

Betonarme Perdelerin Kesme Güvenliğinin TBDY-2018'e Göre İncelenmesi

Aytuğ SEÇKİN¹
Bilge DORAN²

ÖZ

Bu çalışmada, betonarme perdelerin tasarım kesme kuvvetinin yeterliliği Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği 2018 (TBDY-2018) esaslarına göre araştırılmıştır. Bu amaç doğrultusunda, taşıyıcı sistemi süneklilik düzeyi yüksek betonarme çerçevelerden ve perdelerden oluşan 20 katlı bir binada doğrusal ve doğrusal olmayan analizler yürütülmüştür. Çalışma kapsamında öncelikle 20 katlı bir binanın dayanıma göre tasarımı mod birleştirme yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Tasarlanmış binada, yatay elastik tasarım spektrumuna göre eşleştirilmiş 11 deprem kaydı etkisi altında zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizler yapılmıştır. Doğrusal analizlerden elde edilen tasarım kesme kuvvetleri ve doğrusal olmayan analizlerden elde edilen kesme talepleri, incelenen dikdörtgen ve L-kesitli perdelerin yükseklikleri boyunca karşılaştırılmıştır. Çalışma sonucunda, L-kesitli perdede hesaplanan tasarım kesme kuvvetinin talep değerini karşılamada yetersiz kaldığı görülmüştür. Betonarme perdelerin kesme talepleri, modifiye edilmiş modal süperpozisyon yaklaşımı (MMS) ile de hesaplanmış ve bu yaklaşımın TBDY-2018'e uygulanabilirliği incelenen perdeler üzerinde test edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Betonarme perdeler, dinamik büyütme katsayısı, modifiye edilmiş modal süperpozisyon yaklaşımı, TBDY-2018, zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz.

ABSTRACT

Investigation of Shear Safety in Reinforced Concrete Walls According to TBEC-2018

This study investigates the adequacy of the design shear force in reinforced concrete walls according to the Turkish Building Earthquake Code 2018 (TBEC-2018). For this purpose, linear and nonlinear analyses are conducted in a 20-story building, of which lateral load

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 16 Ocak 2023 günü ulaşmıştır. 4 Ağustos 2023 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 30 Kasım 2023 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tjce.1235472>

1 Kocaeli Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Kocaeli, Türkiye
aytug.seckin@kocaeli.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0003-2037-4758>

2 Yıldız Teknik Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul, Türkiye
doran@yildiz.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0001-6703-7279>

resisting system consists of reinforced concrete frames and shear walls with a high ductility level. First, the force-based design of the 20-story building is carried out using response spectrum analysis. Then, nonlinear time history analyses (NLTHA) are performed on the building under eleven ground motions matched to the elastic design spectrum. Lastly, design shear forces from linear analysis and shear demands from nonlinear analyses are compared along the heights of the walls with rectangular and L-shaped cross-sections. The study reveals that the design shear force of the L-shaped shear wall is insufficient to meet the demand value. The shear demands of reinforced concrete walls are also calculated by the modified modal superposition approach (MMS), and the applicability of this approach to TBEC-2018 is tested on the shear walls examined.

Keywords: Dynamic amplification factor, modified modal superposition approach, nonlinear time history analysis, reinforced concrete shear walls, TBEC-2018.

1. GİRİŞ

6 Şubat 2023 tarihinde ülkemizde meydana gelen Kahramanmaraş merkezli depremler neticesinde; 11 ili kapsayan bölgede çok sayıda bina yıkılmış, farklı derecelerde hasar almış ve can kayıpları yaşanmıştır. Kocaeli Üniversitesi tarafından hazırlanan saha inceleme raporunda [1]; “betonarme perde duvarlarda, çevrimsel davranış altında kesme, tek yönde görülen erken seviyede kesme, perde ucunda burkulma, perde alt ucunda eğilme ve sürtünme kesmesi hasarları ile karşılaşıldığı” belirtilmiştir. Raporla, Şekil 1’de verilen hasar örneklerinin yeni yapılmakta olan binalara ait olduğu ayrıca belirtilmiştir. Bursa Teknik Üniversitesi tarafından hazırlanan inceleme ve değerlendirme raporunda [2], perde duvarların kesme veya eğilme nedeniyle hasar aldığı gözlemlendiği belirtilmiştir. Perde duvarların ağır hasar almış olmasına rağmen diğer yapısal elemanlarda hasarları azaltarak sistemin toptan göçmesini engellediği sonucu raporda paylaşılmıştır. Deprem bölgesinde yapılan incelemeler, betonarme binaların sismik etkiler altında sergileyeceği performansı önemli ölçüde etkileyen perde duvarlarda tasarım kriterlerinin gözden geçirilmesinin gerektiğini göstermektedir.

Betonarme perde davranışı üzerine yürütülen başlıca çalışmalarda (Blakeley vd. [3], Eibl ve Keintzel [4], Paulay ve Priestley [5], Krawinkler [6]), yapının doğrusal olmayan davranışı esnasında perde elemanların kesme kapasitelerini aşarak gevrek göçmeye maruz kalabileceği vurgulanmıştır. Uluslararası tasarım yönetmelikleri (NZS 3101-1995 [7], Eurocode 8-2004 [8], CSA A23.3-2014 [9], ACI 318-19 [10]), sismik etkiler altında perde elemanlarda meydana gelebilecek olası bir gevrek kırılmayı önlemek için tasarım kesme kuvvetinin hesabında dinamik büyütme katsayısının kullanılmasını önermişlerdir.

Literatürde, betonarme perdelerde dinamik büyütme katsayısını dikkate alan farklı analitik ve deneysel çalışmalar yürütülmüştür. Dinamik büyütme katsayısına dikkati çeken ilk çalışmayı gerçekleştiren Blakeley vd. [3] tarafından önerilen katsayı, NZS 3101-1995’te [7] yer alan dinamik büyütme katsayısına; Eibl ve Keintzel [4] tarafından önerilen katsayı da Eurocode 8-2004’te [8] süneklik düzeyi yüksek perdelerin tasarımında yer verilen dinamik büyütme katsayısına öncülük etmiştir. Paulay ve Priestley [5], Krawinkler [6] perde tabanında plastik mafsal oluşumuyla birlikte yüksek modlara ait etkilerin yapısal davranışta baskın hale geleceğini ve 1. modun etkinliğinin azalacağını belirtmişlerdir. Etkin mod şeklinin değişmesiyle birlikte de perde tabanında moment oluşturan atalet kuvvetlerinin

merkezi tabana doğru kaymakta ve perde eleman moment kapasitesine daha büyük bir kesme kuvveti altında ulaşmaktadır.

Antakya-Merkez/Hatay



Antakya-Merkez/Hatay



Adıyaman/Merkez



Kahramanmaraş/Merkez



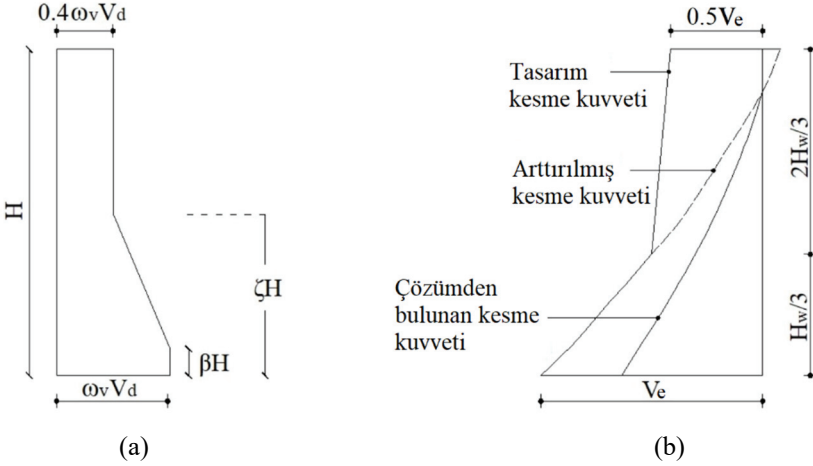
Şekil 1 - 2023 Kahramanmaraş merkezli depremlerde meydana gelen betonarme perde hasarları [1]

Dinamik büyütme katsayısının uluslararası deprem yönetmeliklerinde yer almasıyla birlikte yürütülen akademik çalışmaların sayısında da artış meydana gelmiştir. Priestley [11] konsol perdelerde dinamik büyütme etkisini NZS 4203-1992 [12] ve NZS 3101-1995 [7] esaslarına göre incelemiştir. Priestley [11] tarafından perdelerin kesme kuvveti talebinin hesabı için önerilen yaklaşım Denklem (1) ile verilmiştir. Modifiye edilmiş modal süperpozisyon (MMS) yaklaşımı, perde tabanında plastik mafsallı oluştuktan sonra yüksek modlar sebebiyle kesme talebinde meydana gelecek artışın doğrudan dikkate alınması gerektiği varsayımına dayanarak geliştirilmiştir.

$$V_1 = \left[V_1^2 + \mu^2 (V_2^2 + V_3^2 + \dots) \right]^{0.5} \quad (1)$$

Denklem (1)'e göre; azaltılmış tasarım ivme spektrumu ile doğrusal analizden 1. mod için elde edilen kesme kuvveti (V_1), yüksek modlar için elde edilen kesme kuvvetlerinin süneklilik katsayısı (μ) ile büyütülmüş değerleriyle birleştirilmektedir. Sullivan vd. [13], yapı kütlelerini minimum %90 oranında hesaba katan titreşim modu sayısı ile MMS yaklaşımının uygulanmasını önermişlerdir.

