonans bileşen (dinamik) etkisi Şekil 4.23'te gösterilmektedir. Şekil 4.22-23-24'te görüldüğü gibi rezonans bileşeni rüzgâra dik doğrultuda rüzgâr doğrultusuna göre daha fazla etkilidir.



Şekil 4.22. R2-LX1EU/CY1KBC analiz serisinde rüzgâr doğrultusunda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması



Şekil 4.23. R2-LX1EU/CY1KBC analiz serisinde rüzgâra dik doğrultuda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması

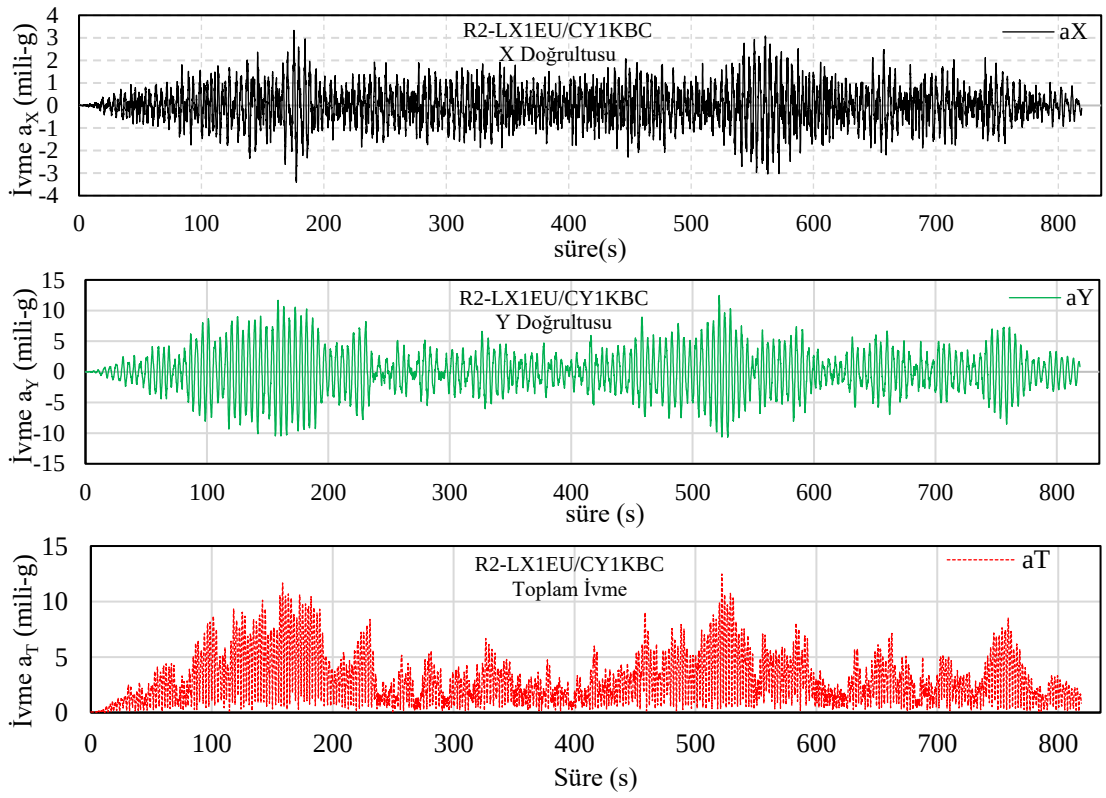


Şekil 4.24. R2-LY1EU/CX1KBC analiz serisinde rüzgâra dik doğrultuda yapıya uygulanan toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talep kesme kuvvetlerinin karşılaştırılması

Rüzgâra dik doğrultunun kısa kenar olması (Y) durumunda rezonans bileşeni etkisinin uzun kenar (X) olmasına göre çok daha etkili olduğu Şekil 23-24 incelendiğinde net bir şekilde görülmektedir. Bunun sebebi olarak, D/B<1 olması durumu için rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet ve moment spektrumlarında hesaplanan azaltılmış frekansın PSD tepe değerinden uzaklaşması gösterilebilir (Şekil 4.16). Başka bir ifadeyle rüzgâra dik

doğrultunun Y olması durumunda, yapının o moddaki hesaplanan azaltılmış frekansının Strouhal sayısına daha yakın olması bu davranışa kanıt olarak gösterilebilir.

Bu çalışmada rüzgâr tüneli testi sonuçlarıyla karşılaştırılan bir diğer parametre ise konfor parametresi olarak tasarımda kontrol edilen ivme tepkileridir. Rüzgâr tüneli test sonuçlarında 44. kat ivme tahmini değerleri verildiği için karşılaştırma, bu kat verileri arasında yapılmaktadır. Şekil 4.25'te R2-LX1EU/CY1KBC (bkz. Çizelge 4.6) yükleme durumu için 44. katın zamanla değişen X doğrultusu (a_X), Y doğrultusu (a_Y), Toplam (a_T) ivme zaman değişimleri verilmektedir.



Şekil 4.25. R2-LX1EU/CY1KBC yükleme durumu için 44. kattaki zamanla değişen X doğrultusu (a_X), Y doğrultusu (a_Y), toplam (a_T) ivmeleri

Çizelge 4.5'te ise 8 farklı yükleme durumu (bkz. Çizelge 4.6) ve rüzgâr tüneli maksimum ivme değerleri karşılaştırılmaktadır. 44. katta oluşan maksimum a_T ivmeleri; rüzgâr doğrultusunun X olması durumda dik doğrultuda (Y), rüzgâr doğrultusunun Y yönünde olması durumda ise yine aynı doğrultuda oluştuğu görülmektedir. Taban kesme kuvveti

ve eğilme momenti değerlerinde olduğu gibi ivmede de en elverişsiz senaryo olarak rüzgârın X doğrultusunda etkimesi gösterilebilir.

Çizelge 4.5. RDP 50 yıl için 8 farklı analiz serinde herhangi bir t anındaki maksimum değerler

Analiz Serisi	a_X mili-g	a_Y mili-g	a_T mili-g
R2-LX1EU/CY1AIJ	2.9	9.5	9.6
R2-LX1EU/CY1GUQ	2.5	9.9	10.2
R2-LX1EU/CY1KBC	3.3	12.5	12.5
R2-LX1EU/CY1LIA	3.1	12.2	12.2
R2-LY1EU/CX1AIJ	4.8	8.9	9.2
R2-LY1EU/CX1GUQ	4.1	8.9	10.0
R2-LY1EU/CX1KBC	3.3	9.1	10.1
R2-LY1EU/CX1LIA	5.6	9.4	11.1
RÜZGAR TÜNELİ TESTİ	-	-	12.0

Çizelge 4.5 incelendiğinde analizlerden elde edilen a_T değerlerinin rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla arasındaki farkın oldukça düşük bir düzeyde gerçekleştiği görülmektedir. Bazı yükleme durumlarında (R2-LX1EU/CY1KBC) üst üste bir çakışma olduğu da söylenebilir. Bu bağlamda neredeyse tüm yükleme durumları için elde edilen ivme sonuçlarının yeterli seviyede tutarlı olduğu görülmektedir.

İlgili yükleme durumlarında elde edilen hem taban kesme ve eğilme momenti hem de 44. kat ivme tepkisi rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırıldığında, önerilen analiz prosedürlerinin yapının davranışı için gerçeğe yakın bir temsil kabiliyetine sahip olduğuna işaret ettiği görülmektedir. Bu nedenle buraya kadar deneysel sonuçlar ile yapılan karşılaştırmalarda, çalışma kapsamında önerilen prosedür ile rüzgâr yüklemesinin zaman ortamında temsil gücü mümkün olduğunca kanıtlanmaya çalışılmıştır. Bu veriler ışığında takip edilen başlıklarda, daha önce de ifade edildiği üzere, farklı RDP'ler için yapı performansının yapısal ve yapısal olmayan elemanlar açısından çalışmaya konu edilen yapı için değerlendirmeleri zaman ortamında gerçekleştirilmiş ve elde edilen sonuçlar tartışılmıştır.

4.4 Örnek Yüksek Yapı: Performans Değerlendirmesi

Tasarlanan yüksek yapı modelinde, RDP 50, 700, 3000, 10000 yıl olan rüzgârlar için hazırlanan zamana bağlı rüzgâr kuvveti kayıtları kullanılarak 37 farklı analiz serisi oluşturulmuştur. Bu analiz serilerinde, hâkim rüzgâr yönünün kısa kenar ve uzun kenar yüzeyine dik doğrultuda uygulanması ihtimalleri dikkate alınmıştır. Rüzgâr doğrultusunda EU-2010 spektrumu, rüzgâra dik doğrultuda LIANG-2002, GUQUAN-2004, AIJ-2004 ve KBC-2016 kuvvet ve moment spektrumları kullanılmıştır. Bu kapsamda çalışmada her RDP için 8 analiz serisi sonucu verilmektedir. Buna göre analiz sonuçları, 2 farklı rüzgâr esme yönü ve rüzgâra dik doğrultuda 4 farklı spektrumdan üretilen kayıtların yapı modeline uygulanmasından elde edilmiştir. Ek olarak RDP 10000 yıl olan analizlerde bazı spektrumlar için 2 farklı analiz serisi oluşturulmuştur. Bu nedenle RDP 10000 yıl için 8 analiz serisi yerine toplamda 13 analiz serisi hazırlanmıştır. Bu bölümde sonuçların ve verilen grafiklerin takibini kolaylaştırmak amacıyla analiz serileri (yükleme durumu), kısaltılmış ifadeler kullanılarak isimlendirilmiştir (Çizelge 4.6). Ayrıca analiz seri isimlerinde RDP-m daha kısa bir şekilde ifade edilmesi için R2, 6, 8 ve 9 sırasıyla 50 yıl, 700 yıl, 3000 yıl ve 10000 yıllık dönüş periyotlarını temsil etmek için kullanılmıştır. İsimlendirmede rüzgâr doğrultusunu ifade etmek için birbirine dik iki eksen olan X ve Y kullanılmıştır.

Çizelge 4.6. Analiz serilerinin (Yükleme durumlarının) isimlendirilmesi

Analiz serisi (Yükleme durumu)	Rüzgârın m yılda dönüş periyotu (RDP-m yıl)	Rüzgâr doğrultusu (along, L)	i. Üretilen kayıt serisi	Rüzgâr doğrultusundaki spektrum	Rüzgâra dik doğrultu (across, C)	i. Üretilen kayıt serisi	Rüzgâra dik doğrultudaki vorteks kaynaklı spektrum
R2-LX1EU/CY1AIJ	50 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	AIJ-2004
R2-LX1EU/CY1GUQ	50 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	GUQUAN-2004
R2-LX1EU/CY1KBC	50 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	KBC-2016
R2-LX1EU/CY1LIA	50 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	LIANG-2002
R2-LY1EU/CX1AIJ	50 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	AIJ-2004
R2-LY1EU/CX1GUQ	50 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	GUQUAN-2004
R2-LY1EU/CX1KBC	50 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	KBC-2016
R2-LY1EU/CX1LIA	50 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	LIANG-2002
R6-LX1EU/CY1AIJ	700 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	AIJ-2004
R6-LX1EU/CY1GUQ	700 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	GUQUAN-2004
R6-LX1EU/CY1KBC	700 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	KBC-2016
R6-LX1EU/CY1LIA	700 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	LIANG-2002
R6-LY1EU/CX1AIJ	700 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	AIJ-2004
R6-LY1EU/CX1GUQ	700 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	GUQUAN-2004
R6-LY1EU/CX1KBC	700 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	KBC-2016
R6-LY1EU/CX1LIA	700 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	LIANG-2002
R8-LX1EU/CY1AIJ	3000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	AIJ-2004
R8-LX1EU/CY1GUQ	3000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	GUQUAN-2004
R8-LX1EU/CY1KBC	3000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	KBC-2016
R8-LX1EU/CY1LIA	3000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	LIANG-2002
R8-LY1EU/CX1AIJ	3000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	AIJ-2004
R8-LY1EU/CX1GUQ	3000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	GUQUAN-2004
R8-LY1EU/CX1KBC	3000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	KBC-2016
R8-LY1EU/CX1LIA	3000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	LIANG-2002
R9-LX1EU/CY1AIJ	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	AIJ-2004
R9-LX1EU/CY1GUQ	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	GUQUAN-2004
R9-LX1EU/CY1KBC	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	KBC-2016
R9-LX1EU/CY1LIA	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	1	LIANG-2002
R9-LX1EU/CY2AIJ	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	2	AIJ-2004
R9-LX1EU/CY2KBC	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	2	KBC-2016
R9-LX1EU/CY2LIA	10000 Yıl	X	1	EU-2010	Y	2	LIANG-2002
R9-LY1EU/CX1AIJ	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	AIJ-2004
R9-LY1EU/CX1GUQ	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	GUQUAN-2004
R9-LY1EU/CX1KBC	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	KBC-2016
R9-LY1EU/CX1LIA	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	1	LIANG-2002
R9-LY1EU/CX2GUQ	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	2	GUQUAN-2004
R9-LY1EU/CX2KBC	10000 Yıl	Y	1	EU-2010	X	2	KBC-2016

Rüzgâr dönüş periyodu (RDP) 50 yıl için önerilen analiz prosedürüyle üretilen kayıtlar, PERFORM-3D programında tasarlanan modele uygulanmış ve elde edilen sonuçlar bir önceki bölümde rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Rüzgâr tüneliyle hedeflenen yeterli kalibrasyon, farklı spektrum fonksiyonlarına bağlı analiz serileri için sağlamıştır. Kullanılan spektrum fonksiyonlarına göre sonuçlarda ortaya çıkan farklılıkların değerlendirilmesi de bu tezin amaçları arasında yer almaktadır. Bu yüzden analiz serileri arasında kabul edilebilir farkların çıkması beklendiğinden, bu aşamadan sonra örnek bir yapı modelinin performans değerlendirmesi birçok yapısal ve yapısal olmayan parametre açısından RDP 50, 700, 3000 ve 10000 yıl olan rüzgârlar için gerçekleştirilecektir. Daha önce de ifade edildiği üzere performans seviyeleri konusunda literatürde bir netlik olmaması nedeniyle bu çalışmada önerilen performans düzeylerine göre değerlendirmeler gerçekleştirilmektedir. İnceleme, hem RDP ile yapı performansındaki değişimi hem de rüzgâra dik doğrultudaki farklı spektrumlara sahip analiz serilerinin aynı RDP için verdiği yapısal tepkilerin değerlendirilmesini kapsamaktadır. Değerlendirme aşağıda verilen sıralamaya göre yapılacaktır.

- Yükleme durumlarına (analiz serilerine) göre modelde oluşan enerji bileşenleri, enerji dağılımlarının değişimlerini etkileyen faktörler ve enerji hatalarının değerlendirilmesi.
- Kesme kuvveti ve eğilme momentleri gibi taleplerin analiz serilerine göre değişimlerinin kat ve taban bazında incelenmesi.
- Yapı performans düzeylerinin inelastik davranış gösteren perde duvar, kolon ve kirişler için talep/kapasite (D/C) oranlarına göre değerlendirilmesi. Yapı performansının göreli ötelenmeler ile tepe yer değiştirmesine göre değerlendirilmesi. Farklı RDP'ler için yapısal olmayan elemanlarda oluşabilecek hasarların tahmini.
- Performans analizi sonucunda elde edilen tepe ivmesinin kullanıcı üzerindeki oluşturduğu etkinin incelenmesi. Farklı RDP'ler için kullanıcı konforu temel rüzgâr hızı-ivme grafiği üzerinden değerlendirmesi.

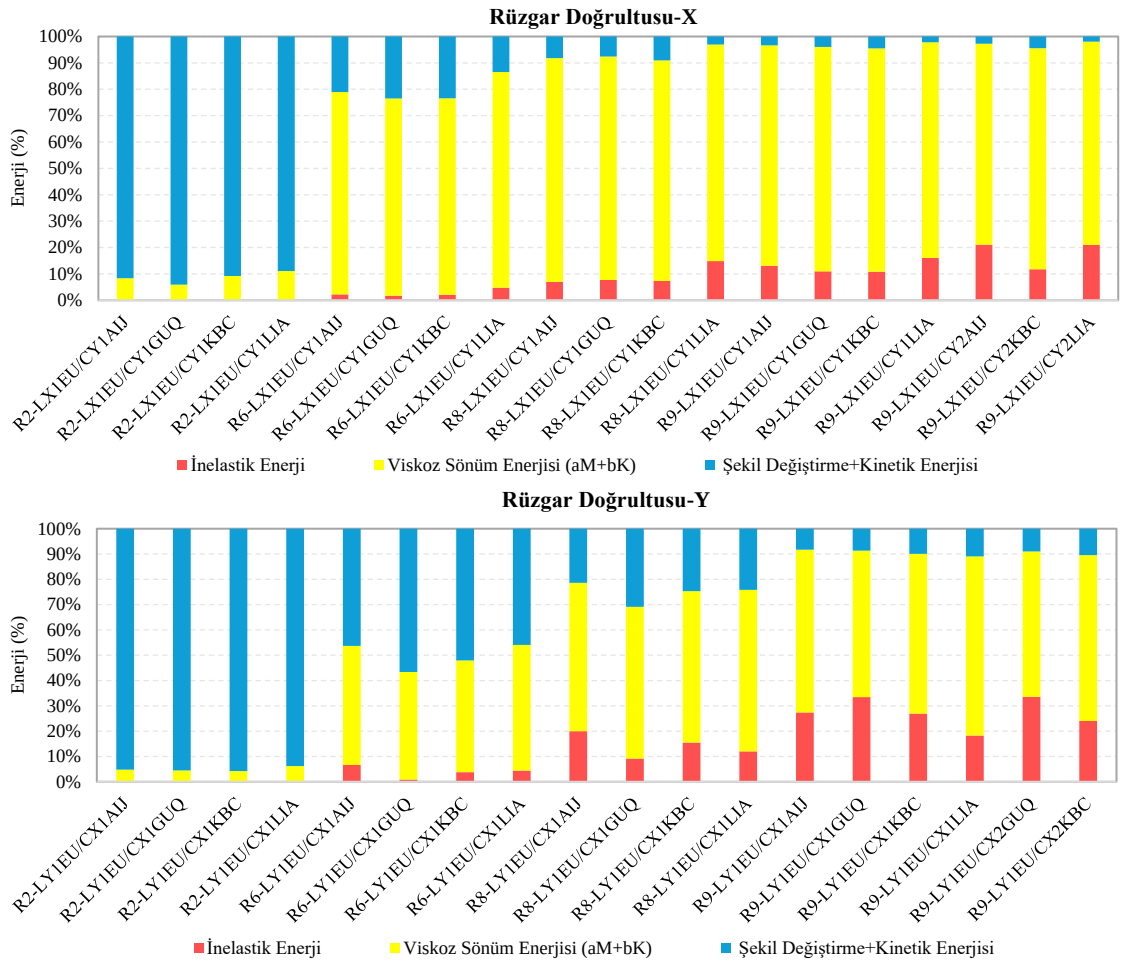
4.4.1 Rüzgâr dönüş periyotlarına göre toplam enerjinin dağılımı

Yapının performans davranışı için performans düzeylerine göre eleman ve yapı bazlı değerlendirmeye geçmeden önce yapıda oluşan toplam enerji ve bu enerjinin bileşenlerinin değişimi irdelenmektedir (Çizelge 4.7, Şekil 4.26-27-28-29).

Çizelge 4.7. Yükleme durumuna (analiz serilerine) göre yapı modelinde oluşan enerji dağılımları ve enerji hataları

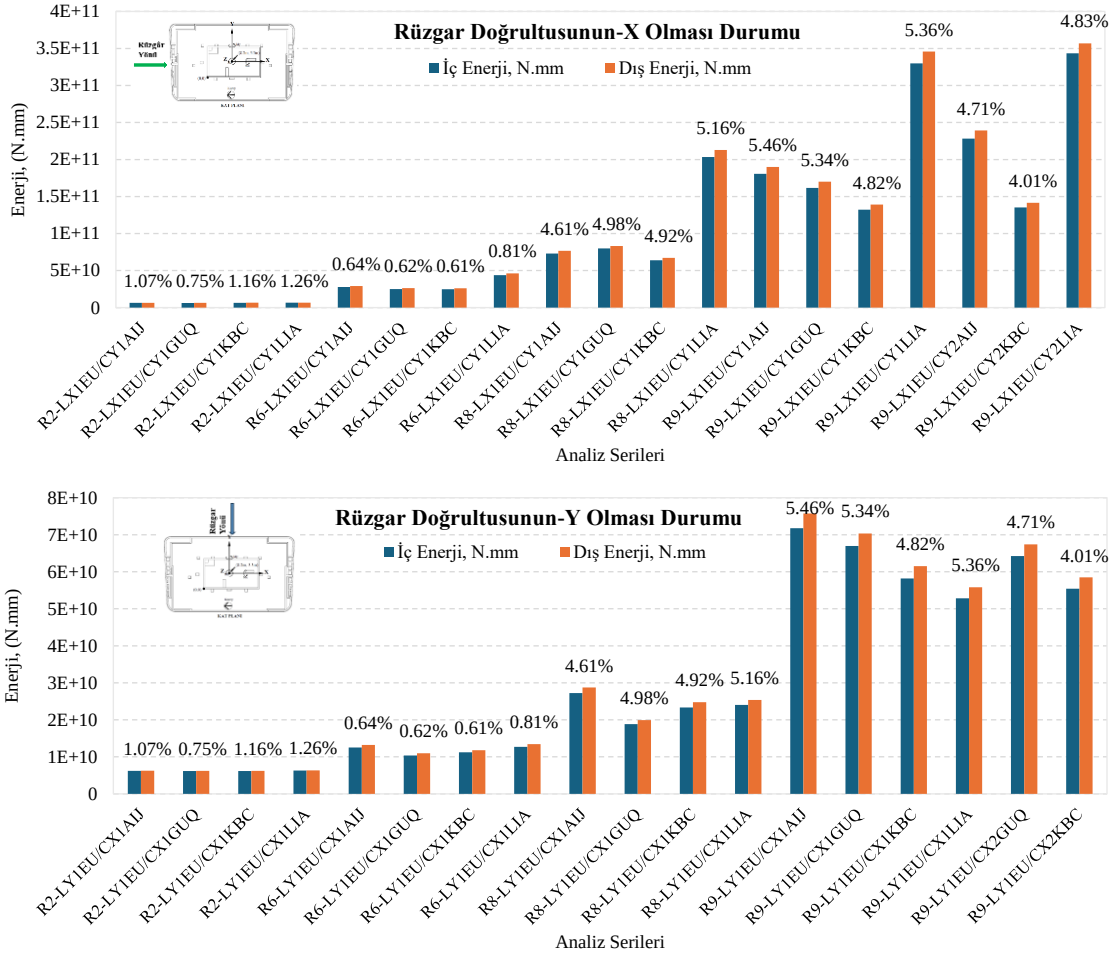
Analiz Serisi	Şekil Değiştirme (Strain), N.mm	İnelastik Enerji, N.mm	Kinetik Enerji, N.mm	Viskoz Sönüm Enerjisi (Alpha-M), N.mm	Viskoz Sönüm Enerjisi (Beta-K), N.mm	İç Enerji, N.mm	Dış Enerji, N.mm	Enerji Hataları, %
R2-LX1EU/CY1AIJ	5.91E+09	1.33E+04	3.63E+05	4.90E+08	4.82E+07	6.45E+09	6.52E+09	1.07%
R2-LX1EU/CY1GUQ	5.91E+09	1.02E+03	2.08E+05	3.39E+08	3.39E+07	6.29E+09	6.33E+09	0.75%
R2-LX1EU/CY1KBC	5.91E+09	2.36E+04	8.50E+05	5.47E+08	5.35E+07	6.51E+09	6.59E+09	1.16%
R2-LX1EU/CY1LIA	5.91E+09	3.07E+03	5.00E+05	6.69E+08	6.72E+07	6.65E+09	6.73E+09	1.26%
R2-LY1EU/CX1AIJ	5.91E+09	-3.12E+04	3.11E+05	2.63E+08	3.49E+07	6.21E+09	6.25E+09	0.64%
R2-LY1EU/CX1GUQ	5.91E+09	4.20E+04	2.99E+05	2.46E+08	3.21E+07	6.18E+09	6.22E+09	0.62%
R2-LY1EU/CX1KBC	5.91E+09	5.12E+02	3.02E+05	2.32E+08	2.91E+07	6.17E+09	6.21E+09	0.61%
R2-LY1EU/CX1LIA	5.91E+09	-2.51E+04	3.45E+05	3.42E+08	4.98E+07	6.30E+09	6.35E+09	0.81%
R6-LX1EU/CY1AIJ	5.87E+09	6.15E+08	9.47E+06	2.13E+10	1.22E+08	2.79E+10	2.92E+10	4.61%
R6-LX1EU/CY1GUQ	5.84E+09	4.40E+08	1.69E+07	1.85E+10	1.06E+08	2.49E+10	2.62E+10	4.98%
R6-LX1EU/CY1KBC	5.82E+09	5.17E+08	6.05E+05	1.84E+10	1.06E+08	2.48E+10	2.61E+10	4.92%
R6-LX1EU/CY1LIA	5.90E+09	2.10E+09	7.80E+06	3.56E+10	1.92E+08	4.38E+10	4.62E+10	5.16%
R6-LY1EU/CX1AIJ	5.78E+09	8.29E+08	9.76E+06	5.83E+09	5.58E+07	1.25E+10	1.32E+10	5.46%
R6-LY1EU/CX1GUQ	5.87E+09	9.05E+07	3.55E+06	4.37E+09	4.19E+07	1.04E+10	1.10E+10	5.34%
R6-LY1EU/CX1KBC	5.84E+09	4.25E+08	5.54E+06	4.91E+09	4.44E+07	1.12E+10	1.18E+10	4.82%
R6-LY1EU/CX1LIA	5.84E+09	5.65E+08	3.90E+06	6.25E+09	6.52E+07	1.27E+10	1.34E+10	5.36%
R8-LX1EU/CY1AIJ	5.87E+09	5.08E+09	1.03E+08	6.17E+10	3.19E+08	7.30E+10	7.66E+10	4.71%
R8-LX1EU/CY1GUQ	6.08E+09	6.14E+09	1.25E+06	6.73E+10	3.51E+08	7.99E+10	8.32E+10	4.01%
R8-LX1EU/CY1KBC	5.78E+09	4.67E+09	5.64E+05	5.32E+10	2.87E+08	6.40E+10	6.72E+10	4.83%
R8-LX1EU/CY1LIA	6.12E+09	3.02E+10	6.84E+06	1.66E+11	7.56E+08	2.03E+11	2.13E+11	4.43%
R8-LY1EU/CX1AIJ	5.78E+09	5.44E+09	3.11E+07	1.58E+10	1.46E+08	2.72E+10	2.88E+10	5.32%
R8-LY1EU/CX1GUQ	5.79E+09	1.73E+09	1.40E+07	1.12E+10	1.05E+08	1.88E+10	1.99E+10	5.54%
R8-LY1EU/CX1KBC	5.76E+09	3.62E+09	8.07E+06	1.38E+10	1.29E+08	2.34E+10	2.47E+10	5.61%
R8-LY1EU/CX1LIA	5.79E+09	2.89E+09	1.48E+07	1.52E+10	1.49E+08	2.40E+10	2.54E+10	5.38%
R9-LX1EU/CY1AIJ	6.05E+09	2.37E+10	6.65E+06	1.50E+11	6.99E+08	1.81E+11	1.90E+11	4.91%
R9-LX1EU/CY1GUQ	6.22E+09	1.77E+10	2.14E+08	1.37E+11	6.31E+08	1.62E+11	1.70E+11	4.86%
R9-LX1EU/CY1KBC	5.91E+09	1.43E+10	1.78E+07	1.11E+11	5.49E+08	1.32E+11	1.39E+11	4.90%
R9-LX1EU/CY1LIA	6.87E+09	5.29E+10	3.01E+08	2.69E+11	1.13E+09	3.30E+11	3.46E+11	4.60%
R9-LX1EU/CY2AIJ	6.21E+09	4.82E+10	7.97E+07	1.73E+11	8.10E+08	2.28E+11	2.39E+11	4.55%
R9-LX1EU/CY2KBC	5.96E+09	1.59E+10	2.65E+07	1.13E+11	5.60E+08	1.35E+11	1.42E+11	4.50%
R9-LX1EU/CY2LIA	6.39E+09	7.20E+10	2.79E+08	2.64E+11	1.18E+09	3.43E+11	3.57E+11	3.73%
R9-LY1EU/CX1AIJ	5.82E+09	1.97E+10	1.31E+08	4.58E+10	3.65E+08	7.18E+10	7.57E+10	5.21%
R9-LY1EU/CX1GUQ	5.77E+09	2.24E+10	2.16E+07	3.84E+10	3.23E+08	6.69E+10	7.04E+10	4.85%
R9-LY1EU/CX1KBC	5.74E+09	1.57E+10	5.93E+07	3.64E+10	2.99E+08	5.82E+10	6.15E+10	5.42%
R9-LY1EU/CX1LIA	5.76E+09	9.65E+09	1.23E+07	3.71E+10	3.03E+08	5.28E+10	5.58E+10	5.35%
R9-LY1EU/CX2GUQ	5.76E+09	2.16E+10	1.66E+07	3.66E+10	3.09E+08	6.42E+10	6.74E+10	4.73%
R9-LY1EU/CX2KBC	5.73E+09	1.33E+10	5.08E+07	3.60E+10	2.87E+08	5.54E+10	5.85E+10	5.19%

Enerjinin korunumu kanunu gereği analizlerdeki her bir adımda ve toplamda oluşacak dış ve iç enerjinin teorik olarak eşit olması gerekir. Ancak nümerik yöntemler kullanılarak yapılan analizlerde gerek modelde yapılan bazı kabuller gerek ise her bir adımda sınırlandırılan iterasyon sayısı bu enerjiler arasında oluşacak farkta etkili olabilmektedir. Bu fark analizlerde enerji hata yüzdesi ile kontrol edilmektedir. Literatürdeki çalışmalarda analiz sonuçlarının doğruluğu açısından enerji hata yüzdelerinin genellikle %5'in altında olması kabul edilebilir düzey olarak işaret edilmektedir. Çizelge 4.7 ve Şekil 4.27 incelendiğinde hata yüzdelerinin yaklaşık %5 ile sınırlandırıldığı görülmektedir. Özellikle RDP 50 yıl için gerçekleştirilen analizlerde hata yüzdesi %1.3'ün altında çıkmaktadır. Hesaplanan bu hata yüzdelerine göre yapılan analizlerden elde edilen sonuçların yüksek oranda doğru olduğunu ifade etmek mümkündür.



Şekil 4.26. RDP ve rüzgârın esme doğrultusuna göre analiz serilerinin enerji dağılım yüzdeleri

RDP'lere göre toplam enerjiler incelendiğinde rüzgârın Y doğrultusunda olması (yapının uzun kenar doğrultusuna dik esmesi) durumunda her bir RDP için analiz serilerinde birbirine yakın bir enerji oluştuğu görülmektedir (Çizelge 4.7, Şekil 4.27). Bu durum yapı davranışında rüzgâra dik doğrultu X'ten ziyade rüzgâr doğrultusunun hâkim olduğunu işaret etmektedir. Buna göre farklı spektrumlarla elde edilen analiz serilerinde RDP-700, 3000, 10000 yılda oluşan enerjiler RDP-50 yılda oluşan enerjilerden sırasıyla yaklaşık 2, 4 ve 10 kat daha yüksek olduğu görülmektedir. Ancak rüzgârın X doğrultusunda olması (kısa kenar yüzeyine dik esmesi) durumundaki ortaya çıkan enerjiler incelendiğinde durumun tersine döndüğü görülmektedir. Başka bir ifadeyle rüzgâr dik doğrultudaki tepkilerin yapı davranışında etkin rol oynadığı ve rüzgâra dik doğrultudaki farklı rüzgâr spektrumlarına göre yapıda oluşan enerjilerin değişiklik gösterdiği anlaşılmaktadır (Çizelge 4.7, Şekil 4.27).

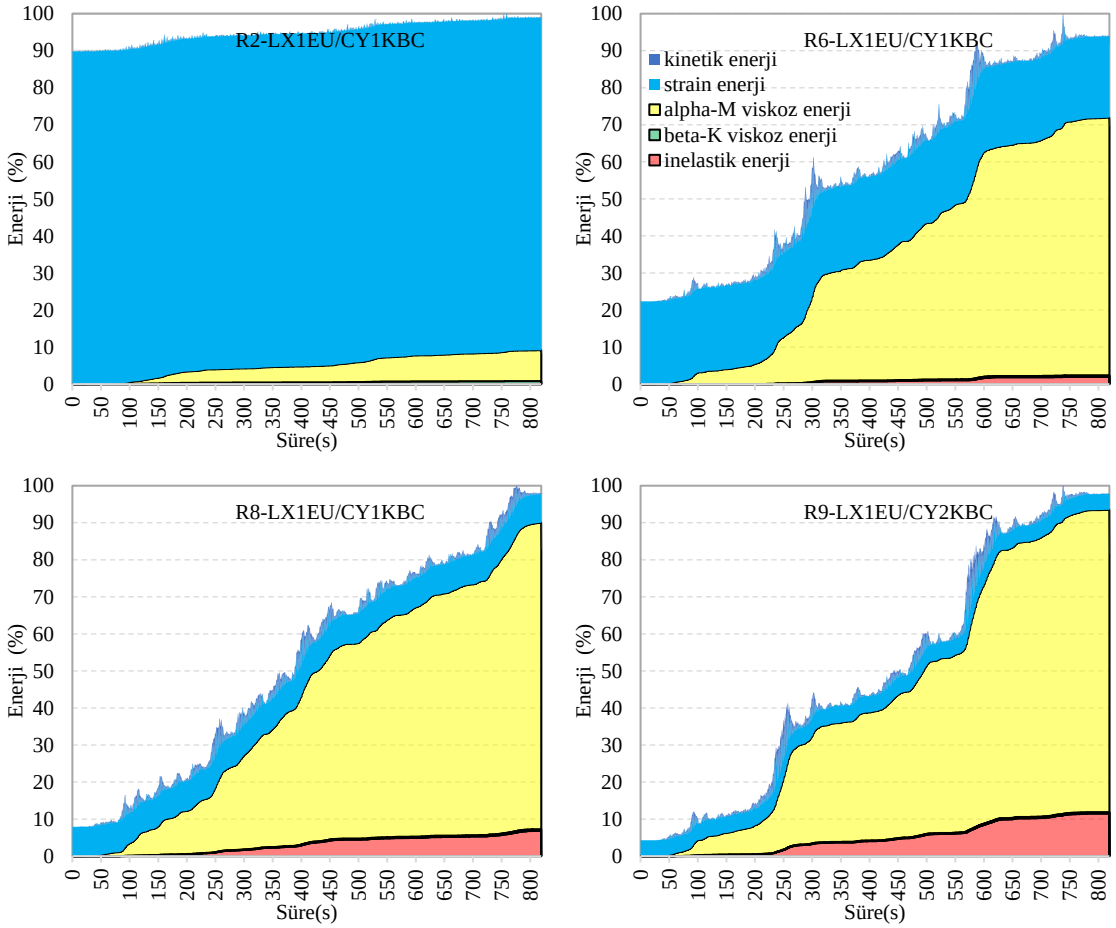


Şekil 4.27. Analiz serilerindeki iç-dış toplam enerji ve hata yüzdeleri

Bu durumda rüzgâra dik doğrultu kuvvet hesabı için kullanılan AIJ-2004, GUQUAN-2004 ve KBC-2016 moment spektrumlarına ait analiz serilerinde RDP-700, 3000, 10000 yılda oluşan enerjiler RDP-50 yılda oluşan enerjilerden sırasıyla yaklaşık 4, 11 ve 25 kat daha yüksek olduğu görülmektedir (Çizelge 4.7, Şekil 4.27). Diğer taraftan LIANG-2002 kuvvet spektrumundaki oranlar daha da yüksek olduğu Şekil 4.27'den görülebilmektedir. Bu durumun LIANG-2002 kuvvet spektrumu modelinin karakteristik olarak farklı olması ve yükseklikle değişen tutarlılık fonksiyonun etkisi nedeniyle gerçekleştiği söylenebilir.

