



Evaluation of state-of-the-art capacity design approach to seismic design of steel concentrically braced frames

Onur Şeker^{ID}, Ömer Asım Şişman^{ID}, Bülent Akbaş*^{ID}

Department of Civil Engineering, Gebze Technical University, Kocaeli, 41400, Turkey

Highlights:

- State-of-the-art capacity design approach
- Evaluation of seismic performance
- Nonlinear seismic behavior-building cost relationship

Keywords:

- Braced frames
- Seismic design
- Performance
- Pushover analysis
- Time history analysis

Article Info:

Research Article
Received: 01.02.2021
Accepted: 02.08.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.872215

Correspondence:

Author: Onur Şeker
e-mail: oseker@gtu.edu.tr
phone: +90 262 605 3315

Graphical/Tabular Abstract

The capacity design approach described for ductile concentrically braced frames (CBFs) in the state-of-the-art seismic codes of the US, Canada, and Turkey defines a design procedure that intends to confine the plastic deformations to braces, which are the viable energy-dissipating members while girders, columns, and their connections are expected to remain elastic. As such, two structural analysis cases that consider different stages of the non-linear cyclic behavior of the braces (Fig. A) are embedded in the capacity design approach for the design of girders and columns in CBFs. According to the leading seismic provisions, AISC 341 (2016), CSA-S16 (2014), and TBDY (2018), the required strength for girders and columns in CBFs should be taken as the largest force determined from the two structural analysis cases: (a) Case A: an analysis in which all braces in all stories are assumed to attain their expected strength in compression or tension, as indicated in Fig. A; and (b) Case B: an analysis in which all braces in tension are assumed to resist forces corresponding to their expected strength and all braces in compression are assumed to resist their expected post-buckling strength (Fig. A).

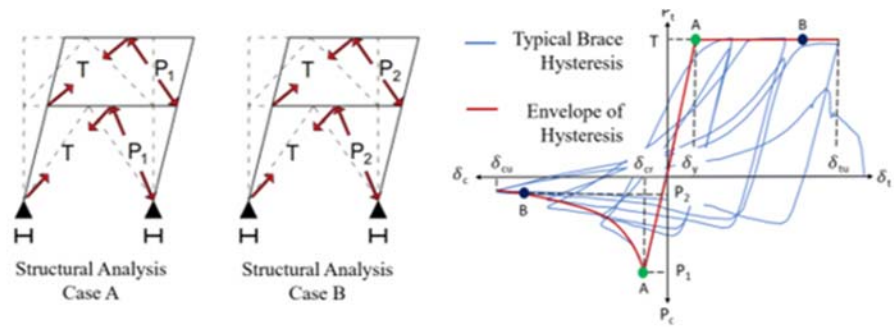


Figure A. Anticipated plastic mechanism and structural analysis cases considered in design

Purpose: The primary purpose of this study is to assess the potential inconsistencies between the assumptions considered by the state-of-the-art seismic codes and the non-linear CBF behavior while proposing an effective design approach for ductile CBFs with the most popular two-story X bracing configuration to enhance their performance.

Theory and Methods:

To assess the behavior, 6-story ductile CBFs with two different bracing configurations are designed considering the conventional and proposed “balanced” design approaches. The prototype CBFs are compared statically through non-linear pushover analysis. Then, the case study frames are subjected to a suite of ground motions to evaluate the dynamic response. Peak drift demand, residual drift demand, and ductility demand on braces are selected as the major demand indicators for seismic evaluation.

Results:

Our results indicate that the possibility of simultaneous brace yielding and buckling in all stories, as assumed in the current capacity design approach, is not only unlikely but also less conservative than the scenarios observed under the selected earthquake ground motions. The results also point out that the proposed balanced design approach can be effective both performance- and economy-wise unless residual drift demands are not of concern.

Conclusion:

The present study concludes that the current capacity design approach for seismic-resistant CBF design considers plastic mechanism scenarios that seem to be very unlikely to occur under ground shakings.



Depreme dayanıklı çelik merkezi çaprazlı çerçeve tasarımında güncel kapasite tasarımı yaklaşımının irdelenmesi

Onur Şeker^{ID}, Ömer Asım Şişman^{ID}, Bülent Akbaş*^{ID}

Gebze Teknik Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 41400 Kocaeli, Türkiye

Ö N E Ç İ K A N L A R

- Güncel kapasite tasarım yaklaşımı
- Deprem performansının değerlendirilmesi
- Doğrusal olmayan deprem davranışı - yapı maliyeti ilişkisi

Makale Bilgileri

Araştırma Makalesi

Geliş: 01.02.2021

Kabul: 02.08.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.872215

Anahtar Kelimeler:

Çaprazlı çerçeveler,
sismik tasarım,
performans,
statik itme analizi,
zaman tanım alanında analiz

ÖZ

Deprem bölgelerinde yaygın kullanılan süneklik düzeyi yüksek çelik merkezi çaprazlı çerçeveler (MÇÇ) için güncel Amerikan, Kanada ve Türkiye sismik tasarım yönetmeliklerinde tasvir edilen kapasite tasarımı yaklaşımına göre MÇÇ'lerdeki kolon ve kirişler, çaprazların doğrusal olmayan çevrimsel davranışını göz önüne alan, iki farklı yapısal analiz gözetilerek ve tüm katlardaki çapraz elemanların aynı anda aynı sınır duruma ulaştığı kabulü ile tasarlanmaktadır. Bu incelemedeki temel motivasyon, literatürdeki az sayıdaki çalışmaya dayanan bu kabullerin geçerliliğini sınamak ve tasarıma esas alınan yapısal analizlerinin MÇÇ'lerin deprem davranışını ne ölçüde yansıttığını sorgulamaktır. Geleneksel tasarım yaklaşımına uygun tasarlanmış iki katta X ve ters V MÇÇ'lere ek olarak, iki katta X MÇÇ'ler için her bir kattaki çapraz kesiti değiştirilerek alternatif bir boyutlandırma yöntemi önerilmiştir. Kapasite tasarımı yaklaşımını irdelemek amacıyla, iki farklı çapraz düzeni ve boyutlandırma yaklaşımı kullanılarak boyutlandırılan MÇÇ'lerin doğrusal olmayan davranışları, statik ve dinamik yükler etkisinde incelenmiştir. Sonuçlar, en büyük ve kalıcı görelî kat ötelemesi taleplerinin yanı sıra, çaprazlarda oluşan süneklik talepleri bakımından karşılaştırılarak tartışılmıştır. Çalışma sonucunda, güncel kapasite tasarımı yaklaşımında göz önüne alınan mekanizma durumunun ve kabullerin deprem etkisinde gerçekleşme ihtimalinin düşük olduğu; önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımının ise geleneksel tasarım yaklaşıma göre %8'lik bir tonaj artışına rağmen sismik taleplerde ciddi düşüşler sağladığı görülmüştür.

Evaluation of state-of-the-art capacity design approach to seismic design of steel concentrically braced frames

H I G H L I G H T S

- State-of-the-art capacity design approach
- Evaluation of seismic performance
- Nonlinear seismic behavior-building cost relationship

Article Info

Research Article

Received: 01.02.2021

Accepted: 02.08.2021

DOI:

10.17341/gazimmfd.872215

Keywords:

Braced frames,
seismic design,
performance,
pushover analysis,
time history analysis

ABSTRACT

Ductile concentrically braced frames (CBFs) are commonly used seismic force-resisting systems in seismic regions. The capacity design approach described in the state-of-the-art seismic codes of the US, Canada, and Turkey defines a design procedure for columns and girders via two structural analyses that intend to capture the nonlinear behavior of CBFs while assuming braces in different stories undergo yielding or buckling, simultaneously. It would be, therefore, befitting to question the validity of the anticipated mechanism controlling CBF design considering limited studies in the literature. In addition to chevron and two-story X-braced frame configurations, an alternative design approach is proposed without changing the current habits in the industry. The present study aims to investigate whether or not the capacity design approach adopted by the leading seismic codes is consistent with the nonlinear behavior of CBFs via pushover analyses and time-history analysis. For the proto-type CBFs, peak and residual inter-story drift ratios were compared as well as ductility demands of braces. In conclusion, it is found that mechanism scenarios stimulated in current seismic codes are unlikely to occur under an earthquake event and the proposed balanced design approach provided significant reductions on seismic demands, only with an 8% increase in weight.

*Sorumlu Yazar/Yazarlar / Corresponding Author/Authors : oseker@gtu.edu.tr, o.sisman@gtu.edu.tr, *akbasb@gtu.edu.tr /

Tel: +90 262 605 3315

740

1. GİRİŞ (INTRODUCTION)

Deprem yönetmeliklerinde, 1994 Northridge, ABD ve 1995 Hyogoken-Nanbu (Kobe), Japonya depremleri sonrası yapılan gözlemlerin tetiklediği değişiklikler, tüm dünyada çelik yapı endüstrisinin ilgisini moment çerçevelerden, yüksek yatay rijitliğe sahip ve işçilik bakımından daha ekonomik olan çelik merkezi çaprazlı çerçevelere (MÇÇ) kaydırmıştır [1, 2]. Özellikle Kaliforniya gibi aktif deprem bölgelerinde yaygınlaşmalarıyla, moment çerçevelere göre daha az süneklığe sahip MÇÇ'lerin sismik tasarımında yıllar içinde pek çok değişiklik meydana gelmiştir [3]. Bilhassa, güncel Amerikan [4], Kanada [5] ve Türkiye [6] depreme dayanıklı yapı tasarımı yönetmeliklerinde MÇÇ'ler için tasvir edilen kapasite tasarımı yaklaşımı, sözü edilen evrim zincirinin son halkasını oluşturmaktadır. Bu bağlamda, süneklilik düzeyi yüksek MÇÇ'ler ve onları oluşturan yapısal elemanlar ile birleşimlerin davranışı üzerine 1980'lerden günümüze çok sayıda deneysel [7, 8] ve nümerik çalışma ortaya konmuştur [9]. Bu çalışmalar, dönemin mevcut tasarım yaklaşımının MÇÇ davranışına etkisinin anlaşılması, değerlendirilmesi ve mevcut yaklaşımlardaki eksikliklerin giderilerek, tasarım kurallarının yeniden şekillendirilmesine katkı sağlamayı amaçlamışlardır. Örneğin, çapraz düzeninin birbirini takip eden katlarda V ve ters V şeklinde düzenlenmesi ile elde edilen iki katta X çapraz (Şekil 1) düzeninin kullanılmasının dengelenmemiş çapraz kuvvetlerinin performans bakımından yaratması muhtemel olumsuz etkileri azaltacağı iddia edilmiştir [10]. Ayrıca, iki katta X çaprazlı çerçevelerin davranışının V veya Ters V çaprazlı çerçevelerle uyumlu olduğu aynı çalışmada belirtilmiştir [10]. Yine, Khatib vd. [11] ortaya koydukları kapsamlı nümerik çalışmada, çeşitli çapraz düzenlerine sahip 6 katlı çelik MÇÇ'lerin deprem davranışını değerlendirerek, çaprazlarla kesilen kirişlere sahip yatay yük taşıyıcı sistemlerde (Şekil 1'de verilen V ve ters V gibi), burkulma sonrası ortaya çıkması beklenen dengelenmemiş çapraz kuvvetlerinin yarattığı ek sismik taleplerin, sistem davranışında meydana getirebileceği ters etkiye dikkat çekmişlerdir ve kirişlerin orta noktasına dengeleyici düşey elemanlar yerleştirmek veya oldukça ağır kiriş kesitleri kullanmak gibi çözüm önerileri geliştirilmiştir. Khatib vd. 'nin [11] çalışmasının devamı niteliğinde, Sabelli [12] üç ve altı katlı geleneksel MÇÇ'lerde oluşan deprem taleplerini, eşdeğer burkulması önlenmiş çaprazlı çerçevelerle karşılaştırarak, MÇÇ davranışındaki iyileşmeye dikkat çekmiştir. Diğer bir çalışmada ise, Tremblay ve Tirca [13], yumuşak kat oluşumunu engellemek üzere, düşey kolon ile güçlendirilmiş bir merkezi çaprazlı çerçeve sistemi önermişlerdir. Böylece, kirişlerin ortasında plastik mafsallı oluşma olasılığı gözetilerek, tasarım için farklı yatay yük dağılımları önerilmiştir [13]. Tremblay ve Tirca'yı [13] destekler biçimde Yang vd. [14] yaptıkları çalışmada, alçak, orta ve yüksek çerçevelerde çaprazlarla kesilen kirişlerin düşey kolonlarla güçlendirmenin, yapı yüksekliği boyunca düzgün görel kat ötelemesi açısı oluşmasına yardımcı olduğunu ifade etmişlerdir. Yakın zamanlı çalışmada Akşar vd. [15] sözü edilen kapasite tasarımı yaklaşımına göre

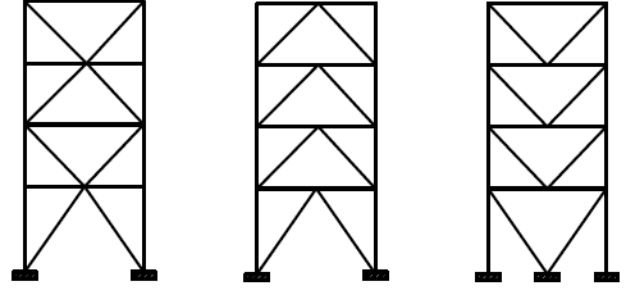
tasarlanmış üç ve dokuz katlı ters V çaprazlı çerçevelerden oluşan çelik binaların üç boyutlu davranışını inceleyerek, çaprazlardaki dayanım fazlalığı kaynaklı burulma etkilerini ele almışlardır. Sadece ters V çapraz düzenin göz önüne alındığı çalışmadan elde edilen sonuçlar, bu etkinin yatay yer değiştirmeleri ciddi değiştirmedini ortaya koymuştur [15]. İki katta X çapraz düzene sahip çerçeveler üzerine yapılan çalışmada Faytarouni vd. [16], yaygın kullanılan dikdörtgen kutu enkesitlerin yorulma ömürlerinin, çerçeve davranışına etkisini incelemişlerdir. Literatürdeki deney sonuçlarına göre oluşturulan farklı kırılma eğrileri kullanılarak değerlendirilen yedi katlı çerçevelerdeki çapraz elemanların, tasarım depremi seviyesindeki depremler etkisinde erken kırılmaya maruz kalma ihtimallerinin oldukça yüksek olduğu ortaya koymuştur [16]. Kutu enkesitli çaprazların yorulma ömürlerinin beklenenden düşük olması, deprem taleplerinin olması gerekenden düşük olarak tahmin edildiğine işaret etmiştir [17]. Yaygın kullanılan tüp kesitlerin yorulma ömrünü doğru tahmin edebilmek adına, Faytarouni vd. [17] tarafından üç adımdan oluşan, çaprazlarda düşük tekrarlı yorulmaya bağlı kırılma modeli geliştirildi ve bu modelden elde edilen sonuçlar ile birim şekil değiştirme bazlı yorulma modellerindeki eksiklere dikkat çekilerek, kullanılan çapraz yorulma ömrü modelinin sistem davranışına olası etkilerinin ne kadar ciddi olabileceğini ortaya konmuştur.