Rutenberg ve Nsieri [14] süneklik düzeyi normal (DC-M) ve yüksek (DC-H) perde elemanlarına ilişkin Eurocode-8 [8] esaslarının revizyona ihtiyaç duyduğunu belirtmişlerdir. Davranış katsayısı ile hâkim titreşim periyoduna bağlı olan dinamik büyütme katsayısı ve kesme kuvveti diyagramı önermişlerdir. Boivin ve Paultre [15] süneklik düzeyi yüksek konsol perdelerde, Luu vd. [16] süneklik düzeyi normal konsol perdelerde CSA A23.3-2014 [9] ve NBCC-2010 [17] esaslarına göre parametrik çalışma yürütmüşlerdir. Boivin ve Paultre [15] betonarme perdelerin tasarım kesme kuvvetinin hesabı için yeni bir yöntem ve kesme kuvveti diyagramı önermişlerdir. Luu vd. [16] incelediği yönetmeliklerin konsol perdelerde kesme talebini %15 ile %70 arasında daha az tahmin edilebileceğini ve perdelerin üst kısımlarında da plastik davranış olasılığının bulunduğunu belirtmişlerdir. Luu vd. [16], Rutenberg ve Nsieri [14] ile Boivin ve Paultre [15] tarafından önerilen kesme kuvveti diyagramlarını güncellemişlerdir. Luu vd. [16] tarafından önerilen kesme kuvveti diyagramı Şekil 2 (a)'da verilmiştir.



Şekil 2 - Kesme kuvveti diyagramları (a) Luu vd. [16] (b) TBDY-2018 [29]

Leng vd. [18], Najam ve Warnitchai [19], Khy vd. [20] çekirdek perdeli yüksek binalarda yürüttükleri çalışmalar sonucunda; zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizlerden elde edilen kesme kuvvetlerinin, spektrum analizi ile elde edilen kesme kuvvetlerinden büyük olduğunu belirtmişlerdir. Khy vd. [20], ACI 318M-14 [21] esaslarına göre yürütülen spektrum analizi ile elde edilen perde kesme kuvvetlerinin tasarımda kullanılmaması gerektiğini vurgulamışlardır. Fatemi vd. [22] yüksek modların davranışa etkisini 8 katlı bir perde elemanda incelemek için hibrit testler gerçekleştirmiştir. Fatemi vd. [22] yürüttükleri deneysel çalışmada gözlemlenen kesme talebinin, CSA A23.3-2014'e [9] göre hesaplanan kesme kapasitesinden 2.27 kat daha büyük olduğunu belirtmişlerdir. Chaallal ve Gauthier [23], Fox vd. [24], Rivard vd. [25] bağ kirişli betonarme perdelerin kesme talebini araştırmışlardır. Rivard [25] dolu gövdeli perdelerde olduğu gibi bağ kirişli perdelerin kesme talebinde de yüksek modların etkisiyle artış meydana gelebileceğini ve bu durumun tasarım aşamasında dikkate alınması gerektiğini belirtmişlerdir.

Ülkemizde dinamik büyütme katsayısına ilk defa Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik'te (DBYBHY-2007 [26]) yer verilmiş olup konuyla ilgili çalışmalar da ağırlıklı olarak bu yönetmelik esaslarına göre yürütülmüştür. Kazaz ve Gülkan [27] farklı perde oranına sahip temsili perde-çerçeve bina modellerinde dinamik büyütme katsayısını incelemişlerdir. Bina kat sayısının ve dayanım azaltma katsayısının fonksiyonu olarak önerilen dinamik büyütme katsayısının, 12 katlı ve periyodu 1.5 saniye kadar olan binalarda geçerli olduğunu belirtmişlerdir. Seçkin ve Doran [28], planda uzunluğu 1.5, 3 ve 4.5 metre, yüksekliği 30, 45 ve 60 metre olan dikdörtgen kesitli konsol perdelerde kesme güvenliğini, 2-boyutlu sonlu elemanlar yöntemiyle araştırmışlardır. Çalışmalarında, TBDY-2018 [29] esaslarına göre hesaplanan tasarım kesme kuvvetinin kesme talebini karşılamada yetersiz kaldığını belirtmişlerdir. Ayrıca, tasarım kesme kuvvetinin hesabında sadece dinamik büyütme katsayısının (β_v) yer aldığı denklemin (Denklem 3) dikkate alınmasıyla, perde elemanlarda kesme güvenliğinin sağlanacağı önerisini yapmışlardır.

2019 yılında yürürlüğe giren TBDY-2018'de [29] süneklik düzeyi yüksek perdelerin tasarım kesme kuvvetinin hesabında, dinamik büyütme katsayısı ile birlikte dayanım fazlalığı katsayısına da yer verilmiştir. TBDY-2018'e [29] göre, yüksekliğinin plandaki uzunluğuna oranı ikiden büyük ($H_w/l_w > 2,0$) olan perdelerin enine donatı hesabında esas alınacak tasarım kesme kuvvetinin (V_e) belirlenmesi için iki ayrı hesap yapılması gerekmektedir. Süneklik düzeyi yüksek betonarme perdelerin tasarım kesme kuvveti, Denklem (2) ve Denklem (3) ile hesaplanan değerlerden küçük olanına eşit olmaktadır.

$$V_e = 1.2D V_d \quad (2)$$

$$V_e = \beta_v \frac{(M_p)_t}{(M_d)_t} V_d \quad (3)$$

Denklemlerde yer alan simgelerden D, dayanım fazlalığı katsayısını; β_v , dinamik büyütme katsayısını; V_d ve $(M_d)_t$, sırasıyla düşey yükler ve deprem yüklerinin ortak etkisi altında hesaplanan kesme kuvvetini ve taban kesitindeki eğilme momentini; $(M_p)_t$, perdenin taban kesitinde hesaplanan plastik moment kapasitesini göstermektedir. Dinamik büyütme katsayısı, β_v sabit 1.5 değeriyle verilmiştir. $H_w/l_w > 2,0$ koşulunu sağlayan perdeler için önerilen tasarım kesme kuvveti diyagramı Şekil 2 (b)'de verilmiştir. Perde kesitlerinin kesme dayanımı (V_r), Denklem (4) ile hesaplanmaktadır. Tasarım kesme kuvvetinin Denklem (5) ile verilen koşulları sağlaması gerekmektedir.

$$V_r = A_{ch} (0.65f_{ctd} + \rho_{sh} f_{ywd}) \quad (4)$$

$$V_e \leq V_r \quad (5)$$

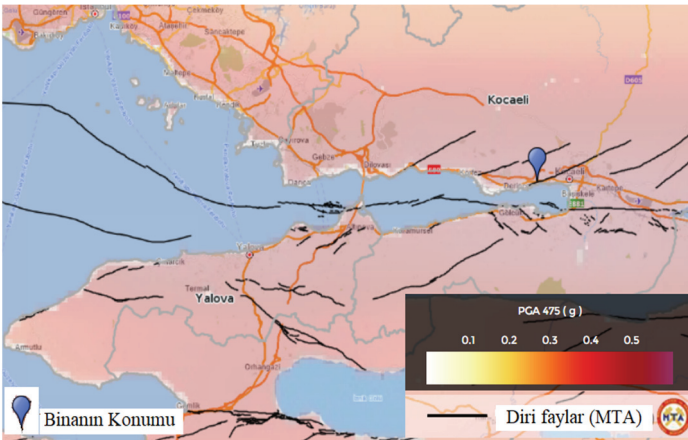
$$V_e \leq 0.85A_{ch} \sqrt{f_{ck}}$$

Burada A_{ch} , perdenin brüt enkesit alanı; f_{ctd} , betonun tasarım çekme dayanımı; f_{ywd} , enine donatının tasarım akma dayanımı; f_{ck} , betonun karakteristik basınç dayanımı; p_{sh} , perdede yatay gövde donatılarının hacimsel oranıdır.

