

**YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**YIĞMA YAPI ELEMANLARI İÇİN İZOTROPİK HASAR
MODELİ GELİŞTİRİLMESİ VE SONLU ELEMAN
UYGULAMALARI**

İnşaat Yük. Müh. Hakkı YILDIRIM

**FBE İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Mekanik Programında
Hazırlanan**

DOKTORA TEZİ

Tez Savunma Tarihi : 15 Kasım 2007
Tez Danışmanı : Prof. Dr. Haluk ÇEÇEN (YTÜ)
Jüri Üyeleri : Prof. Dr. N. Kemal ÖZTORUN (İÜ)
: Prof. Dr. Reha ARTAN (İTÜ)
: Prof. Dr. R. Faruk YÜKSELER (YTÜ)
: Doç. Dr. İrfan COŞKUN (YTÜ)

İSTANBUL, 2007

**YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**YIĞMA YAPI ELEMANLARI İÇİN İZOTROPİK HASAR
MODELİ GELİŞTİRİLMESİ VE SONLU ELEMAN
UYGULAMALARI**

İnşaat Yük. Müh. Hakkı YILDIRIM

FBE İnşaat Mühendisliği Anabilim Dalı Mekanik Programında
Hazırlanan

DOKTORA TEZİ

Tez Savunma Tarihi : 15 Kasım 2007

Tez Danışmanı : Prof. Dr. Haluk ÇEÇEN (YTÜ)

Jüri Üyeleri : Prof. Dr. N.Kemal ÖZTORUN (İÜ)

: Prof. Dr. Reha ARTAN (İTÜ)

: Prof. Dr. R. Faruk YÜKSELER (YTÜ)

: Doç. Dr. İrfan COŞKUN (YTÜ)

İSTANBUL, 2007

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
SİMGE LİSTESİ.....	v
ŞEKİL LİSTESİ.....	vi
ÇİZELGE LİSTESİ	x
ÖNSÖZ	xi
ÖZET.....	xii
ABSTRACT.....	xiv
1. GİRİŞ	1
2. TARİHİ YIĞMA YAPILAR.....	3
2.1 Yığma Yapı Malzemelerinin Kısa Tarihi	3
2.1.1 Taş	3
2.1.2 Tuğla	4
2.1.3 Beton Blok (Briket).....	5
2.1.4 Harç	6
2.2 Yığma Yapı Elemanları	6
2.2.1 Piramit	7
2.2.2 Duvarlar	7
2.2.3 Kolonlar ve Kuleler.....	8
2.2.4 Kirişler ve Lentolar	8
2.2.5 İlkel Kemer	9
2.2.6 Dirsek Kemer	9
2.2.7 Gerçek Kemer	9
2.2.8 Tonozlar	10
2.2.9 Kubbeler.....	10
2.3 Günümüz Çok Katlı Yığma Yapıları.....	11
2.4 Bazı Tarifler (TS 2510/Nisan 1977).....	12
2.4.1 Kargir Duvar	12
2.4.2 Harç	12
2.4.3 Yığma Kargir Yapı	12
2.4.4 Taşıyıcı Duvar.....	12
2.4.5 Taşıyıcı Olmayan Duvar	12
2.4.6 Narinlik	12
2.4.7 Emniyet Gerilmesi Anma Değeri	12
2.4.8 Kohezyon	13
2.4.9 İçsel Sürtünme Açısı.....	13
2.4.10 Elastik Malzeme.....	13

2.4.11	Plastik Malzeme.....	13
2.4.12	Elasto-Plastik Malzeme	13
3.	AKMA VE KIRILMA KRİTERLERİ	14
3.1	Gerilme-Şekil Değişirme İnvaryantları	14
3.2	Gerilme İnvaryantları.....	15
3.3	Mohr-Coulomb Kriteri.....	17
3.4	Drucker-Prager Kriteri.....	20
3.5	Enerji Hipotezleri.....	23
3.5.1	Toplam Şekil Değişirme Enerjisi Hipotezi.....	23
4.	MALZEMELERİN FİZİKSEL VE GEOMETRİK ÖZELLİKLERİ	25
4.1	Malzemenin Fiziksel Özelliği.....	25
4.1.1	Doğrusal Elastik Malzemeler.....	25
4.1.2	Doğrusal Olmayan Elastik Malzemeler.....	26
4.2	Malzemenin Geometrik Özelliği	26
4.2.1	Geometrik Olarak Doğrusal Malzemeler	26
4.2.2	Geometrik Olarak Doğrusal Olmayan Malzemeler.....	26
5.	EKSENEL BASINÇ ALTINDA BETON BLOKTAN YIĞMA PRİZMALARIN DAVRANIŞI.....	28
5.1	Yığma Yapı Deneyleri	28
5.2	Genel Kırılma Mekanizması.....	31
5.3	Hilsdorf Kırılma Kriteri	35
5.4	Elastisite Modülü	36
5.5	Harç Özellikleri.....	37
5.6	Yığmanın Basınç Dayanımına Etki Eden Faktörler	38
5.6.1	Derzdeki Harç Tipinin Etkisi	38
5.6.2	Harç Özelliklerinin Etkisi	40
5.6.3	Blok Boyutunun Etkisi.....	45
5.6.4	Yüksekliğin Kalınlığa Oranı (h / t).....	46
5.6.5	Yükleme Plağı Rijitliğinin Etkisi.....	48
6.	BETON BLOKTAN YAPILMIŞ İÇİ BOŞ VE İÇİ DOLDURULMUŞ YIĞMA PRİZMALARIN BASINÇ DAYANIMLARI	50
6.1	Malzeme Modelleri.....	50
6.1.1	Elastisite Modülü ve Poisson Oranı.....	50
6.1.2	Elasto-Plastik Modelleme	50
6.1.3	İzotropik Hasar Modeli.....	51
6.2	Prizmaların Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analizi.....	55
7.	YTÜ-YAPI VE MALZEME LABORATUVARI DENEYLERİ.....	73
7.1	Beton Bloktan Yapılan İçi Boş Yığma Prizma Deneyleri.....	73
7.1.1	Blok Geometrisi ve Özellikleri	73
7.1.2	Harçın Özellikleri.....	73
7.1.3	Prizmaların Hazırlanması ve Denenmesi	74
7.1.4	Deneyleri Yapılan Numuneler İçin Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analiz	

	Sonuçları	79
7.1.5	İçi Boş Prizma İçin Gerilme-Şekil Değişirme İlişkisi.....	85
7.2	Doldurulmuş Beton Blok Prizmaların Deneyi	87
7.2.1	Dolgu Betonu	87
7.2.1.1	Dolgu Betonunun İşlenebilir Özellikleri	87
7.2.1.2	Dolgu Betonu Tipleri	88
7.2.1.3	Dolgu Betonu Basınç Dayanımı	88
7.2.2	Doldurulmuş Prizmaların Hazırlanması	90
7.2.2.1	Blok Geometrisi ve Özellikleri	90
7.2.2.2	Harcın Özellikleri.....	90
7.2.2.3	Dolgu Betonunun Özellikleri.....	91
7.2.3	Numunelerin Denenmesi	95
7.2.4	Denenen Prizmaların Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analizleri	99
7.2.5	İçi Dolu Prizma İçin Gerilme-Şekil Değişirme İlişkisi	106
8.	SONUÇLAR.....	108
8.1	Analiz Sonuçları.....	108
8.2	Deney Sonuçları.....	108
8.3	Öneriler	109
	KAYNAKLAR	111
	ÖZGEÇMİŞ	116

SİMGE LİSTESİ

A	malzeme hasar parametresi, boyutsuz
c_{bl}	bloğun kohezyonu
c_{mr}	harcın kohezyonu
c_{gr}	dolgu betonunun kohezyonu
E_0	elastisite modülü
f_{bl}	blok basınç dayanımı
f_{gr}	dolgu betonu dayanımı
f'_m	yığıma prizmanın basınç dayanımı
f_{mr}	harcın basınç dayanımı
f_t	beton çekme dayanımı
G_f	betonun kırılma enerjisi
h	karakteristik sonlu eleman ağ boyutu
M	hasar fonksiyonu
ϕ_{bl}	blok içsel sürtünme açısı
ϕ_{mr}	harç içsel sürtünme açısı
ϕ_{gr}	dolgu betonu içsel sürtünme açısı
τ	hasar başlangıç eşiği

ŞEKİL LİSTESİ

Şekil 2.1	Taş duvar örgü biçimleri (Drysdale vd., 1994).....	3
Şekil 2.2	Mısır'daki Büyük Primit.	4
Şekil 2.3	Puro şeklinde elle yapılmış çamur tuğlalar (Drysdale vd., 1994).	4
Şekil 2.4	Romalılar tarafından yapılmış tuğlalar (Drysdale vd., 1994).....	5
Şekil 2.5	Günümüz kil tuğlaları (Drysdale vd., 1994).	5
Şekil 2.6	Boşluklu bloklar (Drysdale vd., 1994).....	6
Şekil 2.7	Piramit formunda yığma yapılar (Drysdale vd., 1994).....	7
Şekil 2.8	Romalılar zamanında yapılmış yığma duvarlar (Drysdale vd., 1994).	7
Şekil 2.9	M.S. 113'de Roma'da yapılmış Trajan Kulesi (Drysdale, vd., 1994).....	8
Şekil 2.10	M.Ö. 1250'de Eski Yunanistan'ın Miken (Mycenae) şehrinde yapılmış Aslanlı Kapı (Drysdale vd., 1994).	8
Şekil 2.11	İki taştan yapılmış ilkel kemer (Drysdale vd.,1994).....	9
Şekil 2.12	M.Ö. 600'de Yunanistan'ın Tiryns şehrinde yapılmış duvar içinde dirsek kemer (Drysdale vd., 1994).....	9
Şekil 2.13	Sıkça rastlanan kemerler (Drysdale vd., 1994).....	9
Şekil 2.14	M.S. 550'de Irak'da çamur tuğladan yapılmış Ctesiphon* Sarayı (Drysdale vd., 1994).....	10
Şekil 2.15	Tonoz yapılar (Drysdale vd., 1994).	10
Şekil 2.16	M.Ö. 1325'de, 14,5m çapında ve 13,5 m yüksekliğinde kubbe şeklinde yapılmış Agamemnon'un** Mezarı (Drysdale vd., 1994).	10
Şekil 2.17	Kanada'nın Winnipeg şehrinde 1970 yılında 200 mm genişliğe sahip bloklarla danatılı olarak yapılmış 24 katlı bina (Drysdale vd., 1994).	11
Şekil 2.18	İsviçre'nin Biel şehrinde 1951 yılında dış duvarları 380 mm ve iç duvarları 150mm genişlikte tuğladan yapılmış 16 katlı yığma bina (Drysdale vd., 1994).....	11
Şekil 3.1	Mohr-Coulomb kriteri için asal gerilmeler arasındaki ilişkiler (Chen, 1982)...	18
Şekil 3.2	Mohr-Coulomb kriteri: (a) meridyen düzlemi, $\theta = 0^0$ (b) π düzlemi (Chen, 1982).....	19
Şekil 3.3	Drucker-Prager kriteri: (a) meridyen düzlemi, $\theta = 0^0$; (b) π düzlemi (Chen, 1982).....	20
Şekil 3.4	Drucker-Prager ve Mohr-Coulomb kriterlerinin karşılaştırılması, (a) asal gerilme uzayında, (b) deviatör düzleminde (Chen ve Han, 1988).....	21
Şekil 3.5	Richart vd., 1928; Balmer, 1949 ve Kupfer vd., 1969 tarafından yapılmış deney sonuçlarına göre çekme ve basınç meridyenleri (Chen 1982).....	21
Şekil 3.6	Hasar yüzeyi.	23
Şekil 3.7	Beton için hasar yüzeyi	24
Şekil 4.1	Doğrusal elastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).....	25
Şekil 4.2	Doğrusal olmayan elastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).....	26
Şekil 4.3	Yumuşak çelikte σ - ϵ eğrisi (Köksal ve Köksal, 1996).....	26
Şekil 4.4	İdeal elasto-plastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).	27
Şekil 5.1	Yığma prizmanın gerilme-şekil değiştirme eğrisi (Drysdale vd.,1994).....	29
Şekil 5.2	Yığmanın aksenal basınç dayanımını tespit etmek için kullanılan prizmalar (Drysdale vd., 1994).....	30
Şekil 5.3	Prizma basınç dayanımı için düzeltme çarpanları (Drysdale vd., 1994).....	30
Şekil 5.4	Değişik yığma birimleri için yükseklik-genişlik oranına karşılık prizma dayanımı (Boult, 1979).	31
Şekil 5.5	Prizma ve malzemeler için gerilme-şekil değiştirme ilişkisi (Drysdale vd., 1994).....	32

Şekil 5.6	Harç ve yığma birimlerinin gerilme durumları (Drysdale vd., 1994).	32
Şekil 5.7	Eksenel basınç altında katı prizmanın davranışı (Drysdale vd., 1994).	33
Şekil 5.8	Eksenel basınca maruz tuğla duvarlarda görülen tipik çatlaklar (Sahlin, 1971).	33
Şekil 5.9	Yığma prizmaların kırılma şekilleri (Drysdale vd., 1994).	34
Şekil 5.10	Harç ve yığma birimlerinde davranış biçimleri (Paulay, 1992).	34
Şekil 5.11	Bir yığma birimi için Mohr kırılma kriteri (Paulay, 1992).	35
Şekil 5.12	Örgü biçimleri: (a) bindirmesiz örgü; (b) bindirmeli örgü (Tip 1); (c) bindirmeli örgü (Tip 2), (Ganesan vd., 1992).	40
Şekil 5.13	Üç gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların dış yan yüz kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).	42
Şekil 5.14	Üç gözlü bloklarla değişik şekilde örülmüş prizmaların orta kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Ganesan vd., 1992).	42
Şekil 5.15	İki gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların dış yan yüz kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).	43
Şekil 5.16	İki gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).	43
Şekil 5.17	Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda oluşan yanal gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).	44
Şekil 5.18	Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda (düşey derzdeki harç boyunca) oluşan eksenel gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).	44
Şekil 5.19	Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda (düşey derzdeki harç boyunca) oluşan eksenel gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).	45
Şekil 5.20	Boşluklu prizmaların dış yüz kabuklarındaki yanal gerilmeler üzerine blok boyutunun etkisi (Hamid vd., 1986).	46
Şekil 5.21	Boşluklu prizmaların dış yüz kabuklarındaki eksenel gerilmeler üzerine blok boyutunun etkisi (Hamid vd., 1986).	46
Şekil 5.22	Prizma deneyi için gerekli yükleme plağı (Drysdale vd., 1994).	48
Şekil 5.23	Yükleme plağının boşluklu prizmalarda yanal gerilmeler üzerine etkisi (Hamid vd., 1986).	49
Şekil 5.24	Yükleme plağının boşluklu prizmalarda eksenel gerilmeler üzerine etkisi (Hamid vd., 1986).	49
Şekil 6.1	Beton blok ve harç için önerilen kohezyon değerleri.	51
Şekil 6.2	İzotropik hasar fonksiyonuna ait gerilme-şekil değiştirme eğrisi (Oliver vd., 1990).	52
Şekil 6.3	Değişik beton dayanımları ve karakteristik sonlu eleman ağ boyutları için izotropik hasar fonksiyonunun değişimi.	53
Şekil 6.4	(6.10) ve (6.13) bağıntılarında önerilen malzeme hasar parametresi değerlerinin karşılaştırılması.	54
Şekil 6.5	(6.10) ve (6.13) bağıntılarında önerilen malzeme hasar parametresi değerlerinin h karakteristik sonlu eleman ağ boyutu ile değişimi.	55
Şekil 6.6	Eksenel basınç altındaki beton prizmalar ve geometrik özellikleri.	56
Şekil 6.7	Göçmeye yakın durumda prizmanın şekil değiştirmiş halleri (Kha.1 numunesi için).	58
Şekil 6.8	Eksenel yük altında göçmeye yakın durumda harç kesitinde oluşan yatay yer değiştirmeler (Kha.1 numunesi).	58
Şekil 6.9	Değişik araştırmacıların deney sonuçları ile önerilen bağıntının karşılaştırılması (Yıldırım, H., 2002, Köksal vd., 2003).	59
Şekil 6.10	Değişik araştırmacıların deney sonuçları ile önerilen bağıntının sabit harç	

	dayanımı için karşılaştırılması.	60
Şekil 6.11	Deneyle (a) Drysdale vd., (1979), (b) Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış dolgu prizmaların basınç dayanımlarının (6.18) bağıntısı ile karşılaştırılması.	64
Şekil 6.12	Deneyle Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri. .	65
Şekil 6.13	Deneyle Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_y) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri. .	66
Şekil 6.14	Deneyle Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki düşey (σ_z) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri. .	67
Şekil 6.15	Deneyle Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri. .	68
Şekil 6.16	Deneyle Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_y) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri. .	69
Şekil 6.17	Deneyle Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan düşey (σ_z) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.	70
Şekil 6.18	Doldurulmuş yığma prizmanın basınç dayanımının harç dayanımına göre değişimi.	71
Şekil 6.19	Doldurulmuş yığma prizmanın basınç dayanımının dolgu dayanımına göre değişimi.	72
Şekil 7.1	Deneyde kullanılan blokla yapılmış prizma.	74
Şekil 7.2	Deneye ait içi boş prizma.	75
Şekil 7.3	Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.	76
Şekil 7.4	Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.	77
Şekil 7.5	Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.	78
Şekil 7.6	Denenen içi boş prizmanın kırılma yükünden sonraki durumu.	78
Şekil 7.7	Artan yükler altında σ_z gerilme dağılımı.	80
Şekil 7.8	Artan yükler altında ϵ_x şekil değiştirmesi dağılımı.	81
Şekil 7.9	Artan yükler altında ϵ_z şekil değiştirmesi dağılımı.	81
Şekil 7.10	İçi boş prizma için, aksenal gerilme–maksimum aksenal kısalma eğrisi.	82
Şekil 7.11	İçi boş prizma için, aksenal gerilme–x ekseni doğrultusunda maksimum yatay yer değiştirme eğrisi.	83
Şekil 7.12	İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme–maksimum aksenal kısalma eğrisi.	83
Şekil 7.13	İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme-x ekseni boyunca maksimum yatay yer değiştirme eğrisi.	84
Şekil 7.14	Toplam yük çarpanı ile iterasyon sayısı ilişkisi.	84
Şekil 7.15	İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme–şekil değiştirme eğrisi.	85
Şekil 7.16	İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme–şekil değiştirme eğrisi.	86
Şekil 7.17	Çökme deneyi.	87
Şekil 7.18	Dolgu betonu numune alma şekilleri (ASTM C1019).	89
Şekil 7.19	Dolgu betonundan karot şeklinde numune alma (Drysdale vd., 1994).	89
Şekil 7.20	Beton blokların basınç dayanımının belirlenmesi.	90
Şekil 7.21	(a) Harç eğilme aleti (4*4*16 cm), (b) 350 kN luk basınç ve çekme aleti.	91
Şekil 7.22	Doldurulmuş prizma kesiti.	92
Şekil 7.23	İçi boş ve dolu prizmaların hazırlanması.	92
Şekil 7.24	Maksimum tane büyüklüğüne göre agrega gronülometri eğrileri (TS 706).	93
Şekil 7.25	Dolgu betonuna ait küp prizmalar.	93
Şekil 7.26	(a) Karot makinesi, (b) karot alınmış beton bloklar, (c) karot numuneler (d) karotların kesilmesi, (e) karotlara başlık yapılması.	94

Şekil 7.27	5000 kN luk basınç aleti ve deney düzeneği.....	95
Şekil 7.28	LVDT bağlanmış numune.....	96
Şekil 7.29	İçi dolu prizmaların dış kabuklarında meydana gelen düşey çatlaklar.	97
Şekil 7.30	Prizmaların dış ve orta kabuklarında oluşan düşey çatlakların üstten görünüşü.....	97
Şekil 7.31	Kırılmış içi dolu prizma.....	98
Şekil 7.32	Dolgu betonunda meydana gelen boyuna çatlaklar.....	98
Şekil 7.33	Orta kabuklarında boyuna oluşan çatlakların birleşmesi sonucu kırılmış içi boş prizma.....	99
Şekil 7.34	Denenen prizmalara ait elasto-plastik analiz sonuçlarına göre eksenel yük-düşey yer değiştirme eğrileri.....	101
Şekil 7.35	Deney sonuçları ile elasto-plastik analiz sonuçlarının karşılaştırılması.....	102
Şekil 7.36	HY1 prizmasına ait artan yükler altında σ_z gerilme dağılımı.....	102
Şekil 7.37	HY1 prizmasına ait artan yükler altında ϵ_z şekil değiştirme dağılımı.....	103
Şekil 7.38	Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimi.....	104
Şekil 7.39	Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen yatay (σ_y) gerilmelerin prizma yüksekliği boyunca değişimi.....	105
Şekil 7.40	Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen düşey (σ_z) gerilmelerin prizma yüksekliği boyunca değişimi.....	105
Şekil 7.41	İçi dolu prizma (HY1) için, ortalama eksenel gerilme-şekil değiştirme eğrisi.....	106
Şekil 7.42	İçi dolu prizma (HY1) için, ortalama eksenel gerilme-şekil değiştirme eğrisi.....	107

ÇİZELGE LİSTESİ

Çizelge 2.1	Doğal duvar taşlarının dayanım gruplarına göre en küçük dayanımları (2510/Nisan 1977).....	3
Çizelge 5.1	Deneylerde kullanılan yığma birimlerinin boyutları (Boult, 1979).....	31
Çizelge 5.2	Harç özellikleri (ACI 530-1992).....	36
Çizelge 5.3	Harç özellikleri (BS 5628-1992).....	37
Çizelge 5.4	En küçük yatay boyutun yüksekliğe oranı 0,6 olan bloklarla yapılmış yığmanın f_k karakteristik basınç dayanımları (BS 5628-1992).	38
Çizelge 5.5	En küçük yatay boyutun yüksekliğe oranı 2 ila 4 arasında olan boşluklu bloklarla yapılmış yığmanın f_k karakteristik basınç dayanımları (BS 5628-1992).....	38
Çizelge 6.1	Deneyleri Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçları.	57
Çizelge 6.2	Deneyleri Ramamurthy vd., (2000) tarafından yapılmış prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçları.	57
Çizelge 6.3	Deneyleri Drysdale vd., (1979) ve Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış içi dolu prizmaların deney sonuçları ile doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçlarının karşılaştırılması.	62
Çizelge 7.1	Harç deneyleri sonuçları (7 gün-yaşta).....	73
Çizelge 7.2	Deney sonuçları ile doğrusal olmayan sonlu eleman sonuçlarının karşılaştırılması.	79
Çizelge 7.3	Dolgu betonu tipleri (ASTM C476).....	88
Çizelge 7.4	Harç deneyleri sonuçları (35 gün-yaşta).....	90
Çizelge 7.5	Dolgu betonu için agrega elek analizi.....	92
Çizelge 7.6	Hazırlanan dolgu betonu sınıfları ve 1 m ³ için karışım oranları.....	93
Çizelge 7.7	Hazırlanan dolgu betonu küp ve karot basınç dayanımları.	95
Çizelge 7.8	Numunelere ait deneysel kırılma yükleri.....	96
Çizelge 7.9	Denen numuneler için elasto-plastik modele ait malzeme parametreleri.....	99
Çizelge 7.10	Analiz sonuçları ile deney sonuçlarının karşılaştırılması.....	100
Çizelge 7.11	Dolgu dayanımı ve kırılma yükündeki artış oranları.....	101

ÖNSÖZ

*Bu çalışma;
Annem Benli'ye
Babam Abdurrahman'a
Kardeşlerim;
İsmail ve eşi Sibel'e,
Ali'ye
Zeynep ve eşi Ertuğrul'a,
Sebahat ve eşi Celal'e
Sevgili Yeğenlerim;
Ezgi Deniz ve
Cem Özgür'e hediye edilir.*

Bu çalışmaya destek veren ve katkısı olan tez danışmanı Sn. Prof. Dr. Haluk ÇEÇEN'e ve jüri üyeleri Sn. Prof. Dr. N. Kemal ÖZTORUN'a, Sn. Prof. Dr. Reha ARTAN'a, Sn. Prof. Dr. R. Faruk YÜKSELER'e ve Sn. Doç. Dr. İrfan COŞKUN'a teşekkür ederim.

Deneyleerin yapımı için gerekli blokları (briketleri) sağlayan Yapı Merkezine teşekkür ederim.

Eylül 2007

İnş. Yük. Müh. Hakkı YILDIRIM

ÖZET

Yapılan inşaatlarda kullanılan malzemelerin gerek tek başlarına gerekse yapı elemanı olarak dayanımlarının bilinmesi gereklidir. Bu amaçla örneğin kullanılan betondan döküm sırasında küp ya da silindir standart numuneler alınmaktadır. Kullanılan donatıdan da parçalar alınmaktadır. Donatının çekme dayanımı, betonun ise 7 veya 28 günlük dayanımları ile projede hedeflenen ya da proje hesaplarında kullanılan değerlerle karşılaştırması yapılabilmektedir. Duvar elemanlar, gerek betonarme çerçevelerde dolgu malzemesi olarak kullanılması halinde gerekse tek başlarına yığma yapı elemanı olarak kullanılmaları durumlarında çok önemli yapı elemanlarıdır. Bunların çerçevelerle birlikte değerlendirilmeleri çalışmaları artan yoğunlukla devam etmektedir.

Yığma yapı elemanı olarak kullanılmaları halinde duvarların taşıma kapasiteleri çok daha önem kazanmaktadır. Bu durumda duvarın basınç dayanımının belirlenebilmesi için geliştirilmiş yöntem duvarda kullanılan yığma birimi, harç ve dolgu betonundan yapılmış prizmaların denenmesidir. Bu prizmaların boyutları gerçek duvarın aksenal yük altındaki davranışını ya da kırılma biçimini yansıtacak şekilde seçilmektedir. Bu amaçla yapılmış çalışmalarda ve yönetmeliklerde bu boyutun, yüksekliğin kalınlığa oranı 2 ila 5 arasında seçilmesi durumunda duvarın genel kırılma biçimi ile aynı olacağı gösterilmiştir. Böylece büyük boyutlu duvarları denemek yerine bu prizmaların denemesi yönünde bir ortak standart geliştirilmeye çalışılmıştır. Duvarın, betonarme veya çelik çerçevelerin dolgu malzemesi olarak birlikte kullanıldığı durumlarda yapılmış çalışmalarda da bu duvarla aynı malzemedan yapılmış prizmalar denenmektedir. Bu prizmalar, betondan alınan küp ya da silindir numunelerin eşdeğeri veya benzeri sayılabilir. Ya da duvardan alınan numune olarak adlandırabilir.

Bu prizmaların tarihi yığma yapıların dayanımlarını belirlemek amacıyla da kullanılmaları mümkündür. Bu amaçla, tarihi yapıdan alınacak iki ya da üç yığma biriminden yapılacak yığma prizma denenebilir.

Bugüne dek yapılan çalışmalarda aksenal basınç altında içi boş veya doldurulmuş prizmalar denerek davranış incelenmiştir. Bazı araştırmacılar da bu deney sonuçlarına dayanarak prizmanın basınç dayanımını tahmin etmeye yönelik bağıntılar önermişlerdir. Bazı araştırmacılar da, bindirmesiz örülen prizmaların davranışını incelemek amacıyla doğrusal sonlu eleman analizlerini gerçekleştirmişlerdir.

Bu tez çalışmasında literatürde deney sonuçları var olan prizmaların blok, harç ve dolgu malzemesi etkin olacak şekilde üç boyutlu sonlu eleman modelleri LUSAS programında yapılmıştır. Modeli gerçekleştirilen prizmaların doğrusal olmayan üç boyutlu sonlu eleman analizlerinde Drucker-Prager kırılma kriteri ve izotropik hasar modeli (Oliver modeli) kullanılmıştır. Bu analizler sonucunda, blok, harç ve dolgu betonun dayanımına bağlı olarak Drucker-Prager kırılma kriterinin malzeme parametreleri olan kohezyon ve içsel sürtünme açısı ve malzeme hasar parametresi değerleri için bağıntılar önerilmiştir. Bu analizlerin sonuçları kullanılarak içi boş ve içi dolu prizmaların basınç dayanımlarını tahmin etmeye yönelik iki bağıntı önerilmiştir. Bu bağıntıların en önemli özelliği doğrusal olmayan sonlu eleman analizlerinden elde edilmiş olmalarıdır. Böylece prizmaların davranışı daha gerçekçi olarak tahmin edilebilmektedir. Önerilen malzeme parametreleri kullanılarak, hazır sonlu eleman programlarında modeli yapılacak prizmaların analizleri yapılabilir.

Son olarak YTÜ laboratuvarlarında içi boş ve içi değişik dayanıma sahip dolgu betonu ile doldurulmuş prizmalar denenmiştir. Bu prizmaların denemesi ile davranışın nasıl olduğu gözlemlenebilmiştir. Ayrıca denenmiş prizmaların da üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri yapılmıştır. Bu analizlerin sonuçları ile, deney ve önerilen bağıntıların

sonuçları karşılaştırılmış ve sonuçların uyumlu olduğu görülmüştür.

Anahtar kelimeler: Basınç dayanımı; Yığma prizma; Beton blok (briket); Üç boyutlu model; Sonlu eleman yöntemi; Drucker-Prager kriteri; İzotropik hasar modeli; Harç; Dolgu betonu; Bindirmesiz örgü; Bindirmeli örgü.

ABSTRACT

During the project and construction process strength of the materials being used should both be known as individual parts and as construction elements. With this aim, for example some standard cube or cylinder test specimens are taken from the concrete during casting.

The steel specimens are taken from the reinforced concrete being used for reinforcement. Tensile tests are carried out. The concrete compressive strength at 7 or 28 days can be compared with target rates or the rates used in project calculation. Wall elements which can be used as filling material in a reinforced concrete or in steel frame or as only masonry construction elements individually are very important construction elements. The evaluation study of these infilling walls with the frames is considered of increasing importance. In the event of their use as masonry, or as a built up construction element, the carrying capacity of the walls becomes important. In such a case, the method to determine the compression strength of a masonry wall is to test prisms made of the masonry unit, mortar and grout used in the wall. The size of these prisms must be selected for reflecting the behaviour of the wall under the axial load or the failure mechanisms. For this purpose, in these studies, standards and codes of the fact that this size, the height to thickness ratio, is selected as between 2 to 5; the same dimensions will be used with tests for the general failure mechanisms of the masonry wall. Hence, rather than testing the large sized masonry walls, a common standard implying the use of these masonry prisms has been developed. In the event of the use of the masonry wall as filling material of reinforced concrete or steel frames, in these studies the masonry prisms, made of the same material of the masonry wall, are tested. It can be considered that these masonry prisms are identical to the cube or cylinder specimen taken from the concrete. Or this can be named as the specimens taken from masonry wall or filling wall.

The use of these masonry prisms to determine the strength of historical masonry buildings is also possible. With this purpose, two or three masonry units taken from the historical building can be tested in the same way as a masonry prism.

In the studies carried out until recently, the hollow or grouted masonry prisms have been tested under axial strength to examine the behaviour of the concrete masonry prisms. Some of researchers leaning on their own conducted test results proposed some relations to estimate the compressive strength of the concrete masonry prisms. On the other hand, in order to examine stress-strain relationships of the stack bond prisms, some researchers have conducted researches with linear finite element analysis.

In this study, nonlinear three-dimensional finite element models of effective block, mortar and grout materials of hollow block and grouted block prisms that compare with the existing test results in the literature have been conducted using LUSAS program. The prisms that their models have been finite element of three-course block masonry prisms by using LUSAS, both the elastoplastic (Drucker-Prager failure criteria) and isotropic damage models (Oliver model) are activated to reflect the analysis of nonlinear behaviour of blocks, grout and mortar. According to the findings of conducted research, in relation to block strength, mortar and grout concrete strength, concerning Drucker-Prager failure material parameters cohesion and internal friction angle and material damage values, plenty of correlations have been suggested. By using the results of these analyses, a simple analytical relation is proposed to predict the compressive strength of hollow and grouted prisms. The most important attribute of these relations is that they have been acquired through nonlinear analyses. In this respect, the behaviour of the prisms could be estimated more realistically. By utilizing recommended material parameters, the model of prisms can be analyzed by means of finite element packet

programs. Consequently, hollow prisms and grouted prisms that are filled by various concrete compressive strengths have been tested in YTU laboratories. The way of behaviour has been observed by testing these prisms. Furthermore, three dimensional nonlinear finite element analyses of tested prisms have also been conducted. Through these analyses, the test and the proposed relations results have been compared and the results have been observed to be in good agreement.

Keywords: Compressive strength; Masonry prism; Hollow block; Three-dimensional model; Finite element method; Drucker-Prager yield criterion; Isotropic damage; Grout; Stack bond.

1. GİRİŞ

Yığma yapı tasarımındaki temel tasarım parametresi yığmanın basınç dayanımıdır. Yığmanın basınç dayanımının elde edilmesinde üç temel yöntem bulunmaktadır: (1) Yığma birimi ve harcın basınç dayanım değerleri için önceden hazırlanmış çizelgeler kullanarak yığmanın basınç dayanımını hesaplamak (ACI 530, BS 5628); (2) Yüksekliğin kalınlığa oranının 2 ila 5 arasında bulunduğu durumlarda, bindirmesiz örülen yığma prizmaları aksinel basınç altında denemek (ASTM C1314); (3) Uzunluğu 1,20–1,80 m, yüksekliği 2,40–2,70 m ve minimum kesit alanı 0,125 m² olan, en az birbirinin aynısı iki adet duvarın denenmesi (BS 5628). Ancak (3) üncü yöntemdeki duvarların denenebilmesi için kapasitesi büyük deney ekipmanları gerekmektedir. Bu nedenle en çok tercih edilen ve araştırmaların üzerinde yoğunlaştığı yöntem bindirmesiz örülen prizmaların denenmesidir. Taşıma gücü yönteminin ihtiyaç duyduğu kırılma kapasitesi ve biçimlerini tanımlamak araştırmaların başlıca amacıdır. Hamid vd., (1986) ANSYS programında üç boyutlu doğrusal sonlu eleman modellemesi ile bindirmesiz örülen prizmaların davranışına etki eden harç konumu, harç özellikleri, yığma birimi boyutları ve yüksekliğin kalınlığa oranı gibi etkenlerin prizmanın davranışına olan etkilerini araştırmışlardır. Ganesan vd., (1992) aksinel basınç altında oluşan gerilmeleri elastik sınırlar içinde araştırmak için boşluklu beton bloktan yapılmış prizmaların üç boyutlu sonlu eleman analizlerini gerçekleştirmişlerdir. Cheema vd., (1986) sonlu eleman yöntemini kullanarak prizmaların kırılma biçimleri ile kapasitelerini belirlemeye çalışmışlardır. Sayed vd., (1996) ise ANSYS ve ABAQUS programlarını kullanarak prizmaların üç boyutlu elasto-plastik modellerini oluşturmuşlardır. Bir diğer yeni çalışmada (Syrmakezis vd., 2001) ise harç yerleşiminin etkin olduğu doğrultu bağımlı davranış göz önüne alınarak prizmaların iki eksenli gerilme durumu için kırılma biçimleri ve dayanımları tanımlanmıştır.

Bu çalışmada Drucker-Prager kırılma kriteri ve izotropik hasar teorisi, beton blok, harç ve dolgu betonunun davranışını modellemek için seçilmiştir. Bu çalışmanın başlıca amacı üç adet boşluklu beton blok kullanılarak bindirmesiz örülen içi boş ve içi doldurulmuş yığma prizmaların basınç dayanımları ile kırılma biçimlerinin deneysel olarak ve doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri ile araştırılmasıdır. Bu amaçla, genel amaçlı bir sonlu eleman programı olan LUSAS (2001) kullanılarak prizmaların elasto-plastik ve izotropik hasar malzeme modelleri oluşturulmuştur. Literatürdeki içi boş ve içi doludurulmuş prizmalara ait deneysel çalışmaların (Hamid vd., 1986; Khalaf vd., 1994; Ramamurthy vd., 2000) doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri yapılarak Drucker-Prager kırılma kriterinin malzeme parametreleri olan kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri ile izotropik hasar modeline ait

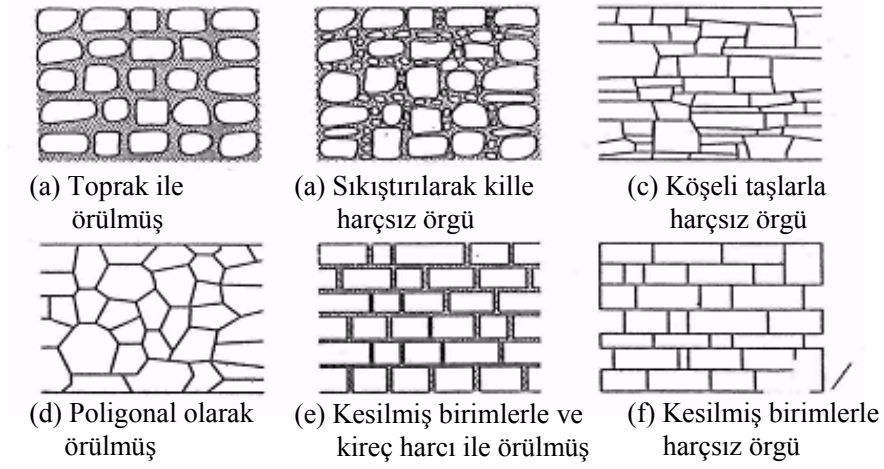
hasar parametresi (Oliver vd., 1990) deneysel sonuçlar ile uyum içinde olacak şekilde türetilmiştir. Özellikle Drucker-Prager kırılma kriterinin malzeme parametreleri olan kohezyon ve içsel sürtünme açılarını blok, dolgu betonu ve harç malzemelerinin kendi basınç dayanımlarına bağlı olarak hesaplayabilmek için bağıntılar önerilmiştir. Çalışmanın sonunda bindirmesiz örülen içi boş ve içi doldurulmuş yığma prizmanın aksel basınç dayanımını hesaplayabilmek için analitik iki bağıntı önerilmiştir. Geliştirilen yaklaşımın, Yıldız Teknik Üniversitesi Yapı ve Malzeme Laboratuvarlarında aksel yük altında içi boş ve içi doldurulmuş yığma prizmalar denenerak ve doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri yapılarak uygulaması gösterilmiştir. Analiz sonuçları ile deney sonuçları karşılaştırılmış ve sonuçların uyumlu olduğu görülmüştür.

2. TARİHİ YIĞMA YAPILAR

2.1 Yığma Yapı Malzemelerinin Kısa Tarihi

2.1.1 Taş

İlk yığma yapılar doğal taşların üst üste konması ile oluşturulmuştur. Şekil 2.1’de ilk zamanlara ait taş duvar örgü biçimleri gösterilmiştir. Çizelge 2.1’de taş cinsleri ve dayanımları sınıflandırılmıştır.



Şekil 2.1 Taş duvar örgü biçimleri (Drysdale vd., 1994).

İnsanlık en önemli ve görkemli yapılarını taştan yapmıştır. Bunlara örnek olarak Mısır’daki Piramitler verilebilir (Şekil 2.2). 20. yy. kadar dünyanın en yüksek yapıları durumunda olan piramitlerde ortalama ağırlıkları 2,5 ton olan iki milyon taş kullanılmıştır (Drysdale vd., 1994).

Çizelge 2.1 Doğal duvar taşlarının dayanım gruplarına göre en küçük dayanımları (2510/Nisan 1977).

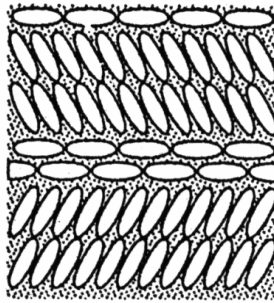
Dayanım grubu	Taş cinsleri	En küçük basınç dayanımı, MPa
I	Kireçtaşı, (kalker) traverten, kireç bağlayıcı kumtaşı	35
II	Yoğun kireçtaşı, dolomit, bazalt	50
III	Silis bağlayıcı kumtaşı grovak vb.	80
IV	Granit, siyenit, diorit, melafir, diabaz vb.	120



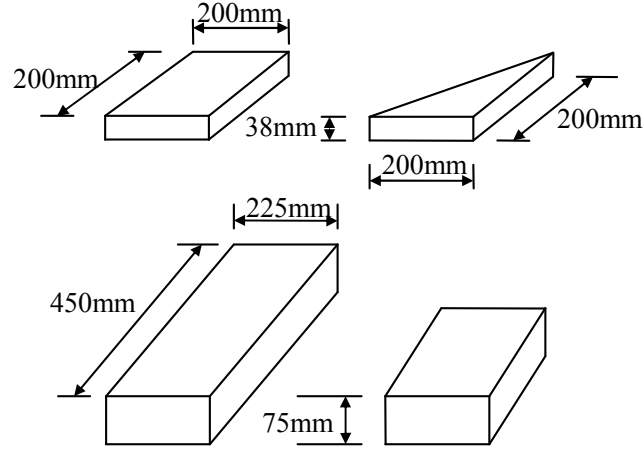
Şekil 2.2 Mısır'daki Büyük Primit.

2.1.2 Tuğla

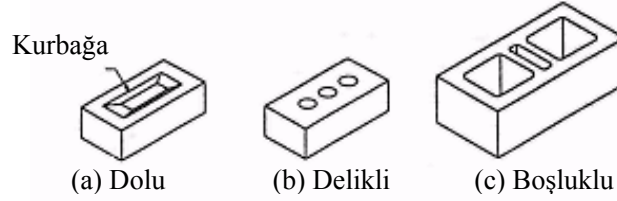
Tuğlanın tarihi 10000 yıl hatta 12000 yıl öncesine kadar gitmektedir. Çamurdan ya da kilden yapılan ve güneşte kurutulan tuğlalar Babil'de, Mısır'da, İspanya'da, Güney Amerika'da, Hindistan'da ve her yerde kullanılmıştır. Şekil 2.3'de görüldüğü gibi puro şeklindeki tuğlalar çamur harçla örülmüştür. M.Ö. 3000 yıllarında elle yapılan tuğlalar kalıba konmaya başlanmıştır. Tuğla, Avrupa'da Romalılar zamanında yapılmaya başlanmıştır. İlk kez makineyle üretim için 1619'da patent alınmasına rağmen ilk makineli üretim 1858'de Hoffman'ın girişimi ile başlamış; böylece ilk zamanlarda beş yıla kadar uzayan üretim süresi bir haftaya kadar düşürülmüştür. Şekil 2.4'de Romalılara ait tuğlalar ve Şekil 2.5'de ise günümüz tuğlaları gösterilmiştir.



Şekil 2.3 Puro şeklinde elle yapılmış çamur tuğlalar (Drysdale vd., 1994).



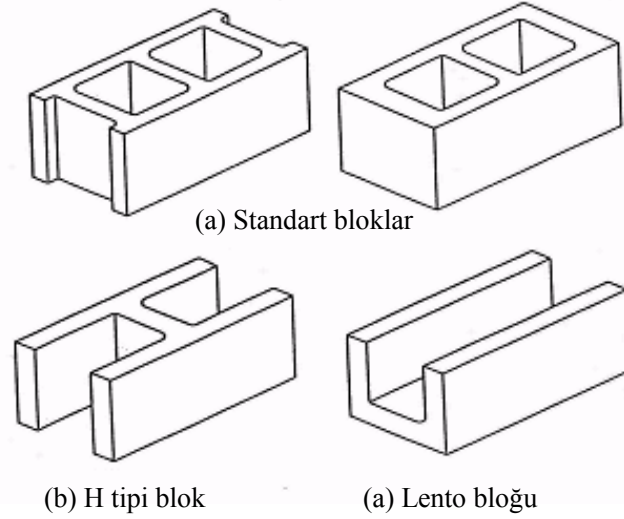
Şekil 2.4 Romalılar tarafından yapılmış tuğlalar (Drysdale vd., 1994).



Şekil 2.5 Günümüz kil tuğlaları (Drysdale vd., 1994).

2.1.3 Beton Blok (Briket)

İlk beton bloklar kalsiyum-silisten yapılırken daha kaliteli çimentonun yapılmaya başlanması ile beton blok yapımında çimento kullanılmaya başlanmıştır. İlk beton blokların dolu olarak yapılması ağırlığının artmasına neden olmuş ve bu nedenle kullanımı yaygınlaşmamıştır. Boşluklu blokların yapılmasına 1866'da ağaçtan kalıpların yapılmasıyla başlanmıştır. Bu kalıplara kum, çimento ve su karıştırıldıktan sonra konmuş ve sıkıştırılma işlemi ise elle yapılmıştır. Kalıpların sökülmesinden sonra beton blok havada küre bırakılmıştır. Üretim için ilk patentler İngiltere ve Amerika'da alınmıştır. Basit makineler kullanılmasına rağmen 1914 yılına dek sıkıştırma işleminin elle yapılmasına devam edilmiştir. Kalıp olarak sökülebilen makinelerin 1924'de başarı ile yapılması ile üretim hızı artmış; böylece kullanımı yaygınlaşmaya başlamıştır. Esas gelişmesi 1939'da titreşim altında betonu karıştırıp yerleştiren makinelerin yapılması ile olmuştur. Günümüzde tamamen otomatik makineler kullanılarak üretim yapılmaktadır. Günümüzde kullanılan başlıca beton blok (briket) şekilleri Şekil 2.6'da gösterilmiştir.



Şekil 2.6 Boşluklu bloklar (Drysdale vd., 1994).

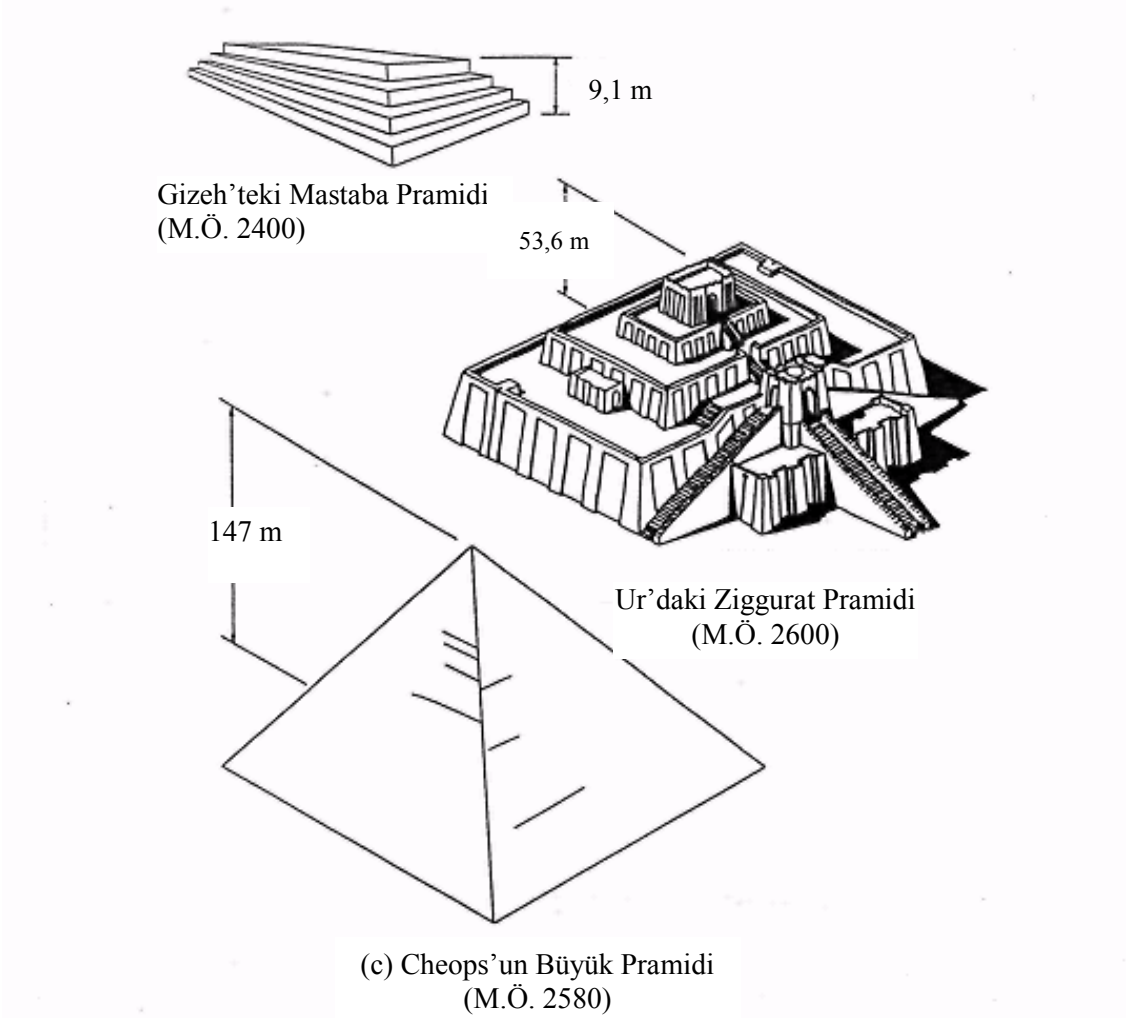
2.1.4 Harç

İlk zamanlardaki harçlar çatlakları doldurmak ve yığma birimine düzgün bir yüzey sağlamak için kullanılmıştır. Çoğu harçlar kilden, bitümden ya da kil saman karışımından ve bunların su ile karıştırılmasından yapılmıştır. Bölgesel şartlar kullanım ve yapım şeklinde çok önemli bir etken olmuştur. Modern harç öncesinde, harç, alçıtaşı, kireç ve doğal puzolanın kullanılması ile yapılmıştır. Mısırlılar beş bin yıl önce kireçtaşını kullanmışlardır. Yunanlılar ve Romalılar kireç ve suya, kum, taş ya da tuğla parçaları ekleyerek ilk betonu üretmişlerdir. 19. yy. ilk çeyreğinde İngiltere’de Joseph Aspdin tarafından portland çimentosunun bulunması ile bugün, kum, kireç, çimento ve su karışımı ile daha güçlü harç yapılması mümkün olmuştur.