MÇÇ'lerde kiriş dayanımının çaprazlarda oluşması beklenen deprem taleplerine etkisine dikkat çekmek adına ortaya koydukları çalışmada Shen vd. [18], çapraz ve kolon kesitlerini değiştirmeden, kirişleri kesen çaprazlarda burkulma sonrası oluşması beklenen iç kuvvetlerin MÇÇ davranışına etkisini değerlendirmişlerdir. Güncel kapasite tasarımı yaklaşımına göre tasarlanan 6 ve 12 katlı çerçevelerde oluşan sismik talepler, artımsal dinamik itme analizler yardımıyla değerlendirilmiştir [19]. Seçilen depremlerin karakteristiği ne olursa olsun yatay yer değiştirme talepleri 0,02 ve 0,04 radyan görel kat ötelemesi iken irdeleme yapılabilmektedir. Çalışma sonucunda, kiriş dayanımının yetersiz olması halinde çaprazlarda oluşan düşey yer değiştirme taleplerinin yatay yer değiştirme kaynaklı talepler kadar yüksek olabileceğini göstermişlerdir [18]. Ayrıca, yaklaşık 0,02 radyan dönme değerine ulaşıldığında birleşim bölgelerinde 0,06 radyanlık dönme talepleri meydana gelebileceği görülmüştür [18]. Her ne kadar sözü edilen çalışmada MÇÇ kirişleri için kapasite tasarımı yaklaşımı irdelense de, değerlendirmede kullanılan kiriş kapasitelerinin, kolon ve çapraz kesitleri sabit kalacak biçimde, MÇÇ'deki tasarım bütünlüğü gözetilmeden seçildiği gözlemlenmektedir. Benzer bir çalışmada D'Aniello vd. [20], ters V çaprazlı MÇÇ'lerde kiriş kapasitesi yerine kiriş rijitliğinin davranışa etkisini tartışmıştır. Yapılan parametrik inceleme, çaprazlı açıklıklarda rijit kiriş kolon birleşimleri kullanılmasının dayanım rezervi ve süneklilik bakımından fayda sağlayacağını ortaya koymuştur [20]. MÇÇ'lerin simetrik olmayan çapraz davranışından kaynaklı sorunları gidermek amacıyla birçok analitik çalışma yapılmıştır [21, 22]. Shen vd. [23], mevcut kapasite tasarımı

yaklaşımına göre tasarlanmış iki katta X ve ters V çaprazlı altı katlı MÇÇ'lerin çaprazlarını, geliştirdikleri burkulması önlenmiş çaprazlarla değiştirerek, burkulma sonrası çapraz davranışının MÇÇ'lerdeki yer değiştirme taleplerini ne denli arttırdığını ortaya koymuşlardır. Çaprazlardaki burkulmanın kontrol edilmesi halinde, görelî kat ötelemesi ve çaprazlardaki süneklik taleplerinde ciddi düşüş gözlenirken, kolonlardaki bileşik eğilme ve eksenel yük taleplerinin genellikle aynı seviyede kaldığı görülmüştür [24, 25]. Yapılan nümerik çalışmaların yanı sıra, Uriz'in [3] sunduğu neredeyse tam ölçekli deneysel çalışmada, geleneksel MÇÇ'deki kutu enkesitli çaprazların yükleme protokolü tamamlanmadan (yaklaşık 0.028 rad. görelî kat öteleme açısına ulaşıldığında) kırıldığı, buna karşın özdeş burkulması önlenmiş çaprazlı çerçevenin kırılma gözlenmeden ve çok daha yüksek enerji tüketerek aynı protokolü tamamladığı görülmüştür [26]. Benzer deneysel bulgulara, literatürde rastlanabilir [27]. Yüksek performanslı ancak maliyetli burkulması önlenmiş çaprazların kullanımına alternatif olarak, MÇÇ'lerde sıklıkla gözlenen burkulma sonrası yumuşak kat davranışını engellemek ya da sınırlandırmak adına, araştırmacılar tarafından çeşitli tasarım yaklaşımı önerileri yapılmıştır [28, 29]. Modern yönetmeliklerde dayatılan sıkı kurallar sebebiyle artan yapı maliyetlerini azaltmak adına, Brandonisio vd. [30] Eurocode 8'de [31] tanımlanan dayanım fazlalığı katsayıları ve narinlik sınırlarını esneterek, hem toplam yapı ağırlığını azaltıp hem de doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri yapı yüksekliği boyunca düzenli hale getirmeyi amaçlamışlardır. Belirli ölçülerde hedeflere ulaşılsa da, yapılan çalışmada sadece statik analize yer verilmesi ve çok katlı yapılarda yüksek birleşim maliyetiyle tercih edilmeyen X çapraz düzeni ve I profille teşkil edilen çapraz elemanlar kullanılması, sonuçların diğer sistemler için geçerliliğini sorgulanır hale getirmektedir [30]. Başka bir çalışmada, Bosco vd. [32], Tremblay ve Robert [33] tarafından önerilen tasarım yöntemini değiştirerek, MÇÇ kolonlarında gözlenen akmayı engellemeyi amaçlamışlardır. Eğilme etkilerinin kolon tasarımında göz ardı edildiği yaklaşımda, performansın arttığı ancak kolonlardaki doğrusal olmayan deformasyonların engellenemediği ifade edilmiştir ve düşey yük taşıyıcı sistemdeki birleşimlerin rijit hale getirilerek karma sistem kullanılmasının kolonlardaki akmanın önüne geçebileceği önerisi getirilmiştir [32]. Bosco vd. [32] tarafından diyagonal çaprazlı MÇÇ'ler için önerilen tasarım yaklaşımı, Marino [34] tarafından genişletilerek ters V çaprazlı MÇÇ'leri de kapsayacak hale getirildi. Yapılan inceleme sonucunda, çaprazlarda oluşan süneklik talepleri ve kolonlarda oluşan eğilme momenti talepleri bakımından tasarlanan özdeş yapılar ile benzer davranış sergilediği görülmüştür [35].

Çok katlı çelik yapıların yoğunlukta olduğu Kuzey Amerika ülkelerine ait öncü sismik tasarım yönetmeliklerinin büyük ölçüde yukarıda sözü edilen çalışmalardan elde edilen sonuçlar çerçevesinde şekillendirilmesi beklenirken, ilginç biçimde yapılan çalışmaların pek azı tasarım kurallarının belirlenmesinde yönetmeliklerce doğrudan dikkate alınmıştır [4, 5]. Hatta öyle ki, AISC 341'de [4] verilen

tasarım yaklaşımını temellendirmek için başvuru çalışmalardan sadece Khatib vd. 'nin yaptığı çalışma [11], kullanılan ters V (veya V) ve iki katta X çaprazlı çerçevelerin (Şekil 1) davranışı ile ilgilidir. Aslında, güncel yönetmeliklerin birçoğunda kendine yer bulmuş tasarım yaklaşımının gelişimi, benzer davranış göstereceği kabul edilen farklı çapraz düzenlerine sahip MÇÇ'ler üzerine yapılmış az sayıda çalışmanın sonucuna dayanmaktadır [13, 14].



Şekil 1. Kirişlerin çaprazlarla kesildiği çapraz düzenleri: iki katta X (solda), ters V (ortada) ve V (sağda)
(Brace configurations where beams are intercepted by braces: two-story X (left), chevron (middle) and V (right))

Bu çalışmanın amacı, geleneksel MÇÇ tasarımına alternatif, performans ve maliyet dengesini göz önüne alan bir boyutlandırma yaklaşımı önermek ve yukarıda sözü edilen çalışmalardan elde edilen çıktıların geçerliliğini sınavarak aşağıda listelenen iki soruyu nicel biçimde cevaplamaktır:

- Güncel yönetmeliklerde [4, 6] kirişlerin çaprazlarla kesildiği merkezi çaprazlı çerçeveler için gözetilen yapısal analiz halleri ve plastik mekanizma kabulleri gerçek davranışla ne derece uyumludur?
- Çok katlı yapılarda yaygın kullanılan çapraz düzenlerinin doğrusal olmayan deprem davranışına ve nisbi yapı maliyetine olası etkileri nelerdir?

Bu amaçla, orta yükseklikteki MÇÇ'lerin doğrusal olmayan davranışları, önce statik itme analiziyle; ardından zaman tanım alanında analiz yöntemiyle karşılaştırılacaktır. MÇÇ'lerin deprem yer hareketlerine verdiği tepkiler, en büyük ve kalıcı görelî kat ötelemeleri ile çapraz elemanlarda oluşan en büyük süneklik talepleri cinsinden değerlendirilecektir.

2. MERKEZİ ÇAPRAZLI ÇERÇEVELERDE KAPASİTE TASARIMI (CAPACITY DESIGN OF CONCENTRICALLY BRACED FRAMES)

Yatay deprem yüklerini dikey bir kafes biçiminde çalışarak karşılayan süneklik düzeyi yüksek MÇÇ'lerin, şiddetli yer sarsıntılarında ciddi elastik olmayan şekil değiştirmelere karşı koyması beklenmektedir [12]. AISC 341'in [4] F2 Bölümünün yorum kısmında altı çizildiği üzere, MÇÇ'lerde meydana gelmesi beklenen ciddi şekil değiştirmeler: "Güçlü yer hareketleri esnasında çapraz elemanlarda akma şekil değiştirmesinin 10 ile 20 katına karşılık gelen şekil

değiştirme talepleri ortaya çıkabilir” biçiminde nicelleştirilmiştir. Diğer bir ifadeyle, kapasite tasarımı ilkeleri gereği, güçlü yer sarsıntıları esnasında ortaya çıkması beklenen enerji girdisinin büyük ölçüde çapraz elemanlardaki burkulma ve akma sonrası doğrusal olmayan şekil değiştirmelerle sınırlı kalması; çaprazlar dışındaki yapısal elemanlar ve birleşimlerin depreme elastik kalarak tepki vermesi istenmektedir. Bu hedefin gerçekleştirilmesi için, güncel yönetmeliklerde aşağıda listelenen adımlar izlenmektedir:

- İlgili deprem yönetmeliğinde tanımlanan tasarım spektrumundan elde edilen azaltılmış yatay deprem yükleri etkisinde, önceden atanmış sismik sigorta eleman olarak çapraz kesitlerinin seçilmesi;
- Tasarım deprem yükleri yerine, 1. adımda seçilen çapraz elemanların beklenen yük taşıma kapasitelerinin belirlenmesi ve çaprazlarda meydana gelebilecek farklı yer değiştirme hallerini göz önüne alan yapısal analizlerle, doğrusal kalması arzu edilen yapısal elemanların (kolonlar ve kirişler gibi) tasarımı için olası en elverişsiz yüklerin belirlenmesi;
- Çaprazlar dışında kalan tüm yapısal elemanların ve birleşimlerin (güç levhası, kaynaklı birleşimler vb.) 2. adımda tanımlanan en elverişsiz “kapasiteyle sınırlı deprem yükleri” etkisinde boyutlandırılması.
- MÇÇ tasarımı, genel olarak çapraz gibi enerji sönmüleyici sigorta elemanların tasarımı ile kolon, kiriş gibi enerji sönmüleyici olmayan yapısal elemanlar ve bunların birleşimlerinin tasarımı olarak iki başlıkta incelenebilir.