Bu çalışmada, örnek olarak seçilen 20 katlı betonarme perdeli-çerçeve sistemin dikdörtgen ve L-kesitli perde elemanlarında tasarım kesme kuvvetlerinin yeterliliği TBDY-2018 [29] esasları doğrultusunda araştırılmıştır. Literatürde yer alan çalışmalarda [24,30-32] değinilen eksikliği gidermek üzere, doğrusal/doğrusal olmayan sayısal analizler incelenen binanın 3-boyutlu sonlu eleman modelleri dikkate alınarak gerçekleştirilmiştir. Analizler neticesinde, L-kesitli perdede TBDY-2018'e [29] göre hesaplanan tasarım kesme kuvvetinin, mühendislik kabulleri ve tasarım varsayımları çerçevesinde kabul edilebilir bir oranla da olsa aşılmış olması, süneklik düzeyi yüksek betonarme perdelerde gevrek kırılma riskine işaret etmiştir. Bu sebeple, TBDY-2018'e [29] alternatif bir çözüm olarak, incelenen perdelerin kesme talepleri MMS yaklaşımı ile de araştırılmıştır. Sonuç olarak, literatürde kabul görmüş olan MMS yaklaşımının esas alınması durumunda ilgili perde elemanda kesme güvenliğinin sağlandığı görülmüştür.

2. ÇALIŞMADA İZLENEN YÖNTEM

TBDY-2018'de [29] deprem etkisi altındaki bina taşıyıcı sistemlerinin tasarımı için "Dayanıma Göre Tasarım" (DGT) ve "Şekil Değiştirmeye Göre Değerlendirme ve Tasarım" (ŞGDT) yaklaşımları önerilmiştir. Çalışmanın ilk aşamasında 20 katlı betonarme bir binanın tasarımı, DGT kapsamındaki doğrusal hesap yöntemlerinden biri olan mod birleştirme yöntemi ile gerçekleştirilmiştir. Tasarımı gerçekleştirilen binada zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizler, Şekil Değiştirmeye Göre Değerlendirme ve Tasarım (ŞGDT) yaklaşımı kapsamında yürütülmüştür. TBDY-2018'de [29] deprem tasarım sınıfı (DTS) bir olan betonarme yapılarda DGT esaslarının uygulanabileceği sınır yükseklik 70 metre olarak verilmiştir. Betonarme perdelerde dinamik büyütme etkisinin bina yüksekliğine veya hâkim titreşim periyoduna bağlı olarak artacağını belirten çalışmalar da [3, 6, 11, 14, 27, 33] dikkate alınarak incelenen binanın yüksekliği, kat yüksekliğinin her katta 3 metre olduğu kabulü ile

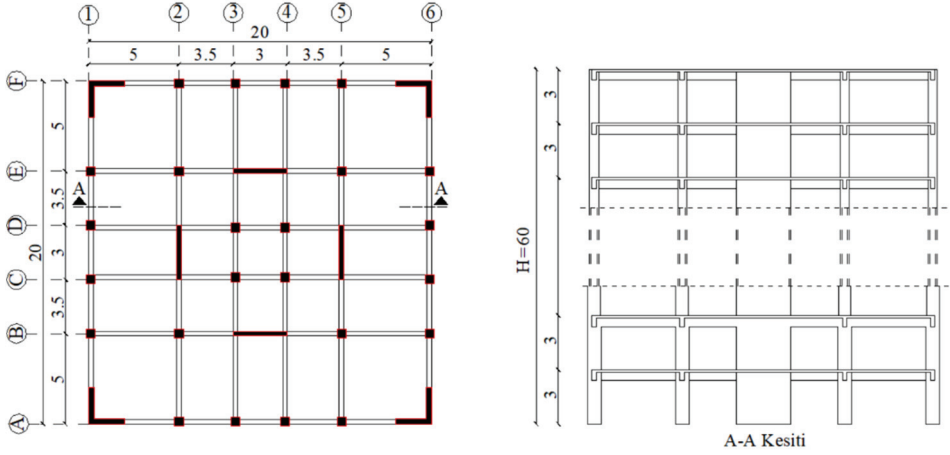


Şekil 3 - Binanın konumu [35]

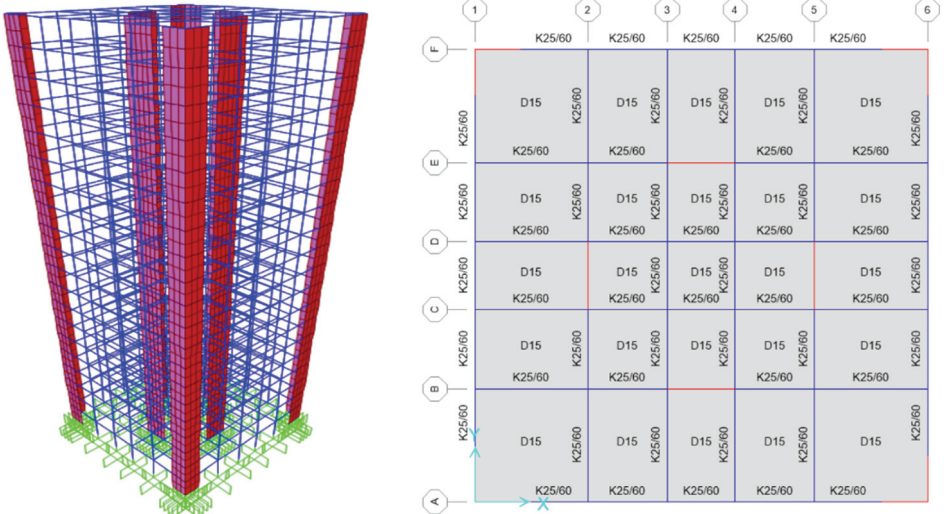
60 metre olarak belirlenmiştir. Bina'nın coğrafi koordinatı, Kuzey Anadolu fay zonunun şiddetli deprem üretme potansiyeline sahip fay kolunun tehlikesi altında bulunan ve 1999 Marmara Depremi'nde büyük can ile mal kaybının yaşandığı Kocaeli ilinde seçilmiştir. Seçilen coğrafi koordinatın yerel zemin sınıfı, Ulusal Deprem Tehlikesini Azaltma Programı (NEHRP) [34] Kocaeli sınıflandırma haritasından faydalanılarak ZD olarak belirlenmiştir. Bina'nın konumu Şekil 3'te verilmiştir [35].

2.1. İncelenen Bina'nın Sayısal Modelleri

Kullanım amacı konut olarak düşünülen 20 katlı bina'nın taşıyıcı sistemi süneklik düzeyi yüksek betonarme çerçevelerden ve perdelerden oluşmaktadır. Bina'nın taşıyıcı sistemi



Şekil 4 - Kat planı ve kesit detayı (uzunluklar m birimindedir)



Şekil 5 - Bina'nın sayısal modeli

planda simetrik olarak düzenlenmiş olup, 20×20 metre uzunluklarındaki kat planı ve kesit detayı Şekil 4'te verilmiştir. İncelenen binanın dayanıma göre tasarımı mod birleştirme yöntemi kullanılarak yapılmıştır. Yapısal analizler, SAP2000 (versiyon 23) yazılımı [36] kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Binanın sayısal modeli Şekil 5'te verilmiştir.

Kolon ve kirişler çubuk sonlu elemanlarla, perdeler kabuk sonlu elemanlarla, döşemeler de rijit diyafram kabulü ile modellenmiştir. Betonarme taşıyıcı sistem elemanlarının kesit özelliklerinin modellenmesinde TBDY-2018'de [29] verilen etkin kesit rijitliği çarpanları kullanılmıştır. Deprem etkilerinin süneklik düzeyi yüksek betonarme çerçeveler ve betonarme perdeler tarafından karşılanan binalar için taşıyıcı sistem davranış katsayısı (R) ve dayanım fazlalığı katsayısı (D) sırasıyla 7 ve 2.5 olmaktadır. Binanın kullanım amacına bağlı olan bina kullanım sınıfı (BKS) 3, tasarımda esas alınacak deprem tasarım sınıfı (DTS) 1 olarak belirlenmiştir. Binanın, DD-2 deprem yer hareketinin etkisi altında kontrollü hasar (KH) performans hedefini sağlaması gerekmektedir. Beton sınıfı C35, boyuna ve enine donatı için donatı çeliği sınıfı B420C seçilmiştir. Gerçekleştirilen tasarım neticesinde kolonların enkesit boyutları 1. ve 2. katlarda 0.75×0.75 m, 3. ve 6. katlar arasında 0.70×0.70 m, 7. ve 10. katlar arasında 0.6×0.6 m, 11. ve 20. katlar arasında 0.5×0.5 m olarak belirlenmiştir. Kirişlerin enkesit boyutu 0.25×0.60 m, döşeme kalınlığı da 0.15 m olarak seçilmiştir. İç akslarda yer alan dikdörtgen kesitli perdelerin plandaki uzunluğu 3 metre, gövde kalınlığı da yönetmelikte önerilen minimum değer olan 0.25 metredir. Dış akslarda yer alan L-kesitli perdelerin plandaki uzunluğu 2 metredir. TBDY-2018'de [29] süneklik düzeyi yüksek perdelerin minimum enkesit alanı için verilen koşulun kontrolü yapılmış ve L-kesitli perdelerin gövde kalınlığı 0.3 metre olarak hesaplanmıştır. Perdelerin plandaki uzunluğu belirlenirken; deprem yüklerinin etkisi altında perdelerin tabanında meydana gelen devrilme momentlerinin (M_{DEV}) toplamının, binanın tümü için tabanda meydana gelen toplam devrilme momentinin (M_o) %40'ından az ve %75'inden fazla olmayacaktır koşulu sağlanmıştır (Denklemler 6).