2.2 Yığma Yapı Elemanları

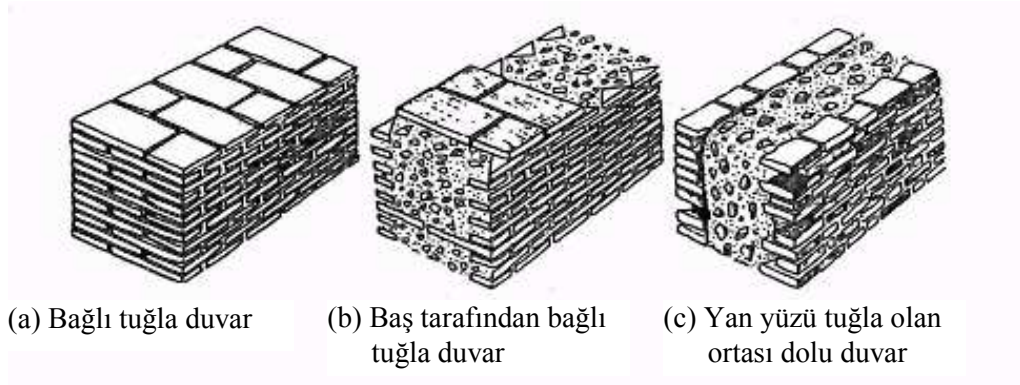
Yığma yapıların tasarımında çözülmesi gereken önemli iki sorun vardır: Birincisi, yığma yapıda yüksekliklerin nasıl elde edileceğidir; ikincisi ise, açıklıkların nasıl geçileceğidir. Yığma yapıda ilk olarak kolonlar, kuleler ve duvarlar daha sonraları lentolar, kirişler ve kemerler kullanılmıştır. Tonozlar ve kubbeler aynı zamanda düşey ve yatay açıklıkları geçmek için kullanılan yapı formlarıdır. Bu formların çoğunu tarihi yapılarda görmek mümkündür. Yığma yapıların geçmişten günümüze kadar olan değişimi aşağıdaki şekillerde gösterilmiştir (Şekil 2.7-2.18).

2.2.1 Piramit



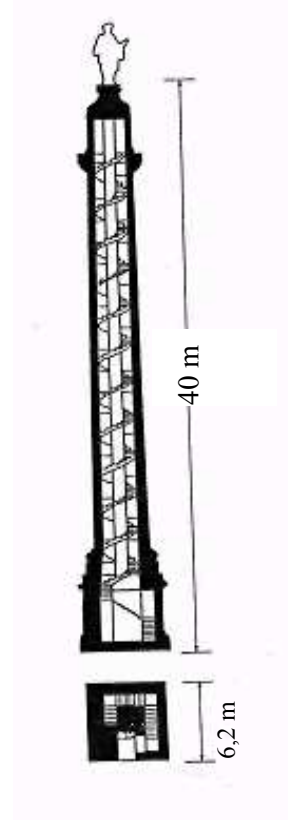
Şekil 2.7 Piramit formunda yığma yapılar (Drysdale vd., 1994).

2.2.2 Duvarlar



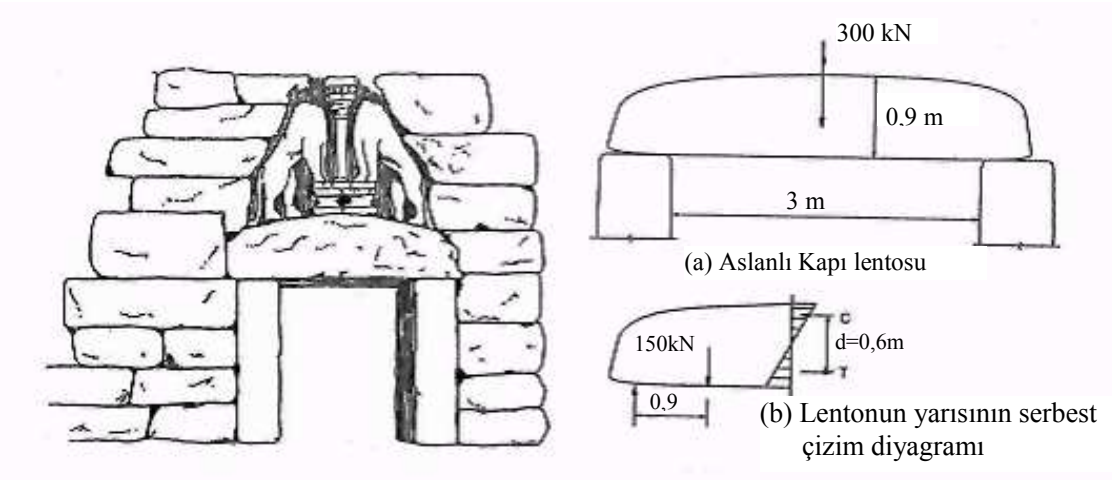
Şekil 2.8 Romalılar zamanında yapılmış yığma duvarlar (Drysdale vd., 1994).

2.2.3 Kolonlar ve Kuleler



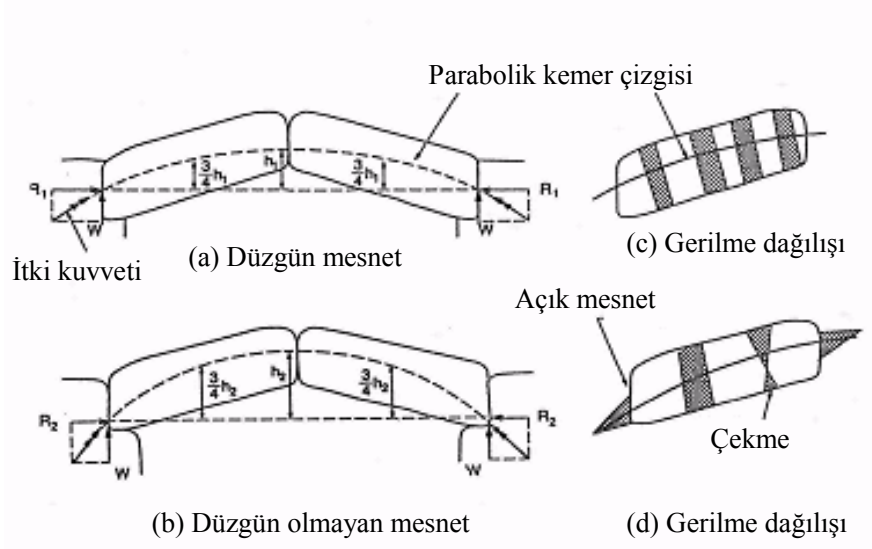
Şekil 2.9 M.S. 113'de Roma'da yapılmış Trajan Kulesi (Drysdale, vd., 1994).

2.2.4 Kirişler ve Lentolar



Şekil 2.10 M.Ö. 1250'de Eski Yunanistan'ın Miken (Mycenae) şehrinde yapılmış Aslanlı Kapı (Drysdale vd., 1994).

2.2.5 İlk Kemer



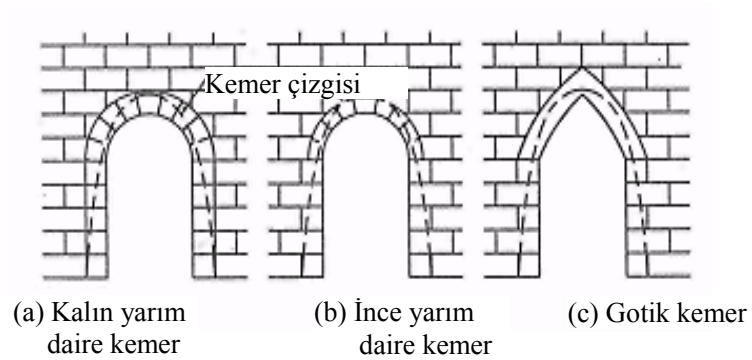
Şekil 2.11 İki taştan yapılmış ilk kemer (Drysdale vd.,1994).

2.2.6 Dirsek Kemer

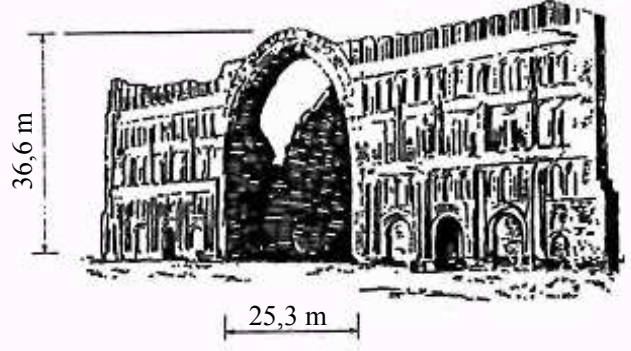


Şekil 2.12 M.Ö. 600'de Yunanistan'ın Tiryns şehrinde yapılmış duvar içinde dirsek kemer (Drysdale vd., 1994).

2.2.7 Gerçek Kemer

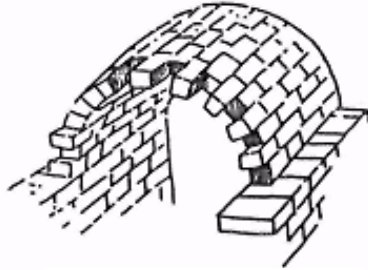


Şekil 2.13 Sıkça rastlanan kemerler (Drysdale vd., 1994).

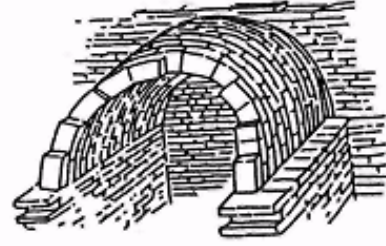


Şekil 2.14 M.S. 550'de Irak'da çamur tuğladan yapılmış Ctesiphon* Sarayı (Drysdale vd., 1994).

2.2.8 Tonozlar



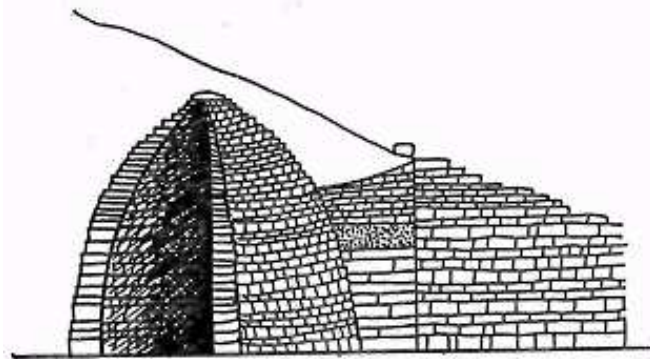
(a) Geçici destekle yapılan tonoz yapı



(b) Duvar destekli tonoz

Şekil 2.15 Tonoz yapılar (Drysdale vd., 1994).

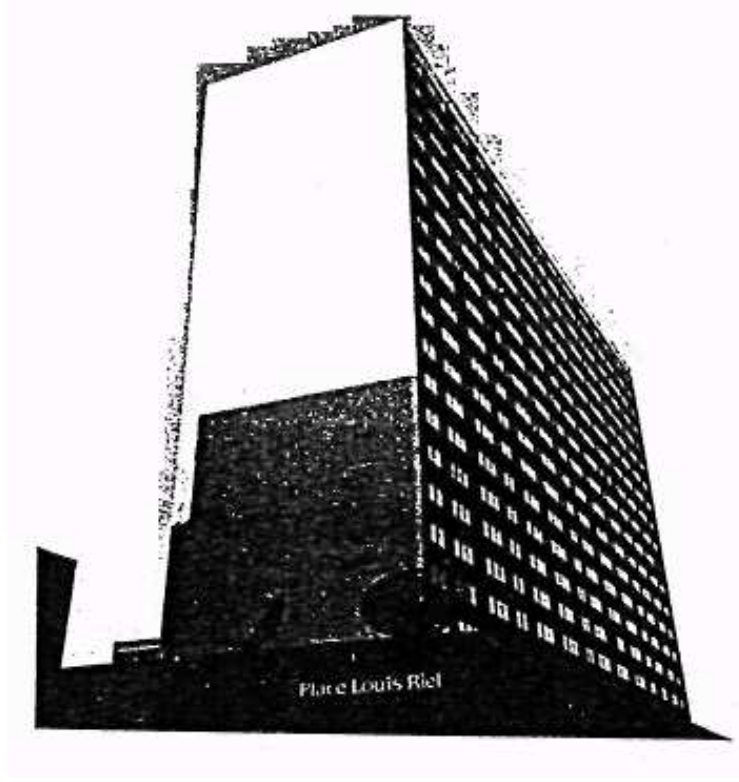
2.2.9 Kubbeler



Şekil 2.16 M.Ö. 1325'de, 14,5m çapında ve 13,5 m yüksekliğinde kubbe şeklinde yapılmış Agamemnon'un** Mezarı (Drysdale vd., 1994).

* Bağdat yakınlarında Dicle kenarında kurulmuş kent. ** Yunan Kralı.

2.3 Günümüz ok Katlı Yığma Yapıları



Şekil 2.17 Kanada'nın Winnipeg Şehrinde 1970 yılında 200 mm genişliğe sahip bloklarla danatılı olarak yapılmış 24 katlı bina (Drysdale vd., 1994).



Şekil 2.18 İsviçre'nin Biel Şehrinde 1951 yılında dış duvarları 380 mm ve i duvarları 150mm genişlikte tuğladan yapılmış 16 katlı yığma bina (Drysdale vd., 1994).

2.4 Bazı Tarifler (TS 2510/Nisan 1977)

2.4.1 Kargir Duvar

Kargir duvar, doğal taşların veya tuğla, beton briket, kireç kumtaşı, gazbeton blok vb. yapay taşların kireç, çimento vb. bir mineral bağlayıcı ile yapılmış harç kullanılarak örülmesi yolu ile oluşturulan yapı elemanıdır. Duvar olarak yararlanmak amacı ile bir kalıp içine dökülen betonun oluşturduğu yapı elemanı ve harçsız olarak yönetmelikte açıklandığı gibi yapılan kuru duvarlar da kargir sayılır.

2.4.2 Harç

Harç, mineral bağlayıcılar, kum ve yeterli miktardaki suyun ve gerektiğinde harcın özelliklerini geliştirmek amacı ile kullanılan katkı maddelerinin karıştırılması ile elde edilen bir yapı malzemesidir.

2.4.3 Yığma Kargir Yapı

Yığma kargir yapı, taşıyıcı duvarları kargir duvar tarifine uyan ve döşemeleri betonarme veya betonarmenin verdiği kadar yatay bütünlük (rijitlik) sağlayan başka bir tip döşeme olan yapıdır.

2.4.4 Taşıyıcı Duvar

Taşıyıcı duvar, kat döşemelerinde oluşan faydalı ve ölü yüklerle duvarların kendi ağırlıkları gibi düşey yüklerin ve rüzgar yükü gibi yatay yüklerin alınarak temel zeminine kadar iletilmesini, genel olarak basınç gerilmeleri altında kalarak sağlayan duvarlardır.

2.4.5 Taşıyıcı Olmayan Duvar

Taşıyıcı olmayan duvar, yapıda kendi ağırlığından başka herhangi bir yük taşıması öngörülme-yen duvardır.

2.4.6 Narinlik

Narinlik, bir duvarın ardışık iki döşeme plağı veya kiriş ya da hatıllar arasında kalan kısmının gerçek yüksekliğinin, duvar anma kalınlığına oranıdır.

2.4.7 Emniyet Gerilmesi Anma Değeri

Emniyet gerilmesi anma değeri, kullanılan duvar taşına ve harç cinsine göre belirlenen ve duvarın yük taşıma açısından etkinliğini gösteren bir değerdir.

2.4.8 Kohezyon

Moleküller arasındaki çekim kuvveti veya zemin tanelerinin birbirlerine bağlanma özelliği olarak tanımlanabilir. Esnek ve sünek bir malzemede (örneğin yumuşak çelikte) kayma dayanımı, kohezyon dayanımından az olduğu için, kırılma, kayma dayanımından dolayı meydana gelir. Çelik belirgin şekilde uzar ve kopacağı yer belli olur. Gevrek ve sert bir malzemede ise (örneğin sert çelik, sert taşlar vs.) kohezyon dayanımı kayma dayanımından daha fazla olduğundan çok daha fazla gerilme altında çok az şekil değiştirme meydana gelir. Kayma dayanımı, ısının artması ve şekil değiştirme hızının artması ile önemli miktarda değişirken kohezyon dayanımına bu faktörler etki etmez. Malzeme kayma dayanımı ve kohezyon dayanımlarından hangisi küçükse o dayanımın sona ermesi ile kırılır (Saraylı, 1978).

2.4.9 İçsel Sürtünme Açısı

Belirli bir gerilme koşulunu temsil eden bir noktadaki Mohr zarfına teğet doğru parçası ve normal gerilme eksenini arasındaki açı şeklinde tanımlanabilir.

2.4.10 Elastik Malzeme

Yük etkisi altında şekil değiştirip yük kalkınca olduğu gibi eski haline dönebilen malzemelere elastik malzemeler denir, örneğin kauçuk gibi (Saraylı, 1978).

2.4.11 Plastik Malzeme

Yük etkisi altında şekil değiştirip yük kalkınca olduğu gibi kalan ve eski haline dönmeyen malzemelere plastik malzemeler denir, örneğin kil gibi (Saraylı, 1978).

2.4.12 Elasto-Plastik Malzeme

Yük etkisi altında şekil değişimine uğrayıp yük kalktıktan sonra kısmen eski haline gelebilen ve bir kısım kalıcı şekil değiştirmeleri bulunan malzemelere elasto-plastik malzemeler denir, örneğin çelik gibi (Saraylı, 1978).

3. AKMA VE KIRILMA KRİTERLERİ

Bir malzemenin hangi yük altında plastik hale geçeceği veya hangi gerilme değeri için kırılacağını bilmek önemlidir. Malzeme için bu sınırları bulabilmek malzemenin denenmesi ile mümkün olmaktadır. Ancak malzemeler genellikle basit çekme ve basınç gibi bir eksenli gerilme altında denenir ve akma veya kırılma sınırları böyle durumlar için doğrudan tespit edilebilir. Halbuki uygulamada malzemeler iki veya üç eksenli gerilme halinin etkisindedir. Böyle bileşik bir zorlamanın, malzemeyi plastik duruma veya kırılma durumuna hangi şartlarda getireceğinin bilinmesi gereklidir. Diğer bir deyimle bir eksenli sınır durumu ile üç eksenli sınır durumu arasında nasıl bir ilişki olduğunun bilinmesi gereklidir. Bu ilişkinin deney yoluyla bulunması her zaman mümkün olmayabilir. Çünkü üç eksenli gerilme halinin sonsuz çeşidi olup bütün haller için ayrı ayrı deneme yapmak imkansızdır. Ayrıca üç eksenli deneme tekniği bir eksenliye göre hayli güçtür. Bu nedenle bir eksenli gerilme haliyle üç eksenli gerilme halini tehlike sınırı yönünden karşılaştıran kriterlere ihtiyaç vardır. Tehlike durumu sözü ile, gevrek olan malzemelerde kırılma, kopma ve ezilme gibi parçalanma hali, plastik özelliğe sahip ve çok uzayan malzemelerde (düktil) ise, akma hali anlatılmaktadır (İnan, M., 1967).

3.1 Gerilme–Şekil Değiştirme İnvaryantları

İzotrop malzemeler için kırılma kriteri, gerilme durumunun invaryant fonksiyonu olarak seçilen koordinat istemine göre

$$F(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0 \quad (3.1)$$

şeklinde kırılma kriterinin genel fonksiyonel formu olarak gösterilir. Bu yaklaşımı kullanarak genellikle çok eksenli gerilme durumu için, bir kırılma fonksiyonu yazmak oldukça güçtür. Bu esas üzerine kırılmanın geometrik ve fiziksel açıklamalarını yapmakta güç olacaktır. σ_1 , σ_2 ve σ_3 asal gerilmeleri, I_1 , J_2 ve J_3 asal gerilme invaryantları cinsinden ifade edebilir. Burada I_1 gerilme tansörü σ_{ij} nin birinci invaryantı, J_2 , J_3 ise deviatör gerilme tansörü s_{ij} nin sırasıyla ikinci ve üçüncü invaryantlarıdır. Gerilme durumunda her invaryant fonksiyonunun simetrik olduğu bilinmektedir. Böylece (3.1) bağıntısında gerilmeler yerine invaryantları konursa

$$F(I_1, J_2, J_3) = 0 \quad (3.2)$$

elde edilir (Chen, 1982).

Bu asal invaryantları, malzemenin özelliklerine bağlı olarak geometrik ve fiziksel açılardan açıklamak çok daha kolaydır. Beton malzemeler için, çeşitli kırılma kriterlerini formüle etmekte bu asal invaryantlar kullanılmaktadır (Chen, 1982).

3.2 Gerilme İnvaryantları

Malzeme içinde bir σ asal gerilmesinin n_i asal doğrultusuyla tanımlanan asal bir düzlem üzerindeki bir noktada kayma gerilmesi olmaması durumudur. Böylece, bu noktadaki gerilme vektörü T_i asal düzlemin n_i normali doğrultusunda olmalıdır. Bu durumda

$$T_i = \sigma n_i \quad (3.3)$$

Böyle bir doğrultu için

$$(\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}) n_{ij} = 0 \quad (3.4)$$

Burada gerilme vektörü σ_{ij} , Cauchy formülü $T_i = \sigma_{ij} n_j$ ve $\delta_{ij} = \delta_{ji}$ Kronecker delta aracılığı ile T_i gerilme vektörüne bağlıdır. Kronecker delta, i ve j aynı numaralarsa $+1$ e eşit olmakta aksi halde 0 olmaktadır. (3.4) bağıntısı, n_1, n_2, n_3 için üç adet doğrusal homojen bağıntı takımından oluşur. Bu bağıntı takımının katsayılar determinantı sıfırsa, bağıntının çözümü vardır (Chen, 1982).

$$|\sigma_{ij} - \sigma \delta_{ij}| = 0 \quad (3.5)$$

$$\begin{vmatrix} \sigma_x - \sigma & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y - \sigma & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z - \sigma \end{vmatrix} = 0 \quad (3.6)$$

Üç gerçek kökü olan σ kübik bir bağıntıdır.

$$\sigma^3 - I_1 \sigma^2 + I_2 \sigma - I_3 = 0 \quad (3.7)$$

Burada

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = \sigma_{ii} \quad (3.8)$$

$$I_2 = (\sigma_x \sigma_y + \sigma_y \sigma_z + \sigma_z \sigma_x) - \tau_{xy}^2 - \tau_{yz}^2 - \tau_{zx}^2 = \frac{1}{2} I_1^2 - \frac{1}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} \quad (3.9)$$

$$I_3 = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{vmatrix} = 1/3 \sigma_{ij} \sigma_{jk} \sigma_{ki} - 1/2 I_1 \sigma_{ij} \sigma_{ji} + 1/6 I_1^3 \quad (3.10)$$

Eğer koordinat eksenleri asal gerilme eksenleri n_i ile aynı seçilirse aşağıdaki gibi daha basit formlar bulunabilir (Chen, 1982).

$$I_1 = \sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 \quad (3.11)$$

$$I_2 = (\sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2 \sigma_3 + \sigma_3 \sigma_1) \quad (3.12)$$

$$I_3 = \sigma_1 \sigma_2 \sigma_3 \quad (3.13)$$

Böylece asal gerilmeler seçilen koordinat eksenlerine bağlı değildir; koordinat sisteminin yeniden tanımlanması halinde gerilme tansörü σ_{ij} nin I_1, I_2, I_3 invariantları değişmez (Chen, 1982).

Gerilme tansörü σ_{ij} , hidrostatik durumdan sapma s_{ij} ve hidrostatik (küresel) gerilme σ_m nin toplamı gibi ifade edilebilir (Chen, 1982).

$$\sigma_{ij} = s_{ij} + \sigma_m \delta_{ij} \quad (3.14)$$

burada

$$\sigma_m = 1/3 (\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z) = 1/3 \sigma_{ij} = 1/3 I_1 \quad (3.15)$$

σ_m , ortalama gerilmeyi ya da hidrostatik gerilmeyi göstermektedir ve

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \delta_{ij} \quad (3.16)$$

s_{ij} , basit kayma durumunda, deviatör gerilme ya da deviatör gerilme tansörü terimidir.

s_{ij} , deviatör gerilme tansörünün invariantlarını elde etmek için (3.5) bağıntısı ve (3.7) bağıntısına benzer şekilde türetilen aşağıdaki bağıntılar yazılırsa

$$|s_{ij} - s \delta_{ij}| = 0 \quad (3.17)$$

Bu durumda kübik bağıntı

$$s^3 - J_1 s^2 - J_2 s - J_3 = 0 \quad (3.18)$$

şeklinde olacaktır. Burada

$$J_1 = s_{ii} = s_x + s_y + s_z = 0 \quad (3.19)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ji} = \frac{1}{6} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2] + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 \quad (3.20)$$

$$J_3 = \frac{1}{3} s_{ij} s_{jk} s_{ki} = \begin{vmatrix} s_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & s_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & s_z \end{vmatrix} \quad (3.21)$$

(3.16) bağıntısının ayrıştırılması sonucu σ_{ij} ve s_{ij} nin asal doğrultuları aynıdır. Eğer x, y, z koordinat eksenleri n_i asal doğrultularıyla çakışırsa aşağıdaki bağıntılar elde edilir (Chen, 1982).

$$J_1 = s_1 + s_2 + s_3 = 0 \quad (3.22)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} (s_1^2 + s_2^2 + s_3^2) = \frac{1}{6} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] \quad (3.23)$$

$$J_3 = \frac{1}{3} (s_1^3 + s_2^3 + s_3^3) = s_1 s_2 s_3 \quad (3.24)$$

Bütün büyüklükler $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3, I_1, I_2, I_3, J_2$ ve J_3 skalar invariantlardır (değişmezler), seçilen koordinat sistemi x, y, z den bağımsızdırlar (Chen, 1982).

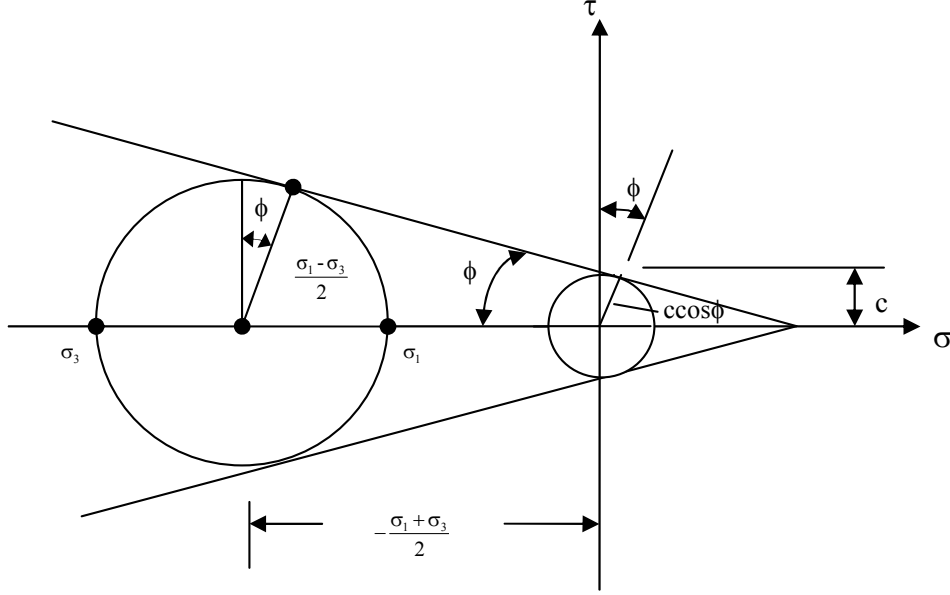
3.3 Mohr-Coulomb Kriteri

Mohr kriteri 1900 yıllarında geliştirilmiştir; kırılma aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmiştir.

$$|\tau| = f(\sigma) \quad (3.25)$$

Burada bir düzlem içindeki τ limit kayma gerilmesi sadece, aynı düzlem içindeki bir noktada σ normal gerilmesine bağlıdır ve (3.25) bağıntısı Mohr dairelerine uygun çizilen teğet kırılma zarfını belirler. $f(\sigma)$ zarfı deneysellikle hesaplanmış bir fonksiyondur. Mohr kriterine göre, Mohr dairelerinin en büyüğüne çizilen teğet, kırılma zarfını belirlemekte, bu durumda, gerilmenin bütün halleri için malzeme kırılması meydana gelmektedir. Bunun anlamı, orta

asal gerilmenin kırılma üzerine etkisi yoktur. Mohr kriterini belirleyen kırılma zarfının en basit formu doğru olup, Şekil 3.1’de gösterilmiştir (Chen, 1982).



Şekil 3.1 Mohr-Coulomb kriteri için asal gerilmeler arasındaki ilişkiler (Chen, 1982).

Bir doğru olan kırılma zarfı için aşağıdaki bağıntı Coulomb tarafından 1773 tarihinde önerilmiştir.

$$|\tau| = c - \sigma \tan \phi \quad (3.26)$$

burada c kohezyon ve ϕ ise malzemenin içsel sürtünme açısıdır. c ve ϕ değerleri malzeme için deney yoluyla elde edilen sabitlerdir. (3.26) bağıntısının ifade ettiği kırılma kriteri Mohr-Coulomb kriteri olarak adlandırılır. Coulomb kriteri zemin mekaniğinde çok yaygın olarak kullanılırken, Mohr kriteri ise uygulamalı mekanikte çok geniş olarak kullanılmaktadır. Beton için Mohr-Coulomb kriteri kullanılmaktadır. $\phi=0$ için malzemelerin sürtünmesiz özel durumunda (3.26) bağıntısı maksimum kayma gerilmesi kriteri Tresca halini alır ($\tau = c$) ve kohezyon basit kaymadaki akma gerilmesine eşit olur ($c = k$). Bu doğrusal zarf, orta gerilmesi seviyesinde betona benzer gevrek-düktül malzemelerin kırılması için iyi bir yaklaşım sağlamaktadır (Chen, 1982).

Şekil 3.1’den ve (3.26) bağıntısından aşağıdaki bağıntı yazılabilir.

$$\sigma_1 \frac{1 + \sin \phi}{2c \cos \phi} - \sigma_3 \frac{1 - \sin \phi}{2c \cos \phi} = 1 \quad \sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3 \quad (3.27)$$

ya da

$$\frac{\sigma_1}{f'_t} - \frac{\sigma_3}{f'_c} = 1 \quad (3.28)$$

burada

$$f'_c = \frac{2c \cos \phi}{1 - \sin \phi} \quad (3.29)$$

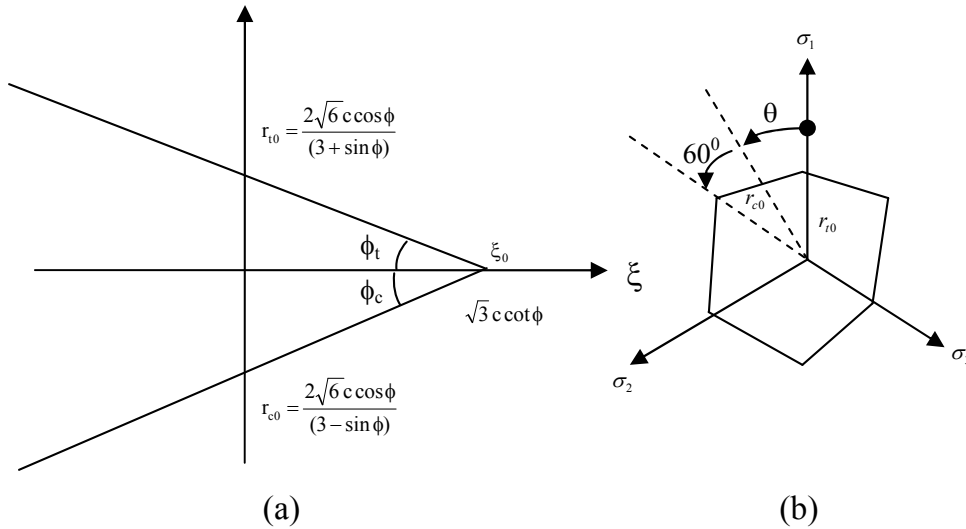
$$f'_t = \frac{2c \cos \phi}{1 + \sin \phi} \quad (3.30)$$

Genelde, Mohr-Coulomb kriteri iki parametrelidir; burada malzemeyi tamamiyle karakterize etmek için (c, ϕ) , (f'_c, f'_t) , (f'_c, ϕ) gibi parametrelerin her bir kombinasyonu için deneysel ölçütler yeterli olacaktır. Mohr-Coulomb bağıntısı aşağıdaki formda yazılabilir (Chen, 1982):

$$f(I_1, J_2, \theta) = \frac{1}{3} I_1 \sin \phi + \sqrt{J_2} \sin\left(\theta + \frac{1}{3} \pi\right) + \frac{\sqrt{J_2}}{\sqrt{3}} \cos\left(\theta + \frac{\pi}{3}\right) \sin \phi - c \cos \phi = 0 \quad (3.31)$$

ya da benzer şekilde r, ξ, θ terimleri ile

$$f(\xi, r, \theta) = \sqrt{2} \xi \sin \phi + \sqrt{3} r \sin\left(\theta + \frac{1}{3} \pi\right) + r \cos\left(\theta + \frac{\pi}{3}\right) \sin \phi - \sqrt{6} c \cos \phi = 0 \quad (3.32)$$



burada $0 \leq \theta \leq \pi/3\pi$ $\tan \phi_t = \frac{2\sqrt{2} \sin \phi}{3 + \sin \phi}$ $\tan \phi_c = \frac{2\sqrt{2} \sin \phi}{3 - \sin \phi}$

Şekil 3.2 Mohr-Coulomb kriteri: (a) meridyen düzlemi, $\theta = 0^0$; (b) π düzlemi (Chen, 1982).

$\sigma_1\sigma_2\sigma_3$ koordinat sisteminde (3.32) bağıntısı düzgün olmayan bir piramit gösterir. Piramidin meridyenleri doğrudur (Şekil 3.2a) ve kırılma veya akma yüzeyi olarak adlandırılan π düzlemindeki kesiti altıgendir ve bu düzlemde $\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3 = 0$ dır (Şekil 3.2b), (Chen, 1982).

3.4 Drucker-Prager Kriteri

Mohr-Coulomb kriterine ait altıgen kırılma yüzeyi ile problemlerin çözümü altı kenardan biri kullanılarak elde edilebilir. Eğer herhangi bir noktadaki asal doğrultular sabit değil ya da bu doğrultular bilinmiyorsa altıgen kırılma yüzeyi uygun olmamaktadır. Bu durumda, altıgenin köşeleri nümerik çözümler elde edilirken karışıklığa ve güçlüğüne sebep olmaktadır. Mohr-Coulomb yüzeyi için yaklaşık düzenli bir yüzey Drucker ve Prager tarafından 1952'de önerilmiştir. Bu kriter von Mises akma kriterinin basit bir şekilde değiştirilmiş hali gibidir (Chen, 1982).

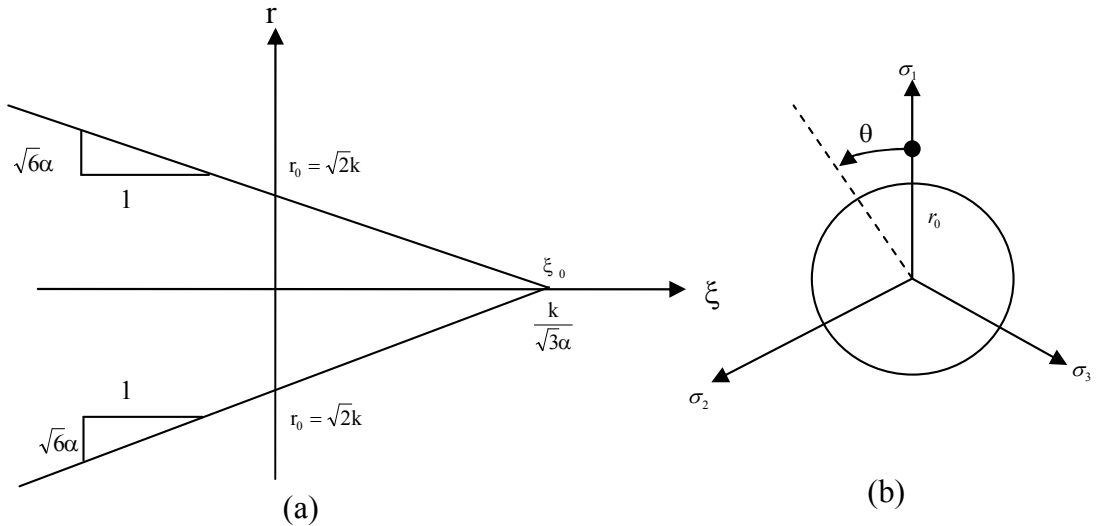
$$f(I_1, J_2) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} - k = 0 \quad (3.33)$$

benzer şekilde, $\xi = I_1/\sqrt{3}$ ve $r = \sqrt{2J_2}$ kullanılarak

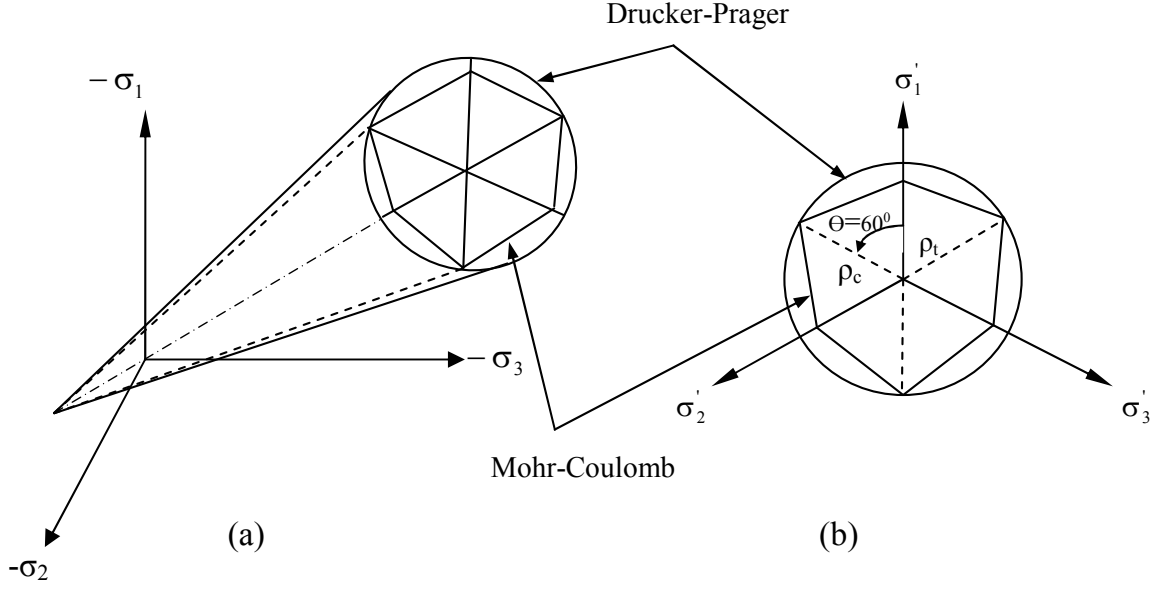
$$f(\xi, r) = \sqrt{6} \alpha \xi + r - \sqrt{2}k = 0 \quad (3.34)$$

burada α ve k malzemenin her noktasındaki pozitif sabitlerdir. α sıfır olduğu zaman (3.34) bağıntısı von Mises akma yüzeyine dönüşür. Bu sabitler, Mohr-Coulomb sabitleri c ve ϕ 'ye birkaç yönden benzemektedir (Chen, 1982).

Asal gerilme uzayında (3.34) bağıntısının kırılma yüzeyi dairesel bir koni olacaktır, bu koninin meridyen ve π düzlemi üzerindeki ara kesiti Şekil 3.3 ve Şekil 3.4'de gösterilmiştir.

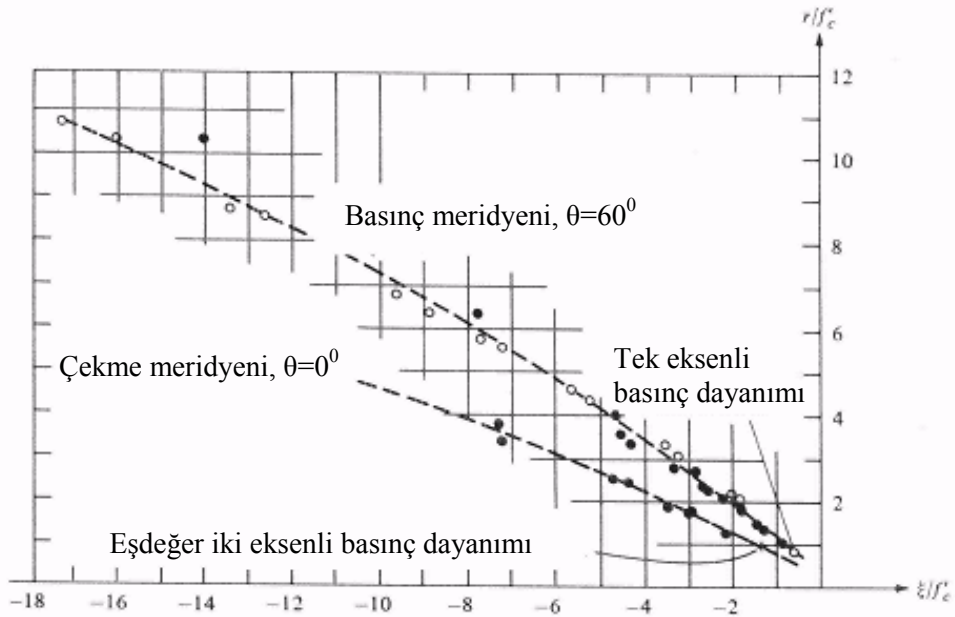


Şekil 3.3 Drucker-Prager kriteri: (a) meridyen düzlemi, $\theta = 0^0$; (b) π düzlemi (Chen, 1982).



Şekil 3.4 Drucker-Prager ve Mohr-Coulomb kriterlerinin karşılaştırılması, (a) asal gerilme uzayında, (b) deviatör düzlemde (Chen ve Han, 1988).

Drucker-Prager kırılma yüzeyine düzeltilmiş Mohr-Coulomb yüzeyi ya da toprak ve beton gibi basınca bağlı malzemeler için von Mises yüzeyinin geliştirilmiş hali gibi bakılabilir. Geliştirilmiş von Mises kriteri temelde beton modeli ile ilişkisinde iki dezavantaja (noksana) sahiptir. Bunlar I_1 ve $\sqrt{J_2}$ ya da ξ ve r arasında doğrusal ilişki olması ve θ benzerlik açısının bağımsız olmasıdır. Şekil 3.5’de bazı deneysel sonuçlardan elde edilen eğrilerle ξ - r ilişkisi gösterilmiştir ve deviatör düzlem üzerindeki kırılma yüzeyinin izi dairesel değildir (Chen, 1982).



Şekil 3.5 Richart vd., 1928; Balmer, 1949 ve Kupfer vd., 1969 tarafından yapılmış deney sonuçlarına göre çekme ve basınç meridyenleri (Chen 1982).

Toplam gerilme durumunu deneysel olarak elde edilen kırılma gerilmelerine yakın tahmin edebilmek için Drucker-Prager kırılma yüzeyi, düzgün olmayan, konveks, simetrik, eğrisel meridyen gibi yüzeysel özelliklere sahip üç, dört ve beş parametrelili modeller geliştirilerek genelleştirilmiştir. (Örneğin üç parametrelili modeller, Bresler-Pister kriteri ve Willam-Warnke kriteri, dört parametrelili modeller, Ottosen kriteri ve Reimann kriteri gibi). Basit ve elle hesap yapmaya uygun daha önceki modellerin aksine geliştirilmiş modeller bilgisayar gerektirmektedir (Chen, 1982).

Drucker-Prager konisi ile Mohr-Coulomb altıgen yüzeyini tahmin edebilmek için birkaç yol vardır. Koninin büyüklüğü α ve k sabitleri ile ayarlanabilir. Eğer, örneğin $\theta = 60^\circ$ için, r_c basınç meridyeni boyunca sabit tutulursa iki yüzeyle birlikte iki malzeme sabiti de elde edilir (Chen, 1982).

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 - \sin \phi)} \quad (3.35)$$

(3.35) bağıntısındaki sabitlere karşılık olan koni, altıgen piramidi sınırlamakta (içine almakta) ve Mohr-Columb kırılma yüzeyinin üzerinde bir dış sınır göstermektedir. Diğer bir deyişle, iç koni r_t çekme meridyeninden geçer, burada $\theta = 0^\circ$ dir, ve sabitler aşağıdaki gibidir (Chen, 1982):

$$\alpha = \frac{2 \sin \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \quad k = \frac{6c \cos \phi}{\sqrt{3}(3 + \sin \phi)} \quad (3.36)$$

Drucker-Prager kırılma kriterinin koni şeklinde olması koninin uç kısmı betonun çekme dayanımını, ucu açık kısmı üç eksenli hidrostatik yükleme altında sonsuza kadar dayanabileceğini gösterdiğinden beton gibi çekme ve basınç dayanımları farklı olan malzemenin davranışına uygun kırılma kriteri olmaktadır.