2.1. Çaprazların Tasarımı (Design of Braces)

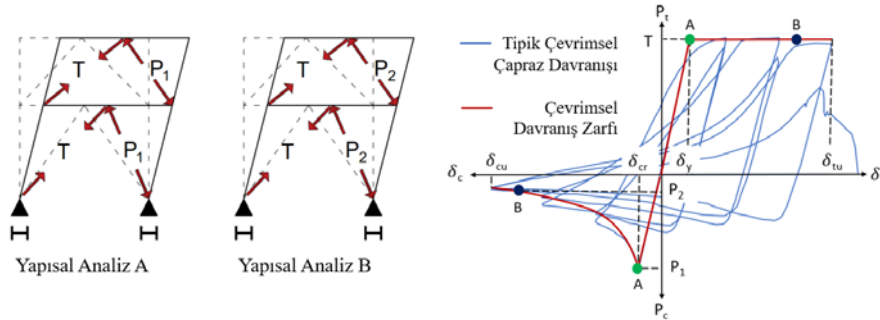
Çapraz elemanlar, kolonlarda oluşması muhtemel kesme kuvvetinin katkısı göz ardı edilerek, yatay deprem yüklerini tek başlarına karşıladıkları kabulü ile boyutlandırılırlar [4, 6]. Düşey yüklere ek olarak, tasarıma esas alınan düşey ve yatay deprem spektrumları gözetilerek hesaplanan elastik deprem yükleri, deprem yükü azaltma katsayısı ile azaltılarak sisteme etkilidir. Düşey ve yatay yük etkileri, yönetmeliklerde [6, 36] verilen $1.2G+Q+E_d^{(H)}+0.3E_d^{(Z)}+0.2S$ sismik yük birleşimine göre birleştirilerek çaprazlar boyutlandırılır. Burada, yerçekimi ivmesi cinsinden ifade edilen ölü yük (G) ve depremin düşey bileşeninin etkisini ($E_d^{(Z)}$) birleştirilerek, ifade $(1.2+0.2S_{DS})G$

$+0.5Q+E_d^{(H)}+0.2S$ biçiminde sadeleştirilebilir. Enerji girdisinin büyük bölümü çapraz elemanların doğrusal olmayan çevrimsel davranışı ile tüketileceğinden, çaprazların düşük tekrarlı çevrimsel yükler etkisinde yorulma ömrünün ve süneklik kapasitelerinin, daha önce nicelleştirilen sismik talep beklentisiyle uyumlu olması arzulanmaktadır [4]. Bunu sağlayabilmek adına, yorulma ömrü ve süneklik kapasitesi bakımından kritik öneme sahip iki parametre olan, enkesitte eleman narinliği ve narinlik oranı (burkulma boyu/atalet yarıçapı) şartlarının sağlanması beklenmektedir. Bilindiği gibi yorulma ömrü, narinlik oranı (L_c/i) arttıkça artmaktadır [16]. Ancak, narinlik oranının yükselmesi ile çubukların basınç yükü taşıma kapasitelerini üstel azaltacağından, çevrimlerin altındaki alanı korumak amacıyla, süneklik düzeyi yüksek MÇÇ’lerde kullanılan çaprazların narinlik oranlarının 200’den küçük olması istenmektedir. Benzer biçimde, çapraz kesitlerinde eleman narinliği (başlık genişliği/et kalınlığı veya çap/et kalınlığı oranı gibi) yüksek, narin elemanlar kullanılmasının da olası yerel burkulmaların erken gerçekleşmesini tetikleyeceği bilindiğinden farklı enkesit tipleri için çeşitli sınır değerler belirlenmiştir [17]. Yüksek birim şekil değiştirme talepleri ortaya çıkararak erken kırılmaları yol açan yerel burkulmaların gerçekleşmesini ötelemek adına, AISC 341 [4] ve TBDY [6], çaprazların süneklik düzeyi yüksek elemanlardan oluşan kesitlerden seçilmesini zorunlu kılmıştır.

2.2. Enerji Sönmülemeyen Elemanların Tasarımı (Design of Non-dissipative Members)

Çaprazlar dışında kalan yapısal MÇÇ elemanların, kiriş ve kolonların, deprem esnasında doğrusal elastik davranış göstermesi istenmektedir. Dolayısıyla, plastik şekil değiştirme yapmayacağı öngörülen bu elemanlar, enerji sönmülemeyen elemanlar olarak sınıflandırılabilir [31]. Her ne kadar doğrusal analize uygun hale getirmek adına basitleştirilmiş olsalar da, oldukça karmaşık olan doğrusal olmayan çevrimsel çapraz davranışı (Şekil 2), kolon ve kirişlerin tasarımında iki farklı yapısal analiz ile göz önüne alınmıştır [4, 6]:

- *Yapısal Analiz A:* Birinci mod deformasyonu gözetilerek, tüm katlarda, çekme altındaki çaprazların Eş. 1’de verilen beklenen akma mukavemetine (T) ve basınç altındaki



Şekil 2. MÇÇ yapısal analiz durumları ve çapraz elemanların kapasite-sınırlı dayanımları (Structural analysis cases in CBFs and capacity-limited strength of brace members)

çaprazların Eş. 2’de verilen beklenen burkulma mukavemetine (P_1) aynı anda ulaştığı varsayılır (Şekil 2);

- **Yapısal Analiz B:** Birinci mod deformasyonu gözetilerek, tüm katlarda, çekme altındaki çaprazların yine Eş. 1’de verilen beklenen akma mukavemetine (T) ve basınç altındaki çaprazların Eş. 3’te verilen beklenen burkulma sonrası mukavemetine (P_2) aynı anda ulaştığı varsayılır (Şekil 2).

$$T = R_y F_y A_g \quad (1)$$

$$P_1 = 1,14 F_{cre} A_g \leq R_y F_y A_g \quad (2)$$

$$P_2 = 0,30 \times (1,14 F_{cre} A_g) \leq 0,30 \times (R_y F_y A_g) \quad (3)$$

Eş. 1, Eş. 2 ve Eş. 3’te verilen $R_y F_y$ beklenen akma gerilmesini temsil ederken, A_g çapraz enkesit alanını, F_{cre} ise beklenen kritik burkulma gerilmesini ifade etmektedir. Eş. 2 ve Eş. 3’te verilen 1,14 (ya da 1/0.877) katsayısı, geometrik ön kusurların etkisini gözetmektedir. Şekil 2’de gösterilen bu iki analiz hali, deprem esnasında ortaya çıkabilecek farklı yer değiştirme talepleri arasından, kiriş ve kolonlar için en elverişsiz olanları elde etmeyi hedeflemektedir. Öyle ki, çapraz elemanların çekme ve basınç altında farklı kapasitelere erişmesinden kaynaklanan dengelenmemiş kuvvetlerin etkimesiyle kirişlerde eksenel şekil değiştirme ve eğilme talepleri ortaya çıkabilir. Şekil 3’te iki katta X çaprazlı bir MÇÇ’de yapısal analiz halleri gözetilerek, 1. ve 4. kat kirişleri için serbest cisim diyagramları ile eksenel kuvvet ve eğilme momenti taleplerinin elde edilişi örnek olarak gösterilmiştir. Belirtmelidir ki, basınca çalışan çaprazların iç kuvvetleri değiştirilerek, Şekil 3’te verilen serbest cisim diyagramları yapısal analiz A ve B için kullanılabilir. Ters V (veya V) çaprazlı bir MÇÇ’de dengelenmemiş çapraz kuvvetlerinin düşey bileşeninin yarattığı eğilme momenti talebi, çok ağır kiriş kesitlerinin seçilmesini gerektirirken, özdeş bir çerçevede iki katta X çapraz düzenine geçilmesi ve birbirini takip eden katlarda aynı çapraz kesiti seçilmesi halinde, çok daha hafif kiriş kesitlerinin seçilebilmesine olanak vermektedir. Geleneksel olarak, iki katta X çaprazlı çerçeve tasarımında, üst katlara

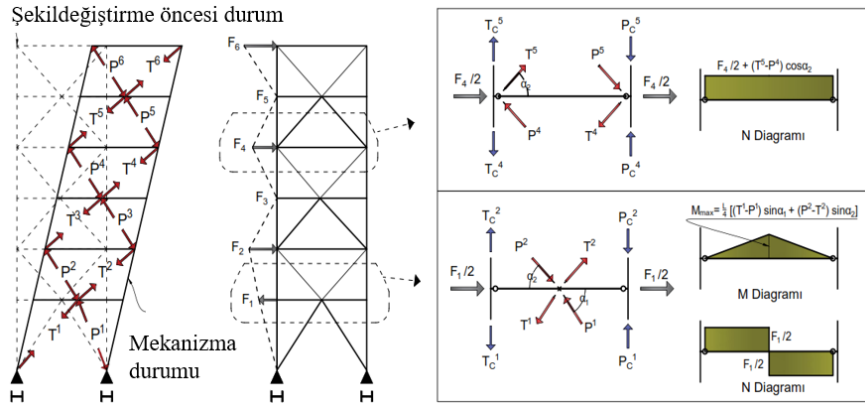
doğru azalan kesme kuvveti talebine uyumlu biçimde her katta farklı çapraz kesiti seçmek yerine, çapraz kesitleri iki katta bir değiştirilmektedir [37]. Bu sayede, çaprazlarla kesilen kirişlerde, kirişin üstünde ve altında kalan çaprazların iç kuvvetlerinin birbirini dengeleyeceği düşünülerek, dengelenmemiş kuvvet oluşmayacağı varsayıldığı için, kiriş tasarımını genellikle düşey yükler kontrol etmektedir. Bu durumun, iki katta X çapraz düzeninin cazip hale gelmesinin en büyük nedeni olduğu söylenebilir [38].

3. MODEL YAPILARIN TASARIMI VE SAYISAL MODELİN DOĞRULANMASI (DESIGN OF ARCHETYPES AND NUMERICAL VALIDATION STUDY)

Çelik MÇÇ’ler için önceki bölümde özetlenen güncel kapasite tasarımı yaklaşımının davranışa etkisini irdelemeden önce, seçilen model yapıların tasarım detayları anlatılmıştır. Akabinde, doğrusal olmayan analizlerde kullanılacak sayısal modellerin güvenilirliğini sınamak amacıyla, sayısal modellemeyle elde edilen sonuçlar deney sonuçlarıyla kıyaslanmıştır.

3.1. Bina Tanımı (Building Description)

Çalışmaya konu edilen 42 m × 42 m kare kat planına sahip 6 katlı ofis binası, yüksek depremselliğe sahip İstanbul’un merkezinde bulunmaktadır. Şekil 4’te model binalara ait tipik kat planı ve en dış akslarına ait düşey kesit verilmiştir. Yapıya etkileyen yatay yükler (rüzgar ve deprem) çaprazlı açıklıklar tarafından karşılanırken, çaprazlı açıklıklar dışında kalan tüm açıklıkların sadece düşey yük taşıyacağı kabul edilmiştir. Özdeş binalarda farklı çapraz düzenlerini göstermek adına, Ters V ve iki katta X çapraz düzenine sahip MÇÇ’lerin A ve F aksları boyunca yerleşimi Şekil 4’te gösterilmektedir. MÇÇ’lerin bulunduğu açıklıklar 7,5 m’dir. Kat yüksekliği ilk kat için 5 m iken diğer katlar, 4 m yüksekliğindedir. Normal katlarda, döşemelere düzgün yayılı etkileyen zati ve hareketli yükler, sırasıyla, 4 kN/m² ve 2 kN/m² olarak hesaplanmıştır. Çatı katında ise zati ve hareketli yükler, sırasıyla, 2 kN/m² ve 1 kN/m² olarak



Şekil 3. İki katta X çaprazlı bir çerçeve için kapasite-sınırlı çapraz kuvvetleri ve kirişlerde oluşan sismik taleplerin elde edilişi (Capacity-limited brace forces and seismic demands of beams for 2-story-X CBF)

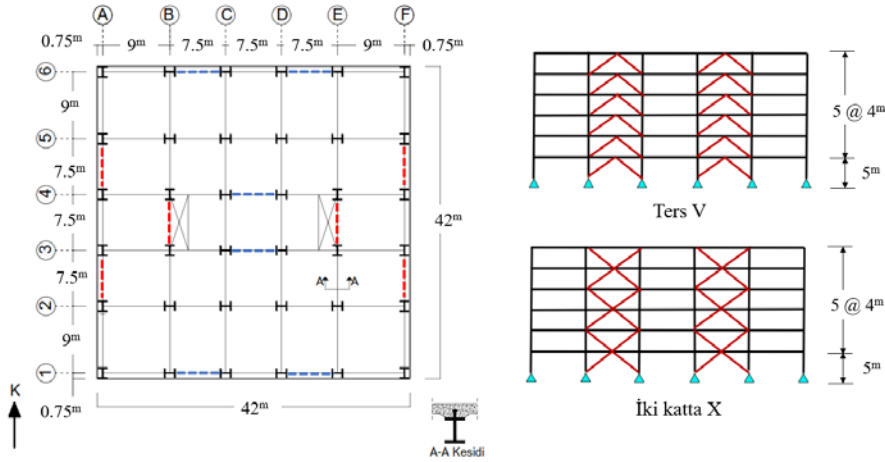
hesaplanmıştır. Yapının sismik tasarım parametreleri TBDY'ye [6] göre belirlenmiştir. TBDY'de [6] DD-2 (50 yılda aşılma olasılığı %10 olan tasarım deprem seviyesi) elastik yatay spektrumunu oluşturmak için gerekli sismik parametreler, yerel zemin sınıfı ZC için Türkiye deprem tehlike haritasından [39] $S_{DS} = 1,50g$, $S_{D1} = 0,84g$ olarak edilmiştir. Ofis binasının bina önem katsayısı, $I=1$ olarak alınmıştır. MÇÇ'lerin taşıyıcı sistem davranış katsayısı $R=5$, dayanım fazlalığı katsayısı $D=2$ ve hareketli yük katılım katsayısı $n=0,3$ olarak belirlenmiştir [6]. Yapı yüksekliği boyunca veya planda herhangi bir düzensizlik mevcut değildir. Ayrıca, bina yüksekliği için izin verilen sınır aşılmadığından, tasarıma esas alınan taban kesme kuvveti eşdeğer deprem kuvveti yöntemi ile 1397 kN olarak hesaplanmıştır. Hesaplanan tasarım taban kesme kuvvetinin her bir doğrultuda altı MÇÇ arasında eşit olarak dağıldığı kabul edilmiştir.

3.2. Çalışmaya Esas Alınan MÇÇ'lerin Özellikleri (Details of Case-Study Frames)

Bu çalışmada, TBDY'de [6] anlatılan kapasite tasarımı yaklaşımı ile, toplamda üç farklı tip MÇÇ tasarlandı. Tablo 1, Tablo 2 ve Tablo 3'te her bir MÇÇ'ye ait çapraz, kolon ve kiriş kesitlerinin yanı sıra, tasarımı kontrol eden yapısal

analiz tipi de "etkin yapısal analiz" olarak özetlenmiştir. Bölüm 2.2'de açıklanan yapısal analizlerin her ikisi için de aynı kesitin seçilmesi halinde ise bahsi geçen tablolarda etkin yapısal analiz tipi "A/B" olarak işaretlenmiştir. Ayrıca, her bir MÇÇ için seçilen dairesel tüp kesitli çapraz elemanların narinlik (L_e/i) ve çap/et kalınlığı oranları (D/t) da parantez içinde aynı tablolarda yer almaktadır.