$$0.40M_o < \Sigma M_{DEV} < 0.75M_o \quad (6)$$

Deprem yüklerinin etkisi altında, binanın tümü için tabanda meydana gelen toplam devrilme momenti 183697 kNm, perdelerin tabanında meydana gelen devrilme momentlerinin toplamı 89969 kNm olup, yönetmelikte verilen koşul Denklem (7) ile kontrol edilmiştir:

$$73479 \text{ kNm} < 89969 \text{ kNm} < 137773 \text{ kNm} \quad (7)$$

Perdelerin plandaki uzunluğu belirlenirken görelî kat ötelemesinin sınırlandırılması için verilen koşul da dikkate alınmıştır. Dolgu duvarların çerçeve elemanlarına, aralarında herhangi bir esnek derz veya bağlantı elemanı olmaksızın tamamen bitişik olması durumunda, binanın herhangi bir katında hesaplanan etkin görelî kat öteleme oranının Denklem (8) ile verilen koşulu sağlaması gerekmektedir. Burada κ katsayısı betonarme binalarda 1 olarak verilmiştir. λ katsayısı 0.423 olarak hesaplanmıştır. İncelenen binada en büyük görelî kat öteleme oranı 7. katta 0.006 olup izin verilen 0.008 değerinin altında kalmaktadır.

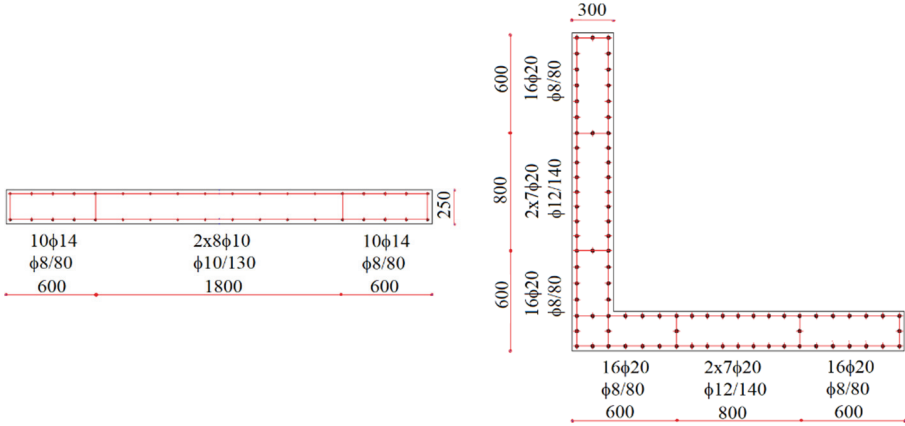
$$\lambda \frac{\delta_{i, \max}^{(X)}}{h_i} < 0.008\kappa \quad (8)$$

Binanın toplam ağırlığı 108235 kN ve azaltılmış deprem yükü her iki doğrultu için 5450 kN'dur. Binaın, X-X ve Y-Y doğrultularındaki hâkim titreşim periyotları 2.12 saniyedir. Her iki deprem doğrultusu için %95 kütle katılım oranına 22. titreşim modunda ulaşılmıştır. Binaın ilk 10 titreşim moduna ait periyotlar ve kütle katılım oranları Tablo 1'de verilmiştir.

Tablo 1 - İlk 10 titreşim moduna ait periyotlar ve kütle katılım oranları

Titreşim Modu	Periyot (saniye)	U _x (%)	U _y (%)	Toplam U _x (%)	Toplam U _y (%)
1	2.12	0	0.733	0	0.733
2	2.12	0.733	0	0.733	0
3	1.54	0	0	0.733	0.733
4	0.69	0.124	0	0.857	0.733
5	0.69	0	0.124	0.857	0.857
6	0.50	0	0	0.857	0.857
7	0.37	0.045	0	0.902	0.857
8	0.37	0	0.045	0.902	0.902
9	0.26	0	0	0.902	0.902
10	0.24	0.004	0.023	0.906	0.925

TBDY-2018'de [29] süneklik düzeyi yüksek perdeler için verilen koşullar dikkate alınarak perdelerin boyutlandırılması ve donatı hesabı gerçekleştirilmiştir. Dikdörtgen kesitli perdenin kritik yüksekliği 6 metre, perde uç bölgesinin uzunluğu kritik perde yüksekliği boyunca 0.6 metredir. L-kesitli perdenin kritik yüksekliği 3 metre, perde uç bölgesinin uzunluğu kritik perde yüksekliği boyunca 0.6 metredir. Perdelerle etkiyen iç kuvvetler dikkate alınarak oluşturulan taban enkesit detayları Şekil 6'da verilmiştir. Dikdörtgen kesitli perdenin uç bölgelerinde belirlenen 10φ14 boyuna donatı için hesaplanan alanın perde enkesit alanına oranı 0,0021'dir. Hesaplanan oran, kritik perde yüksekliğinde boyuna donatı için verilen minimum orandan (0,002) büyük olmaktadır. Perde gövdesinde belirlenen 16φ10 boyuna donatı için hesaplanan oran 0.0028 olup, minimum oran (0.0025) sağlanmaktadır. L-kesitli perdenin uç bölgesinde seçilen 16φ20 boyuna donatı için hesaplanan oran 0.0084 ve gövde bölgesinde seçilen 14φ20 boyuna donatı için hesaplanan oran 0.0183'tür. Yatay gövde donatısı dikdörtgen kesitli perde tabanında Φ10/130, L-kesitli perde tabanında Φ12/140 olarak belirlenmiştir. Yatay gövde donatılarının hacimsel oranları (p_{sh}), dikdörtgen kesitli perdede 0.0048 ve L-kesitli perdede 0.0054 olup, minimum oran olan 0.0025 sağlanmaktadır.



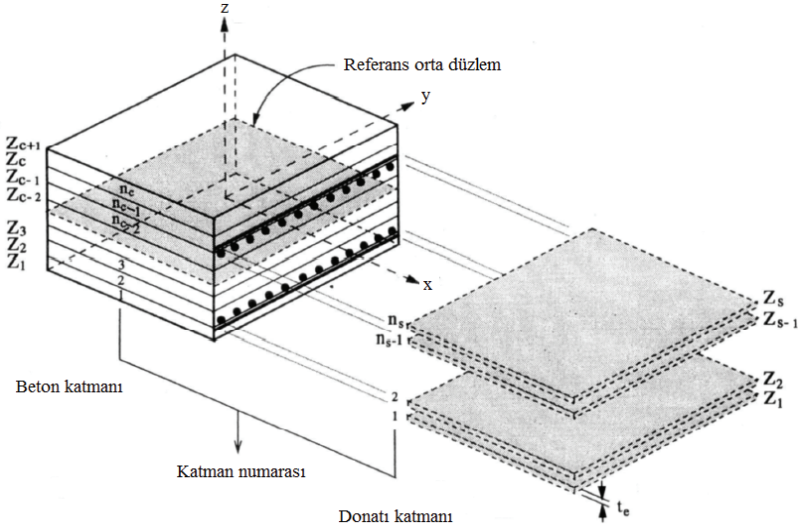
Şekil 6 - Perdelerin taban enkesit detayları

Tasarımı gerçekleştirilmiş binada zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizler yapılmıştır. Çubuk sonlu elemanları olarak modellenen kolon ve kirişlerde doğrusal olmayan davranış, çubuk elemanların her iki ucuna atanan plastik mafsallar ile sağlanmıştır. Eksenel kuvvet ve eğilme momenti etkisinde bulunan kolon elemanlarda P-M2-M3 mafsal tanımı ile üç eksenli etkileşim diyagramı oluşturulmuş, kiriş elemanlarda eğilme davranışını temsil eden M3 mafsalı tanımlanmıştır. Perdelerin doğrusal olmayan davranışı için kompozit malzeme mekaniği prensiplerine dayanmakta olan çok katmanlı kabuk eleman modeli kullanılmıştır (Şekil 7). Çok katmanlı kabuk eleman modeli ile betonarme perdelerin doğrusal olmayan düzlem içi/düzlem dışı eğilme çifti ve düzlemsel eğilme-kesme çifti davranışları temsil edilebilmektedir. Kabuk eleman farklı kalınlığa sahip katmanlardan oluşabilmekte ve bu katmanlara farklı malzeme özellikleri tanımlanabilmektedir. Sonlu eleman yöntemi ile hesapta orta tabakanın eksenel birim şekil değiştirmesi ve eğriligi elde edilmektedir. Düzlem kesitin eğilmeden sonra düzlem kalacağı kabulüne göre diğer katmanlara ait birim şekil değiştirmeler ve eğrilikler hesaplanmaktadır. Bu değerlere karşı gelen gerilme, katmana tanımlanan malzemeye ait bünye denklemleri kullanılarak elde edilmektedir [37-39].