Çizelge 4.7'de analiz serilerinde oluşan inelastik enerji incelendiğinde RDP 50 yıl için yapılan analizlerde yapının doğrusal elastik bir davranış sergilediği, diğer bir ifade ile bu değerin %0 olduğu görülmektedir. Bu manada yapıda hiçbir elastik ötesi enerjinin oluşmamasından hareketle performans açısından yapıda oluşan ötelenme ve talep değerlerinin belirlenen limitlerin oldukça altında kaldığı tahmin edilebilir. Daha basit bir ifade ile yapı bu analiz serileri için tamamıyla operasyonel/kesintisiz kullanım düzeydedir. Yapı, istenildiği gibi operasyonel performans düzeyi limiti aşmamış olacaktır. (Şekil 4.26-27).

RDP 700 yıl için ise analiz serilerinde oluşan inelastik enerji genellikle %5'in altındadır. Bu düzeyde bir oran, doğrusal olmayan bir davranışın başlamış olmasına rağmen, düzgün tasarlanmış bir yüksek yapının elemanlarında, kapasitesinin önemli bir kısmının halen tüketilmediğine işaret etmektedir. Diğer bir ifadeyle çok sınırlı bir hasar düzeyine işaret etmektedir ki, doğru tasarım ilkeleri ile tasarlanmış bir sistem için ikincil taşıyıcılarda (kiriş döşeme vb.) sınırlı düzeyde hasara işaret eder. Bu kapsamda yapı RDP 700 yıl için hedeflenen sınırlı hasar performans düzeyi limitini sağlamış olması muhtemeldir. RDP 3000 ve 10000 yıl için oluşturulan farklı analiz serileri sonuçlarına göre yapıdaki inelastik enerjinin %7-%33 arasında değişmekte olduğu görülmektedir. Bu durum, ikincil elemanlarda yüksek ihtimal ile birincil taşıyıcı olan kolon ve perde gibi elemanlarda ise ihtimalle hasar oranların kritik seviyelere çıktığına işaret etmektedir.

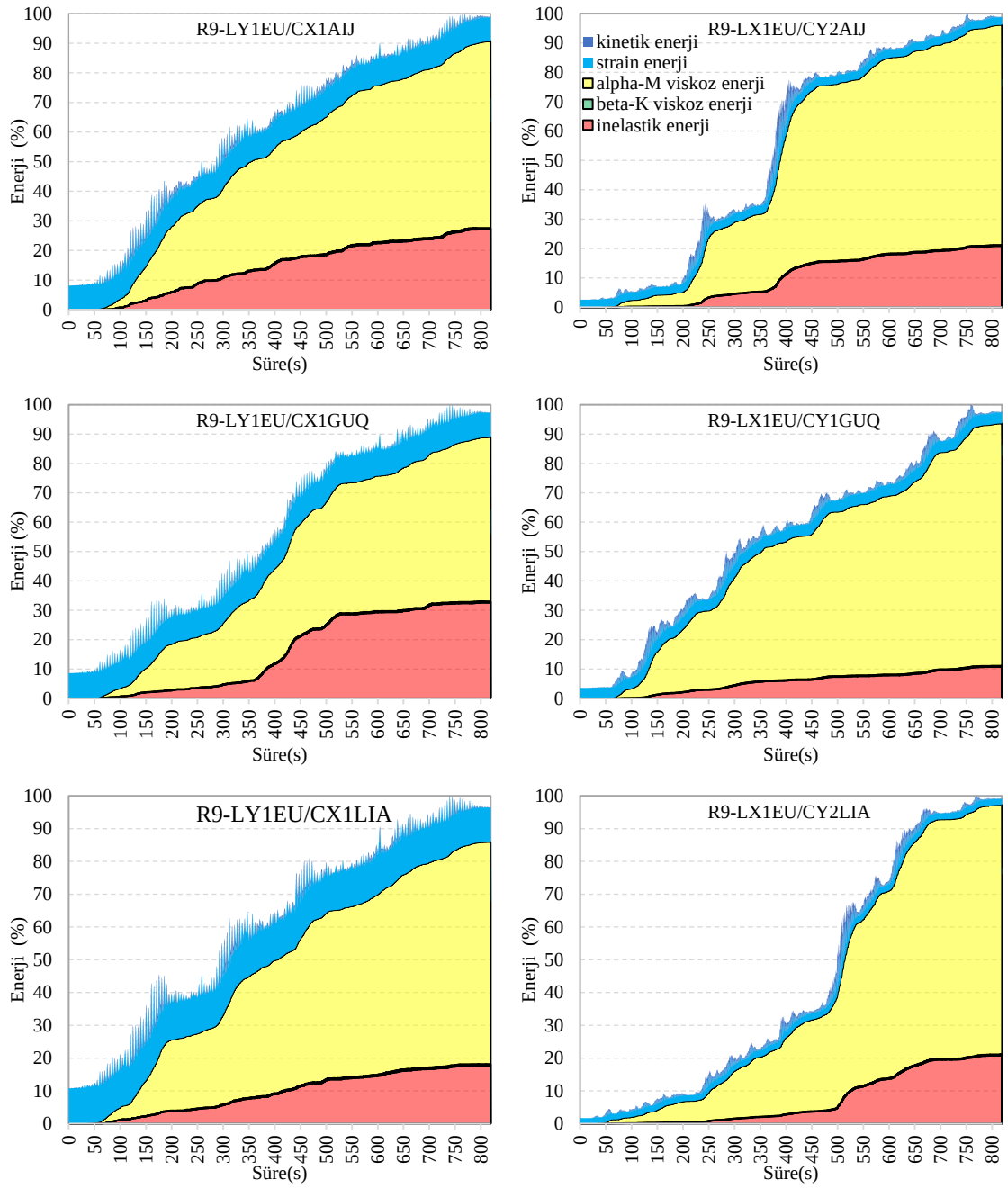


Şekil 4.28. Dört farklı RDP'ye göre Rm-LXEU/CYKBC analiz serilerinin enerji dağılımları

Şekil 4.28 incelendiğinde Rm-LX1EU/CYiKBC analiz serilerinde RDP 50 yıl için toplam enerjiye şekil değiştirme enerjisi hâkim olduğu, diğer bir ifade ile sistemde dinamik karakterde hemen hemen hiçbir ciddi reaksiyonun meydana gelmediği söylenebilir. Bu durum tüketilen viskoz enerji miktarından da rahatlıkla anlaşılabilir. Diğer taraftan RDP 700 yıl için enerjinin büyük bir kısmında viskoz sönümün etkili olması, zorlanmanın yapı sisteminin dinamik karakterinde olduğuna işaret etmektedir. Yukarıda yapılan değerlendirmelere paralel olarak artan dönüş periyodu ile (RDP 3000 ve 10000 yıl) ise toplam enerjide, viskoz sönümün ve inelastik tüketilen enerjinin oldukça önemli yekûn teşkil ettiği görülmektedir.

RDP 10000 yıllık rüzgâr, inelastik enerji davranışı için önemli bir artış gösterdiği için Şekil 4.29'da rüzgâr esme yönü X veya Y olması durumundaki enerjinin zamanla değişim

grafikleri verilmiştir. Bu grafiklerde bazı zaman aralıklarında kümülatif inelastik enerji davranışında ani yükselmeler görülmektedir. Bu yükselmelerin, rüzgâra dik doğrultudaki girdi kuvvet frekanslarının modelin rezonans frekansına yaklaşmasıyla oluşabileceği düşünülmektedir. Bu durum bir sonraki bölümde zaman bağlı taban kesme kuvveti grafiklerinde değerlendirilecektir.



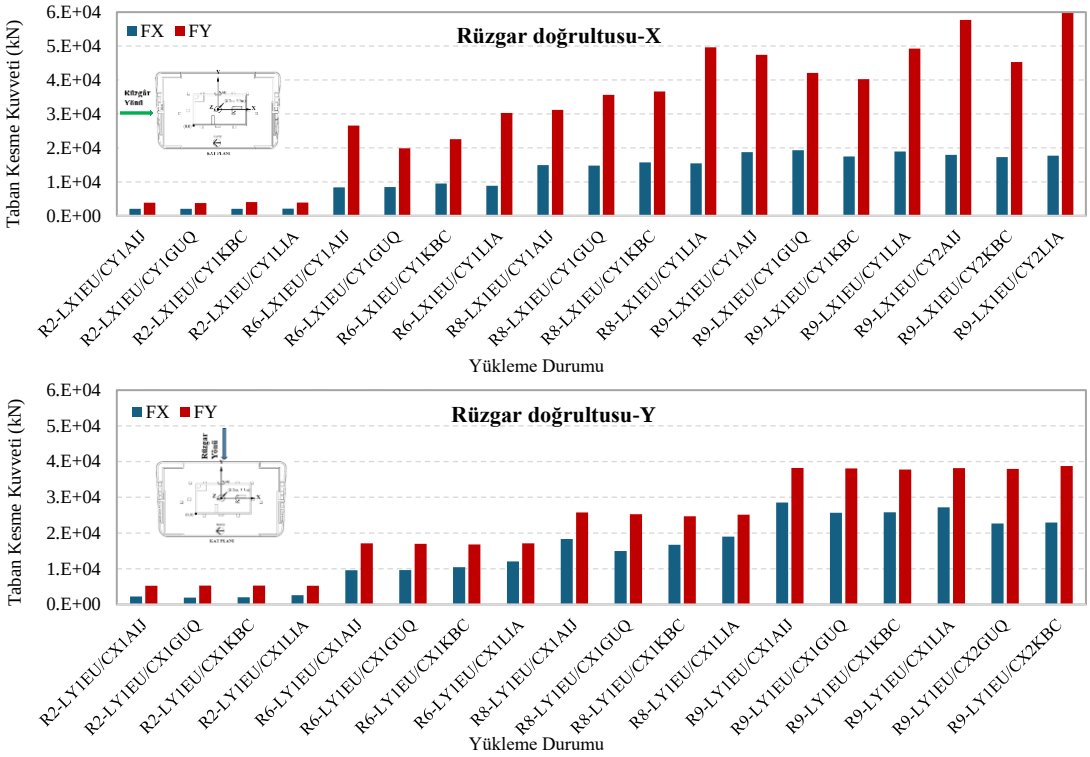
Şekil 4.29. Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumu için farklı analiz serilerinin RDP 10000 yıldaki enerji dağılımları

4.4.2 Taban ve kat reaksiyonlarının değerlendirilmesi

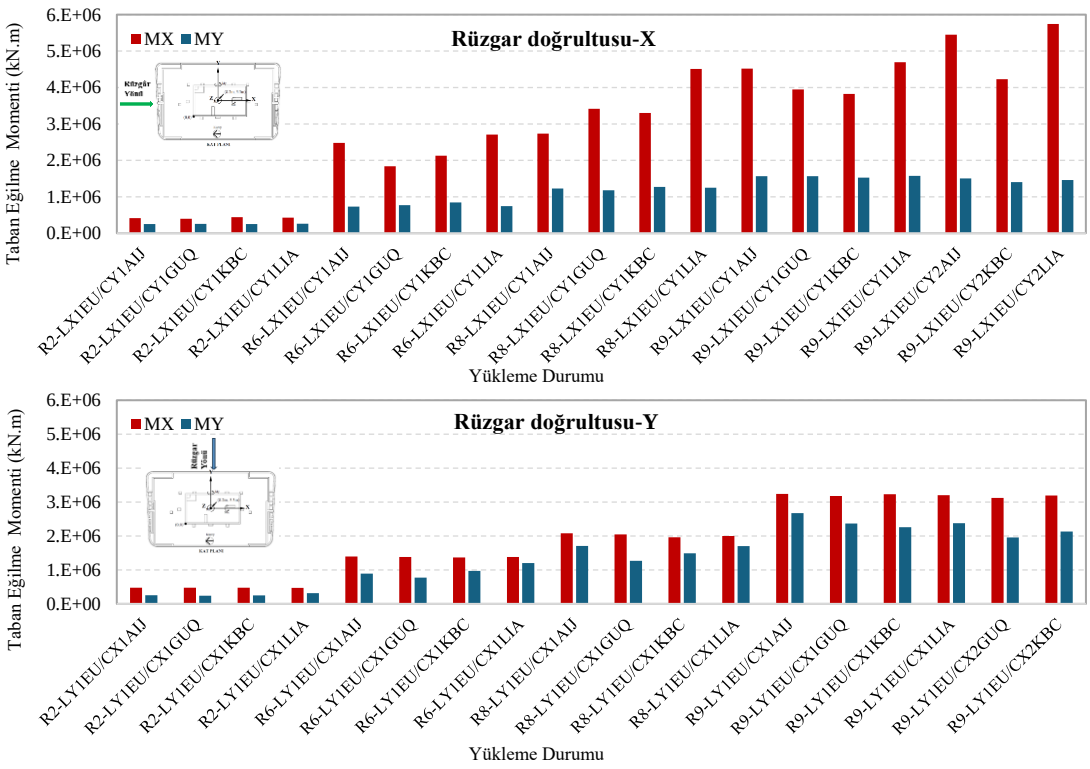
Yapılan analizlerde oluşan tepki kuvvetleri, bu başlık altında sırasıyla kesme kuvveti ve eğilme momentlerinin maksimumları, zamana bağlı değişimleri ve katlara göre dağılımı olarak değerlendirilmektedir. 37 farklı analizin sonucunda yapıda oluşan kesme kuvveti ve eğilme momenti değerleri elde edilmiştir. Bu kapsamda performans düzeylerine göre değerlendirmeye geçmeden önce yükleme durumlarına göre yapı modelinde oluşan kesme kuvveti ve eğilme momenti karşılaştırmaları sunulmaktadır. RDP ve farklı spektrumlara göre tabanda oluşan yapısal tepkilerin sonuçları okuyucuya kolaylık sağlaması açısından kümelenmiş sütun grafikler halinde sunulmuştur (Şekil 4.30-31). Rüzgârın doğrultusu-X durumu için F_X taban kesme kuvvetleri her bir RDP'nin kendi arasındaki değerlendirmede tek bir spektrum (EU-2010) kullanıldığından tahmin edilebileceği üzere birbirlerine yakın çıkmıştır. RDP 50, 700, 3000, 10000 yıl için F_X taban kesme kuvvetleri sırasıyla ortalama 2000, 8500, 15000, 18000 kN elde edilmiştir. Rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda, dik doğrultuda oluşan taban kesme kuvvetlerinde ise artan RDP ile birlikte yapının tepkisinin de katlanarak arttığı görülmektedir. Bu durumda rüzgâra dik doğrultu kuvvet hesabı için kullanılan AIJ-2004, GUQUAN-2004 ve KBC-2016 moment spektrumlarına ait analiz serilerinde RDP-700, 3000, 10000 yılda oluşan taban kesme kuvvetleri RDP-50 yılda oluşan kuvvetlerden sırasıyla ortalama 6, 8 ve 12 kat daha yüksek olduğu görülmektedir (Şekil 4.30). Diğer taraftan LIANG-2002 kuvvet spektrumundaki oranların daha da yüksek olduğu şekilden görülebilmektedir. Özellikle RDP 700 yıldan itibaren LIANG-2002 ile oluşturulan analiz sonuçlarının rüzgâra dik Y doğrultusu için diğer 3 spektrumla oluşturulan analiz serilerinden daha yüksek değerlere ulaştığı görülmektedir. Aynı RDP için ise yapı modelinde rüzgâra dik doğrultudaki (Y) taban kesme kuvvetlerinin rüzgâr doğrultusunda (X) oluşan kuvvetlerden %200-300 daha büyük değerlere ulaşabildiği görülmektedir. Bu durum oluşurken üretilen kuvvet kayıtlarında $_{mak}F_{YGirdi}/_{mak}F_{XGirdi} < 1$ olması ise oldukça dikkat çekicidir. Elde edilen sonuç, rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetlerin uzun kenar yüzeyine etkitilmesi durumunda (D/B>1) vorteks (Girdap salınımı) rüzgârların yapıdaki dinamik etkiyi önemli ölçüde arttırdığının göstergesidir. Her bir RDP'de oluşan rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetlerin arasındaki değişimin sebebi ise kuvvet kayıtları üretilirken vorteks shedding kaynaklı kuvvet ve momentlerin hesabında kullanılan farklı

spektrumlardır. Rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumu için her bir RDP'de elde edilen taban kesme kuvvetlerinin büyüklük sıralaması yaklaşık $F_{YGUQ} < F_{YKBC} < F_{YAIJ} < F_{YLIA}$ şeklinde gerçekleşmektedir. Şekil 4.16 (b)'deki moment spektrumlarının incelenmesi durumda bu sonuçların beklenildiği gibi bir sıralamada olduğu söylenebilir. Ancak LIANG-2002, kuvvet spektrumu olduğu için moment spektrumları arasındaki karşılaştırmaya dahil edilememektedir. RDP 10000 yıl için AIJ-2004, KBC-2016 ve LIANG-2002 spektrumları kullanılarak iki kayıt üretilmiş ve her bir spektrum için iki farklı analiz yapılmıştır. Aynı spektrumlar kullanılarak yapılan analizlerde %10-15 mertebesinde farklı sonuçlar elde edilmiştir. Bu durum kabul edilebilir bir farklılıktır. Kayıtların üretilmesindeki "random process" yaklaşımı, buna bağlı olarak yapı tepkisinde oluşan dinamik etki (rezonans etkisi) değişimi, üretilen kayıtın spektrumla arasında oluşan uyum ve filtreleme yönteminin etkisi farklılık oluşmasının nedenleri arasında gösterilebilir. Basit bir örnekle birinci nedeni açıklamak gerekirse, RDP 10000 yıl için üretilen maksimum/minimum kuvvet kayıt verileri CY1AIJ serisinde 172.65/360.5 saniyede iken CY2AIJ serisinde 360.5/362.65 saniyededir. Burada maksimum/minimum değerlerin uygulanma süresi arasındaki yakınlık modelin dinamik etki faktöründe etkili olabilmektedir. Bu durum; yani "random process" gerçek hayatta da rüzgâr etkisindeki yapı üzerinde oluşması muhtemel bir olaydır ki, bu düşünce kapsamında yüksek yapılar için kritik görülen durumlarda rüzgâra dik doğrultuda aynı spektrum kullanarak belirli bir sayıda rüzgâr kayıtı üretilip analiz edilmesi gerekmektedir. Bu kapsamda PBSD'de olduğu gibi performans davranışının belirlenmesi için ortalama ve maksimum değerler için belirlenen limitler üzerinden kontrolü sağlanabilir.

Rüzgârın doğrultusu-X iken taban eğilme momentleri için de kesme kuvvetinde olduğu gibi baskın davranışın yapının uzun kenarına etkiyen vorteks shedding kaynaklı yüklerden oluştuğu görülmektedir (Şekil 4.31). Yani M_Y performans davranışında etkili olacaktır. Hesaplanan vorteks shedding kaynaklı kesme kuvvetleri ve eğilme momentleri RPD 700 yıldan itibaren toplam enerjilerin değerlendirilmesinde olduğu gibi hasar verebilme potansiyeline sahip oldukça büyük değerlere ulaşmıştır.



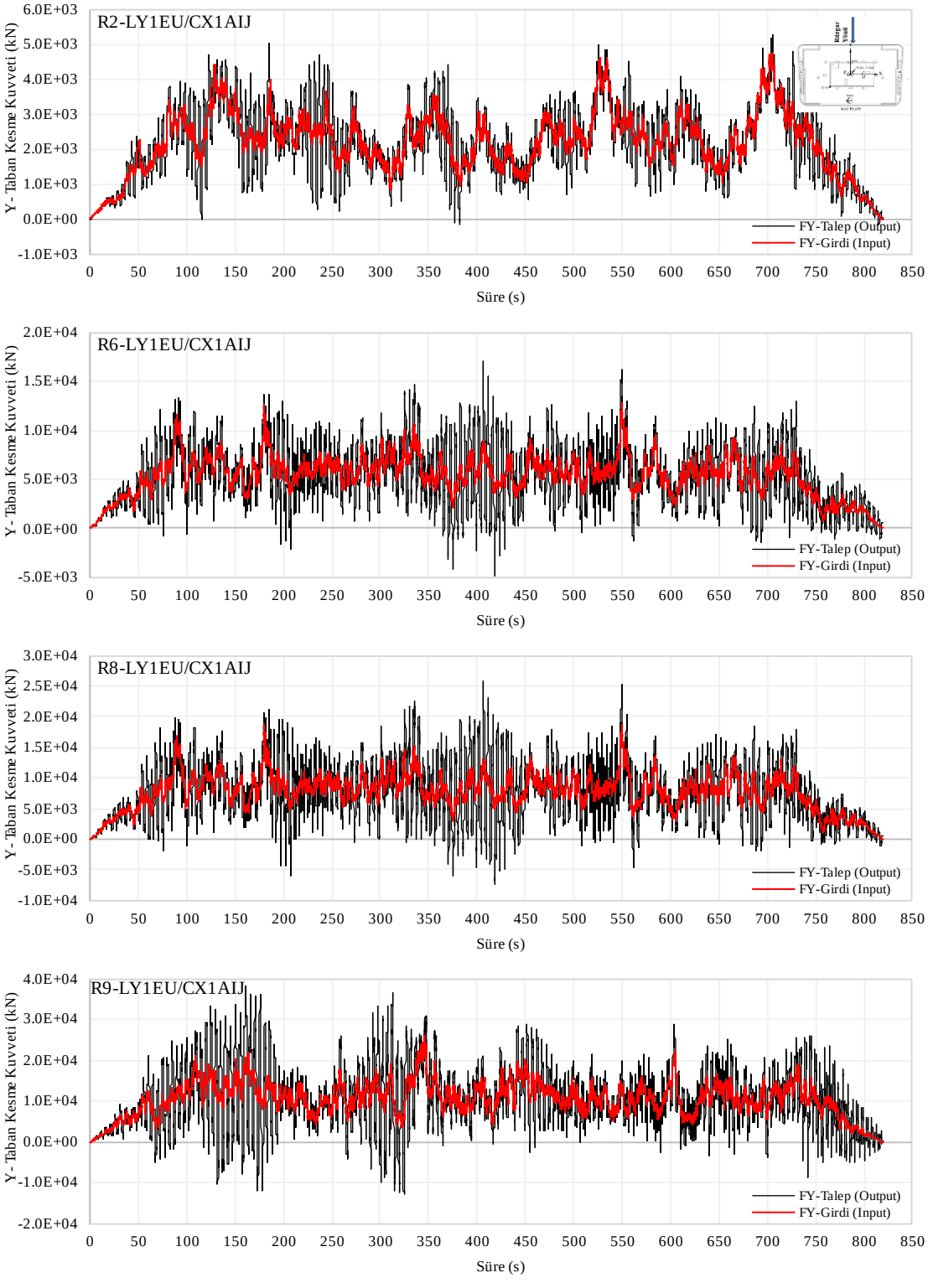
Şekil 4.30. Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumuna göre farklı analiz serileri için yapı modelinde oluşan taban kesme kuvvetleri



Şekil 4.31. Rüzgâr doğrultusu X ya da Y olması durumuna göre farklı analiz serileri için yapı modelinde oluşan taban eğilme momentleri

Rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda yapı modelindeki davranış tersine dönmüş olup hâkim kesme kuvveti ve eğilme momenti rüzgâr doğrultusunda yani Y doğrultusunda gerçekleşmiştir. Ancak bu değerler, X doğrultusu duruma göre vorteks shedding kaynaklı oluşan Y-taban kesme ve eğilme momenti değerlerinden daha düşük gerçekleşmektedir. Başka bir ifadeyle maksimum taban kesme kuvveti ve eğilme momentleri rüzgârın doğrultusu X ya da Y olması durumunda RDP 50 yıl analiz serileri hariç çalışmaya konu edilen örnekte vorteks shedding kaynaklı oluşmaktadır. Bu durum rüzgâr hızının artmasıyla rüzgâra dik doğrultudaki tepkilerin daha kritik olduğunu göstermektedir. Aynı RDP'deki rüzgâra dik doğrultudaki farklı spektrumların analiz sonuçları, rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda rüzgârın diğer doğrultudaki durumuna nazaran birbirlerine daha yakın tepkilere işaret etmektedir (Şekil 30-31).

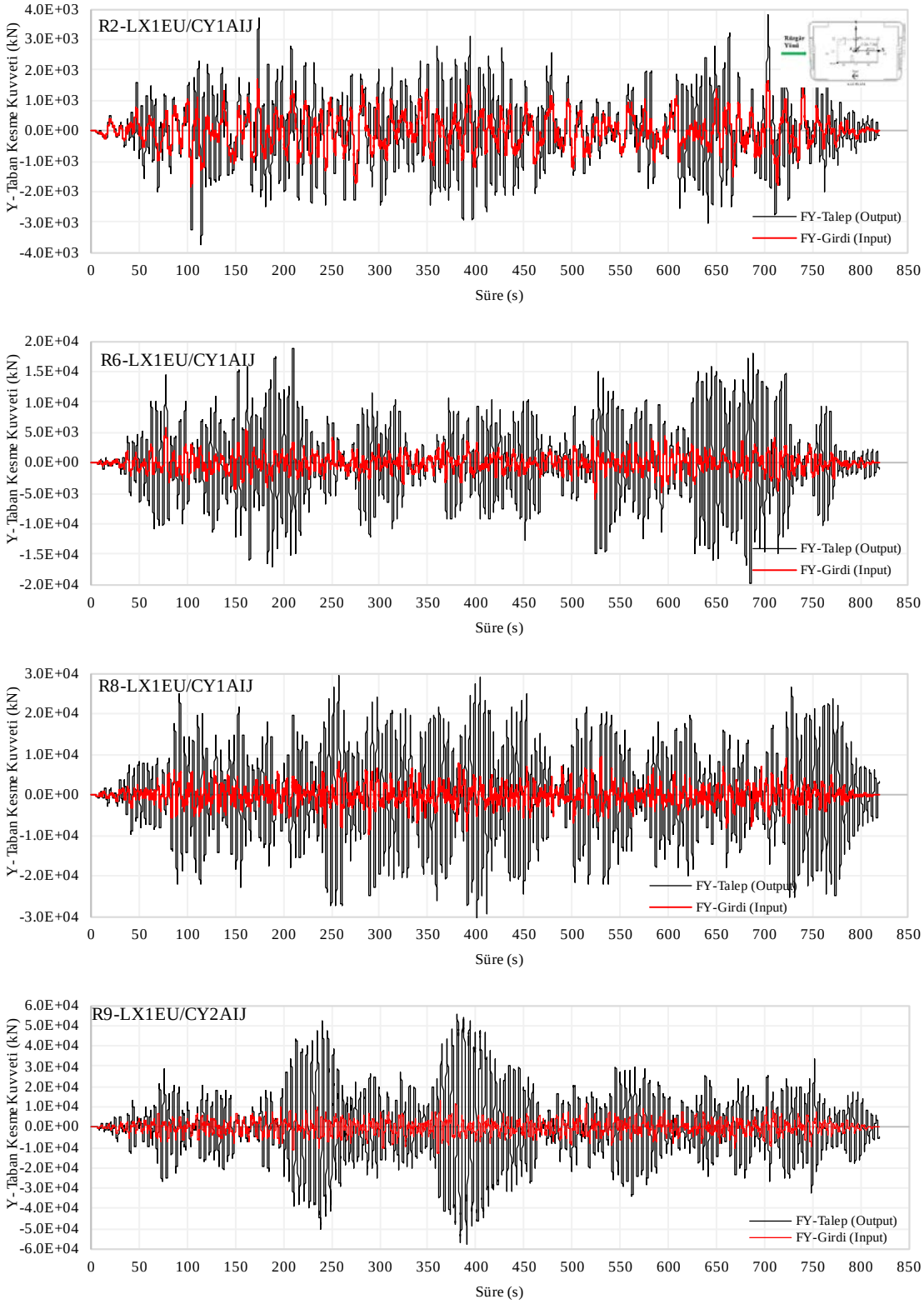
Yukarıdaki değerlendirmeden sonra modele uygulanan kuvvet ve yapıda oluşan taleplerin zamana bağlı olarak nasıl değiştiği değerlendirilmek istenilmiştir. Ancak bu kapsamda 37 analizin zamana bağlı kesme kuvveti ve eğilme momenti grafiklerinin tümünün verilmesi mümkün olmadığından, burada genel karakterin anlaşılabildiği karşılaştırmalar Şekil 4.32-36 arasında sunulmaktadır. Şekil 4.32'de farklı RDP'ler için Rm-LY1EU/CXiAIJ analiz serilerinin rüzgâr doğrultusundaki (Y) toplam girdi kuvvetleri ve oluşan talepler (taban kesme kuvvetleri) arasındaki ilişki gösterilmektedir. Bu durumda analiz sonucunda oluşan talep kuvvetlerinin, her bir t anı ya da eşdeğer statik taban kesme kuvveti için Bölüm 2.1/Denklem (2.12)'de verildiği gibi üç bileşenden oluştuğu hatırda tutulmalıdır. Bunlar ortalama hız ve türbülans hız kaynaklı oluşan rüzgâr girdi kuvveti bileşeni ve yapıdaki dinamik etki kaynaklı (rezonans) oluşan bileşendir. Şekil 4.32'de verilen örneklerde verilen girdi kuvvetleriyle oluşan taban kesme kuvvetlerinde artan RDP'ler ile dinamik etkinin oluştuğu ve büyütmelerin arttığı görülmektedir. Diğer taraftan enerji bahsinde de ifade edildiği üzere 50 yıllık dönüş periyoduna karşılık gelen analiz serileri için girdi ve talep arsındaki ilişkinin hemen hemen statik bir yükleme karakterinde olduğu da ifade edilebilir. Oransal olarak bir değerlendirme yapılacak olursa, her ne kadar farklı analiz serileri ve farklı dinamik karakteristikleri için değişkenlik gösterebilecek olsa da, bu örnekte taban kesme kuvvetlerinin dinamik etki nedeniyle girdi kuvvetlerine oranla %30 ile %100 arasında artığı ifade edilebilir.