3.5 Enerji Hipotezleri

Bu hipotezlere göre, malzemenin plastik hale geçme veya dayanımının yenilmesinde, şekil değiştirme enerjisinin veya bunun bir kısmının rol oynadığı kabul edilir. Enerji, belirli bir değere erişince cisim sınır duruma ulaşmış demektir. Enerjinin bu belirli değeri tek eksenli sınır zorlamadaki enerjidir (M.İnan, Cisimlerin Mukavemeti, s.99-100).

3.5.1 Toplam Şekil Değiştirme Enerjisi Hipotezi

Beltrami tarafından konan bu hipoteze göre, karşılaştırma her iki zorlamada şekil-değiştirme enerjilerinin eşit olması kabul edilerek yapılır. σ_1 , σ_2 ve σ_3 asal gerilmeleriyle verilen üç eksenli hal ile σ_M ile gösterilen tek eksenli hal ancak:

$$u_i = \frac{1}{2E} [\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3 + \sigma_2\sigma_3)] = \frac{1}{2E} \sigma_M^2 \quad (3.37)$$

eşitliği ile karşılaştırılabilir. Daha basit formda aşağıdaki gibi yazılabilir.

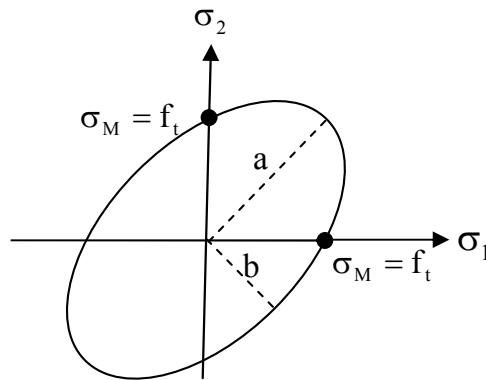
$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - 2\nu(\sigma_1\sigma_2 + \sigma_1\sigma_3 + \sigma_2\sigma_3) = \sigma_M^2 \quad (3.38)$$

Bu bağıntı, tarif edilen gerilme uzayında **ELİPSOİD** ifade eder. $\sigma_3=0$ alınırsa, düzlem gerilme hali için

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - 2\nu\sigma_1\sigma_2 = \sigma_M^2 \quad (3.39)$$

ifadesi elde edilir. Bu ifade bir **ELİPS** gösterir. Bu elipsin yarıçapları

$$a = \sqrt{\frac{1}{1-\nu}} \sigma_M \quad b = \sqrt{\frac{1}{1+\nu}} \sigma_M \quad (3.40)$$



Şekil 3.6 Hasar yüzeyi.

dir. Burada, σ_M , tek eksenli durum için f_t 'ye eşit alınırsa, yani çekme dayanımı dikkate alınırsa çekme-çekme bölgesi elde edilirken, basınç dayanımı dikkate alınırsa basınç-basınç

bölgesi için olan sınır elde edilir (Oliver vd., 1990). Ayrıntıları Oliver tarafından verilen **izotropik hasar modeline** göre ise, hasar bir değişken ile hesaplanmaktadır. Bu durumda en genel halde gerilmeler

$$\sigma = (1-d) D_0 : \varepsilon \quad (3.41)$$

şeklinde ifade edilmiştir. Hasar fonksiyonu ise betonda hasarı başlatan şekil değiştirme enerjisi değeri τ^* dan başlamakta, bu belirlenen bir hasar eşiği değerine kadar devam etmektedir (Şekil 6.3). Bu eşik aşılsa betonda hasarın oluştuğu, yani $d=1$ kabul edilmektedir. Bu hasar fonksiyonu Oliver tarafından aşağıdaki şekilde verilmiştir.

$$M(\tau^t) = 1 - \frac{\tau^*}{\tau^t} \exp \left\{ A \left(1 - \frac{\tau^t}{\tau^*} \right) \right\}; \quad 0 < \tau^* \leq \tau^t \quad (3.42)$$

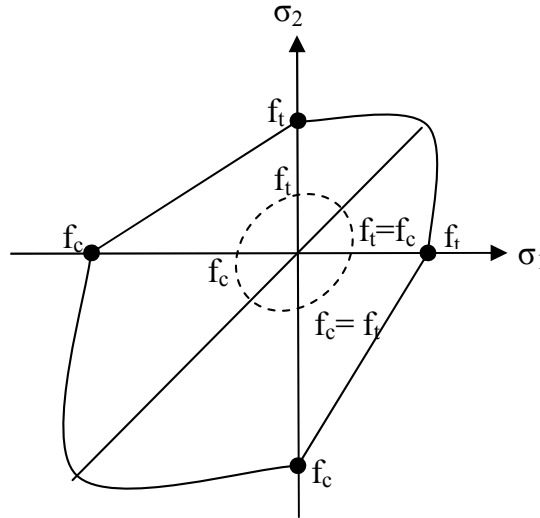
Burada, $\tau^* = f_t / \sqrt{E_0}$ olarak tanımlanmıştır. τ^t ise herhangi bir zamandaki şekil değiştirme enerjisi durumunu ifade etmektedir.

$$\tau = \sqrt{\sigma : D_0 : \sigma} \quad (3.43)$$

şeklinde tarif edilir. Bu ifadenin açık şekli düzlem gerilme hali için (3.38) bağıntısındaki gibidir.

$$\tau - \tau^* = 0 \quad (3.44)$$

ifadesi bir elips ifade eder. Bu durumda $f_c/f_t=10$ kabul edilmiş ve beton için hasar yüzeyi Şekil 3.7' deki çizilmiştir.



Şekil 3.7 Beton için hasar yüzeyi

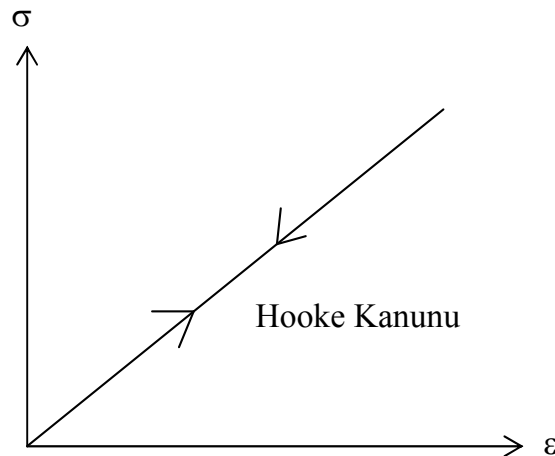
4. MALZEMELERİN FİZİKSEL VE GEOMETRİK ÖZELLİKLERİ

Malzemelerin yapısal özellikleri, anizotrop, ortotrop ve izotrop olabilir. Malzemenin davranışı, fiziksel ve geometrik açıdan doğrusal ve doğrusal olmayan olarak ikiye ayrılır. Doğrusal fiziksel özelliğe sahip malzemeler, Hooke Kanununa uyarlar (Şekil 4.1) ve bu durumda malzemenin bünye bağıntıları yani gerilme-şekil değiştirme bağıntıları doğrusaldır. Gerilme-şekil değiştirme bağıntıları doğrusal olmayan malzemelere, fiziksel özelliği doğrusal olmayan malzeme denir. Elastik malzemelerin fiziksel özellikleri doğrusal ya da doğrusal olmayan olabilir. Yer değiştirme-şekil değiştirme bağıntılarının doğrusal ya da doğrusal olmaması, malzemenin geometrik özelliğini belirler (Şekil 4.3). Yer değiştirmelerin göreceli olarak küçük olması, geometrik özelliğin doğrusal haline karşı gelmekte olup, bu durum yer değiştirme-şekil değiştirme bağıntılarında birinci mertebe terimlerin alınacağını gösterir. O zaman hesaplar, birinci mertebe teorisiyle yani şekil değiştirmemiş sistem üzerinde yapılır. Yer değiştirmeler büyük ise, geometrik özellik doğrusal değildir ve yer değiştirme-şekil değiştirme bağıntılarında birinci mertebe terimlerin yanısıra ikinci mertebe ve daha yüksek terimler de alınır. Bu durumda hesaplar, ikinci mertebe teorisiyle yani şekil değiştirmiş sistem üzerinde yapılır. Geometrik olarak doğrusal olmayan özellik narin sistemlerde, fiziksel olarak doğrusal olmayan özellik ise nispeten kalın, büyük gerilmelere maruz sistemlerde belirleyici olur (Köksal ve Köksal, 1996).

4.1 Malzemenin Fiziksel Özelliği

4.1.1 Doğrusal Elastik Malzemeler

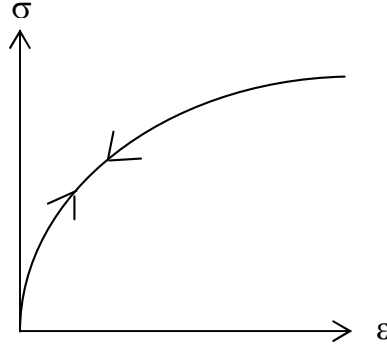
Gerilme-şekil değiştirme bağıntıları doğrusal olan malzemelerdir. Yani Hooke kanununa uyan malzemelerdir, elastisite bağıntıları doğrusaldır (Köksal ve Köksal, 1996).



Şekil 4.1 Doğrusal elastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).

4.1.2 Doğrusal Olmayan Elastik Malzemeler

Gerilme şekil değiştirme yani elastisite bağıntıları doğrusal olmayan malzemelerdir.



Şekil 4.2 Doğrusal olmayan elastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).

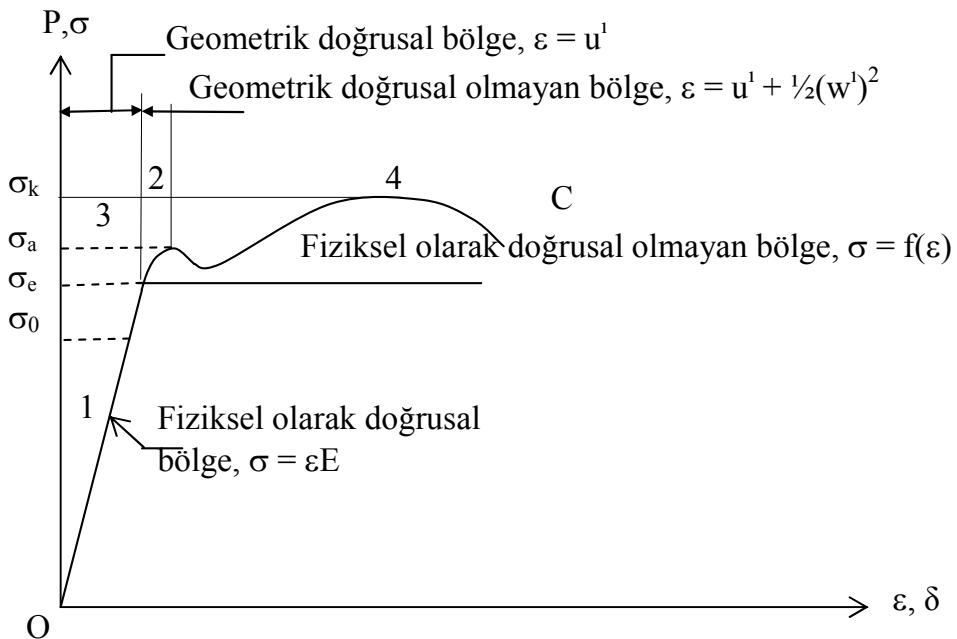
4.2 Malzemenin Geometrik Özelliği

4.2.1 Geometrik Olarak Doğrusal Malzemeler

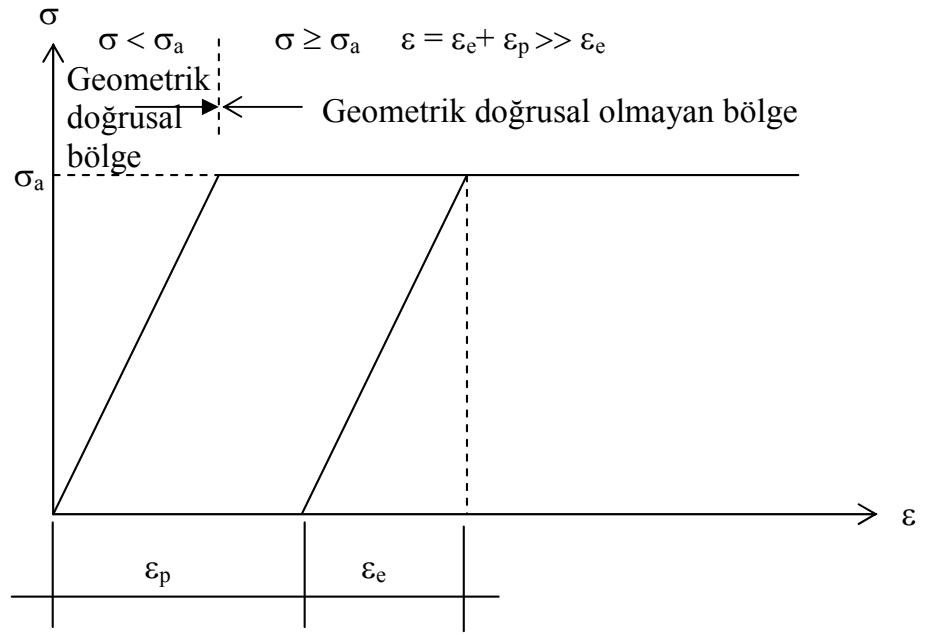
Yer değiştirme-şekil değiştirme yani uygunluk bağıntıları doğrusal olup, yer değiştirmeler küçüktür. Birinci merteye teorisi geçerli olup, statik-dinamik çözümde denge bağıntıları şekil değiştirmemiş sistem üzerinde yazılır (Köksal ve Köksal, 1996).

4.2.2 Geometrik Olarak Doğrusal Olmayan Malzemeler

Elastisite bağıntıları doğrusal olup, yer değiştirmeler büyüktür. İkinci merteye teorisi geçerli olup, statik-dinamik çözümde denge bağıntıları, şekil değiştirmiş sistem üzerinde kurulur (Köksal ve Köksal, 1996).



Şekil 4.3 Yumuşak çelikte σ - ϵ eğrisi (Köksal ve Köksal, 1996).



Şekil 4.4 İdeal elasto-plastik malzeme (Köksal ve Köksal, 1996).

5. EKSENEL BASINÇ ALTINDA BETON BLOKTAN YIĞMA PRİZMALARIN DAVRANIŞI

5.1 Yığma Yapı Deneyleri

Yığma yapı tasarımında yığmanın basınç dayanımı esas alınır. Bu dayanım yığmada kullanılan biriminin kendi dayanımı, blokların geometrisi, harcın özellikleri ve harcın derze konulma biçimi ve yığmanın örülme biçimi gibi birçok faktörlere bağlıdır. Bu nedenle yığma prizmaların basınç deneyleri, çoğunlukla gerekli dayanımları ve dayanım kriterlerini elde etmek için yapılır. Prizmanın basınç gerilmeleri altındaki davranışı, bu öneminden dolayı, bu bağlamda araştırmaların odağı ve diğer dayanım özellikleri için bir dayanak noktası oluşturur. Yığmanın basınç dayanımını bulmanın en kesin yolu gerçek boyutlardaki yığma duvarları deneylerde kullanmaktır. Ancak deney düzeneklerinin kapasiteleri ve numune boyutları, gerçek duvarlar kullanmak yerine davranışı temsil edecek numunelerin kullanılmasını gerektirmektedir. BS 5628 (British Standart)-1992 boyu 1,20m-1,80m, kesit alanı 0,125m² ve yüksekliği 2,40m-2,70m arasında değişen duvar modellerinin kullanılmasını önermektedir. Bu model duvarlar çok büyük boyutlarda ve dolgu betonu ile doldurulduklarında deneylerde kullanılamayacak ağırlığa ulaştıkları için daha küçük boyutlarda deney numuneleri kullanmak pratik olmaktadır. ASTM-C1314 (Standart Test Method for Compressive Strength of Masonry Prisms-Yığma Prizmaların Basınç Dayanımı İçin Standart Test Yöntemi) yığma prizma deneyleri için gerekli düzeneği ve yöntemi tanımlamaktadır. Yığmada eksenel kuvvet dağılımının, bindirmeli (en az ¼ kadar bindirilmiş) olarak örülmüş duvar esas alınarak belirlenmesine karşın, ASTM-C1314, h/t oranı 2 ila 5 arasında değişen beton blok (briket) boyunca harç konmuş ve bindirmesiz olarak örülmüş prizmalar üzerinden deney yapılmasını önermektedir.

Pek çok araştırmacı eksenel davranışı incelerken tek tip blok geometrisine sahip ve bindirmesiz örülen yığma prizmaları kullanmayı tercih etmişlerdir. UBC (Uniform Building Code-Bina Kodu) ve ASTM-C1314 yönetmelikleri paralelinde, bindirmesiz olarak örülen prizmaların gerçek davranışı temsil etmeyeceği gerçeğine karşın, basınç dayanımı belirlenmesinde, bindirmesiz olarak örülen prizmalardan elde edilen basınç dayanımı değerlerinin, kolay ölçülebilir olduğu için, esas alınması önerilmektedir. Bindirmesiz örgüde blok katmanlarının gövde (etli) kısımlarının çakışması sağlanır.

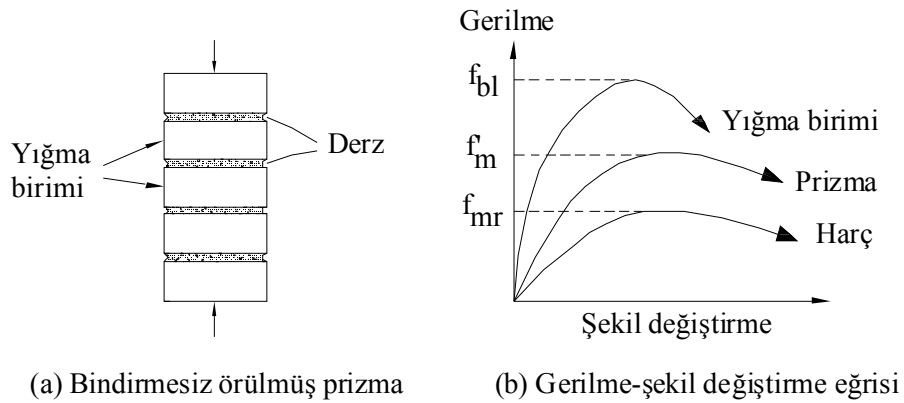
Ancak bindirmeli örgüde bloğun geometrisine bağlı olarak üç farklı durumla karşılaşılır.

1. Gövde kısımlarının hiç çakışmaması,

2. Gövde kısımlarının kısmi çakışması,
3. Gövde kısımlarının tam çakışması.

Deneyler, genellikle bu üçüncü maddedeki tam çakışma durumu ile gerçekleştirildiğinden dolayı, bindirmesiz örgüde elde edilen aksenal basınç dayanımının yığma duvarların taşıma kapasiteleri için yüksek değerler vereceği açıktır. Bu gerçeği temel alarak bindirmesiz örülmüş prizmalarla basınç dayanımı değerleri ölçülebilmektedir. Pek çok yığma yapı yönetmeliği, gerçek boyutlarda duvarlardan daha yüksek dayanım değerleri ölçülmediği sürece, basınç dayanımı f'_m için düşük değerler önermektedirler ve tasarımcılar büyük ölçekli duvarları denemek yerine, düşük dayanım seçeneğini tercih etmektedirler.

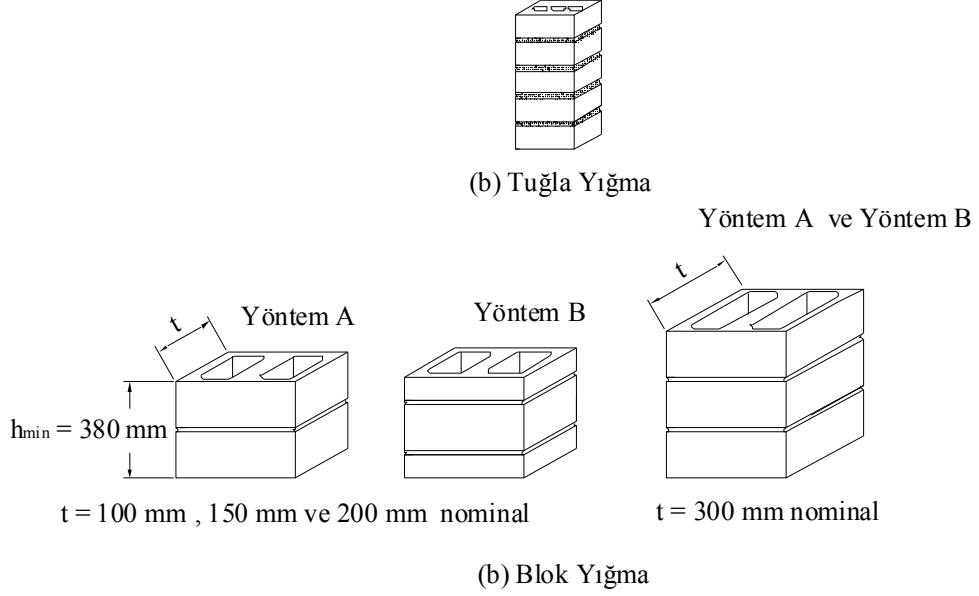
Hesap yöntemlerinin ihtiyaç duyacağı başlıca parametreler; başlangıç elastisite modülü E_m ve basınç dayanımı f'_m değerleridir. Aksenal basınçtaki maksimum şekil değiştirme değeri ve gerilme-ezilme eğrisinin şekli gibi diğer parametreler doğrusal hesabın ötesindeki ihtiyacı karşılayacak özelliklerdir. Bunun sonucu olarak, yığmanın basınç deneylerinin çoğunluğu elastisite modülü E_m ve basınç dayanımı f'_m nü ölçmek için tasarlanmıştır. Şekil 5.1'de bir blok genişliğinde ve birim kalınlıklı ve değişik yüksekliklerdeki farklı sayıda blok ve derz içeren standart prizmaların aksenal basınç altındaki davranışı gösterilmiştir. Burada f_{bl} , blok dayanımını, f'_m , yığma prizma dayanımını, f_{mr} , harç dayanımını göstermektedir.



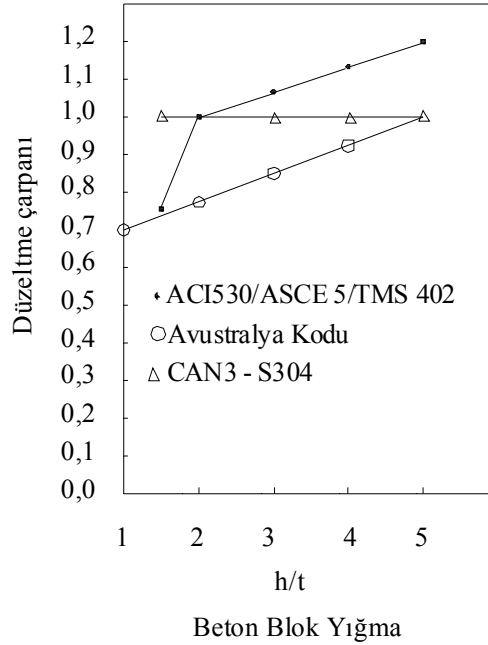
Şekil 5.1 Yığma prizmanın gerilme-şekil değiştirme eğrisi (Drysdale vd.,1994).

Örgü biçimi ve derzin durumuna göre Yöntem A ve Yöntem B olarak iki farklı prizma deneyi yapılmaktadır (Şekil 5.2). Yöntem A'da derz 10 mm kalınlığında ve tümüyle harçla kaplanmaktadır. Alternatif olarak Yöntem B'de prizma yüksekliği aynı kalmak şartıyla derz sayısı en az ikiye çıkarılarak gerçek yapıdaki davranışa yaklaşılmaktadır. İki blok yüksekliğinde, bazen 5 ve hatta 7 blok yüksekliğindeki prizmalar çok kullanılmaktadır.

Yüksekliğin, dolayısıyla derz sayısının, ölçülen dayanıma önemli oranda etkisi olduğundan, deney sonuçlarına çeşitli h/t oranları için düzeltme katsayıları uygulanmaktadır (Şekil 5.3).

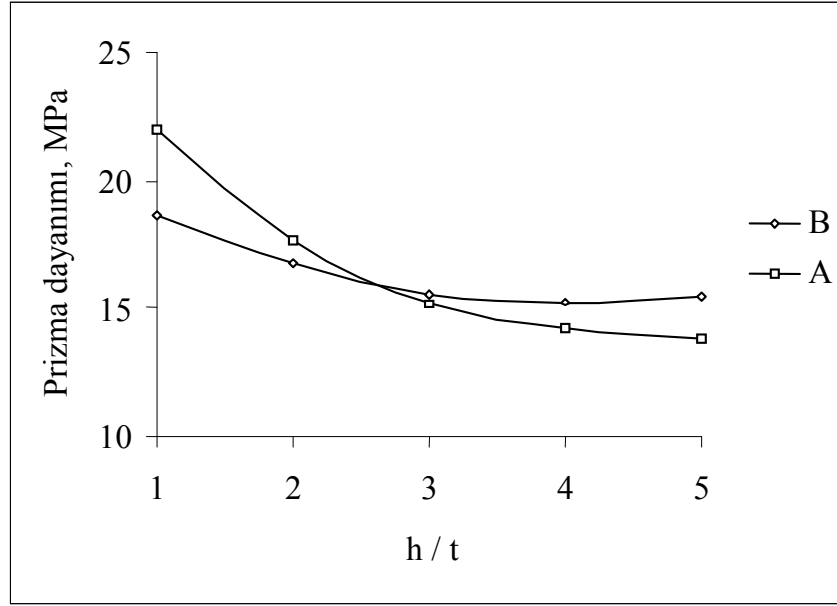


Şekil 5.2 Yığmanın eksenel basınç dayanımını tespit etmek için kullanılan prizmalar (Drysdale vd., 1994).



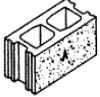
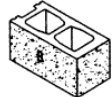
Şekil 5.3 Prizma basınç dayanımını için düzeltme çarpanları (Drysdale vd., 1994).

Boult (1979), DZ 4210 Yeni Zellanda yönetmeliğinin önerdiği gibi prizmaların minimum yüksekliğinin 3 blok olması gerektiğini belirtmektedir. Deneylerde elde edilen basınç dayanımı değerlerinin 3 ila 5 blok arasında giderek sabit kaldığını, 5 den fazla blok kullanılmasının prizma dayanımını etkilemediğini gözlemlemiştir (Şekil 5.4).



Şekil 5.4 Değişik yığma birimleri için yükseklik-genişlik oranına karşılık prizma dayanımı (Boult, 1979).

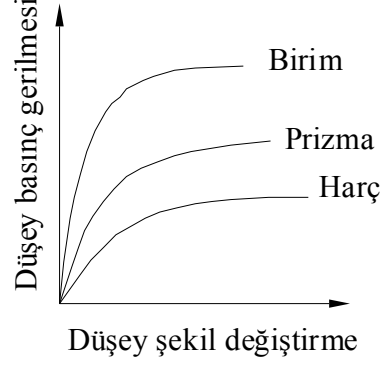
Çizelge 5.1 Deneylerde kullanılan yığma birimlerinin boyutları (Boult, 1979).

Kodu	Tipi	Nominal boyutlar (mm)	Kuru ağırlık (N)	Basınç dayanımı (MPa)
A		400x200x200	174	24,5
B		400x200x200	116	21,0

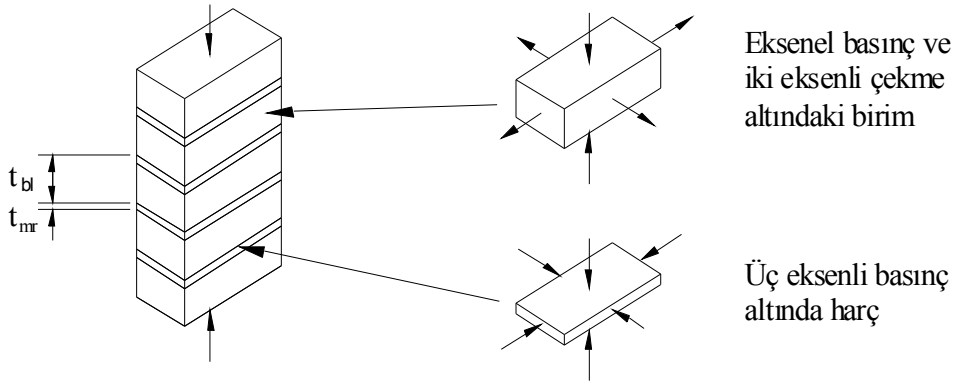
5.2 Genel Kırılma Mekanizması

Yığma prizmaların basınç dayanımı, genelde, derz harcının küp basınç dayanımından daha yüksektir ve yığma birimlerinin ölçülen dayanımından sürekli olarak daha düşüktür. Bu olay iki malzeme arasındaki farklılıklar göz önünde tutularak açıklanabilir. Basınç altında, daha zayıf olan derz harcı genellikle yığma biriminden daha büyük oranda yanal genişleme eğilimindedir. Şekil 5.5’de gösterildiği gibi, harç ve birimlerdeki düşey gerilmeler aynı aksel kuvvet altında farklı şiddetlerde oluşurlar. Şekil 5.6’ da gösterildiği gibi, zayıf harç ve kuvvetli birimlerden yapılmış bir prizmada, yığma birimleri, harcın yanal genişlemesini sınırlamaktadır; böylece, hareketi sınırlandırılan harç için üç eksenli bir basınç durumu

oluştduğundan, harç, kendi bir eksenli dayanımından çok daha büyük eksenel basınç gerilmelerine karşı dayanır. Üç eksenli basınç altında harç için kırılma zarfı Şekil 5.7’de CE doğrusu ile gösterilmiştir; burada C noktası bir eksenli basınç dayanımını göstermektedir.



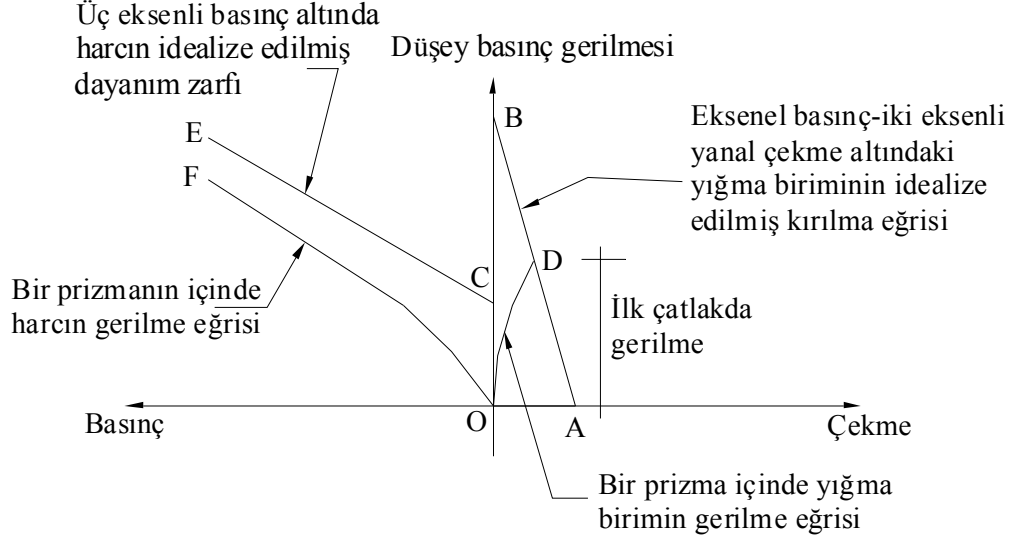
Şekil 5.5 Prizma ve malzemeler için gerilme-şekil değiştirme ilişkisi (Drysdale vd., 1994).



Şekil 5.6 Harç ve yığma birimlerinin gerilme durumları (Drysdale vd., 1994).

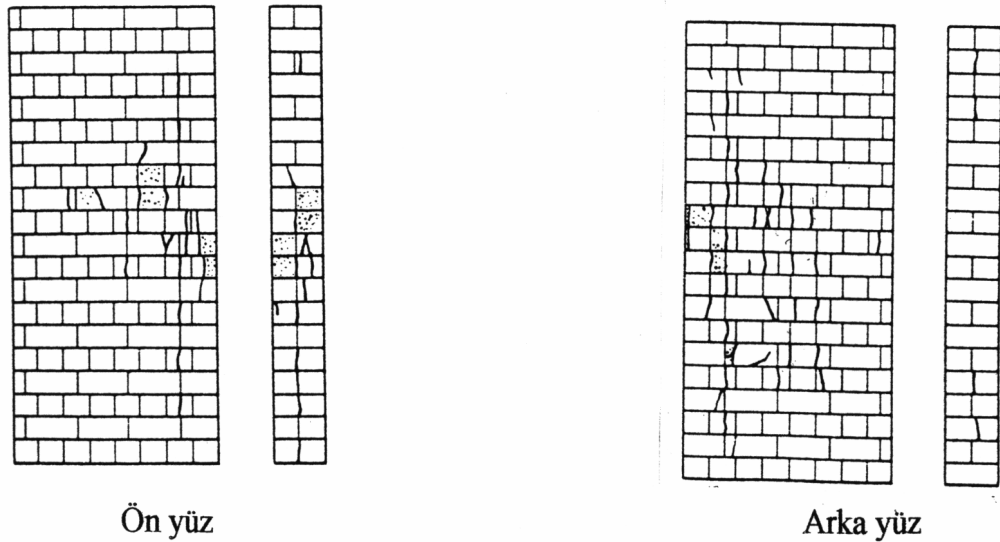
Derz harcının yanal ötelenmesinin sınırlandırılması ile birlikte, dengeyi korumak için, derz birleşiminin her iki yanında birimlerde yanal çekme gerilmeleri oluşur. Eksenel basıncın artmasıyla iki eksenli çekmenin oluşması Şekil 5.7’de OD eğrisi ile temsil edilmiştir. Düşey eksenel basınç ve yatay iki eksenli çekmenin birleşimi, birimin idealize edilmiş AB kırılma zarfı üzerinde D noktasında “basınç-iki eksenli çekme” kırılma zarfına ulaştığı zaman Şekil 5.8’de gösterildiği gibi, birimler boyunca düşey çatlaklar meydana gelir. Bu durumda harç ezilme dayanımına ulaşmaz. Bu nedenle, kırılma harcın ezilmesi yerine, bloğun düşey olarak yarılmasıyla oluşur. Bu davranış, yığma biriminin ve harcın farklı malzeme özelliklerine sahip olmasından kaynaklanır. Harcın daha düşük elastisite değerine sahip olması, harçtaki eksenel ve yanal şekil değiştirme değerlerinin yığma birimininkinden daha büyük değerlere ulaşmasına neden olur. Eksenel gerilmeler f'_m değerine ulaşırken harcın yanal şekil

değiştirmesinde herhangi bir kuşatılma olmazsa, büyük şekil değiştirmeler gözlenir (Şekil 5.10).

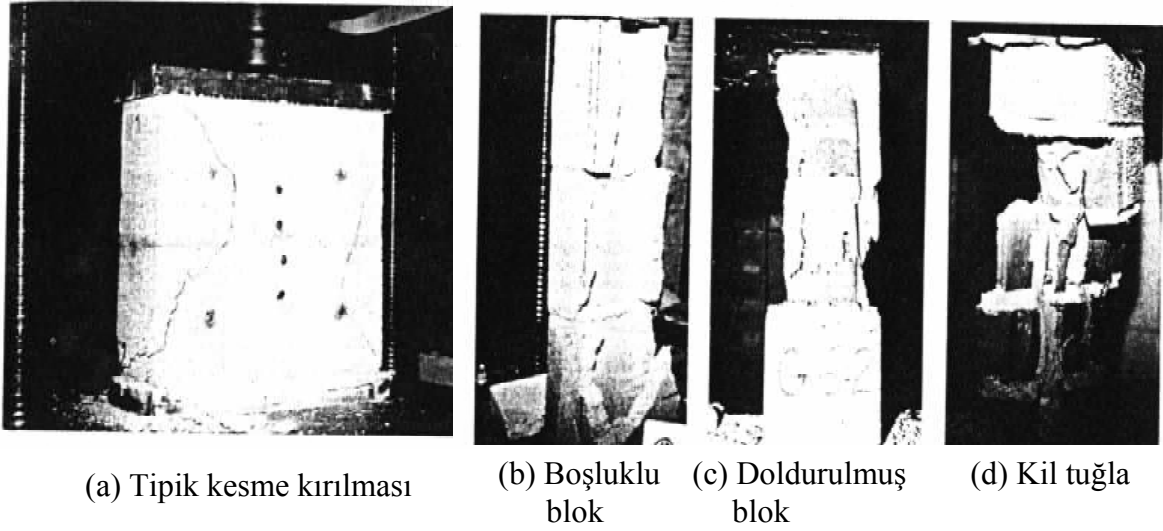


- A = Yığma biriminin tek eksenli çekme dayanımı
- B = Yığma biriminin tek eksenli basınç dayanımı
- C = Harcın tek eksenli basınç dayanımı
- D = Düşey çatlakan birim

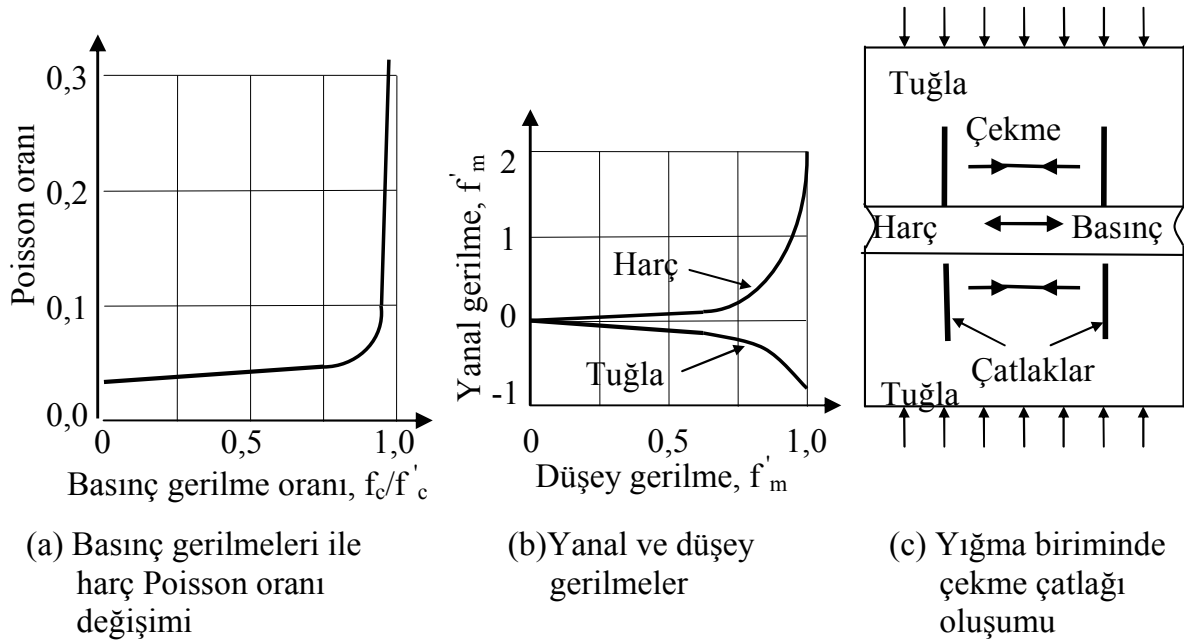
Şekil 5.7 Eksenel basınç altında katı prizmanın davranışı (Drysdale vd., 1994).



Şekil 5.8 Eksenel basınca maruz tuğla duvarlarda görülen tipik çatlaklar (Sahlin, 1971).



Şekil 5.9 Yığma prizmaların kırılma şekilleri (Drysdale vd., 1994).



Şekil 5.10 Harç ve yığma birimlerinde davranış biçimleri (Paulay, 1992).

Özetle, daha yüksek poisson oranı ve daha düşük elastisite modülünün birleştirilmiş etkisi, yanal harç çekme-şekil değiştirmesinin, yığma birimin yanal şekil değiştirmesini fazlasıyla aşma eğilimi ile sonuçlanmaktadır. Yığma birimi ve harç ara yüzündeki yapışma ve sürtünmeden dolayı, yığma biriminin ve harcın yanal şekil değiştirmeleri eşit olmaya zorlanmaktadır; bunun sonucu olarak harçtaki yanal basınç kuvvetleri ve yığma birimindeki yanal çekme kuvvetleri, kendi dengelerini kurmaktadır. Sonuçta ortaya çıkan üç eksenli gerilme durumu harcın kırılma dayanımını artırırken düşey basınç-iki eksenli yanal çekme

gerilmeleri ise, yığma biriminin kırılma dayanımını azaltarak, prizmaların düşey yarılarak taşıma gücünü yitirmesine neden olmaktadır. Kısaca, genel kırılma mekanizması, yığma duvar ile onu temsil edecek olan yığma prizmanın aksenal basınç altında kırılma biçimlerinin aynı olacağını açıklamaktadır. Böylece, yığma duvar yerine prizmanın denenenebileceği gösterilmektedir. Şekil 5.9a'da gösterildiği gibi yığma prizmada meydana gelmiş tipik kesme kırılmasının yığmanın davranışını yansıtmayacağı açıktır.

5.3 Hilsdorf Kırılma Kriteri

Harcın dayanımı, yaklaşık olarak, aşağıdaki formülle tahmin edilebilir (Paulay, 1992):

$$f'_{cmr} = f'_{bl} + 4,1 f_1 \quad (5.1)$$

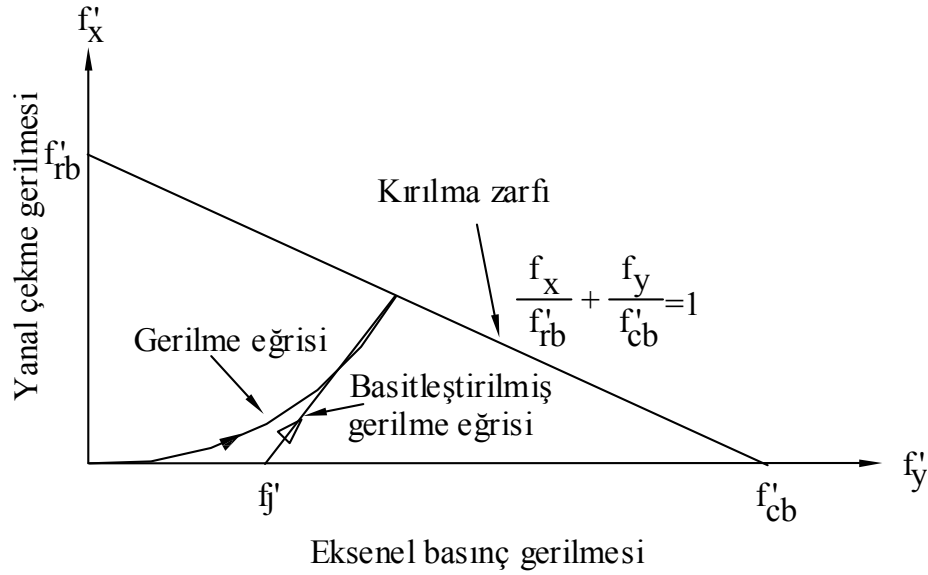
Burada :

f_1 = harçtaki yanal basınç gerilmeleri

f'_{cmr} = kuşatılmış harcın basınç dayanımını gösterir.

Hilsdorf, Şekil 5.11 üzerinde kırılma zarfı ile gösterildiği gibi, yığma birimi için bir doğrusal kırılma kriteri önermiştir. Bu kırılma kriteri aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$f_x / f'_{rb} + f_y / f'_{cb} = 1 \quad (5.2)$$



Şekil 5.11 Bir yığma birimi için Mohr kırılma kriteri (Paulay, 1992).

Burada; f'_{cb} ve f'_{rb} yığma biriminin tek aksenli basınç ve iki aksenli çekme dayanımı, ve f_y göçmede yanal çekme gerilmesi f_x ile birlikte aksenal basınç gerilmesi meydana getirir.

5.4 Elastisite Modülü

Beton harç ve yığmanın tasarımı, Çizelge 5.2’de verilen (ACI 530) elastisite modülü değerlerine dayanılarak yapılabilir.

Çizelge 5.2 Harç özellikleri (ACI 530-1992).

Yığma biriminin net alandaki basınç dayanımı, MPa	Elastisite Modülleri* E_m , (GPa)	
	N Tipi Harç	M ya da S Tipi Harç
41,5 ve daha büyük		24,0
34,5	19,5	22,0
27,5	18,0	20,0
20,5	16,0	17,0
17,0	15,0	16,5
14,0	12,5	15,0
10,5	10,5	11,0
*Ara değerler için lineer enterpolasyona izin verilir.		

Yığmanın f'_m basınç dayanımı ve E_m elastisite modülü arasında değişik bağıntılar vardır. Bu, kısmen malzeme özelliklerinin istatistiksel dağılımının çok geniş alınmasından kaynaklanır; aynı zamanda, basınç deneylerinde şekil değiştirmeleri ölçmek için benimsenen yöntemlerin değişik olmasıyla da ilgilidir (Paulay vd., 1992). Bir çok araştırmacı yığma birimleri bloklar için aşağıdaki elastisite modüllerini önermektedirler (Sahlin1971; Kuenning ve Carlson, 1956):

$$\text{Beton blok yığma halinde} : E_m = 500 f_{bl} \text{ ila } 1500 f_{bl} \quad (5.3)$$

$$\text{Kil tuğla yığma halinde} : E_m = 750 f_{br} \quad (5.4)$$

Burada f_{bl} ve f_{br} sırasıyla blok ve kil tuğlanın basınç dayanımlarını göstermektedir. (5.3) bağıntısında verilen değerlerden, sonlu eleman analizlerinde $1000 f_{bl}$ değeri kullanılmıştır. Cheema vd., (1986) çalışmalarında farklı tipteki harçlar için elastisite modülü değerlerinin $500 f_{mr}$ ve $1000 f_{mr}$ arasında değişmekte olduğunu belirtmişlerdir. Uygulamada, pratikliği açısından (5.3) bağıntısı yaygın olarak kullanılır. Poisson oranı göçmeye yakın büyük artışlar gösterse de, davranışın çoğunluğunda 0,2 alınabilir.

5.5 Harç Özellikleri

Harcın karışımı ve kullanımı için BS 5628'de verilen önerileri uyulabilir. Harç malzemelerinin oranları ve gerekli ortalama basınç dayanımları Çizelge 5.3'de verilmiştir.

Çizelge 5.3 Harç özellikleri (BS 5628-1992).

	Harç adı	Harç malzemesi hacimsel oranları			28 Günlük ortalama basınç dayanımı	
		Çimento : Kireç: Kum	Yığma Çimentosu: Kum	Çimento : Kum (Plastikli- ği artırıcı katkı ile)	İlk Labora- tuvar deneyleri	Şantiye Deney- leri
					MPa	MPa
Dayanım artış eğilimi						
Oturma, ısı ve nem değişiklikleri yüzünden oluşan yer değiştirmelere uyma kabiliyeti ↓	(i)	1:0 ila ¼:3			16,0	11,0
	(ii)	1:½:4 ila 4½	1:2½ ila 3½	1:3 ila 4	6,5	6,5
	(iii)	1:1: 5 ila 6	1:4 ila 5	1:5 ila 6	3,6	2,5
	(iv)	1:2: 8 ila 9	1:5½ ila 6½	1:7 ila 8	1,5	1,0
Oklar ile özelliklerdeki değişim yönü gösterilmiştir.		<p>→ Dona karşı dayanım artışı</p> <p>← Yağmurun duvara etkisi</p>				

Çizelge 5.4 ve Çizelge 5.5'de boşluklu beton bloklarla yapılan yığmanın f_k karakteristik basınç dayanımı verilmiştir (BS 5628).

Çizelge 5.4 En küçük yatay boyutun yüksekliğe oranı 0,6 olan bloklarla yapılmış yığmanın f_k karakteristik basınç dayanımları (BS 5628-1992).