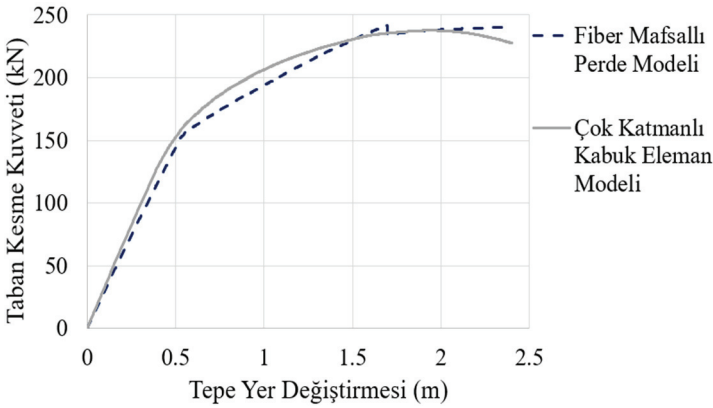
Sargılı ve sargısız beton davranışı için Mander modeli [40] kullanılmıştır. Perde elemanlarda çekme rijitleşmesi etkisi, Massicotte vd. [41] tarafından önerilmiş olan üç eğrili model ile dikkate alınmıştır. Donatı çeliğinin gerilme-şekil değiştirmesi eğrisi, TBDY-2018'de [29] verilen bağıntılar kullanılarak oluşturulmuştur. Doğrusal olmayan analizin başlangıç koşullarını belirlemek için öncelikle düşey yükler etkisi altındaki taşıyıcı sistemin artımsal statik hesabı yapılmıştır. Yatay deprem hesabı, dik doğrultulardaki deprem bileşenlerinin binaya eş zamanlı etkililmesiyle gerçekleştirilmiştir. Analizlerde, Hilber-Hughes-Taylor integrasyon metodu ve Rayleigh sönüm modeli kullanılmıştır. Sönüm oranı, TBDY-2018'de [29] belirtildiği üzere %5 alınmıştır.

Perde elemanlarda doğrusal olmayan davranış için kullanılan modelleme yaklaşımının incelenmesi için Şekil 6'da detayı verilen 60 metre yüksekliğindeki dikdörtgen kesitli perdenin iki ayrı konsol modeli oluşturulmuştur. Çok katmanlı kabuk ile modellenen

betonarme perde, ayrıca çubuk eleman olarak modellenerek uçlarına fiber mafsallı tanımlanmıştır. Kesit hücresi (fiber) modelinde; kesit içindeki beton yeteri kadar küçük hücrelerle ve çelik donatı çubukları tekil olarak modellenmekte olup, her bir hücrede doğrusal olmayan aksel gerilme - birim şekil değiştirme bağıntıları çevrimsel olarak göz önüne alınabilmektedir. Oluşturulan iki ayrı modelde, perde elemana her kat seviyesinde $0.01f_{ck}A_{ch}$ değerinde aksel kuvvet uygulanarak, doğrusal olmayan itme analizi gerçekleştirilmiştir. İtme analizleri sonucunda elde edilen taban kesme kuvveti - tepe yer değiştirmesi eğrileri Şekil 8’de verilmiştir. Şekil 8 incelendiğinde elde edilen eğrilerin, gerek taban kesme kuvvetleri gerekse de yer değiştirmeler bakımından uyumlu sonuç verdiği görülmüştür.



Şekil 7 - Çok katmanlı kabuk eleman modeli [39]



Şekil 8 - Konsol perdede elde edilen itme eğrileri

2.2. İvme Kayıtlarının Seçilmesi ve Ölçeklendirilmesi

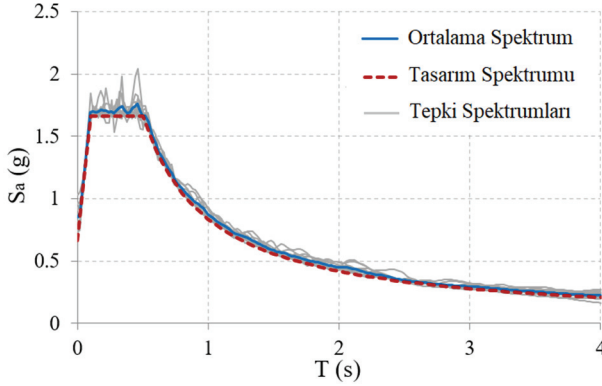
TBDY-2018'e [29] göre zaman tanım alanında yapılacak hesaplarda gerçek ve benzeştirilmiş ivme kayıtları kullanılabilir. Bu çalışmada doğrusal olmayan analizler benzeştirilmiş ivme kayıtları ile gerçekleştirilmiştir. İvme kayıtlarının seçiminde, moment büyüklüğü (M_w) 6.5'tan büyük olan ve kayıt yeri ile kaynak noktası arasındaki mesafesi (R_{jb}) 20 kilometreden küçük olan kayıtlar dikkate alınmıştır [42]. TBDY-2018'de [29] üst 30 metredeki ortalama kayma dalgası hızı ($(V_s)_{30}$), ZD yerel zemin sınıfı için 180-360 m/s aralığında verilmiş olup seçilen ivme kayıtlarının ($(V_s)_{30}$) değerleri bu aralıkta değişmektedir. Kuzey Anadolu fay hattının sağ yönlü doğrultu atımlı fay olması da ivme kayıtlarının fay tipinin seçiminde etken olmuştur. İvme kayıtları, Pasifik Deprem Mühendisliği Araştırma Merkezi (PEER) [43] tarafından oluşturulan veri tabanından elde edilmiştir. Bahsedilen kriterler dikkate alınarak seçilen ivme kayıtlarının özellikleri Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2 - Seçilen ivme kayıtları (M_w : Moment büyüklüğü, R_{jb} : Joyner-Boore mesafesi, $(V_s)_{30}$: Üst 30 metredeki ortalama kayma dalgası hızı, D.A: Doğrultu atımlı fay)

Deprem	İstasyon	Bileşenler	M_w	R_{jb} (km)	$(V_s)_{30}$ (m/s)	Fay tipi
Imperial Valley	Brawley Airport	225, 315	6.53	8.54	208.71	D.A
Imperial Valley	Calexico Fire S.	225, 315	6.53	10.45	231.23	D.A
Imperial Valley	EC County Center	2, 92	6.53	7.31	192.05	D.A
Kobe	Port Island	0, 90	6.90	3.31	198.00	D.A
Kobe	Shin-Osaka	0, 90	6.90	19.14	256.00	D.A
Kocaeli	Düzce	180, 270	7.51	13.60	281.86	D.A
Kocaeli	Yarımcı	60, 150	7.51	1.38	297.00	D.A
Superstition Hills	Kornbloom Road	270, 360	6.54	18.48	266.01	D.A
Superstition Hills	Westmorland Fire S.	90, 180	6.54	13.03	193.67	D.A
Düzce	Düzce	180, 270	7.14	0.00	281.86	D.A
Erzincan	Erzincan	NS, EW	6.69	0.00	352.05	D.A

50 yılda aşılma olasılığı %10 olan standart deprem yer hareketi düzeyine (DD-2) karşı gelen yatay elastik tasarım spektrumu, Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı (AFAD) [35] tarafından hazırlanan deprem tehlike haritası web uygulaması kullanılarak oluşturulmuştur. Seçilen ivme kayıtları, SeismoMatch yazılımı [44] ile yatay elastik tasarım spektrumuna eşleştirilirken; dönüştürülen kayıtlara ait bileşke spektrumların ortalamasının genlikleri, tüm

periyotlar için tasarım spektrumunun genliklerinden daha küçük olmayacaktır koşulu uygulanmıştır. İvme kayıtlarının ortalama spektrumu ile elastik tasarım ivme spektrumu Şekil 9'da verilmiştir.



Şekil 9 - Seçilen ivme kayıtlarının ortalama spektrumu

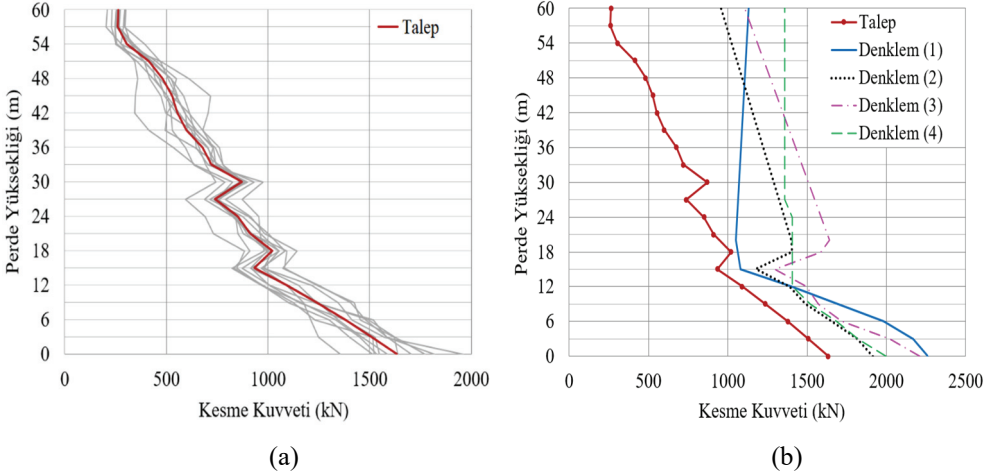
3. ANALİZ SONUÇLARININ KARŞILAŞTIRILMASI

Bu bölümde; Denklem (2) ve Denklem (3) ile TBDY-2018'e [29] göre hesaplanan kesme kuvveti değerleri, Denklem (4) ile hesaplanan kesme kapasiteleri, 11 ivme kaydı ile yürütülen analizlerden elde edilen değerlerin ortalaması olan talep değerleri, modifiye edilmiş modal süperpozisyon (MMS) yaklaşımına göre Denklem (1) ile hesaplanan kesme kuvveti değerleri dikdörtgen ve L-kesitli perdelerin yükseklikleri boyunca birlikte verilmiştir (Şekil 10-11).