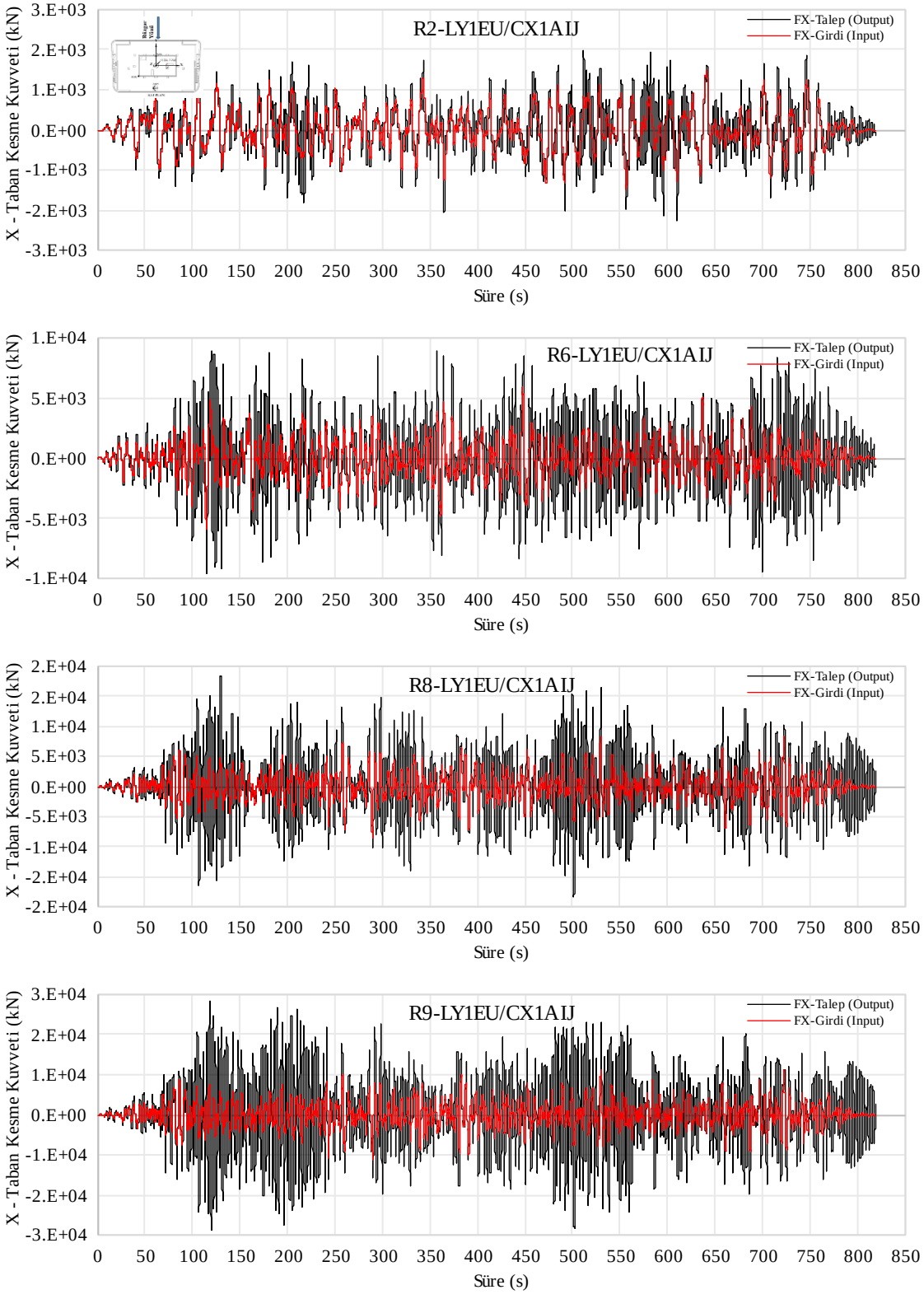
Şekil 4.32. Rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya rüzgâr doğrultusunda (Y) uygulanan toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi

Şekil 4.33'te farklı RDP'ler için Rm-LX1EU/CYiAIJ analiz serilerinin rüzgâra dik doğrultudaki (Y) vorteks kaynaklı toplam girdi kuvvetleri ve oluşan taban kesme kuvvetleri arasındaki ilişki gösterilmektedir (D/B>1). Burada rüzgâr doğrultusunda yapılan değerlendirmede olduğu gibi RDP 50 yıl için girdi kuvvetleri etkisinde oluşan taban kesme kuvvetleri ile girdi kuvvetleri arasındaki davranışın benzer olduğu dinamik karakter nedeniyle davranışın değişmediği diğer bir ifade ile hemen hemen girdinin taklit edildiği söylenebilir. Ancak bu durumda RDP 50 yıl için maksimum girdi kuvvetine göre dinamik etki kaynaklı taban kesme kuvvetinin %150 arttığı da görülmektedir. RDP 700 yıldan itibaren ise dinamik etki bileşenin etkisinin oldukça baskınlaştığı görülmektedir. Öyle ki maksimum talep değerleri artık maksimum girdi kuvvetinin oluştuğu t anında meydana gelmemeye başlamıştır. RDP 3000 ve 10000 yılda ise rezonans etkisiyle yoğun ve uzun süreli büyük tepkilerin oluştuğu, girdiden farklı karakterde taleplerin meydana geldiği görülmektedir. RDP 700, 3000, 10000 için rüzgâra dik doğrultudaki maksimum taleplerin, maksimum girdi kuvvetlerinin yaklaşık %300-400 katına ulaştığı söylenebilir. Aynı t anında ise maksimum talep değerleri, girdi kuvvetinin 10 katına varan değerlere ulaştığı karşılaştırmalardan görülebilmektedir. Bu kadar yüksek dinamik etkiler; rüzgâr hızı arttıkça vorteks kaynaklı kuvvetlerin, yüksek yapılar için rüzgâra dik doğrultudaki tepkileri ne kadar büyütülebileceğine bir delil olarak gösterilebilir.

Benzer şekilde farklı RDP'ler için kısa kenarın (D/B<1) vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultudaki tepkilerini değerlendirmek üzere Şekil 4.34'te Rm-LY1EU/CXiAIJ analiz serilerinin toplam girdi kuvvetleri ve oluşan taban kesme kuvvetleri (X doğrultusu) arasındaki ilişki gösterilmektedir. RDP 50 yıl için maksimum girdi kuvvetine göre dinamik etki kaynaklı taban kesme kuvvetinin %80 arttığı, diğer RDP ler için bu artışın %100-200 oranında gerçekleştiği bu karşılaştırmalardan görülmektedir. RDP 700 yıldan itibaren ise dinamik etki bileşenin benzer şekilde etkisinin baskınlaştığı görülmektedir. Ancak rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumundaki kadar etkili bir rezonans etkisi oluşmamaktadır. Bu durumun anlaşılabilmesi için Şekil 4.16a'nın incelenmesi uygun olacaktır. Şekil 4.16a'da RDP 700, 3000 ve 10000 yıl için elde edilen azaltılmış frekans değerleri Şekil 4.16b'ye kıyasla hala tepe değerinden uzakta kaldığı, RDP değeri artıkça tepe değerine yaklaşmasıyla dinamik etkinin (rezonans bileşen) arttığı hatırlanmalıdır.



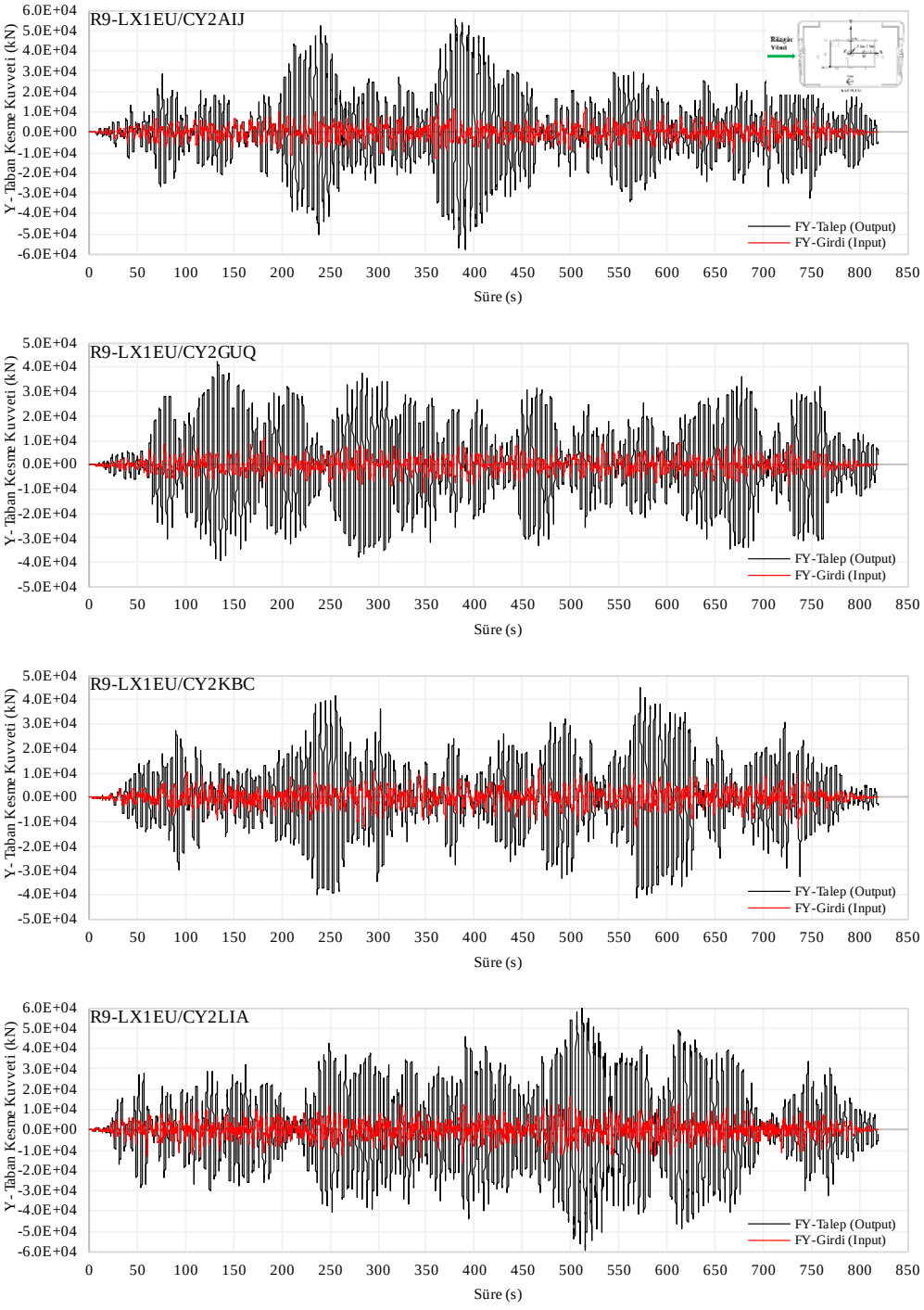
Şekil 4.33. Rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya Y doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi



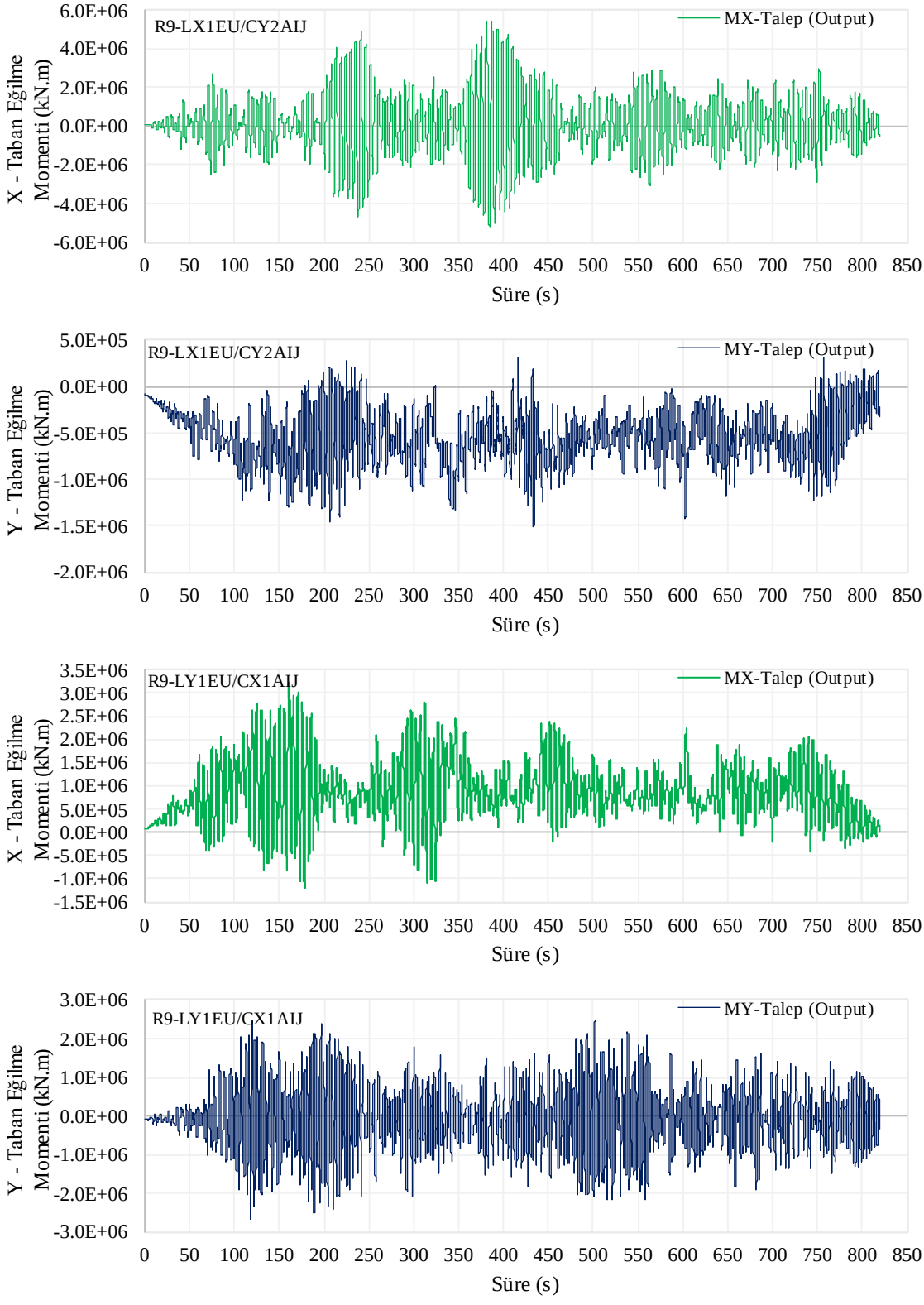
Şekil 4.34. Rüzgârın doğrultusu-Y olması durumunda farklı RDP'lere göre yapıya X doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin zamanla değişimi

Şekil 4.35'te rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda RDP 10000 için yapıya Y doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr girdi kuvveti ve oluşan taban kesme kuvveti, farklı spektrumlara göre karşılaştırılmıştır. Burada en büyük toplam girdi ve taban kesme kuvvetinin Liang-2002 spektrumuyla oluşturulan analiz serisinde hesaplandığı görülmektedir. Burada belirtmek gerekir ki, R9-LX1EU/CY2LIA analiz serisinde oluşan tekrarlı yüksek kesme kuvveti değişiminin (230-630 s arasında) yapıda oluşan toplam enerji artımının ve tekrarlı olarak yüksek taleplerin doğması nedeniyle muhtemel yorulma etkilerini kritik hale getirebilecek düzeyde olduğunu ifade etmek uygun olacaktır. Diğer taraftan R9-LX1EU/CY2AIJ analiz serisinde en yüksek kesme kuvvet yaklaşık 380. s'de meydana gelmesi, bu artışın yaklaşık 360.5 s başlıyor olması ile üretilen maksimum/minimum girdi kuvveti verilerinin CY2AIJ'de serisinde 360.50/362.65 saniyede gerçekleşmesi gerekçe olarak gösterilebilir. Bu konuya hem enerji başlığı altındaki Şekil 4.29'da gösterilen inelastik davranıştaki ani yükselmelerin nedeni hem de toplam kesme kuvvetleri değerlendirilirken CY1AIJ ve CY2AIJ arasında farklılığın nedeni araştırılırken değinilmiştir. R9-LX1EU/CY1GUA ve R9-LX1EU/CY2KBC analiz serilerinde oluşan taban kesme kuvvetlerinin diğer iki spektrumla oluşturulan serilerin taban kesme kuvvetinin değerlerinde bir miktar daha düşük kaldığı ancak RDP 10000 yıl için dinamik etkinin baskın bir şekilde 4 spektrumla da oluşturulan analiz serilerinde görüldüğünün burada vurgulanması uygun olacaktır.

Şekil 4.36'da ise rüzgârın doğrultusu-X ya da Y olması durumunda RDP 10000 yıla göre R9-LX1EU/CY2AIJ ve R9-LY1EU/CX1AIJ analiz serileri için taban eğilme moment grafiklerinin zamanla değişimleri verilmiştir. Her bir grafik rüzgârın uygulanmasına bağlı yük karakterine benzer bir moment dağılımı vermektedir. Yapının her iki doğrultusundaki hâkim eğilme momentinin, beklenildiği ve taban kesme kuvveti değişiminde ifade edildiği üzere vorteks kaynaklı olduğu görülmektedir. Buna göre M_X eğilme momentinin, M_Y momentine nazaran yaklaşık iki kat daha büyük değerler aldığı ve maksimum eğilme momentlerinde tekrarlı davranışının uzun bir süre devam edilebildiği görülmektedir. Taban kesme kuvveti ile ilgili değerlendirmelerde değinildiği üzere bu denli yüksek genlikli tekrarların yapısal elemanlar için özelde yorulma bakımından araştırmaya muhtaç olduğu unutulmamalıdır.



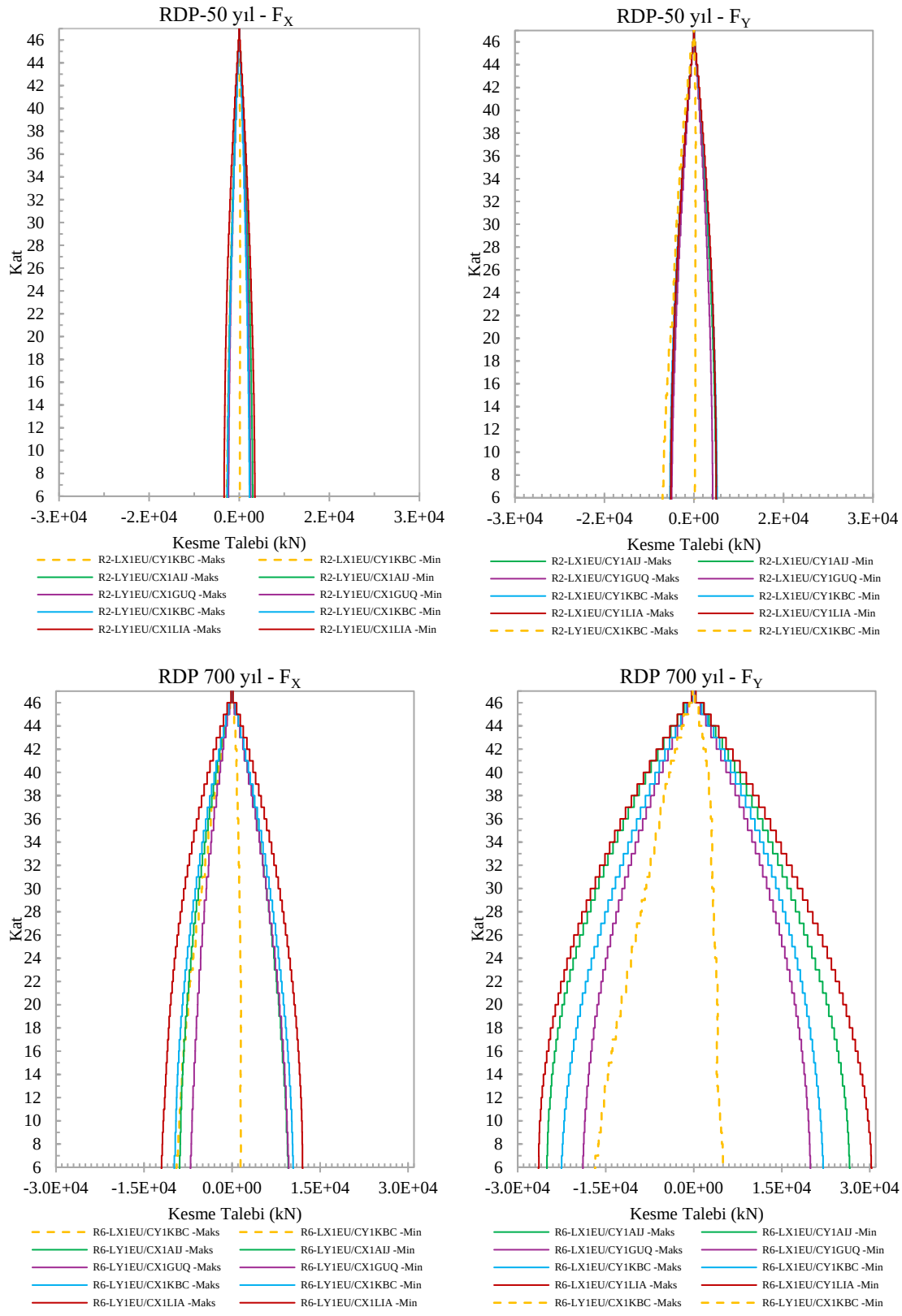
Şekil 4.35. Rüzgârın doğrultusu-X olması durumunda RDP 10000 yıla göre yapıya Y doğrultusunda uygulanan vorteks kaynaklı toplam rüzgâr kuvveti ve taban kesme talebinin farklı spektrumlara göre karşılaştırılması



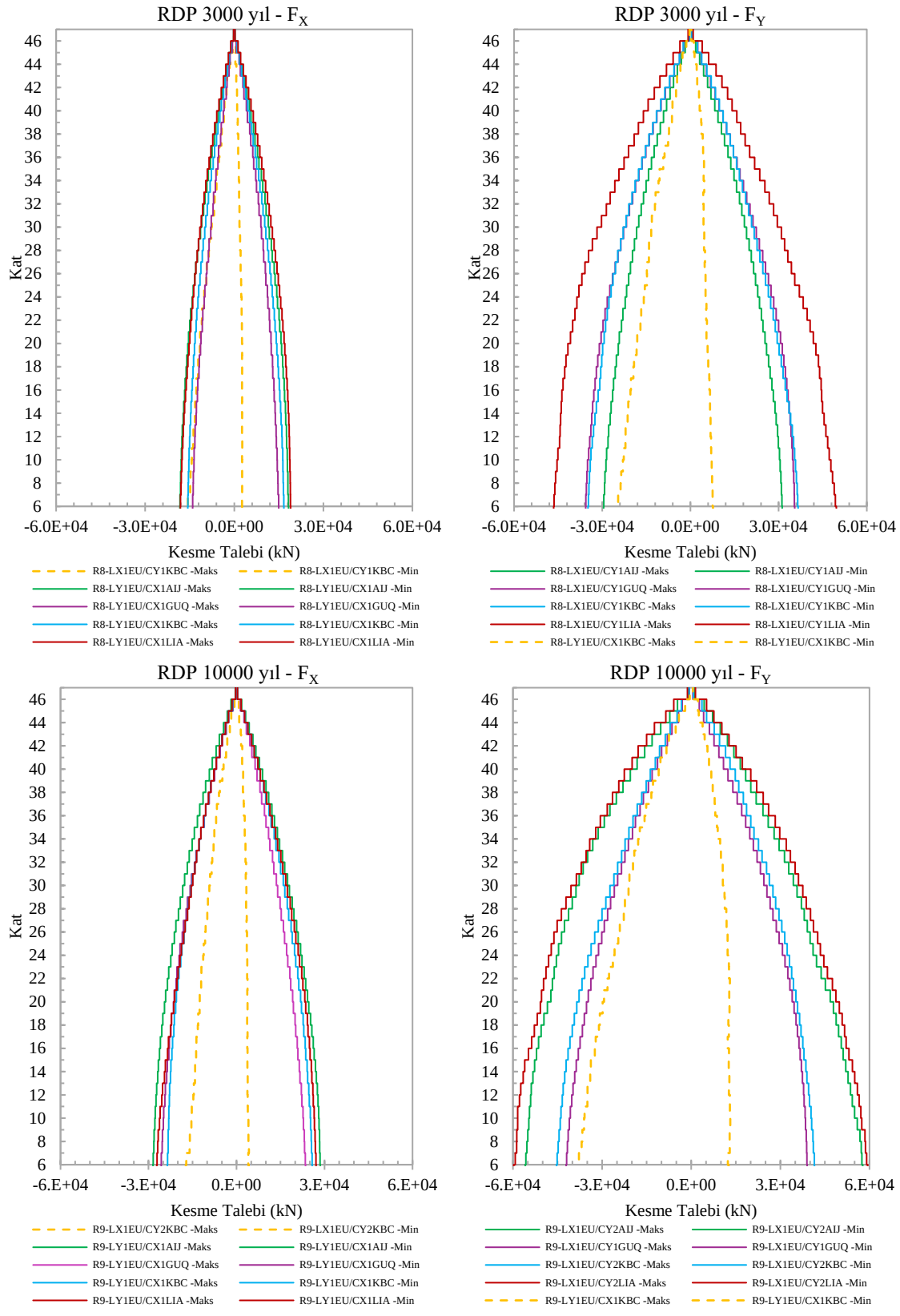
Şekil 4.36. Rüzgârın doğrultusu-X ya da Y olması durumunda RDP 10000 yıla göre R9-LX1EU/CY2AIJ ve R9-LY1EU/CX1AIJ analiz serileri için süre-taban eğilme momentleri

Yukarıda verilen karşılaştırmalara ek olarak tüm seriler için kesme kuvveti, eğilme momenti ve burulma momenti taleplerinin hesaplanan en büyük ve en küçük değerlerinin yükseklikle değişimleri Şekil 37-41 arasında verilmektedir. Kesme ve eğilme taleplerinin yükseklikle değişimlerinde her bir grafik sunumu için talep doğrultusundaki rüzgâr yüklemesine ait elde edilen talebin (rüzgâr esme doğrultusundaki kuvvetlerin oluşturduğu tepkiler) yükseklikle değişimi referans olarak verilmektedir. Bu talebin analiz boyunca elde edilmiş en büyük ve en küçük değerleri kesikli çizgi ile karakterize edilmektedir. Burulma momentlerinin verildiği Şekil 4.41'de ise bu türden bir karşılaştırma yapılmaksızın elde edilen tüm sonuçlar RDP ye göre karşılaştırmalı olarak sunulmaktadır. Yapıda oluşan burulma momenti ise her bir RDP için oluşan eğilme momentinin yaklaşık olarak %10'nunu geçmediğini söylemek mümkündür.

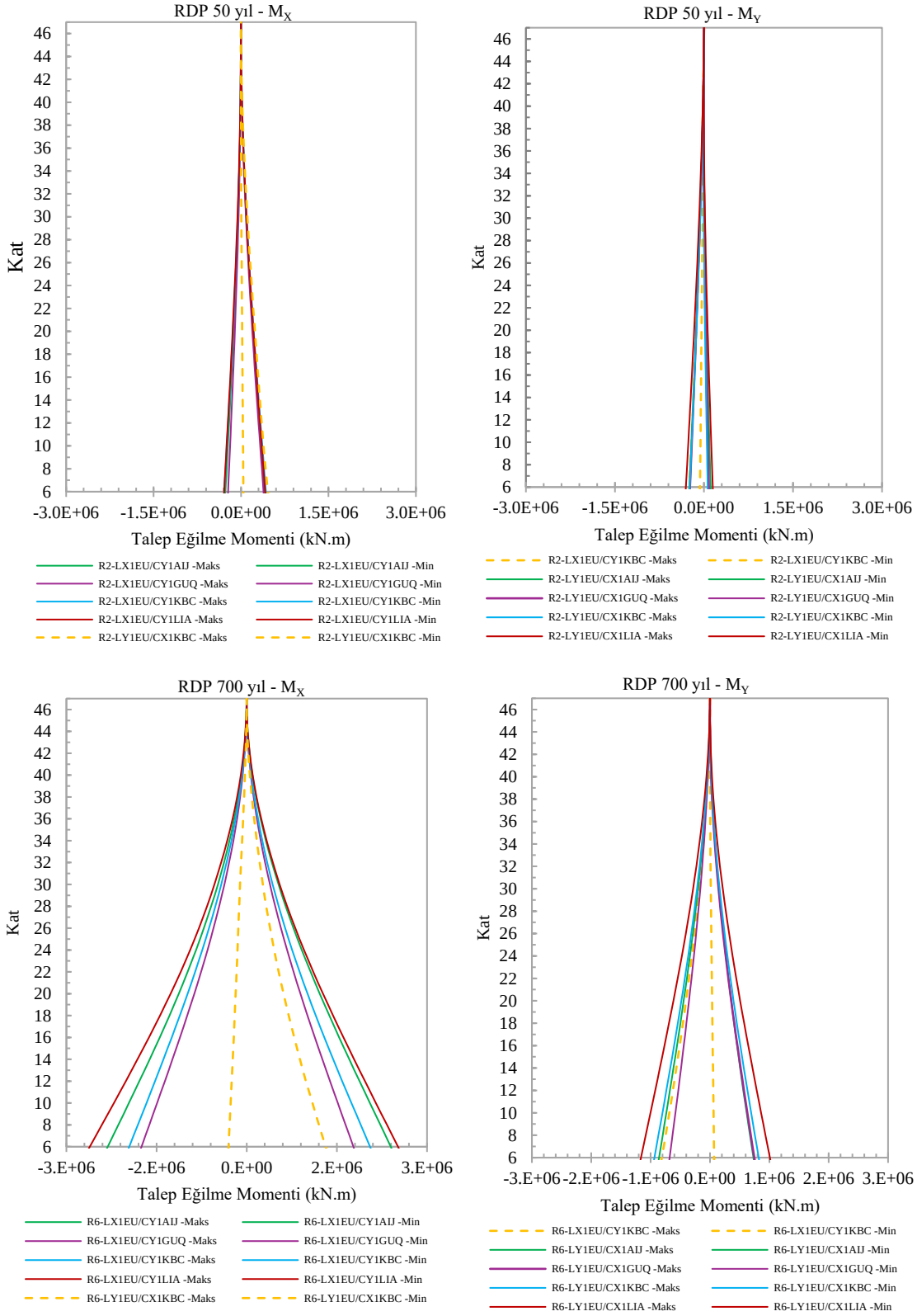
Elde edilen grafikler, beklenildiği üzere taban talep değerlerinin büyüklüklerine paralel olacak şekilde ve yükseklikle düzgün azalan bir dağılım göstermektedir. Vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultudaki negatif ve pozitif talep değerleri, beklendiği gibi simetrik ya da simetriğe yakın bir davranış sergilemektedir. Tüm grafiklerde referans olarak verilen analiz serisi (rüzgâr doğrultusu talepleri) ile karşılaştırmalı olarak rüzgâra dik taleplerin değerlendirilmesinden, tabanda oluşan taleplerinin karşılaştırılmasında da ifade edildiği üzere RDP 50 yıllık analiz serilerinde rüzgâr doğrultusu taleplerinin özellikle Y doğrultusunda etkin olduğu görülmektedir. Buna göre her durumda rüzgâra dik boyutun daha büyük olduğu diğer bir ifade ile vorteks açısından elverişsiz olduğu durum için daha büyük taleplerin oluşmayabildiği tespit edilebilmektedir. Diğer taraftan bu davranışın RDP 700 için bozulmakta ve hemen her durumda herhangi bir yönde rüzgârın esmesi için elde edilen talebin en elverişsiz olduğu doğrultunun rüzgâra dik olduğu rahatlıkla söylenebilir. Bu durumun 3000 ve daha sonra 10000 için hiçbir şüpheye mahal vermeksizin her durumda gerçekleştiği herhangi bir istisnanın olmadığı gerek eğilme gerekse kesme taleplerine ait şekillerden rahatlıkla görülebilir. Genel manada tüm bu karşılaştırmalardan çıkartılabilecek bir diğer sonuç ise rüzgâra dik boyutun büyük boyut olması durumunda bu doğrultuda elde edilen taleplerin, buna dik olan senaryo için her zaman daha kritik sonuçlar üreteceği ve taleplerin bu durumunda belirgin bir şekilde öne çıktığı rahatlıkla söylenebilir. Yapı taleplerinde rüzgâra dik doğrultu tepkilerinin hâkim olduğu Şekil 37-40 arasındaki tüm grafiklerde açık bir şekilde görülmektedir.