- **Geleneksel Ters V Çaprazlı Çerçeve:** Bu çerçevede, kat kesme kuvvetindeki azalmayla doğru orantılı biçimde her katta farklı çapraz kesiti kullanılmıştır. Bu tasarım, ters V düzenine sahip tipik MÇÇ tasarımını temsil etmektedir. Tablo 1'de seçilen çapraz, kolon ve kiriş kesitleri listelenmiştir. En ağır kirişlere sahip bu MÇÇ'deki yapısal elemanların tonajı 21,2 ton olarak hesaplanmıştır.
- **Geleneksel İki Katta X Çaprazlı Çerçeve:** Bu çerçevede, çapraz dayanımı bakımından gerekmediği halde, kiriş kesitlerini hafifletmek adına, çapraz kesitleri iki katta bir değiştirilmiştir. Bu tasarım, iki katta X düzenine sahip tipik MÇÇ tasarımını temsil etmektedir. Tablo 2'de seçilen çapraz, kolon ve kiriş kesitleri listelenmiştir. En hafif kirişlere sahip bu MÇÇ'deki yapısal elemanların tonajı 13,8 ton olarak hesaplanmıştır.



Şekil 4. Tipik kat planı (solda) ve A ve F akslarında iki farklı çapraz düzeni için düşey kesitler (sağda)
(Typical floor plan (left) and elevations on lines A and F with two alternative bracing configurations (right))

Tablo 1. Ters V çaprazlı geleneksel MÇÇ tasarımı (Design of conventional chevron CBF)

Kat	Çapraz Tüp ($L_e/i - D/t$)	Kolon	Etkin Yapısal Analiz	Kiriş	Etkin Yapısal Analiz
1	245×10 (75 - 24,4)	HE 300M	A	HE 800M	B
2	220×10 (74 - 21,9)	HE 300M	A / B	HE 800M	B
3	195×10 (84 - 19,4)	HE 200M	A / B	HE 600M	B
4	195×8 (83 - 24,2)	HE 200M	A	HE 600M	B
5	170×8 (97 - 21,1)	HE 160M	A / B	HE 450M	B
6	140×6 (116 - 22,2)	HE 160M	A / B	HE 450M	B

Tablo 2. İki katta X çaprazlı geleneksel MÇÇ tasarımı (Design of conventional two-story X CBF)

Kat	Çapraz Tüp ($L_c/i - D/t$)	Kolon	Etkin Yapısal Analiz	Kiriş	Etkin Yapısal Analiz
1	245×10 (75 – 24,4)	HE 300M	A	HE 240M	A / B
2	245×10 (66 – 24,4)	HE 300M	A	HE 240M	B
3	195×10 (84 – 19,4)	HE 220M	A	HE 200M	A / B
4	195×10 (84 – 19,4)	HE 220M	A	HE 200M	B
5	170×8 (97 – 21,1)	HE 160M	A / B	HE 180M	A / B
6	170×8 (97 – 21,1)	HE 160M	A / B	HE 180M	B

Tablo 3. Önerilen iki katta X çaprazlı “dengeli” MÇÇ tasarımı (Design of the proposed “balanced” two-story X CBF)

Kat	Çapraz Tüp ($L_c/i - D/t$)	Kolon	Etkin Yapısal Analiz	Kiriş	Etkin Yapısal Analiz
1	245×10 (75 – 24,4)	HE 300M	A	HE 280M	B
2	220×10 (74 – 21,9)	HE 300M	A	HE 220M	B
3	195×10 (84 – 19,4)	HE 200M	A / B	HE 260M	B
4	195×8 (83 – 24,2)	HE 200M	A / B	HE 220M	B
5	170×8 (97 – 21,1)	HE 160M	A / B	HE 260M	B
6	140×6 (116 – 22,2)	HE 160M	A / B	HE 180M	B

- *Dengeli İki Katta X Çaprazlı Çerçeve:* Bu çalışmada önerilen “dengeli” boyutlandırma yaklaşımını temsil etmektedir. Yine iki katta X çapraz düzeni kullanılsa da, çapraz kesitleri her katta değiştirilerek, geleneksel ters V ve geleneksel iki katta X tasarımından elde edilen kiriş kesitlerinin arasında bir denge kurulmuştur. Tablo 3’te görüldüğü gibi, önerilen “dengeli” tasarım yaklaşımı ile, ters V çapraz düzenine sahip çerçeve ile aynı çapraz kesitleri seçilirken, geleneksel iki katta X çaprazlı çerçevenin kiriş kesitlerine yakın ancak görece ağır kirişler seçilmiştir. Bu MÇÇ’deki yapısal elemanların tonajı 14,6 ton olarak hesaplanmıştır.

Tüm çapraz elemanların tasarımında, yüksek dayanım-ağırlık oranına sahip S275 çelikten yapılmış tüp kesitler kullanılmış ve yüksek sünek elemanlar için verilen kesit narinliği (çap/kalınlık oranı, D/t) ve narinlik oranı, L_c/i üst sınırının aşılmadığına dikkat edilmiştir. Benzer şekilde, MÇÇ kirişlerinin süneklik düzeyi yüksek eleman kriterlerini sağlaması için, bir tanesi orta noktada olmak üzere, kirişlere toplam üç noktadan yanıl destek sağlanmıştır [40]. Tüm kolon ve kirişler S355 çeliğinden yapılmış ve geniş başlıklı yüksek sünek enkesite sahip Avrupa HE profiller kullanılmıştır. Kolonlar, sadece eksenel yük etkisinde boyutlandırılırken, kirişler hem eksenel yük hem de eğilme momenti etkisinde, Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Dair Yönetmelik’te (ÇYTHYEDY) [41] verilen iki doğru normal kuvvet-moment etkileşimi gözetilerek

boyutlandırılmıştır. Kolon ve kiriş tasarımı için en elverişsiz sonucu veren yapısal analiz durumu Tablo 1, Tablo 2 ve Tablo 3’de sırasıyla geleneksel ters V, geleneksel iki katta X ve dengeli tasarım için gösterilmektedir. Bahsedilen iki yapısal analiz haline ek olarak, dayanım fazlalığı katsayısını içeren yük birleşimleri de kolonlar için elde edilen sismik eksenel yük talebinin üst sınırı olarak göz önüne alınmıştır [6]. Kolon kesitlerinin üç çerçevede de aynı olmasının sebebi, TBDY’de [6] tanımlanan bu üst sınırdır. Ters V ve iki katta X çaprazlı çerçeveler için elde edilen taşıyıcı elemanların öz ağırlıkları hesaplanıp, çerçeveler malzeme maliyeti açısından da karşılaştırılmıştır. Geleneksel ve önerilen dengeli tasarıma göre boyutlandırılan iki katta X çaprazlı çerçeveler, özellikle kiriş kesitlerindeki düşüş sebebiyle ters V çapraz düzenine sahip MÇÇ’ye kıyasla, sırasıyla, %35 ve %30 daha hafif çözümlenmiştir. Ayrıca, tasarlanan üç farklı çaprazlı çerçevenin 1. moda ait hakim periyotları ters V tip için 0,74 saniye, geleneksel ve dengeli iki katta X tip için sırasıyla 0,76 ve 0,77 saniye bulunarak birbirine çok yakın değerler elde edilmiştir.

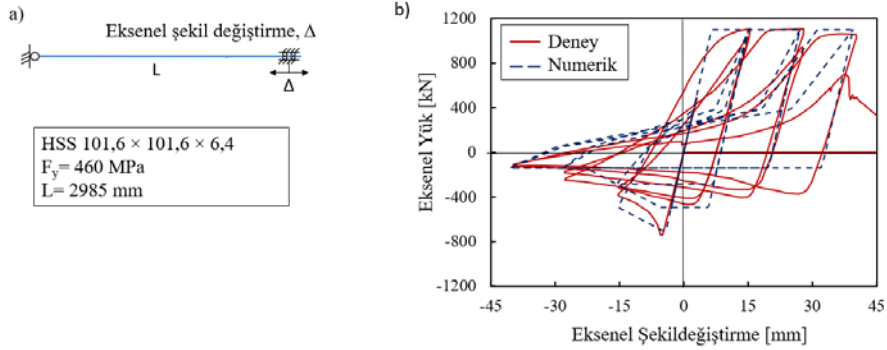
3.3. Sayısal Modellemenin Doğrulanması (Validation of Numerical Modelling)

Sayısal modelleme içeren her çalışmada olduğu gibi, bu çalışmada yapılması planlanan değerlendirme ancak kullanılan sayısal modelden elde edilecek sonuçlar kadar güvenilir değildir. Dolayısıyla, doğrusal olmayan analizlerde kullanılacak modelleme tekniğinin farklı araştırmacılar

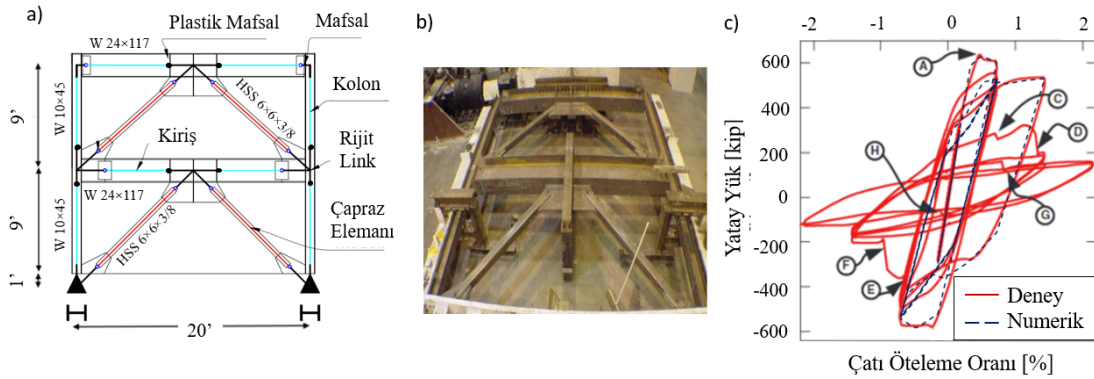
tarafından sunulmuş ve literatürde kabul görmüş deney sonuçlarıyla kıyaslanması oldukça önemlidir. Bu bağlamda, iki fazlı bir doğrulama yapılmıştır: (a) izole edilmiş çapraz davranışının modellenmesi ve (b) bütüncül merkezi çaprazlı çerçeve davranışının modellenmesi. Tasarım felsefesi gereği, çalışmaya konu olan çaprazlı çerçevelerde meydana gelmesi muhtemel plastik şekil değiştirmelerin büyük ölçüde çapraz elemanlarda oluşması beklenmektedir. Bu sebeple, simetrik ve stabil olmayan çapraz davranışının gerçeğe en yakın biçimde modellenebilir olması gerekmektedir. Çalışmada yer alan tüm MÇÇ modelleri yapısal analiz programı PERFORM-3D [42] ile oluşturulmuştur. Validasyon amacıyla seçilen çaprazın çevrimsel eksenel yük altındaki davranışı, PERFORM-3D [42] programında mevcut "Inelastic Steel Material, Buckling" malzeme modeli kullanılarak "Steel Bar" elemanı ile sayısal olarak modellenmiştir [43]. Ardından, kurulan bu fenomenolojik çapraz sayısal modelinin deneysel sonuçlar ile doğrulanması yapılmıştır. Fell vd. [8] tarafından gerçekleştirilen deneysel çalışmada, yaklaşık 3 m uzunluğunda, HSS101,6×101,6×6,4 kesitli izole bir çapraz numunesi çevrimsel eksenel yük altında test edilmiştir. Deneyde kullanılan test kurulumu şematik olarak Şekil 5a'da gösterilmiştir. Deneyden elde edilen eksenel kuvvet-şekil değiştirme ilişkisi ile numerik çapraz modelden elde edilenler karşılaştırılmıştır. Şekil 5b'de verilen yük-şekil değiştirme eğrileri karşılaştırıldığında, sayısal çapraz modelinin, deneysel olarak çevrimsel yük altında elde edilen oldukça karmaşık

çapraz davranışını, çekme dayanımı, basınç dayanımı ve burkulması sonrası basınç dayanımı bakımlarından tatmin edici biçimde tahmin edebildiği ve deney boyunca çapraz tarafından tüketilen enerjinin (yük-şekil değiştirme eğrileri tarafından çevrelenmiş alan) gerçeğe yakın biçimde elde edildiği söylenebilir.

Çapraz elemana ait sayısal modelin doğrulanmasının yanı sıra, sayısal olarak modellenen MÇÇ'lerin doğrusal olmayan sistem davranışını bütüncül olarak test etmek adına; Uriz [3] tarafından neredeyse tam ölçekli, tek açıklıklı ve iki katlı MÇÇ deney numunesi incelenmiştir. Deney düzeneği, yükleme protokolu ve deney sonuçlarıyla ilgili detaylı bilgiye [3]'den ulaşılabilir. Şekil 6a'da deneyde kullanılan MÇÇ numunesinin sayısal modeli temsil edilmektedir. Bu deneyde kullanılan test kurulumu ve deney sonucunda elde edilen yatay kuvvet ile çatı katının ötelenmesi grafiği, sırasıyla, Şekil 6b ve Şekil 6c'de gösterilmiştir. MÇÇ çapraz elemanları için, bir önceki validasyon çalışmasında tanımlanan fenomenolojik çapraz modeli (Şekil 5) kullanılmıştır. Kolon-kiriş ve çapraz bağlantı panel bölgeleri, Şekil 6a'da gösterildiği gibi rijit linkler ile, gövde levhalı basit kolon-kiriş birleşimleri ve çapraz uçları ise dönme serbestliği (mafsal) verilerek idealize edilmiştir. Kolon ve kirişlerdeki doğrusal olmayan davranış yığılı plastisite yaklaşımı ile modellenmiştir. Bu elemanların potansiyel akma bölgelerine eğilme ve eksenel etkileşimli dayanım ve şekil değiştirmeleri dikkate alan plastik



Şekil 5. Sismik çapraz deneyi [8] (a) ve çapraz sayısal modelinin doğrulanması (b)
(Seismic brace experiment in [10] (a) and verification of numerical brace model (b))



Şekil 6. [3]'te sunulan tam ölçekli MÇÇ'nin sayısal modeli (a), deney kurulumu (b) ve sayısal modelin doğrulanması (c)
(Numerical model of full-scale CBF (a), test setup (b) and verification of numerical CBF model (c) presented in [3])

mafsallar atanmıştır [44, 45]. Kolon ve kiriş elemanlar için şekil değiştirme ve beklenen dayanım kapasiteleri [3]'de verilen kupon deney sonuçlarına göre tanımlanmıştır. Deneysel ve nümerik sonuçlar uygulanan yatay yük ve çatı yer değiştirmesi cinsinden Şekil 6c'de kıyaslanmaktadır. Çaprazlarda düşük tekrarlı yorulma kaynaklı kırılmaları temsil eden bir göçme tanımlanmadığından deney sonuçları ilk çaprazın kırıldığı noktaya kadar karşılaştırılmıştır [3]. Test sonucu ile nümerik MÇÇ sistemi karşılaştırıldığında; sönmülenen enerji, her bir çevrimde elde edilen yatay dayanımların ve çerçevenin genel yatay yük-yer değiştirme eğiliminin iyi şekilde yakalandığı gözlemlenmiştir.