Harç adı	Birim basınç dayanımı (MPa)							
	2,80	3,50	5,0	7,0	10	15	20	35 ve daha büyük
(i)	1,40	1,70	2,50	3,40	4,40	6,00	7,40	11,40
(ii)	1,40	1,70	2,50	3,20	4,20	5,30	6,40	9,40
(iii)	1,40	1,70	2,50	3,20	4,10	5,00	5,80	8,50
(iv)	1,40	1,70	2,20	2,80	3,50	4,40	5,20	7,30

Çizelge 5.5 En küçük yatay boyutun yüksekliğe oranı 2 ila 4 arasında olan boşluklu bloklarla yapılmış yığmanın f_k karakteristik basınç dayanımları (BS 5628-1992).

Harç adı	Birim basınç dayanımı (MPa)							
	2,80	3,5	5,0	7,0	10	15	20	35 ve daha büyük
(i)	2,80	3,50	5,00	5,70	6,10	6,80	7,50	11,40
(ii)	2,80	3,50	5,00	5,50	5,70	6,10	6,50	9,40
(iii)	2,80	3,50	5,00	5,40	5,50	5,70	5,90	8,50
(iv)	2,80	3,50	4,40	4,80	4,90	5,10	5,30	7,30

Yığma yüzeyleri ve temiz beton arasındaki sürtünme katsayısı 0,6 alınabilir (BS5628).

5.6 Yığmanın Basınç Dayanımına Etki Eden Faktörler

Yığmanın basınç dayanımı; bloğun geometrisi, yığma biriminin dayanımı, derz harcı ve derzin özellikleri, deney duvarının boyutları, derz sayısı, derz düzeni ve yükleme plağının rijitliği gibi birçok faktöre bağlıdır.

5.6.1 Derzdeki Harç Tipinin Etkisi

Yığma birimlerinin orta kabuğunun (orta etli kısımlarının) bir diğeri ile çakışmaması durumunda, sadece beton bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulması yeterlidir. İnşaatın daha hızlı ve kolay yapılması ve daha az harç tüketilmesi bakımından, derzlerin tamamen harçlanması yerine, harcın sadece bloğun dış yüz kabuğu üzerine konulması benimsenmiş bir uygulama biçimidir. Ganesan vd. (1992) belirttiğine göre, Shrive (1982), Hamid ve Chukwunenye (1986), Khalil vd., (1987) yaptıkları çalışmalarda boşluklu-bloklarla blok dış yüz kabuğu üzerine harç konularak bindirmesiz örülen iki/üç yığma birimi yüksekliğindeki yığma prizmaların davranışını incelemişlerdir. Bu yazarların çalışmalarında, dış yüz kabuğu üzerine harç konularak yapılan yığma prizmalarında orta kabuğun derin eğilme kırışına benzer bir mekanizma gibi çalıştığını, bu nedenle orta kabuğun merkezinde

çekme gerilmeleri oluştuğunu ifade etmektedirler. Ganesan ve Ramamurthy (1992) ortak çalışmalarında, üç ve beş blok yüksekliğinde bindirmeli örülmüş yığma prizmaların davranışını incelemişlerdir. Bu çalışmalarında, tüm derz yüzeyine harç konulması ve sadece bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulması ile yapısal olarak etkili blok (bu blok, bindirmeli örgü yapabilmek için, araya konan yarım blokların orta kabuk kalınlıkları ile iki yarım blok arasına düşey olarak konulan düşey derz harcı kalınlığının toplamı kadar, bloğun orta kabuğu genişletilerek yapılmıştır; böylece bu blokta orta kabukların tam çakışması sağlanmıştır) kullanarak yaptıkları yığma prizmaların orta kabuğunda yanal çekme gerilmeleri meydana geldiğini açıklamaktadırlar. Yığma bloğunun tüm derz yüzeyine harç konulması durumunda oluşan yanal gerilme dağılışı yaklaşık olarak düzgün olurken, bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğuna harç konularak yapılan yığma prizmaların orta kabuklarında çok yüksek yerel yanal çekme gerilmeleri oluşmaktadır. Bunun nedeni üst üste konan yığma birimlerinin orta kabukları arasında harç bulunmamasından dolayı orta kabukların derin kiriş gibi çalışmasıdır. Bu durumları dikkate alan Kuzey Amerikan yönetmelikleri, bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulması uygulamada da yaygın olarak kullanıldığından, blokların ve yığma yapıların deneyinde bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulmasını önermektedirler (Ganesan vd. 1992).

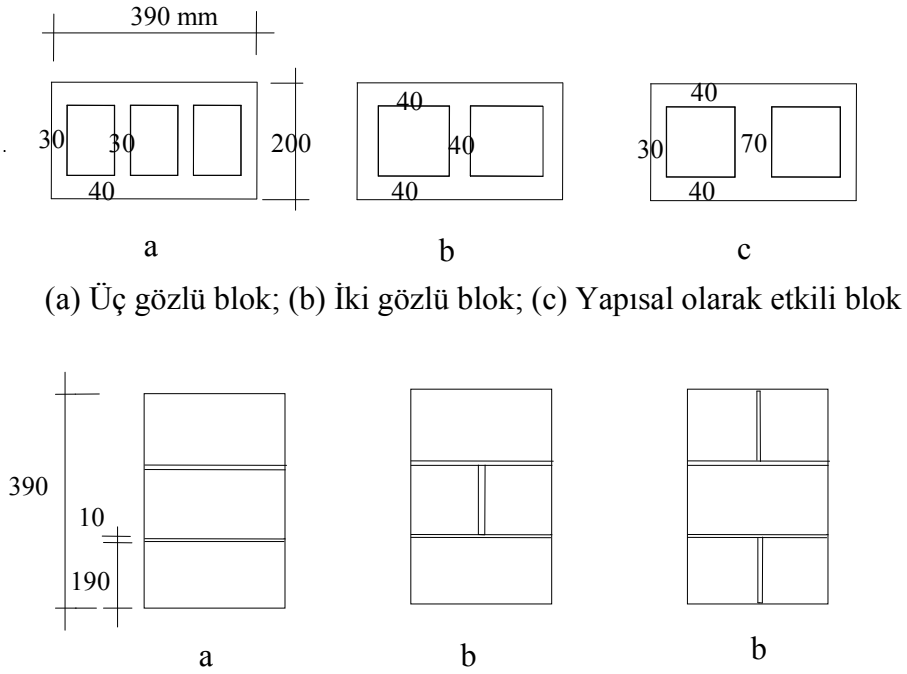
Ganesan vd. (1992) çalışmasında belirttiğine göre Shrive ve Jessop (1987), bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulması ile yığma yapıların kapasitelerini artırmak için blokların ortasında, orta kabuk (genellikle çatlak burada meydana geliyor) kalınlıklarını yukarıdan aşağıya doğru artırıp, düzgün olan blok göbeği kesitini değişken kesitli yaparak yeni bir blok tipi geliştirdiler.

Bloğun uzunluğu boyunca dış yüz kabuğu üzerine harç konulması ile boşluklu-bloklardan yapılacak olan yığma yapı tasarımı için, BS 5628 (1978) bloğun net alanının harçlı derz alanına oranına bağlı olarak tasarım tablolarında verilen azaltılmış basınç dayanımı değerlerini önermektedir. Bununla birlikte, bazen, dış yüz kabuğu üzerine harç konularak yapılan prizmalarda yanal gerilmeler daha yüksek olmaktadır ve bu yüzden, yığma yapıdaki çok daha yüksek aktif gerilmeleri açıklamak için, bloğun net kesit alanının harçlı derz alanına oranını esas alan basit bir azaltma faktörü yetersiz kalmaktadır. Bu durumlarda, tasarım kriteri aksel basınç gerilmeleri yerine yanal çekme gerilmeleri olacaktır. Bu yüzden, bu büyük yanal çekme gerilmeleri, çok daha düşük yüklerde, orta kabukların düşey olarak yarılmasına neden olacaktır (Ganesan vd. 1992).

5.6.2 Harç Özelliklerinin Etkisi

Ganesan vd. (1992) belirttiğine göre bir çok araştırmacı (Roberst, 1973; Drysdale ve Hamid, 1979; Shrive, 1982; Hamid ve Chukwunyenye, 1986) bindirmesiz örgüde derzdeki harç özelliklerinin etkisini araştırmışlar ve harç özelliklerinin yığma prizmaların basınç dayanımı üzerine etkisinin az olduğu sonucunu çıkarmışlardır.

Ganesan ve Ramamurthy (1992) yaptıkları bir çalışma ile, değişik tipteki bloklarla, bindirmeli olarak örülmüş prizmalar kullanarak, düşey birleşimi sağlayan derze konulan harcın etkisini araştırmışlardır (Şekil 5.12).



Şekil 5.12 Örgü biçimleri: (a) bindirmesiz örgü; (b) bindirmeli örgü (Tip 1); (c) bindirmeli örgü (Tip 2), (Ganesan vd., 1992).

Üç gözlü (göbekli) blok ile bindirmeli olarak örülen prizmalarda sadece dış yüz kabuğu üzerine harç konulması halinde, $E_{bl}/E_{mr}=1$ (bu durumda blok ve harç için malzeme özellikleri aynı) ve $E_{bl}/E_{mr}=2$ (bu durumda harç bloktan daha zayıf) durumları için harç özelliklerinin etkisi nedeniyle dış yüz kabuğunda sadece yanal gerilmeler meydana gelmiş olabilecektir (Şekil 5.13). Harç özelliklerinin etkisi Şekil 5.13'deki yanal gerilmelerden görüldüğü gibi azdır (Ganesan vd. 1992).

Zayıf harcın bloğun dış yüz kabuğunda sebep olduğu yanal çekme gerilmelerinin büyüklüğü (Şekil 5.14), bloğun orta kabuklarının derin kiriş gibi davranmalarının etkisiyle meydana

gelen çekme gerilmeleri ile karşılaştırıldığı zaman önemsemeyecek kadar küçüktürler (Şekil 5.13). Bu yüzden, prizmaların bindirmeli olarak üç gözlü bloklarla örülmesi durumunda, kritik tasarım kriteri, hemen hemen harç özelliklerinden bağımsız olarak, bloğun orta kabuklarında meydana gelen yanal çekme gerilmeleri olacaktır (Ganesan vd. 1992).

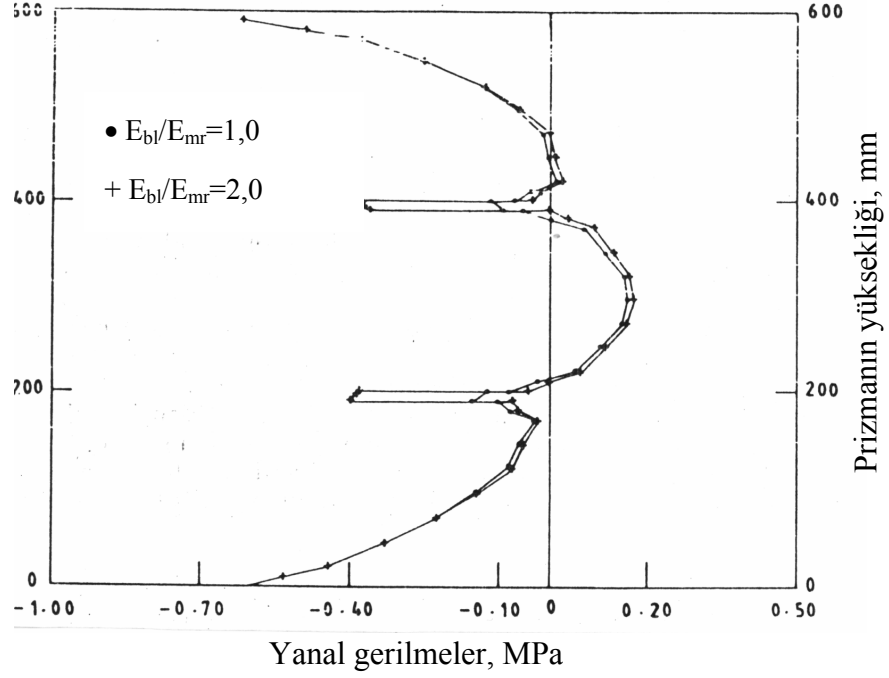
Prizmaların geleneksel iki gözlü bloklarla bindirmeli olarak örülmesi durumunda, zayıf harcın ($E_{bl}/E_{mr}=2$) etkisi ile kuvvetli harcın ($E_{bl}/E_{mr}=1$) etkisi Şekil 5.15 ve Şekil 5.16'da karşılaştırılmıştır. Bu şekillerden görüleceği gibi, değişik harçlar nedeniyle bloğun dış yüz kabukları ve orta kabuklarında meydana gelen yanal gerilmelerdeki değişim azdır (Ganesan vd. 1992).

Fakat üst üste olan bloklarda orta kabukların etkili kalınlıklarındaki farklar yüzünden büyük çekme gerilmeleri gelişmektedir. Hatta blok ve harç özellikleri aynı farz edildiği zaman ($E_{bl}/E_{mr}=1$) bile aynı durum oluşmaktadır. Bu durumu, duvar panellerin (geleneksel iki gözlü bloklarla yapılmış) düşey çatlaklarla göçmesi olarak bilinen kavramla açıklamak mümkündür. Bu yüzden, yığma prizmaların geleneksel iki gözlü bloklarla bindirmeli olarak örülmesi durumunda, harç malzemesinin özelliğinin etkisi, esas olarak üst üste konan blokların orta kabuklarının etkili kalınlığındaki değişim ile meydana gelen yanal çekme gerilmelerinde bir artma söz konusu olduğunda görülebilir (Ganesan vd. 1992).

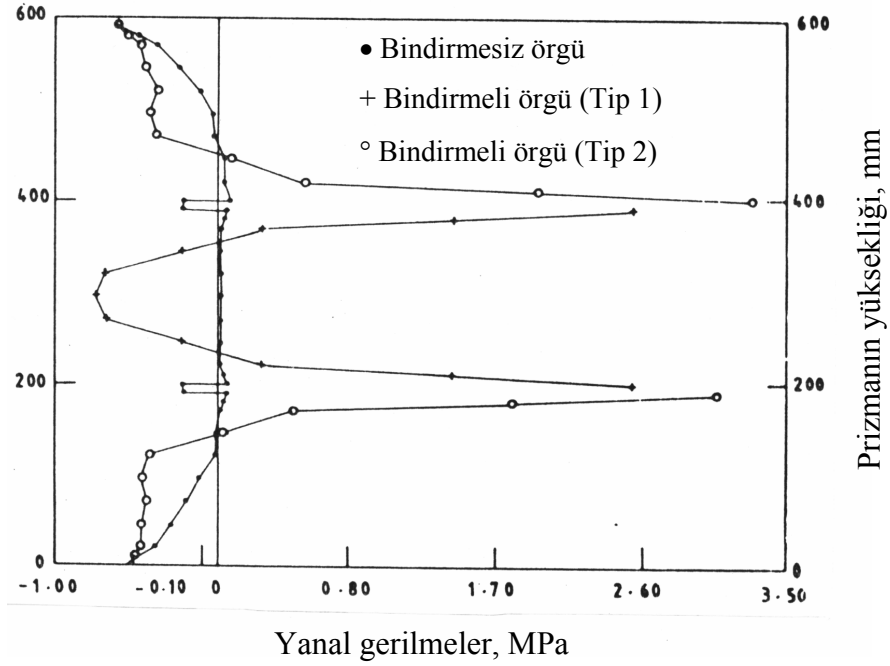
Değişik özellikteki harçlarla yapısal olarak etkili blokların (bu blokta orta kabuk genişletilmiştir) bindirmeli olarak örülmesi durumunda bloğun orta kabuklarında meydana gelen yanal gerilmeleri Şekil 5.17'de gösterilmiştir. Bu şekle bakıldığında, sadece harç özelliklerinin değişmesi ile bu blokta ve diğer iki blokta (iki ve üç gözlü bloklar) oluşan yanal çekme gerilmelerinin farklı olduğu görülecektir. Bununla birlikte, sadece aksenal basınç gerilmelerinin küçük bir bölümünün meydana getirdiği yanal çekme gerilmeleri doğrusal elastik bölge içinde incelenmiştir (Ganesan vd. 1992).

Düşey derzlerdeki harcın yığma prizmaların davranışı üzerine etkisi, bindirmeli olarak örülen yapısal etkili blok üzerinde düşey olarak alınan bir kesitte, orta kabuktaki aksenal gerilmelerin karşılaştırılması ile Şekil 5.18 ve Şekil 5.19'da gösterilmiştir. Şekil 5.18 ve Şekil 5.19'dan görüleceği gibi, zayıf harç ($E_{bl}/E_{mr}=2$) için düşey derzdeki harç boyunca oluşan gerilmelerde önemli bir azalma olurken, bu azalmanın, düşey derzdeki harcın hemen bitişiğindeki bloğun orta kabuğunda aksenal ve yanal gerilmelere çok az etkisi vardır. Boşluklu blok yığma için harç özelliklerinin etkisi, (E_{bl}/E_{mr}) blok/harç modüler oranının değişimi ile göz önüne alınır. E_{bl}/E_{mr} oranındaki artma, daha zayıf harç ve daha kuvvetli bloklar arasındaki şekil değiştirme

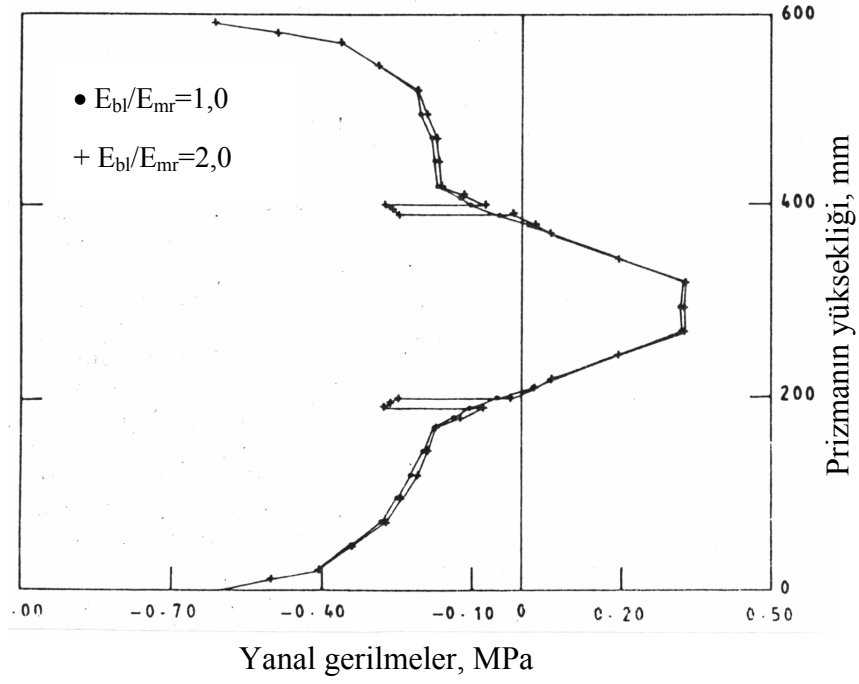
uyumsuzluğunun derecesini artırması nedeniyle, bloklardaki yanal çekme gerilmelerini artırır. Bununla birlikte, bu gözlem önceki deneysel sonuçlarla uyuşmaktadır (Drysdale ve Hamid, 1979).



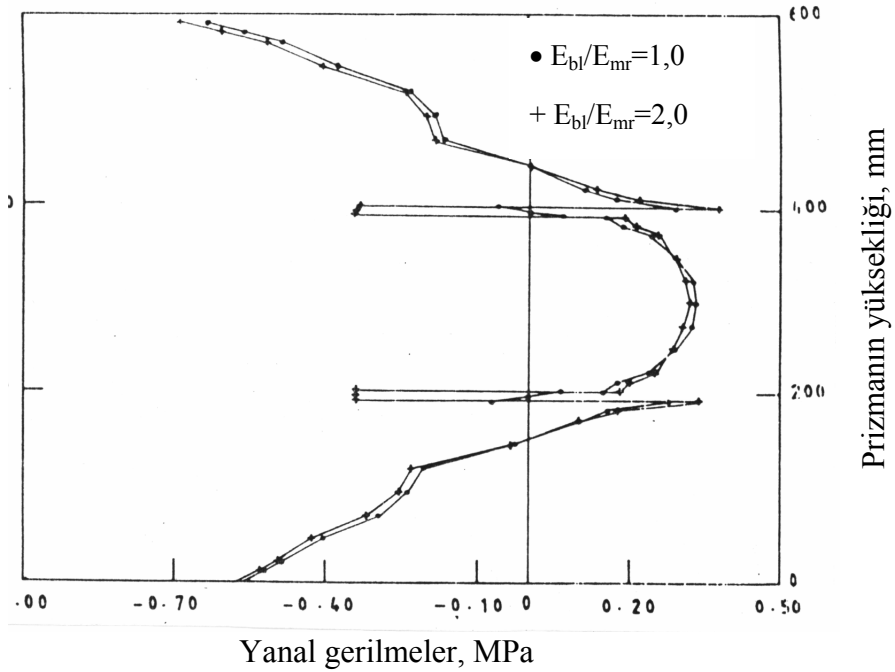
Şekil 5.13 Üç gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların dış yan yüz kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).



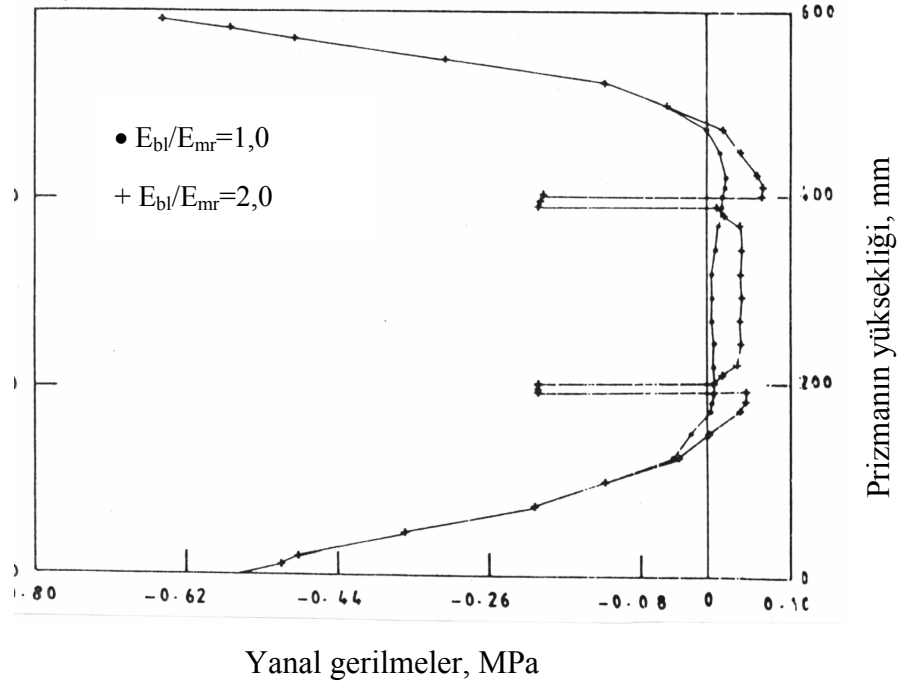
Şekil 5.14 Üç gözlü bloklarla değişik şekilde örülmüş prizmaların orta kabuğunda meydana gelen yanal gerilmeler (Ganesan vd., 1992).



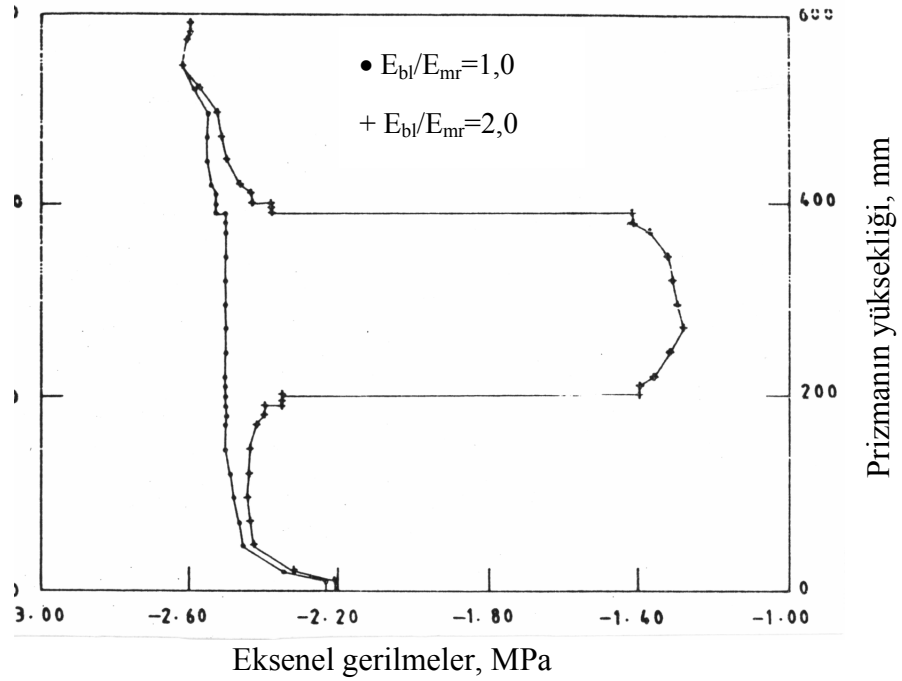
Şekil 5.15 İki gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların dış yan yüz kabuğunda meydana gelen yanıl gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).



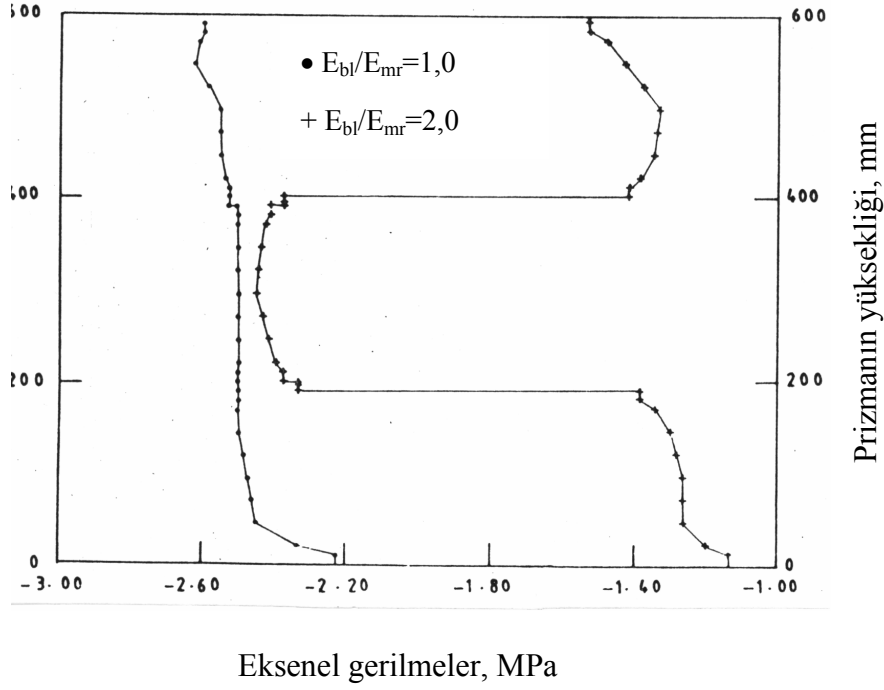
Şekil 5.16 İki gözlü bloklarla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda meydana gelen yanıl gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).



Şekil 5.17 Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda oluşan yanal gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).



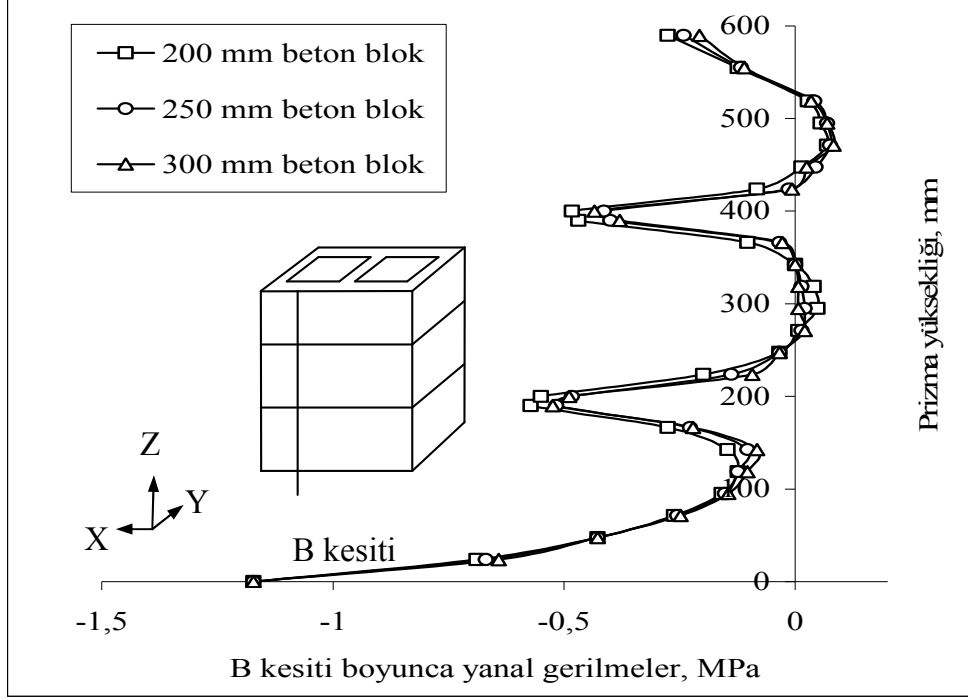
Şekil 5.18 Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda (düşey derzdeki harç boyunca) oluşan eksenel gerilmeler (Tip 1) (Ganesan vd., 1992).



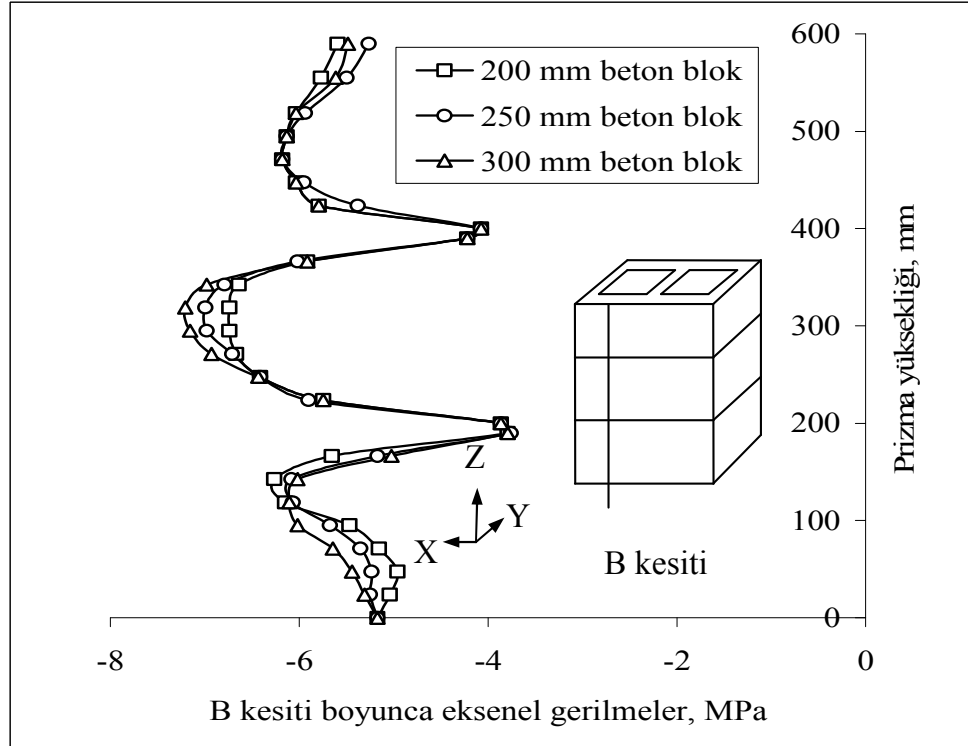
Şekil 5.19 Yapısal olarak etkili blokla bindirmeli örülmüş prizmaların orta kabuğunda (düşey derzdeki harç boyunca) oluşan aksel gerilmeler (Tip 2) (Ganesan vd., 1992).

5.6.3 Blok Boyutunun Etkisi

Beton yığma prizmaların davranışı üzerine çeşitli faktörler araştırılırken çoğunlukla nominal genişliği 200 mm olan bloklar kullanılmıştır. Bununla birlikte, tasarımın gerektirmesi, daha fazla aksel yükün daha büyük kesit alanına ihtiyaç göstermesi, yığma yapının donatılı ya da donatısız yapılması hallerinde dolgu betonu ile doldurulması için daha büyük göz alanına ihtiyaç duyulması gibi nedenlerle iki gözlü 250 mm ve 300 mm nominal boyutlarda blokların da kullanılması gerekebilmektedir. Hamid ve Chukwunenye (1986) yaptıkları çalışmada 250 mm ve 300 mm genişliğindeki aynı malzeme özelliklerine sahip bloklardan yapılmış prizmalar kullanmışlardır. Şekil 5.20’de ve Şekil 5.21’de gösterildiği gibi bu farklı genişlikteki prizmalar için yanal ve aksel gerilmeler görülmektedir. Aksel olarak yüklenmiş prizmaların davranışı üzerine blok genişlik boyutunun etkisinin olmadığı, farklı genişlikteki blok boyutu nedeniyle meydana gelen gerilme büyüklüğü ya da şekli arasında neredeyse fark olmadığı gösterilmiştir. Bu sonuç, Hamid’in (1978) aksel basınç altında değişik genişlikte boyutlara sahip prizmalarla yaptığı deney sonuçları ile uyuşmaktadır.



Şekil 5.20 Boşluklu prizmaların dış yüz kabuklarındaki yanal gerilmeler üzerine blok boyutunun etkisi (Hamid vd.,1986).



Şekil 5.21 Boşluklu prizmaların dış yüz kabuklarındaki aksel gerilmeler üzerine blok boyutunun etkisi (Hamid vd.,1986).

5.6.4 Yüksekliğin Kalınlığa Oranı (h/t)

Deney yapılacak prizmanın h/t oranı iki ve bu iki blok yüksekliği arasında tek bir derz varsa, böyle yapılmış bir prizmanın gerçek boyutlardaki duvarın davranışını temsil etmesi

beklenmemelidir. Çünkü bu durumda yığma birimi ile harç arasındaki etkileşim tam olarak yansıtılamaz. Prizmanın kırılma biçimi konik kesme kırılması şeklinde olacağından, bu kırılma biçimi gerçek duvarın kırılma biçimini yansıtmamış olacaktır (Şekil 5.9a).

Prizma dayanımı ile yükseklik ilişkisi, kullanılan göbek geometrisi ve malzeme geometrileri olan yığma birimi tiplerine bağlıdır. Dış profilin, prizma dayanımına etkisi küçük görünmektedir.

Yükseklikle dayanımdaki azalma için bir açıklama, göbek şekli ile sağlanan sınırlama durumu ve dolgu malzemesinin çekmesi (büzülmesi) gibi nedenlere bağlı olarak yapılabilir (Boult, 1979).

Boult (1979), tam kat yüksekliğindeki kolon prizmanın sağlamlığı ile 3 ila 5 blok yüksekliğindeki prizmaların sağlamlıkları arasında önemli bir fark olmadığını göstermiştir. Yüksekliğin artması ile dayanımdaki azalmanın, karaktersitik düşey çatlakların oluşmasına izin vermek için baskı levhalarının hareketi sınırlayan etkilerinin prizmanın sahip olduğu yeterli bir kısımdan uzak olması ile ilgisi vardır. (Drysdale vd., 1994). Yüksekliğin kalınlığa oranı (h/t) ikinin üzerinde ise baskı levhalarının prizma basınç dayanımı üzerine etkisi azdır (Boult, 1979).

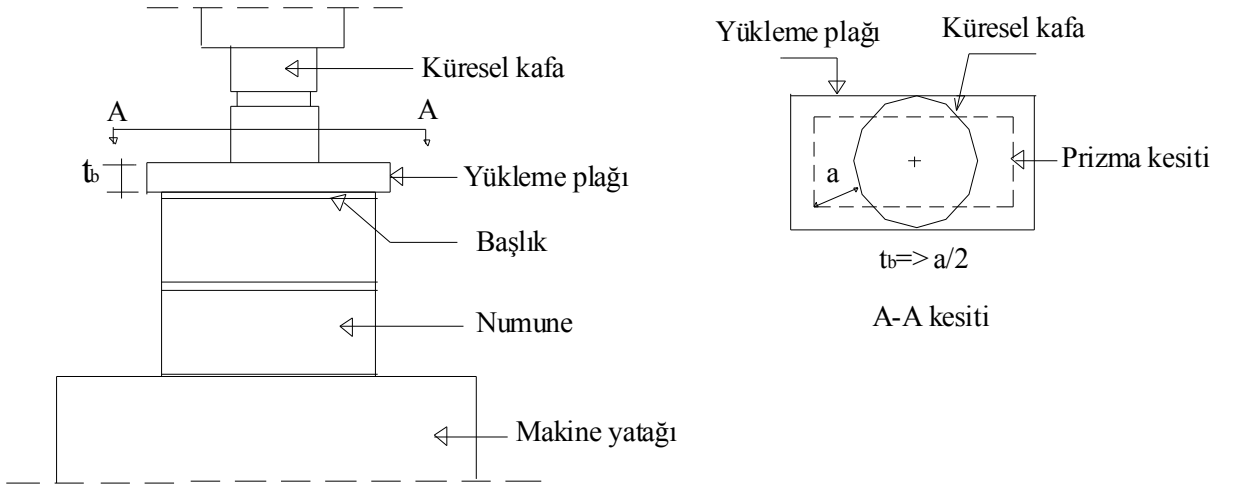
Yüksekliğin kalınlığa oranının 5 olduğu, özellikle de, Kuzey Amerika'da yığma beton için kullanılan 2 oranı hariç olmak üzere, değişik prizma yüksekliklerinden elde edilen sonuçları dönüştürmek için bina kodlarında kullanılan düzeltme çarpanları verilmiştir (Şekil 5.3), (Drysdale vd., 1994).

Beton blok yığmada h/t oranındaki azalığa karşın basınç dayanımındaki artma gövde kabukları tam çakışan prizmalarda, kısmen çakışan ve çakışmayanlara oranla daha yüksektir. Bu göstermektedir ki, gövde kabukları kısmen çakışan ve hiç çakışmayan prizmalarda bloğun h/t oranının etkisi tamamıyla yansıtılmadan, prizma kırılmaya daha erken başlamaktadır (prizmanın sabit bir yüksekliği için) .

Değişik bazı araştırmacılar beton blok prizmalar için minimum üç blok kullanmayı önermektedirler (Boult, 1979; Drysdale vd., 1994; Ganesan ve Ramamurthy, 1992). Bununla birlikte, ticari olarak elde edilebilen deney aletlerinin yüksekliklerinin sınırlı olmaları yüzünden bu kolayca uygulanabilir değildir. Bu güçlüğü üstesinden gelmek için, Hamid (1979) alta ve üstte yarım bloklar olan iki blok yüksekliğindeki prizmanın, kullanılan iki bloklu prizmadan hesaplanan f'_m ne göre çok uygun bir yöntem olacağını göstermiştir.

5.6.5 Yükleme Plağı Rijitliğinin Etkisi

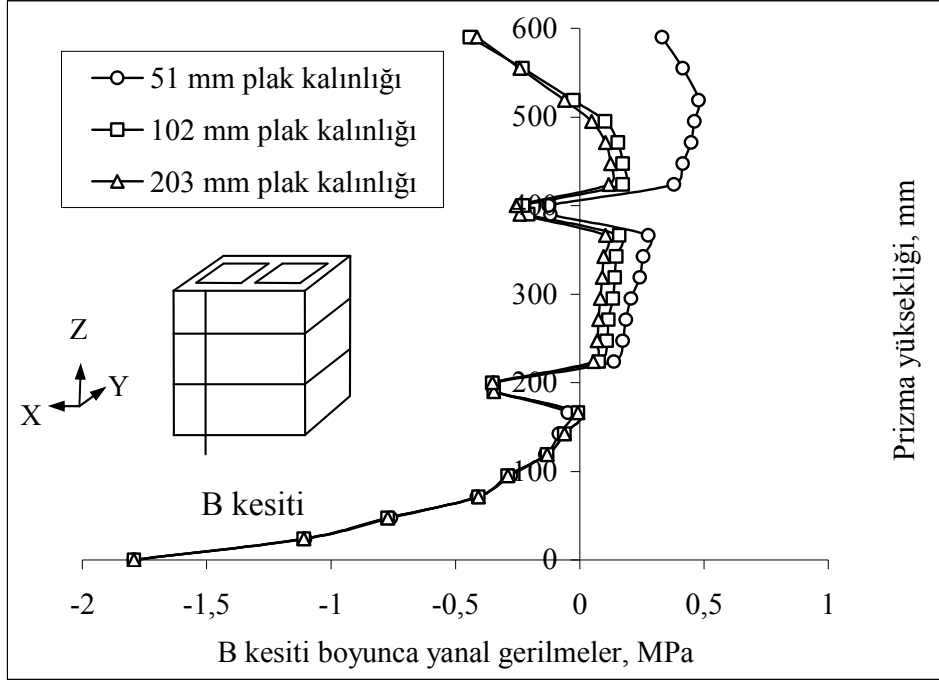
Prizma deneyleri yapılırken önce numunenin oturtulacağı yere ve numune yerleştirildikten sonra numunenin üzerine harçtan bir ince tabaka ile ya da alçı-çimento karışımı ile bir başlık yapılır. Bu başlık üzerine yükü prizmaya aktaracak olan yükleme plağı konulur. Bu durumda yükleme plağı yükü numune üzerine düzgün dağıttığı gibi yanal olarak da tutmaktadır. Eğer numune yüksekliği kısa ise numunenin kırılma şekli konik kırılma şeklinde olmaktadır. Bu konik kırılma şekli yığma prizmaların kırılma şekli değildir. Yukarıdaki durumdan farklı olarak yükleme levhaları numuneyi yanal olarak çok az tutarsa yani levhalar numuneye yapıştırılmazsa bu durumda numunelerin kırılma şekilleri düşey çatlama şeklinde olmaktadır.



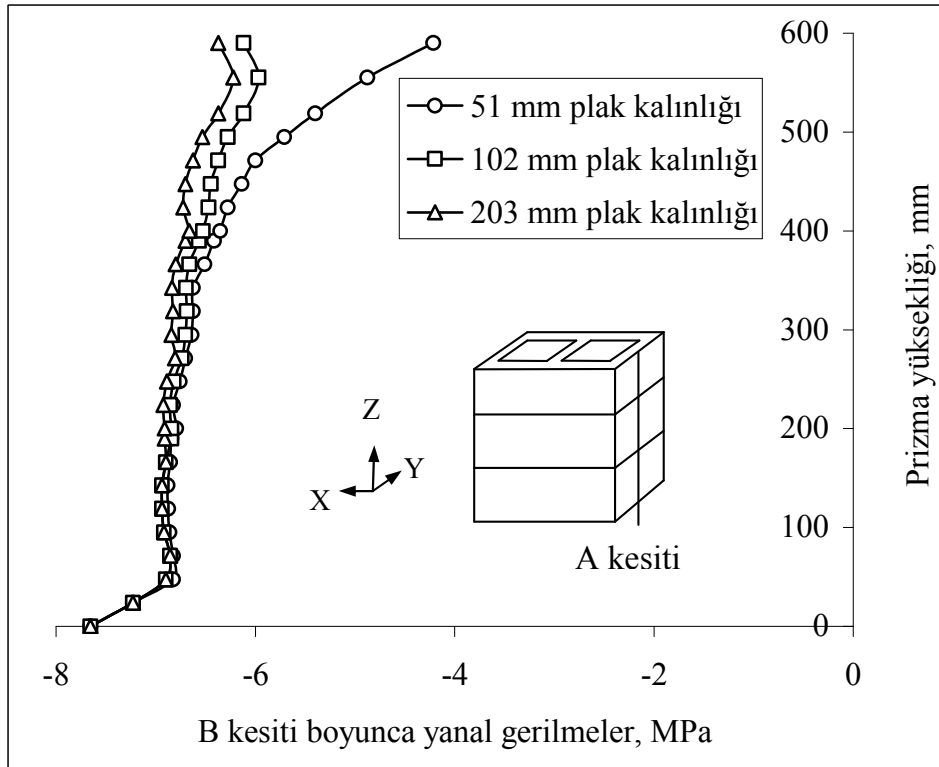
Şekil 5.22 Prizma deneyi için gerekli yükleme plağı (Drysdale vd., 1994).

Hamid ve Chukwunyenye (1986) belirttiğine göre, ASTM C1314 göre, aksenal basınç altında denenecek olan yığma prizmalar için gerekli yükleme plağı kalınlığı (Şekil 5.22), prizma kesitinin en uzak köşesinden prizmaya yükü uygulayacak olan makine kafasının dış kenarına kadar olan mesafenin en az yarısına eşit olmalıdır. Örneğin, 200 mm'lik bir prizma için yükleme plağı kalınlığı 51 mm olmalıdır. Bu plak kalınlığı, Self (1975) ve Hegemier vd., (1977) tarafından prizmada düzgün olmayan şekil değiştirme dağılımlarının meydana gelmesini engellemek için önerilmiştir. Hamid ve Chukwunyenye (1986) yaptıkları çalışmalarında, değişik kesitlerde yanal ve aksenal gerilmelerin durumlarını inceleyerek boşluklu bloklardan örülmüş prizmaların davranışı üzerine yükleme plağının etkilerini araştırmışlardır. Bu çalışma, sadece prizma derzlerinin tüm yüzeyinin harçlanması durumu için yapılmıştır. Şekil 5.23 ve Şekil 5.24'de değişik plak kalınlıkları için prizmada A ve B kesitleri boyunca meydana gelen yanal ve aksenal gerilme dağılımları gösterilmiştir. Bu şekillerden de görüleceği gibi 51 mm'lik plak esneklik ve bu yüzden prizmanın üst kısmında

büyük yanal çekme gerilmelerine neden olmaktadır. Bu durumda ise prizma erken kırılmaktadır. 102 mm'lik plaklar yeterli rijitliği sağlamakta, böylece prizmanın üst kısmında meydana gelmesi istenmeyen büyük yanal çekme gerilmeleri engellenmiş olmaktadır.



Şekil 5.23 Yükleme plağının boşluklu prizmalarda yanal gerilmeler üzerine etkisi (Hamid vd., 1986).



Şekil 5.24 Yükleme plağının boşluklu prizmalarda aksenal gerilmeler üzerine etkisi (Hamid vd., 1986).

6. BETON BLOKTAN YAPILMIŞ İÇİ BOŞ VE İÇİ DOLDURULMUŞ YIĞMA PRİZMALARIN BASINÇ DAYANIMLARI

6.1 Malzeme Modelleri

6.1.1 Elastisite Modülü ve Poisson Oranı

Boşluklu beton bloklardan yapılmış prizmaların yapılan doğrusal olmayan üç boyutlu sonlu eleman analizleri için beton blok ve harç için elastisite modülleri aşağıdaki gibi seçilmiştir (Sahlin, 1971; Sturgeon vd., 1980; Paulay vd., 1992) :

$$E_{bl} = 1000 f_{bl} \quad (6.1)$$

$$E_{mr} = 1000 f_{mr} \quad (6.2)$$

Benzer şekilde boşluklu bloklarla yapılarak daha sonra boşlukları akıcı dolgu betonu ile doldurulan prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman analizlerinin yapılabilmesi için akıcı dolgu betonu elastisite modülü aşağıdaki gibi alınmıştır:

$$E_{gr} = 1000 f_{gr} \quad (6.3)$$

Poisson oranı olarak beton blok, harç ve dolgu betonu için 0,2 alınmıştır.