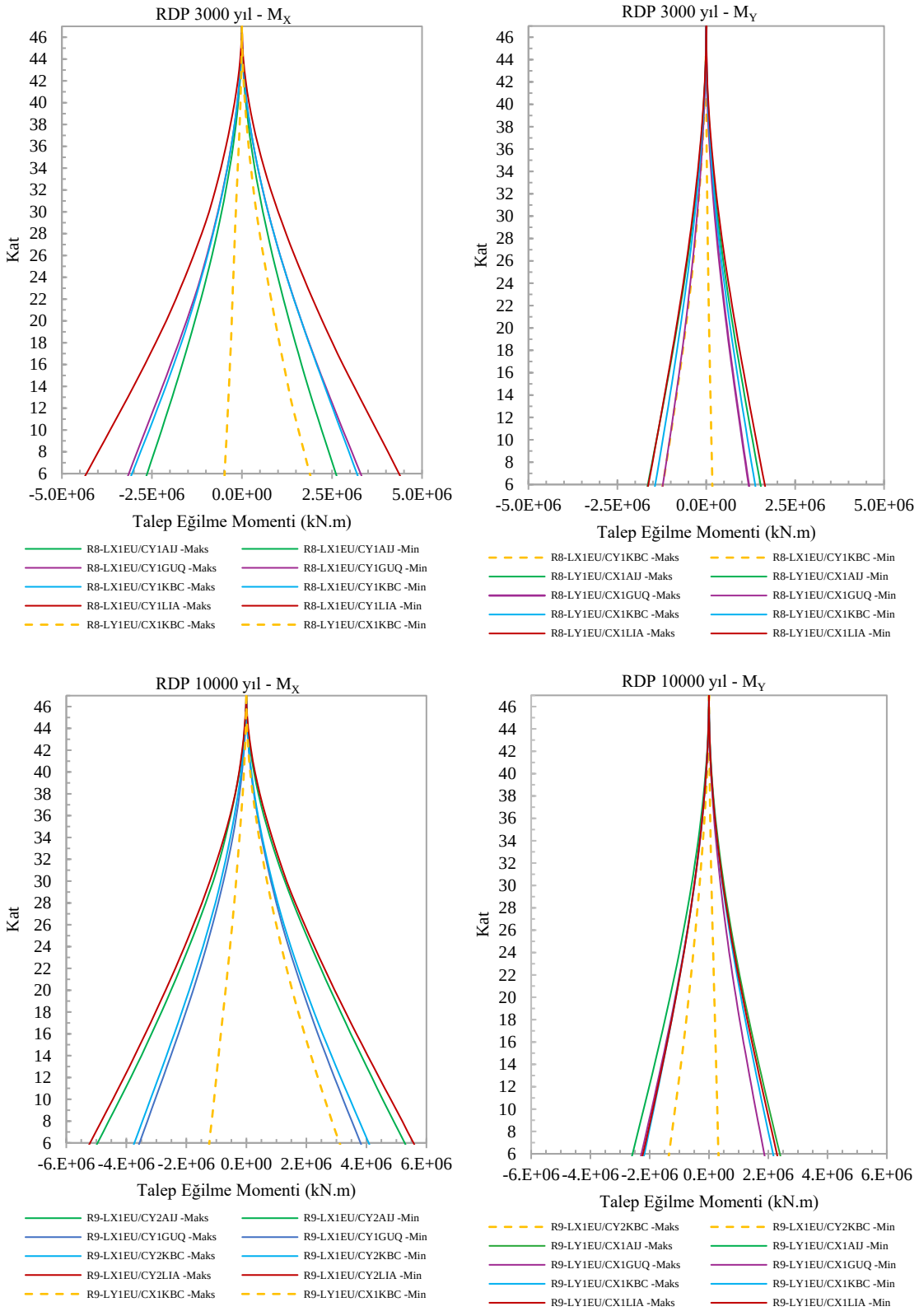
Şekil 4.37. RDP 50 ve 700 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat kesme kuvveti dağılımları



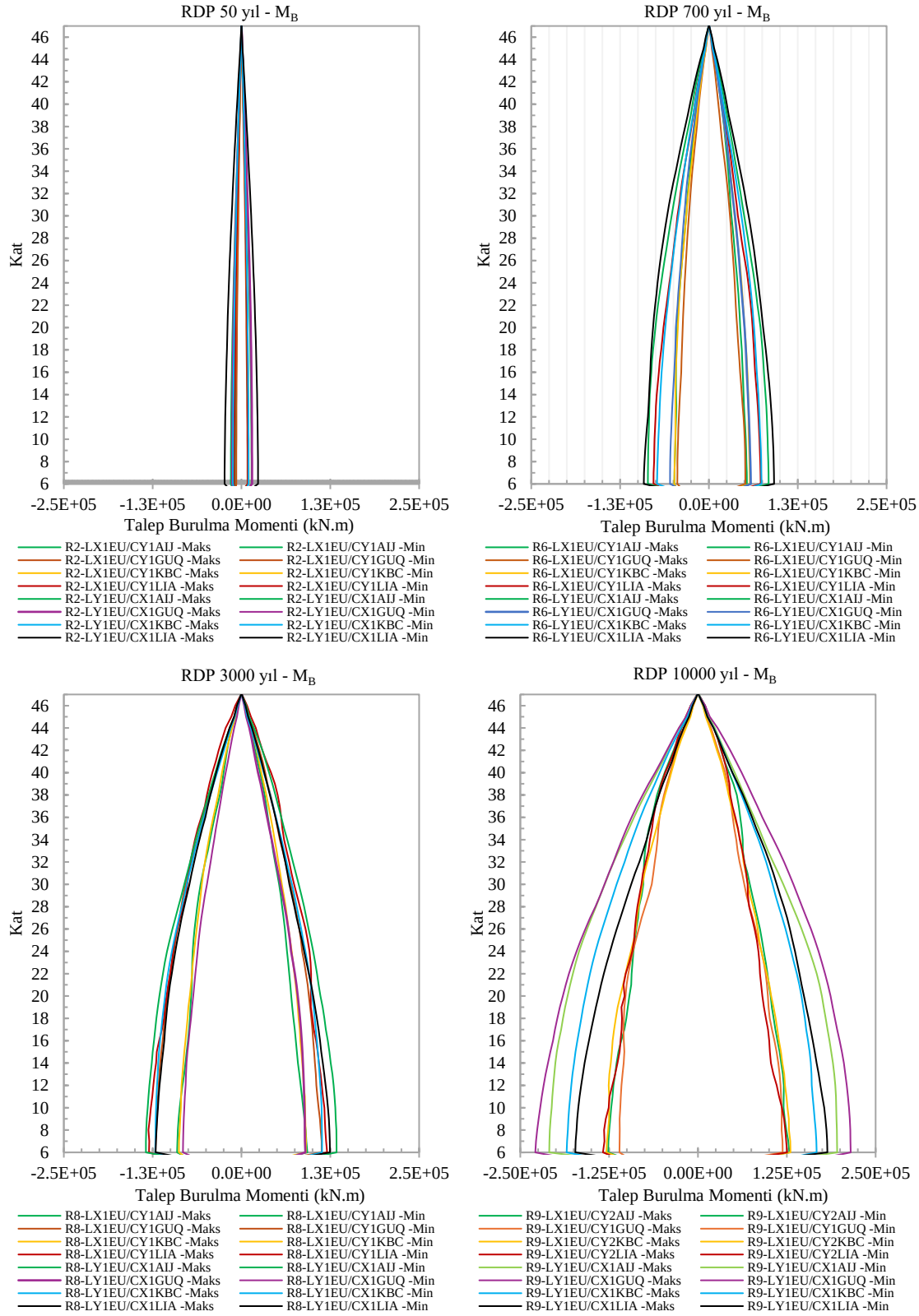
Şekil 4.38. RDP 3000 ve 10000 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat kesme kuvveti dağılımları



Şekil 4.39. RDP 50 ve 700 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat eğilme momenti dağılımları



Şekil 4.40. RDP 3000 ve 10000 yıl için farklı doğrultu ve spektrumlara göre kat eğilme momenti dağılımları



Şekil 4.41. Farklı RDP ve spektrumlara göre kat burulma momenti dağılımları

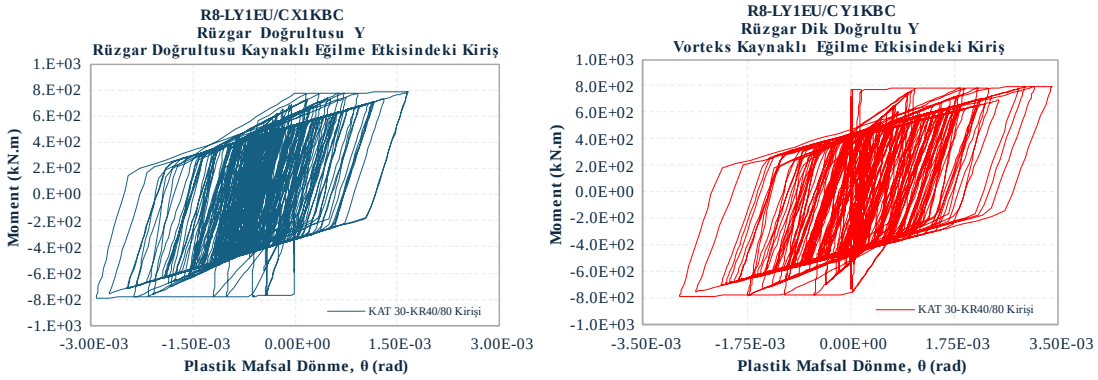
4.4.3 Yapısal eleman taleplerin değerlendirilmesi

Yapısal elemanların inelastik davranıştaki performans düzeylerini RDP'lere göre belirleyebilmek için yerdeğiştirmeye dayalı performans analizinin temelini teşkil eden talep(demand)/kapasite(capacity) (D/C) oranları üzerinden bir değerlendirme hedeflenmiştir. Yığılı plastik model olarak modellenen elemanlarda dönme D/C oranları, yayılı plastik model kullanarak tasarlanan elemanlarda ise beton birim kısalma, donatı birim uzama-kısalma kontrolleri ilgili hasar sınırları baz alınarak yapılmaktadır. Yapısal elemanların her birinin kesme D/C oranları için ise doğrudan kritik iç kuvvet değerlendirmesi baz alınarak, ya da diğer bir ifadeyle gevrek davranış kabulü ile doğrudan sınır kontrolleri göçme değerlendirmesi açısından yapılmaktadır. Her bir analiz serisi için elde edilen eleman taleplerinin burada değerlendirilmesi dönme, beton birim kısalma, donatı birim uzama-kısalma D/C'leri şeklinde verilecektir. Yapılan karşılaştırmalarda her bir eleman türünde yapıdaki en kritik sonuç temel alınarak değerlendirme sunulmaktadır. Perdelerdeki kesme D/C oranları için ise katlardaki kritik elemanlara göre yükseklik boyunca kapasitenin aşılıp aşılmadığı karşılaştırmalı olarak sunulacaktır.

Değerlendirme için çalışma kapsamında önerilen performans düzeyleri ve kabul kriterleri esas alınmıştır (Bölüm 3.9/Çizelge 3.7-8). Bu durumu göre her bir RDP için bir hasar düzeyinin kontrolü yapılması gerekir. Ancak verilen grafiklerde her bir RDP'de tüm hasar düzeyleri için D/C oranları verilmiş ve bu sayede ilgili RDP için yapının davranışının ne aşamada olduğu, diğer bir ifade ile ne düzeyde hasara neden olabileceği vurgulanmak istenmiştir. Örneğin tez kapsamında RDP 3000 yıllık bir rüzgâr için beklenen performans düzeyi kontrollü hasar sınırını geçmemesidir ve değerlendirme bu sınırı göre yapılmalıdır. Ancak grafiklerde her üç hasar sınırı için de, bu mertebedeki bir rüzgâr için "yapı KH sınırını geçmediyse SH sınırı aşıldı mı?" ya da "KH sınırı aşıldıysa yapıda GÖ sınırına da ulaşıldı mı?" sorularına yanıt bulabilecek şekilde karşılaştırmalar sunulmaya çalışılmaktadır. Bu türden bir karşılaştırma sunumu ile incelemeye konu edilen ülkemizde inşaa edilen yüksek yapı stoğu açısından gerek yükseklik gerekse geometri açısından ortalama karakteristiği temsil eden, diğer taraftan dikkate alınan rüzgâr hızı açısından metropoller dikkate alındığında ortalamanın altında sayılabilecek bir rüzgâr hızı için risk mertebesini anlaşılır kılmak hedeflenmektedir.

- ***Kirişlerin talep/kapasite (D/C) oranlarına göre değerlendirilmesi***

Yapı modelindeki kiriş elemanları, yığılı plastisite yaklaşımı çevrimsel davranış modelli ve azalım ilişkisi kullanarak sayısal model gerçekleştirilmiştir. Örnek olması hasebiyle 30 katta bulunan 40x80 cm boyutlarında bir kirişin RDP 3000 için rüzgâr doğrultusunda zorlanması ile rüzgâra dik doğrultuda zorlanması nedeniyle oluşan çevrimsel tepki gösterimi Şekil 4.42'de sunulmaktadır. Bu grafikten de görülebileceği üzere Şekil 4.42a'da rüzgâr doğrultusunda moment dönme reaksiyonunun tam bir çevrimsel davranış sergilememesi, halbuki Şekil 4.42b'de ise rüzgâra dik doğrultuda tam bir çevrimsel davranışın sergileniyor olması zorlamanın karakterini göstermektedir.

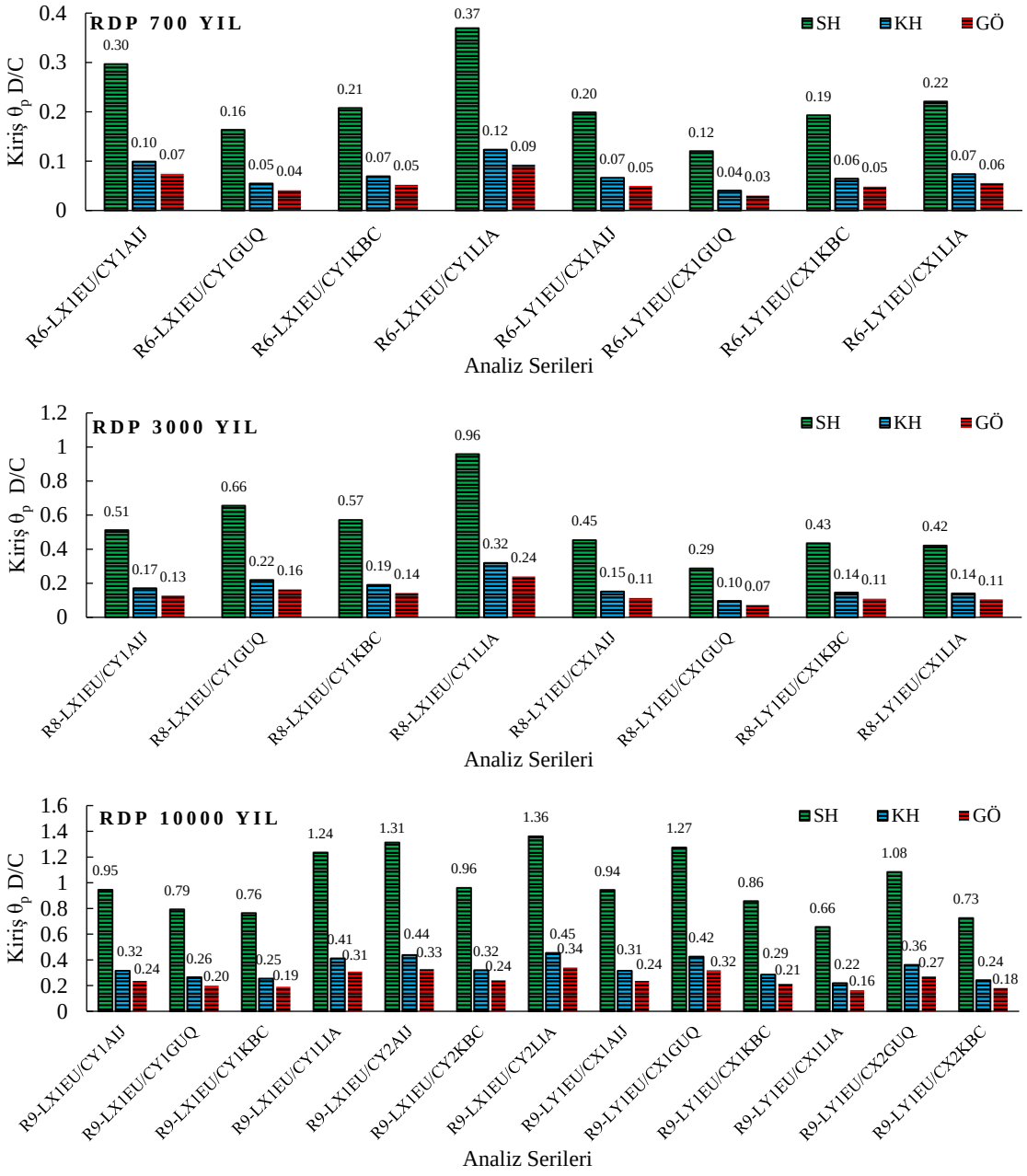


(a) (b)

Şekil 4.42. Kat 30-KR40/80 kirişi moment-dönme çevrimsel döngüsü

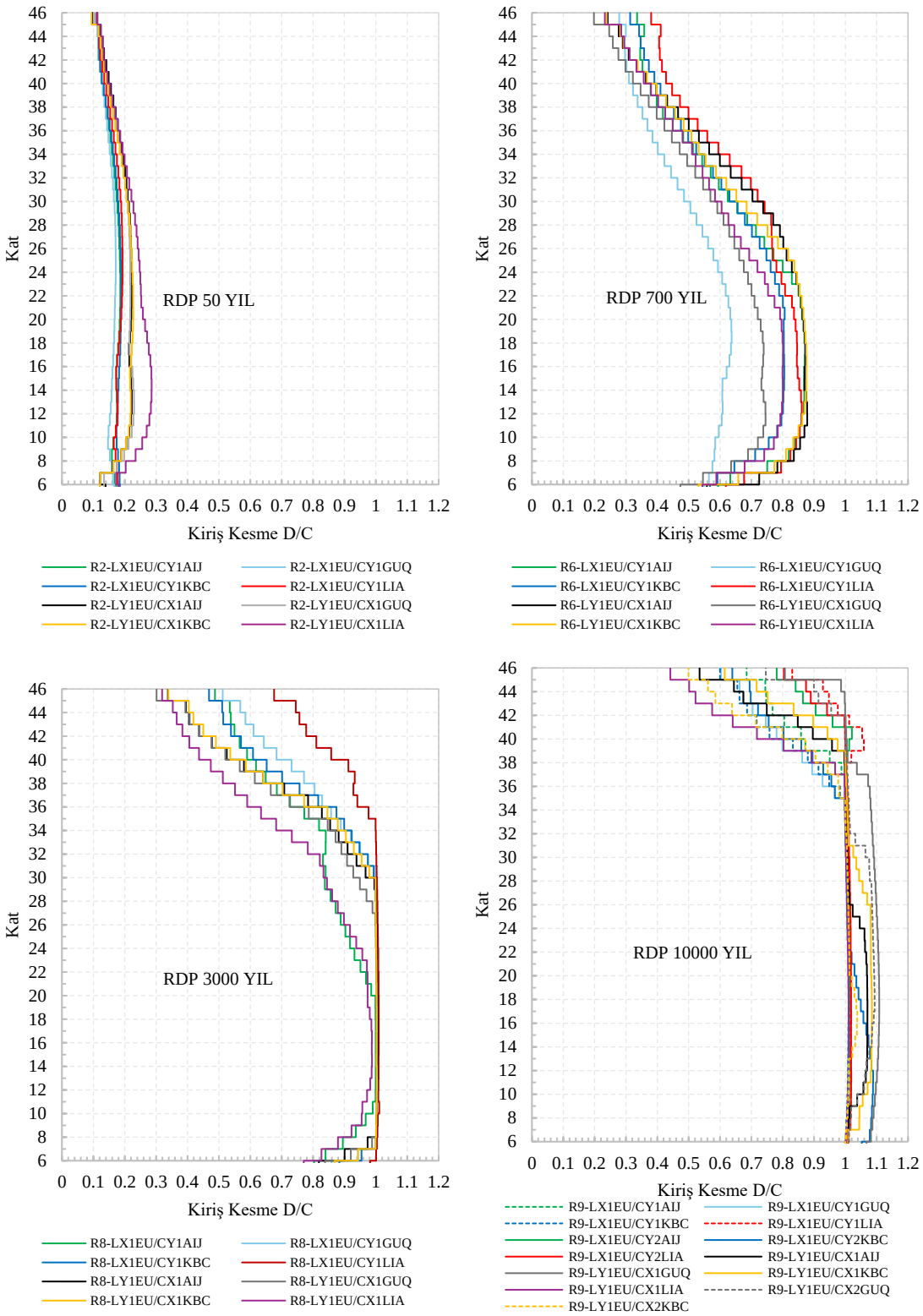
RDP kapsamında belirlenen farklı performans düzeyleri için kirişlerin, önerilen dönme sınırlarını tüm analiz seri sonuçlarına göre aşmadığı görülmektedir (Şekil 4.42). Ancak burada verilen karşılaştırma ile hangi analiz serisi için kirişlerde hasarın ne düzeyde gerçekleştiğini sunmak hedeflenmiştir. RDP 50 yıl için inelastik bir tepki olmaması nedeniyle bu değerlendirme de yer almamaktadır. RDP 700 yıllık rüzgâr için tüm analiz serisi sonuçlarına göre 700 yılda SH performansı hedeflendiğinden buna göre yapılan değerlendirmede talep/kapasitenin $0.12 \leq (D/C)_{SH} \leq 0.37$ arasında değiştiği görülmektedir. Benzer değerlendirmede sonuçlar, RDP 3000 yıllık rüzgârda $0.10 \leq (D/C)_{KH} \leq 0.32$ ve RDP 10000 yıllık rüzgârda ise $0.16 \leq (D/C)_{GÖ} \leq 0.34$ arasında değerler aldığı görülmektedir. Diğer yandan RDP 3000 yıllık rüzgâra maruz kalan kirişler için SH dönme kapasitesi her ne kadar bu örnek için aşılmamış olsa da R8-LX1EU/CY1LIA analiz serisi için D/C=0.96 değerini aldığını ifade etmek uygun olacaktır. Burada ifade edilmesi

gereken bir diğer husus ise bu zorlamanın beklenildiği üzere vorteks kaynaklı oluşudur. RDP 10000 yıllık rüzgâr için ise SH performans düzeyinin hemen her analiz serisi için aşıldığı ya da aşılmaya yaklaştığı ancak KH seviyesinin aşıldığı herhangi bir durumunun olmadığı sonuçlardan görülmektedir. Buna göre RDP 10000 yıllık rüzgâra maruz kalan kirişler için GÖ ve KH dönme kapasitesi aşılmamış, ancak SH kapasitesi vorteks kaynaklı olarak her iki doğrultuyu da içeren 5 analiz serisi için aşılmıştır.



Şekil 4.43. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kirişlerdeki plastik dönme talep/kapasite (D/C) değişimi

Kesme kapasitesine göre yapılan değerlendirmede ise yapı modelindeki kirişler kesme kapasitelerinin katlara göre D/C oranının ne oranda gerçekleştiği ve aşılıp aşılmadığı Şekil 4.44'te sunulmaktadır. RDP 50 ve 700 yıllık rüzgârlar için tüm katlardaki kiriş kesme D/C oranı (D/C)≤0.3 ve (D/C)≤0.85 olarak gerçeklemektedir. Burada tekrar belirtmek gerekir ki 700 yıllık analiz serilerinde (R6-LY1EU/CX1AIJ, R6-LY1EU/CX1KBC ve R6-LX1EU/CY1LIA) (D/C) oranını 0.85 değerine yaklaştıran vorteks kaynaklı talepler olmaktadır. En çok zorlanmanın 10. ila 24. kat arasında meydana geldiğinin ifade edilmesi burada uygun olacaktır. RDP 3000 yıllık rüzgâr için ise neredeyse tüm analiz serilerindeki belirli katlardaki kirişin kesme kapasitesinin yetersiz olduğu (D/C≥1) görülmektedir. Bu RDP için analiz serilerindeki kesme hasarlarının çoğu 7. ile 30. kat arasındaki tüm katlarda meydana gelmektedir. Bu duruma istisna olarak sadece grafikte R8-LX1EU/CY1LIA analiz serisi için hasar 6. ile 35. kat arasında görülmektedir. RDP 10000 yıllık rüzgâr için tüm analiz serilerinde kirişlerde kesme (D/C)≥1 olarak belirlenmiştir. RDP 10000 yıl için tüm analiz serilerinde 6. ile 35. kat arasındaki tüm katlarda kiriş kesme hasarı olduğu anlaşılmaktadır. Bazı analiz serilerinde ise hasarlar 45. Kat kirişlerine kadar ulaştığı görülmektedir. RDP 3000 ve 10000 yıl için hasarlar her iki doğrultuda meydana gelmiş ve rüzgâra dik doğrultuda vorteks kaynaklı oluşmuştur. Sonuç olarak önerilen performans düzeylerine göre kirişlerin davranışı değerlendirilirse eğilme davranışı açısından tüm dönüş periyotlarına karşılık kabul edilen performans düzeyleri için kapasitelerin aşılmadığı ancak RDP 3000 ve RDP 10000 için çok sayıda katta kesme göçmesine maruz kalacak kirişlerin olduğu tespit edilebilmektedir.



Şekil 4.44. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik kiriş için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi

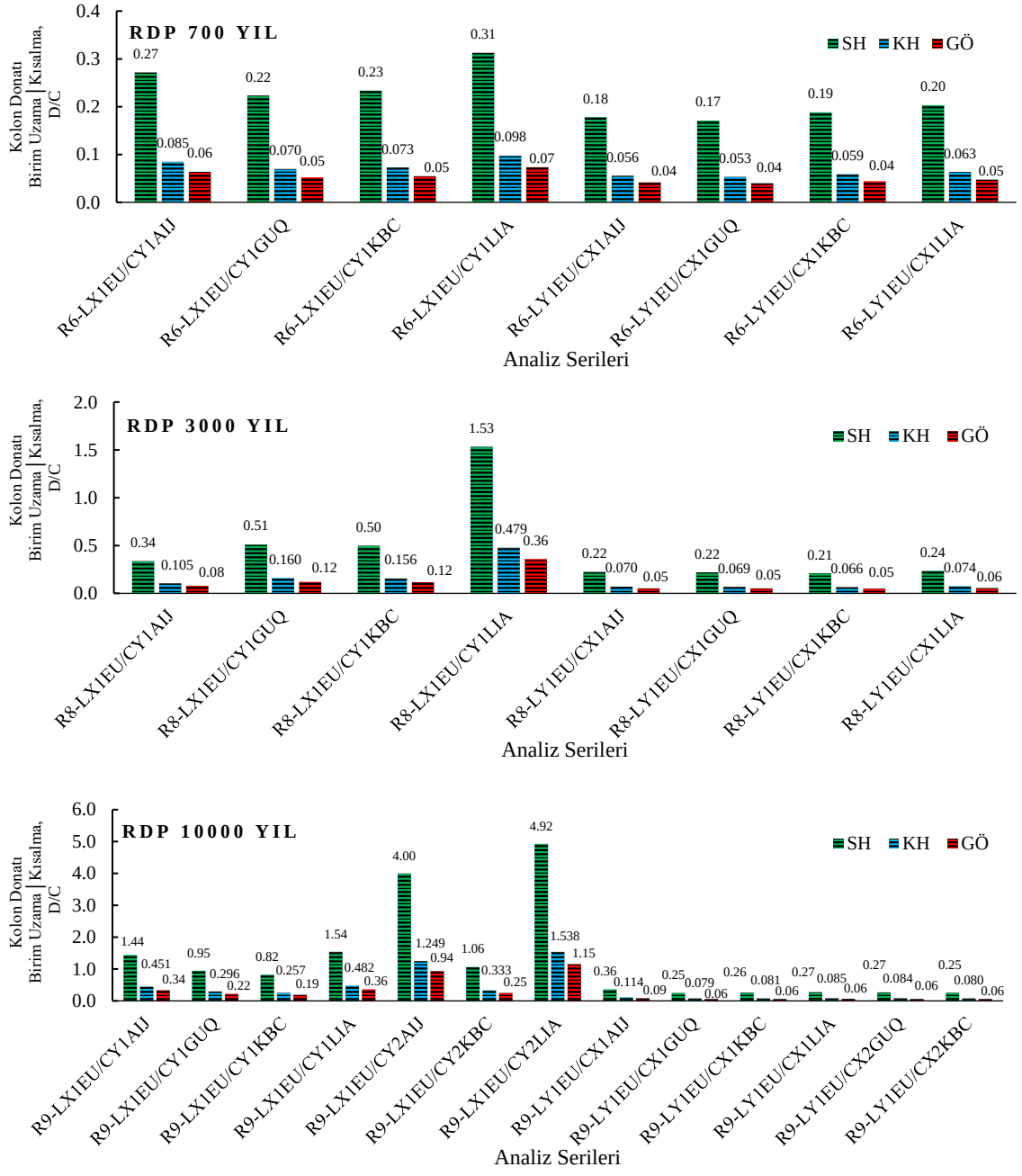
- ***Kolonların talep/kapasite (D/C) oranlarına göre değerlendirilmesi***

Yayılı plastisite yaklaşımı kullanılarak modellenen kolonlar için değerlendirme beton birim kısalma ve donatı birim uzama|kısalmalar RDP'ler için belirlenen performans sınırları baz alınarak D/C oranlarına göre bu bölümde sunulmaktadır (Şekil 4.45-46). Diğer taraftan kritik iç kuvvet olarak her ne kadar hasar beklenmese de kesme için D/C oranları karşılaştırmalı olarak Şekil 47'de sunulmaktadır.

RDP 50 yıllık rüzgâr için OP performans düzeyinde kolonlarda elastik davranış hedeflenmektedir. Buna paralel bir şekilde yapılan tüm analizlerde inelastik bir davranış olmadığı diğer bir tabir ile kolonlar elastik sınırlar içerisinde zorlandıkları ve OP performans düzeyi içerisinde oldukları görülmektedir. Bu nedenle, kirişlerde olduğu gibi değerlendirme diğer dönüş periyotları için takip eden şekillerde yapılmaktadır.

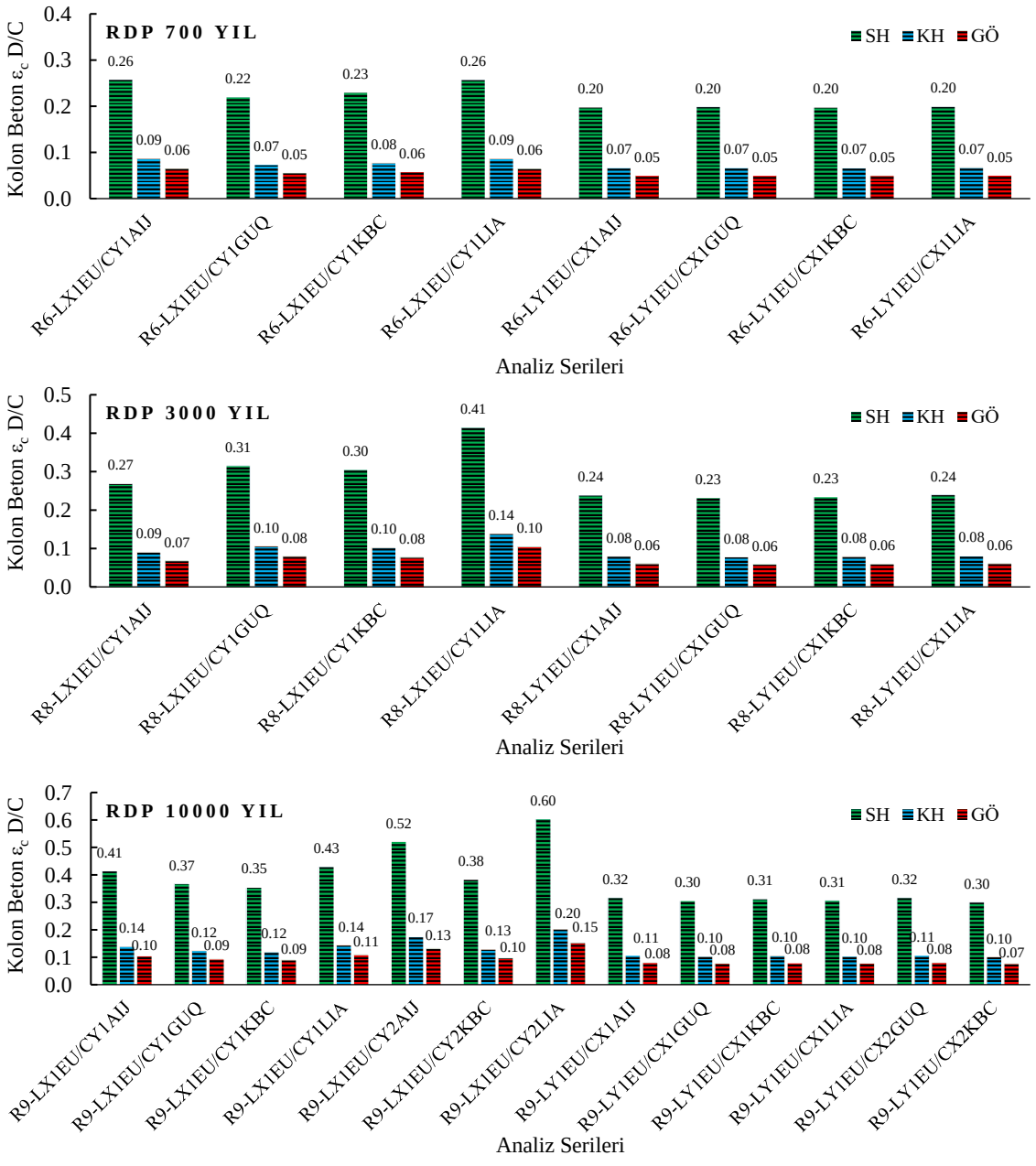
RDP 700 ve RDP 3000 yıllık rüzgârlar için kolon donatı birim uzama|kısalma D/C değeri tüm analiz serisi sonuçlarında sırasıyla $0.17 \leq (D/C)_{SH} \leq 0.31$ ve $0.066 \leq (D/C)_{KH} \leq 0.479$ aralığında yer alıp hedeflenen performans düzeylerinin sınırına oldukça uzak kalarak istenilen performansın sağlandığı anlaşılmaktadır (Şekil 4.45). Diğer yandan RDP 3000 yıllık rüzgâra maruz kalan kolonlar için SH birim uzama|kısalma kapasitesinin R8-LX1EU/CY1LIA analiz serisi dışında aşılmamış olmasından dolayı, tasarımları açısından bu düzeyde bir rüzgâr etkisinde hemen hemen hiçbir elemanın ciddi bir hasar almayacağı anlaşılmaktadır. RDP 10000 yıllık rüzgâra maruz kalan kolonlar için ise GÖ birim uzama|kısalma kapasitesi R9-LX1EU/CY2LIA analiz serisinde $(D/C)_{GÖ}=1.15 \geq 1$ değerine ulaşarak kapasite limitini aşmaktadır. R9-LX1EU/CY2AIJ analiz serisi için ise 0.94 değeri ile GÖ sınır değerine yakın değerler aldığı, KH sınırının %25 üstüne çıktığı bu karşılaştırmalardan görülmektedir. RDP 10000 yıllık rüzgâra maruz kalan kolonların SH performans düzeyi kapasitesini ise rahatlıkla aşılabilecek durumda olduğu görülmektedir. Hem kirişler için hem de kolonlar için yapılan değerlendirmede Rm-LX1EU/CYiLIA analiz serilerinin diğer spektrumlarla oluşturulan yükleme durumlarının ortalamasına kıyasla yapıda daha büyük talepleler oluşturduğunu söylemek mümkündür. Ancak RDP 10000 yıllık rüzgâr için R9-LX1EU/CY2AIJ analiz serisi, R9-LX1EU/CY2LIA kadar olmasa da ona yakın bir zorlamaya neden olmaktadır. Bu kapsamda daha önce de bahsedildiği üzere her bir spektrum için belirli bir sayıda analiz

gerçekleştirilip tüm sonuçlara göre genel bir değerlendirme yapılması daha uygun bir yol olabilir.

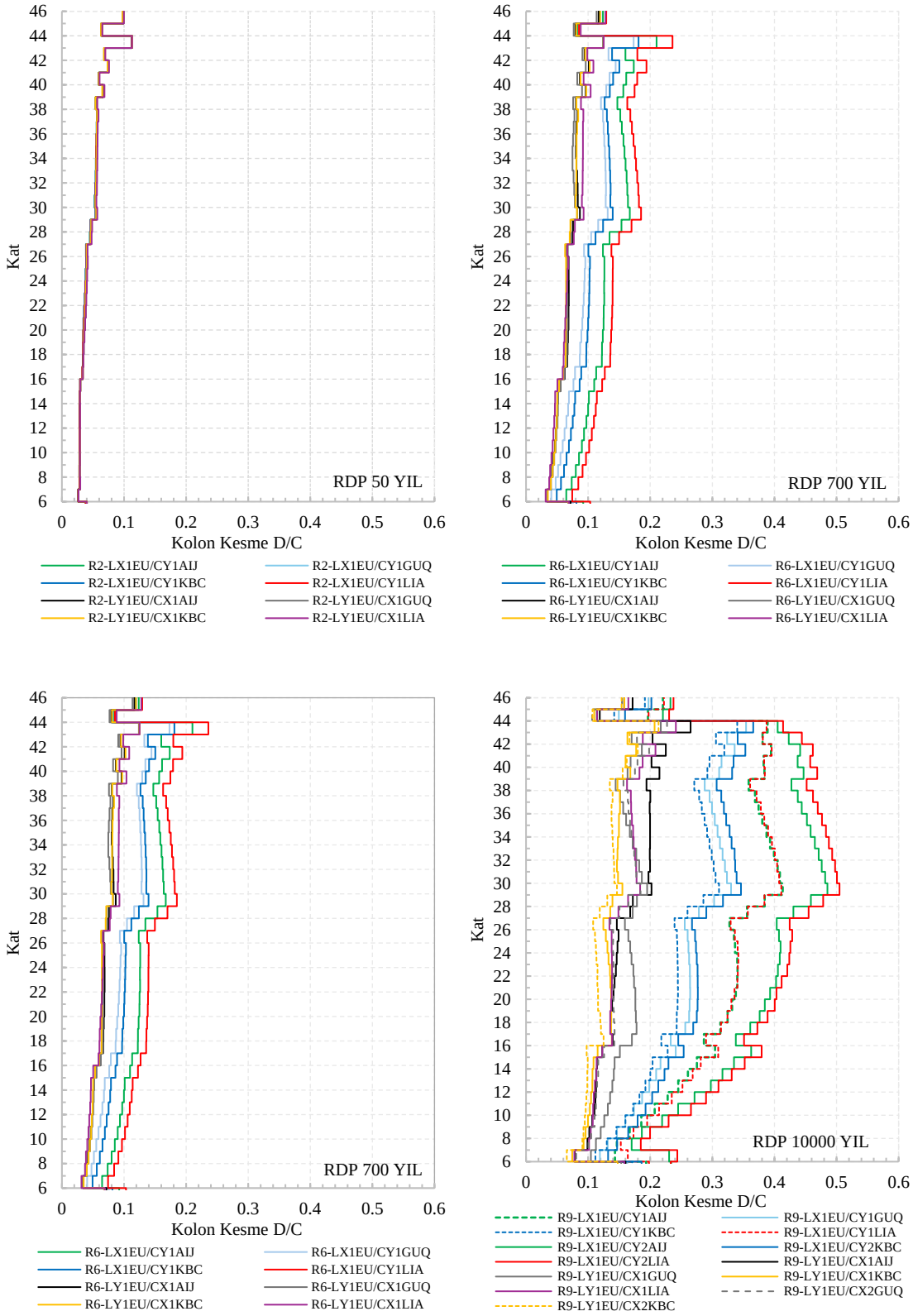


Şekil 4.45. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kolonlardaki donatı birim uzama|kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi

Her bir RDP için kolon beton birim kısalma D/C değeri, tüm analiz serisi sonuçlarında D/C<1 koşulunu sağlamış, diğer bir ifade ile hedeflenen performans düzeyine uygun bir davranış sergilenmiştir. Ayrıca RDP 10000 yıl dahil SH performans düzeyinin analizlerde aşılmadığı da sunulan karşılaştırmalardan görülebilmektedir (Şekil 4.46).