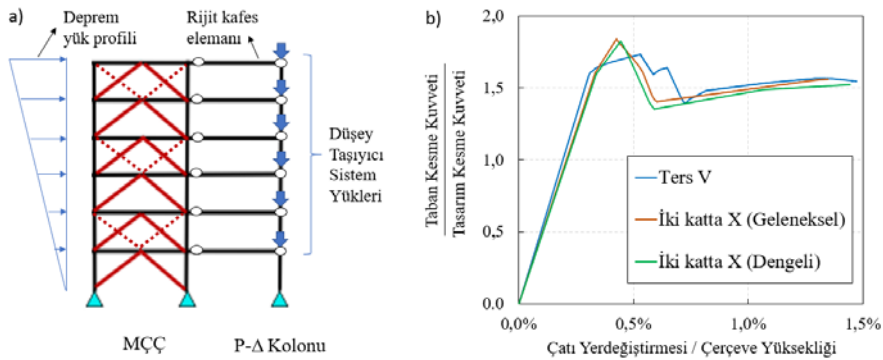
4. DOĞRUSAL OLMAYAN STATİK İTME ANALİZİ SONUÇLARI (RESULTS OF NONLINEAR PUSHOVER ANALYSES)

Sayısal modellerin validasyonun tamamlanmasından ardından, sayısal modellerin deney sonuçlarını tatmin edici yakınlıkta tahmin edebildiği görülmüş ve doğrusal olmayan statik ve dinamik analizlerde kullanılacak olan MÇÇ'lerin modellenmesine geçilmiştir. Sayısal validasyon çalışmasında tarif edilen modelleme tekniklerine göre modellenen (Şekil 6a) ters V ve iki katta X çaprazlı üç çerçevenin statik davranışını anlamak üzere bu çerçeveler, öncelikle doğrusal olmayan tek modlu artımsal statik itme analizine tabi tutulmuşlardır. Bu çerçevelerin statik itme analizleri, Şekil 7a'da gösterilen eşdeğer yatay deprem kuvvetleriyle uyumlu (ters üçgen benzeri) bir yük profili kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Analizlerde ikinci mertebe etkileri, Şekil 7a'da tasvir edilen "sahte" P-Δ kolonu yaklaşımı ile göz önüne alınmıştır [46]. Sadece düşey yük taşıyıcı olarak tasarlanan ve iki boyutlu modele dahil edilmeyen kolonlara etkiyen düşey yükler, rijit kafes çubuklarından oluşan bu "sahte" P-Δ kolonuna aktararak, iç açıklıklardaki düşey yüklerden kaynaklanan P-Δ etkileri göz önüne alınmıştır. Herhangi bir kattaki görel kat ötelemesi (GKÖ), o kat yüksekliğinin %4'üne ulaşana kadar statik itme analizi sürdürülmüştür. Taban kesme kuvvetinin tasarım deprem kesme kuvvetine oranı ile çatı ötelemeleri tüm MÇÇ'ler için Şekil 7b'de karşılaştırılmıştır. Statik itme eğrilerinin karşılaştırılması sonucu elde edilen çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır:

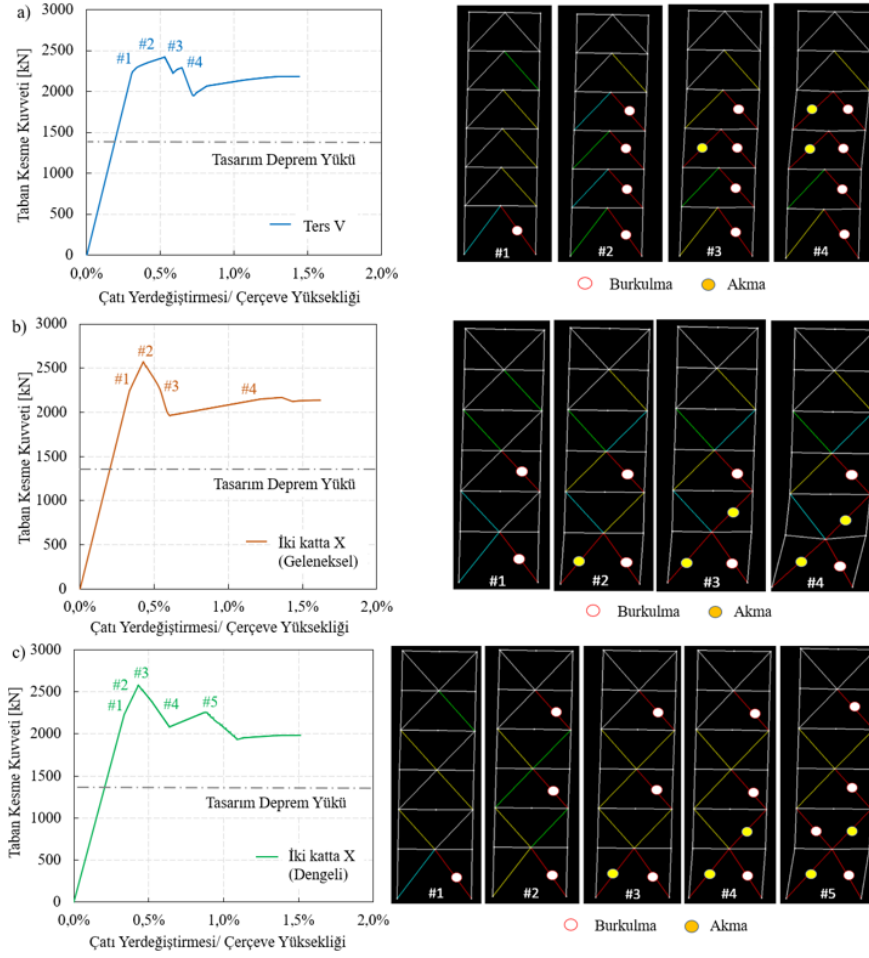
- Her üç çerçevede de, beklendiği gibi, doğrusal sınır aşıldıktan sonra dayanımda ani düşüş yaşanmıştır. Bunun sebebi, çapraz elemanlarda burkulma sonrası ani dayanım ve rijitlik kaybı yaşanmasıdır.
- Aradaki fark az da olsa, statik itme analizi sonuçları ters V tip MÇÇ'nin en yüksek elastik rijitliğe sahip olduğunu göstermiştir (Şekil 7b). Bu durum, ters V çaprazlı çerçeve için seçilen ağır kiriş kesitleri ile açıklanabilir (Tablo 1).
- Yüksek sünek MÇÇ'ler için çapraz kesitlerinin akma ve burkulma anı için beklenen dayanımları kullanıldığında; üç tip MÇÇ için de dayanım fazlalığı katsayısının 1,8'e yakın olduğu ve bu değer yönetmelikçe önerilen dayanım fazlalığı katsayısı, $D=2$ 'nin altında kaldığı not edilmelidir.
- Her ne kadar farklı çapraz ve kiriş kesitleri kullanılsa da, iki katta X çapraz düzenine sahip iki çerçevenin, artımsal statik yükler etkisinde oldukça benzer yatay yük-yer değiştirme davranışı sergilediği, ters V çaprazlı çerçevenin ise diğer iki çerçeveye benzer dayanımlara sahip olsa da farklı bir eğilimde olduğu görülmektedir.

Çerçevelerin Şekil 7'de karşılaştırılan yük-yer değiştirme eğrilerinde gözlemlenen farklılıkları ve benzerlikleri daha iyi anlamak için, çerçevelerdeki doğrusal olmayan şekil değiştirmelerin dağılımı ve gelişimi adım adım incelenmelidir. Çerçevelere ait statik itme eğrileri ve doğrusal olmayan şekil değiştirmelerin gelişimi; her üç MÇÇ için Şekil 8'de sunulmuştur.

- Ters V çapraz düzenine sahip çerçevede, 1. katta basınca çalışan çaprazın burkulmasının ardından ciddi bir yatay rijitlik kaybı yaşandığı görülmektedir (Şekil 8a). Doğrusal olmayan şekil değiştirmelerin gelişimi adım adım incelendiğinde, birinci kat çaprazının burkulmasının ardından, ikinci, üçüncü ve dördüncü katlardaki çaprazlar da neredeyse eşzamanlı biçimde burkulduğu ve hemen akabinde üçüncü katta çekmeye çalışan çaprazın da akmasıyla, yatay rijitliğin negatif hale geldiği görülmüştür. Şekil 8a'da 4. adım olarak verilen bu mekanizma durumuna ulaşıldıktan sonra yatay dayanımdaki artış ve yeniden pozitif rijitlik gözlemlenmesi, eğilme etkisiyle kolonlardaki kesme kuvvetinin devreye girmesi ile açıklanabilir.



Şekil 7. MÇÇ'lerin modellenmesi (a) ve statik kapasite eğrilerinin karşılaştırması (b) (Numerical modelling of CBFs (a) and comparison of pushover curves (b))



Şekil 8. Statik itme eğrileri ve çerçevelerin doğrusal olmayan şekil değiştirme gelişimi: ters V (a), geleneksel iki katta X (b) ve dengeli iki katta X (c)

(Pushover curves and the progress of nonlinear mechanisms in CBFs: chevron (a), traditional 2-story-X (b) and balanced 2-story-X (c))

- Şekil 8b ve Şekil 8c’de verilen iki katta X çapraz düzenine sahip çerçevelerde, seçilen kesitlerden bağımsız olarak, yatay yer değiştirmelerin birinci katta toplandığı görülmüştür. Bu sebeple, bu çerçevelerde sadece birinci ve ikinci kattaki çaprazların aktığı görülmektedir. Öte yandan, ters V çaprazlı çerçevenin üçüncü ve dördüncü katlarında aynı durum göze çarpmaktadır. Başka bir deyişle, statik olarak, en büyük GKÖ değerine ulaşan katlar dışındaki katlarda çaprazlar burkulsa da, her katta akma gözlemlenmemiştir. Bu durum, tasarımda kullanılan tüm katlardaki çaprazların aynı anda aktığı ve burkulduğu kabulünün gerçekleşme olasılığını ve daha önemlisi en elverişsiz duruma karşılık gelip gelmediğini sorgulatmaktadır.
- Şekil 8a, Şekil 8b ve Şekil 8c karşılaştırıldığında, ters V çaprazlı çerçeve (Şekil 8a) tasarımının ve iki katta X çapraz düzeni için önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımının (Şekil 8c), doğrusal olmayan şekil değiştirmeleri çapraz kesitlerinin iki katta bir değiştirildiği geleneksel boyutlandırma yöntemine (Şekil 8b) kıyasla daha fazla çapraz eleman arasında paylaştığı göze çarpmaktadır. Bu dağılım statik davranış açısından ciddi farklar ortaya çıkarmasa da, dinamik davranış esnasında

çapraz elemanlarda oluşabilecek süneklik taleplerini ve buna bağlı olarak çaprazların yorulma ömrünü etkileyebilir.

5. ÇERÇEVELERİN DEPREM DAVRANIŞININ DEĞERLENDİRİLMESİ (SEISMIC RESPONSE EVALUATION OF FRAMES)

Statik itme analizlerinin ardından, çerçevelerin dinamik davranışını değerlendirmek adına, MÇÇ’ler toplamda 20 adet deprem yer hareketine (YH) maruz bırakılmıştır. MÇÇ’lerin global ve eleman bazında deprem davranışı, önce, tipik bir deprem kaydı etkisinde değerlendirilecektir. Sonrasında, seçilen tüm deprem kayıtları için en büyük ve kalıcı GKÖ taleplerine ek olarak çapraz süneklik talepleri de değerlendirilecektir.

5.1. Deprem Yer Hareketlerinin Seçimi ve Ölçeklendirmesi (Selection and Scaling of Earthquake Ground Motion)

Zaman tanım alanında doğrusal olmayan analizlerde kullanılmak üzere, PEER [47] deprem kaydı veritabanından alınan on çift gerçek deprem YH kaydı seçilmiştir. Büyüklükleri 6,53 ile 7,62 arasında değişen 20 deprem ivme

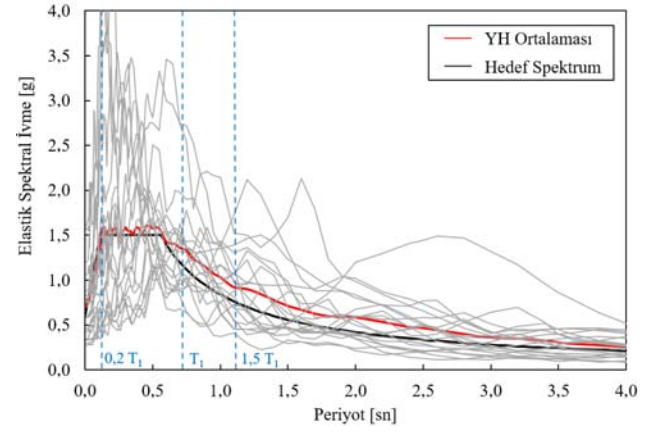
kaydının özellikleri Tablo 4’te özetlenmiştir. Seçilen YH kayıtları, ASCE 7 [36] ve TBDY’de [6] anlatıldığı biçimde, frekans içerikleri değiştirilmeden, kayıtların ivme genliklerinin ortalamasının $0,2T_1$ ve $1,5T_1$ aralığında hedef ivme spektrum ivme değerlerinden büyük olacak şekilde ölçeklendirildi. Tablo 4’de listelendiği gibi her bir depremin faya paralel ve faya normal bileşenleri için kullanılan ölçeklendirme katsayıları, ASCE 7’nin [36] önerisine uygun olarak, 0,25 ile 4,5 arasında tutulmuştur. Seçilen deprem kayıtlarına ait spektrumlar ve bunların ortalamasının tasarıma esas alınan hedef spektrumla karşılaştırılması Şekil 9’da sergilenmiştir.