6.1.2 Elasto-Plastik Modelleme

Beton ve harç artan yükler altında sürekli olarak hasara uğrayan yarı gevrek malzemelerdir (Maher vd., 1982). Bu nedenle, betonun basınç ve çekme altındaki farklı davranışlarını dikkate alan uygun bir akma ve kırılma kriteri seçildiği takdirde betonun doğrusal olmayan davranışının modellenmesinde klasik plastisite teorisi yaklaşımı kullanılabilir. Drucker-Prager kırılma kriteri çekmede zayıf ve hacimsel olarak plastik şekil değiştirme yapabilen sünek malzemelerde kullanılan ve beton gibi granüler malzemeler için uygun olan bir kriterdir (Mahrenholtz vd., 1982; Sayed-Ahmed vd., 1996). İki parametrelili bir kriter olan Drucker-Prager kırılma kriteri kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerlerinin tanımlanmasına gerek duymaktadır. İçsel sürtünme açısı olarak Chen (1982) de, 20° - 56.6° arasında alınmıştır. Oller vd., 1990 çalışmasında Mohr-Coulomb kırılma kriterinde beton için 25° - 35° arasının geçerli bölge olduğunu ve yaklaşık 30° alındığını belirtmiştir. Karakoç vd., (1997) çalışmasında 32° seçilmiştir. Ersoy (1987), Cowan ve Zia tarafından beton için geliştirilmiş Mohr hipotezinin değiştirilmiş biçimi olan kırılma kriterinde 37° nin kırılma zarfını belirleyen üst değer olduğunu belirtmiştir. Bu çalışmada 33.50° değeri seçilmiştir. Chen 1982'de, değiştirilmiş

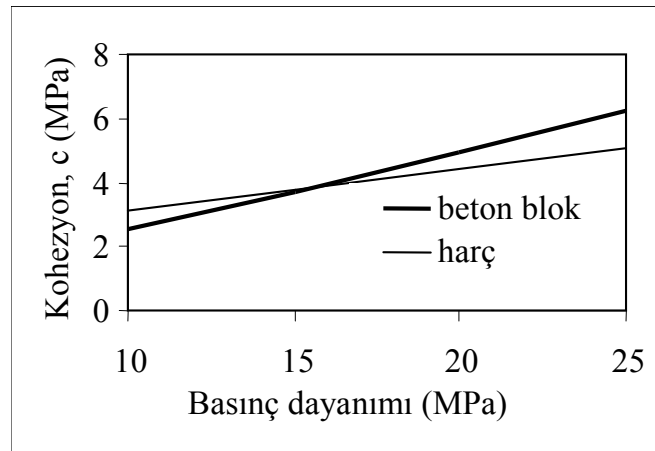
Mohr-Coulomb kırılma kriteri için, Johansen, 1958 ve Richart vd. 1928 ait test sonuçlarına göre içsel sürtünme açısının yaklaşık olarak 37^0 alınması halinde, kohezyonun $f'_c/4$ olarak alınabileceğini belirtmiştir. Bu çalışmada deneysel sonuçlar ile uyum içinde olan doğrusal olmayan sonlu eleman analiz sonuçları temel alınarak beton bloğun kohezyonu için

$$c_{bl} = \frac{f_{bl}}{4} \quad (6.4)$$

bağıntısı önerilmiştir (Yıldırım, H. 2002, Köksal vd. 2003, 2005 Köksal vd. 2004). Benzer şekilde deneysel verilere (Khalaf vd., 1994; Ramamurthy vd., 2000) dayanılarak yapılan kalibrasyonlar sonucunda harç ve dolgu betonu için kohezyon ve içsel sürtünme açısı parametrelerine ait aşağıdaki bağıntılar önerilmiştir (Yıldırım, H. 2002, Köksal vd. 2003, 2005 Köksal vd. 2004).

$$c_{mr} = 0,129f_{mr} + 1,85 \quad (6.5)$$

$$\phi_{mr} = 1,519f_{mr} \quad (6.6)$$



Şekil 6.1 Beton blok ve harç için önerilen kohezyon değerleri.

Harç karışımındaki maksimum agrega boyutunun betonunkinden daha küçük ve su miktarının ise daha fazla olması (6.5) bağıntısı ve (6.6) bağıntısında önerilen değerlerin, betonun kohezyon ve içsel sürtünme açısından daha küçük olmasına neden olacağı açıktır (Şekil 6.1). Sadece basınç dayanım değerlerinin 15 MPa'ın altında kaldığı durumlarda harcın kohezyon değeri betonunkini aşmaktadır (Yıldırım, H. 2002, Köksal vd. 2003, 2005).

6.1.3 İzotropik Hasar Modeli

Bünyesinde bulunan mikro çatlakların artan yükler altında büyümeleri ile gittikçe büyüyen malzeme hasar oranlarını göz önüne alan hasar modeli beton ve harç gibi yarı gevrek

malzemelerin davranışlarının modellenmesi için son derece gerçekçi bir yaklaşımdır. Hasar mekaniğinde artan hasar oranları bir hasar değişkeni tanımlanarak göz önüne alınmaktadır. Hasar değişkeni uygun bir bünyesel bağıntı kullanılarak gerilme veya şekil değiştirmeler ile ilişkilendirilmektedir (Kachanov, 1986; Resende, 1987). Doğrusal olmayan davranışta izotropik hasar modeli tek bir değişken olan d 'ye bağlı olarak aşağıdaki bağıntı ile ifade edilmiştir (Oliver vd., 1990):

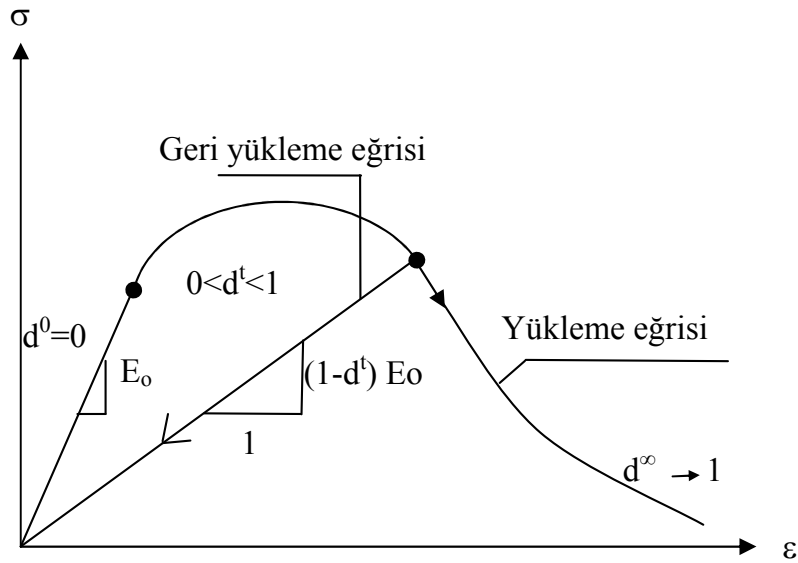
$$\sigma = (1-d) D_0 : \varepsilon \quad (6.7)$$

Bu bağıntıda σ gerilme tansörünü, ε şekil değiştirme tansörünü, d ($0 \leq d \leq 1$) hasar değişkenini, D_0 ise hasar görmemiş kısma ait bünye tansörünü göstermektedir. Oliver vd., (1990), tarafından beton için önerilen izotropik hasar modeline ait gerilme-şekil değiştirme eğrisi Şekil 6.2'de gösterilmiştir. Beton için önerilen izotropik hasar modelinde üç parametrenin tanımlanması gerekmektedir. Bunlar sırasıyla hasar eşiği, malzeme hasar parametresi ve ilk hasara neden olan çekme gerilmelerinin basınç gerilmelerine oranı olarak tanımlanan hasar oranıdır. τ^* ile gösterilen hasar eşiği tek eksenli çekme deneyi sonuçlarından saptanabilir.

Bu değer yaklaşık olarak

$$\tau^* = \frac{f_t}{\sqrt{E_0}} \quad (6.8)$$

alınabilir.



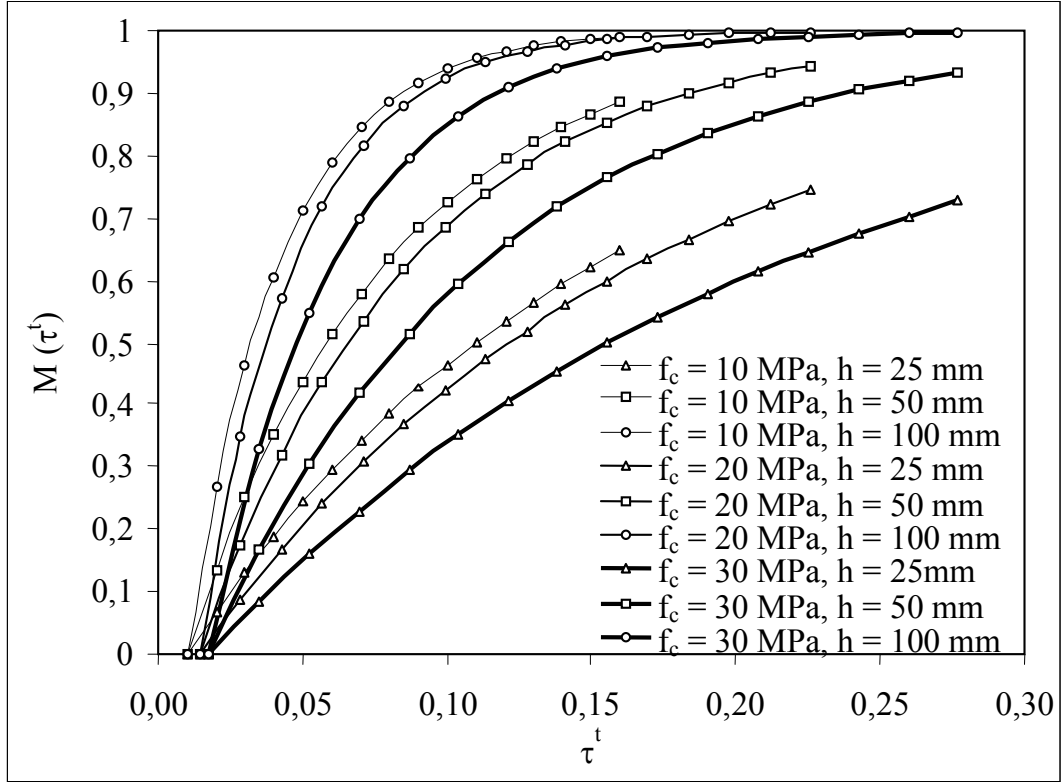
Şekil 6.2 İzotropik hasar fonksiyonuna ait gerilme-şekil değiştirme eğrisi (Oliver vd.,1990).

Malzeme hasar parametresi ise skaler ve monotonik olarak artan bir $M(\tau)$ fonksiyonu kullanılarak hesaplanabilir. Bu fonksiyondan elde edilen değerler 0 ile 1 arasındadır. İlk değer hasarın bulunmadığı durumu gösterirken ikinci değer ise malzemenin taşıma gücünü yitirdiği

tümüyle hasara uğradığı noktayı göstermektedir. Oliver vd., (1990) hasar fonksiyonu olarak

$$M(\tau^t) = 1 - \frac{\tau^*}{\tau^t} \exp\left\{A\left(1 - \frac{\tau^t}{\tau^*}\right)\right\}; 0 < \tau^* \leq \tau^t \quad (6.9)$$

ifadesini önermişlerdir. τ^t ($\tau^t \geq \tau_o = \tau^*$) ise ilgili yük artımındaki hasar eşliğini tanımlamaktadır. Hasar fonksiyonunun beton dayanımı ve sonlu eleman ağ boyutu ile nasıl değiştiği Şekil 6.3'de gösterilmiştir. Hasar fonksiyonunda karakteristik sonlu eleman ağ boyutuna göre meydana gelen değişimin beton dayanımına göre meydana gelen değişimden daha hızlı olduğu görülmüştür.



Şekil 6.3 Değişik beton dayanımları ve karakteristik sonlu eleman ağ boyutları için izotropik hasar fonksiyonunun değişimi.

(6.9) bağıntısında A parametresi sonlu eleman ağında kullanılan en büyük boyuta bağlı olarak

$$A = \left(\frac{G_f E_o}{h f_t^2} - \frac{1}{2} \right)^{-1} \geq 0 \quad (6.10)$$

Oliver vd., (1990) tarafından önerilmiştir. Burada h karakteristik sonlu eleman boyutunu gösterirken sonlu eleman alanının karekökü alınarak belirlenir. Phillips ve Binsheng (1993) tarafından kırılma enerjisi G_f için önerilen

$$G_f = 30,5 + 6,64f_t^2 \quad (6.11)$$

değeri ve $E_0 = 1000f_c = 10000f_t$ elastik modülü (6.10) bağıntısında yerine konularak A için aşağıdaki bağıntı elde edilebilir:

$$A = \left(\frac{371,4}{h} - \frac{1}{2} \right)^{-1} \quad (6.12)$$

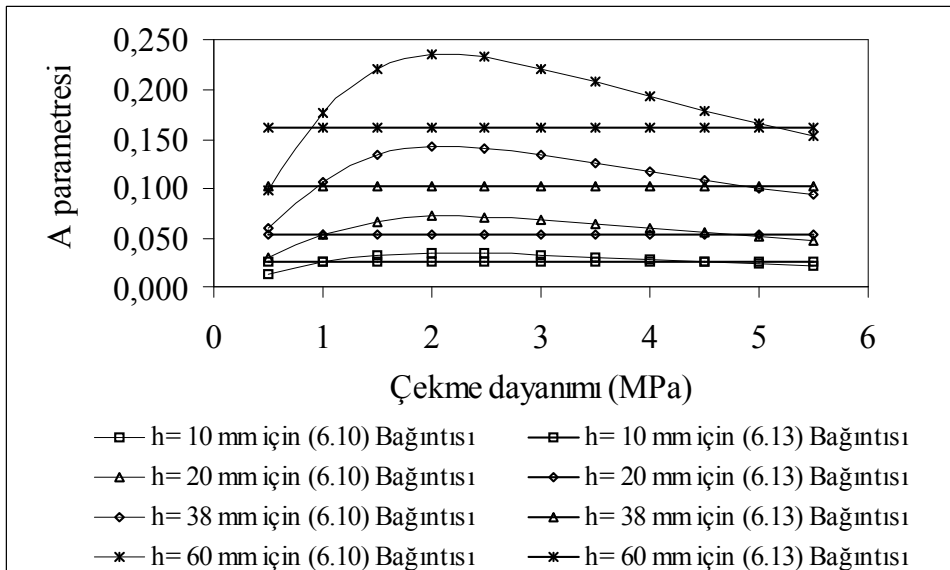
Bu bağıntı elde edilirken beton çekme dayanımının normal dayanımlı betonlar için ortalama 1 MPa değeri kullanılmıştır. Sonlu eleman karakteristik boyutunun genellikle 10 ila 100 mm arasında değiştiği dikkate alınır (6.12) bağıntısında 1/2 değeri ihmal edilebilir.

$$A = \frac{h}{371,4} \quad (6.13)$$

h karakteristik boyutu olarak Bazant ve Oh (1983) ve Creazza vd., (2002) tarafından önerilen

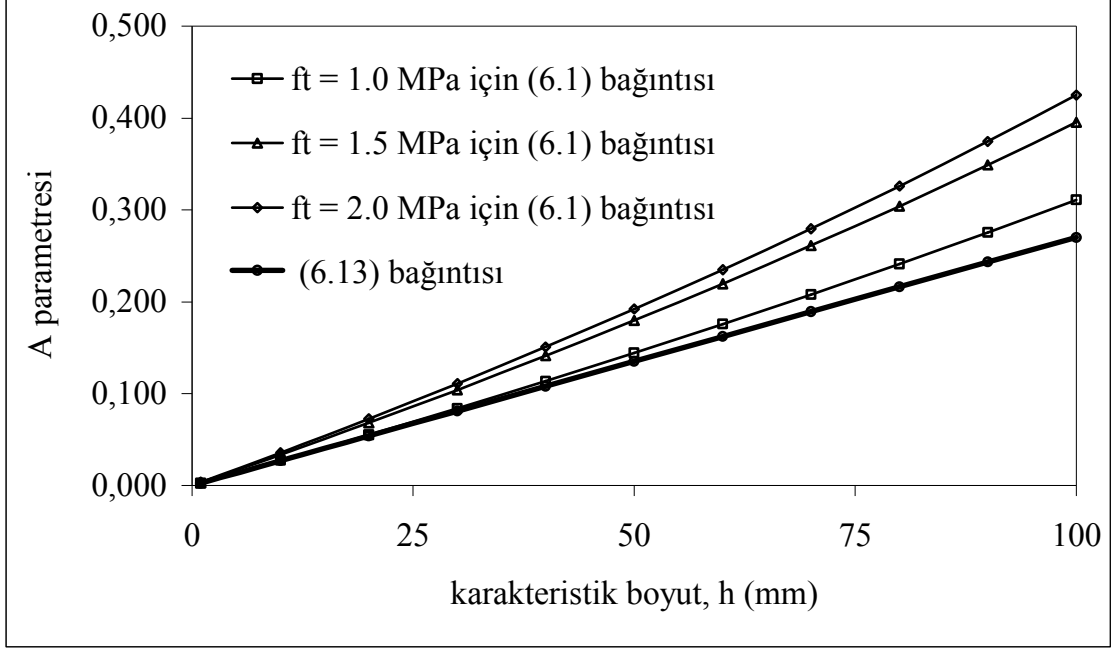
$$h = \sqrt[3]{h_x h_y h_z} \quad (6.14)$$

boyut üç boyutlu sonlu eleman analizlerinde kullanılmış ve prizma numunelerinde beton bloklar için bu değer 38 mm olarak alınmıştır. Karakteristik h boyutunun 10 mm ile 100 mm arasında değişmesi durumunda çekme dayanımı ile A malzeme parametresinin nasıl değiştiği (6.10) ve (6.13) bağıntıları bakımından karşılaştırılmış ve Şekil 6.4'de gösterilmiştir. (6.10) bağıntısından elde edilen A malzeme parametresinin çekme dayanımına bağlı olarak bir minimum değerden başladığı $f_t = 2$ MPa civarında maksimum bir değere ulaştığı ve tekrar çekme dayanımı artmasına rağmen minimum bir değere düştüğü görülmüştür. (6.13) bağıntısından elde edilen değerlerin ise çekme dayanımından bağımsız olarak kullanılan karakteristik sonlu eleman ağ boyutuna göre arttığı görülmüştür.



Şekil 6.4 (6.10) ve (6.13) bağıntılarında önerilen malzeme hasar parametresi değerlerinin karşılaştırılması.

Karakteristik sonlu eleman ağ boyutu h ile izotropik hasar modeline ait A malzeme hasar parametresinin (6.10) ve (6.13) bağıntıları bakımından değişimleri Şekil 6.5’de gösterilmiştir. (6.13) bağıntısından elde edilen A malzeme hasar parametresi değerlerinin (6.10) bağıntısından elde edilen değerlerden her zaman için küçük kaldığı görülmüştür.



Şekil 6.5 (6.10) ve (6.13) bağıntılarında önerilen malzeme hasar parametresi değerlerinin h karakteristik sonlu eleman ağ boyutu ile değişimi.

6.2 Prizmaların Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analizi

Beton ve harcın malzeme parametreleri sağlanarak genel amaçlı sonlu eleman programı olan LUSAS'ta (2001) deneysel sonuçları bilinen prizmaların üç boyutlu sonlu eleman analizleri yapılmıştır (Şekil 6.6). Analizlerde simetriden yararlanılarak prizmaların sadece dörtte birlik kısmı modellenmiştir. Khalaf vd., (1994) ve Ramamurthy vd., (2000) tarafından verilen boşluklu prizmalara ait deneysel sonuçlar ile gerçekleştirilen sonlu eleman analizlerinden elde edilen değerler Çizelge 6.1 ve Çizelge 6.2’de karşılaştırılmalı olarak gösterilmiştir.

Ramamurthy vd., (2000) tarafından yapılan deneysel çalışmalar sonucunda prizmaların basınç dayanımını hesaplamak için aşağıdaki bağıntı önerilmiştir.

$$f'_m = -1,56 + 0,296f_{bl} + 0,524f_{mr} + 4,149r \quad (6.15)$$

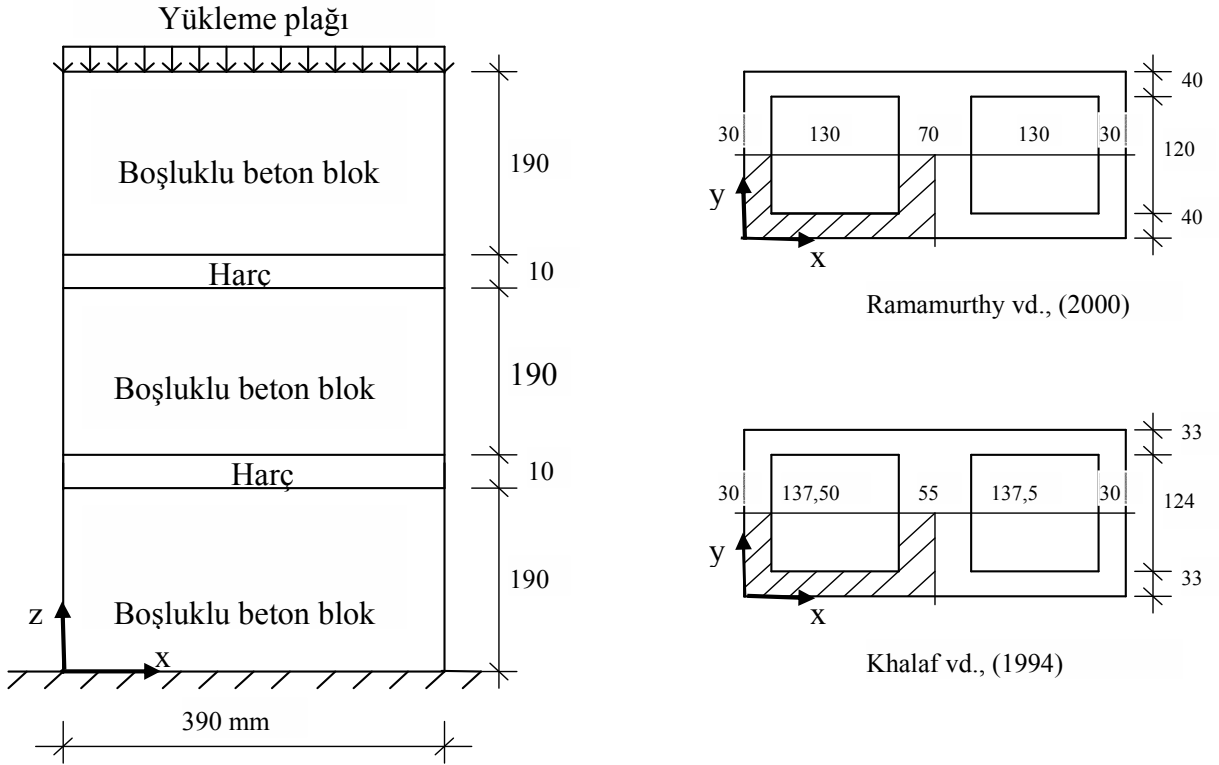
burada r , beton blokların orta kabuklarının tam çakışması durumunda bir alınacak diğer durumlarda ise sıfır olarak alınacaktır.

Khalaf vd., (1994) tarafından yapılan deneysel çalışmalar sonucunda boşluklu ve boşlukları

betonla doldurulmuş prizmaların basınç dayanımını hesaplamak için aşağıdaki bağıntı önerilmiştir.

$$f'_m = 0,30f_{bl} + 0,20f_{mr} + 0,25f_c + 1,3 \quad (6.16)$$

Burada; f'_m = prizmanın basınç dayanımını, f_{bl} = blok basınç dayanımını, f_{mr} = harç dayanımını ve f_c = dolgu betonu silindir dayanımını göstermektedir.



Şekil 6.6 Eksenel basınç altındaki beton prizmalar ve geometrik özellikleri.

Yukarıda sözü edilen deneysel sonuçları bilinen prizmaların doğrusal olmayan üç boyutlu analizleri, LUSAS programında hem Drucker-Prager kırılma kriteri hem de izotropik hasar modeli kullanılarak yapılmıştır. Elasto-plastik analizde prizmaların büyük oranlarda şekil değiştirdikleri gözlenirken hasar modeli uygulamasında çok daha küçük şekil değiştirmeler meydana geldiği gözlemlenmiştir (Şekil 6.7a ve Şekil 6.7b). Aynı özelliklere sahip Khalaf prizmasının üstteki harç bölgesinden alınan ara kesitte elasto-plastik ve izotropik hasar analizine göre yer değiştirmeler karşılaştırıldığında elasto-plastik analizden elde edilen yer değiştirmelerin daha büyük olduğu görülmüştür (Şekil 6.8a ve Şekil 6.8b).

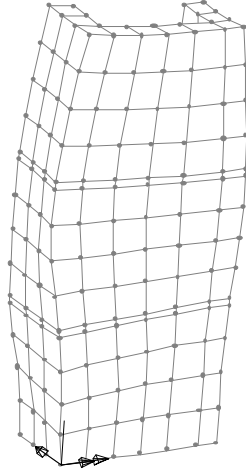
İzotropik hasar modeline göre yapılan analizlerin sonuçları elasto-plastik analiz sonuçları ile karşılaştırıldığında özellikle boşluklu prizmalardan elde edilen ortalama basınç dayanımı değerlerinin ortalama %20 oranında daha az olduğu görülmüştür (Çizelge 6.1 ve Çizelge 6.2).

Çizelge 6.1 Deneylemi Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçları.

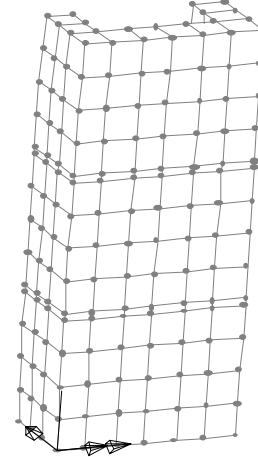
$f_{bl}=19,44$ MPa; $E_0= 19440$ MPa; $c_{bl}= 4,86$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Numune No	f_{mr}	c_{mr}	ϕ_{mr}	(6.17) Bağ.	Denev Sonuçları (1)	Sonlu Eleman Sonuçları (Drucker-Prager) (2)	Oran (1)/(2)	Sonlu Eleman Sonuçları (İzotropik Hasar)
	MPa	MPa		MPa	MPa	MPa		MPa
Kha.1	7,36	2,80	11,18	17,71	17,80	17,92	0,993	14,20
Kha.2	12,32	3,44	18,71	18,52	17,40	18,80	0,926	14,89
Kha.3	21,20	4,58	32,20	19,37	21,40	19,58	1,093	16,24

Çizelge 6.2 Deneylemi Ramamurthy vd., (2000) tarafından yapılmış prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçları.

$f_{bl}=19,75$ MPa; $E_0= 19750$ MPa; $c_{bl}= 4,93$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Numune No	f_{mr}	c_{mr}	ϕ_{mr}	(6.17) Bağ.	Denev Sonuçları (1)	Sonlu Eleman Sonuçları (Drucker-Prager) (2)	Oran (1)/(2)	Sonlu Eleman Sonuçları (İzotropik Hasar)
	MPa	MPa		MPa	MPa	MPa		MPa
Ram.1	15,60	3,86	23,70	19,12	19,49	19,05	1,023	16,27
Ram.2	12,15	3,42	18,45	18,73	18,41	18,67	0,986	15,42
Ram.3	5,00	2,50	7,60	17,34	14,42	17,51	0,824	14,31
Ram.4	4,27	2,40	6,49	17,09	14,11	17,44	0,809	15,18
$f_{bl}=17,56$ MPa; $E_0= 17560$ MPa; $c_{bl}= 4,39$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Ram.5	15,60	3,86	23,70	17,48	17,36	17,01	1,021	14,67
Ram.6	12,15	3,42	18,45	17,09	16,90	16,71	1,011	13,89
Ram.7	5,00	2,50	7,60	15,70	14,39	15,64	0,920	12,77
Ram.8	4,27	2,40	6,49	15,45	13,31	15,51	0,858	12,70
$f_{bl}=13,48$ MPa; $E_0= 13480$ MPa; $c_{bl}= 3,37$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Ram.9	12,15	3,42	18,45	14,03	13,48	12,97	1,039	11,24
Ram.10	5,00	2,50	7,60	12,64	11,21	12,26	0,914	9,94
Ram.11	4,27	2,40	6,49	12,39	11,00	12,12	0,908	9,87
$f_{bl}=10,93$ MPa; $E_0= 10930$ MPa; $c_{bl}= 2,73$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Ram.12	5,00	2,50	7,60	10,73	11,14	10,08	1,105	8,14
Ram.13	4,27	2,40	6,49	10,48	10,86	9,99	1,087	8,01
$f_{bl}=6,74$ MPa; $E_0= 6740$ MPa; $c_{bl}= 1,69$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$								
Ram.14	4,27	2,40	6,49	7,33	6,43	6,49	0,991	5,27

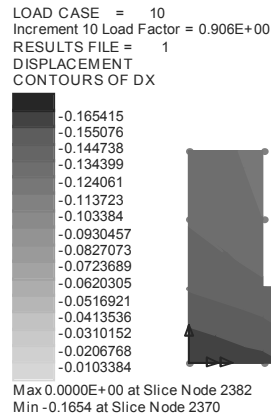


(a) Elasto-Plastik model.

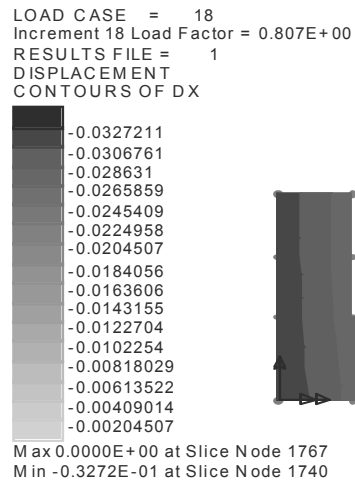


(b) İzotropik hasar modeli.

Şekil 6.7 Göçmeye yakın durumda prizmanın şekil değiştirmiş halleri (Kha.1 numunesi için).



(a) Drucker-Prager modeli.



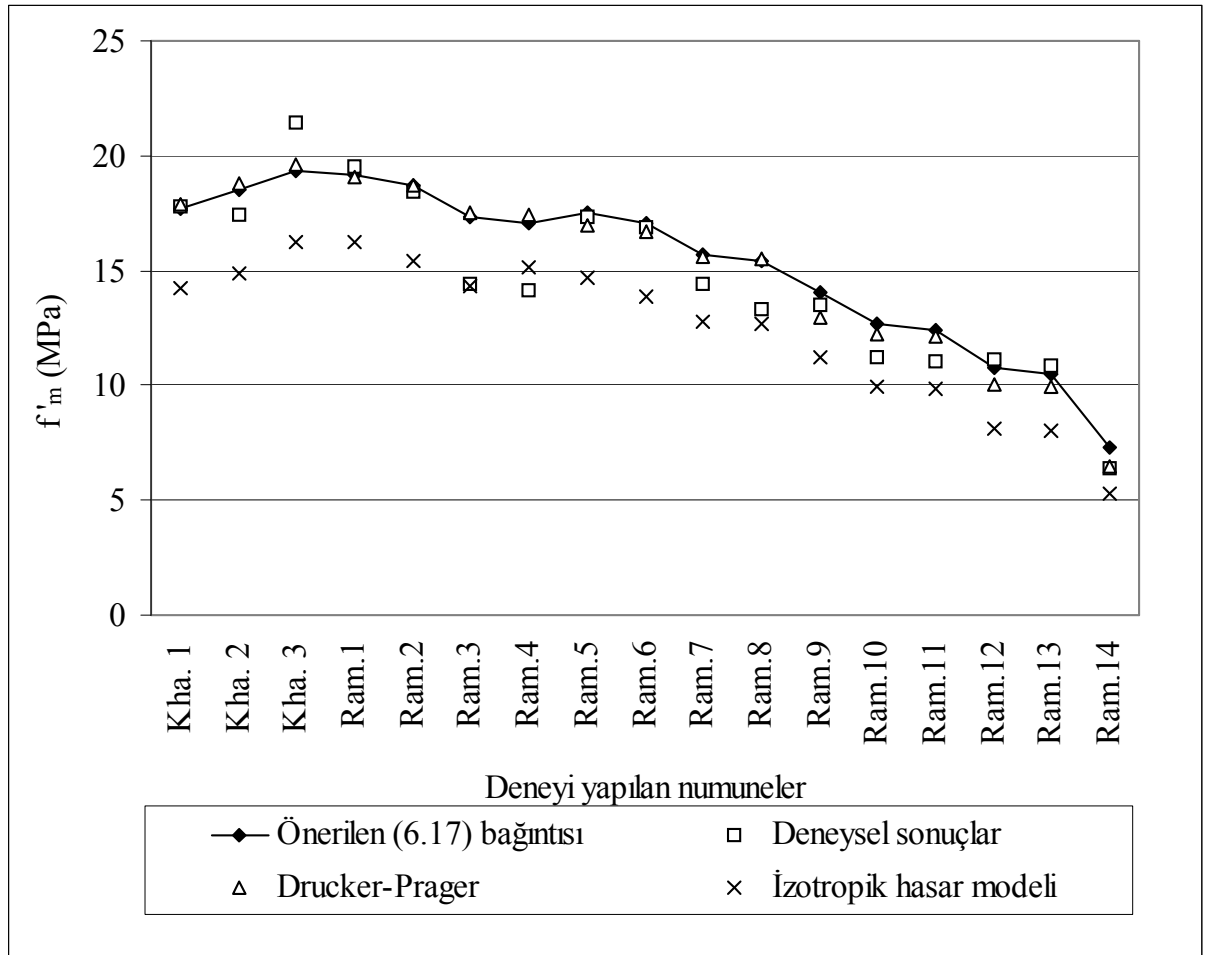
(b) İzotropik hasar modeli.

Şekil 6.8 Eksenel yük altında göçmeye yakın durumda harç kesitinde oluşan yatay yer değiştirmeler (Kha.1 numunesi).

Prizmaların elasto-plastik modele göre yapılan üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analiz sonuçları temel alınarak bindirmesiz örülen yığılma prizmaların basınç dayanımları için aşağıdaki bağıntı türetilerek önerilmiştir (Yıldırım, H., 2002; Köksal vd. 2004; Köksal vd. 2003, 2005):

$$f'_m = 1,57 \ln(f_{mr}) + 0,75 f_{bl} \quad (6.17)$$

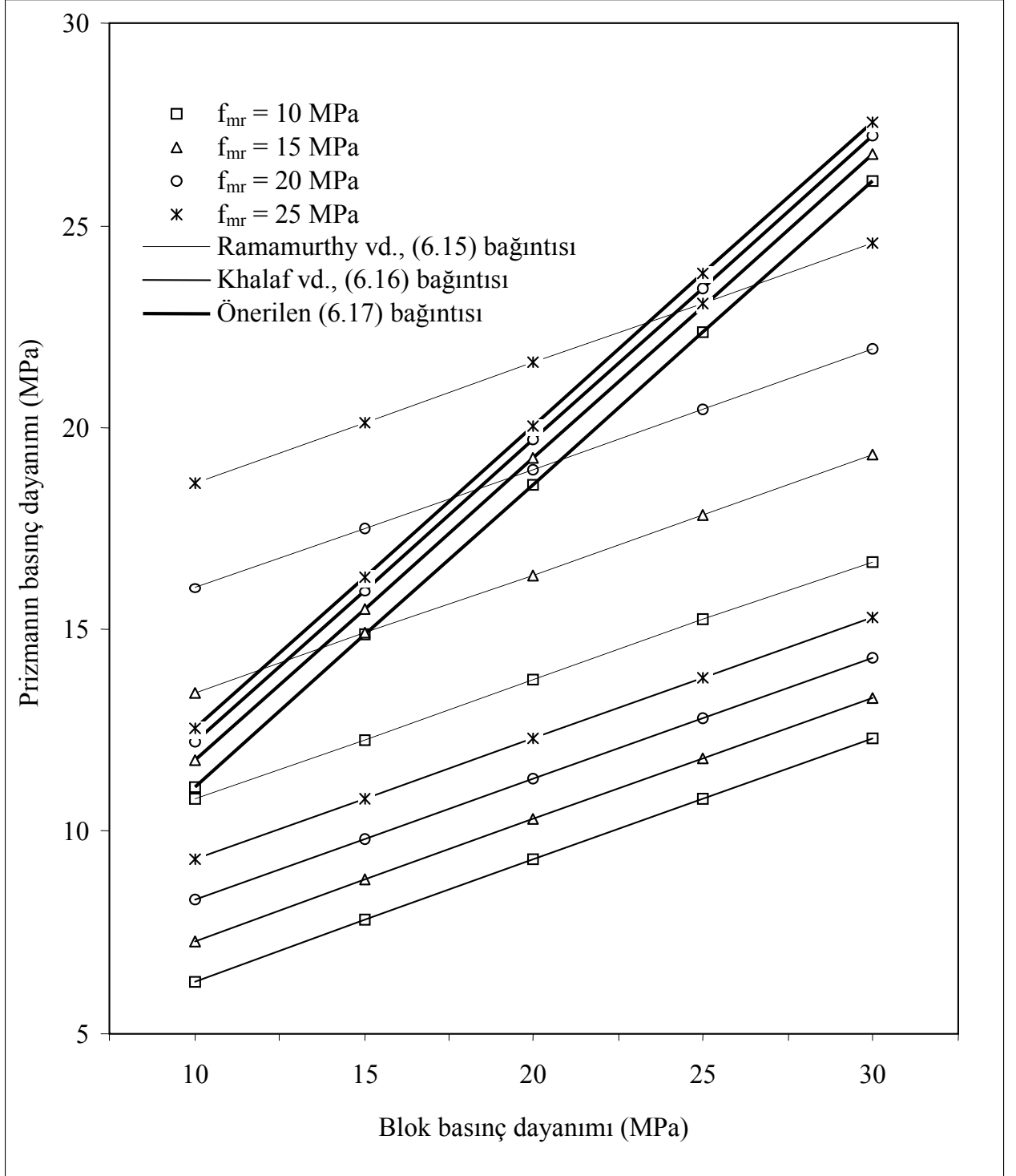
Bu bağıntıya ait regresyon katsayısının karesi $R^2 = 0,99$ olarak bulunmuştur. Önerilen (6.17) bağıntısından elde edilen değerler, Çizelge 6.1 ve Çizelge 6.2'de diğer deneysel sonuçlar ve izotropik hasar modeli verileri ile karşılaştırılmıştır. Şekil 6.9'da ise çizelgelerdeki tüm sonuçlar grafiksel olarak gösterilmiştir.



Şekil 6.9 Değişik araştırmacıların deney sonuçları ile önerilen bağıntının karşılaştırılması (Yıldırım, H., 2002, Köksal vd., 2003).

Khalaf vd., (1994) tarafından önerilen (6.16) bağıntısına göre elde edilen prizma basınç dayanımları, Ramamurthy vd., (2000) tarafından önerilen (6.15) ve bu çalışmada önerilen (6.17) bağıntılarından elde edilen prizma basınç dayanımlarından her zaman için daha küçük oldukları görülmüştür (Şekil 6.10). Ramamurthy vd., (2000) tarafından önerilen (6.15)

bağıntısına göre harç dayanımındaki artışın prizma basınç dayanımının artmasına olan etkisi bu çalışmada önerilen (6.17) bağıntısına göre daha fazla olmaktadır. Ancak blok dayanımı göz önüne alındığında bu çalışmada önerilen (6.17) bağıntısından elde edilen prizma basınç dayanımlarının blok dayanımı arttıkça diğer iki çalışmaya göre daha büyük prizma basınç dayanımları verdiği görülmüştür.



Şekil 6.10 Değişik araştırmacıların deney sonuçları ile önerilen bağıntının sabit harç dayanımı için karşılaştırılması.

Ayrıca deneyleri Drysdale vd., (1979) ve Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış boşlukları dolgu betonu ile doldurulmuş prizmalara ait deney sonuçları ve bunların LUSAS programında hem elasto-plastik hem de izotropik hasar modellerine göre yapılan doğrusal olmayan sonlu eleman analizlerine ait sonuçları Çizelge 6.3 gösterilmiştir.

Çizelge 6.3 DeneYleri Drysdale vd., (1979) ve Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış içi dolu prizmaların deney sonuçları ile doğrusal olmayan sonlu eleman modeli analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

$f_{bl}=19,65$ MPa; $E_0= 19650$ MPa; $c_{bl}= 4,91$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$												
Numune No	Harç			Dolgu			Önerilen (6.18) Bağintısı	Deney Sonuçları	Sonlu Eleman Sonuçları		Oran	Oran
	f_{mr}	c_{mr}	ϕ_{mr}	f_{gr}	c_{gr}	ϕ_{gr}			Drucker-Prager	İzotropik Hasar		
	MPa	MPa		MPa	MPa		(1)	(2)	(3)	(4)	(2)/(1)	(3)/(1)
Drys. 1	5,72	2,59	8,69	14,13	3,67	21,46	12,10	10,41	12,85	9,99	0,86	1,06
Drys. 2	14,20	3,68	21,57	12,34	3,44	18,74	12,74	11,31	10,80	11,49	0,89	0,85
Drys. 3	13,51	3,59	20,52	14,07	3,67	21,37	13,42	12,07	13,40	12,50	0,90	1,00
Drys. 4	18,20	4,20	27,65	14,13	3,67	21,46	13,92	12,07	13,66	12,50	0,87	0,98
Drys. 5	15,79	3,89	23,99	17,24	4,07	26,19	14,85	12,82	15,30	15,05	0,86	1,03
Drys. 6	13,51	3,59	20,52	25,03	5,08	33,50	16,77	13,38	17,04	18,00	0,80	1,06
Drys. 7	13,58	3,60	20,63	37,92	6,74	33,50	19,19	15,17	22,20	23,49	0,79	1,16
$f_{bl}=19,44$ MPa; $E_0= 19440$ MPa; $c_{bl}= 4,86$MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$												
Kha.1	12,32	3,44	18,71	6,88	2,74	10,45	9,12	13,80	13,81	10,68	0,66	0,66
Kha.2	21,12	4,57	32,08	8,00	2,88	12,15	10,84	13,90	13,90	10,40	1,28	0,78
Kha.3	12,32	3,44	18,71	12,56	3,47	19,08	12,62	11,40	14,40	12,40	1,14	0,88
Kha.4	7,36	2,80	11,18	15,52	3,85	23,57	13,04	15,80	13,23	12,93	0,87	0,99
Kha.5	16,16	3,93	24,55	18,80	4,28	28,56	15,39	13,40	16,84	16,06	1,00	0,91
Kha.6	10,80	3,24	16,41	25,60	5,15	33,50	16,55	17,90	19,63	17,38	1,08	0,84
Kha.7	21,12	4,57	32,08	23,04	4,82	33,50	16,99	14,50	19,29	18,35	0,85	0,88
Kha.8	21,44	4,62	32,57	27,20	5,36	33,50	17,98	19,30	20,36	20,24	1,07	0,89

İçi dolu prizmalara ait doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri yapılırken dolgu betonu malzeme parametreleri olan kohezyon ve içsel sürtünme açısı değerleri, harç için kullanılan (6.5) ve (6.6) bağıntıları kullanılarak hesaplanmıştır. Bu bağıntılarla hesap yaparken özellikle içsel sürtünme açısı için 33,5 değerinin aşılması halinde 33,5 değeri üst sınır alınarak analizler yapılmıştır. Prizmaların elasto-plastik ve izotropik hasar modeline göre yapılan üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analiz sonuçları temel alınarak bindirmesiz örülen doldurulmuş yığma prizmaların basınç dayanımı için aşağıdaki bağıntı türetilerek önerilmiştir:

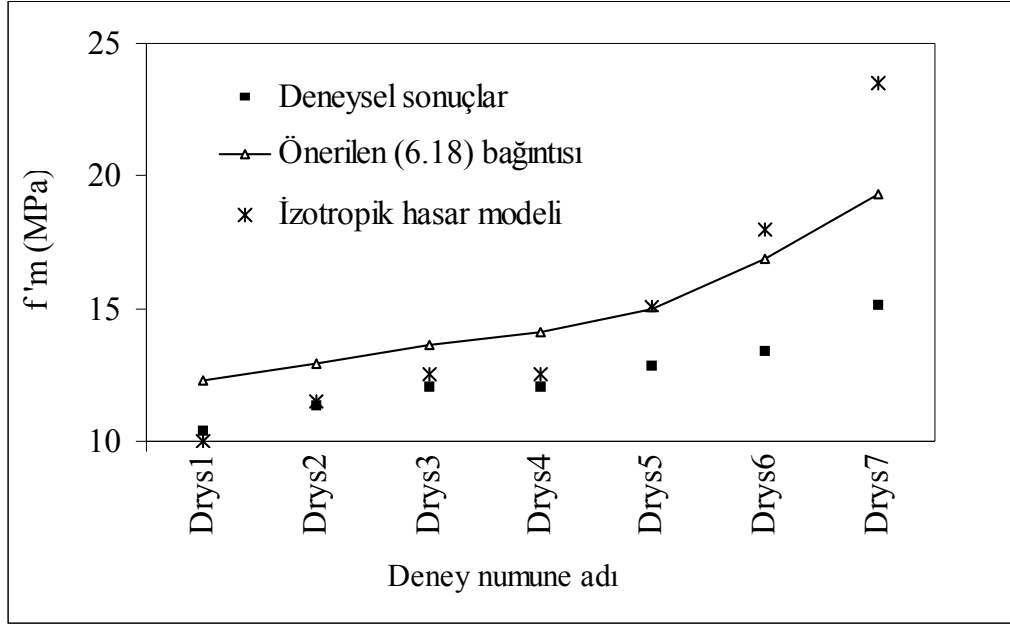
$$f'_m = 1,57 \ln(f_{mr}) + 0,75 f_{bl} + 5,81 \ln\left(\frac{f_{gr}}{f_{bl}^{1,2}}\right) \quad (6.18)$$

Bu bağıntıya ait regresyon katsayısının karesi $R^2 = 0,73$ olarak bulunmuştur. Burada f_{gr} : akıcı dolgu betonunun basınç dayanımını göstermektedir. Önerilen (6.18) bağıntısı ile elde edilen sonuçlar, deneyleri Drysdale vd., (1979) ve Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış doldurulmuş prizmalara ait sonuçlar ile Çizelge 6.3'de karşılaştırılmıştır.