Şekil 4.46. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik kolonlardaki beton birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi



Şekil 4.47. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik kolon için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi

Her bir RDP için kolon kesme D/C değeri tüm analiz serisi sonuçlarında D/C<1 koşulunu sağlamış ve hedeflenen performans düzeyine göre bir davranış sergilenmiştir (Şekil 4.47). Kolon kesme D/C değeri en yüksek RDP 10000 yılda R9-LX1EU/CY2AIJ ve R9-LX1EU/CY2LIA analiz serilerinde 0.5 düzeyine çıkabildiği karşılaştırmalarda görülmektedir.

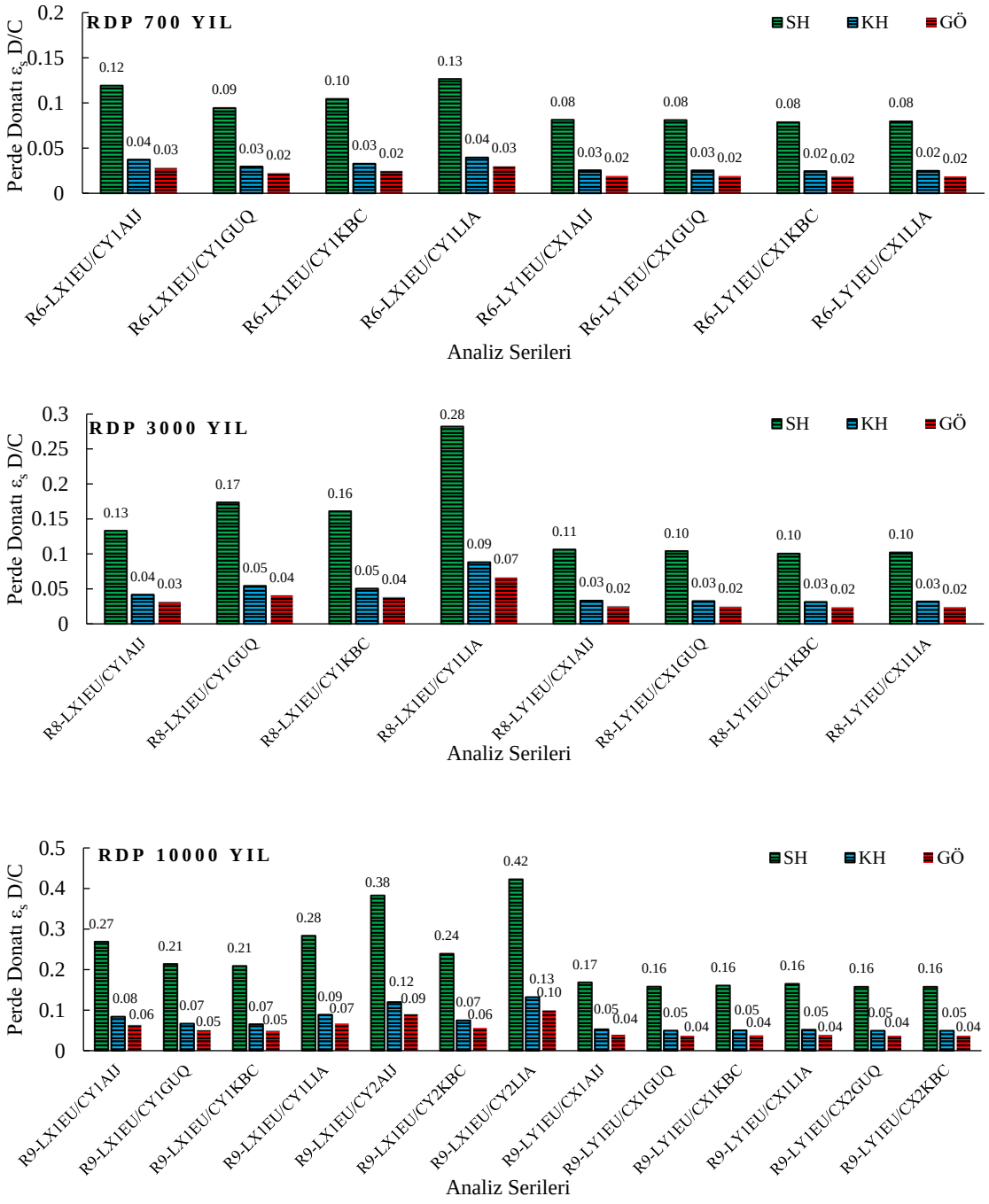
Sonuç olarak önerilen performans düzeylerine göre kolonların davranışı değerlendirilirse RDP 3000 ve 10000 yıldaki rüzgârlar için üretilen bir analiz serisi dışında kesme, beton birim kısalma ve donatı birim uzama|kısalma açısından tüm performans düzeyleri için sınırlar içerisinde kalındığı görülmektedir. Diğer taraftan buraya kadar diğer elemanlarla ilgili yapılan değerlendirmelerde de birçok defa ifade edildiği üzere, meydana gelen tüm zorlanmaların rüzgâra dik doğrultuda vorteks kaynaklı oluştuğu görülmektedir.

- ***Perdelerin D/C oranlarına göre değerlendirilmesi***

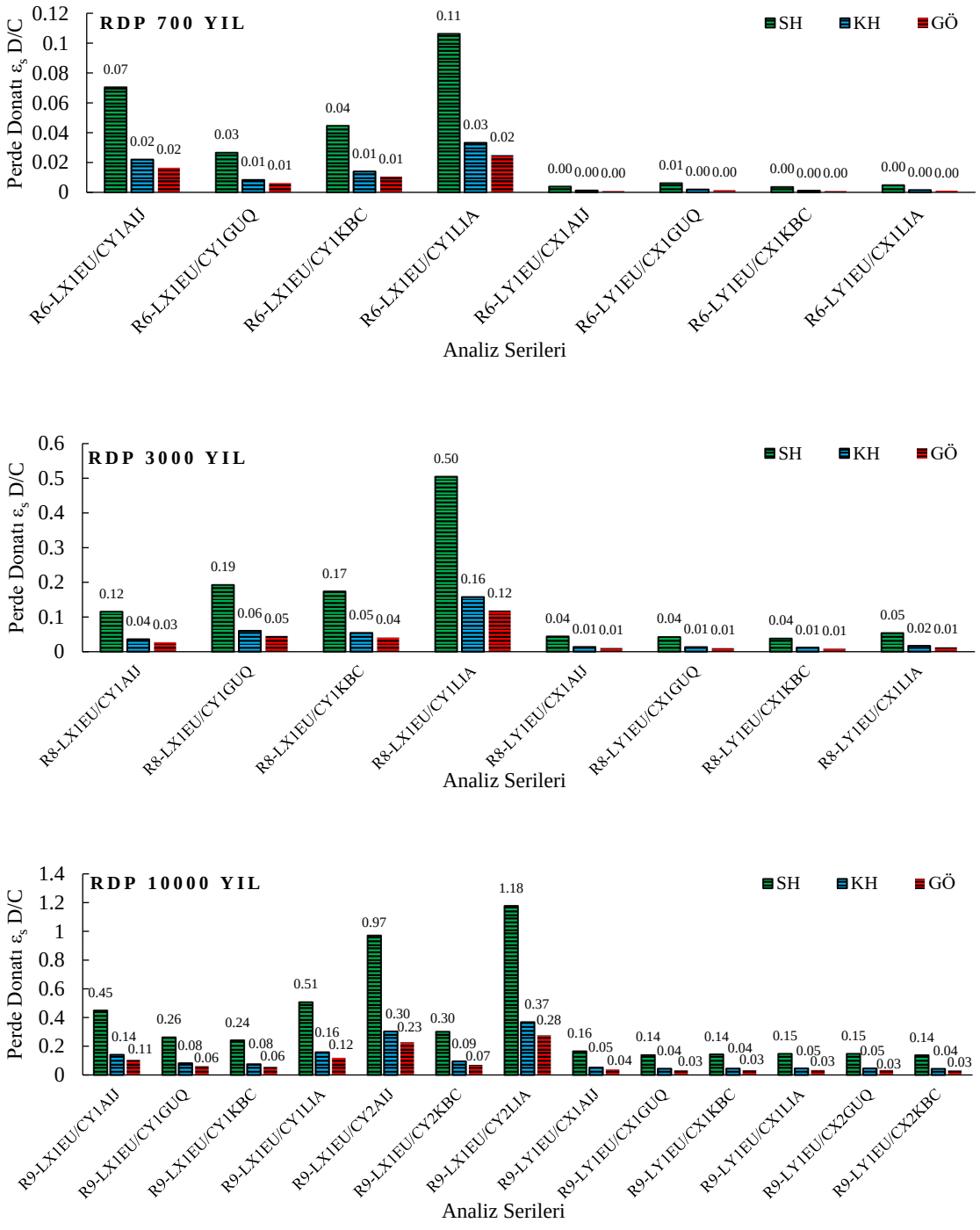
Kolonlara benzer şekilde perdeler için de yayılı plastisite yaklaşımı kullanılarak modele dahil edilmiştir. Bu kapsamda yine kolonlara benzer şekilde değerlendirme; perde beton birim kısalma D/C, donatı birim uzama|kısalma D/C ve kesme D/C oranları üzerinden yapılmıştır (Şekil 4.48-49-50-51).

RDP 50 yıllık rüzgâr için OP performans düzeyinde perdelerin elastik davranış sergilemesi gerektiği ve yapılan tüm analizlerde inelastik bir davranış olmadığı için perdelerin bu dönüş periyodu için OP performans düzeyinde kaldığı belirlenmiştir. Bu yüzden değerlendirme kolon ve kirişlerde olduğu gibi diğer performans düzeyleri için yapılacaktır.

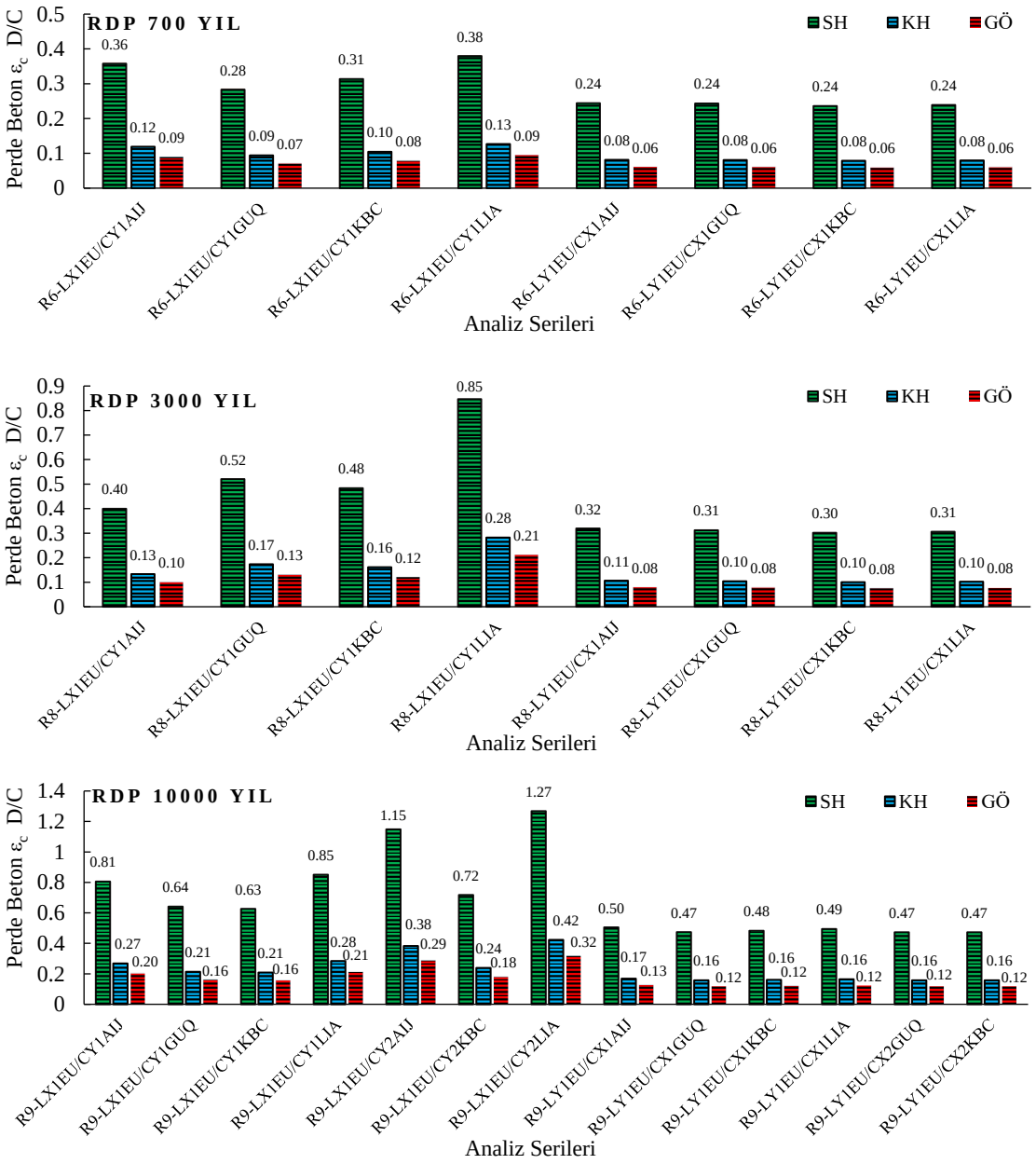
Her bir RDP için hedeflenen performans düzeyine göre perde donatı birim uzama|kısalma D/C değeri genellikle 0.30 altında kalarak tüm analiz serileri için D/C<1 koşulunu sağlamıştır (Şekil 48-49). Ayrıca perde donatı birim kısalma D/C değeri RDP 10000 yıl dahil SH performans düzeyini aşmamıştır. Perde donatı birim uzamada ise RDP 10000 yılda sadece R9-LX1EU/CY2LIA analiz serisi sonucu $(D/C)_{SH}=1.18$ elde edilerek SH performans düzeyini aşmıştır. RDP 10000 yıl için R9-LX1EU/CY2AIJ analiz serisi 0.97 değerine ulaşarak SH performans düzeyi limitine oldukça yaklaşmıştır.



Şekil 4.48. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki donatı birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi



Şekil 4.49. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki donatı birim uzama talep/kapasite (D/C) değişimi

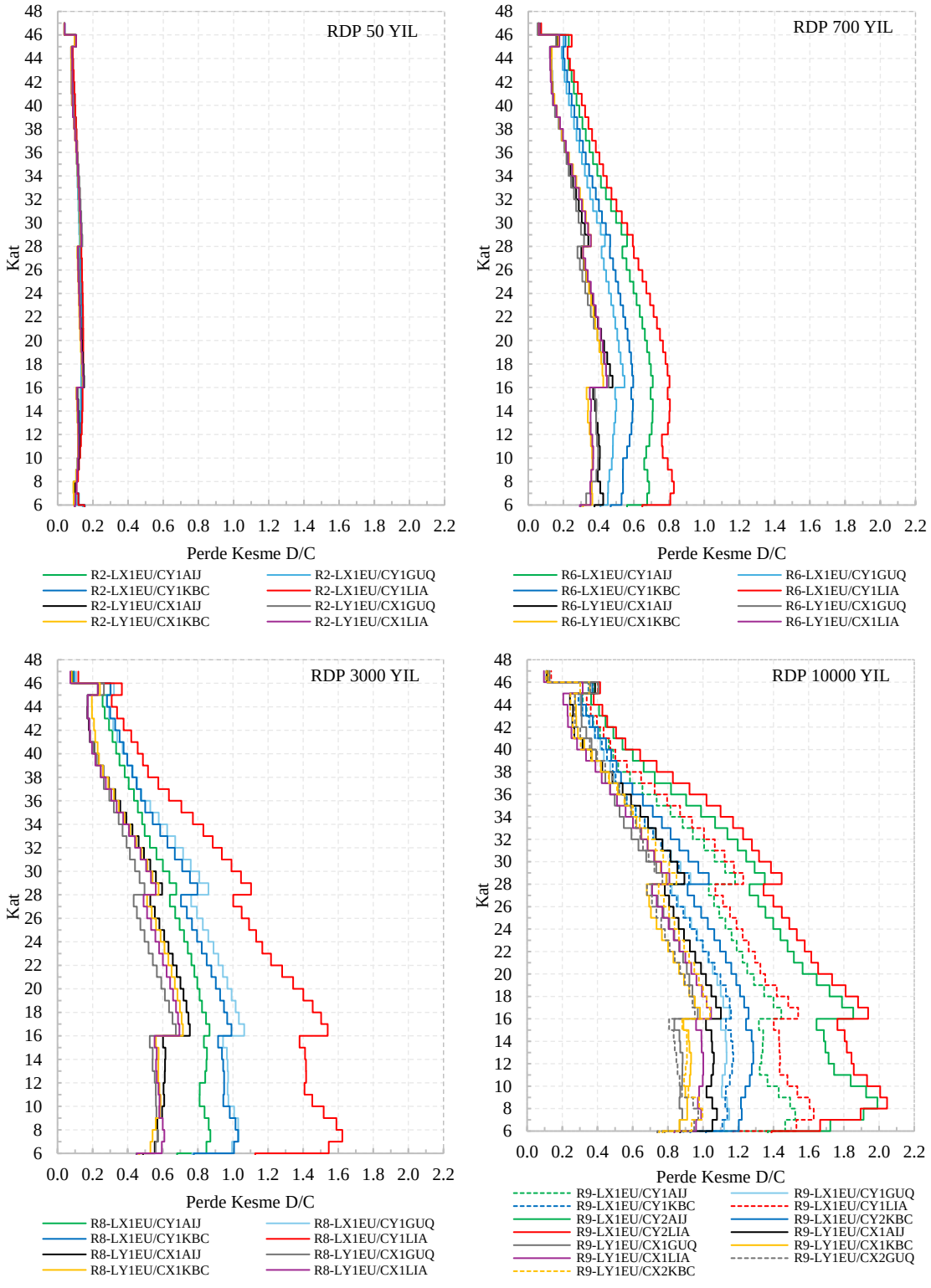


Şekil 4.50. Farklı RDP ve hasar limitleri için kritik perdelerdeki beton birim kısalma talep/kapasite (D/C) değişimi

Her bir RDP için hedeflenen performans düzeyine göre perde beton birim kısalma D/C değeri D/C<1 koşulunu sağlamıştır. RDP 3000 yıl için beton birim kısalma D/C değeri SH performans düzeyini aşmamış olup R8-LX1EU/CY1LIA analiz serisinde bu değer 0.85'lere kadar ulaşmıştır. RDP 10000 yıl için ise beton birim kısalma D/C değeri R9-LX1EU/CY2LIA ve R9-LX1EU/CY2AIJ analiz serilerinde SH performans sınırına göre 1.27 ve 1.15 değerlerini almakta KH performans düzeyinde kalmaktadır.

Kesme kapasitesine göre yapılan değerlendirmede ise yapı modelindeki perde elemanları, tüm analiz serileri için her RDP'de hedeflenen performans düzeyindeki kesme D/C<1 istenilen koşulu sağlayamamıştır (Şekil 4.51). RDP 50 ve 700 yıllık rüzgârlar için tüm katlardaki perde kesme talep/kesme oranları sırasıyla D/C≤0.15 ve D/C≤0.80 olarak hedeflenen performans düzeyini karşılamaktadır. RDP 700 yıl olan rüzgâr için D/C oranını 0.60-0.80 değerine yaklaştıranın R6-LX1EU/CY1AIJ, R6-LX1EU/CY1KBC ve R6-LX1EU/CY1LIA analiz serilerinin vorteks kaynaklı talepleri olduğu görülmektedir. RDP 700 yıllık rüzgârda yapının uzun kenarında vorteks kaynaklı oluşan talepler, kesme kapasitesinin %50'sini 22 kat boyunca ilgili analiz serilerinde aşmıştır. RDP 3000 yıllık rüzgâr için R8-LX1EU/CY1KBC, R8-LX1EU/CY1GUQ ve R8-LX1EU/CY1LIA analiz serilerindeki kritik perdelerde kesme talep/kapasite oranı D/C≥1 olarak gerçekleşmektedir. R8-LX1EU/CY1AIJ analiz serisinde ise elde edilen kesme talepleri kapasitenin %90'nına ulaşmaktadır. RDP 3000 yıllık rüzgârda yapının kısa kenarında vorteks kaynaklı oluşan talepler ise kesme kapasitesinin %70'ni ilgili analiz serilerinde aşmıştır. RDP 10000 yıllık rüzgâr için tüm analiz serilerinde kritik perdelerdeki kesme talep/kapasite oranı (D/C) ≥1 olarak aşıldığı görülmektedir. RDP 10000 yıllık rüzgârda yapının uzun kenarında vorteks kaynaklı oluşan talepler kesme kapasitesini ortalama 28. kata kadar ilgili analiz serilerinde aşmıştır. Dahası R9-LX1EU/CYiAIJ ve R9-LX1EU/CYiLIA analiz serileri için ort(D/C)≥1.5 mertebelerine ulaşmıştır. RDP 10000 yıllık rüzgârda yapının kısa kenarında vorteks kaynaklı oluşan talepler kesme kapasitesini 7. ve 16. Kat seviyesinde ilgili analiz serilerinde aşmaktadır. Bu duruma istisna, kesme D/C=0.95 oranı ile R9-LY1EU/CY1GUQ ve R9-LY1EU/CY2GUQ analiz serilerinde oluştuğu görülmektedir

Sonuç olarak önerilen performans düzeylerine göre perdelerin davranışı değerlendirilirse her bir RDP için beton birim kısalma ve donatı birim uzama|kısalma açısından gerekli koşulların sağlandığı görülmektedir. Ancak RDP 10000 yıl için SH limitini aşan analiz serileri her ne kadar yapısal açıdan bu düzeyde kritik bir seviyeyi işaret etmese de hasarın görünür, rahatsız edici ve onarıma muhtaç olacağını belirtmek uygun olacaktır. Kesme kapasitesi açısından ise RDP 3000 yılda 3 analiz serisi ve RDP 10000 yılda ise 11 analiz serisinde yetersizlikler olduğu görülmektedir.



Şekil 4.51. Farklı RDP'lere göre kat seviyesindeki kritik perde için kesme kuvveti talep/kapasite (D/C) değişimi

- ***Yapının D/C oranlarına göre genel değerlendirilmesi***

Farklı RDP'ler dikkate alınarak kiriş, kolon ve perdelerin performans düzey kontrolü önceki 3 bölümde detaylandırılmıştı. Yapılan bu değerlendirme neticesinde yapı performansının genel değerlendirilmesi Çizelge 4.8'de sunulmuştur. Çizelgede incelenen analiz serilerinde yapının ilgili performans düzeylerini sağlayıp sağlamadığı kontrol edilirken anlaşılırlığı arttırmak adına onay ve ret kutuları kullanılmıştır. Burada yeşil onay kutusu performans düzeyinin sağlandığını (D/C<1), turuncu onay kutusu performans düzeyinin sağlandığı ancak talebin belirlenen kapasiteye çok yaklaştığı (09≤D/C<1) ve kırımızı ret kutusu performans sınırının ya da gevrek kapasite kontrolünün sağlanamadığını ifade etmektedir (D/C≥1).

Çizelge 4.8. Yapının D/C oranlarına göre genel değerlendirilmesi

RDP	Analiz Serisi	Kiriş				Kolon							Perde							Genel Değerlendirme			
		Dönme, θ_p			Kesme	Donatı, ε_s			Beton, ε_c			Kesme	Donatı, ε_s			Beton, ε_c			Kesme	Performans			*GEK
		SH	KH	GÖ		SH	KH	GÖ	SH	KH	GÖ		SH	KH	GÖ	SH	KH	GÖ		SH	KH	GÖ	
RDP 50 Yıl	R2-LX1EU/CY1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
RDP 700 Yıl	R6-LX1EU/CY1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
RDP 3000 Yıl	R8-LX1EU/CY1AIJ	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R8-LX1EU/CY1GUQ	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R8-LX1EU/CY1KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R8-LX1EU/CY1LIA	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✗
	R8-LY1EU/CX1AIJ	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R8-LY1EU/CX1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R8-LY1EU/CX1KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗
	R8-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
RDP 10000 Yıl	R9-LX1EU/CY1AIJ	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✗
	R9-LX1EU/CY1GUQ	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LX1EU/CY1KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LX1EU/CY1LIA	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓	✗
	R9-LX1EU/CY2AIJ	✗	✓	✓	✗	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✗	✓	✗	✗	✗	✓	✗
	R9-LX1EU/CY2KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LX1EU/CY2LIA	✗	✓	✓	✗	✗	✗	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✗	✓	✗	✗	✗	✗	✗
	R9-LY1EU/CX1AIJ	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LY1EU/CX1GUQ	✗	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✗
	R9-LY1EU/CX1KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗
	R9-LY1EU/CX2GUQ	✗	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✗
	R9-LY1EU/CX2KBC	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓	✗

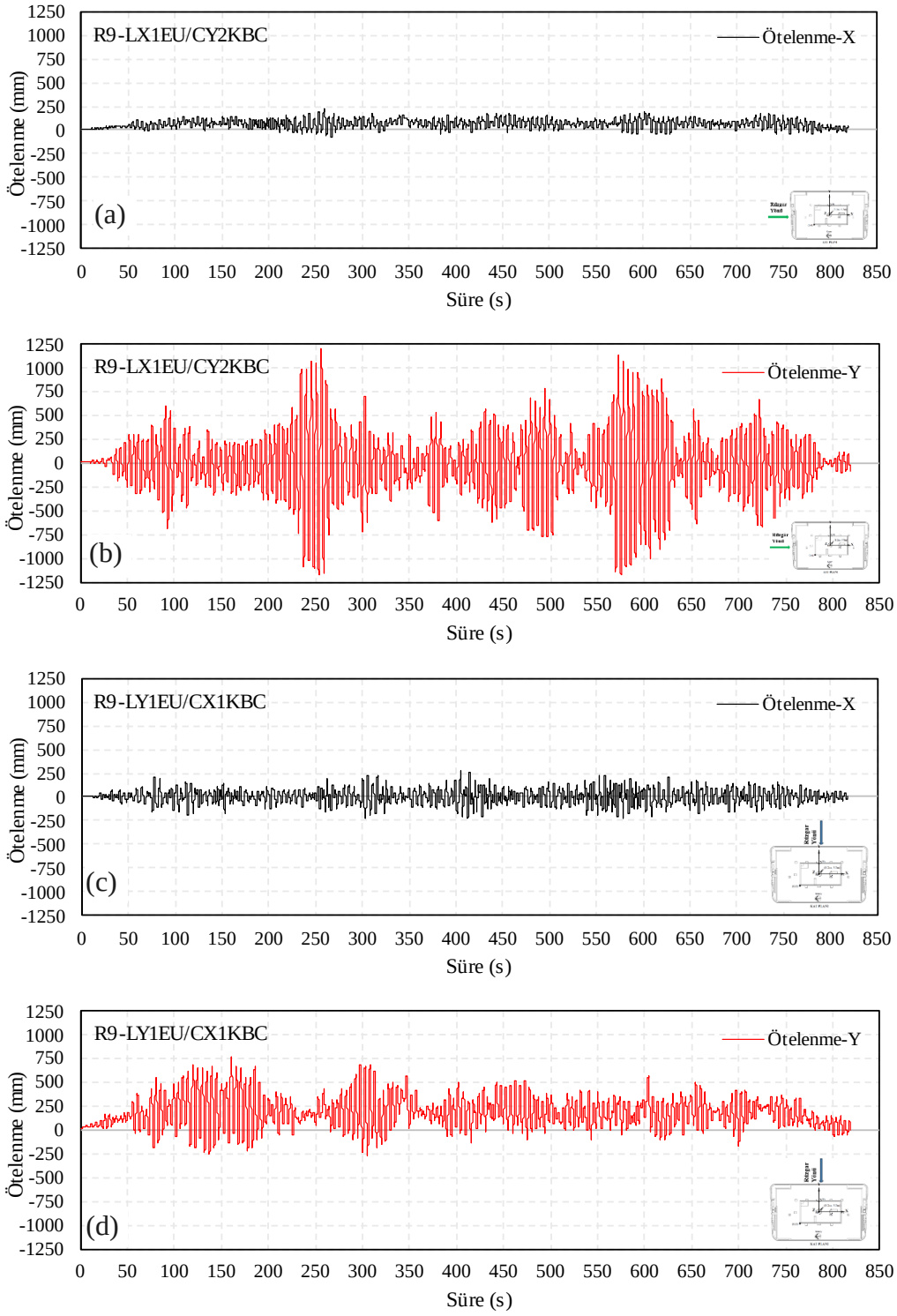
*GEK: Gevrek Eleman Kontrolü (Kesme)

4.4.4 Yerdeğiştirme taleplerinin değerlendirilmesi

Yerdeğiştirme talepleri tasarımın her iki aşaması için de yeterli performansa sahip olup olmadığımızı gösteren bir parametredir. Gerek dayanım esaslı ve/veya şekildeğiştirme esaslı tasarımın gerekse kullanılabilirlik sınır durumu açısından tasarımın uygunluk denetimi yerdeğiştirme talepleri üzerinden yapılmaktadır. Bu nedenle yerdeğiştirme talepleri hem taşıyıcı sistem hem de yapısal olmayan elemanların tasarım ve uygunluk denetimleri açısından en önemli parametrelerin başında gelmektedir. Taşıyıcı sistemin performans düzeyleri için Çizelge 3.7, ötelenmesi için ise Çizelge 3.8'de önerilen hasar limitleri esas alınarak bu başlık altında değerlendirmeler yapılacaktır.

Bu değerlendirmelere geçmeden önce en kritik RDP serilerinde birisi için elde edilen yerdeğiştirme taleplerinin zamanla değişimleri Şekil 4.52'de sunulmaktadır. Bu şekilde rüzgâr doğrultusundaki yerdeğiştirme zaman değişimlerinin (Şekil 4.52 a ve d) karakterleri ile rüzgâra dik doğrultudaki (Şekil 4.52 b ve c) yerdeğiştirme zaman değişimlerinin karakterleri arasındaki farklılık açıkça görülmektedir. Rüzgâra dik doğrultudaki değişimde tam bir salınım karakteri görünmekte iken bu başlığa kadar vurgulanan dinamik bileşenin etkisi net şekilde ortaya çıkmaktadır. Rüzgâr doğrultusu için ise bu dinamik karakterden ziyade zorlanmanın şiddetinin rüzgâr doğrultusuna paralel bir şekilde bir doğrultuda sürekli olarak artan ve azalan bir karakterde gerçekleştiği açıkça görülebilmektedir. Diğer taraftan her ne kadar doğrultuya bağlı yapısal rijitlik ve dinamik karakteristiğin etkisinin de hesaba katılması gerekse de, doğrudan yerdeğiştirme genlikleri üzerinden yapılacak karşılaştırmada en büyük yerdeğiştirme taleplerinin dinamik bileşenin de katkısıyla rüzgârın kısa kenar doğrultusuna dik uygulandığı durumda uzun kenarına dik doğrultuda (Şekil 4.52b) gerçekleştiği ve bu talebin de aldığı değerler açısından rüzgâr doğrultusuna göre yaklaşık 6 kat daha büyük gerçekleştiği görülmektedir. Diğer taraftan benzer karakterde olmasa da bu düzeyde dönüş periyodu için rüzgâr doğrultusunun uzun kenara dik etkimesi durumunda kayda değer yerdeğiştirme tepkileri doğmaktadır. Burada dikkat çekilmesi gereken bir diğer husus da X doğrultusu için bu doğrultuda rüzgârın etkimesi durumunda ortaya çıkan en büyük yerdeğiştirmenin bu doğrultunun rüzgâra dik olması durumundaki tepkiden dikkate değer ölçüde düşük (%16) gerçekleşmesidir (Şekil 4.52 a ve c). Bu

oranlar bu örneğin dışındaki farklı spektrumlar kullanılarak gerçekleştirilen analizlerde daha da yüksek mertebelere ulaşabilmektedir.