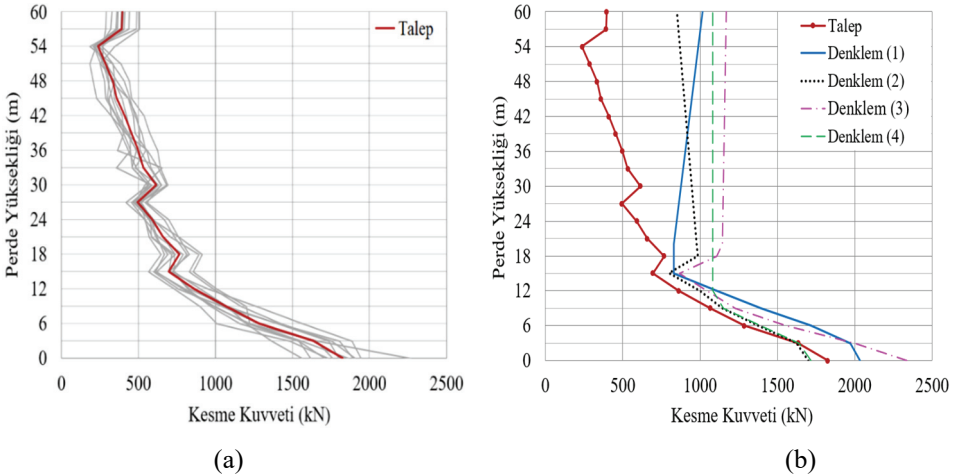
İncelenen dikdörtgen ve L-kesitli perdelerin tasarım kesme kuvvetleri, dayanım fazlalığı katsayısını (D) içeren Denklem (2) ile hesaplanan kesme kuvvetlerine eşittir. Dikdörtgen kesitli perdenin taban kesitinde Denklem (2) ile hesaplanan kesme kuvveti 1914 kN, Denklem (3) ile hesaplanan kesme kuvveti 2209 kN değerindedir. Dikdörtgen kesitli perdenin taban kesitinin tasarım kesme kuvveti, Denklem (2) ve Denklem (3) ile hesaplanan değerlerden küçük olanına karşı gelen 1914 kN olmaktadır. L-kesitli perdenin taban kesitinde Denklem (2) ile hesaplanan kesme kuvveti 1701 kN, Denklem (3) ile hesaplanan kesme kuvveti 2337 kN değerindedir. L-kesitli perdenin taban kesitinin tasarım kesme kuvveti 1701 kN olarak belirlenmiştir. Dikdörtgen ve L-kesitli perdelerin taban kesitindeki kesme talepleri sırasıyla 1633 kN ve 1825 kN değerindedir. Dikdörtgen kesitli perdenin taban kesitinde elde edilen kesme talebinin tasarım kesme kuvvetine oranı %85.3'tür. Dikdörtgen kesitli perdenin yüksekliği boyunca hesaplanan tasarım kesme kuvveti değerleri, kesme talebini karşılamada yeterli olmuştur. L-kesitli perdenin taban kesitinde hesaplanan tasarım kesme kuvveti, kesme talebini karşılamada yetersiz kalmıştır. L-kesitli perdenin taban kesitinde elde edilen kesme talebinin tasarım kesme kuvvetine oranı %107.3'tür. Şekil 11 incelendiğinde, L-kesitli perdede tasarım kesme kuvvetinin sadece taban kesitinde değil binanın 2. katında da aşıldığı görülmektedir. L-kesitli perde için binanın 2. katında elde edilen talep/tasarım kesme kuvveti oranı (%101), kesme kırılması riskine karşı önlemlerin perdenin üst kısımlarında da dikkate alınması gerektiğini göstermektedir. İncelenen perdelerde hesaplanan kesme kuvveti oranları binanın ilk 7 katı için Tablo 3'te verilmiştir.

Dikdörtgen kesitli perdenin taban kesitinin kesme kapasitesi 1996 kN, L-kesitli perdenin taban kesitinin kesme kapasitesi 1718 kN'dur. L-kesitli perdenin taban kesitinde hesaplanan kesme kapasitesi %6.2 oranında aşılmıştır. İncelenen perdelerde hesaplanan talep/kapasite oranları Tablo 3'te verilmiştir. Perdelerin kesme kapasiteleri, minimum enine donatı kullanılan kesitten itibaren sabit kalmıştır.

İncelenen perdelerin yükseklikleri boyunca Denklem (3) ile hesaplanan kesme kuvveti değerleri, kesme taleplerini güvenle karşılamaktadır. Kesme talebinin Denklem (3) ile hesaplanan kesme kuvvetine en büyük oranı, dikdörtgen kesitli perde için binanın 3. katında %80; L-kesitli perde için binanın 4. katında %87 değerindedir.



Şekil 10 - Dikdörtgen kesitli perdenin kesme kuvveti diyagramı (a) Ortalama dağılım (b) Denklem (1), (2), (3) ve (4) ile elde edilen kesme kuvveti dağılımları



Şekil 11 - L-kesitli perdenin kesme kuvveti diyagramı (a) Ortalama dağılım (b) Denklem (1), (2), (3) ve (4) ile elde edilen kesme kuvveti dağılımları

Tablo 3 - İncelenen perdelerde hesaplanan kesme kuvveti oranları (D: Dikdörtgen kesitli perde, L: L-kesitli perde)

KAT	Talep/Denklem (1)		Talep/Denklem (2)		Talep/Denklem (3)		Talep/ Denklem (4)	
	D	L	D	L	D	L	D	L
1	0.72	0.90	0.85	1.07	0.74	0.78	0.82	1.06
2	0.69	0.83	0.83	1.01	0.75	0.82	0.83	1.00
3	0.70	0.75	0.83	0.93	0.80	0.83	0.82	0.93
4	0.73	0.76	0.83	0.94	0.79	0.87	0.81	0.93
5	0.78	0.78	0.78	0.86	0.73	0.83	0.77	0.80
6	0.86	0.84	0.79	0.87	0.72	0.80	0.66	0.64
7	0.95	0.92	0.73	0.78	0.64	0.69	0.73	0.71

İncelenen binada ilk sekiz titreşim moduna ait modal etkin kütlelerinin toplamı, toplam kütlelerin %90'ına eşit olmaktadır. İlk sekiz titreşim moduna karşı gelen kesme kuvvetleri doğrusal analiz ($R=7$) ile belirlenmiş ve bu değerler Denklem (1)'e göre birleştirilmiştir. Kesme kuvvetleri Denklem (1)'e göre birleştirilirken her bir titreşim modu için hesaplanan deprem yükü azaltma katsayısı (R_a) kullanılmıştır. Deprem yükü azaltma katsayısı (R_a) hesaplanırken tasarım spektrumunun köşe periyodu (T_B) 0.503 saniye, bina önem katsayısı (I) "1", dayanım fazlalığı katsayısı (D) "2.5" olarak alınmıştır. Dikdörtgen ve L-kesitli perdelerde izlenen hesap adımları Tablo 4 ve 5'te verilmiştir. Titreşim modlarına ait kesme değerleri MMS yaklaşımına göre birleştirilirken, 1. moda karşı gelen azaltılmış kesme kuvveti doğrudan kullanıldığından, bu moda ait katsayı hesaplarda "1" alınmıştır.