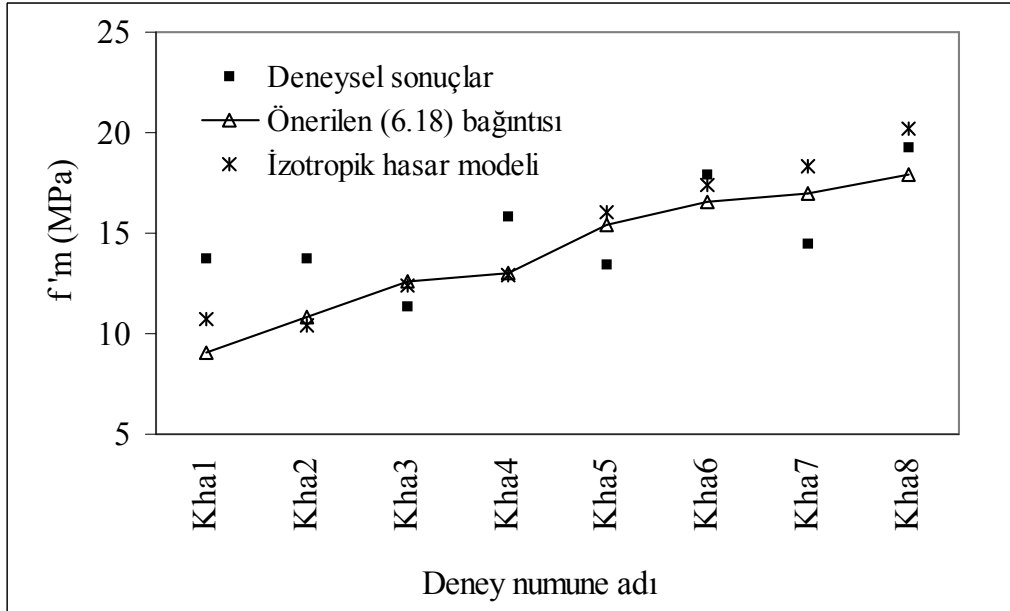
Şekil 6.11a ve Şekil 6.11b'de ise; deney sonuçları ile önerilen bağıntıdan elde edilen sonuçlar ve izotropik hasar modeli sonuçları grafik olarak gösterilmiştir. Drysdale vd., (1979) ve Khalaf., (1996) yaptıkları deneylerde özellikle dolgu dayanımı yüksek bazı prizmaların erken kırıldıklarını belirtmişlerdir. Bu prizmalara ait analiz sonuçları ile deney sonuçları arasında fark olmasına rağmen önerilen bağıntının deney sonuçlarını iyi bir şekilde tahmin ettiği söylenebilir.

Deneyleri Drysdale vd., (1979) ve Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış içi dolu prizmaların izotropik hasar modeline göre yapılan doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri sonucunda yığma prizmanın dış yan yüzünde prizmanın yüksekliği boyunca meydana gelen yatay (σ_x , σ_y) ve düşey (σ_z) gerilmelerin blok ve harç bölgelerinde nasıl değiştikleri Şekil 6.12, Şekil 6.13, Şekil 6.14, Şekil 6.15 Şekil 6.16, ve Şekil 6.17'de gösterilmiştir. Malzeme özellikleri birbirine yakın numunelere ait σ_x ve σ_y yatay gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca yaklaşık olarak birbirlerine paralel bir şekilde oldukları görülmüştür. Yatay ve düşey gerilmelerin prizmaların başlık ve mesnet bölgelerinde maksimum değere ulaştıkları görülmüştür. Orta blok boyunca meydana gelen σ_x yatay gerilmelerinin hep çekme gerilmesi olduğu görülmüştür. Khalaf 2, Khalaf 7 ve Khalaf 8 numuneleri harç ve dolgu betonu dayanımları en yüksek olan prizmalardır ve bu prizmalarda diğer prizmalardan farklı olarak

harç bölgelerinde genellikle basınç olan yatay gerilmelerin çekme gerilmelerine dönüştükleri görülmüştür. Khalaf ve Drysdale numunelerinde σ_z düşey gerilmelerinin birinci bloğun ortasından üçüncü bloğun ortasına kadar olan bölgede fazla değişmeden ortalama olarak sabit bir değerde kaldıkları ancak mesnet ve başlık bölgelerinde daha fazla değiştikleri görülmüştür (Şekil 6.14 ve Şekil 6.17).

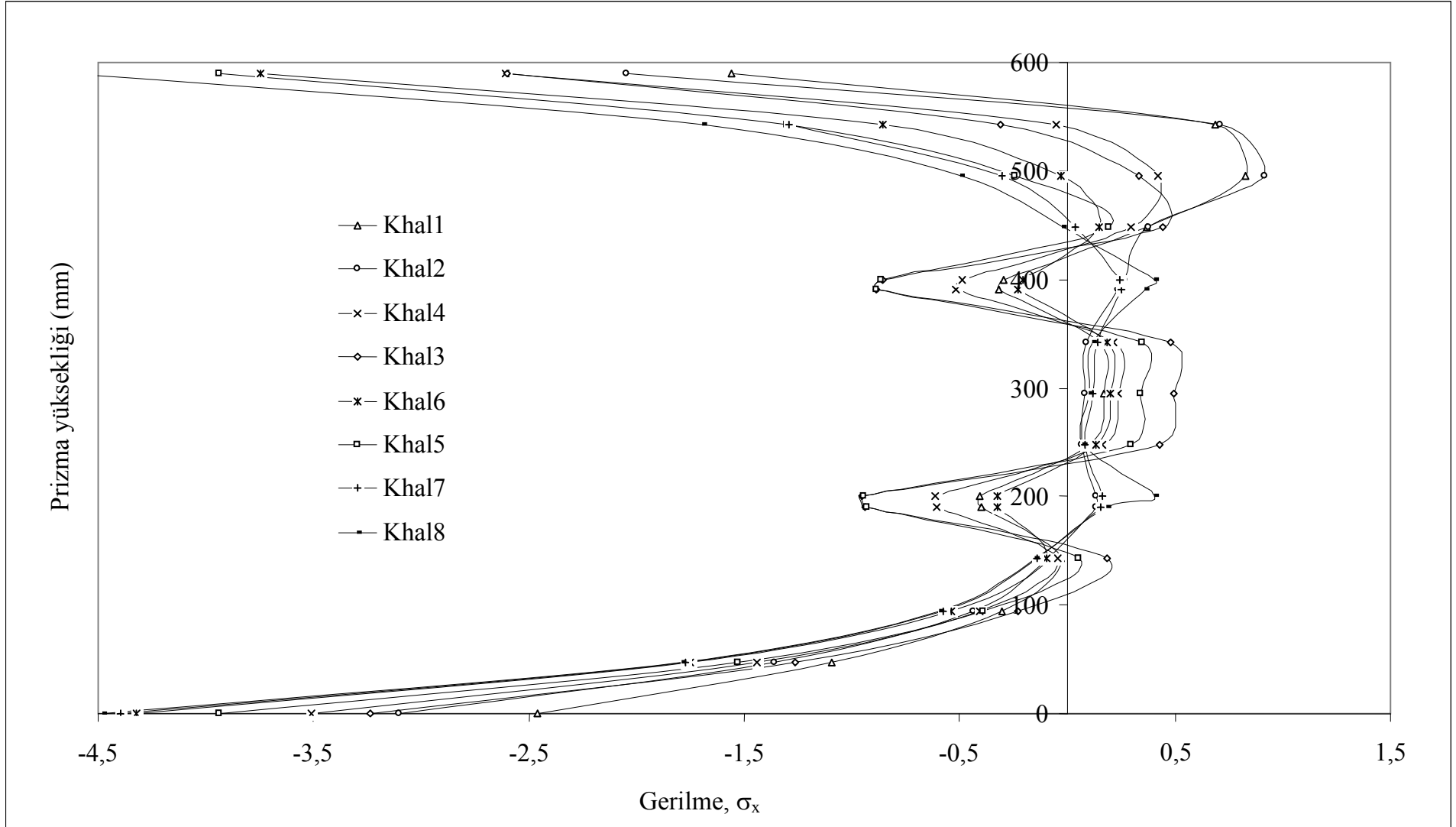


(a)

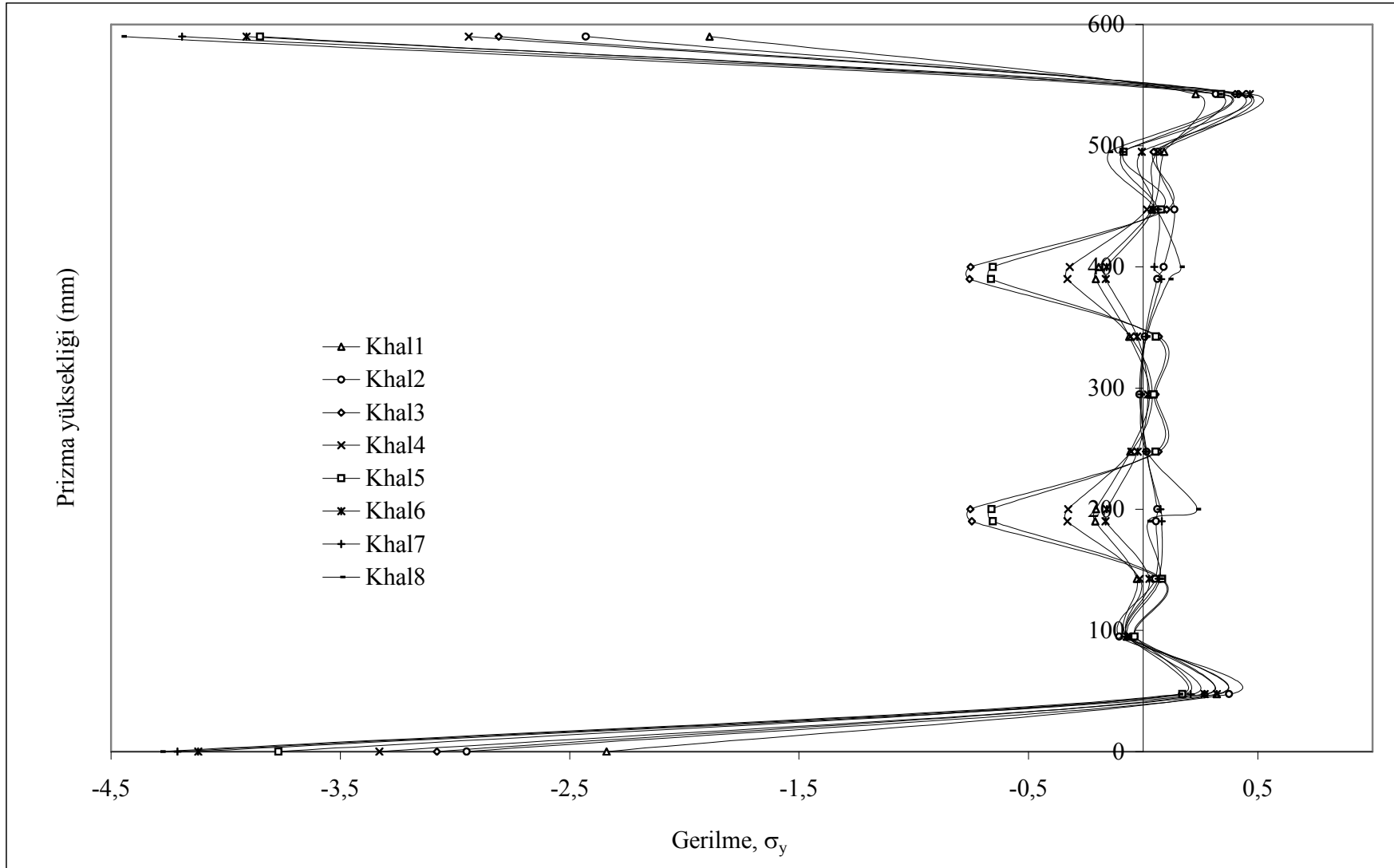


(b)

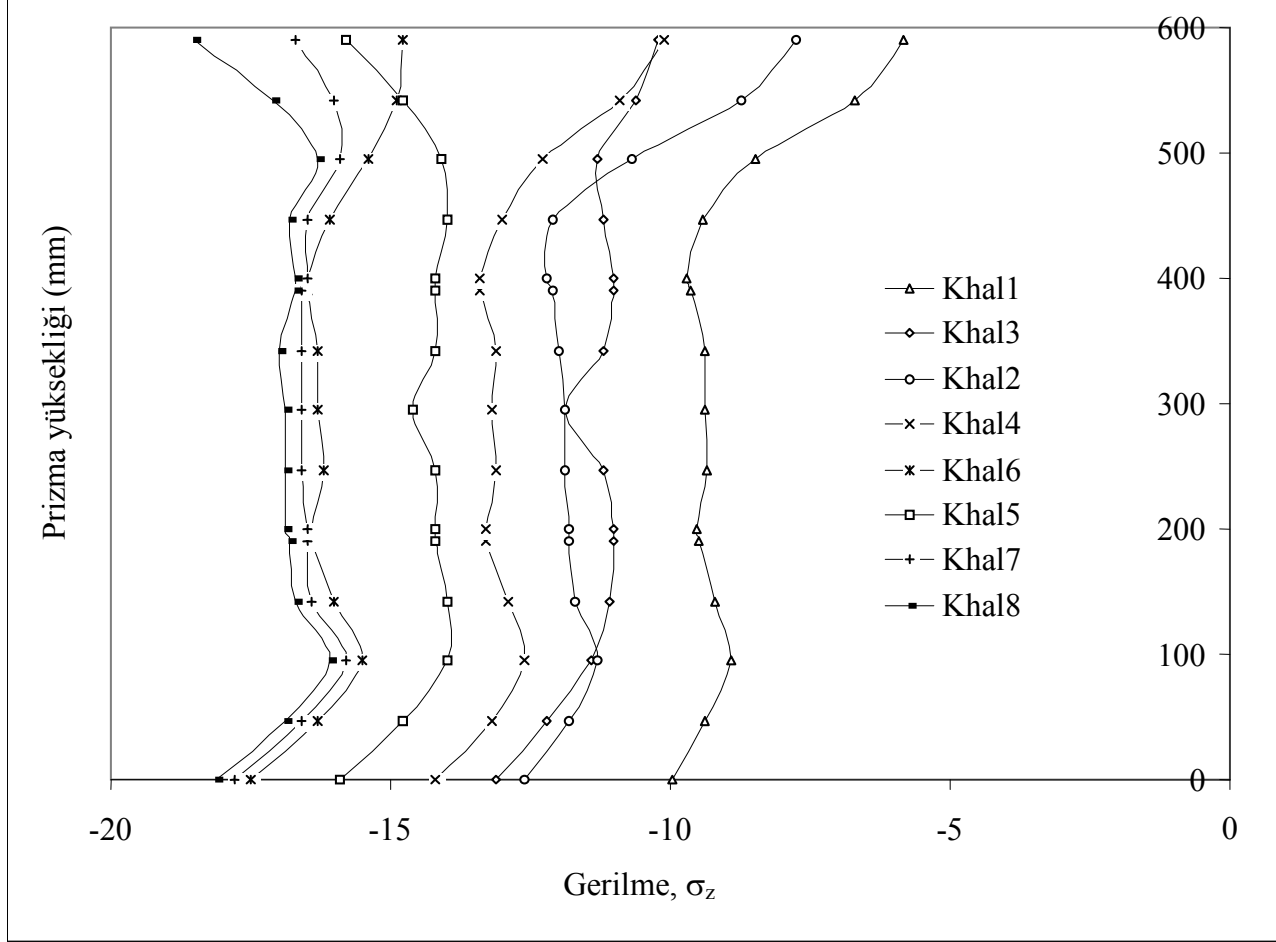
Şekil 6.11 Deneyleri (a) Drysdale vd., (1979), (b) Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış dolgulu prizmaların basınç dayanımlarının (6.18) bağıntısı ile karşılaştırılması.



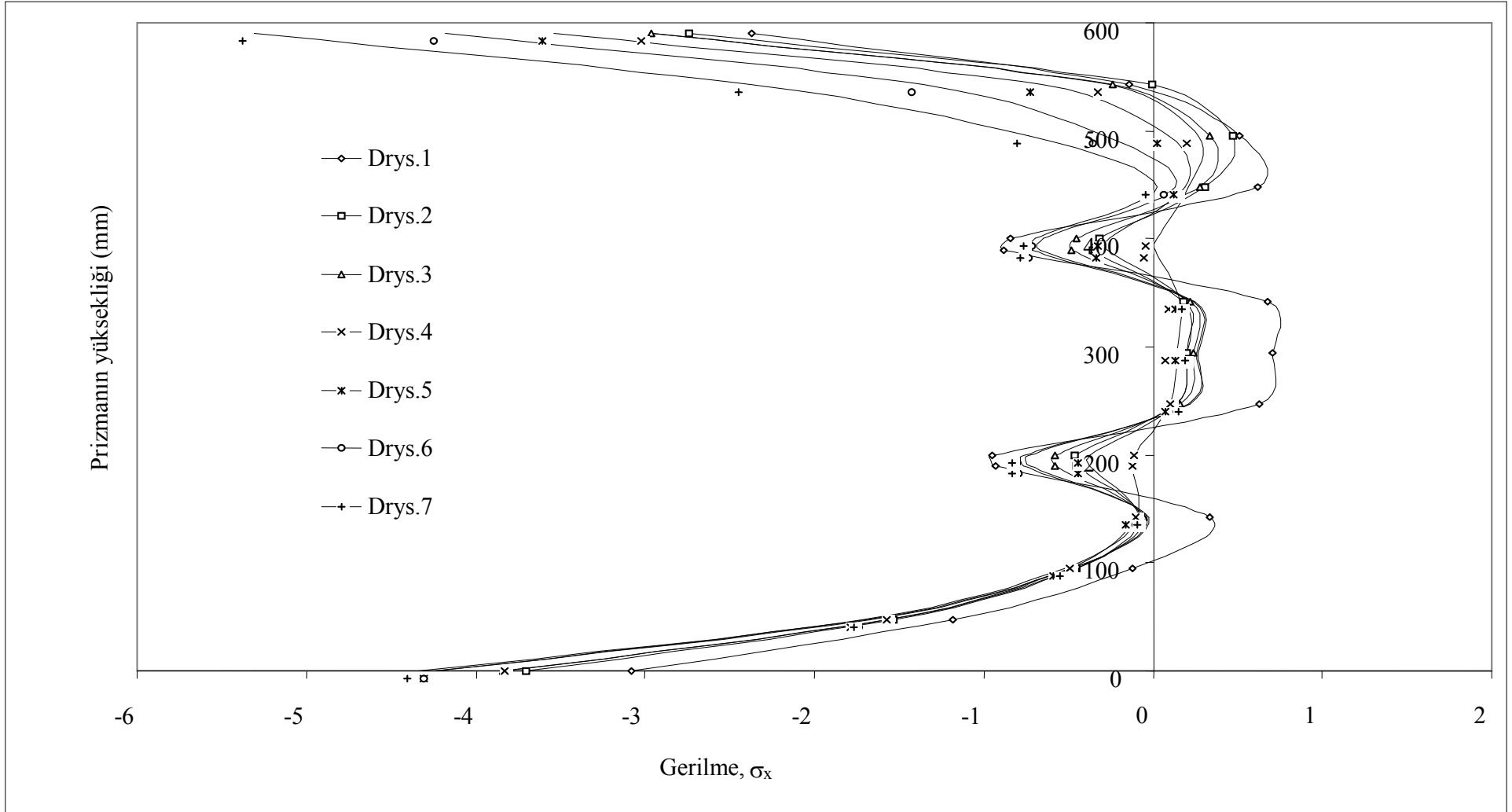
Şekil 6.12 Deneyleri Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.



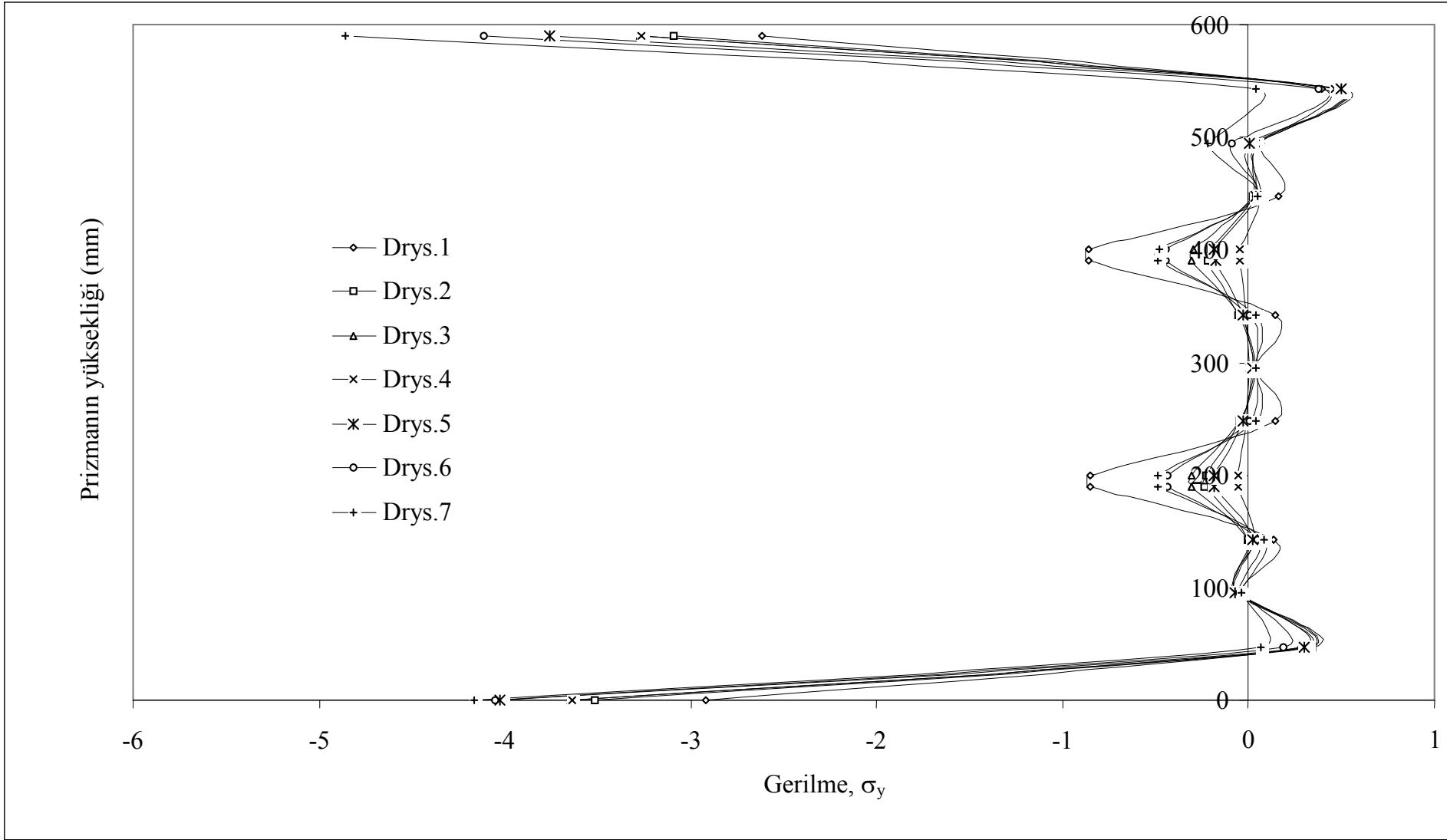
Şekil 6.13 Deneyleri Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_y) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.



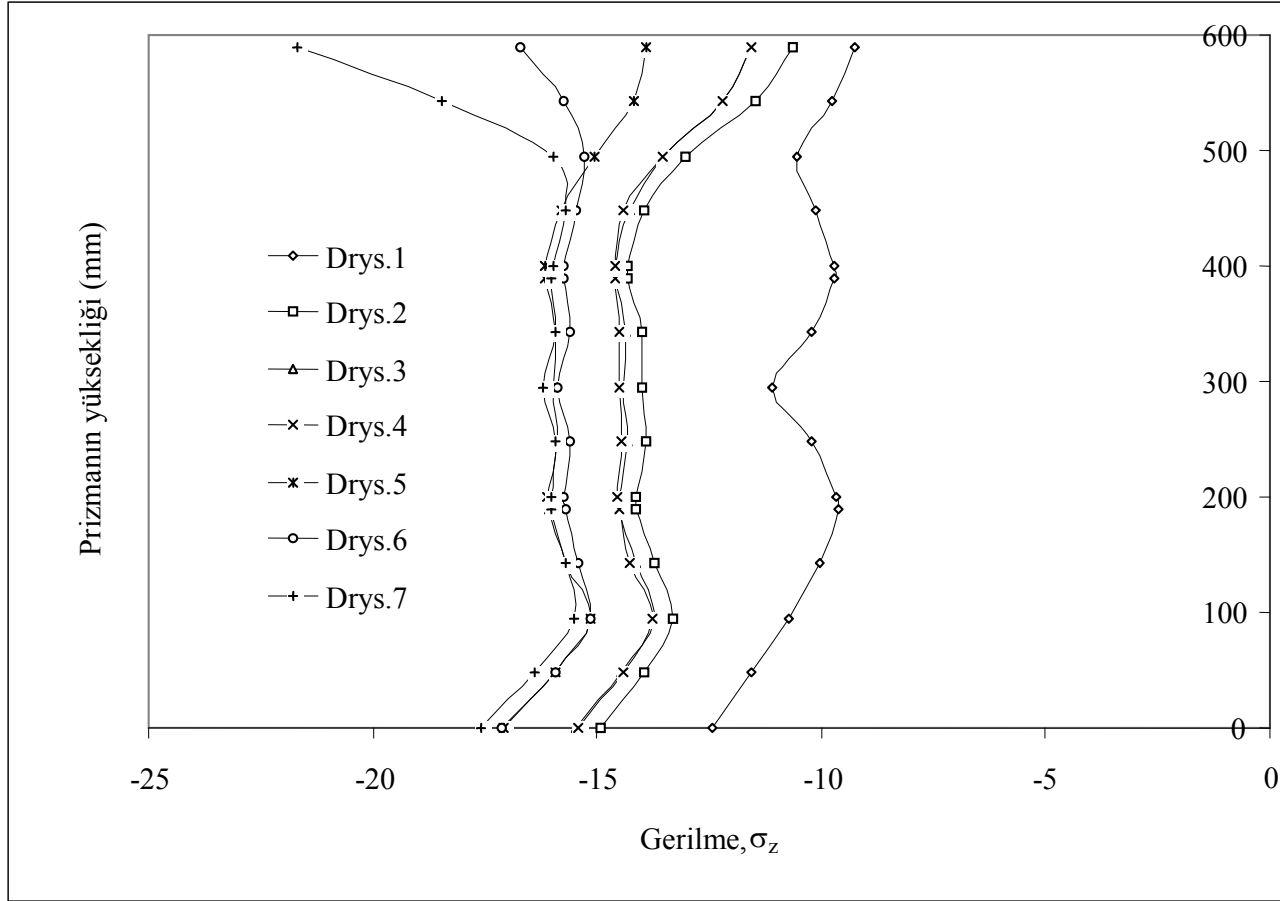
Şekil 6.14 Deneşleri Khalaf vd., (1994) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki düşey (σ_z) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.



Şekil 6.15 Deneyle Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.

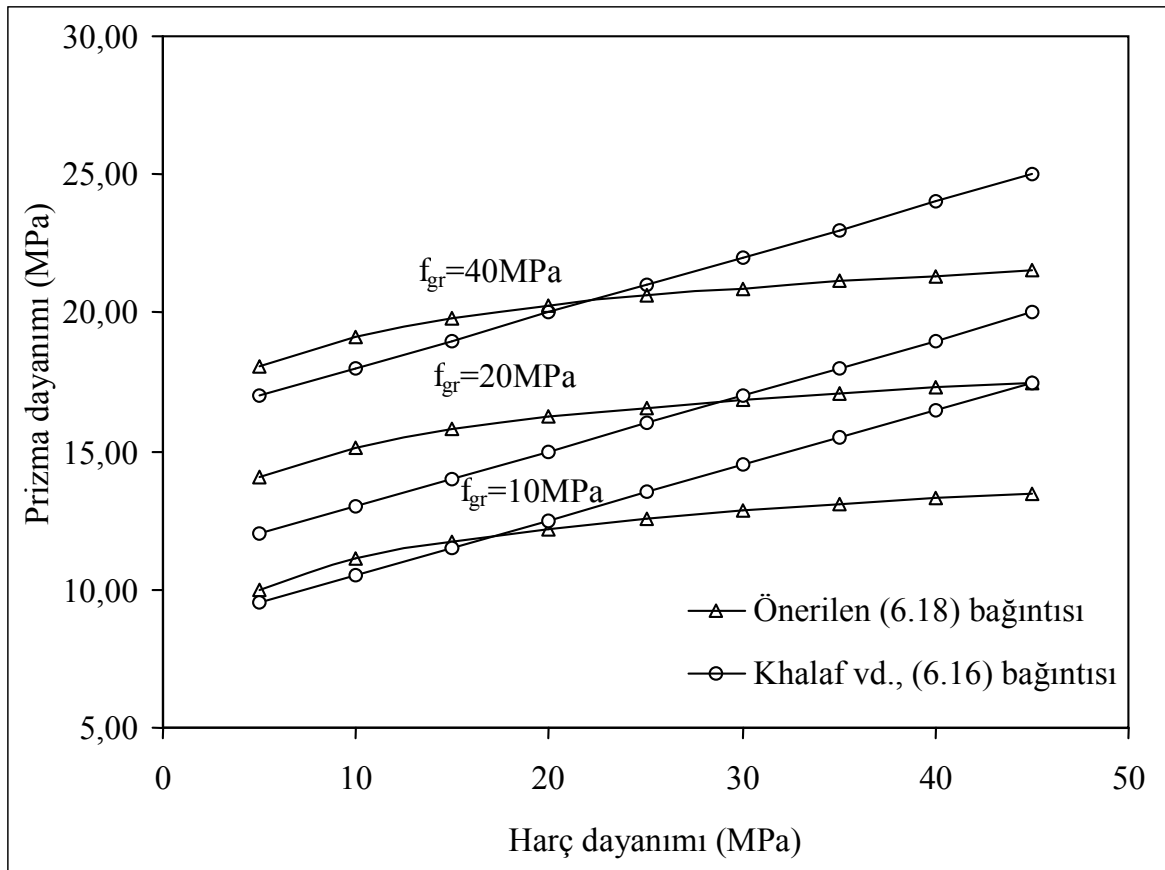


Şekil 6.16 DeneYeri Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan yüzündeki yatay (σ_y) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.



Şekil 6.17 Deneyleri Drysdale vd., (1979) tarafından yapılmış prizmanın dış yan düşey (σ_z) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimleri.

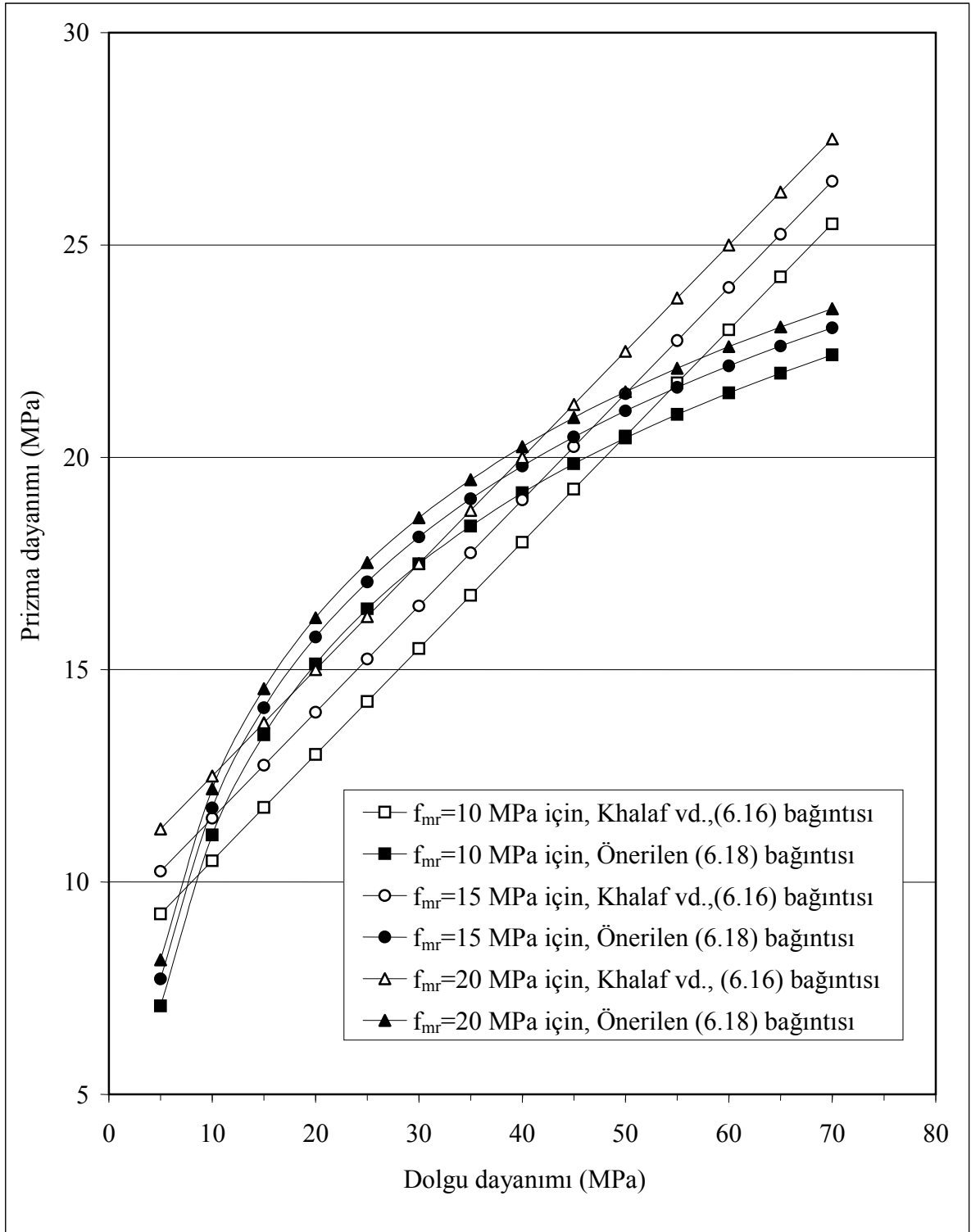
Şekil 6.18’de aynı basınç dayanımına sahip bloklardan yapılmış ve doldurulmuş yığma prizmaların basınç dayanımlarının dolgu ve harç dayanımlarına göre değişimi önerilen (6.18) bağıntısı ve Khalaf vd., (1994) tarafından önerilen (6.16) bağıntısı ile karşılaştırılmıştır. Önerilen (6.18) bağıntısına göre harç dayanımı 5 MPa’dan blok dayanımı olan 20 MPa kadar çıkartıldığında prizma basınç dayanımında meydana gelen artış, harç dayanımı 20 MPa’dan 45 MPa çıkartıldığında prizma basınç dayanımında meydana gelen artışın ortalama olarak iki katı olmaktadır. (6.16) bağıntısına göre ise harç dayanımındaki artış doğrusal olarak yığma prizmanın dayanımını artırmaktadır. Deney sonuçları göz önüne alındığında, önerilen (6.18) bağıntısının ise, harç dayanımındaki artışın doğrusal olarak prizma dayanımını artırmaması gerçeği ile uyumlu olduğu söylenebilir.



Şekil 6.18 Doldurulmuş yığma prizmanın basınç dayanımının harç dayanımına göre değişimi.

Şekil 6.19’da ise; harç dayanımı sabit tutularak dolgu dayanımının yığma prizmanın basınç dayanımına olan etkisi önerilen (6.18) bağıntısı, (6.16) bağıntısı ile karşılaştırılmıştır. Önerilen (6.18) bağıntısına göre dolgu dayanımı 5 MPa’dan blok dayanımı olan 20 MPa kadar artırılırsa yığma prizmanın basınç dayanımında meydana gelen artış miktarı, dolgu dayanımı 20 MPa’dan 45 MPa çıkartıldığında prizma basınç dayanımında meydana gelen artış miktarının yaklaşık 3,5 katı olmaktadır. (6.16) bağıntısına göre dolgu dayanımı artırdıkça

yığıma prizma dayanımı artmaktadır. Deneysel veriler esas alındığında dolgu dayanımı artıkça, özellikle dolgunun dayanımı bloktan daha güçlü ise yığıma prizmanın basınç dayanımının aynı oranda artmadığı görülmüştür. Önerilen (6.18) bağıntısının ise, dolgu dayanımında artmanın doğrusal olarak prizma dayanımını arttırmadığı yönündeki deneysel sonuçlar ile uyumlu olduğu söylenebilir.



Şekil 6.19 Doldurulmuş yığıma prizmanın basınç dayanımının dolgu dayanımına göre değişimi.

7. YTÜ-YAPI VE MALZEME LABORATUVARI DENEYLERİ

YTÜ laboratuvarlarında deneyler iki grupta yapılmıştır. Birinci grupta beton bloklarla bindirmesiz örülmüş üç blok yüksekliğinde içi boş prizmalar denenmiştir. İkinci grupta ise, farklı basınç dayanımına sahip harçla bindirmesiz örülmüş üç blok yüksekliğinde prizmalar içi boş olarak ve içleri farklı basınç dayanımına sahip dolgu betonu ile doldurulduktan sonra denenmiştir.

7.1 Beton Bloktan Yapılan İçi Boş Yığma Prizma Deneyleri

7.1.1 Blok Geometrisi ve Özellikleri

Bloklar 190*190*390 mm boyutunda olup bir adedinin ağırlığı 178 N'dur. Fabrika verilerine göre yedi günlük ortalama basınç dayanımı 15,31 MPa, 28 günlük ortalama basınç dayanımı ise 17,44 MPa'dır.

Bloğun, tek başına kendi dayanımını belirlemek için, 60 gün-yaşta YTÜ-Malzeme Laboratuvarında yapılan deneylerinde ortalama kırılma yükü 637,9 kN bulunmuştur. Bloğun minimum net yüzey alanı 37428 mm²'dir. Bu duruma göre ortalama basınç dayanımı 17,04 MPa'dır.

7.1.2 Harcın Özellikleri

Harçta, TS 2717/Nisan 1977 de verilen orta kum ve PÇ kullanılmıştır. Karışımında; hacimce kum/çimento oranı 3/1 olan A sınıfı harca ait oran kullanılmıştır. (TS 2848/Ekim 1977, Kargir Duvar Harçları). Derz kalınlığı 10 mm olacak şekilde prizmalar örülmüştür. Harç için 4*4*16 cm boyutlarında 9 adet numune alınmış; bunların basınç dayanımı deneyleri YTÜ-Malzeme Laboratuvarında yapılmış ve Çizelge 7.1 de verilen sonuçlar elde edilmiştir.

Çizelge 7.1 Harç deneyleri sonuçları (7 gün-yaşta).

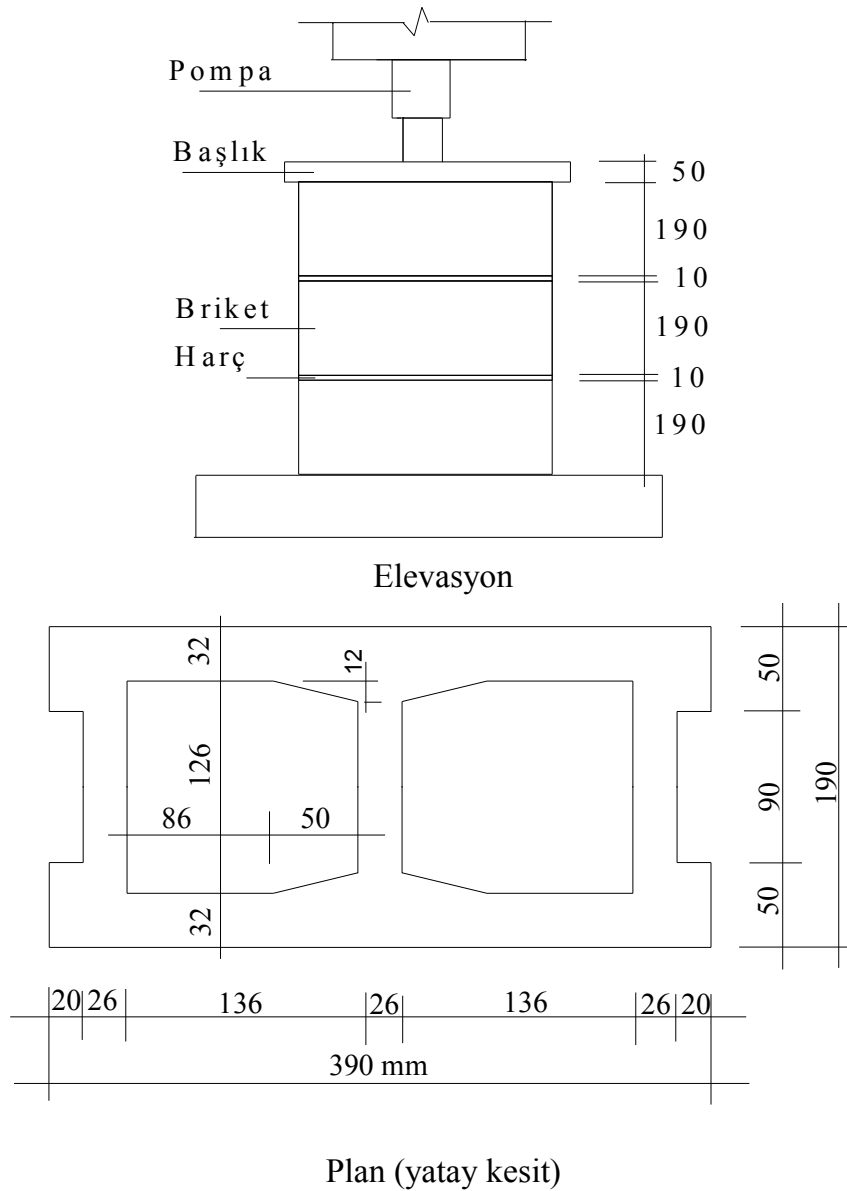
Numune No	Eğilme (N)	Basınç (kN)
1	33,00	26,00
2	34,50	26,00
3	31,50	26,00
4	33,10	26,00
5	33,60	26,00
6	36,70	26,50
7	33,60	26,20
8	33,00	25,00
9	34,80	26,50

Harç için ortalama basınç dayanımı : $26,02 \text{ kN} / 16 \text{ cm}^2 = 16,26 \text{ MPa}$ olarak bulunmuştur.

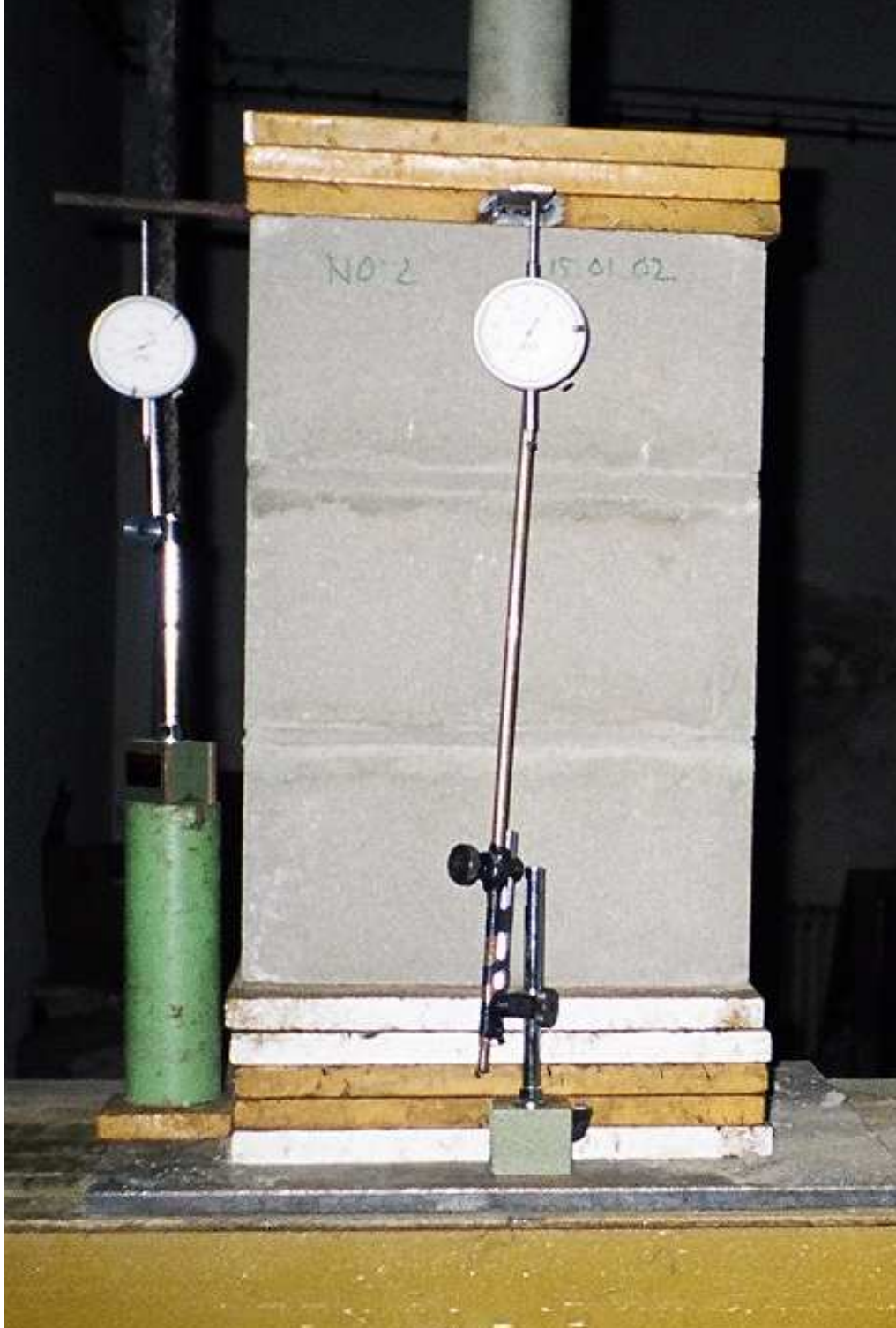
Elde edilen bu basınç dayanımı TS 2848/Ekim 1977 Kargir Duvar Harçları standardı Çizelge 2' de verilen harç sınıfına göre A sınıfı harcın minimum basınç dayanımı olan 14,71 MPa'ın üzerindedir.

7.1.3 Prizmaların Hazırlanması ve Denenmesi

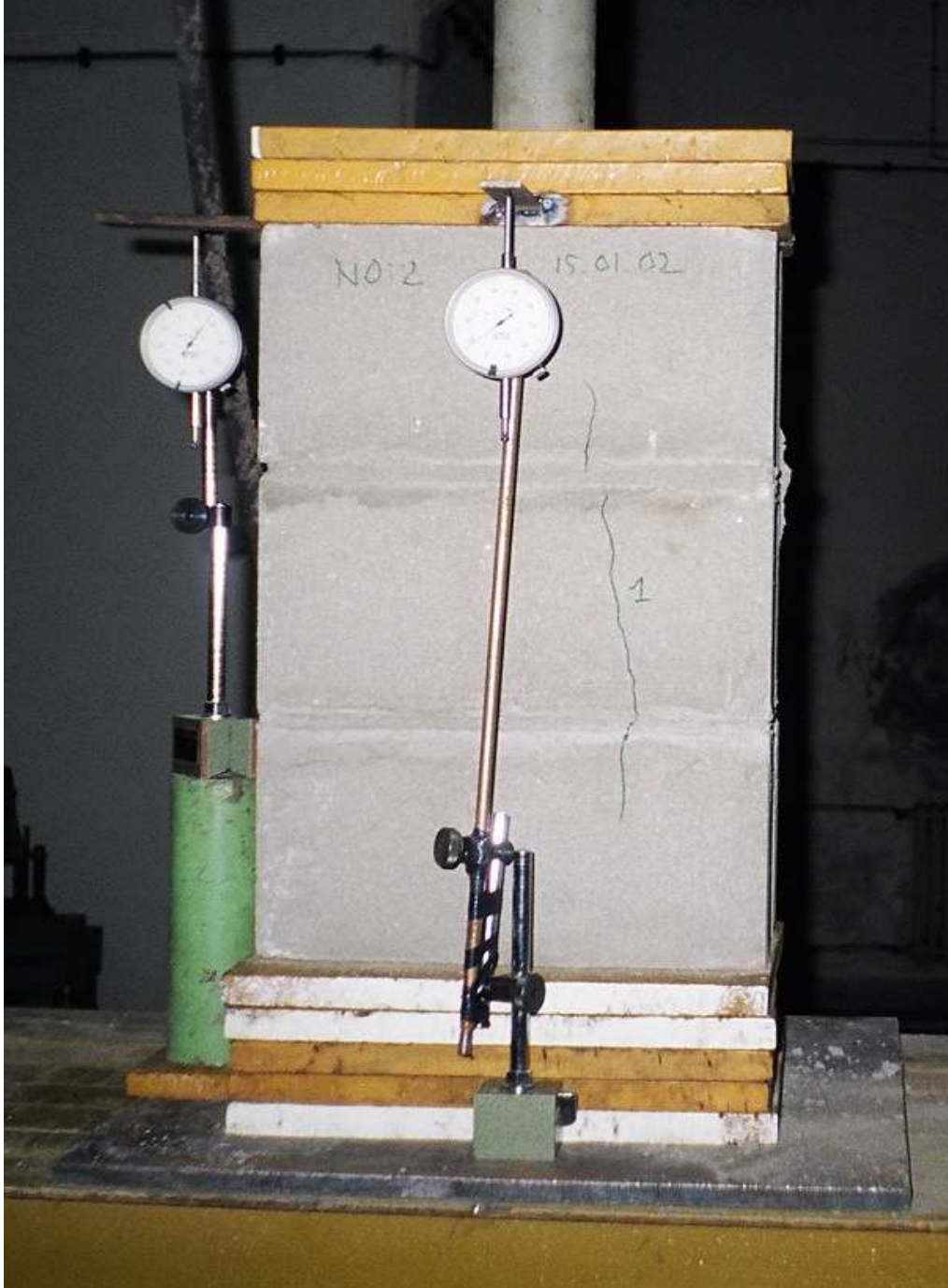
Şekil 7.1'de kesiti ve deney düzeneği görülen standart bloklarla bindirmesiz örülerek üç blok yüksekliğinde üç adet prizma hazırlanmış; prizmalar örüldükten 7 gün sonra eksenel yük altında denenmiştir; Şekil 7.2, Şekil 7.3, Şekil 7.4, Şekil 7.5, ve Şekil 7.6'da verilen deneye ait fotoğraflarda, artan yükler altında çatlakların gelişimi ve eksenel yük altında kırılmanın son durumu görülmektedir.