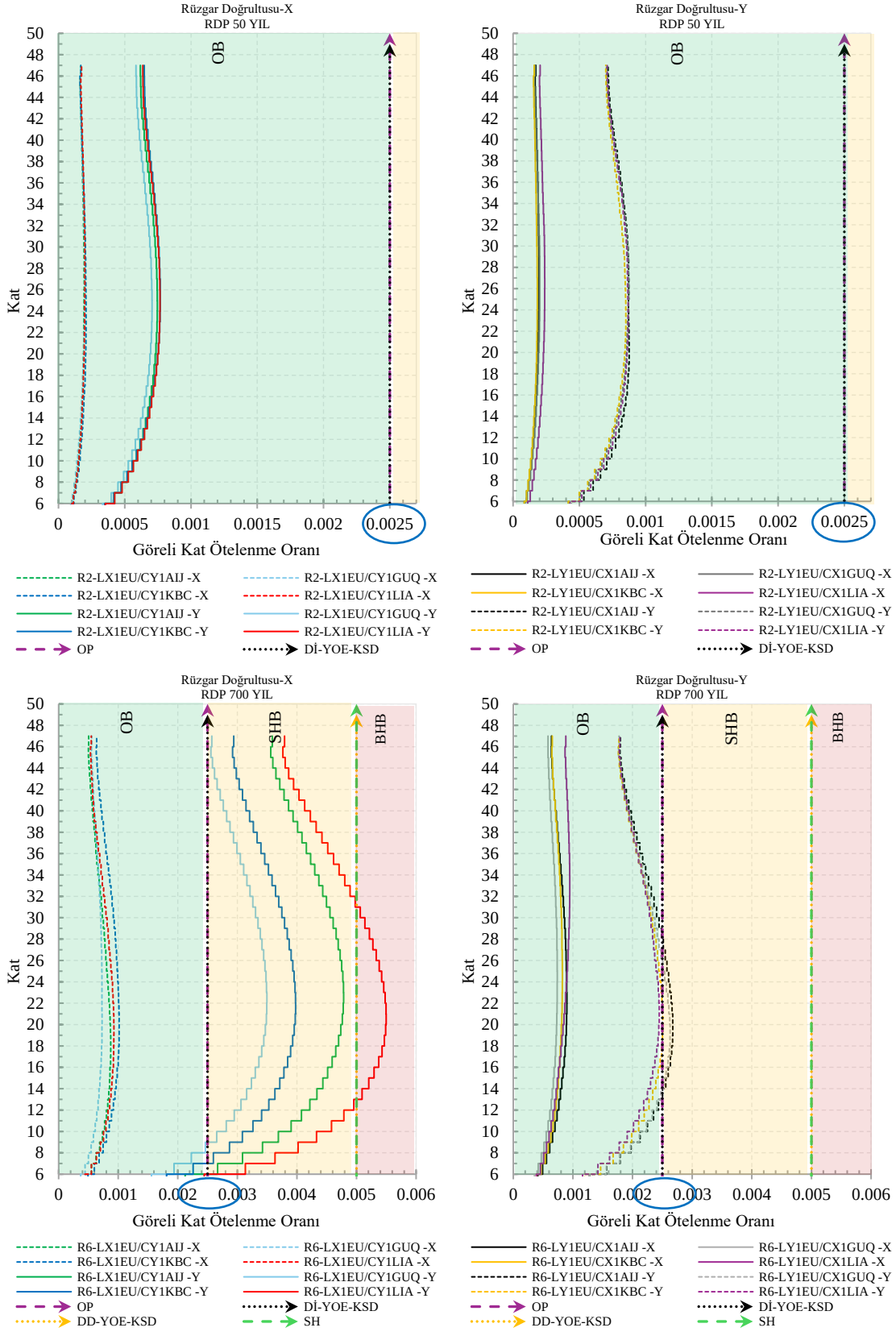


Şekil 4.52. RDP 10000 yıl R9-LX1EU/CY2KBC (a, b) ve R9-LY1EU/CX1KBC (c, d) analiz serileri için tepe ötelenmelerinin zamanla değişimleri

Şekil 4.53-54'te her bir RDP'deki analizler için iki doğrultuda oluşan maksimum göreli kat ötelemeleri verilmektedir. Tüm dönüş periyotları için genel karakter olarak 8 adet analizin sonuçlarının birbirine göre dörtlü iki grup halinde farklı iki bölgede yığıldıkları söylenebilir. Daha az yerdeğiştirme tepkilerinin olduğu ilk dörtlü grubun rüzgâr yönünden bağımsız bir şekilde taşıyıcı sistem rijitliğin yüksek olduğu X doğrultusunda elde edilen sonuçlar olduğu, yüksek deplasmanın elde edildiği diğer dörtlü grubun ise rüzgâr yönünden bağımsız bir şekilde zayıf olan Y doğrultusundaki sonuçlar ile oluştuğu görülmektedir. Ancak Y doğrultusundaki bu en büyük göreli kat ötelenmelerinin tüm RDP'ler için de rüzgâr yönüne (esme doğrusuna) dik analiz sonuçlarından elde edildiğini vurgulamak burada uygun olacaktır.

Genel kısaltmalardan farklı yapısal olmayan sınırların ifadesi için bir kısaltma seti daha burada kullanılmaktadır. Bu kısaltmada Dİ: düzlem içini, DD: düzlem dışını, YOE: yapısal olmayan elemanı ve KSD ise kullanılabilirlik sınır durumunu tarif etmektedir. Analiz serileri ve yapısal elemanlar için tarif edilen performans düzeyleri ile performans bölgeleri için ise diğer bölümlerde kullanılan kısaltmalar aynı şekilde burada da kullanılmaktadır. Tüm sonuçların bir arada değerlendirilebilmesi ve tekrara girilmemesi açısından tüm sınırlar aynı grafik üzerinde işaretlenerek sunulmaktadır. Bu durumda OP operasyonel performans sınırı ile düzlemi içi kullanılabilirlik sınır durumu (Dİ-YOE-KSD) üst üste düşmekte, SH sınırlı hasar performans düzeyi ile düzlem dışı kullanılabilirlik sınır durumu (DD-YOE-KSD) çakışmaktadır.

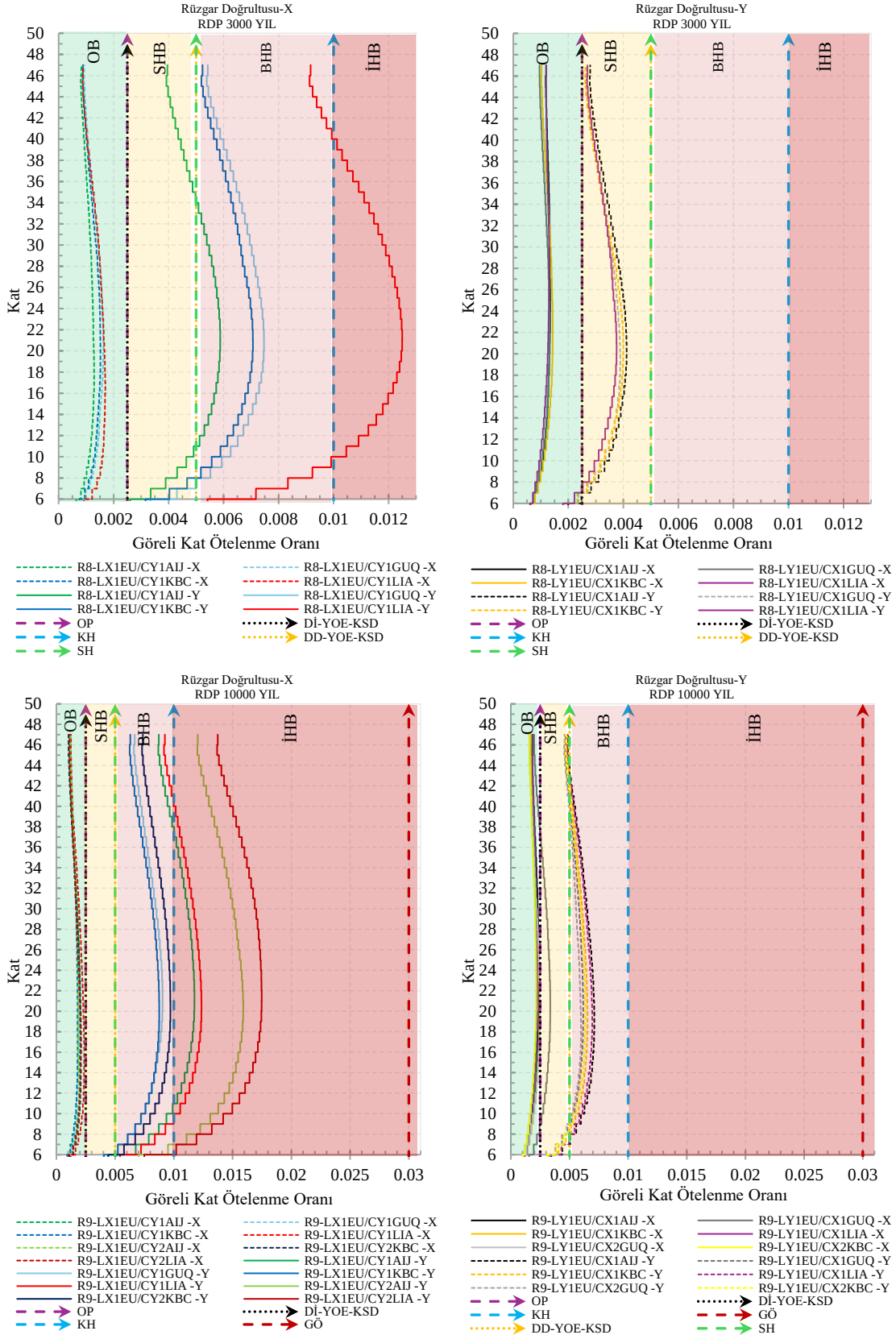
Yapısal hasarlar için performans düzeyleri kontrol edildiğinde; enerji, taban reaksiyon ve yapısal eleman talepleri bahislerinin tartışıldığı diğer başlıklarda olduğu gibi burada da RDP 50 için taleplerin OP performans sınırın altında, diğer bir ifade ile kesintisiz kullanım ya da elastik davranışa karşılık bir düzeyde olduğu görülmektedir. Söz konusu bu kesintisiz kullanım ya da operasyonel performans bölgesi için hedeflenen, göreli ötelenme taleplerinin 0.0025 olarak belirlenen maksimum ötelenme oranı limitinin altında kalmasıdır. Benzer şekilde bu düzeyin altında yapısal olmayan birçok eleman tipinin de hasar görmeyeceği düşünüldüğünde tam manasıyla operasyonel bir performans ya da kesintisiz kullanım gerçekleşmiş olacaktır.



Şekil 4.53. RDP 50 ve 700 yılı için hesaplanan kat ötelenme oranlarının önerilen limitlere göre değerlendirilmesi ve olası hasar bölgeleri

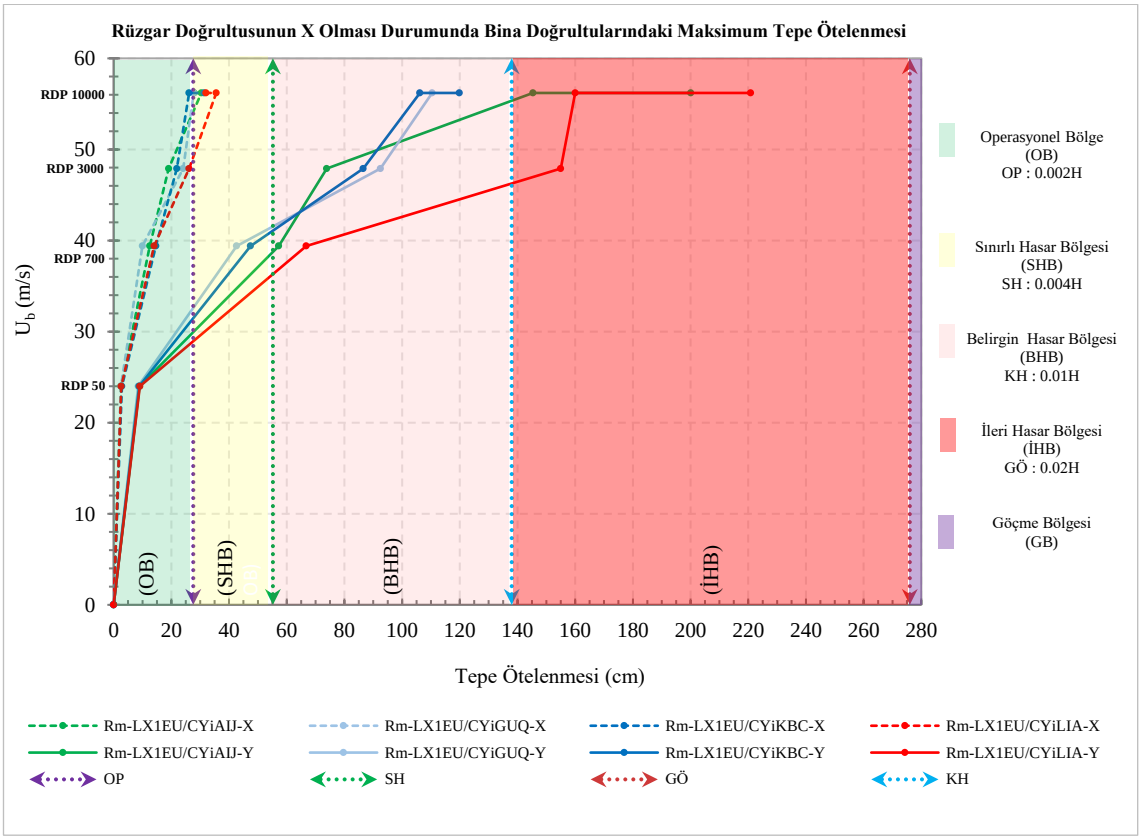
RDP 700 yıllık rüzgâr için yapılan analizlere ait sonuçlar irdelendiğinde, rüzgâra dik doğrultudaki kuvvetlerin yapının uzun kenar yüzeyine etkimesi durumunda elde edilen göreli kat ötelemelerin hemen hepsinin tüm katlarda sınırlı hasar bölgesinde olduğu yalnızca bir analiz seti için SH performans düzeyinin aşılarak belirgin hasar bölgesine geçen önemli sayıda kat olduğu görülmektedir. Burada RDP 700 için beklenen SH performans düzeyi sağlanmış olmakla birlikte yapısal olmayan elemanlar için bu sınırın aşılıyor olması düzlem içi yapısal olmayan elemanlarda ve özellikle de bölme duvarlarda hasar potansiyelini arttırmaktadır. Rüzgârın uzun kenarın normali doğrultusunda uygulanması durumunda da bu sınırın aşılabileceği sonuçlardan anlaşıldığından yapısal olmayan hasarların rahatsız edici düzeyde kullanılabilir sınır durumu açısından problem doğurma potansiyeli ve rüzgâr sonrası önemli mertebede onarım ihtiyacı açıktır. Ayrıca RDP 700 ve daha ileri dönüş periyotlu rüzgârlar için asansörler rüzgâr süresince muhtemelen geçici olarak hizmet dışı kalacaktır.

Şekil 4.54'te sunulan 3000 ve 10000 yıllık RDP'ler için göreli kat ötelenmeleri açısından, hasar sınırları açıkça zorlanır duruma gelmektedir. 3000 yıllık analiz setlerinde rüzgâra dik doğrultunun Y olması durumunda elde edilen göreli kat ötelemelerinin hemen tüm katlarda belirgin hasar bölgesine geçtiği, bir analiz seti için ise önemli sayıda kat için KH performans düzeyi aşılarak ileri hasar bölgesinde geçildiği görülmektedir. Bu düzeyde bir dönüş periyodu için beklenen göreli kat ötelemesi açısından KH performans düzeyinin aşılmamasıdır ki, analizlerde bunun aşılmasının yanında yapısal olmayan hasarların düzlem içinde oldukça yoğun ve güvenliği tehdit eder düzeyde gerçekleşebileceği anlaşılmaktadır. Diğer taraftan düzlem dışı hasarlar açısından da yine öngörülen sınırların aşıldığı, bu nedenle görsel olarak hasarların her iki doğrultu içinde onarım ya da yeniden inşa limitinde bir hasar sınırında gerçekleşeceği öngörülebilir. 10000 yıllık dönüş periyodu için gerçekleştirilen analizlerin sonucunda, diğer karşılaştırmalara benzer şekilde, yine rüzgârın X doğrultusunda dikkate alınması durumunda, dik doğrultuda (Y) meydana gelen tepkilerin kritik hasar düzeylerini işaret ettiği görülmektedir. RDP 10000 yıl dönüş periyoduna göre yapılan 13 analizin dokuzunda göreli kat ötelemelerinin KH performans sınırının altında kalarak 'belirgin hasar' bölgesinde yer aldığı, dördünde ise KH sınırının aşılarak 'ileri hasar' bölgesine geçildiği görülmektedir. Gerek yapısal gerekse yapısal olmayan elemanlar için önemli düzeyde hasarı işaret eden bu düzeyler için her ne kadar ön görülen performans sınırı sağlanıyor olsa da yapının tekrar kullanımının önemli çabalar gerektireceği veyahut mümkün olamayabileceği göz önüne alınmalıdır.

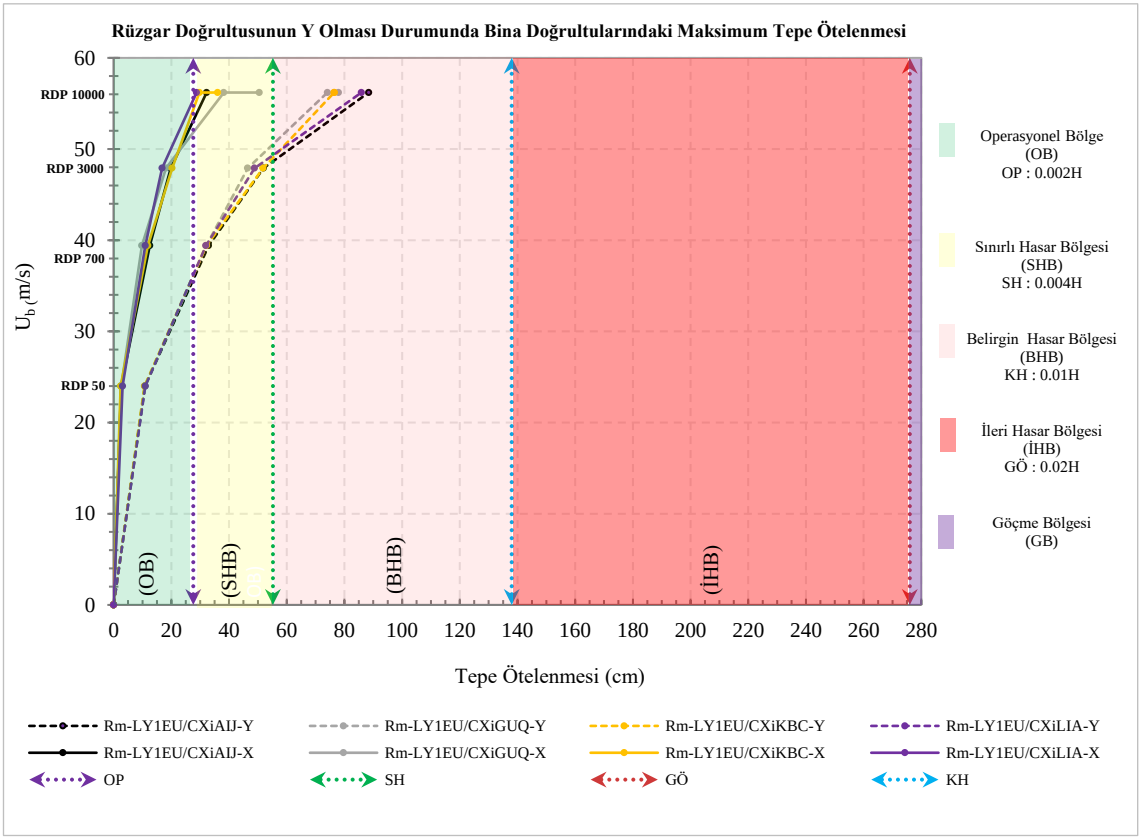


Şekil 4.54. RDP 3000 ve 10000 yılı için hesaplanan kat ötelenme oranlarının önerilen limitlere göre değerlendirilmesi ve olası hasar bölgeleri

Daha önce de ifade edildiği üzere bu çalışmada dikkate alınan bölge için rüzgâr hızları ülkemizdeki metropollerin ortalamasının altındadır, ancak burada tasarlanan yapı sistemi gerek geometrik olarak gerekse taşıyıcı sistem olarak stoğun önemli bir kısmını temsil eder niteliktedir. Buradan hareketle söz konusu yapı için elde edilen yerdeğiştirme tepkilerine karşılık gelen rüzgâr hızları ve bu düzeyde tepe yerdeğiştirmesinin işaret ettiği hasar düzeyleri her iki doğrultuda dört farklı RDP seviyesinde 8 farklı analiz serisi için gerçekleştirilen toplamda 8x4x2 analiz sonucu kullanılarak (RDP 10000 yıl için +5 analiz) Şekil 4.55 ve 4.56'da sunulmaktadır. Bu şekiller de açıkça tespit edilebileceği üzere rüzgârın kısa kenar doğrultusunda uygulanması durumunda (Y) ve diğer doğrultuda (X) uygulanması durumunda her iki yöndeki tepe yerdeğiştirmesi reaksiyonları ile rüzgâr hızları arasında benzer bir eğilim yakalanabildiği ancak rüzgar uzun kenar doğrultusunda uygulandığında (X), kısa kenar doğrultusundaki (Y) yerdeğiştirme tepkilerinin ve bunlara bağlı hasarların öngörülen sınırları aşmasa da oldukça kritik düzeylere ulaşabildiği görülebilmektedir.

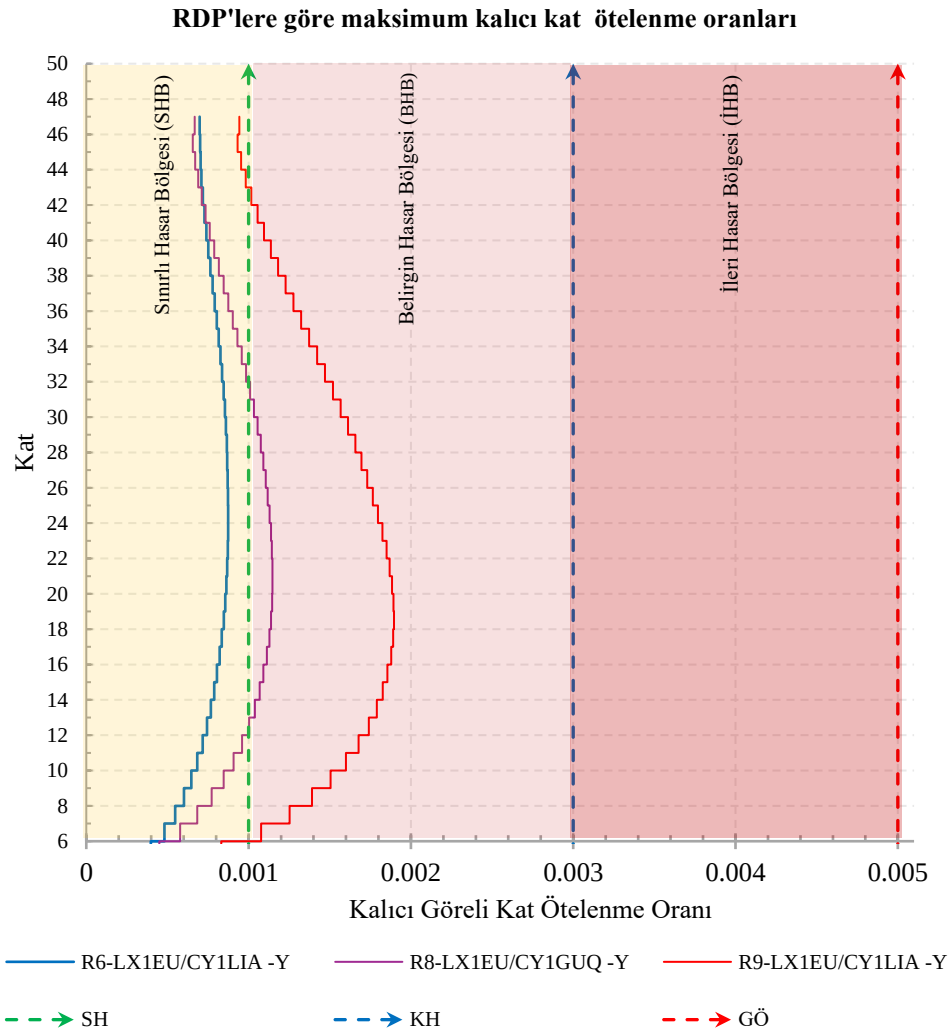


Şekil 4.55. X doğrultusu rüzgâr zorlaması için tepe deplasmanın temel rüzgâr hızı ile değişimi ve karşılık gelen hasar düzeyleri



Şekil 4.56. Y doğrultusu rüzgâr zorlaması için tepe deplasmanın temel rüzgâr hızı ile değişimi ve karşılık gelen hasar düzeyleri

Yerdeğiştirme tepkilerinin değerlendirilmesinde göreli kat ötelemeleri kadar olmasa da değerlendirme konusu edilen ve hasar sınırları ya da kullanılabilirlik sınır durumu açısından kriter olarak kullanılan bir diğer parametre de kalıcı göreli kat ötelenme oranıdır. Kalıcı ötelenme oranlarının gerçek manada tespiti için çok daha kompleks malzeme modelleri ile daha detaylı matematik modellerine ihtiyaç duyulur. Bu sayede yakınsama problemleri en aza indirilerek ve toplam hata oranı düşürülerek, kalıcı deplasmanlar ve bunlara bağlı elde edilen göreli kat ötelenmeleri doğru bir şekilde hesaplanabilir. Bu çalışmada kullanılan matematik model ve analiz yönteminin zaman adımları düşünüldüğünde her ne kadar hata miktarını bu düzeye düşürmek mümkün olmasa da burada gerçekleştirilen analizlerden her bir dönüş periyodu için elde edilen en büyük kalıcı deplasmana bağlı göreli kat ötelenmeleri Şekil 4.57'de sunulmaktadır. Buradaki değerlendirmeden işaret edilen hasar düzeylerinin göreli kat ötelenmelerine göre daha düşük düzeyleri işaret ettiği ve dolayısıyla hiçbir RDP için öngörülen sınır durumun aşılmadığı rahatlıkla görülmektedir.



Şekil 4.57. Farklı RDP'ler için maksimum kalıcı kat ötelenme oranlarının önerilen hasar limitlerine göre kontrolü

Performans düzeyinin kontrol edilmesi için yerdeğiştirme talepleri açısından yapılan tüm bu değerlendirmelerin bir matrisi Çizelge 4.9'da sunulmaktadır. Buna göre farklı dönüş periyotları için hangi düzeyde hasarın yoğun şekilde oluştuğu, ön görülen sınırların aşılıp aşılmadığı matristen rahatlıkla tespit edilebilmektedir. Buna göre RDP 50 ve 10000 yıl için ön görülen performans düzeylerinin sağlandığı ancak RDP 700 ve 3000 için bir ya da iki analiz setine göre sınırların aşıldığı görülmektedir. Ancak yukarıda da ifade edildiği üzere sınırların diğer analiz serilerinde sağlanıyor olması hasarın düzeyini azaltmakla birlikte, yapısal hasarlar açısından daha düşük düzeyde bir hasara işaret etmektedir. Diğer

taraftan yapısal olmayan hasar açısından ise bu dönüş periyotları için kritik bir seviyede hasar gerçekleşmektedir.

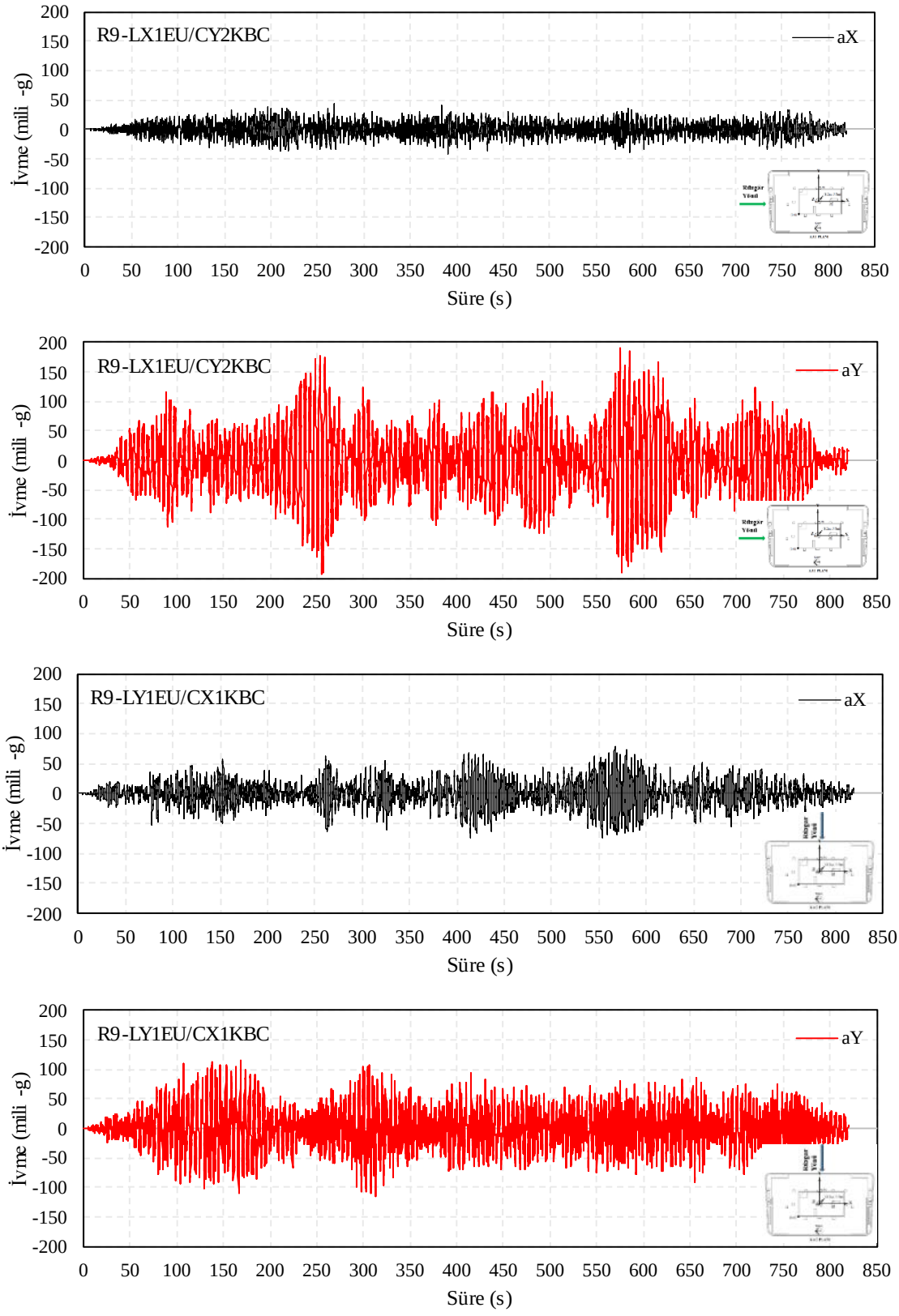
Burada ifade edilmesi gereken bir husus da Çizelge 3.8'de önerilen göreli kat ötelenmesi ve tepe ötelenmesi limitlerine göre yapılan iki değerlendirmede Çizelge 4.9'da verilen performans sonuçlarının birbirleriyle tutarlı olmasıdır.

Çizelge 4.9. Analiz serilerinin ötelenme performansları

RDP	Analiz Serisi	Göreli Kat Ötelenmesi				Tepe Ötelenmesi			
		OP	SH	KH	GÖ	OP	SH	KH	GÖ
RDP 50 Yıl	R2-LX1EU/CY1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LX1EU/CY1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1AIJ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1GUQ	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1KBC	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R2-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
RDP 700 Yıl	R6-LX1EU/CY1AIJ	✗	✓	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1GUQ	✗	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1KBC	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R6-LX1EU/CY1LIA	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1AIJ	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1GUQ	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1KBC	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R6-LY1EU/CX1LIA	✓	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
RDP 3000 Yıl	R8-LX1EU/CY1AIJ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R8-LX1EU/CY1GUQ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R8-LX1EU/CY1KBC	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R8-LX1EU/CY1LIA	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✓
	R8-LY1EU/CX1AIJ	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R8-LY1EU/CX1GUQ	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R8-LY1EU/CX1KBC	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
	R8-LY1EU/CX1LIA	✗	✓	✓	✓	✗	✓	✓	✓
RDP 10000 Yıl	R9-LX1EU/CY1AIJ	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✓
	R9-LX1EU/CY1GUQ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LX1EU/CY1KBC	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LX1EU/CY1LIA	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✓
	R9-LX1EU/CY2AIJ	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✓
	R9-LX1EU/CY2KBC	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LX1EU/CY2LIA	✗	✗	✗	✓	✗	✗	✗	✓
	R9-LY1EU/CX1AIJ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LY1EU/CX1GUQ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LY1EU/CX1KBC	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LY1EU/CX1LIA	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LY1EU/CX2GUQ	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓
	R9-LY1EU/CX2KBC	✗	✗	✓	✓	✗	✗	✓	✓

4.4.5 Rüzgâr dönüş periyotlarına göre konfor değerlendirmesi

Taşıyıcı sistem ve yapısal olmayan elemanların davranışı, elemanların talep-kapasite (D/C) oranları ve yerdeğiştirme talepleri önceki bölümlerde detaylı olarak değerlendirilmiştir. Ancak yüksek yapılarda dikkate alınması gereken bir diğer önemli konu, kullanıcı konforudur. Yapısal güvenlik ve dayanım odaklı mühendislik kriterlerinden farklı olarak, kullanıcı konforu doğrudan bina içinde yaşayan veya çalışan bireylerin algısına ve fizyolojik tepkilerine bağlıdır. Bu bağlamda, yüksek yapılarda konforun temel değerlendirme kriteri, binada oluşan ivme değerleridir. Özellikle rüzgâr yükleri veya çevresel etkiler altında yapı tepkisi incelenirken, kullanıcı konforunun da dikkate alınması yapı kabul kriterlerinin önemli bir hususdur. Konfor değerlendirmelerinde genellikle çatı (tepe noktası) ivmeleri esas alınsa da binanın dinamik özellikleri, mod şekilleri ve rüzgâr yüklerinin etkisi doğrultusunda farklı kat seviyelerinde de kontrol yapılması gerekebilir. Özellikle rüzgâr hızının artmasıyla birlikte, bina kesiti ve aerodinamik özelliklerine bağlı olarak rüzgâr doğrultusunda oluşan ivmeler ile vorteks kaynaklı salınımlar önemli farklılıklar gösterebilir. Vorteks uyarımıyla ortaya çıkan tepe ivmeleri, belirli eşik değerleri aştığında kullanıcılar için ciddi rahatsızlık hissi yaratabilir. Bu durumun mühendislik açısından iki temel sonucu bulunmaktadır. İlk olarak oluşan maksimum tepe ivmesinin kullanıcılar tarafından doğrudan algılanabilir olması kullanılabilirlik sınır durumu açısından güvensizlik hissi doğururken; diğer taraftan ivmelerin belirli süreler boyunca yinelenmesi insan vücudu üzerinde fizyolojik ve psikolojik etkiler oluşturarak yorgunluk, baş dönmesi, dengesizlik hissi, mide bulantısı gibi problemlere yol açabilir. Dolayısıyla, yüksek yapıların tasarımında yalnızca yapısal güvenlik açısından değil, kullanıcı konforunu sağlamak için de kapsamlı bir değerlendirme süreci gerektirir. Bu nedenle çalışmada yüksek rüzgâr hızındaki davranışı anlayabilmek için RDP 10000 yıl için R9-LXEU1/CY2KBC ve R9-LY1EU/CX1KBC analiz serilerinin rüzgâr doğrultusu ve vorteks kaynaklı ivmelerin zamanla değişimi Şekil 4.58'de karşılaştırmalı olarak sunulmaktadır.