Tablo 4 – Dikdörtgen kesitli perdede Denklem (1)'in uygulanması

Titreşim Modu	V (kN)	T (s)	R_a (T)	$R_a^2 \times V^2$
1	506.7	2.12	1	256741
2	0	2.12	7	0
3	0	1.54	7	0
4	53.8	0.69	7	141818
5	271.3	0.69	7	3607804
6	0	0.50	6.97	0
7	50.7	0.37	5.82	87028
8	172.8	0.37	5.82	1010878

Dikkate alınan titreşim modları için hesaplanan $R_a^2 \times V^2$ değerleri Denklem (9) ile birleştirilerek dikdörtgen kesitli perdenin taban kesme kuvveti hesaplanmıştır.

$$V_{\text{taban}} = [256741 + 141818 + 3607804 + 87028 + 1010878]^{0.5} = 2259 \text{ kN} \quad (9)$$

Tablo 5 – L-kesitli perdede Denklem (1)'in uygulanması

Titreşim Modu	V (kN)	T (s)	R_a (T)	$R_a^2 \times V^2$
1	438.4	2.12	1	192186
2	0	2.12	7	0
3	0	1.54	7	0
4	77.3	0.69	7	293100
5	234.4	0.69	7	2693055
6	0	0.50	6.97	0
7	57.5	0.37	5.82	111750
8	158.4	0.37	5.82	849069

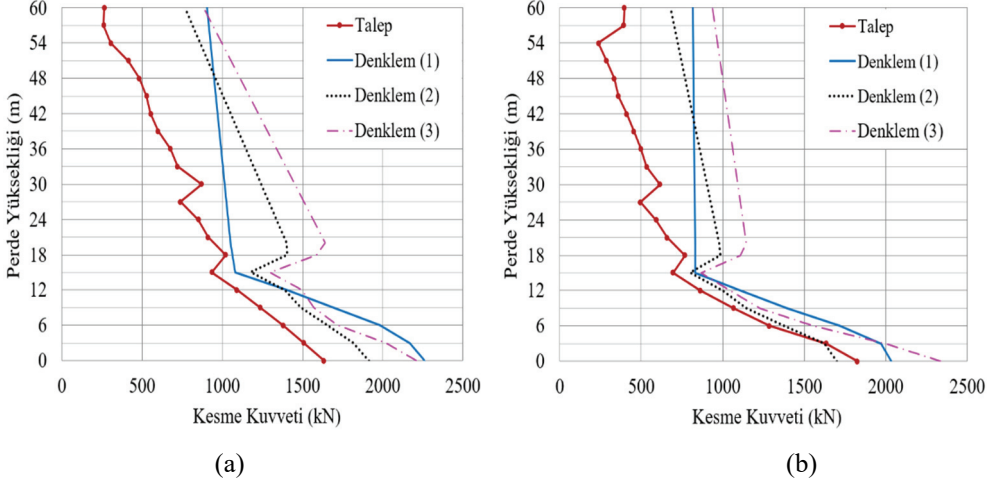
Dikkate alınan titreşim modları için hesaplanan $R_a^2 \times V^2$ değerleri Denklem (10) ile birleştirilerek L-kesitli perdenin taban kesme kuvveti hesaplanmıştır.

$$V_{\text{taban}} = [192186 + 293100 + 2693055 + 111750 + 849069]^{0.5} = 2034 \text{ kN} \quad (10)$$

MMS yaklaşımı ile hesaplanan kesme kuvvetleri, TBDY-2018'de [29] perde yüksekliği boyunca verilen diyagrama göre birleştirilmiştir. Kesme taleplerinin, MMS yaklaşımı ile hesaplanan kesme kuvvetlerine oranı Tablo 3'te verilmiştir. Kesme talebinin Denklem (1) ile hesaplanan kesme kuvvetine oranı, dikdörtgen kesitli perdenin tabanında %72; L-kesitli perdenin tabanında %90 değerindedir. İncelenen oranın dikdörtgen ve L-kesitli perdelerdeki en büyük değerleri binanın 7. katında sırasıyla %95 ve %92 olarak elde edilmiştir. MMS yaklaşımı ile incelenen perdelerde hesaplanan kesme kuvvetleri, kesme taleplerini güvenli bir şekilde karşılamaktadır.

TBDY-2018'de [29] verilen tasarım kesme kuvveti diyagramına göre perde yüksekliğinin 1/3'ünde ($H_w/3$) hesaplanan kesme kuvveti, perdenin üst ucuna doğrusal olarak birleştirilmektedir. Perdenin en üst ucundaki değer, perde tabanında hesaplanan kesme kuvvetinin 0,5 katına eşit olmaktadır. İncelenen L-kesitli perdede yüksekliğin 1/3'ünde Denklem (3) ile hesaplanan kesme kuvveti değerinin (1143 kN), perde üst ucunda hesaplanan değerden (1169 kN) küçük olduğu görülmüştür. Benzer şekilde, Denklem (1) ile elde edilen dağılımlarda da kesme kuvveti değerleri yükseklikle birlikte artmaktadır. Luu vd. [16] tarafından önerilen kesme kuvveti diyagramına (Şekil 2-a) göre perdenin en üst ucundaki değer, perde tabanında hesaplanan kesme kuvvetinin 0,4 katına eşit olmaktadır. TBDY-

2018'de [29] verilen kesme kuvveti diyagramında, perdenin en üst ucundaki değerin perde tabanında hesaplanan kesme kuvvetinin 0,4 katına eşit alınmasıyla elde edilen dağılımlar ile üst katların kesme güvenliği, bahsedilen duruma imkân vermeden yine sağlanmaktadır (Şekil 12).



Şekil 12 - Güncellenen kesme kuvveti dağılımları (a) Dikdörtgen kesitli perde (b) L-kesitli perde

4. SONUÇLAR

Bu çalışmada, yüksek modların etkisiyle betonarme perdelerin kesme talebinde meydana gelecek artış TBDY-2018 esaslarına göre araştırılmıştır. Bu doğrultuda, taşıyıcı sistemi süneklik düzeyi yüksek betonarme çerçevelerden ve perdelerden oluşan 20 katlı betonarme bir binanın tasarımı Dayanımına Göre Tasarım (DGT) yaklaşımı ile gerçekleştirilmiş ve tasarlanan binada zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizler gerçekleştirilmiştir. Doğrusal analizlerden elde edilen kesme kuvveti değerleri ve doğrusal olmayan analizlerden elde edilen kesme talepleri dikdörtgen ve L-kesitli perdelerin yüksekliği boyunca karşılaştırılmış ve elde edilen bulgular özetlenmiştir:

1. TBDY-2018 esaslarına göre süneklik düzeyi yüksek dikdörtgen kesitli perdede hesaplanan tasarım kesme kuvveti kesme talebini güvenle karşılarken, L-kesitli perdenin tasarım kesme kuvveti %7.3 oranında aşılmıştır. İncelenen bina özelinde L-kesitli perdede elde edilen oran, mühendislik kabulleri ve tasarım varsayımları çerçevesinde kabul edilebilir bir seviyede olmakla birlikte, süneklik düzeyi yüksek betonarme perdelerde gevrek kırılma riskine işaret edebilecek olup konuyla ilgili çalışmalara olan ihtiyacı vurgulamaktadır.
2. L-kesitli perdede tasarım kesme kuvveti sadece taban kesitinde değil, binanın 2. katında da aşılmıştır. Bu durum, perde tabanı ile birlikte perde yüksekliği boyunca da kesme kırılmasına karşı önlem alınması gerektiğini göstermektedir.

3. Tasarım kesme kuvvetinin hesabında sadece dinamik büyütme katsayısının (β_v) yer aldığı denklemin dikkate alınmasıyla kesme güvenliğinin sağlanacağı önerisi [28], incelenen perdeler için kesme talebini güvenle karşılayan sonuçlar vermiştir.

4. Analiz sonuçları, modifiye edilmiş modal süperpozisyon (MMS) yaklaşımı ile perde elemanlarda kesme güvenliğini sağlayan bir tasarımın gerçekleştirilebileceğini işaret etmektedir.

Bu çalışmada elde edilen sonuçlar, incelenen taşıyıcı sistem ve seçilen ivme kayıtları kapsamında değerlendirilmelidir. Ayrıca, benzer bir çalışmanın betonarme boşluklu perdeli binalar için de yapılması önerilir.

Semboller

A_{ch}	Boşluksuz perdenin brüt enkesit alanı
D	Dayanım fazlalığı katsayısı
f_{ck}	Betonun karakteristik basınç dayanımı
f_{ctd}	Betonun tasarım çekme dayanımı
f_{ywd}	Enine donatının tasarım akma dayanımı
H_w	Perde yüksekliği
l_w	Perdenin plandaki uzunluğu
$(M_d)_t$	Perdenin taban kesitinde yük katsayıları ile çarpılmış düşey yükler ve deprem yüklerinin ortak etkisi altında hesaplanan moment
$(M_p)_t$	Perdenin taban kesitinde f_{ck} , f_{yk} ve çeliğin dayanım artışı göz önüne alınarak hesaplanan moment kapasitesi
M_w	Moment büyüklüğü
R	Taşıyıcı sistem davranış katsayısı
$R_a(T)$	Deprem yükü azaltma katsayısı
R_{jb}	Joyner-Boore mesafesi
$S_a(g)$	Spektral ivme
$T(s)$	Doğal titreşim periyodu
V_d	Yük katsayıları ile çarpılmış düşey yükler ve deprem yüklerinin ortak etkisi altında hesaplanan kesme kuvveti
V_e	Perdede enine donatı hesabında esas alınan kesme kuvveti
V_i	Modifiye edilmiş modal süperpozisyon yaklaşımı ile perdede hesaplanan kesme kuvveti
V_r	Perde kesitinin kesme kuvveti dayanımı