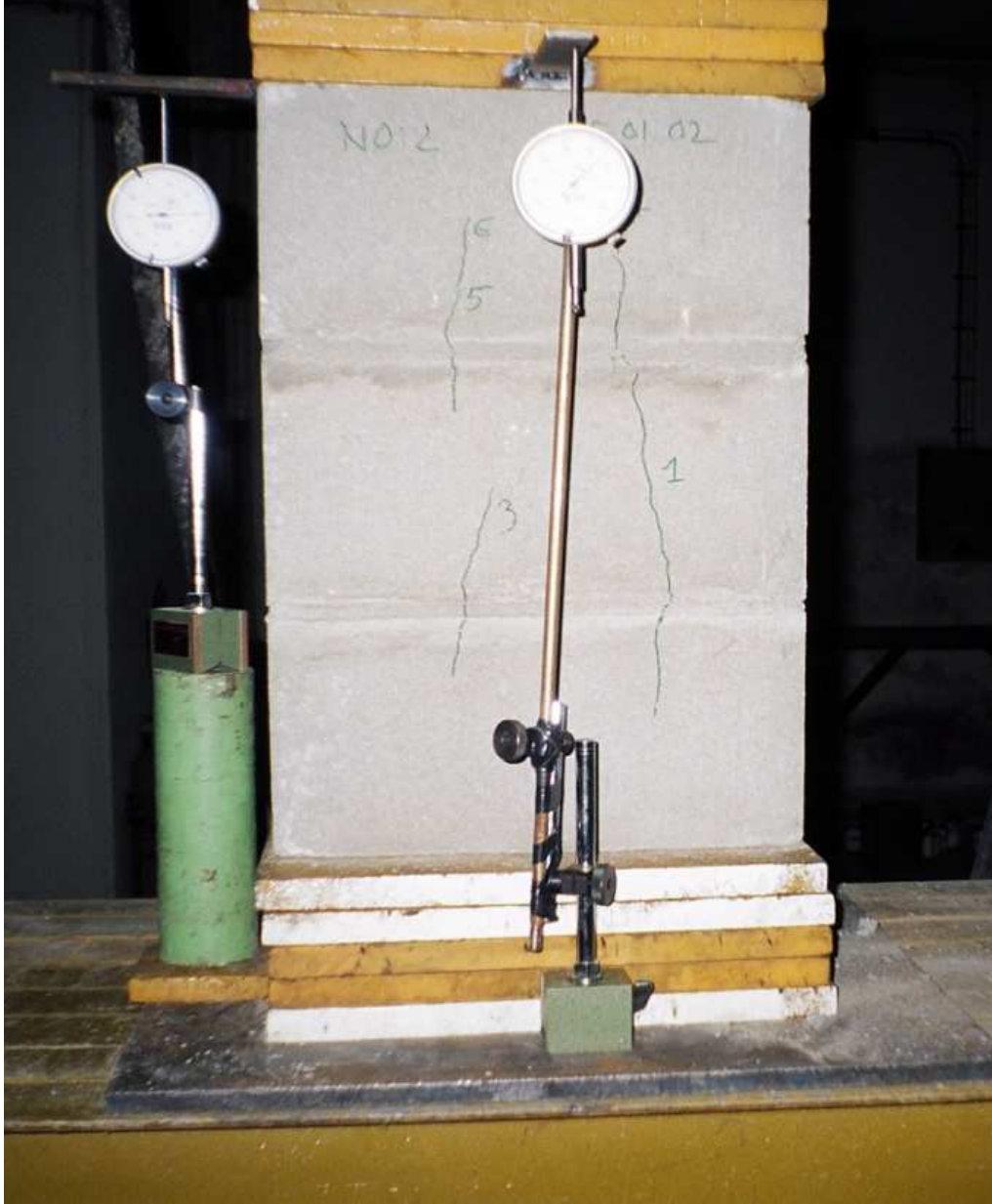
Şekil 7.1 Deneyde kullanılan blokla yapılmış prizma.



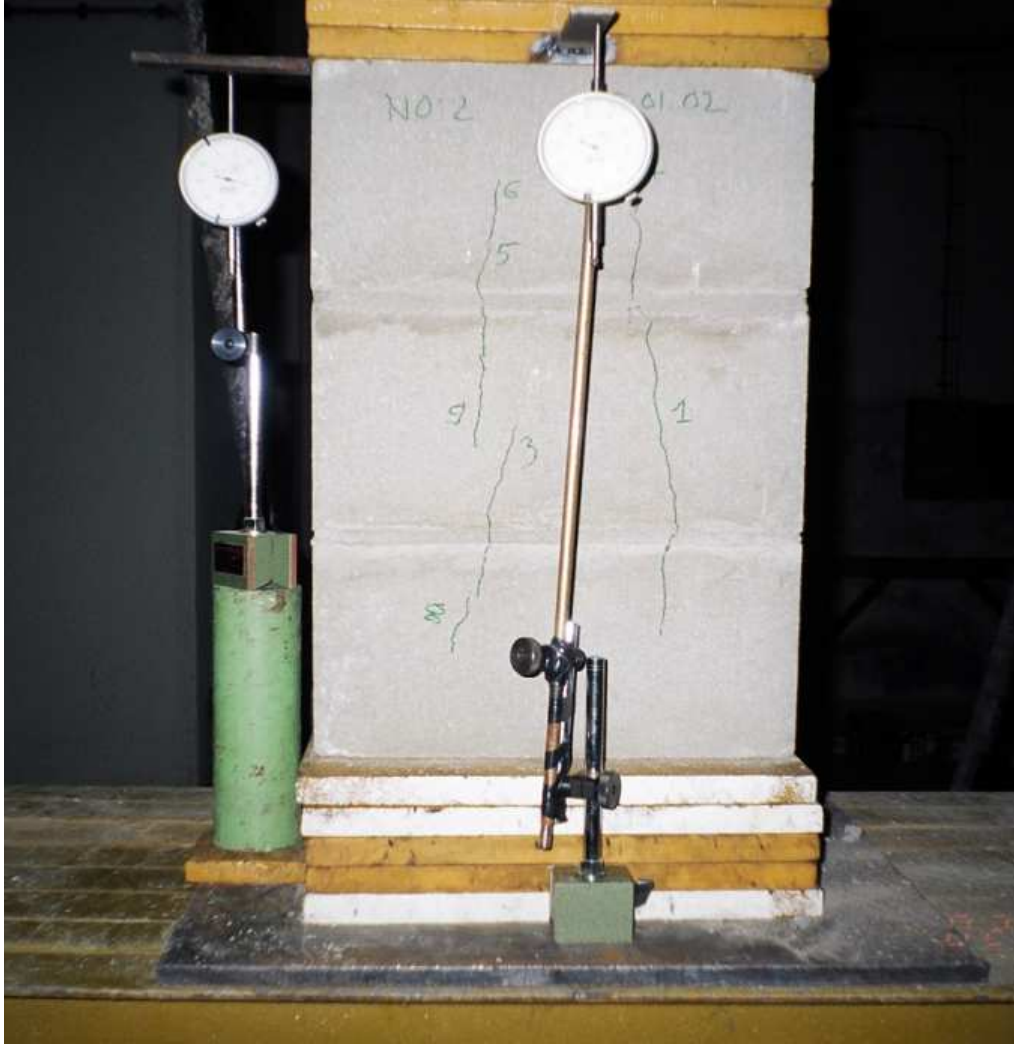
Şekil 7.2 Deneye ait içi boş prizma.



Şekil 7.3 Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.



Şekil 7.4 Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.



Şekil 7.5 Denenen içi boş prizmada artan yük altında gelişen çatlaklar.



Şekil 7.6 Denenen içi boş prizmanın kırılma yükünden sonraki durumu.

7.1.4 Deneyleri Yapılan Numuneler İçin Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analiz Sonuçları

Deneyi yapılan numuneler için (6.4), (6.5) ve (6.6) bağıntıları ile aşağıdaki malzeme parametreleri kullanılmıştır:

$$c_{bl} = 0,25f_{bl} = 0,25*17,04 = 4,26 \text{ MPa}$$

$$c_{mr} = 0,25f_{mr} = 0,129*16,26+1,85 = 3,95 \text{ MPa}$$

$$\phi_{mr} = 1,519f_{mr} = 1,519*16,26 = 24,70^\circ$$

$$\phi_{mr} = 33,5^\circ$$

LUSAS programında simetriden yararlanarak üç boyutlu modelleme yapılmış; Drucker-Prager kırılma kriterine ait yukarıda hesaplanan parametreler kullanılarak yapılan sonlu eleman analizi sonuçları, deneylerden elde edilen sonuçlar ile Çizelge 7.2'de karşılaştırılmıştır.

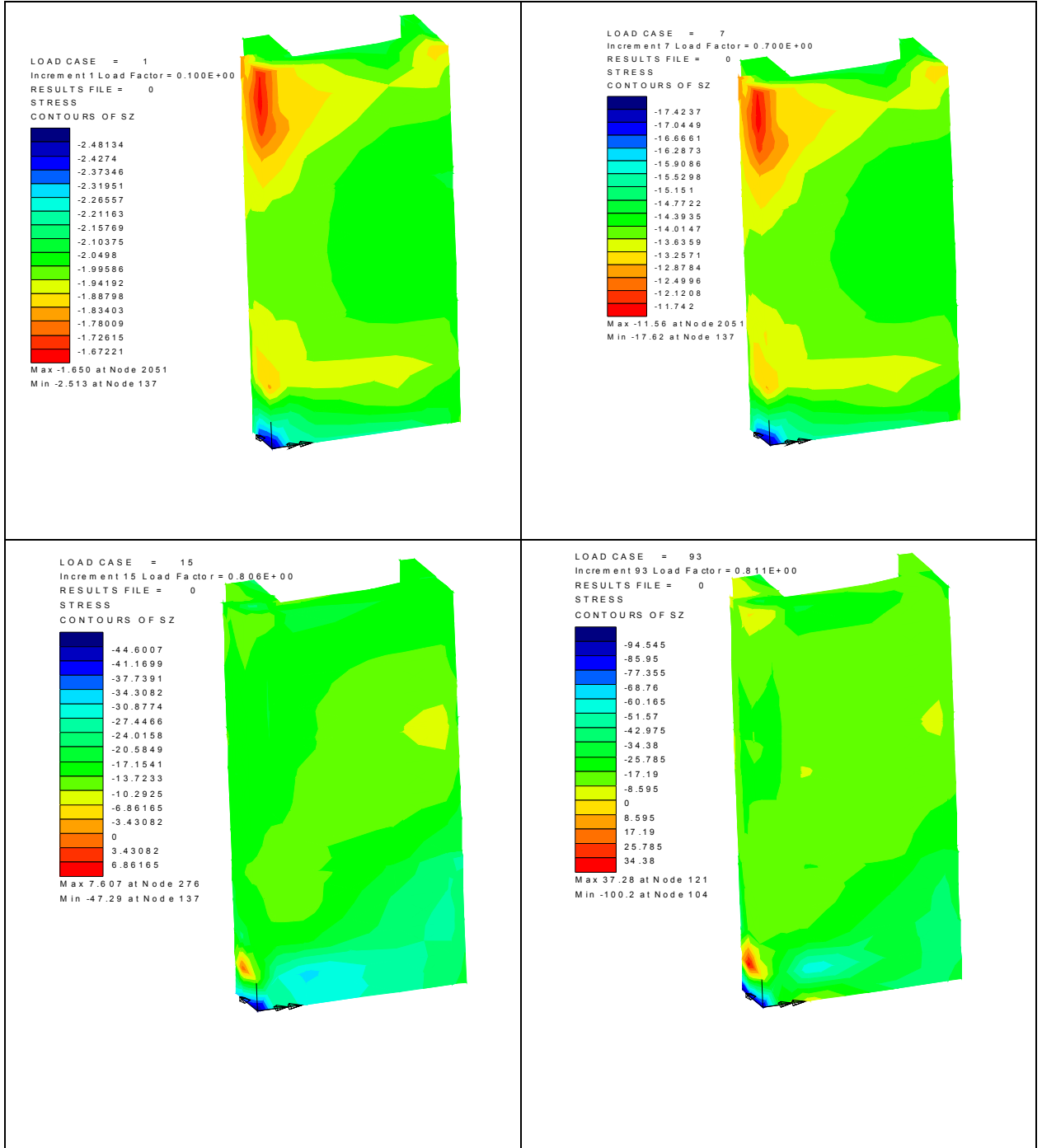
Çizelge 7.2 Deney sonuçları ile doğrusal olmayan sonlu eleman sonuçlarının karşılaştırılması.

$f_{bl}=17,04 \text{ MPa}$; $E_{bl}= 17040 \text{ MPa}$; $c_{bl}= 4,6 \text{ MPa}$; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$						
f'_{mr}	c_{mr}	ϕ_{mr}	E_{mr}	Deney sonuçları*	Sonlu eleman sonuçları*	Oran
MPa	MPa		MPa	(1) MPa	(2) MPa	(1)/(2)
16,26	3,95	24,70	16260	17,00	16,22	1,048

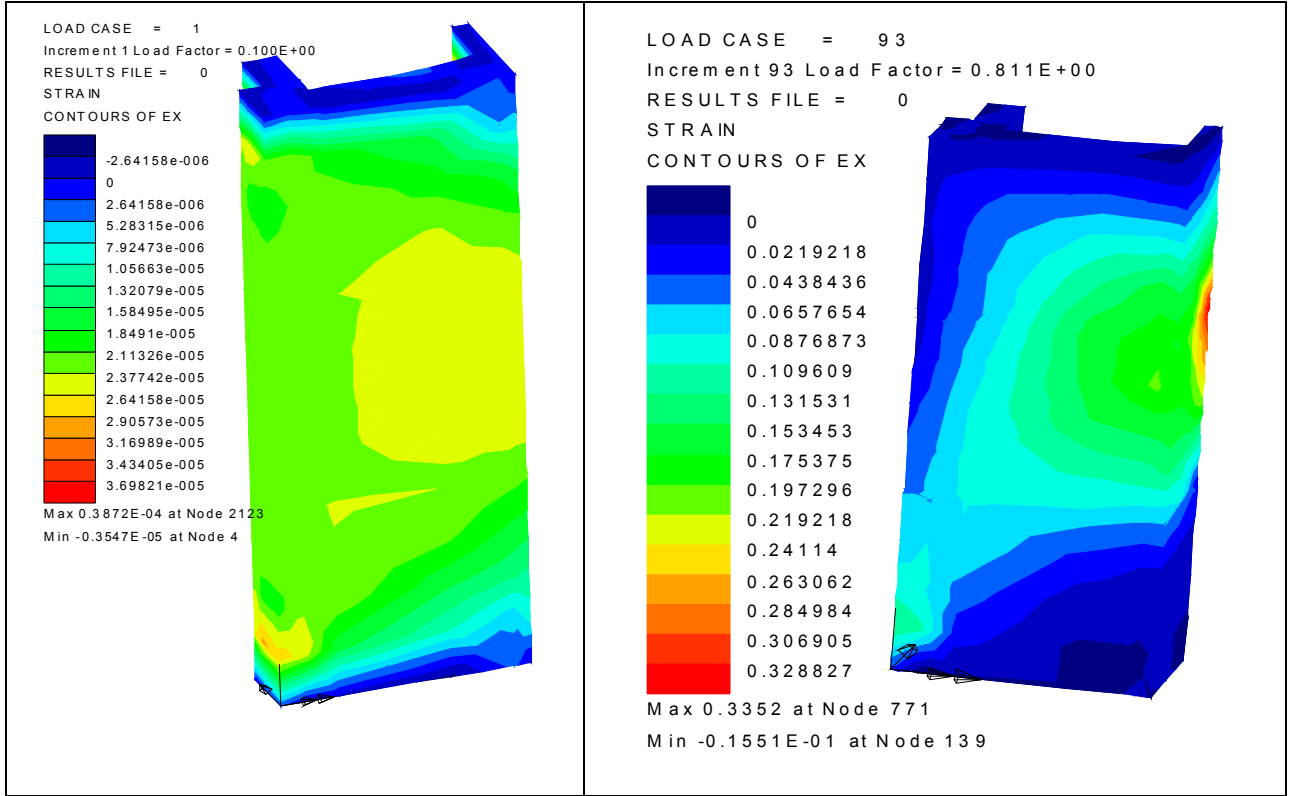
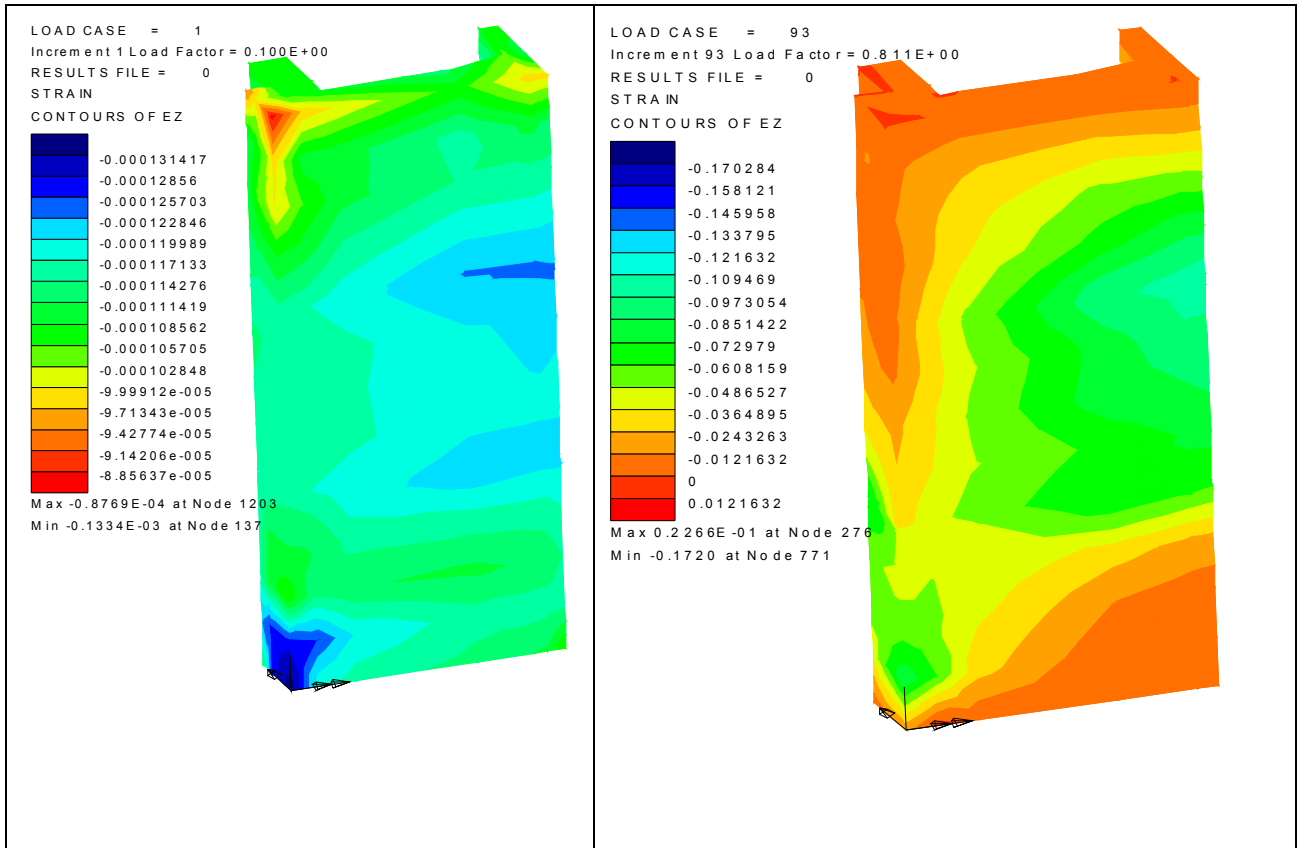
*Bloklerin net minimum kesit alanına göre belirlenen ortalama basınç dayanımı.

Deneyden elde edilen üç numuneye ait ortalama kırılma yükü 636.3 kN, LUSAS programında yapılan plastik analiz sonucu bulunan kırılma yükü ise 607.08 kN'dur.

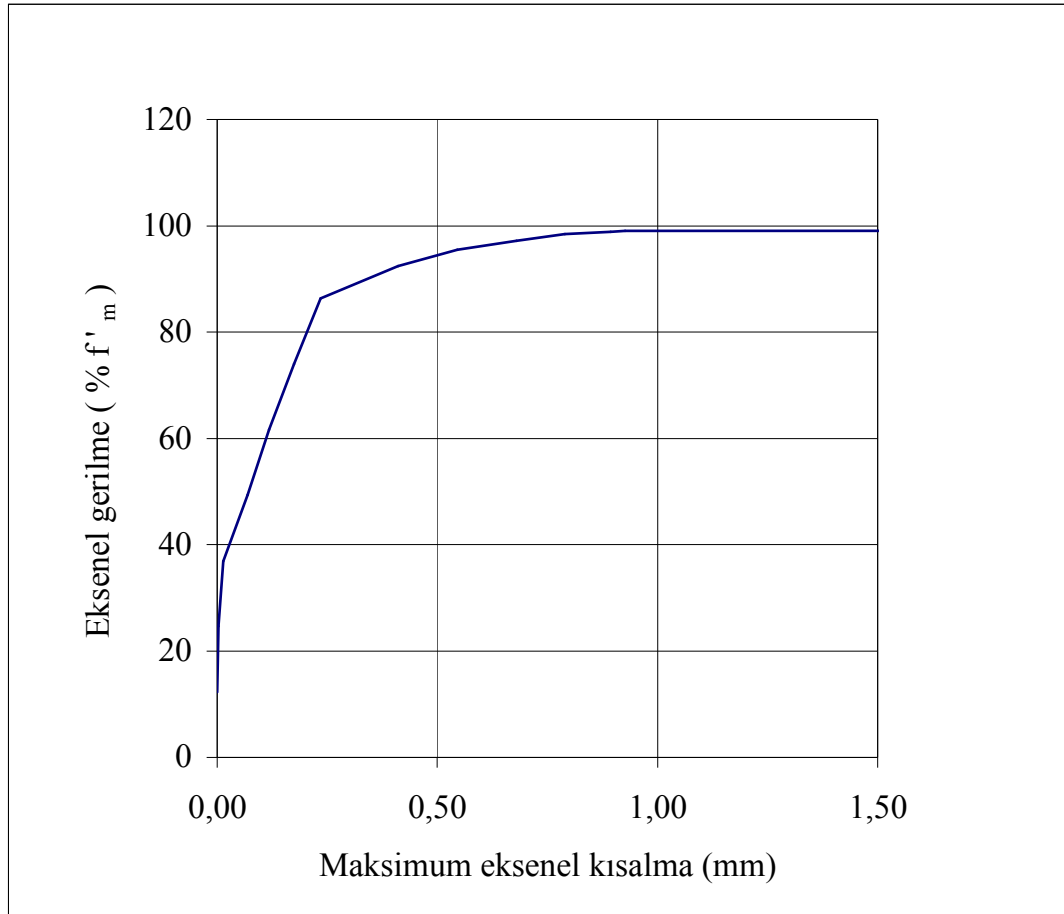
Şekil 7.7, Şekil 7.8 ve Şekil 7.9'da LUSAS programında Drucker-Prager kırılma kriterine göre yapılan doğrusal olmayan sonlu eleman analizi sonucunda değişik yük durumlarında elde edilen gerilme ve şekil değiştirme grafikleri verilmiştir.



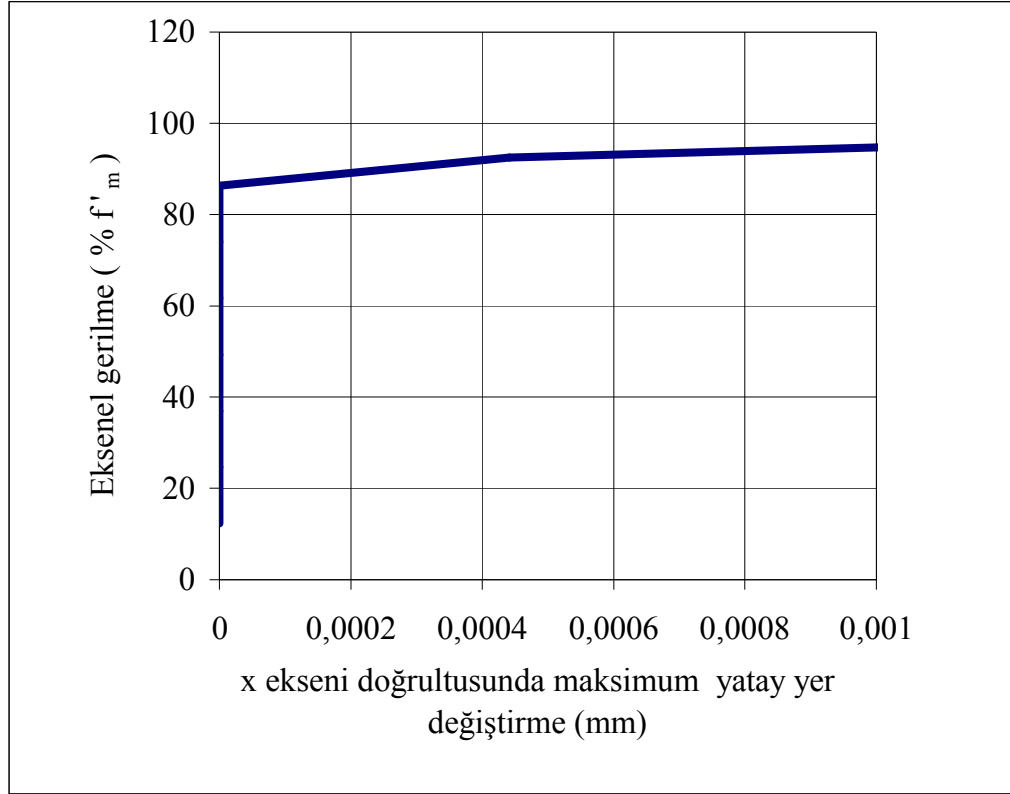
Şekil 7.7 Artan yükler altında σ_z gerilme dağılımı.

Şekil 7.8 Artan yükler altında ϵ_x şekil değiştirmesi dağılımı.Şekil 7.9 Artan yükler altında ϵ_z şekil değiştirmesi dağılımı.

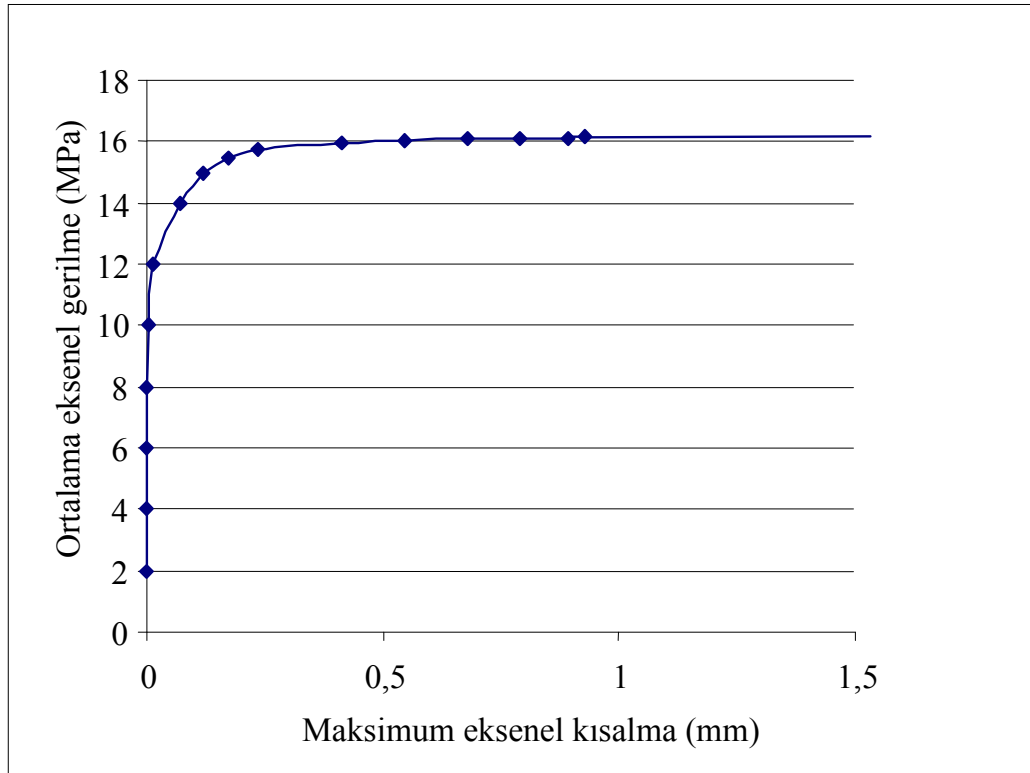
Şekil 7.10 ve Şekil 7.11’de prizma için, ortalama aksenal gerilmenin yüzdesi ile maksimum aksenal kısalma ve x eksenini doğrultusunda maksimum yer değıştirme görülmektedir. Şekil 7.12 ve Şekil 7.13’de ise; prizma için, ortalama aksenal gerilme değeri ile maksimum aksenal kısalma ve x eksenini doğrultusunda maksimum yer değıştirme görülmektedir. Bu şekillerden davranışın maksimum yükün %88’ine kadar doğrusala yakın olduğu, bu yükten sonra ise davranışta hızla gelişen bir plastikleşme ve zayıflama olduğu gözlenmektedir. Özellikle x eksenini doğrultusunda neredeyse rijit-plastik bir davranış olduğu söylenebilir. Şekil 7.14’de toplam yük çarpanını ile iterasyon sayısı arasındaki ilişki görülmektedir. Şekil 7.15’de ise; prizma için, aksenal gerilme-şekil değıştirme eğrisi görülmektedir.



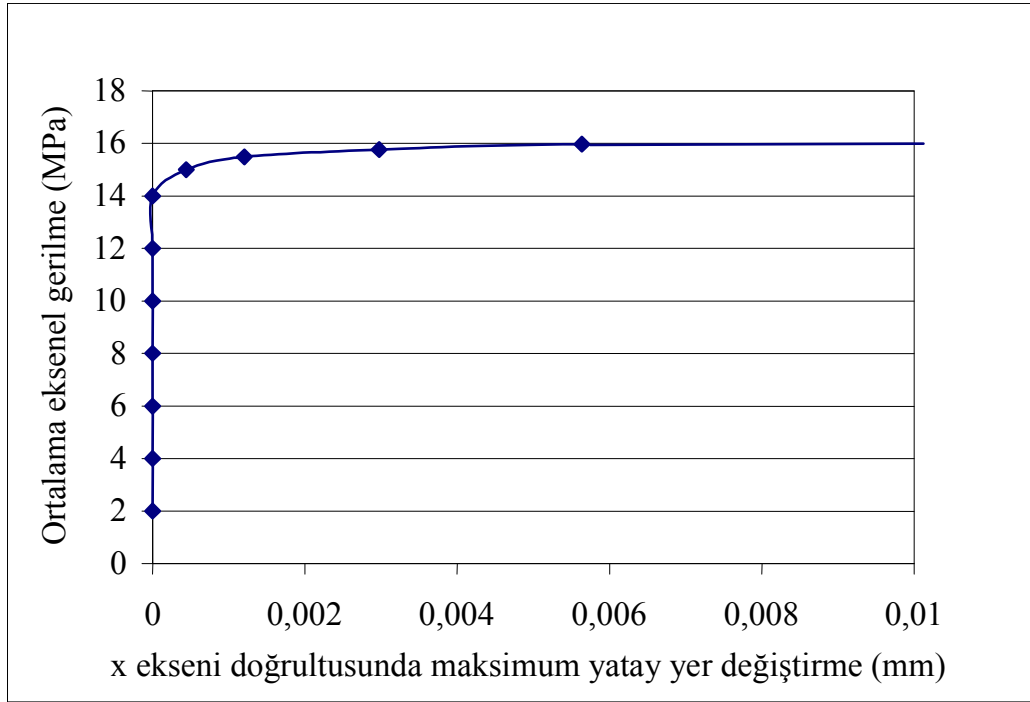
Şekil 7.10 İçi boş prizma için, aksenal gerilme–maksimum aksenal kısalma eğrisi.



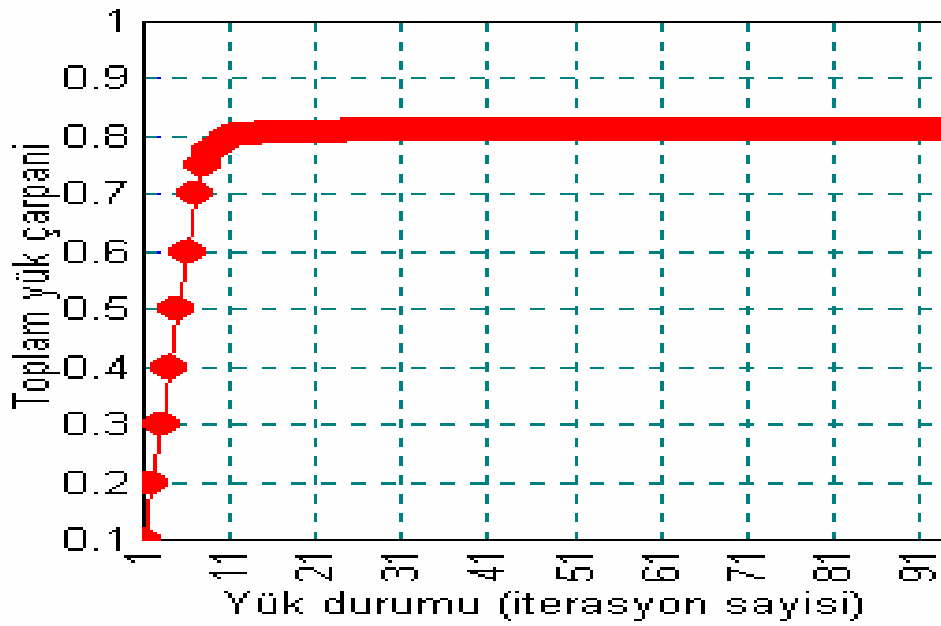
Şekil 7.11 İçi boş prizma için, eksenel gerilme–x eksenini doğrultusunda maksimum yatay yer değişirme eğrisi.



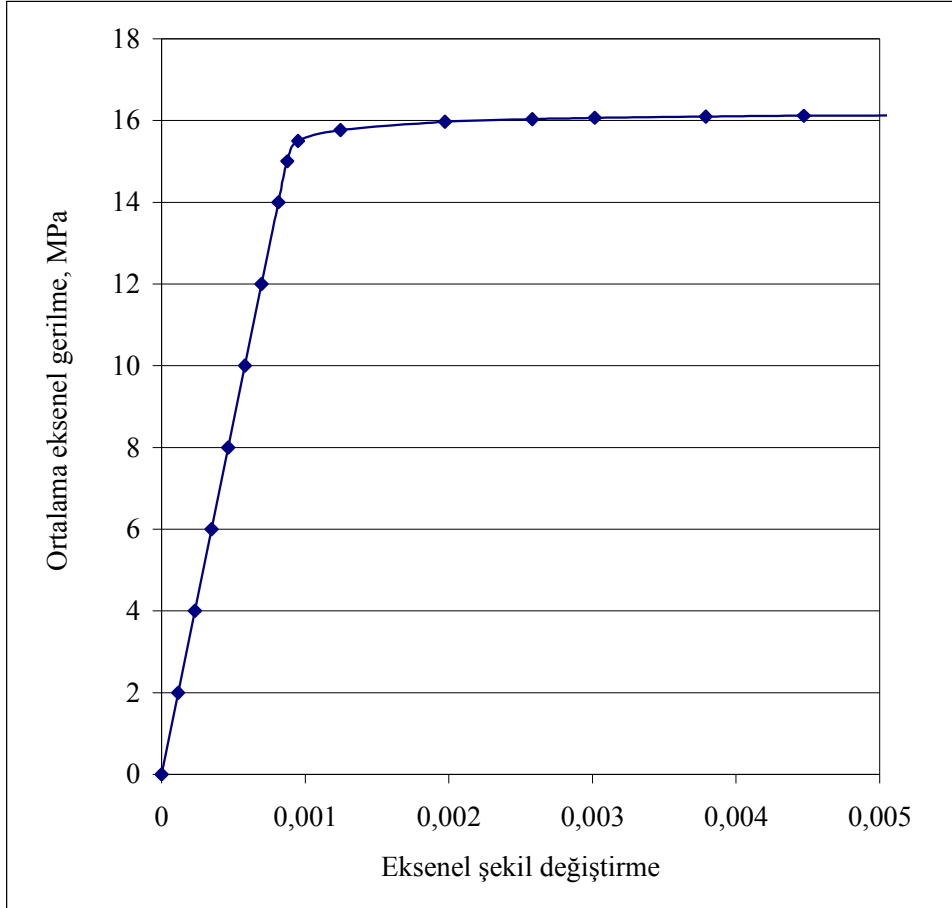
Şekil 7.12 İçi boş prizma için, ortalama eksenel gerilme–maksimum eksenel kısalma eğrisi.



şekil 7.13 İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme-x ekseninde boyuunca maksimum yatay yer değiştirme eğrişi.



şekil 7.14 Toplam yük çarpanı ile iterasyon sayısı ilişkisi.



Şekil 7.15 İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme-şekil değiştirme eğrisi.

7.1.5 İçi Boş Prizma İçin Gerilme-Şekil Değiştirme İlişkisi

Şekil 7.15’de görülen içi boş prizmaya ait gerilme-şekil değiştirme eğrisi gözüne alındığında bu eğri üç bölgeye ayrılabilir (Şekil 7.16). Bu durumda doğrusal olan birinci bölge için gerilme-şekil değiştirme arasındaki ilişki için uydurulmuş olan doğruya aşağıdaki bağıntı yazılabilir:

$$\sigma^{(a)} = 17176\varepsilon + 0,0161 \quad (7.1)$$

Bu bağıntı için hesaplanan korelasyon $R^2 = 1$ dir. R regrasyon katsayının karesidir. Doğrusal olmayan ikinci bölge için uydurulmuş eğri için aşağıdaki bağıntı yazılabilir:

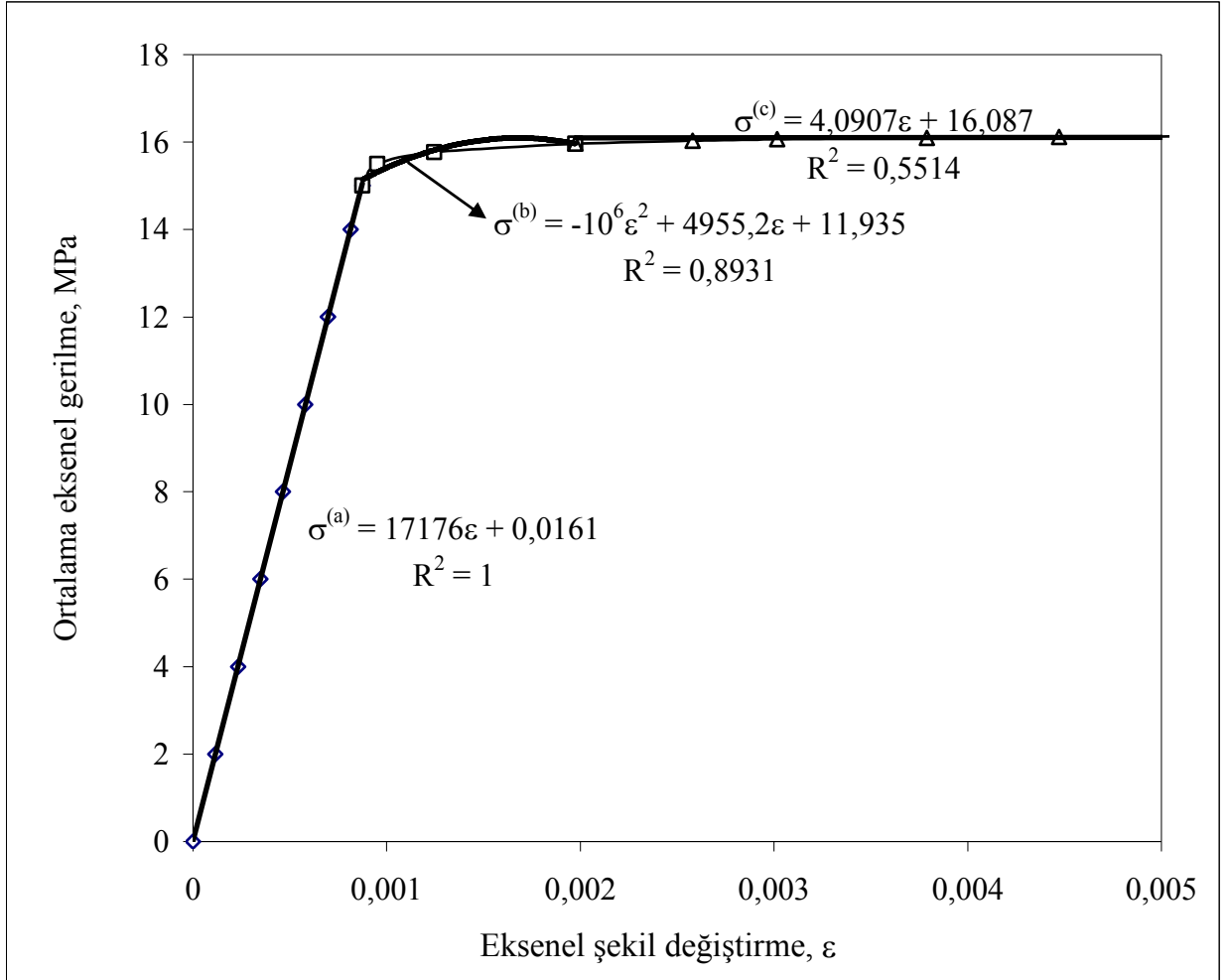
$$\sigma^{(b)} = -10^6 \varepsilon^2 + 4955,2 \varepsilon + 11,935 \quad (7.2)$$

Üçüncü bölge için uydurulmuş olan eğri için aşağıdaki bağıntı yazılabilir:

$$\sigma^{(c)} = 4,0907 \varepsilon + 16,087 \quad (7.3)$$

Bu bağıntıya ait korelasyon $R^2 = 0,5514$ ’dir. Bu üç bölge ile prizma için elasto-plastik analiz

sonucunda elde edilmiş gerilme-şekil değiştirme eğrisi daha gerçekçi olarak elde edilmiş olmaktadır. Elasto-plastik analizi sona erdirecek bir şekil değiştirme sınırı konmamış olmasından dolayı şekil değiştirmeler ikinci bölgenin sonundan başlayarak aşırı artmaktadır. Analizi sonlandıracak bir sınırlama koymak yerine analizden elde edilen kırılma yükü ile deneysel verilerden elde edilen kırılma yükü karşılaştırılmıştır. Böylece şekil değiştirmeler yerine daha çok kırılma yüklerinin daha doğru olarak tahmin edilmesine çalışılmıştır.



Şekil 7.16 İçi boş prizma için, ortalama aksenal gerilme-şekil değiştirme eğrisi.

7.2 Doldurulmuş Beton Blok Prizmaların Deneyi

7.2.1 Dolgu Beton

7.2.1.1 Dolgu Betonunun İşlenebilir Özellikleri

Yığma yapı için dolgu betonu su, agrega ve çimentodan yapılan çökme miktarı yüksek (akıcı) betondur. Yerine yerleşmesi için dökülmesi ya da pompalanması kolay olmalıdır. Dolgu betonu donatı konması halinde ve yığma birimlerinin kapasitesini artırmak için kullanılır (Drysdale vd.,1994).

Normal betonun aksine, dolgu betonunda akışkanlık için su-çimento oranı yüksek olmalıdır. Çökme 200-250 mm arasında olmalıdır. Böylece elde edilen akıcı karışımla boşlukların tamamen dolması sağlanır. Dolgu boşlukları ve birleşim yerlerinden dolgu betonun kaçması ve yığma birimlerinin dolgu betonundaki suyu hızlı bir şekilde çekmesi nedeniyle su-çimento oranı düşer. Bu nedenle su-çimento oranı yüksek olmalıdır. Şekil 7.17’de çökme deneyinden sonraki akıcı dolgu betonu görülmektedir. Yığma birimleri doldurulmadan önce su ile ıslatılmalıdır. Çimentonun suda erimiş olması yığma birimi ile dolgu betonu arasında istenen iyi yapışmayı sağlamaya yardım etmektedir (Drysdale vd., 1994).



Şekil 7.17 Çökme deneyi.

Nem ve ısı gibi çevresel koşullar, birimin su emme karakteristiği ve doldurulacak boşlukların boyutlarına göre dolgu betonunun çökmesi ayarlanmalıdır. Örneğin birimin su emmesi düşükse çökme daha az (200mm) olmalıdır buna karşın birimin su emmesi yüksek ya da boşluklar daha küçükse karışımın çökmesi 250 mm olmalıdır (Drysdale vd., 1994).

Dolgu betonu tipleri için basınç dayanımı, karışıma eklenen katkıları ve yerleştirme yöntemleri gibi detaylar önemlidir (Drysdale vd., 1994).

7.2.1.2 Dolgu Betonu Tipleri

Doldurulacak boşluklar küçükse agrega boyutlarının ona göre seçilmesi yığılma yapıları için önemlidir. Dolgu boşlukları 50 mm den küçükse ince agrega (kum) boyutları 6 mm civarında olmalıdır. Dolgu boşlukları 50 mm den daha büyükse maksimum boyutları 10 mm civarında olan iri agrega kullanılmalıdır. Doldurulacak boşluk çok büyük olduğunda maksimum boyutları 19 mm olan iri agregadan yapılmış betonla boşluklar doldurulabilir. Doldurulacak boşluklara göre genellikle iki tip dolgu betonu yapılmaktadır. Çizelge 7.3’de ASTM C476 göre yapılan dolgu betonu karışım oranları verilmiştir (Drysdale vd.,1994).