Şekil 4.58. Rüzgâr doğrultusu-X|Y olması durumunda RDP 10000 yıla göre R9-LX1EU/CY2KBC ve R9-LY1EU/CX1KBC analiz serileri için tepe ivmeleri (46. Kat)

Şekil 4.58'de verilen R9-LXEU1/CY2KBC analizde vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultudaki tepe ivmesi (a_Y) aynı analiz serisi içerisindeki rüzgâr doğrultusunda oluşan tepe ivmesi (a_X)'in 4.4 katına ve rüzgârın uzun kenarın normali olarak etkimesi durumundaki R9-LY1EU/CX1KBC analizde oluşan tepe ivmesi (a_Y)'in 1.65 katına kadar ulaşmaktadır. Uzun kenarın normali olarak oluşan rüzgâr doğrultusundaki tepe ivmesi (a_Y=116.5 mili-g) kullanıcılar için dayanılmaz bir seviyedir ve müdahale gerektirir. Benzer şekilde rüzgâra dik doğrultudaki vorteks kaynaklı tepe ivmesi (a_Y=191.4 mili-g) ise tolere edilebilecek içme düzeylerinin çok üzerindedir ve insanlar için güvenlik tehlikesinin olduğu mertebelere işarete eder. Benzer şekilde kısa kenar normali doğrultusunda rüzgârın esmesi durumunda a_X ise rüzgâr doğrultusu olarak 43.6 mili-g, vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultu olarak a_X=78.1 mili-g değerlerine ulaşmıştır. Dahası yapılan analizlerde bu değerlere yakın ivmeler rüzgâr süresi boyunca yapıda oluşmaktadır ki asıl problemli olan konfor açısından bu ivmelerin sürekli olarak hissediliyor olmasıdır. a_X tepe ivmeleri a_Y'ye nazaran küçük değere sahip gibi görünse de, bu durumda insanların yürüyememesine ve mide bulantısı hissetmelerine sebep olacaktır. Bu kapsamda rüzgâr kaynaklı oluşan ivmelerin etkilerini değerlendirirken, depremde kısa süreliğine oluşan maksimum ivmelerin insanda bırakacağı etkilerden ayırmak gerekir.

Çalışma kapsamında diğer analiz serileri için de bu etkileri oluşumu genel bir grafikte gösterilmek istenmiştir. Bu motivasyonla; farklı analiz serilerinden elde edilen sonuçlara göre rüzgâr esme doğrultusunun X|Y olması durumunda her bir doğrultu ve bileşke tepe ivme değerleri (a_X, a_Y ve a_T), her bir RDP'de kullanılan temel rüzgâr hızlarına (U_b) karşılık gelecek şekilde Şekil 4.59'da verilmiştir. Bu grafikler, okuyucuya kullanılan yapının tepe ivmesi ve etkisi hakkında birçok yorum yapabilme imkânı sunmaktadır. Bunlardan bazıları:

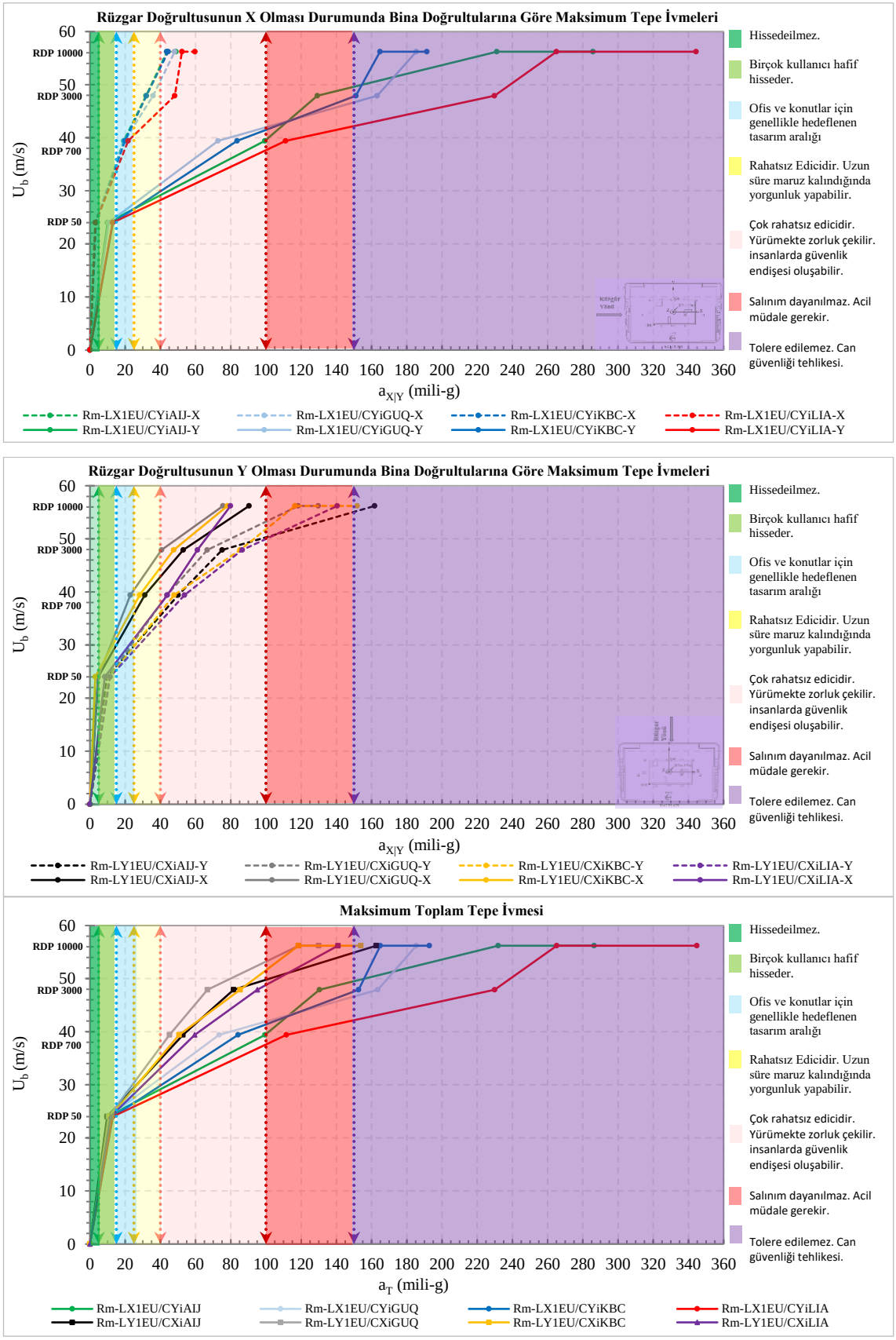
- Rüzgâr doğrultusunun X|Y olması durumda yapı doğrultularında oluşacak tepe ivmelerindeki değişim (Rüzgâr doğrultusu ve vorteks kaynaklı oluşan tepe ivmeleri)
- Farklı rüzgâr spektrumlarının tepe ivmesine etkisi
- Farklı temel rüzgâr hızları için tepe ivmesinin yaklaşık tahmini
- Kullanıcılarda oluşabilecek konfor parametreleri

Şekil 4.59'a göre rüzgâr doğrultusunun Y olması durumda yapının kısa ve uzun kenar doğrultularında oluşan tepe ivmeleri ve farklı spektrumlarla oluşturulan analiz seri sonuçları nispeten birbirlerine yakın olduğu görülmektedir. Diğer yandan rüzgâr doğrultusunun X olması durumda yapının kısa ve uzun kenar doğrultularında oluşan ivmeler temel rüzgâr hızı arttıkça birbirlerinden keskin bir şekilde ayrılmaktadır. Uzun kenarın normali olarak etkiyen vorteks kaynaklı rüzgâr yükleri rüzgâr doğrultusuna göre çok daha büyük ivme değerlere ulaşmaktadır. Ayrıca dinamik etkinin büyük olmasından dolayı farklı ya da aynı spektrumlar ile oluşturulan analiz serisi sonuçları da birbirinden farklı değerlere sahip olabilmektedir.

RDP 50 yıla kadar rüzgârın her iki doğrultudan gelmesi için de bu yapıda kullanıcıların oluşan tepe ivmesini kabul edilebilir düzeyde hissedeceği anlaşılmaktadır. Elde edilen değerler ofis ve konutlar için genellikle hedeflenen tasarım aralığının (RDP 10 yıl için 15-25 mili-g) altında kalmıştır. Ancak RDP 700 yıl (U_b=39.4 m/s) için rüzgâr doğrultusunun X|Y olması durumda oluşan ivmeler çok rahatsız edici, yürümekte zorluk çekilen, insanlarda güvenlik endişesi oluşan bir seviyededir. Şekil 4.59'a göre uzun kenarın normalinde vorteks kaynaklı oluşan yüklerin etkisinde, kullanıcılar için bu hislerin oluşmaya başlaması ortalama U_b=28 m/s'ye karşılık gelmektedir. Bölüm 4.4.1 incelendiğinde bu temel rüzgâr hızı RDP 100 yıla karşılık gelmektedir. Bu tür rüzgârlara da yapının maruz kalma olasılığı oldukça muhtemeldir.

Rüzgâr doğrultusunun Y olması durumda RDP 3000 yıla (U_b=47.9 m/s) kadar kullanıcılar şiddeti artmasına rağmen RDP 700 yıllık rüzgârlar ile benzer hisleri yaşarlar. Temel rüzgâr hızı U_b=50 m/s'den daha yüksek ise salınım dayanılmaz hale gelmektedir. Rüzgâr hızı RDP 1000 yıla ulaştığında ise bazı spektrumlarla oluşturulan analiz serileri için hesaplanan ivme tepkisi tolere edilemez ve güvenliğini tehlikeye atacak seviyelere ulaşmaktadır.

Rüzgâr doğrultusunun X olması durumda ise kullanıcılar bu hisleri çok daha düşük temel rüzgâr hızlarında vorteks kaynaklı yüklerden yaşayacaklardır. Temel rüzgâr hızı U_b=40-42 m/s'den sonra ise salınım dayanılmaz hale gelmekte ve acil müdahale gerektirecek mertebelere ulaşmaktadır. Bu temel rüzgâr hızı da ortalama 700 ile 1000 yıl arasındaki RDP'lere karşılık gelmektedir.



Şekil 4.59. Temel rüzgâr hızlarına göre tepe ivmelerinin değerlendirilmesi

5 SONUÇLAR

Son yıllarda şiddetli rüzgâr yükü altında elastik olmayan davranışa izin veren ve zaman tanım alanında değerlendirmeye imkân tanıyan performansa dayalı rüzgâr tasarımı (PBWD) fikri, ilk defa yüksek binaların tasarımı için ortaya atılmıştır. Gerçekte dinamik bir yük olan rüzgâr için bu değerlendirme fikri geç kalınmış ve hala uygulanmasında cevaplanması gerekli birçok belirsizliğe sahip bir yöntemdir. Birçok standart ve kod, dikkate alınan dönüş periyodu nedeniyle halen yapının sadece doğrusal davranışı için eşdeğer statik rüzgâr hesabı yaklaşımları sunmaktadır. Ancak daha büyük dönüş periyotlarında rüzgâr yüklemesinin davranış üzerindeki etkisini dikkate almanın gerekliliği açıktır. Bu nedenle PBWD'nin gerçekleştirilebilmesi için yapı modeline etkitilecek zaman tanımlı rüzgâr kuvvetlerinin belirlenebilmesi, modelleme/analiz prosedürleri, performans seviyelerinin ve sonuçların değerlendirilmesi için yaklaşım ve metotların geliştirilmesi ve literatüre kazandırılması kaçınılmazdır. Ancak bu sayede, PBWD'nin birçok standart ve kodlara hesap yöntemi olarak girebilmesi ve yapı mühendislerinin analiz için tercih etmelerine imkân tanınmış olunabilir. Elbette ki ASCE (PBWD, 2023) gibi çok az sayıda doküman literatüre kazandırılmaya başlansa da bu dokümanlar zamana bağlı rüzgâr kuvvetleri için doğrudan rüzgâr tüneli test verilerine yönlendirmektedir. Ancak bu testler oldukça maliyetli ve yaygın olarak tercih edilen HFFB testi, sonuçların elde edilebilmesi için bazı idealleştirmelere ve kabullere başvurmaktadır. Diğer yandan gerçek yapı üzerinden alınan rüzgâr kayıtları dışında üretilebilecek rüzgâr basınç veya hızları, depremde de olduğu gibi gerçekleşmemiş bir olayın ancak yapılan kabullere ve gerçekleşme olasılığı tahminine dayalıdır. Bu durumda ister rüzgâr tüneli test çözümü olsun ister yapay bir kayıt üretimi olsun belirli bir hata oranı içermesi kaçınılmazdır.

Yukarıda ifade edilmeye çalışılan literatürde ve dolayısıyla yapısal analizdeki eksikler ya da davranışı daha iyi anlama çabası bu çalışmaya esin kaynağı olmuştur. Bu bağlamda PBWD için farklı RDP'lerdeki rüzgâr hızı ve yüklerinin belirlenmesinden, analiz modeline uygulanmasına ve analiz sonucunda belirlenen limitlere göre yapının değerlendirilmesine kadar bilgiyi içeren yeni bir prosedür önerilmiştir.

Öncellikle farklı dönüş periyotlarına göre bölgeye özel temel rüzgâr hızlarının belirlenmesi için bir çalışma gerçekleştirilmiştir. Daha sonra ise örnek bir yapı (zemin kotuna göre yükseklik ~141.2 m) için hazırlanan program kullanılarak spektruma dayalı ve yüksekliğe bağlı zaman tanımlı rüzgâr hız ve kuvvetleri hesaplanmıştır. RDP 50 yıllık olası rüzgâr için hesaplanan kuvvetlere dayalı zamana bağlı PBWD analizleri örnek yapı üzerinde gerçekleştirilmiş ve rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla karşılaştırılmıştır. Bu sayede önerilen prosedürün rüzgâr tüneli testi ile doğrulanması hedeflenmiştir. Çalışmanın devamında RDP 700, 3000 ve 10000 yıl için PBWD analizleri gerçekleştirilerek SH, KH ve GÖ performans düzeyleri değerlendirilmiştir. Analizlerde rüzgâr doğrultusunun yapının uzun ya da kısa kenarına dik olması koşulları dikkate alınmıştır. Yapılan çalışmaların neticesinde elde edilen sonuçlar takip eden paragraflarda özetlenmektedir.

Rüzgâr mühendisleri, doğrusal davranışın değerlendirilebilmesi (OP performans düzeyi) için gerekli temel rüzgâr hızını 50 yıllık dönüş periyodu olarak önermektedirler. Ancak kimi durumlarda yüksek yapıların farklı performans düzeylerinde doğrusal olmayan davranışını (PBWD) değerlendirmek ve kontrolleri sağlamak gerekir. Bu kontroller ve yapı davranışını ileri performans düzeylerine göre değerlendirebilmek maksadıyla, daha yüksek dönüş periyotlarında oluşabilecek temel rüzgâr hızlarına ihtiyaç vardır. Türkiye'de temel rüzgâr hızı için bir rüzgâr atlası ya da literatüre kazandırılan detaylı bir çalışma yoktur. Sadece Umut (2014), yaptığı tez çalışmasında 50 yıllık dönüş periyotuna sahip rüzgârlar için Türkiye'deki temel rüzgârını hızları belirlemiştir. Bu kapsamda bu çalışmada BM-GEV Metoduna göre farklı dönüş periyotlarına göre Ankara için belirlenen temel rüzgâr hızları Türkiye'deki bu eksikliğin giderilmesi için önemli bir adım niteliğindedir. NBCC (2020) ve BM-GEV Metodu bulgularının karşılaştırılmasının sonucunda ise bir bölgenin farklı dönüş periyotlarının temel rüzgâr hesabı için sadece 50 ve 10 yıllık dönüş periyotlu değerlerin bilinmesinin yeterli olmadığı ve bölge özgü detaylı araştırma yapılmasının kaçınılmaz olduğu anlaşılmaktadır. Burada ülkemizdeki bu eksikliğin giderilmesinin gerekliliği açık olduğunu ifade etmek uygun olacaktır.

Çalışma kapsamında önerilen prosedür için geliştirilen program yardımıyla atmosferik rüzgâr hızlarını çok noktalı ve *n*-vektörlü olarak verilen spektruma uygun kayıt üretebilmek mümkündür. Burada üretilen kayıtların türbülans hızı *u* bileşeni rüzgâr

doğrultusunda kuvvet üretebilmek için kullanılmıştır. Tez kapsamında rüzgâra dik doğrultudaki kuvvet hesabı için vorteks kaynaklı kuvvet veya moment spektrumu kullanıldığı ve testlerde bu spektrumlar üretilirken *v* bileşenin de etkisi olduğu için *v* hız bileşeni kaynaklı kuvvet ayrıca hesaba dahil edilmemiştir. Ancak hâkim rüzgâr, vorteks shedding davranışının oluşmayacağı bir açıyla yüzeylere etkimesi durumunda ya da yapı yüzeyinde çıkıntı/girintiye sahip özel alanların basınç hesabında kullanılabilmesi için bu hızların kısmi korelasyonlu olarak üretilebiliyor olması hem sonraki yapılacak çalışmalar için hem de literatür açısından olumlu bir sonuçtur.

Rüzgâr doğrultusunda spektrumlar karşılaştırıldığında Eurocode spektrumunun tepe değeri 4 spektrumun ortalama değerine yakındır. Ayrıca Von Karman, Eurocode ve Solari Piccardo spektrumundan elde edilen sonuçlara göre Von Karman spektrumu Ankara için olması gerekenden yüksek hız değerleri ürettiği hem spektrumların hem de üretilen hızların karşılaştırılmasından anlaşılmaktadır. Diğer yandan Solari Piccardo spektrumu Eurocode dağılımıyla oldukça benzer bir davranış sergilemekte olup elde edilen hızlar belirli oranda farklı hesaplanmaktadır. Kaimal hız spektrumu ise hem en düşük hız değerini üretmekte hem de frekansla dağılımı diğer üç spektrumundan farklı sonuçlar üretmektedir. Bu çalışmanın literatüre kazandırdığı bir diğer unsur ise Eurocode spektrumunun sadece rüzgâr doğrultusunda türbülans hızı üretme eksikliğinin giderilmesi olarak gösterebilir. Bu hususta Eurocode spektrumu, Solari piccardo spektrumlarının diğer doğrultuları için önerdiği parametrelere göre uyarlanmış ve Eurocode spektrumunun 3 doğrultuda kayıt üretebilen hale dönüştürülmesi mümkün kılınmıştır. Bu sayede tasarımcının, çalışmada önerilen prosedür ile 4 farklı ve 3 vektörlü türbülans hız bileşenlerini üretebilmesinin önü açılmıştır.

Çalışma rüzgâra dik doğrultuda kuvvetlerin hesabı için de üç taban momenti spektrumu ve bir kuvvet spektrumuna dayalı zamana bağlı kuvvet üretilmesine imkân tanımaktadır. Tez rüzgâra dik doğrultudaki zamana bağlı kuvvetlerin hesabı için yeni bir yaklaşım ortaya koymuştur. Vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultuda rüzgâr yükleri yüksek yapılar için büyük tepki ve konfor sorunları oluşturabileceği deneysel olarak kanıtlanmış bir gerçekliktir. Ancak söz konusu davranışın karmaşıklığı ve bu nedenle oldukça kısıtlı sayıda çalışmanın olması nedeniyle literatürde önemli bir boşluk bulunmaktadır.

Performansa dayalı tasarım için hazırlanmış Perform-3D modeli üzerinde 50 yıllık dönüş periyotu için 8 farklı analiz gerçekleştirilmiştir. Rüzgâr doğrultusunda Eurocode (EU-2010) spektrumuyla elde edilen rüzgâr kuvvetlerinin uygulanmasının sonucunda rüzgâr tüneli testinden elde edilen kesme kuvvet ve taban eğilme momentiyle kabul edilebilir seviyede örtüştüğü belirlenmiştir. Bu durumda hesaplanan temel rüzgâr hızı, Eurocode (EU-2010) spektrumu, farklı yükseklik seviyeleri arasındaki koherans fonksiyonu, kuvvet katsayıları hesaplanırken önerilen dağıtım katsayısı ve zamana bağlı kayıt üretim yönteminin bir bütün olarak modellenen yapının rüzgâr yükü hesabı için güçlü bir temsil kabiliyeti sağladığını söylemek mümkündür. Von Karman ve Solari Piccardo spektrumlarının kullanılması durumda seçilen aynı seviyedeki dağıtım katsayısının revize edilmesi gerekebilir. Ayrıca, aynı seviyedeki kuvvet katsayısını idealleştirmede kullanılan dağılım katsayısı için rüzgâr tüneli test verileri kullanılarak bir denklem türetilmesi mümkündür. Ancak bu denklem için kapsamlı rüzgâr tüneli test sonuçlarına ihtiyaç duyulmaktadır. Kaimal spektrumunda ise frekansa göre normalize edilen hız dağılımı diğer üç spektrumundan farklı olduğu için bu spektrumla elde edilecek analiz sonuçlarının farklı çıkması muhtemeldir.

Rüzgâra dik doğrultudaki analiz sonuçlarında, rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla en iyi uyumun taban momentine dayalı KBC-2016 ve AIJ-2004 spektrumlarıyla yapılan analizlerden elde edildiği anlaşılmaktadır. Böylesi kompleks yüklerin hesabında KBC-2016 ve AIJ-2004 spektrumlarının oldukça tatmin edici seviyede sonuçlar verdiği söylenebilir. Diğer yandan LIANG-2002 kuvvet spektrumu modeli kullanıldığında rüzgâr tüneli test sonuçlarına göre yüksek değerler elde edildiği görülmektedir. Ancak referans alınan test sonuçlarında tepkilerin hesabı için sadece birinci modun ve doğrusal mod şekliyle dikkate alınması gibi idealleştirmelerin yapıldığı göz önünde bulundurulmalıdır. Bu bağlamda zaman tanımlı bir analizde elde edilen davranış ile bu çalışmada dikkate alınan rüzgâr tüneli testinden elde edilen değerler arasındaki karşılaştırmadan ziyade söz konusu karşılaştırmanın daha detaylı *Aeoroelastik veya İleri Test Yöntemleri* ile elde edilen sonuçlar ile elde edilebileceği açıktır.

Analizlerden elde edilen a_T değerlerinin rüzgâr tüneli test sonuçlarıyla arasındaki farkın oldukça düşük bir düzeyde gerçekleştiği görülmektedir. Bazı yükleme durumlarında (R2-

LX1EU/CY1KBC) üst üste bir çakışma olduğu da söylenebilir. Bu sonuç önerilen prosedür ile elde edilen rüzgâr kuvvetinin ve dağılımının uygun olduğunu teyit etmektedir. Gerek taban tepkisi gerekse tepe ivmesi için elde edilen bu sonuçlara göre önerilen prosedürün dikdörtgen kesitli yüksek yapının davranışını gerçeğe yakın bir şekilde temsil kabiliyetinin olduğu ve zaman tanımlı analizlerinde uygulanabileceğini göstermektedir. Geliştirilen bu prosedür, özel durumların dışında dikdörtgen kesitli yüksek yapılarda rüzgâr tüneli zaman kayıtları kullanılmadan veri üretimi ve performansa dayalı rüzgâr analizi yapılabileceği fikri için önemli bir adım niteliğindedir.

Modellenen yapı ve önerilen prosedürler ilgili bölgede farklı dönüş periyotlarındaki rüzgârlara göre performansa dayalı analiz için hazır hale gelmiştir. Bu aşamadan sonra tasarlanan yüksek yapı modelinde, RDP 700, 3000, 10000 yıl olan rüzgârlar için hazırlanan zamana bağlı rüzgâr kuvveti kayıtları kullanılarak 29 farklı analiz gerçekleştirilmiştir. Model doğrulanmasında gerçekleştirilen RDP 50 yıl için yapılan 8 analiz dahil edilirse, tez kapsamında 37 farklı analiz gerçekleştirilmiştir. Bu analiz serilerinde, hâkim rüzgâr yönünün kısa kenar ve uzun kenar yüzeyine dik doğrultuda uygulanması ihtimalleri dikkate alınmıştır.

Çalışmadaki RDP seçimleri ve rüzgârın iki doğrultuda yapıya uygulanmasıyla gerçekleştirilen analizler, kapsamında birçok motivasyon barındırmaktadır. Bunlardan bazıları; vorteks kaynaklı tepkilerin rüzgâr doğrultusundaki tepkilere kıyasla ne kadar etkili olabileceği, seçilen RDP'lerde taşıyıcı sistemin ve yapısal olmayan elemanların performans düzeyinin araştırılmasıdır. Kullanılan RDP'lerin seçimi ve performans düzeylerinin belirlenmesinde ASCE PBWD (2023), ASCE 7-22 dokümanları ve literatürdeki yapılan çalışmalar önemli katkı sunmuştur. Elbette seçilen RDP'ler ve performans düzeylerinin, kısa zamanda çıkartılması ümit edilen standartlar birlikte revize edilmesi mümkündür. Bu RDP'ler yüksek yapılar için sadece bir öneri niteliğindedir.

RDP arttıkça rüzgâra dik doğrultudaki hesaplanacak olan azaltılmış frekansın Strouhal sayısına yaklaşacağı ve bundan dolayı yüksek yapılardaki taleplerde genellikle önemli artışların görülebileceği ifade edilebilir. Yapılan analizlerin sonucuna göre gerçekten de durum bu şekilde olmuştur. RDP 50 yılda yapının vorteks tepkilerinden ziyade rüzgâr

doğrultusu tepkilerinin baskın olduğu, ancak RDP 700 yıldan itibaren vorteks kaynaklı tepkilerin yapının davranışında çok daha etkili olduğu gözlemlenmiştir. Özellikle RDP 3000 ve 10000 yıl için yapının davranışında ve oluşan hasarlarda etkili olduğu anlaşılmıştır. Vorteks kaynaklı yükler uzun kenarın normali olarak etkimesi durumunda yapıda en büyük tepkiler meydana gelmiştir.

Bu yüzden yüksek yapılarda vorteks kaynaklı tepkiler yerdeğiştirme, ivme ve kesme kuvvetinin kontrolü açısından önemli bir sorundur. Tezdeki örnek model için performans düzeyini aşan ya da zorlayan talepler, hep vorteks kaynaklı yüklerden oluşmaktadır. Bu yapıların tasarımında da ilgili taleplerin kontrolü sorun olmaktadır. Öyle ki bazı durumlarda vorteks kaynaklı rüzgâr talepleri yüksek yapılar için deprem tasarım taleplerinden daha yüksek değerlere çıkabilmektedir. Bu duruma örnek olarak tezde tasarlanan Ankara ilindeki yüksek yapının Y doğrultusu için TBDY (2018)'e göre DD2 ve DD1 depremindeki taban kesme kuvveti sırasıyla ortalama hesaplanan 8750 kN (TBDY-2018 minimum koşul şartına göre 17000 kN), 45000 kN iken bu performans düzeylerine karşılık gelen RDP 3000 ve RDP 10000 yıllık rüzgârlar için taban kesme talepleri 37000 kN, 49000 kN'dur. Yüksek yapının X doğrultusu için ise TBDY (2018)'e göre DD2 ve DD1 depremindeki taban kesme kuvveti sırasıyla ortalama hesaplanan 13750 kN, 80000 kN iken bu performans düzeylerine karşılık gelen RDP 3000 ve RDP 10000 yıllık rüzgârlar için taban kesme talepleri 10400 kN, 25500 kN'dur. Verilen karşılaştırmaya göre yüksek yapı tasarımda X doğrultusu için deprem taleplerinin, Y doğrultusunda ise vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultu taleplerinin etkili olduğu anlaşılmaktadır. Bu sonuçlara göre vorteks kaynaklı rüzgâra dik doğrultu taleplerinin göz ardı edilemeyeceği açık bir şekilde görülmektedir.

Yüksek bir yapının hem rüzgâr hem deprem göre tasarımı, doğru bir şekilde ifade edilmesi gerekirse tam bir denge meseledir. Çünkü bina kütlesi arttıkça deprem taleplerinde bir artış söz konusu olacak diğer yandan rüzgâr kaynaklı ivme ve yerdeğiştirme talepleri düşecektir. Bu yüzden yüksek yapılarda optimum bir tasarım oldukça önemlidir.

Tez kapsamında yapısal elemanların inelastik davranıştaki performans düzeylerini RDP'lere göre belirleyebilmek için yerdeğiştirmeye dayalı performans analizinin temelini teşkil eden talep(demand)/kapasite(capacity) (D/C) oranları üzerinden bir değerlendirme yapılmıştır. Yapısal elemanların her birindeki kesme D/C oranları için ise doğrudan kritik iç kuvvet değerlendirmesi baz alınarak, ya da diğer bir ifade ile gevrek davranış kabulü ile doğrudan sınır kontrolleri göçme değerlendirmesi açısından yapılmıştır. Buna göre örnek yapı beton birim kısalma ve donatı birim uzama|kısalma, plastik dönme açısından farklı performans düzeyleri için gerekli koşulların sağlandığı görülmektedir. Ancak RDP 3000 ve 10000 yıllık dönüş periyotlarında SH ve KH performans düzeylerini aşan analiz serileri mevcuttur. RDP 10000 yıl için SH limitini aşan analiz serileri her ne kadar yapısal açıdan bu düzeyde kritik bir seviyeyi işaret etmese de hasarın görünür, rahatsız edici ve onarıma muhtaç olacağını belirtmek uygun olacaktır. Değerlendirmede özellikle LIANG-2002 spektrumuyla oluşturulan analiz serilerinde taleplerin ve oluşan hasarların diğer 3 spektrumun ortalamasından daha yüksek olduğunu burada bir kez daha ifade etmekte yarar vardır. Kesme kaynaklı talepler ise RDP 700 yıl için bazı analiz serilerinde kapasiteye oldukça yaklaşmıştır. RDP 3000 ve RDP 10000 yıl için ise kesme hasarı hemen hemen tüm analiz serilerinde meydana gelmiştir. Bu kesme hasarlarının perdede oluşanları RDP 3000 yılda 3 analiz serisinde, RDP 10000 yılda ise 11 analiz serisindedir. Bu durumun yapıyı kullanılamaz hale getirebileceği unutulmamalıdır.

Performans düzeyinin kontrol edilmesi için yerdeğiştirme talepleri açısından yapılan değerlendirmede ise RDP 50 ve 10000 yıl için ön görülen performans düzeylerinin sağlandığı ancak RDP 700 ve 3000 için bir ya da iki analiz setine göre sınırların aşıldığı görülmektedir. Belirlenen bu değerler yapısal elemanların değerlendirmesini, yani hasar oluşumunu yaklaşık olarak destekler niteliktedir.

Burada yerdeğiştirme taleplerine göre yapılan değerlendirme için ifade edilmesi gereken bir husus da önerilen göreli kat ötelenmesi ve tepe ötelenmesi limitlerine göre yapılan iki değerlendirmenin birbirleriyle tutarlı olmasıdır.

Diğer taraftan yapısal olmayan elemanlar için RDP 700 yıldan itibaren kritik bir seviyede hasarlar gerçekleşmektedir. Bugüne kadar ülkemizde genelde göz ardı edilen bu konu kullanıcılar için önemli bir maliyet kaybı ve binanın sağlamlığı açısından güven endişesi oluşturmaktadır. RDP 700 yıl için oluşan göreli kat ötelenmelerinin yapısal olmayan elemanlar için kullanabilirlik hasar limiti aştığı ve duvarlarda gözlemlenebilir hasarlar oluştuğu, RDP 3000 yıl için cephe hasarlarının oluştuğu, RDP 10000 yıl için ise cephe düşmelerine varan hasarlar oluşabileceğini söylemek mümkündür. Asansörlerde ise h/400 limiti RDP 700 yıldan itibaren aşıldığı için rüzgâr süresi boyunca servis dışı kalabileceği göz önünde bulundurulmalıdır. Bu değerlendirmenin pekiştirilebilmesi için yapıda kullanılan tüm yapısal olmayan elemanların tasarım koşullarının bilinmesi gerekir. Ayrıca geleneksel ötelenmeye göre kontrolün yanında tez kapsamında sunulan DDI yöntemiyle de kontrolün sağlanmasında fayda vardır.

Kullanıcı konforu açısında yapılan değerlendirmeye göre ise ortalama RDP 100 (U_b=28 m/s) yıldan itibaren vorteks kaynaklı yüklerden dolayı kullanıcıların rahatsız olmaya başladığı, RDP 3000 yıldan sonra ise tolere edilmez ve can güvenliği tehlikesi olan ivmelere maruz kaldığı tez kapsamındaki modelde gözlemlenmiştir. Tasarlanan bina yüksekliği Türkiye ortalamasını temsil ettiği düşünülürse, daha yüksek binalar için bu rahatsızlıkların meydana gelmesi daha düşük RDP'lerde olacaktır.