$(V_s)_{30}$	Üst 30 metredeki ortalama kayma dalgası hızı
β_v	Dinamik büyütme katsayısı
ρ_{sh}	Perdede yatay gövde donatılarının hacimsel oranı
μ	Süneklik katsayısı
ω_v	Dinamik büyütme katsayısı

Kaynaklar

- [1] Kocaeli Üniversitesi, 6 Şubat 2023 Kahramanmaraş Depremleri Saha İnceleme Raporu, KÜV Yayınları Nisan-2023, https://www.kocaeli.edu.tr/KOU_DEPREM_RAPORU1.pdf.
- [2] Bursa Teknik Üniversitesi, Deprem Mühendisliği Uygulama ve Araştırma Merkezi, 6 Şubat 2023 Kahramanmaraş Depremleri İnceleme ve Değerlendirme Raporu, 2023/02, https://depo.btu.edu.tr/dosyalar/deprem/Dosyalar/BT%C3%9C%20DEPREM%20RAPORU_V18.pdf.
- [3] Blakeley, R.W.G., Cooney, R.C., Megget, L.M., Seismic Shear Loading at Flexural Capacity in Cantilever Wall Structures, Bull. N. Z. Soc. Earth. Eng., 8(4), 278-290, 1975.
- [4] Eibl, J., Keintzel, E., Seismic Shear Forces in RC Cantilever Shear Walls, Proceedings of Ninth World Conference on Earthquake Engineering, Kyoto, Japan, 1988.
- [5] Paulay, T., Priestley, M.J.N., Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings, John Wiley & Sons, New York, 1992.
- [6] Krawinkler, H., Importance of Good Nonlinear Analysis, Struct. Des. Tall Spec. Build., 15(5), 515-531, 2006.
- [7] NZS 3101, The Design of Concrete Structures (Parts 1&2), New Zealand Standard, Wellington, 1995.
- [8] Eurocode 8, Design of Structures for Earthquake Resistance - Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, European Committee for Standardization, Brussels, 2004.
- [9] CSA A23.3, Design of Concrete Structures, Canadian Standards Association, Ontario, 2004.
- [10] ACI 318M-19, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2019.
- [11] Priestley, M.J.N., Does Capacity Design Do the Job? An Examination of Higher Mode Effects in Cantilever Walls, Bull. N. Z. Soc. Earth. Eng., 36(4), 276-292, 2003.
- [12] NZS 4203, Code of Practice for the General Structural Design and Design Loadings for Buildings, New Zealand Standard, Wellington, 1992.

- [13] Sullivan, T.J., Priestley, M.J.N, Calvi, G.M., Estimating the Higher-Mode Response of Ductile Structures, *J. Earth. Eng.*, 12(3), 456-472, 2008.
- [14] Rutenberg, A., Nsieri, E., The Seismic Shear Demand in Ductile Cantilever Wall Systems and the EC8 Provisions, *Bull. Earth. Eng.*, 4, 1-21, 2006.
- [15] Boivin, Y., Paultre, P., Seismic Force Demand on Ductile Reinforced Concrete Shear Walls Subjected to Western North American Ground Motions: Part 2 – New Capacity Design Methods, *Can. J. Civ. Eng.*, 39(7), 738-750, 2012.
- [16] Luu, H., Léger, P., Tremblay, R., Seismic Demand of Moderately Ductile Reinforced Concrete Shear Walls Subjected to High-Frequency Ground Motions, *Can. J. Civ. Eng.*, 41(2), 125-135, 2014.
- [17] NBCC-2010, National Building Code of Canada, National Research Council of Canada, Ottawa, 2010.
- [18] Leng, K., Chintanapakdee, C., Hayashikawa, T., Seismic Shear Forces in Shear Walls of a Medium-Rise Building Designed by Response Spectrum Analysis, *Eng. J.*, 18(4), 73-95, 2014.
- [19] Najam, F.A., Warnitchai, P., A Modified Response Spectrum Analysis Procedure to Determine Nonlinear Seismic Demands of High-Rise Buildings with Shear Walls, *Struct. Des. Tall Spec. Build.*, 27(1), 1-19, 2017.
- [20] Khy, K., Chintanapakdee, C., Warnitchai, P., Wijeyewickrema, A.C., *Eng. Struct.*, 180, 295-309, 2019.
- [21] ACI 318M-14, Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary, American Concrete Institute, Farmington Hills, 2014.
- [22] Fatemi, H., Paultre, P., Lamarche, C.P., Experimental Evaluation of Inelastic Higher-Mode Effects on the Seismic Behavior of RC Structural Walls, *J. Struct. Eng.*, 146(4), 1-15, 2020.
- [23] Chaallal, O., Gauthier, D., Seismic Shear Demand on Wall Segments of Ductile Coupled Shear Walls, *Can. J. Civ. Eng.*, 27(3), 506-522, 2000.
- [24] Fox, M.J., Sullivan, T.J., Beyer, K., Capacity Design of Coupled RC Walls, *J. Earth. Eng.*, 18(5), 735-758, 2014.
- [25] Rivard, G., Ambrose, S., Paultre, P., Inelastic seismic shear amplification due to higher mode effects in reinforced concrete coupled walls, *Earthquake Spectra*, 38(2), 1357-1381, 2021.
- [26] DBYBHY-2007, Deprem Bölgelerinde Yapılacak Binalar Hakkında Yönetmelik, Bayındırlık ve İskân Bakanlığı, Ankara, 2007.
- [27] Kazaz, İ, Gülkan, P., Dynamic Shear Force Amplification in Regular Frame–Wall Systems, *Struct. Des. Tall Spec. Build.*, 25(2), 112–135, 2016.
- [28] Seckin, A., Doran, B., A new approach for the computation of design shear force in reinforced concrete walls subjected to seismic loads, *Struct. Des. Tall Spec. Build.*, 32(2), e1998, 2023.

- [29] TBDY-2018, Türkiye Bina Deprem Yönetmeliği, Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, Ankara, 2018.
- [30] Rad, B.R., Seismic Shear Demand in High-Rise Concrete Walls, Ph.D. Dissertation, The University of British Columbia, The Faculty of Graduate Studies (Civil Engineering), Vancouver, 2009.
- [31] Kappos, A.J., Antoniadis, P.S., Evaluation and Suggestions for Improvement of Seismic Design Procedures for R/C Walls in Dual Systems, *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 40(1), 35-53, 2010.
- [32] Dezhdar, E., Seismic Response of Cantilever Shear Wall Buildings, Ph.D. Dissertation, The University of British Columbia, The Faculty of Graduate Studies (Civil Engineering), Vancouver, 2012.
- [33] Derecho, A., Corley, W., Design Requirements for Structural Walls in Multistory Buildings, Proceedings of the Eighth World Conference on Earthquake Engineering, San Francisco, California, 1984.
- [34] NEHRP, Recommended Provisions for Seismic Regulations for New Buildings and Other Structures (FEMA 450), Building Seismic Safety Council, Washington, 2003.
- [35] AFAD, Afet Acil Durum Yönetimi Başkanlığı, <https://tdth.afad.gov.tr/TDTH/main.xhtml>.
- [36] SAP2000 v23, Structural and Earthquake Engineering Software, Computers & Structures, California.
- [37] Loo, C.H., Guan, H., Cracking and Punching Shear Failure Analysis of RC Flat Plates, *J. Struct. Eng.*, 123(10), 1321-1330, 1997.
- [38] Miao, Z.W., Lu, X. Z., Jiang, J.J., Ye, L.P., Nonlinear FE Model for RC Shear Walls Based on Multi-Layer Shell Element and Micro-plane Constitutive Model, *Computational Methods in Engineering & Science*, Berlin, Heidelberg, Tsinghua University Press & Springer, 2006.
- [39] Guan H., Loo C.H., Flexural and Shear Failure Analysis of Reinforced Concrete Slabs and Flat Plates, *Adv. Struct. Eng.*, 1(1), 71-85, 1997.
- [40] Mander, J.B., Priestley, M.J.N., Park R., Observed Stress Strain Behavior of Confined Concrete, *J. Struct. Eng.*, 114(8), 1827-1849, 1988.
- [41] Massicotte, B., Elwi, A.E., MacGregor, J.G., Tension stiffening model for planar reinforced concrete members, *J. Struct. Eng.*, 116(11), 3039-3058, 1990.
- [42] Somerville, P.G., Smith, N. F., Graves, R.W., Abrahamson N.A., Modification of Empirical Strong Ground Motion Attenuation Relations to Include the Amplitude and Duration Effects of Rupture Directivity, *Seismol. Res. Lett.* 68(1), 199-222, 1997.
- [43] PEER, Pacific Earthquake Engineering Research Center, PEER Ground Motion Database, California, <http://peer.berkeley.edu/smcat/>.
- [44] SeismoMatch version 2018 (Academic License), Earthquake Engineering Software Solutions, Seisimosoft.