5.2. MÇÇ’lerin Tipik Bir Deprem Yer Hareketi Etkisinde Değerlendirilmesi

(Seismic Assessment of CBFs under a Representative Ground Motion)

Çerçevelerin doğrusal olmayan deprem davranışı, seçilen tüm deprem kayıtlarına çerçevelerin verdiği ortalama tepkiyi (yaklaşık 0,03-0,04 radyan arasında değişen en büyük göreceli kat ötelemesi açısı) şiddet bakımından temsil eden, Chuetsu-oki, Japonya (YH-8) deprem kaydı etkisi altında detaylı biçimde öncelikle kıyaslanmıştır. Şekil 10a ve Şekil 10b’de işaret edildiği gibi, bu depremin en büyük yer ivmesi (PGA) değeri 1 g (Şekil 10a) ve çerçevelerin birinci periyoduna karşılık gelen elastik spektral ivme değeri ise, tasarıma esas alınan değere çok yakın olmakla birlikte 1,2 g (Şekil 10b) civarındadır. Tüm çerçevelerin zaman tanım alanında analizlerinde Rayleigh sönümü kullanılmıştır. Birinci ve ikinci serbest titreşim modlarına karşılık gelen periyotlar göz önüne alınarak %2 kritik sönüm oranı kabulüyle kütle ve rijitlik katsayıları belirlenmiştir [48]. MÇÇ’lerin ölçeklendirilmiş Chuetsu-oki (YH-8) depremi etkisinde zaman tanım alanında analizleri sonucunda elde edilen, taban kesme kuvveti ile 1. kat göreceli kat öteleme açısı ilişkileri, ters V, geleneksel iki katta X ve dengeli iki katta X

çerçeveler için, sırasıyla Şekil 10c, Şekil 10d ve Şekil 10e’de verilmiştir. Statik itme analizleri sonucunda yapılan çıkarımlara benzer biçimde, dinamik yük etkisinde çerçevelerin yatay dayanımları arasında çok ciddi farklar olmadığı görülmektedir. Dolayısıyla, her üç sistemdeki dayanım fazlalığının benzer olduğu söylenebilir. Ek olarak, çevrimsel davranışlarda çaprazlardaki burkulma sebebiyle ortaya çıkan “çimdiklenme (pinching)” etkisinin üç çerçeve için de benzer olduğu görülmektedir. Bu benzerlik, seçilen çapraz kesitlerinin narinlik oranlarının benzer olmasıyla açıklanabilir.



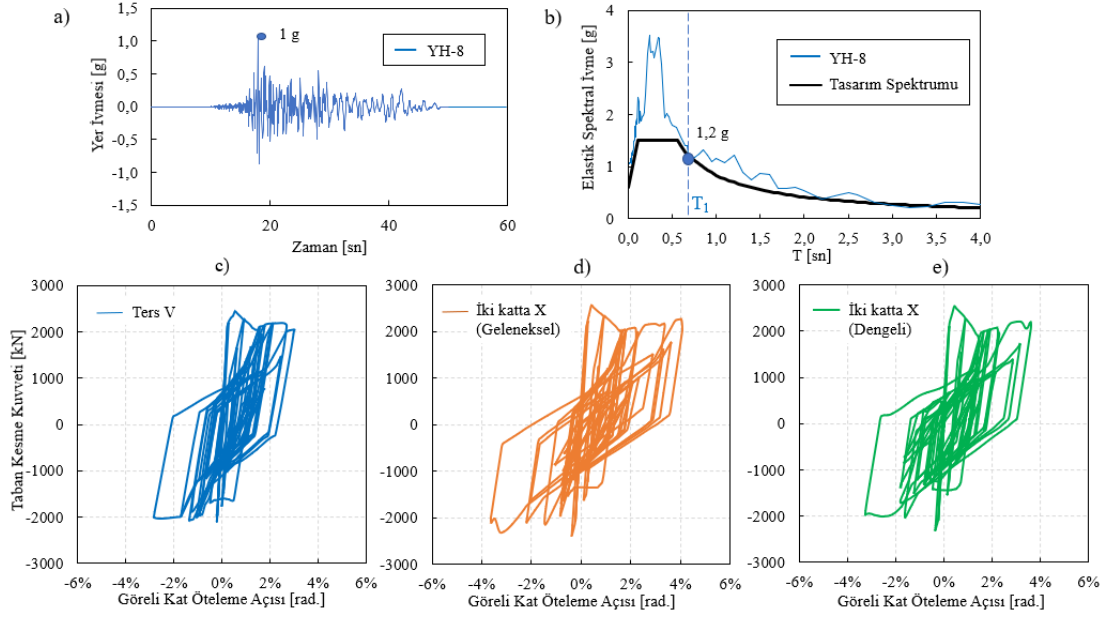
Şekil 9. Seçilen deprem kayıtlarına ait spektrumlar ve tasarıma esas alınan hedef spektrum (Spectra of selected ground motions and the target spectrum for design)

MÇÇ’lerin yapı yüksekliği boyunca en büyük GKÖ açısı talepleri ve çapraz elemanlarda oluşan en büyük süneklik talepleri, sırasıyla, Şekil 11a ve Şekil 11b’de kıyaslanmıştır. Şekil 11b’de verilen çapraz elemanların süneklik talepleri, analiz sonucunda her bir kattaki çaprazlar için elde edilen en

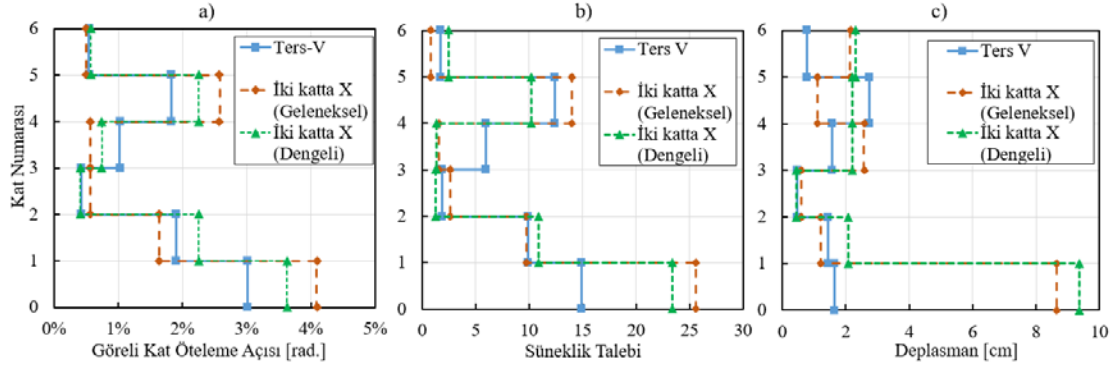
Tablo 4. Seçilen deprem kayıtları ve ölçeklendirme (Earthquake ground motion records and scaling)

İsim	RSN*	Yıl	Kayıt	Büyüklik (M _w)	Bileşen**	Ölçek	Süre (sn.)	PGA (g)
YH-1	169	1979	Imperial Valley 06	6,53	FN	2,43	100	0,57
YH-2					FP	4,44		1,55
YH-3	721	1987	El Centro	6,54	FN	4,48	60	1,59
YH-4					FP	3,04		0,78
YH-5	1158	1999	Kocaeli, Türkiye	7,51	FN	1,95	27	0,61
YH-6					FP	2,27		0,83
YH-7	4860	2007	Chuetsu-oki, Japonya	6,80	FN	1,81	60	0,47
YH-8					FP	3,99		1,28
YH-9	5780	2008	Iwate, Japonya	6,90	FN	4,43	120	1,56
YH-10					FP	2,12		0,57
YH-11	5823	2010	El Mayor-Cucapah, Meksika	7,20	FN	3,02	130	0,75
YH-12					FP	4,47		0,88
YH-13	776	1989	Loma Prieta	6,93	FN	0,92	60	0,34
YH-14					FP	1,68		0,29
YH-15	1101	1995	Kobe, Japonya	6,90	FN	1,53	53	0,42
YH-16					FP	1,06		0,35
YH-17	1203	1999	Chi-Chi, Tayvan	7,62	FN	1,22	90	0,33
YH-18					FP	1,35		0,27
YH-19	6887	2010	Darfield, Yeni Zelanda	7,00	FN	4,48	150	0,69
YH-20					FP	2,41		0,45

* PEER deprem kaydı veri tabanı kayıt numarası; ** FN: Faya normal bileşen, FP: Faya paralel bileşen.



Şekil 10. YH-8 kaydı ivmesi geçmişi (a), elastik tepki spektrumu (b) ve MÇÇ'lerin çevrimsel davranışı: ters V (c), geleneksel iki katta X (d) ve dengeli iki katta X (e) (Acceleration time history of ground motion 8 (GM8) (a), elastic response spectrum (b) and cyclic response of CBFs: chevron (c), conventional two-story X (d) and balanced two-story X (e))



Şekil 11. YH-8 kaydı altında MÇÇ'ler için en büyük görelî kat öteleme açısının (a), çaprazlarda süneklik taleplerinin (b) ve kiriş deplasmanlarının (c) çerçeve yüksekliği boyunca dağılımı (Peak inter-story drift (a), ductility demand of braces (b) and deflection of beams (c) through frame height under GM-8 record)

büyük eksenel çekme şekil değiştirmelerinin akma şekil değiştirmesine oranı ve basınç şekil değiştirmelerinin burkulma şekil değiştirmesine oranından büyük olanını ifade etmektedir. Ayrıca, kirişlerin en büyük düşey yer değiştirmeleri de her bir kat için Şekil 11c'de sunulmuştur. Şekil 11'de verilen sonuçlarla ilgili önemli çıkarımlar aşağıda sıralanmıştır:

- Şekil 11a'da ifade edildiği gibi, ters V, geleneksel iki katta X ve dengeli iki katta X tip MÇÇ'ler için en büyük GKÖ açıları, sırasıyla, 3%, 4,1% ve 3,36% olarak birinci kattan elde edilmiştir. Başka bir ifadeyle, MÇÇ'lerde kaydedilen en büyük görelî kat öteleme taleplerinin kiriş kesitlerinin ağırlığıyla ters orantılı ancak doğrusal olmayan biçimde arttığı görülmektedir.
- Çapraz düzeni ve boyutlandırma yaklaşımından bağımsız olarak, incelemeye konu olan deprem kaydı (YH-8)

etkisinde en yüksek GKÖ taleplerinin birinci ve beşinci katlarda sıçrama yaptığı göze çarpmaktadır. Taleplerin büyüklükleri değişse de, her üç çerçevede de en büyük GKÖ taleplerinin yapı yüksekliği boyunca benzer dağılım gösterdiği görülmektedir (Şekil 11a).

- 3., 4. ve 6. katlardaki çaprazlarda MÇÇ'lerin birçoğunda akma veya burkulma meydana gelmediği görülmektedir (Şekil 11b). Bu da, yönetmeliklerce yapılan mekanizma (tüm katlardaki çaprazların aynı anda aktığı ve burkulduğu) kabulünün incelenen deprem etkilerinde oluşmadığını göstermektedir.

Ters V, geleneksel iki katta X ve dengeli iki katta X tip MÇÇ'lerden elde edilen en büyük çapraz süneklik talepleri, sırasıyla 15, 25,6 ve 23,3 olarak hesaplanmıştır (Şekil 11b). Eğilim bakımından, GKÖ talepleriyle benzer gözükten çapraz süneklik talepleri arasındaki bu ciddi fark, MÇÇ

kirişlerinin dayanım ve rijitlikleri ile açıklanabilir [18, 20]. Şekil 11c'de dikkat çekildiği gibi, görece yüksek rijitlik ve dayanıma sahip ters V çaprazlı çerçeve kirişleri, burkulma sonrası kaçınılmaz olarak ortaya çıkan dengelenmemiş düşey yükleri, çok daha düşük düşey yer değiştirmelerle karşılayabilmektedir. Diğer deyişle, çaprazlarda oluşan süneklik talepleri, aslında çerçevelerin yatay ve düşey yer değiştirmelerinin bileşkesi olduğundan kiriş tasarımının çaprazların düşük tekrarlı yorulma ömrüne etkisinin ciddi olabileceği görülmektedir.