Tüm değerlendirilmelerin ışığında yüksek yapıların tasarlanmasında PBWD gerekliliği ve önemi vurgulanmıştır. Yüksek yapıların rüzgâr tasarımı için RDP 50 yıla göre dayanım bazlı bir değerlendirmenin yetersizliği aşikardır. Zaman tanımlı rüzgâr yüklerinin belirlenmesi için ise farklı metot ve prosedürlerin geliştirilmesine ihtiyaç vardır. Tez kapsamında önerilen prosedürün ise dikdörtgen kesitli yüksek binalarda kullanılabilecek derecede rüzgâr tüneliyle tutarlı sonuçlar verdiği gözlemlenmiştir. Elbette geliştirilmesi gerekli yönler ve eklenebilecek parametreler mevcuttur. Örneğin geometrik planda köşelerin formuna göre vorteks kaynaklı yüklerde bir azaltma faktörü fonksiyonu, kullanılan koherans fonksiyon çeşitliliği, farklı spektrumlar, vorteks yükünün yükseklikle dağılımı geliştirilebilir.

Tez kapsamında incelenen modele göre hali hazırda rüzgâr tüneli testiyle en tutarlı sonuçları veren ve genel bir değerlendirmeye imkân sağlayabilecek spektrumların rüzgâr doğrultusunda EU-2010, rüzgâra dik doğrultuda ise KBC-2010 ve AIJ-2004 spektrumları olduğu söylenebilir. Elbette diğer tanımlanan spektrumların da önemli araştırmaların sonucunda literatüre kazandırıldığı ve bölgenin rüzgâr karakteristiğine göre kullanılması için daha uygun yerlerin olduğunun ifade edilmesinde fayda vardır.

Bu çalışmanın sonuçlarına göre PBWD geliştirilmesi için aşağıdaki bazı konuların araştırılmasına ihtiyaç vardır:

- RDP'ye göre döşeme, düzlem içi ve dışı çalışan taşıyıcı elemanlarında etkin kesit rijitlik azaltma oranları
- RDP'ye göre yapıda kullanılabilecek sönüm oranları
- Aynı doğrultular için belirli sayıdaki analizlerin ortalama ve maksimum üzerinden değerlendirilmesinin etkisi ve kabul kriterleri
- PBWD için kullanılacak performans düzeylerinin ve limitlerinin geliştirilmesi
- Rijit basınç modeli tekniği ile yapılan tünel testlerinden edilen basınç katsayısı sonuçlarını kullanarak makine öğrenmesi vb. tekniklerle farklı dikdörtgen kesitli yapılar için veri üretebilir interaktif modül geliştirilmesi. Elbette bunun için birçok test sonucunun olması ve erişeme açılması gereklidir.

KAYNAKLAR

Abdelwahab, M., Ghazal, T., Nadeem, K., Aboshosha, H., and Elshaer, A. (2023). Performance-based wind design for tall buildings: Review and comparative study. *Journal of Building Engineering, Vol. 68, 106103*. https://doi.org/10.1016/j.jobe.2023.106103

Abild, J., Andersen, E.Y., ve Rosbjerg, D. (1992). Climate of extreme winds at thDenmark. *J. Wind Eng.Ind.Aerodyn., Vol. 41(1-3),* 521-532. https://doi.org/10.1016/0167-6105(92)90458-M

Alinejad, H., Ahn, B., & Kang, T. H. K. (2024). Performance-Based Wind Design of Tall Buildings Considering Corner Modification and Inelastic Behavior. *Journal of Structural Engineering, 150*(7), *05024003.* https://doi.org/10.1061/JSENDH.STENG-13100

Allen, F., & Darvall, P. (1977, July). Lateral load equivalent frame. *In Journal Proceedings* Vol. *74*(7), 294-299. DOI: 10.14359/11014

American Society of Civil Engineers (2013), ASCE/SEI Standard 41-13, *Seismic Evaluation and Retrofiting of Existing Buildings,* Reston, VA.

American Society of Civil Engineers. (2019). *Prestandard for Performance-Based Wind Design. ASCE Prestandart. Reston,* Virginia, USA.

American Society of Civil Engineers (2022). *Minimum design loads for buildings and other structures, ASCE 7-22. Reston,* Virginia, USA.

American Society of Civil Engineers. (2023). *Prestandard for Performance-Based Wind Design V1. 1, ASCE Prestandart. Reston,* Virginia, USA.

Amarouche, K., Akpınar, A., & Kamranzad, B. (2023). Global extreme wave estimates and their sensitivity to the analysed data period and data sources. *Marine Structures, 92,* 103494. https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2023.103494

An, Y., Pandey, M.D. (2005). A comparison of methods of extreme wind speed estimation. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics 93,* 535–545. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2005.05.003

Applied Technology Council (2010). ATC-72-1: *Modeling and Acceptance Criteria for Seismic Design and Analysis of Tall Buildings,* Redwood City, California

Architectural Institute of Japan (2004). *RLB recommendations for loads on buildings, AIJ 2004*. Structural Standards Committee. Tokyo, Japan

ASCE, 2012. "Wind tunnel testing for buildings and other structures (ASCE/SEI 49-12)," in *ASCE Standard ASCE/SEI 49-12*, Reston, VA: American Society of Civil Engineers.

Astroza, R., Ebrahimian, H., & Conte, J. P. (2015). Material parameter identification in distributed plasticity FE models of frame-type structures using nonlinear stochastic filtering. *Journal of Engineering Mechanics, 141*(5), 04014149. https://doi.org/10.1061/(asce)em.1943-7889.0000851

Aswegan, K., Charney, F. A., & Jarrett, J. (2015). Recommended procedures for damage-based serviceability design of steel buildings under wind loads. *Engineering Journal, 52*(1), 1-26.

ATC (Applied Technology Council). 2021. *ATC Design Guide 3, Serviceability Design of Tall Buildings Under Wind Load.* ATC: Redwood City, CA.

Bajic, A., & Peros, B. (2005). Meteorological basis for wind loads calculation in Croatia. *Wind & structures, 8*(6), 389-406. https://doi.org/10.12989/was.2005.8.6.389

Bakanlığı, İ. (2018). Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı. *Türkiye bina deprem yönetmeliği, TBDY-2018, Ankara*.

Bashor, R., & Kareem, A. (2009, November). Comparative study of major international standards. In *Seventh Asia-pacific Conference on Wind Engineering. Taipei, Taiwan*.

Bashor R. *Dynamics of wind sensitive structures.* USA: University of Notre Dame; 2010.

Batchelor, G. K. (1953). *The theory of homogeneous turbulence*. Cambridge university press.
Beirlant, J., Goegebeur, Y., Segers, J., & Teugels, J. L. (2006). *Statistics of extremes: theory and applications*. John Wiley & Sons.
Boggs, D. W., & Peterka, J. A. (1989). Aerodynamic model tests of tall buildings. *Journal of Engineering Mechanics*, *115*(3), 618-635. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1989)115:3(618)
Boggs, D. W. (1992). Validation of the aerodynamic model method. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, *42*(1-3), 1011-1022. https://doi.org/10.1016/0167-6105(92)90107-L
Brabson, B.B. ve Palutikof, J. P. (2000). Tests of the generalized Pareto distribution for predicting extreme wind speeds. *J.Appl.Meteorol., Vol. 39(9),* 1627-1640. https://doi.org/10.1175/1520-0450(2000)039<1627:TOTGPD>2.0.CO;2
Branlard, E. (2017). Wind turbine aerodynamics and vorticity-based methods: Fundamentals and recent applications. *Springer International Publishing (ebook).* doi: 10.1007/978-3-319-55164-7
Britannica, I. E. (2010). *Encyclopaedia*. Nabu Press.
Bungale, S. T., & Taranath, A. (1988). *Structural Analysis and Design of Tall Buildings*. CRC presspublications ISSN, 2278, 0181.
Cermak, J. E. (1956). *Wind tunnel for the study of turbulence in the atmospheric surface layer*. Colorado State University.
Cermak, J. E. (2003). Wind-tunnel development and trends in applications to civil engineering. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, *91*(3), 355-370. https://doi.org/10.1016/S0167-6105(02)00396-3
Charney, F. A. (1990). Wind drift serviceability limit state design of multistory buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *36*, 203-212
Chen, X., & Kareem, A. (2003, June). *Equivalent static wind loads on structures.* In Proceedings of the 11th International Conference on Wind Engineering, Lubbock.
Chen, X., & Kareem, A. (2004). Equivalent static wind loads on buildings: New model. *Journal of Structural Engineering*, *130(10),* 1425-1435. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:10(1425)
Chen, X., Kwon, D. K., & Kareem, A. (2014). High-frequency force balance technique for tall buildings: a critical review and some new insights. *Wind and Structures*, *18*(4), 391-422. http://dx.doi.org/10.12989/was.2014.18.4.391
Chen, Y., & Zhang, Z. (2018). Analysis of outrigger numbers and locations in outrigger braced structures using a multiobjective genetic algorithm. *The Structural Design of Tall and Special Buildings, 27(1),* e1408. https://doi.org/10.1002/tal.1408
Chen, Z., Xu, Y., Huang, H., & Tse, K. T. (2020). Wind tunnel measurement systems for unsteady aerodynamic forces on bluff bodies: review and new perspective. *Sensors*, *20*(16), 4633. https://doi.org/10.3390/s20164633
Cheynet, E. (2020). Wind field simulation (text-based input). *Zenodo* https://doi. org/10.5281/ZENODO, 3823864.
Choi, E. C. C. (1978). Characteristics of typhoons over the South China Sea. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, *3*(4), 353-365. https://doi.org/10.1016/0167-6105(78)90038-7
Chuang, W. C., & Spence, S. M. (2019). An efficient framework for the inelastic performance assessment of structural systems subject to stochastic wind loads. *Engineering Structures*, *179*, 92-105. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.10.039

Chung, Y. K. (2010). Optimization of outrigger locations in tall buildings subjected to wind loads. *University of Melbourne, Department of Civil and Environmental Engineering.*

Clifton S., Rochester J., Larsen R. (2020). *Performance-Based Wind Design: Case Study In The Tropics. The 2020 Los Angeles Tall Buildings Conference.* Los Angeles, California

Coles, S. (2001). *An introduction to statistical modeling of extreme values* (Vol. 208, p. 208). London: Springer

Cook, N.J. (1982). Towards better estimation of extreme winds. *J. Wind Eng. Ind. Aerodyn., Vol. 9(3),* 295-323. https://doi.org/10.1016/0167-6105(82)90021-6

Cook, N.J. (1985). The designer's guide to wind loading of building structures. *Building Research Establishment, Dept, of the Environment;* London; Butterworths.

Counihan, J. O. (1975). Adiabatic atmospheric boundary layers: a review and analysis of data from the period 1880–1972. *Atmospheric Environment (1967), 9*(10), 871-905. https://doi.org/10.1016/0004-6981(75)90088-8

CTBUH (2024). *The Council on Tall Buildings and Urban Habitat, Building Completions Timeline.* https://www.skyscrapercenter.com/country/turkiye

Davenport, A. G. (1960). Rationale for determining design wind velocities. *Journal of the Structural Division*, *86*(5), 39-68.

Davenport, A. G. (1961). The spectrum of horizontal gustiness near the ground in high winds. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, *87*(372), 194-211. https://doi.org/10.1002/qj.49708737208

Davenport, A. G. (1961). The application of statistical concepts to the wind loading of structures. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers*, *19*(4), 449-472. https://doi.org/10.1680/iicep.1961.11304

Davenport, A. G. (1967). Gust loading factors. *Journal of the Structural Division*, *93*(3), 11-34. https://doi.org/10.1061/JSDEAG.0001692

Davenport, A. G. (1967). The treatment of wind loading on tall buildings. *Symp. on Tall buildings* (pp. 3-45). Pergamon. https://doi.org/10.1016/B978-0-08-011692-1.50006-7

Davenport, A. G. (1967). *The dependence of wind loads on meteorological parameters.* International Research Seminar Wınd Effects On Buıldıngs And Structures. Ottawa, Canada.

Davenport, A. G. (1982). The interaction of wind and structures. *Engineering Meteorology, Elsevier*.

Davenport, A. G. (1999). *Missing links in wind engineering*, Proceedings of the 10th ICWE, Copenhagen, Denmark, pp. 1–8

Davison, A.C. (1984). Modelling excesses over high thresholds, with an application. *Oliviera, J.Tiago de, ed.,Reidel, Dordrecht,* 461-482. https://doi.org/10.1111/j.2517-6161.1990.tb01796.x

Davison, A.C. ve Smith, R.L. (1990). Models for Exceedances over High Thresholds. *Journal of the Royal Statistical Society.Series B (Methodological), Vol. 52(3),* 393-442. https://doi.org/10.1111/j.2517-6161.1990.tb01796.x

Davison, A. C., & Huser, R. (2015). Statistics of extremes. *Annual Review of Statistics and its Application, 2(1),* 203-235.https://doi.org/10.1146/annurev-statistics-010814-020133

Dewesoft (2023). *The List of Wind Tunnel Testing Facilities* [Frederiksen C., Blog]. https://dewesoft.com/blog/list-of-wind-tunnel-testing-facilities

DIN 1055-3 (1972). *Design Loads for Buildings; Live Loads; Wind Loads of Structures Unsusceptible to Vibration,* Germany.

Doğangün A, (2013). *Betonarme Yapıların Hesap ve Tasarımı*, 10. Baskı, Birsen Yayınevi, 732 sayfa.

Duchěne-Marullaz, P. (1980). Effect of high roughness on the characteristics of turbulence in cases of strong winds. In *Wind Engineering* (pp. 179-193). Pergamon. https://doi.org/10.1016/B978-1-4832-8367-8.50022-X

Durst, C. S. (1960). Wind speeds over short periods of time. *Meteor. Mag*, *89*(1056), 181-187

Drybre, C., Hansen, S.O. (1997). *Wind Loads on Structures*, Wiley, New York,

European Committee for Standardization (2011). *Eurocode 1: Actions on structures – Part 1–4: General actions – wind actions. EN 1991-1-4:2005/ AC:2010 (E). Europe: European Standard (Eurocode)*, EU.

Farokhnia, K., & Porter, K. (2012, September). *Estimating the non-structural seismic vulnerability of building categories.* In Proceedings of the 15th World Conference on Earthquake Engineering (Vol. 10).

Frison, G., Marra, A. M., Bartoli, G., & Scotta, R. (2021). HFBB model test for tall buildings: A comparative benchmark with a full-aeroelastic model. *Engineering Structures*, *242*, 112591. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112591

Fujii, K., Hibi, K., & Ueda, H. (1986). A new measuring system using electronically scanned pressure sensors (ESP) and some applications of the ESP system to a square building shape. In *Proc., 9th National Symp. on Wind Engineering* (pp. 313-318).

Goto, H., & Toki, K. (1969, January). Structural response to nonstationary random excitation. In *Proc. 4th World Conf. on Earthquake Engrg., Santiago, Chile* (Vol. 1, pp. 130-144).

Griffis, L. G. (1993). Serviceability limit states under wind load. *Engineering Journal*, *30*(1), 1-16. https://doi.org/10.62913/engj.v30i1.606

Gu, M., & Quan, Y. (2004). Across-wind loads of typical tall buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *92*(13), 1147-1165. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2004.06.004

Gu, M., & Quan, Y. (2011). Across-wind loads and effects of super-tall buildings and structures. *Science China Technological Sciences*, *54*, 2531-2541. doi:10.1007/s11431-011-4543-5

Gumbel, E.J. (1958). *Statistics of extremes*. Columbia University Press.

Gusella, V. (1991). Estimation of extreme winds from short-time records. *J. Struct. Eng., 117*, 375-390. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1991)117:2(37

Gurley, K., & Kareem, A. (1993). Gust loading factors for tension leg platforms. *Applied ocean research*, *15*(3), 137-154. https://doi.org/10.1016/0141-1187(93)90037-X

Hennessey, J. P. J. (1977). Some aspects of wind power statistics. *J. Appl. Meteorol., Vol. 16(2)*, 119-128. https://doi.org/10.1175/1520-0450(1977)016<0119:SAOWPS>2.0.CO;2

Holmes, J.D. (2001). *Wind Loading of Structures*. Spon Press, London.

Holmes, J. D. (2015). *Wind loading of structures*.Third edition. CRC press.

Holmes, J. D., & Allsop, A. (2012). Averaging times and gust durations for codes and standards. *In Proc., 10th UK Conf. on Wind Engineering (WES-2012), Wind Engineering Society, UK (pp. 207-210).*

Holmes, J. D., & Tse, T. K. (2014). International high-frequency base balance benchmark study. *Wind and Structures*, *18*(4), 457-471. http://dx.doi.org/10.12989/was.2014.18.4.457

Hu, X., Wang, Y., Xie, Z., & Yu, X. (2023). Refined prediction of crosswind forces on rectangular tall buildings with different side ratios. *Engineering Structures*, *277*, 115462. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.115462

Hwang, S.J. and Moehle, J.P. (2000). Models for laterally loading slab-column frames, ACI *Structural Journal,Vol. 97, No. 2, pp.* 345-352. DOI: 10.14359/866

Iannuzzi, A., & Spinelli, P. (1987). Artificial wind generation and structural response. *Journal of structural engineering*, *113*(12), 2382-2398. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1987)113:12(2382)

Indian Wind Code (2012). *IS: 875 Part 3: Wind loads on buildings and structures – proposed draft & commentary. Document No: IITK GSDMA-Wind 02-V 50, IWC 2012.* India.

International Organization for Standardization (2009). *4354*:*Wind actions on structures, ISO 2009,* Switzerland.

Irwin, P., Denoon, R., & Scott, D. (2013). *Wind tunnel testing of high-rise buildings*. Routledge. https://doi.org/10.4324/9781315879529

ISO (2007). *Bases for Design of Structures: Serviceability of Buildings and Walkways Against Vibrations*. ISO10137. Geneva: International Organization for Standardization.

İYBRY. (2009). *İstanbul Yüksek Binalar Rüzgâr Yönetmeliği.* İstanbul: İstanbul Büyükşehir Belediyesi, Türkiye.

Jenkinson, A.F. (1955). The frequency distribution of the annual maximum (or minimum) of meteorological elements. *Quart. J. Roy. Meteorol. Soc., Vol. 81,* 158-171. https://doi.org/10.1002/qj.49708134804

Jeong, S. Y., Alinejad, H., & Kang, T. H. K. (2021). Performance-based wind design of high-rise buildings using generated time-history wind loads. *Journal of Structural Engineering*, *147*(9), 04021134. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0003077

Joint Technical Committee (*2011) Structural design actions -Part 2: Wind actions. Australian/New Zealand Standard (AS/NZS 2011),* BD-006, Australia/New Zealand.

Joseph, L. M., Gulec, C. K., & Schwaiger, J. M. (2016). Wilshire grand: outrigger designs and details for a highly seismic site. *International journal of high-rise buildings*, *5*(1), 1-12. https://doi.org/10.21022/IJHRB.2016.5.1.1

Kaimal, J. C., Wyngaard, J. C. J., Izumi, Y., & Coté, O. R. (1972). Spectral characteristics of surface-layer turbulence. *Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society*, *98*(417), 563-589. https://doi.org/10.1002/qj.49709841707

Kareem, A. (1985). Lateral-torsional motion of tall buildings to wind loads. *Journal of Structural Engineering*, *111*(11), 2479-2496. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1985)111:11(2479

Kareem A., Kijewski T., Tamura Y. (1999). Mitigation of Motions of Tall Building with Specific Examples of Recent Applications, *Department of Civil Engineering and Geological Sciences, University of Notre Dame, Notre Dame.*

Kareem, A., & Zhou, Y. (2003). Gust loading factor—past, present and future. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *91*(12-15), 1301-1328. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2003.09.003

Kareem, A., & Tamura, Y. (Eds.). (2013). *Advanced structural wind engineering* (Vol. 482). New York: Springer. DOI 10.1007/978-4-431-54337-4

Kasperski, M. (1992). Extreme wind load distributions for linear and nonlinear design. *Engineering Structures*, *14*(1), 27-34. https://doi.org/10.1016/0141-0296(92)90005-B

Kasperski, M. (2002). A new wind zone map of Germany. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 90(11),* 1271-1287. https://doi.org/10.1016/S0167-6105(02)00257-X

Kayışoğlu, B. (2011). *Investigation of wind effects on tall buildings through wind tunnel testing* (Master's thesis, Middle East Technical University).

Kent, D. C., & Park, R. (1971). Flexural members with confined concrete. *Journal of the structural division*, *97*(7), 1969-1990.

Kolmogorov, A. N. (1991). Dissipation of energy in the locally isotropic turbulence. Proceedings of the Royal Society of London. Series A: Mathematical and Physical Sciences, 434(1890), 15-17. https://doi.org/10.1098/rspa.1991.0076

Kurç, Ö., Kayışoğlu, B., Shojaee, S. N., & Uzol, O. (2012). Yüksek binalarda rüzgâr etkilerinin rüzgâr tüneli deneyleriyle tespiti. *Teknik Dergi, 23(114)*, 6163-6186.

Kwon, D. K., & Kareem, A. (2013). Comparative study of major international wind codes and standards for wind effects on tall buildings. *Engineering Structures*, *51*, 23-35. https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.01.008

Ledermann, W., Lloyd, E., Vajda, S., ve Alexander, C. (1990). *Handbook of Applicable Mathematics.* (Vol. 7: Supplement, sf. 47)

Liang, S., Liu, S., Li, Q. S., Zhang, L., & Gu, M. (2002). Mathematical model of acrosswind dynamic loads on rectangular tall buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *90*(12-15), 1757-1770. https://doi.org/10.1016/S0167-6105(02)00285-4

Liang, S., Li, Q. S., Zou, L., & Wu, J. R. (2005). Simplified formulas for evaluation of across-wind dynamic responses of rectangular tall buildings. *Wind & structures*, *8*(3), 197-212.

Lin, P., Ding, F., Hu, G., Li, C., Xiao, Y., Tse, K. T., & Kareem, A. (2022). Machine learning-enabled estimation of crosswind load effect on tall buildings. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *220*, 104860. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2021.104860

Lungu, D., Van Gelder, P., & Trandafir, R. (1996). Comparative study of Eurocode 1, ISO and ASCE procedures for calculating wind loads. *IABSE reports*, 345-354.

Mander, J. B., Priestley, M. J., & Park, R. (1988). Theoretical stress-strain model for confined concrete. *Journal of structural engineering*, *114*(8), 1804-1826. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1988)114:8(1804)

Matlab, S. (2020b). Matlab. *The MathWorks, Natick, MA.*

McCullough, M., Kwon, D. K., Kareem, A., & Wang, L. (2014). Efficacy of averaging interval for nonstationary winds. *Journal of Engineering Mechanics*, *140*(1), 1-19. https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000641

MOLIT (Ministry of Land, Infrastructure and Transport, 2016). *Korean building code, KBC 2016.* Sejong, South Korea.

Mohammadi, A. (2016). *Wind performance based design for high-rise buildings.* [Doctoral dissertation, Florida International University]. Doi: 10.25148/etd.FIDC001201 https://digitalcommons.fiu.edu/etd/3032/

Mohammadi, A., Azizinamini, A., Griffis, L., & Irwin, P. (2019). Performance assessment of an existing 47-story high-rise building under extreme wind loads. *Journal of Structural Engineering*, *145*(1). https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.00022

National Standards Committee (2012*). Load code for the design of building structures, China National Standard, CNS 2012/GB 50009-2012*, Beijing, China.

National Research Council (2020). *National building code of Canada, NBCC 2020. Ottawa, Canada.*

NBCC. (1970). Canadian structural design manual, *Supplement No. 4 to the National Building Code of Canada. National Research Council of Canada*, Ottawa, Canada.

NBCC. (2005). National Building Code of Canada. Institute for research in construction, *National Research Council of Canada*, Ottawa, Canada

NEHRP (2013). Nonlinear Analysis Research and Development Program for Performance-Based Seismic Engineering, *NIST GCR 14-917-27*, U.S Department of Commerce.

Nowak, A.S., and Szerszen, M. (2001). Reliability-Based Calibration for structural concrete: Phase 1, *Report UMCEE 01-04*,

Olesen, H. R., Larsen, S. E., & Højstrup, J. (1984). Modelling velocity spectra in the lower part of the planetary boundary layer. *Boundary-Layer Meteorology*, *29*, 285-312.

Orakcal, K., Wallace, J. W., & Conte, J. P. (2004). Flexural modeling of reinforced concrete walls-model attributes. *Structural Journal*, *101*(5), 688-698.

Ouyang, Z., & Spence, S. M. (2019). A performance-based damage estimation framework for the building envelope of wind-excited engineered structures. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *186*, 139-154. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2019.01.001

Palutikof, J. P., Brabson, B. B., Lister, D. H., & Adcock, S. T. (1999). A review of methods to calculate extreme wind speeds. *Meteorological applications*, *6*(2), 119-132. https://doi.org/10.1017/S1350482799001103

Percival, D. B., & Walden, A. T. (1993). *Spectral analysis for physical applications: Multitaper and Conventional Univariate Techniques*. Cambridge; New York, NY, USA: Cambridge University Press.

Petrini, F., & Ciampoli, M. (2012). Performance-based wind design of tall buildings. *Structure and Infrastructure Engineering*, *8*(10), 954-966. https://doi.org/10.1080/15732479.2011.574815

Pickands, J. I. (1975). Statistical Inference Using Extreme Order Statistics. The Annals of Statistics,Vol. 3(1), 119-131. DOI: 10.1214/aos/1176343003

Preetha Hareendran, S., Alipour, A., Shafei, B., & Sarkar, P. (2022). Performance-based wind design of tall buildings considering the nonlinearity in building response. *Journal of Structural Engineering*, *148*(9), 04022119. https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.00033

Prognosis, R. (2024). Available *online: https://rp5.ru/Weather_archive_in_Ankara,_Esenboga (airport)* (erişim 1 Mayıs 2024).

Robins, B. (1742). New Principles of Gunnery, J. Nourse, London.

Ross, W.H. (1987). A peaks over threshold analysis of extreme speeds. *Can. J. Statistics, 15*, 328-335. https://doi.org/10.2307/3315251.o

Saatcioglu, M., & Razvi, S. R. (1992). Strength and ductility of confined concrete. *Journal of Structural engineering*, *118*(6), 1590-1607. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:6(1590)

Samali, B., Kwok, K. C. S., Wood, G. S., & Yang, J. N. (2004). Wind tunnel tests for wind-excited benchmark building. *Journal of Engineering Mechanics*, *130*(4), 447-450. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2004)130:4(447)

Scott, B. D., Park, R., & Priestley, M. J. (1982, January). Stress-strain behavior of concrete confined by overlapping hoops at low and high strain rates. In *Journal Proceedings* (Vol. 79, No. 1, pp. 13-27). DOI: 10.14359/10875

Sheikh, S. A., & Uzumeri, S. M. (1982). Analytical model for concrete confinement in tied columns. *Journal of the structural division*, *108*(12), 2703-2722.

Shinozuka, M. (1985). Lecture at CISM Course on stochastic methods in Struct, Engrg. Int. *Center for Mech. Sci., August*, 28-30.

Shinozuka, M and Deodatis, G. (1991). “Simulation of stochastic processes by spectral representation.” Applied Mechanics Reviews, 44(4), 191–204. https://doi.org/10.1115/1.3119501

Simiu, E. (1973). Logarithmic profiles and design wind speeds. *Journal of the Engineering Mechanics Division*, *99*(5), 1073-1083. https://doi.org/10.1061/JMCEA3.0001808

Simiu, E. ve Heckert, N.A. (1996). Extreme wind distribution tails: a 'peaks over threshold' approach. *J.Struct.Eng., Vol. 122(5),* 539-547.

Simiu, E., & Scanlan, R. H. (1996). *Wind effects on structures: fundamentals and applications to design* (Vol. 688). New York: John Wiley.

Simiu, E., & Yeo, D. (2019). *Wind effects on structures: Modern structural design for wind*. John Wiley & Sons. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:5(53

Solari, G. (1993). Gust buffeting. I: Peak wind velocity and equivalent pressure. *Journal of Structural Engineering*, *119*(2), 365-382. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:2(365)

Solari, G. (1993). Gust buffeting. II: Dynamic alongwind response. *Journal of Structural Engineering*, *119*(2), 383-398. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1993)119:2(383)

Solari, G., & Piccardo, G. (2001). Probabilistic 3-D turbulence modeling for gust buffeting of structures. *Probabilistic Engineering Mechanics, 16(1),* 73-86. https://doi.org/10.1016/S0266-8920(00)00010-2

Som, (2024, Haziran). *Wind tunnel testing for supertall buildings.* https://www.som.com/research/wind-tunnel-testing-for-supertall-buildings/

Spence, S. M., & Arunachalam, S. (2022). Performance-based wind engineering: Background and state of the art. *Frontiers in Built Environment*, *8*, 830207. https://doi.org/10.3389/fbuil.2022.830207

Standards Australia, 2002. *AS/NZS 1170.0:2002: Structural design actions. Part 0: General principles.* Standards Australia / Standards New Zealand, Sydney, New South Wales.

Steffen, F. (2016). *Wind-induced vibrations in high-rise buildings*. (Master's thesis, Lund University).

Şahin, A. D. (2003). Hourly wind velocity exceedence maps of Turkey. *Energy Conversion and Management*, *44*(4), 549-557. https://doi.org/10.1016/S0196-8904(02)00072-9

Şancı, E. (2021). *Yüksek yapı sistemlerinin performanslarında P-Delta etkisinin değerlendirilmesi.* (Master's thesis, Bursa Uludag University, Turkey)

Şanlı, A.K. (1991). *Yüksek yapıların hesabında rüzgâr spektrumu yöntemi.* (Doctoral thesis, İstanbul technical University, Turkey)

Tamboli, A. R. (2014). *Tall and Super Tall Buildings: Planning and Design*. McGraw Hill Professional.

Taranath, B. S. (2009). *Reinforced concrete design of tall buildings*. CRC press. https://doi.org/10.1175/1520-0469(1973)030<0234:TLWP>2.0.CO;2

Taylor, A., Anthony, K. C., Harris, R. I., Berrman, P. W., Wootton, L. R., Scruton, C., & Shears, M. (1971). The Modern Design of Wind-Sensitive Structures.

TBDY, (2018). *Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği*, Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara

Tennekes, H. (1973). The logarithmic wind profile. *Journal of the Atmospheric Sciences, 30(2),* 234-238.

Thomson, D. J. (1982). *Spectrum estimation and harmonic analysis.* Proceedings of the IEEE 70, no. 9:1055–96. https://doi.org/10.1109/PROC.1982.12433.

Trush, A., Pospíšil, S., & Kozmar, H. (2020). Comparison of turbulence integral length scale determination methods. *WIT Transactions on Engineering Sciences, 128*, 113-123. doi:10.2495/AFM20011

TS 498 (1997). Y*apı Elemanlarının Boyutlandırılmasında Alınacak Yüklerin Hesap Değerleri.*, Ankara, Türkiye.

Tschanz, T., & Davenport, A. G. (1983). The base balance technique for the determination of dynamic wind loads. *Journal of wind engineering and industrial aerodynamics*, *13*(1-3), 429-439. https://doi.org/10.1016/0167-6105(83)90162-9

Uddin, N. (Ed.) (2010). *Wind Storm and Storm Surge Mitigation*. ASCE doi:10.1061/9780784410813

Umut, Ö. (2014). *Yüksek Yapılarda Rüzgâr Etkilerinin Stokastik Yöntemle Çözümlenmesi ve Baskın Etkilerin Parametrik İncelenmesi*, [Doktora tezi, İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü].

Vanmarcke, E., & Chen, Z. (2010). Wind Field Statistics: Literature Review and Research Needs. *Wind Storm and Storm Surge Mitigation*, 107.

Vickery, B. J., & Clark, A. W. (1972). Lift or across-wind response of tapered stacks. *Journal of the Structural Division*, *98*(1), 1-20. https://doi.org/10.1061/JSDEAG.0003103

Von Karman, T. (1948). Progress in the statistical theory of turbulence. *Proceedings of the National Academy of Sciences*, *34*(11), 530-539. https://doi.org/10.1073/pnas.34.11.53

Wakahara, T., Kanda, J., Tamura, Y., & Uesu, K. (1993). Estimation of across-wind response of tall buildings. *IABSE REPORTS*, 283-283.

Wang, J., Cheynet, E., Snæbjörnsson, J. Þ., & Jakobsen, J. B. (2018). Coupled aerodynamic and hydrodynamic response of a long span bridge suspended from floating towers. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*, *177*, 19-31. https://doi.org/10.1016/j.jweia.2018.03.024

Weissman, I. (1978). Estimation of parameters and large quantiles based on the k largest observations. *Journal of the American Statistical Association*, *73*(364), 812-815. https://doi.org/10.1080/01621459.1978.10480104

Welch, P. (1967). The use of fast Fourier transform for the estimation of power spectra: a method based on time averaging over short, modified periodograms. *IEEE Transactions on audio and electroacoustics*, *15*(2), 70-73.

Yassin, M. H. M. (1994). *Nonlinear analysis of prestressed concrete structures under monotonic and cyclic loads*. University of California, Berkeley.

Zhou, Y., Kareem, A., & Gu, M. (1999). Gust loading factors for design applications. In *Proc., 10th Int. Conf. on Wind Engineering* (pp. 169-176).

Zhou, Y., & Kareem, A. (2000). Torsional load effects on buildings under wind. In *Advanced Technology in Structural Engineering* (pp. 1-8). https://doi.org/10.1061/40492(2000)84

Zhou, Y., & Kareem, A. (2001). Gust loading factor: New model. *Journal of Structural Engineering*, *127*(2), 168-175. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2001)127:2(168)

Zhou, Y., Kareem, A., & Gu, M. (2002). Mode shape corrections for wind load effects. *Journal of engineering mechanics*, *128*(1), 15-23. https://doi.org/10.1061/(ASCE)07339399(2002)128:1(15)

Zhou, Y., Kijewski, T., & Kareem, A. (2002). Along-wind load effects on tall buildings: comparative study of major international codes and standards. *journal of Structural Engineering*, *128*(6), 788-796. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2002)128:6(78

Zhou, Y., Kijewski, T., & Kareem, A. (2003). Aerodynamic loads on tall buildings: interactive database. *Journal of structural engineering*, *129*(3), 394-404. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2003)129:3(394)

Zhou, Y., & Kareem, A. (2003). Aeroelastic balance. *Journal of engineering mechanics*, *129*(3), 283-292. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2003)129:3(283)