5.3. MÇÇ'lerin 20 YH Etkisinde Sismik Değerlendirilmesi (Seismic Assessment of CBFs Under 20 Ground Motions)

Zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz sonuçları derlenerek, prototip MÇÇ'ler en büyük GKÖ, kalıcı GKÖ ve çaprazlarda en büyük süneklik talepleri cinsinden değerlendirilmiştir. Seçilen sismik talep parametrelerinden en büyük GKÖ, yapıların bütüncül tepkisini ve kalıcı GKÖ (yer hareketinin sona ermesiyle çerçevelerde oluşan kalıcı yer değiştirme) ise kullanılabilirlik, güçlendirmenin gerekliliği ve maliyeti bakımından yapı performansını tartışmak üzere incelenmiştir [49]. MÇÇ'lere tayin edilmiş enerji tüketme mekanizması olarak çapraz elemanların beklenen süneklik talep/kapasite oranları, deprem performansının karşılaştırılmasında önemli bir göstergedir. Yani, MÇÇ'lerin doğrusal olmayan davranışı hem bütüncül (GKÖ ve kalıcı GKÖ) hem de eleman (çapraz süneklik talebi) bazında tartışılmıştır. Zaman tanım alanında doğrusal olmayan analiz sonuçları incelendiğinde, MÇÇ'lerin YH kayıtlarına verdikleri bütüncül tepkilerin kayıttan kayıta çok ciddi farklılıklar gösterdiği göze çarpmaktadır. Bu nedenle deprem kayıtları, MÇÇ'lerin temel deprem davranış

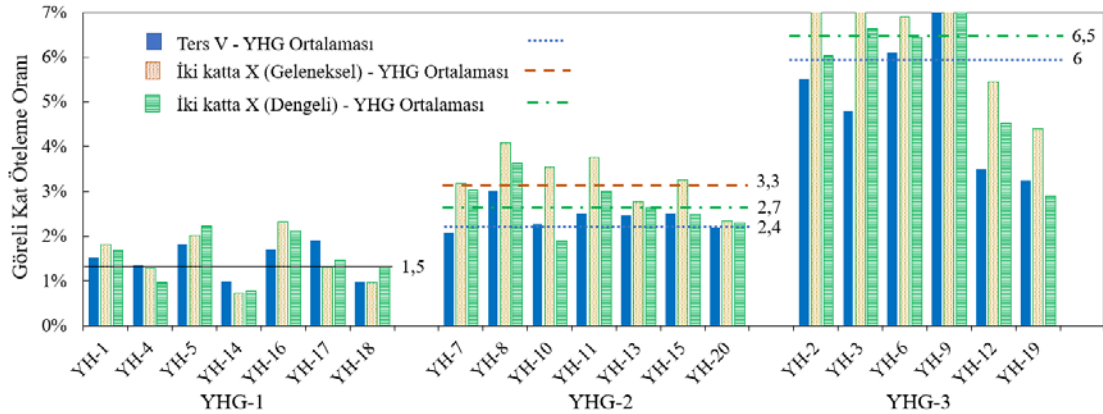
göstergesi olan en büyük GKÖ tepkisine göre sınıflandırılarak Tablo 5'te görülen üç farklı yer hareketi grubu (YHG) oluşturulmuştur: Hafif (YHG-1), orta (YHG-2) ve yüksek (YHG-3) şiddetli depremler. Bu yaklaşım sayesinde, sonuçlar daha sağlıklı biçimde değerlendirilip, tartışılabilir.

Seçilen deprem YH takımına MÇÇ'lerin verdiği bütüncül tepkiler, Şekil 12 ve Şekil 13'te YHG'larına göre özetlenmiştir. Ayrıca, her bir deprem grubu etkisinde MÇÇ'lerden elde edilen tepkilerin ortalaması da yatay kesikli çizgilerle aynı şekiller üzerinde gösterilmiştir. Şekil 12 ve Şekil 13'te yüzde cinsinden verilen en büyük GKÖ ve kalıcı GKÖ taleplerini inceleyerek aşağıdaki çıkarımları yapmak mümkündür:

- MÇÇ'ler YHG-1 olarak sınıflandırılan görece hafif şiddette depremlere maruz kaldıklarında, en büyük GKÖ tepkileri depremden depreme farketse de bu tepkilerin ortalamasının her üç çerçeve için de yaklaşık 0,015 radyan olarak kaldığı görülmektedir (Şekil 12). Aynı deprem grubu etkisinde (YHG-1), Şekil 13'te verilen kalıcı GKÖ dağılımları karşılaştırıldığında ise tüm MÇÇ'lerin ortalama kalıcı yer değiştirme değerlerinin izin verilen kalıcı GKÖ değeri olan 0,005 radyandan düşük kaldığı görülmektedir [49].
- YHG-2 depremleri etkisinde en büyük GKÖ tepkilerinin ortalaması, ters V, dengeli ve geleneksel iki katta X çaprazlı çerçeveler için, sırasıyla, 0,024, 0,027 ve 0,033 rad. olarak elde edilmiştir (Şekil 12). En düşük GKÖ talebi, beklendiği gibi yine en ağır kiriş kesitlerine ve dolayısıyla en yüksek tonaja sahip ters V çaprazlı çerçeveden elde edilmiştir. MÇÇ'lerin nisbi tonajları

Tablo 5. MÇÇ'lerin doğrusal olmayan tepkilerine göre deprem yer hareketlerinin gruplandırılması
(Grouping of earthquake ground motions based on the nonlinear response of CBFs)

	Yer Hareketi Grubu 1 (YHG-1)	Yer Hareketi Grubu 2 (YHG-2)	Yer Hareketi Grubu 3 (YHG-3)
Sismik Tepki	Hafif şiddetli depremler	Orta şiddetli depremler	Yüksek şiddetli depremler
Göstergesi	GKÖ<0,02 rad.	0,02<GKÖ<0,04 rad.	GKÖ>0,04 rad.
Deprem Yer Hareketleri	YH-1, YH-4, YH-5, YH-14, YH-16, YH-17, YH-18	YH-7, YH-8, YH-10, YH-11, YH-13, YH-15, YH-20	YH-2, YH-3, YH-6, YH-9, YH-12, YH-19



Şekil 12. MÇÇ'lerin 20 deprem yer hareketi etkisinde en büyük GKÖ tepkilerinin karşılaştırması
(Peak inter-story drift comparison of CBFs under 20 earthquake ground motions)

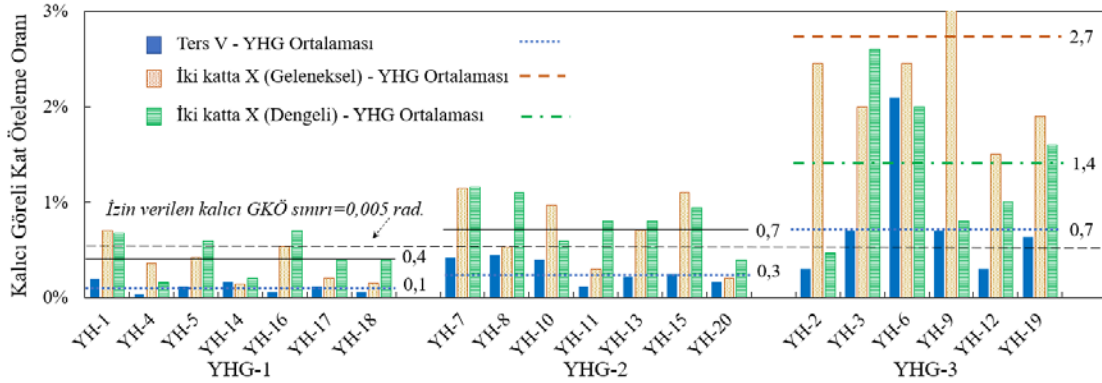
incelendiğinde, geleneksel ve dengeli iki katta X çaprazlı çerçevelerdeki toplam çelik ağırlıklarının ters V çaprazlı çerçeveninkine oranlarının, sırasıyla %65 ve %69 kadar olduğu görülmektedir. Önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımı ile, YHG-2 depremleri etkisinde en büyük GKÖ talepleri ortalama %0,3 rad. artmıştır (Şekil 12). Başka bir deyişle, orta şiddetteki depremler etkisinde önerilen dengeli boyutlandırma yöntemiyle 6,6 ton daha az çelik kullanılmasına rağmen, sismik taleplerdeki artış göz ardı edilebilecek seviyede kalmıştır. Ayrıca, YHG-2 etkisinde ortalama kalıcı GKÖ talebi ters V MÇÇ için 0,003 rad. iken, boyutlandırma biçiminden bağımsız olarak, iki katta X çaprazlı MÇÇ'lerde bu değer, izin verilen sınırı az da olsa aşarak 0,007 mertebesine çıktığı görülmektedir (Şekil 13).

- YHG-3 depremleri etkisinde MÇÇ'lerden elde edilen en büyük GKÖ açısı değerlerinin ortalamaları, dengeli iki katta X çaprazlı ve ters V çaprazlı çerçeveler için sırasıyla, 0,06 ve 0,065 rad. gibi yüksek değerlere ulaşırken, geleneksel iki katta X çaprazlı çerçevede bu taleplerin 0,088 rad. GKÖ açısı mertebesine ulaştığı gözlemlenmiştir (Şekil 12). Şekil 13'te gözüktüğü üzere ters V çaprazlı çerçevede oluşan ortalama kalıcı GKÖ talebi, izin verilen kalıcı GKÖ sınırının çok az üstüne çıkarak 0,007 rad. değerine ulaşırken, geleneksel ve dengeli iki katta X

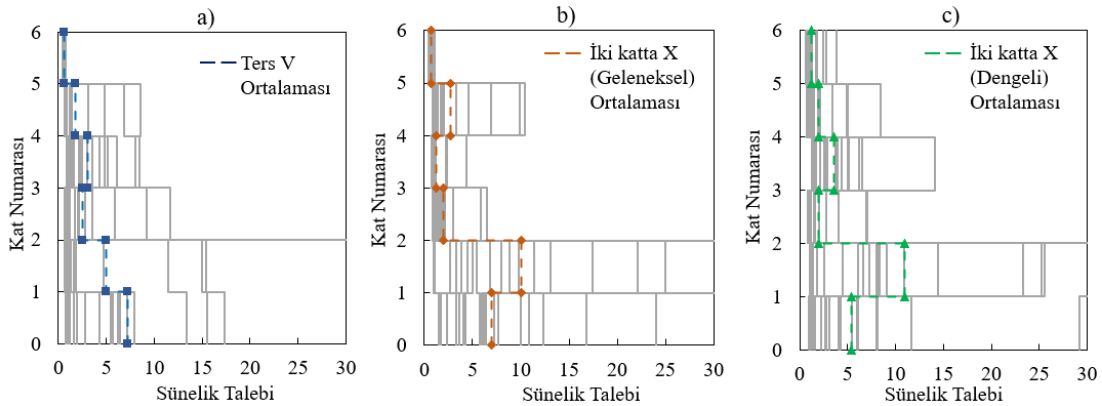
çaprazlı çerçevede kalıcı GKÖ taleplerinin ortalama 0,027 ve 0,014 rad. gibi görece yüksek değerlere ulaştığı gözlemlenmektedir.

GKÖ gibi bütüncül sismik talep göstergelerinin yanı sıra, çapraz elemanlarda oluşan süneklik talepleri seçilen depremler etkisinde Şekil 14'te sunulmuştur. Çaprazlarda oluşan en büyük süneklik taleplerinin MÇÇ yüksekliğince dağılımları hakkında şunlar söylenebilir:

- En büyük süneklik talepleri; ters V, geleneksel ve dengeli iki katta X çaprazlı çerçeveler için sırasıyla 13,5 (Şekil 14a), 26 (Şekil 14b) ve 20,5 (Şekil 14c) olarak birinci katlarda yoğunlaşmıştır. Yine, ters V çaprazlı çerçevede oluşan süneklik taleplerinin yükseklik boyunca görece düzgün dağıldığı söylenebilir (Şekil 14a).
- Üst katlara doğru çıkıldıkça süneklik taleplerinin giderek azaldığı, hatta birçok yer hareketi etkisinde üst katlardaki çaprazların doğrusal davranış gösterdiği gözlemlenmektedir (Şekil 14). MÇÇ'lerde burkulma sonrası yumuşak kat davranışı, sismik enerji girdisinin bir veya birkaç kattaki çaprazlarla tüketilmesi zorunluluğunu beraberinde getirmektedir [12, 21]. Diğer bir deyişle, tasarımda kabul edilen birinci mod şeklini gözetilen mekanizma durumu ve tüm çaprazların akması ve



Şekil 13. MÇÇ'lerin 20 deprem yer hareketi etkisinde kalıcı GKÖ tepkilerinin karşılaştırması (Peak residual inter-story drift comparison of CBFs under 20 earthquake ground motions).



Şekil 14. Çaprazlarda oluşan en büyük süneklik taleplerinin çerçeve yüksekliğince dağılımı: ters V (a), geleneksel iki katta X (b) ve dengeli iki katta X (c)

(Peak brace ductility demand distribution along the height: chevron (a), conventional two-story X (b) and balanced two-story X (c)).

burkulması gibi bir plastik mekanizma senaryosunun oluşma ihtimalinin çok düşük olduğu ve dahası, çok daha elverişsiz yüklem biçimlerinin oluşma olasılığının yüksek olduğu görülmektedir (Şekil 14).

- Şekil 14b ve c’de görülen, geleneksel ve dengeli iki katta X çaprazlı çerçevelerde, süneklik talepleri eğilim bakımından birbirine benzerken, geleneksel iki katta X çaprazlı çerçevedeki ortalama süneklik talebinin, dengeli boyutlandırılmış çerçeveye oranla %25 daha yüksek olduğu göze çarpmaktadır.

6. SONUÇLAR VE TARTIŞMALAR (CONCLUSIONS AND DISCUSSIONS)

Bu çalışmada, aktif deprem bölgelerinde yaygın kullanılan süneklik düzeyi yüksek çelik MÇÇ için AISC 341 [4], CSA-S16 [5], TBDY [6] gibi güncel sismik yönetmeliklerde tarif edilen, kapasite tasarımı yaklaşımında yapılan temel kabuller, iki farklı çapraz düzeni ve boyutlandırma yaklaşımı gözetilerek irdelendi. Sayısal modellerin güvenilirliğinin deney sonuçları yardımıyla doğrulanmasının ardından, çaprazlı çerçevelerin davranışı, doğrusal olmayan statik itme analizi ve zaman tanım alanında analiz yöntemleriyle karşılaştırıldı. Sonuçlar, en büyük ve kalıcı görelî kat ötelemeleri ile çaprazlardaki süneklik talepleri gibi sismik talep göstergeleri vasıtasıyla tartışıldı. Çalışma sonucu elde edilen temel çıkarımlar aşağıda özetlenmiştir:

- Artımsal statik yüklem analizinde çok büyük fark çıkmasa da, 20 adet deprem yer hareketi etkisinde seçilen sismik talep göstergeleri değerlendirildiğinde, çapraz düzeninin doğrusal olmayan dinamik davranışa etkisinin ciddi olduğu görülmüştür. Ayrıca bu etkinin, maruz kalınan depremlerin şiddeti arttıkça daha da belirginleştiği göze çarpmaktadır.
- Seçilen 20 yer hareketine MÇÇ’lerin verdiği en büyük GKÖ tepkisi değerlendirildiğinde, en ağır kırılganlara sahip ters V çaprazlı çerçevede oluşan en büyük taleplerin ortalaması 0,032 rad. iken, çapraz düzenindeki değişikliğin bir sonucu olarak, geleneksel iki katta X çaprazlı çerçevede bu ortalama talep 0,043 rad. olarak elde edilmiştir. Diğer bir deyişle, toplam MÇÇ ağırlığı %35 azalırken en büyük GKÖ değeri neredeyse aynı oranda artmıştır. Öte yandan, önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımı için MÇÇ ağırlığı ters V çaprazlı çerçeveye göre %31 azalırken, ortalama GKÖ talebinin ise ters V çaprazlı çerçeveden elde edilene oldukça yakın bulunarak, yaklaşık 0,034 rad. olduğu görülmüştür. Bu da, önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımının bütüncül sismik taleplerde ciddi artışlara sebep olmadan malzeme maliyetinde büyük düşüş sağlaması açısından oldukça etkin olduğunu göstermektedir.
- Fonksiyonellik ve güçlendirme maliyeti açısından öneme sahip bir performans göstergesi olan kalıcı GKÖ taleplerinin, tüm deprem kayıtlarının ortalaması incelendiğinde, ters V çaprazlı çerçevenin açık ara en iyi performansı gösterdiği rahatlıkla söylenebilir. Öyle ki, kalıcı GKÖ ortalamaları, ters V çaprazlı çerçeve için 0,004 rad. iken, geleneksel ve dengeli iki katta X çaprazlı çerçevelerde bu talebin 2-3 katına çıkarak, sırasıyla, 0,012

ve 0,009 rad. olduğu kaydedildi. Bu sonuçlar ışığında, sadece ters V çaprazlı çerçevede oluşan ortalama talebin izin verilen kalıcı GKÖ sınırı olan 0,005 radyanın altında kaldığı düşünüldüğünde, kiriş tasarımının kalıcı GKÖ talebi bakımından büyük önem taşıdığı söylenebilir.

- Çaprazlarda oluşan süneklik taleplerinin kiriş tasarımıyla doğrudan ilişkili olduğu ve dolayısıyla en büyük ve en küçük taleplerin, sırasıyla, geleneksel iki katta X ve ters V çaprazlı çerçevelerden elde edilirken, önerilen dengeli boyutlandırma yönteminin diğer iki çerçevenin neredeyse ortalamasını verdiği dikkat çekmektedir. Ayrıca, çaprazlarda oluşan ortalama süneklik taleplerinin ters V çaprazlı çerçeve için AISC 341’de [4] tanımlanan süneklik talebi beklentisiyle uyumlu olduğu, iki katta X çaprazlı çerçevelerde ise bu beklentinin üzerine çıktığı göze çarpmaktadır.
- Yüksek sünek MÇÇ’lerin kapasite tasarımı yaklaşımında göz önüne alınan mekanizma durumlarının seçilen deprem kayıtları etkisinde ortaya çıkmadığı görülmüştür. Çapraz düzeni ve boyutlandırma yaklaşımından bağımsız olarak, tüm çerçevelerde gözlenen yumuşak kat davranışı, tüm katlardaki çaprazların aynı anda aktığı ve burkulduğu kabulünün gerçekleşme ihtimalinin düşük olduğuna işaret etmektedir.
- Yapı yüksekliğini gözetmeksizin tasarıma esas alınan, birinci mod yer değiştirme şekline uyumlu mekanizma halinin aksine, tüm çerçevelerde zaman zaman yüksek mod etkilerinin ortaya çıktığı görülmüştür. Özellikle daha yüksek yapılarda baskın hale gelmesi kaçınılmaz bu yüksek mod etkilerinin, gelecekte yapılacak çalışmalarla ayrıca kapsamlı biçimde değerlendirilmesi uygun olacaktır.
- Önerilen dengeli boyutlandırma yaklaşımı, geleneksel iki katta X düzenine sahip MÇÇ tasarımı yaklaşımına göre sadece %8’lik tonaj artışıyla ortalama GKÖ taleplerinde %26 civarı (0.043 radyandan 0.034 radyana) düşüş sağlamıştır. Gelecek çalışmalar ile, farklı yapısal analiz hallerinin tasarımı ve davranışa etkisi incelenerek, MÇÇ’lerin maliyet ve performans bakımından daha çekici hale gelmesi sağlanabilir.
- Bu çalışmada elde edilen bulgular, şüphesiz, ele alınan orta yükseklikteki ters V ve iki katta X çapraz düzenine sahip MÇÇ’ler için geçerlidir. Bu nedenle, kirişlerin çaprazlarla kesilmediği X veya diyagonal çaprazlı çerçeveler, yüksek katlı yapılar ve davranış bakımından çok katlı yapılardan bütünüyle farklı olan “çok sıralı” endüstriyel çelik yapılarla ilgili çıkarım yapmaktan kaçınılmalıdır.

KAYNAKLAR (REFERENCES)

1. Nakashima M., Inoue K., Tada M., Classification of damage to steel buildings observed in the 1995 Hyogoken-Nambu earthquake, J. Engineering Struct., 20 (4-6), 271-281, 1998.
2. Mahin S.A., Lessons from damage to steel buildings during the Northridge earthquake, Engineering Structures, 20 (4), 261-270, 1998.
3. Uriz P., Towards earthquake resistant design of concentrically braced steel structures, Ph.D. Thesis,

- University of California, Dept. of Civ. Eng., Berkeley, 2005.
4. AISC 341, Seismic provisions for structural steel buildings, Chicago, USA, 2016.
 5. CSA, Design of Steel Structures, CSA-S16-14, Canadian Standards Association, Toronto, 2014.
 6. Türk Bina Deprem Yönetmeliği (TBDY), Çevre ve Şehircilik Bakanlığı, Ankara, 2018.
 7. Goggins J.M., Broderick B.M., Elghazouli A.Y., Lucas A.S., Behaviour of tubular steel members under cyclic axial loading, *J. Constr. Steel Res.*, 62 (1–2), 121–131, 2006.
 8. Fell B.V., Kanvinde A.M., Deierlein G.G., Myers A.T., Experimental investigation of inelastic cyclic buckling and fracture of steel braces, *Journal of structural engineering*, 135 (1), 19–32, 2009.
 9. Tirca L. ve Chen L., Numerical simulation of inelastic cyclic response of HSS braces upon fracture, *Adv. Steel Constr.*, 10 (4), 442–462, 2014.
 10. Gorgularslan R., Determining geometric bounds used in lattice structure design and optimization based on additive manufacturing constraints, *Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 36 (2), 607–626, 2021.
 11. Khatib I.F., Mahin S.A., Pister K.S., Seismic behavior of concentrically braced steel frames, Rep. No. UCB/EERC-88/01, Earthquake Engineering Research Center, 1988.
 12. Sabelli R., Research on improving the design and analysis of earthquake-resistant steel-braced frames, Earthquake Engineering Research Institute, Oakland, 2001.
 13. Tremblay R. ve Tirca L., Behaviour and design of multi-storey zipper concentrically braced steel frames for the mitigation of soft-storey response, *Proc int conf on behaviour of steel structures in seismic area, Naples, Italy*, 471–478, 2003.
 14. Yang, C.S., Leon R.T., Desroches R., Design and behavior of zipper-braced frames, *Engineering Structures*, 30 (4), 1092–1100, 2008.
 15. Aksar B., Dogru S., Cakir F., Shen J., Akbas, B., Relative story displacements and torsional effects caused by strength variations in concentrically braced frames, *Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 33 (1), 13–30, 2018.
 16. Faytarouni M., Seker O., Akbas B., Shen J., Seismic assessment of ductile concentrically braced frames with HSS bracings, *Engineering Structures*, 191, 401–416, 2019.
 17. Faytarouni M., Shen J., Seker O., Akbas B., Improved brace fracture model for seismic evaluation of concentrically braced frames, *Engineering Structures*, 206, 110184, 2020.
 18. Shen J., Wen R., Akbas B., Doran B., Uckan E., Seismic demand on brace-intersected beams in two-story X-braced frames, *Engineering Structures*, 76, 295–312, 2014.
 19. Vamvatsikos D. ve Cornell C.A., Incremental dynamic analysis, *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, 31(3), 491–514, 2002.
 20. D'Aniello M., Costanzo S., Landolfo R., The influence of beam stiffness on seismic response of chevron concentric bracings, *Journal of Constructional Steel Research*, 112, 305–324, 2015.
 21. Shen J., Seker O., Akbas B., Seker P., Momenzadeh S., Faytarouni M., Seismic performance of concentrically braced frames with and without brace buckling, *Engineering Structures*, 141, 461–481, 2017.
 22. Shen J., Seker O., Sutchiewcharn N., Akbas B., Cyclic behavior of buckling-controlled braces, *Journal of Constructional Steel Research*, 121, 110–125, 2016.
 23. Fahnestock L.A., Sause R., Ricles J.M., Experimental evaluation of a large-scale buckling-restrained braced frame, *Journal of Structural Engineering*, 133, 1205–1214, 2007.
 24. Seker O., Shen J., Faytarouni M., Akbas B., Investigation of channel-encased braces incorporating circular HSS, *Engineering Structures*, 230, 111692, 2021.
 25. Di Sarno L. ve Elnashai A.S., Bracing systems for seismic retrofitting of steel frames, *Journal of Constructional Steel Research*, 65, 452–465, 2009.
 26. Seker O., Faytarouni M., Shen J., Akbas B., A novel performance-enhancing technique for concentrically braced frames incorporating square HSS, *Engineering Structures*, 201, 109800, 2019.
 27. Balık F., Strengthening of reinforced concrete frames with insufficient earthquake resistance using drywalls sheathed with steel sheet, *Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University*, 36 (1), 41–56, 2020.
 28. Black C.J., Makris N., Aiken I.D., Component testing, seismic evaluation and characterization of buckling-restrained braces, *Journal of Structural Engineering*, 130 (6), 880–894, 2004.
 29. Xie Q., State of the art of buckling-restrained braces in Asia, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 61 (6), 727–748, 2005.
 30. Brandonisio G., Toreno M., Grande E., Mele E., De Luca A., Seismic design of concentric braced frames, *Journal of Constructional Steel Research*, 78, 22–37, 2012.
 31. British Standards Institution, EC-8: Design provisions for earthquake resistance of structures, London, 1996.
 32. Bosco M. ve Marino E.M., Design method and behavior factor for steel frames with buckling restrained braces, *Earthquake Engineering & structural dynamics*, 42 (8), 1243–1263, 2013.
 33. Tremblay R. ve Robert N., Seismic design of low- and medium-rise chevron braced steel frames, *Canadian Journal of Civil Engineering*, 27 (6), 1192–206, 2000.
 34. Marino E.M., A unified approach for the design of high ductility steel frames with concentric braces in the framework of Eurocode 8, *Earthquake engineering & structural dynamics*, 43 (1), 97–118, 2014.
 35. Richards P.W., Seismic column demands in ductile braced frames, *Journal of Structural Engineering*, 135 (1), 33–41, 2009.
 36. ASCE, Minimum design loads for buildings and other structures, ASCE/SEI 7-16, Reston, 2016.

37. FEMA P., 751. 2009 NEHRP recommended seismic provisions: design examples, Building Seismic Safety Council, Washington, DC: Federal Emergency Management Agency, 2012.
38. FEMA P., 1051. 2015 NEHRP recommended seismic provisions: design examples, Building Seismic Safety Council, Washington, DC: Federal Emergency Management Agency, 2016.
39. Afet ve Acil Durum Yönetimi Başkanlığı. Sismik tehlike haritası. <https://deprem.afad.gov.tr/deprem-tehlike-haritasi>. Yayın tarihi Ocak 1, 2019. Erişim tarihi: Haziran 30, 2020.
40. Pınarbaşı S. ve Nasrat M., A comparative study of former and latest Turkish design guidelines for rolled I-shaped steel flexural members, Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 35 (1), 369-386, 2019.
41. Çelik Yapıların Tasarım, Hesap ve Yapım Esaslarına Dair Yönetmelik (ÇYTHYEDY), Çevre ve Şehircilik Bakanlığı, Ankara, 2016.
42. PERFORM-3D, Nonlinear Analysis and Performance Assessment for 3D Structures, Version 5.0.0, 2011.
43. Cakir F., Kaya E.S., Aksar B., Shen J., Seker O., Akbas B., Numerical modelling techniques for braces in concentrically braced frames, 6th Steel Structures Symposium, Eskişehir, 15-17 October, 2015.
44. Dogru S. ve Akbas B., Seismic energy demands in special moment frames, Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 35 (3), 1111-1128, 2020.
45. Aksar B., Dogru S., Akbas B., Amplified seismic loads in steel moment frames under strong ground motion, Journal of Faculty of Engineering and Architecture of Gazi University, 33 (2), 2018.
46. LeMessurier W.J., Practical method of second order analysis - 2. Rigid frames, Engineering Journal, 14, 49-67, 1977.
47. Peer Strong Ground Motion Database. <https://ngawest2.berkeley.edu>. Yayın tarihi 2013. Erişim tarihi Ağustos 24, 2020.
48. Powell G.H., Modeling for Structural Analysis: Behavior and Basics, Berkeley, Computers and Structures, 2010.
49. McCormick J., Aburano H., Ikenaga M., Nakashima M., Permissible Residual Deformation Levels for Building Structures Considering Both Safety And Human Elements, Proc. 14th World Conference on Earthquake Engineering, Beijing, China, 2008.