Çizelge 7.3 Dolgu betonu tipleri (ASTM C476).

Tipi	Çimento	Kireç	Agrega tipi	
			İnce	İri
İnce agrega betonu	1	0-1/10	2,25-3	
İri agrega betonu	1	0-1/10	2,25-3	1-2

Günümüzde Kuzey Amerika’da dolgu betonunda kireç nadiren kullanılmaktadır. Büyük hacimlerin doldurulması için gerekli dolgu betonu hazır beton tesislerinde üretilmekte ve kamyonlarla taşınmakta ve yerlerine pompalanmaktadır. Bu durumda, akıcı karışımdan dolayı meydana gelecek agreganın ayrışması önlenmelidir (Drysdale vd., 1994).

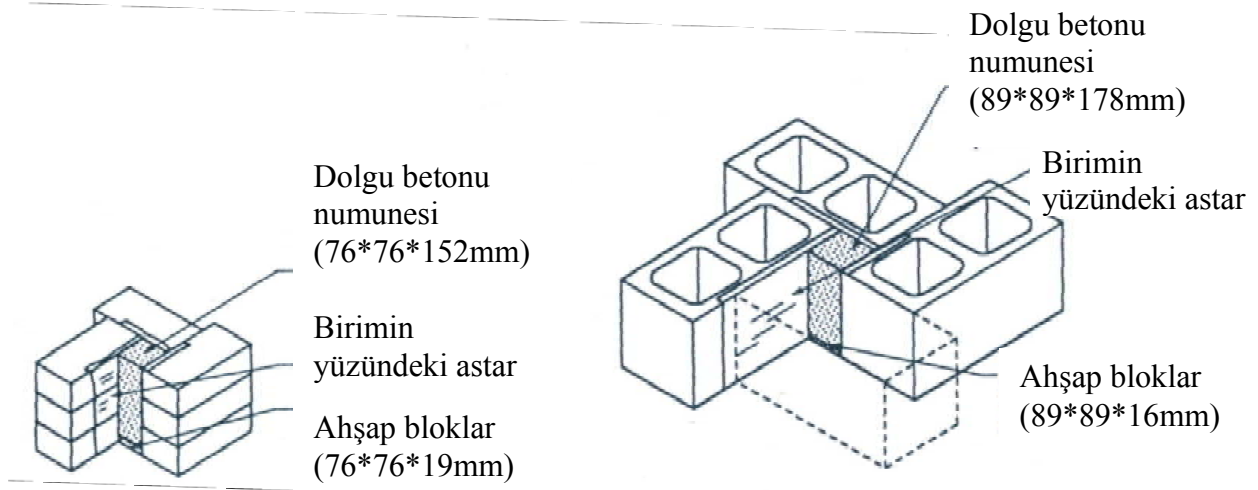
Daha küçük uygulamalar için bazı bina kodları, işlenebilir olacak şekilde su eklenmesi halinde M ve S tipi harçların veya onlara eşit harçların kullanılmasına izin vermektedirler (Drysdale vd., 1994).

7.2.1.3 Dolgu Beton Basınç Dayanımı

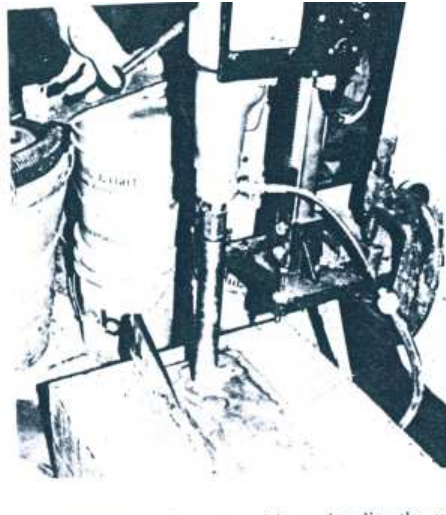
Doldurulmuş yığılmanın dayanımı ve donatı çubukları üzerinde dolgu betonunun dayanımı önemlidir. Çizelge 7.3’deki karışıma göre hazırlanan dolgu betonu silindir basınç dayanımı kullanılan su miktarına bağlı olarak 6,9 MPa ila 17,3 MPa arasında değişmektedir. Bununla birlikte yığılma biriminin su emmesine bağlı olarak su-çimento oranının azalması nedeniyle bu basınç değerleri yerine konmuş gerçek dolgu betonu basınç dayanımını aşabilmektedir.

ASTM C1019'a göre gerçek duvardaki su emme etkisini göstermek için dolgu betonuna bloklarla veya tuğlalarla Şekil 7.18'de görüldüğü basitçe şekil verilir. Böylece, su emen kalıp kullanıldığı için dolgu betonu dayanımını çok daha gerçekçi ölçmek mümkün olmaktadır. Alınacak numunenin bloklara yapışmasını önlemek ve kalıptan kolayca çıkarılmalarını sağlamak için blokların yüzeyine kağıt havlu konulmalıdır. Dolgu betonu basınç dayanımı özelliklerini daha doğru ölçmek için yığma biriminin boşlukları doldurulduktan sonra 50 mm çapında karot numuneler alınması uygun olacaktır (Şekil 7.19) (Drysdale vd., 1994).

ACI 530/ASCE 5/ TMS 402 yığma standardı, dolgu betonu basınç dayanımını ASTM C 1019 standardına göre belirlenmesini istemektedir. Buna göre dolgu betonu basınç dayanımı en az yığma basınç dayanımına eşit olmalı fakat 13,8 MPa'dan az olmamalıdır (Drysdale vd.,1994).



Şekil 7.18 Dolgu betonu numune alma şekilleri (ASTM C1019).



Şekil 7.19 Dolgu betonundan karot şeklinde numune alma (Drysdale vd., 1994).

7.2.2 Doldurulmuş Prizmaların Hazırlanması

7.2.2.1 Blok Geometrisi ve Özellikleri

Bloklar 190*190*390 mm boyutunda olup, 570 gün-yaşta YTÜ–Malzeme Laboratuvarında yapılan deneylerinde ortalama basınç dayanımı 21,17 MPa olarak elde edilmiştir. Şekil 7.20’ de beton blokların denenmesi görülmektedir.



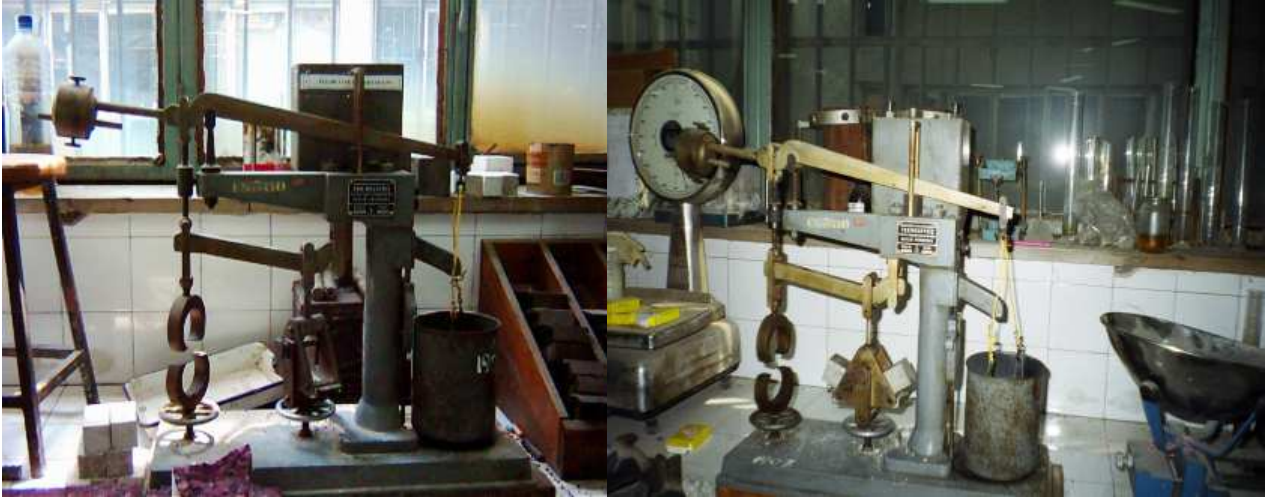
Şekil 7.20 Beton blokların basınç dayanımının belirlenmesi.

7.2.2.2 Harcın Özellikleri

Karışımında; hacimce kum/çimento oranı 3/1 olan A sınıfı harca ait oran kullanılmıştır. Derz kalınlığı 10 mm olacak şekilde prizmalar örülmüştür. Harç için 4*4*16 cm boyutlarında her prizma için üçer adet olmak üzere 12 adet numune alınmış; bunların basınç dayanım deneyleri YTÜ-Malzeme Laboratuvarında yapılmış ve Çizelge 7.4’ de verilen sonuçlar elde edilmiştir. Şekil 7.21’ de harç eğilme ve basınç deneyinin yapıldığı aletler görülmektedir.

Çizelge 7.4 Harç deneyleri sonuçları (35 gün-yaşta).

Numune No	Eğilme (N)	Basınç (kN)	Ortalama basınç dayanımı, MPa
1-1	55,45	52,00	25,00
1-2	63,00	34,00	
1-3	54,60	33,40	
2-1	51,00	29,00	20,00
2-2	39,00	31,00	
2-3	46,00	36,00	
3-1	47,90	25,00	17,08
3-2	40,80	28,00	
3-3	47,00	29,00	
4-1	45,30	32,50	21,77
4-2	46,40	36,00	
4-3	40,65	36,00	



(a)

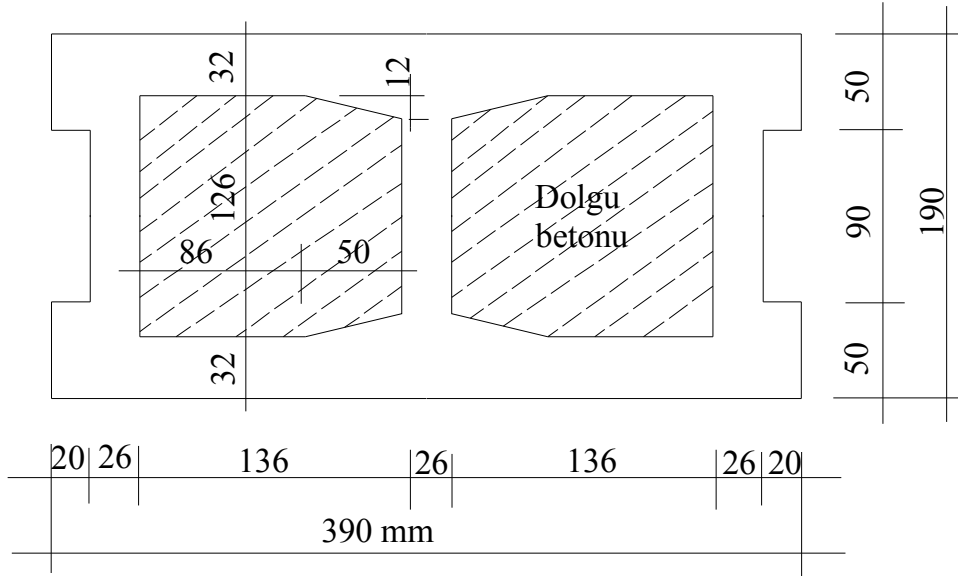


(b)

Şekil 7.21 (a) Harç eğilme aleti (4*4*16 cm), (b) 350 kN luk basınç ve çekme aleti.

7.2.2.3 Dolgu Betonunun Özellikleri

Şekil 7.22’de görülen standart bloklarla bindirmesiz örülerek üç blok yüksekliğinde 12 adet prizma hazırlanmış; prizmalar örüldükten 7 gün sonra dokuz adetinin boşlukları üç farklı dolgu betonu ile doldurulmuştur (Şekil 7.23). Dolgu betonunda kullanılan agregaya ait elek analizi Çizelge 7.5’de verilmiştir. Karışım TS 706’ya göre yapılmış (Şekil 7.24) ve karışım oranları ise Çizelge 7.6’da verilmiştir. Şekil 7.25’de ise dolgu betonuna ait küp prizmalar gösterilmiştir.



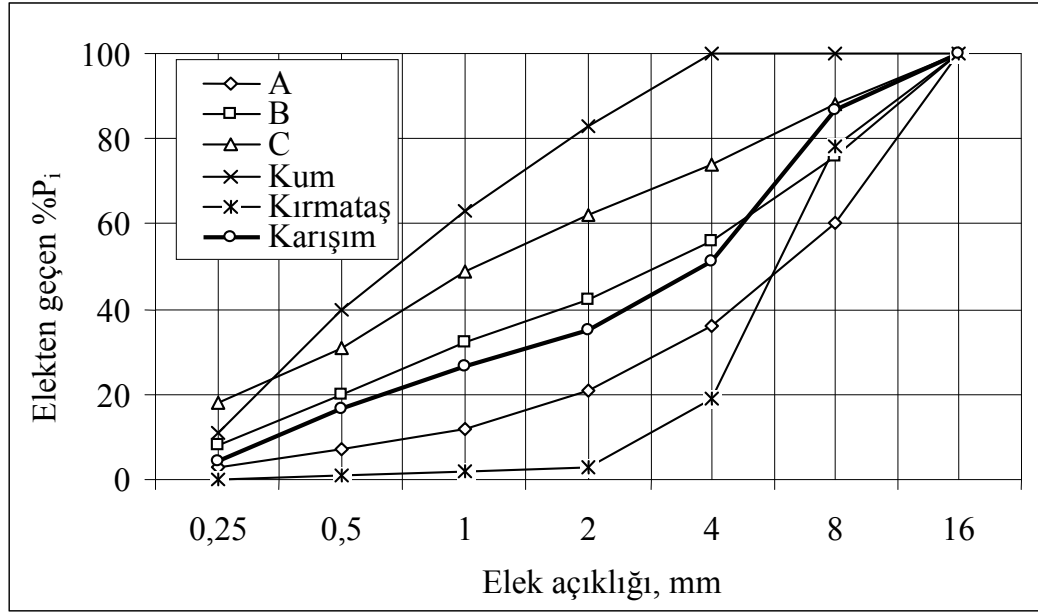
Şekil 7.22 Doldurulmuş prizma kesiti.



Şekil 7.23 İçi boş ve dolu prizmaların hazırlanması.

Çizelge 7.5 Dolgu betonu için agrega elek analizi.

Elek açıklığı	Kırma taş		Karışım	TS 706		
	Kum P ₁ geçen	P ₂ geçen		A	B	C
0,25	11	0	4,4	3	8	18
0,5	40	1	16,6	7	20	31
1	63	2	26,4	12	32	49
2	83	3	35	21	42	62
4	100	19	51,4	36	56	74
8	100	78	86,8	60	76	88
16	100	100	100	100	100	100



Şekil 7.24 Maksimum tane büyüklüğüne göre agrega gronölometri eğrileri (TS 706).

Çizelge 7.6 Hazırlanan dolgu betonu sınıfları ve 1 m³ için karışım oranları.

Beton sınıfı	C14	C16	C35
Çimento (N)	3300	3500	3500
Su (N)	2050	2050	1700
Kum (N)	6990	6920	7590
Kırmataş (N)	11100	11010	12060
Katkı maddesi	% 0,7	% 1	% 2,80
Çökme (cm)	16	20	18



Şekil 7.25 Dolgu betonuna ait küp prizmalar.

Numunelerin denenmesi sırasında numunelerle birlikte doldurulmuş olan tek beton bloklardan 10 cm çapında karot numuneler alınmıştır. Alınan karot numuneler düzgünce kesildikten sonra toplam yükseklikleri 10 cm olacak şekilde başlıklar yapılmış ve basınç makinesinde

denenmiştir. Şekil 7.26’da karot alma makinesi, karot alınmış beton bloklar ve karot numuneleri görülmektedir.



(a)

(b)



(c)

(d)



(e)

Şekil 7.26 (a) Karot makinesi, (b) karot alınmış beton bloklar, (c) karot numuneler (d) karotların kesilmesi, (e) karotlara başlık yapılması.

Hazırlanan dolgu betonlarına ait küp basınç dayanımları ve prizmalarla eş zamanlı doldurulmuş beton bloklardan alınan karot numunelere ait basınç dayanım değerleri Çizelge 7.7’ de verilmiştir.

Çizelge 7.7 Hazırlanan dolgu betonu küp ve karot basınç dayanımları.

Beton sınıfı	Küp sonuçları (150*150 mm)			Ortalama dayanım	Karot sonuçları			Ortalama dayanım
	1	2	3		1	2	3	
	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa	MPa
C14	15,22	19,51	18,38	17,70	17,36	18,44	16,92	17,57
C16	18,41	23,73	23,09	21,74	21,23	20,64	24,83	22,23
C35	26,22	26,00	26,97	26,60	23,97	27,94	23,51	25,14

7.2.3 Numunelerin Denenmesi

Numuneler YTÜ-Malzeme laboratuvarında bulunan 5000 kN kapasiteli basınç aleti kullanılarak denenmiştir (Şekil 7.27). Numunelere uygulanan aksel yükü ölçmek için iki adet 1000 kN'luk kapasiteye sahip yük ölçer (loadcell) yan yana konularak kullanılmıştır. Aksel yer değiştirme değerlerini ölçmek amacıyla numunelerin her iki yüzüne LVDT ler yerleştirilmiş ve okumalar ADU cihazı yardımıyla alınmıştır. Aksel yük değerleri hem yük ölçerlerin dijital ekranlarından hem de basınç makinesinin kendi kadranlı ekranından okunmuştur. Şekil 7.27' de basınç makinesi ve deney düzeneği, Şekil 7.28' de ise LVDT bağlanmış numune görülmektedir.



Şekil 7.27 5000 kN luk basınç aleti ve deney düzeneği.



Şekil 7.28 LVDT bağlanmış numune.

Denenen numunelere ait kırılma yükleri ile hesaplanan ortalama kırılma yükleri Çizelge 7.8’de özetlenmiştir.

Çizelge 7.8 Numunelere ait deneysel kırılma yükleri.

Numune adı	Kırılma yükleri			Ortalama kırılma yükü
	1	2	3	
	kN	kN	kN	kN
HY1	1150	1250	1130	1176,67
HY2	1285	1285	1070	1213,33
HY3	1140	1300	1420	1286,67
HY4	-	840	915	877,50

Numuneler aksel yükün ortalama olarak dakikada 1 N/mm^2 belirlenen sabit bir hızla artırılması ile yüklenmiştir. Artan aksel yük altında prizmaların dış yüzeylerinde düşey çatlaklar oluştuğu gözlemlenmiştir (Şekil 7.29). Yükün artırılması ile bu çatlakların arttığı ve nihai olarak prizmanın dış yan yüz kabuklarında baştan aşağıya doğru oluşan düşey çatlakların tamamen birleşmesiyle prizmaların göçme durumuna geldiği gözlemlenmiştir. Şekil 7.29’da prizmanın dış yüz kabuklarında meydana gelen düşey çatlaklar, Şekil 7.30’da ise prizmaya üstten bakıldığında, bu çatlakların son durumları gösterilmiştir. İçi dolu prizmanın kırılma durumu Şekil 7.31’de gösterilmiştir. İçi dolu prizmanın dış kabukları

kaldırıldığında dolgu betonunda oluşan boyuna çatlaklar da gözlemlenmiştir (Şekil 7.32). Şekil 7.33’de ise; boşluklu prizmanın orta kabuklarında meydana gelen yanıl çekme gerilmelerinin neden olduğu düşey çatlakların prizmayı nasıl göçme durumuna getirdiği görölmektedir.



Şekil 7.29 İçi dolu prizmaların dış kabuklarında meydana gelen düşey çatlaklar.



Şekil 7.30 Prizmaların dış ve orta kabuklarında oluşan düşey çatlakların üstten görünüşü.



Şekil 7.31 Kırılmış içi dolu prizma.



Şekil 7.32 Dolgu betonunda meydana gelen boyuna çatlaklar.



Şekil 7.33 Orta kabuklarında boyuna oluşan çatlakların birleşmesi sonucu kırılmış içi boş prizma.

7.2.4 Denenen Prizmaların Doğrusal Olmayan Sonlu Eleman Analizleri

Denen numunelerin üç boyutlu olarak doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri LUSAS programında, Drager-Prager elasto-plastik modeli ve Oliver izotropik hasar modeli kullanılarak yapılmıştır. Plastik modele ait malzeme parametreleri Çizelge 7.9'da özetlenmiştir.

Çizelge 7.9 Denen numuneler için elasto-plastik modele ait malzeme parametreleri.

$f_{bl}=21,17 \text{ MPa}; E_0= 21170 \text{ MPa}; c_{bl}= 5,29 \text{ MPa}; \phi_{bl}= 33,50^\circ$						
Numune No	Harç			Dolgu		
	f_{mr}	c_{mr}	ϕ_{mr}	f_{gr}	c_{gr}	ϕ_{gr}
	MPa	MPa		MPa	MPa	
HY1	25	5,06	33,50	17,7	4,13	26,87
HY2	20	4,43	30,38	21,74	4,65	33,02
HY3	17,08	4,05	25,94	26,60	5,28	33,50
HY4 (içi boş)	21,77	4,68	33,09	-	-	-

Doğrusal olmayan sonlu eleman elasto-plastik ve izotropik hasar analizlerinden elde edilen sonuçlar ile deney sonuçları ve önerilen (6.18) bağıntısına ait sonuçlar Çizelge 7.10'da özetlenmiştir.

Çizelge 7.10 Analiz sonuçları ile deney sonuçlarının karşılaştırılması.

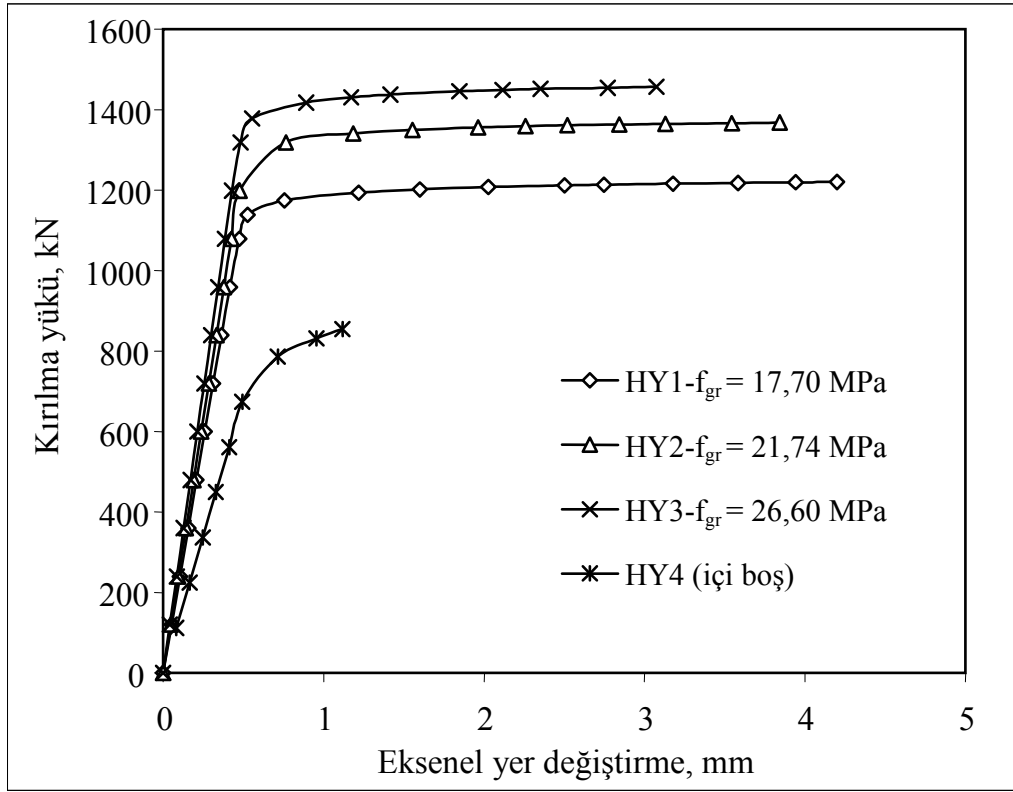
$f_{bl}=21,17$ MPa; $E_0= 21170$ MPa; $c_{bl}= 5,29$ MPa; $\phi_{bl}= 33,50^\circ$				
Numune No	Önerilen (6.18) Bağıntısı	Deney Sonuçları	Sonlu Eleman Sonuçları (Drucker-Prager)	Sonlu Eleman Sonuçları (İzotropik Hasar)
	MPa	MPa	MPa	MPa
HY 1	16,34	16,69	17,30	16,57
HY 2	17,19	17,21	19,40	19,13
HY 3	18,11	18,25	20,65	22,50
HY 4	20,71	21,71	22,83	23,06

Deneyi yapılan doldurulmuş prizmalarda dolgu betonu basınç dayanımı artıka prizmaların dayanımları, dolayısıyla kırılma yüklerinin arttığı görülmüştür (Çizelge 7.10 ve Şekil 7.34). Bu prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman elasto-plastik ve izotropik hasar analiz sonuçları da dolgu betonu basınç dayanımındaki artmanın, prizmanın kırılma yükünü artırdığını göstermiştir. İçi boş numuneye ait (HY4) toplam kırılma yükü ile içi doldurulmuş numunelere ait kırılma yükleri karşılaştırıldığında dolgu betonu dayanımı en az olan prizmada (HY1) %34, dolgu betonu dayanımı en yüksek olan prizmada ise (HY3) %47 oranlarında kırılma yüklerinde artış olmuştur (Çizelge 7.11). İçi boş prizmaya ait kırılma yükü içi dolu prizmalara göre daha küçük olurken net alana göre ortalama düşey basınç dayanımları karşılaştırıldığında ise içi boş numuneye (HY4) ait ortalama düşey gerilmelerin, en düşük dolgu betonu dayanımına sahip prizmaya ait ortalama düşey gerilmelere göre %32 daha yüksek olduğu görülmüştür (Çizelge 7.10). İçi dolu prizmalar kendi aralarında dolgu betonu dayanımı dikkate alınarak karşılaştırıldığında; dolgu betonu dayanımı en zayıf prizma (HY1) ile dolgu betonu dayanımı blok dayanımına yakın olan prizma (HY2) karşılaştırıldığında dolgu betonu dayanımındaki artış %23 olurken, prizmanın ortalama kırılma yükündeki artış %3,1 olmuştur. En zayıf dolgu betonu dayanımına sahip prizma (HY1) ile dolgu betonu dayanımı blok dayanımından daha güçlü olan prizma (HY3) karşılaştırıldığında dolgu betonu dayanımında %50 artış olurken kırılma yükündeki artış %9,3 olmuştur (Çizelge 7.11).

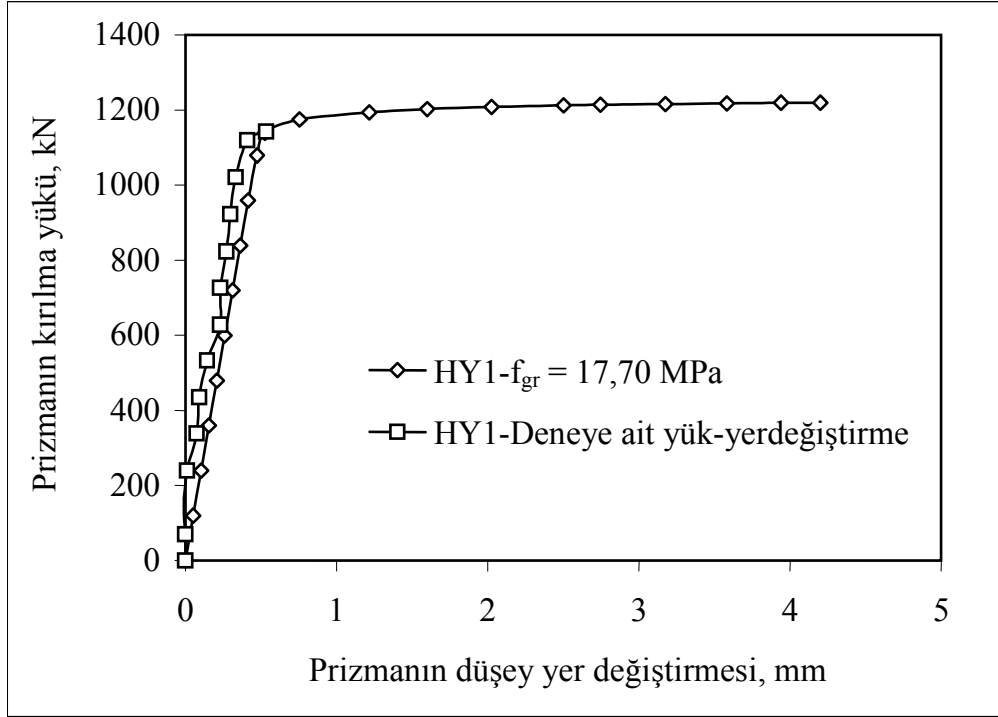
Denenen HY1 prizmasına ait deneysel eksenel yük-düşey yer değiştirme eğrisi, doğrusal olmayan elasto-plastik analizden elde edilen eksenel yük-değiştirme eğrisi ile karşılaştırılmış ve analiz sonuçları ile deney sonuçlarının uyumlu olduğu görülmüştür (Şekil 7.35).

Çizelge 7.11 Dolgu dayanımı ve kırılma yükündeki artış oranları

Dolgu dayanımı ve kırılma yükündeki artış oranları						
	Dolgu					
	Zayıf		Orta		Güçlü	
	Dolgu	Kırılma	Dolgu	Kırılma	Dolgu	Kırılma
İçi Boş		%34		%38		%47
Zayıf Dolgu			%23	%3,1	%50	%9,3
Orta Dolgu					%22	%6

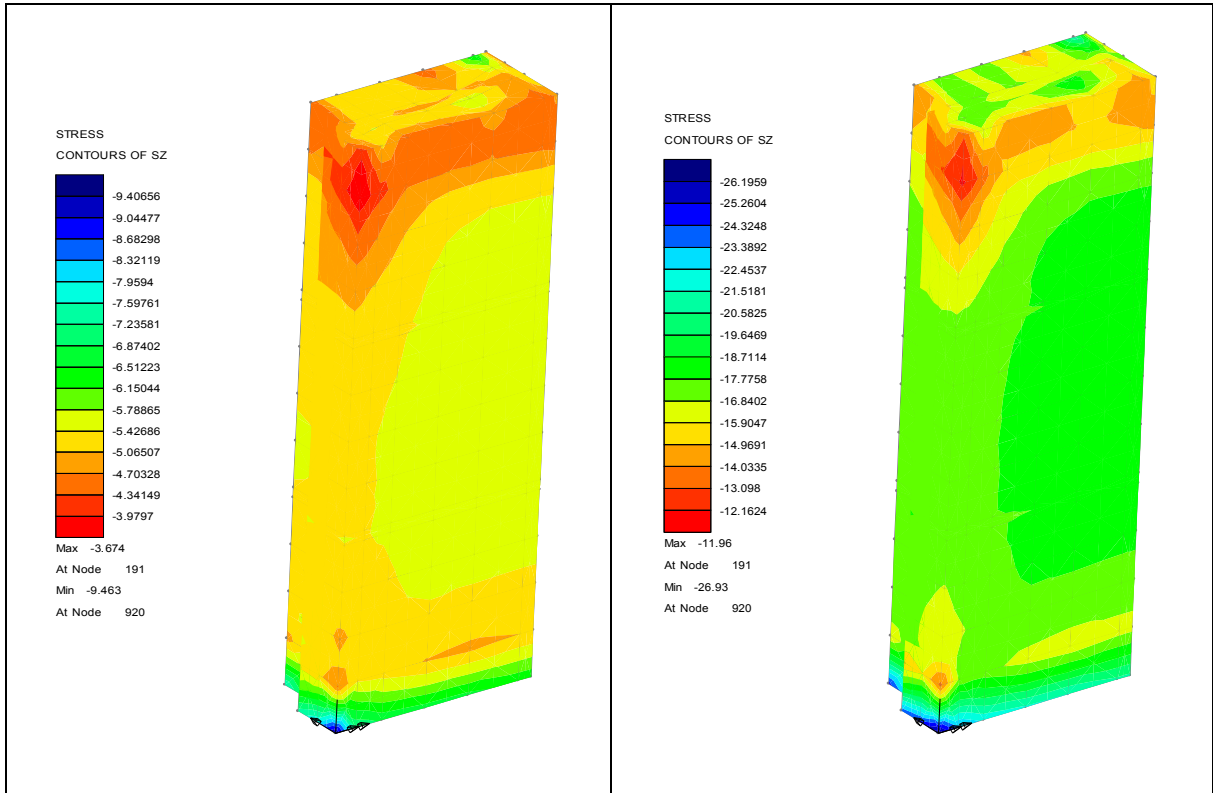


Şekil 7.34 Denenen prizmalara ait elasto-plastik analiz sonuçlarına göre eksenel yük-düşey yer değiştirme eğrileri.

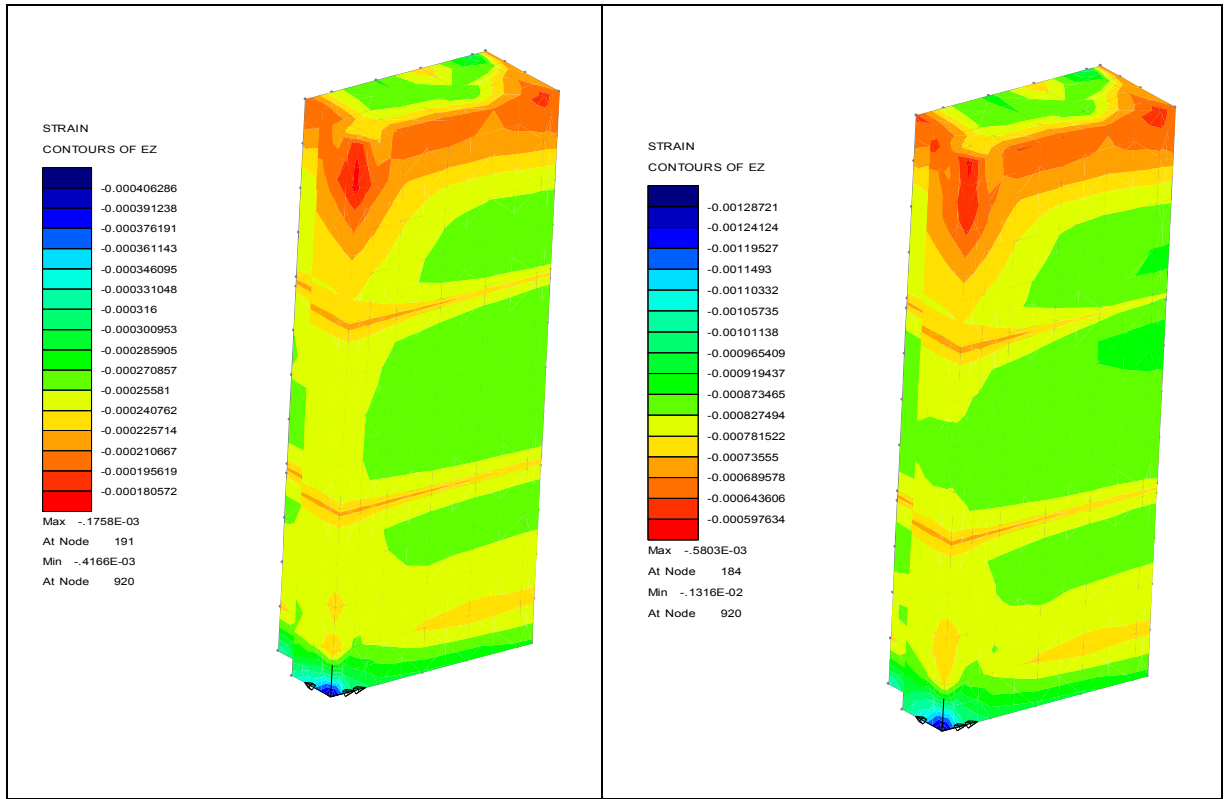


Şekil 7.35 Deney sonuçları ile elasto-plastik analiz sonuçlarının karşılaştırılması.

İzotropik hasar modeline göre üç boyutlu doğrusal olmayan sonlu eleman analizi yapılan HY1 prizmasına ait düşey gerilme ve şekil değişirme grafikleri Şekil 7.36 ve Şekil 7.37 de gösterilmiştir.



Şekil 7.36 HY1 prizmasına ait artan yükler altında σ_z gerilme dağılımı.



Şekil 7.37 HY1 prizmasına ait artan yükler altında ε_z şekil değiştirme dağılımı.

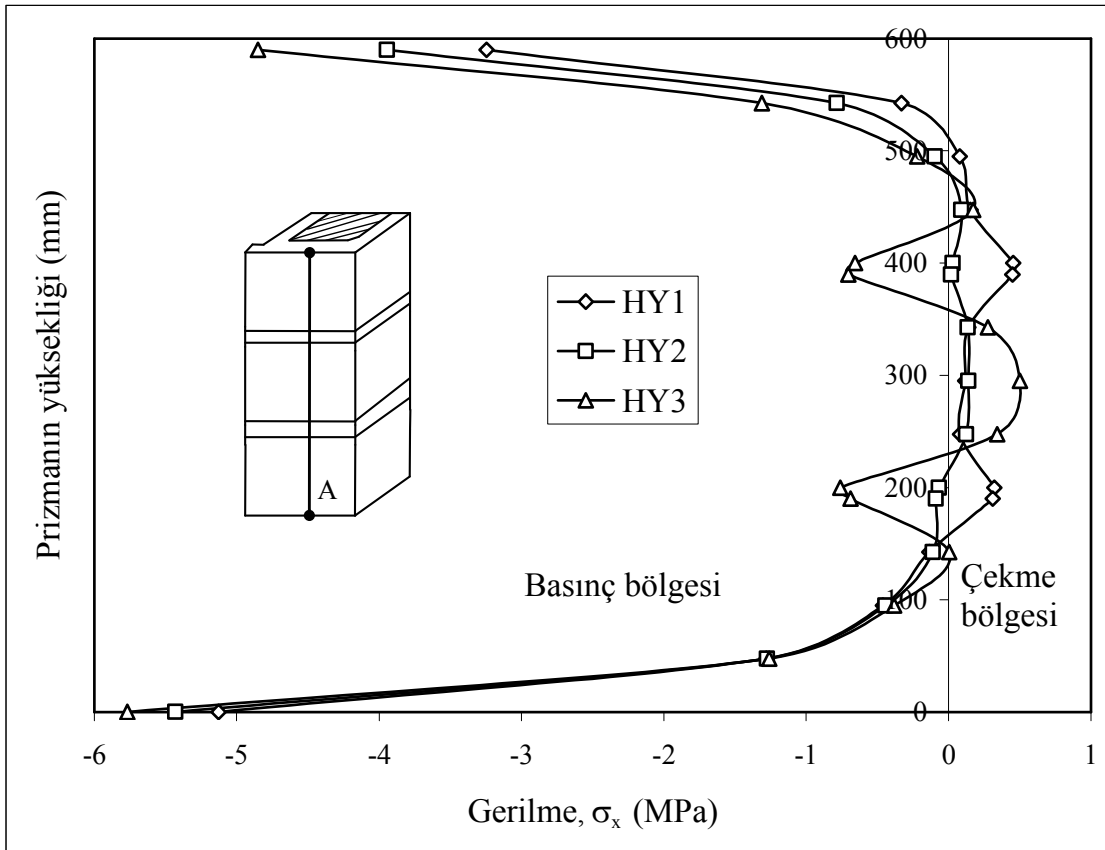
LUSAS programında izotropik hasar modeline göre yapılan doğrusal olmayan sonlu eleman analizi sonuçlarına göre içi dolu numunelerin dış yüz kabuğu üzerinde bulunan A noktasından geçen doğru boyunca yatay (σ_x , σ_y) ve düşey (σ_z) gerilmelerin nasıl değiştikleri sırasıyla Şekil 7.38, Şekil 7.39 ve Şekil 7.40'da gösterilmiştir.

Prizma yüzeyinde A noktasından geçen doğru boyunca σ_x yatay gerilmelerinin dolgu dayanımı en düşük olan HY1 prizmasında, birinci ve ikinci harç bölgelerinde çekme olarak en büyük değerine ulaştığı, dolgu dayanımı blok dayanımına yakın olan HY2 prizmasında sıfıra yaklaştığı, dolgu dayanımı blok dayanımından daha güçlü olan HY3 prizmasında ise basınç olarak en büyük değerine ulaştığı görülmüştür. Prizmaların orta blok bölgeleri dikkate alındığında en büyük çekme gerilmelerinin, en büyük dolgu dayanımına sahip olan HY3 prizmasında meydana geldiği görülmüştür. Prizmaların orta blok bölgelerinde, diğer iki prizmada ise çekme gerilmelerinin birbirine yakın olduğu görülmüştür.

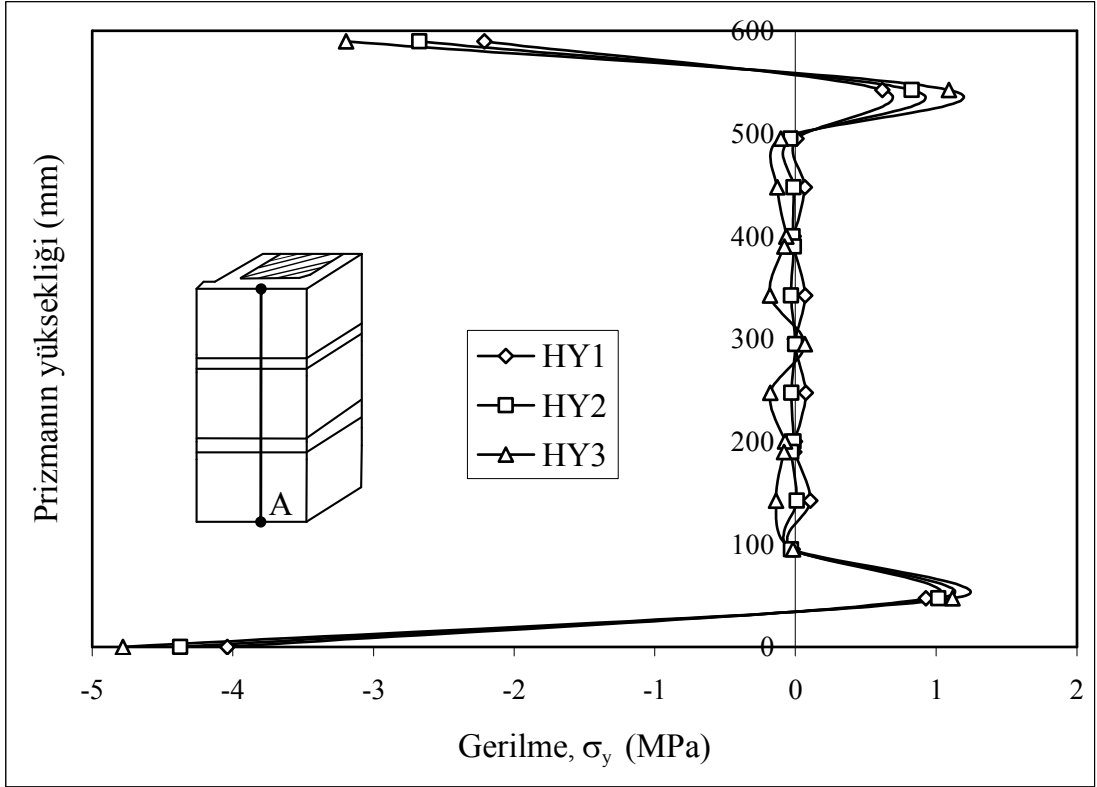
Prizma yüzeyinde A noktasından geçen doğru boyunca yatay σ_y gerilmelerinin her üç prizmada da birbirine yakın değerler aldığı görülmüştür. Birinci ve üçüncü blokların başlık ve mesnet bölgelerinde büyük basınç gerilmelerinin meydana geldiği görülürken, bu blokların prizma ortasına doğru olan bölgelerinde gerilmelerin yön değiştirerek en büyük çekme gerilmesine dönüştükleri görülmüştür. Dolgu betonu dayanımı en düşük HY1 prizmasına ait

σ_y yatay gerilmelerinin 100 mm, 200 mm, 300 mm, 400 mm ve 500 mm noktalarında sıfır olduğu, 0 mm ile 100 mm arasında ve 500 mm ile 600 mm arasında büyük çekme gerilmelerine dönüştükleri görülmüştür. Dolgu betonu dayanımı en yüksek HY3 prizmasına ait σ_y yatay gerilmelerinin harç bölgelerinde sıfıra yaklaştığı, blok bölgelerinde ise prizmanın 100 mm ile 500 mm yükseklikleri arasında 300 mm noktası hariç hep basınç kaldıkları görülmüştür.

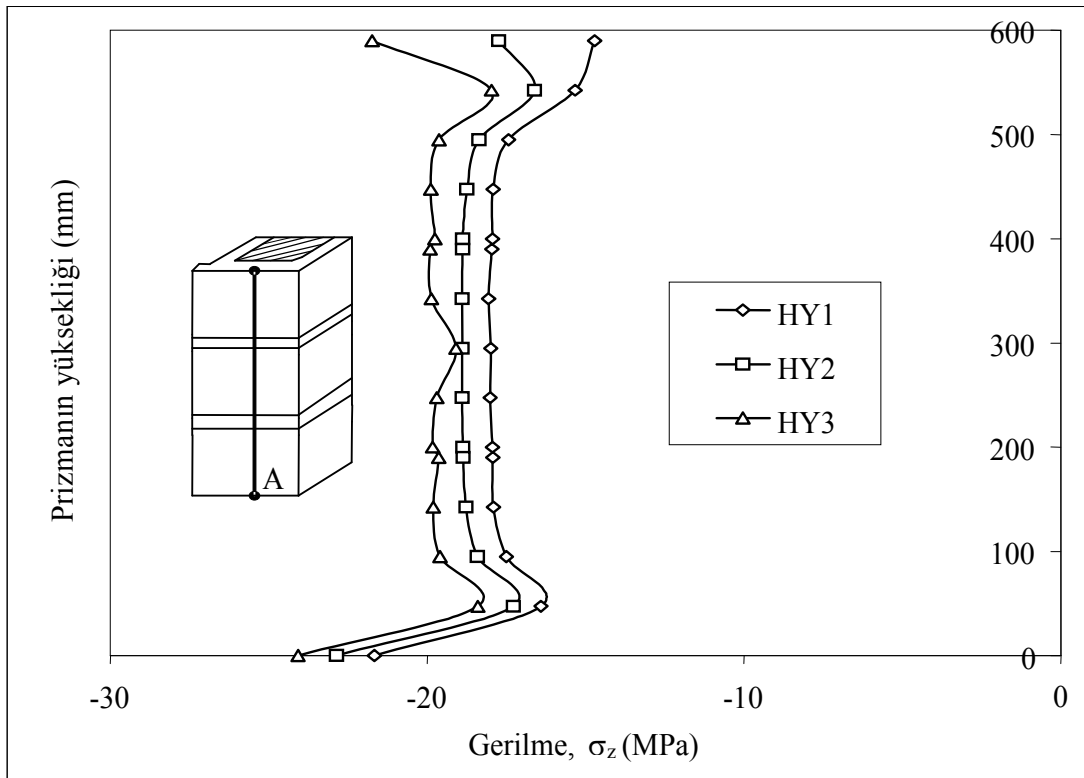
Eksenel σ_z gerilmeleri dikkate alındığında, bu gerilmelerin başlık ve mesnet bölgelerinde en büyük değerine ulaştığı görülürken blok ve harç bölgelerinde prizma dış kabuğu yüksekliği boyunca fazla değişmeden kaldıkları görülmüştür. Dolgu dayanımı arttıkça düşey gerilmelerin de arttığı görülmüştür.



Şekil 7.38 Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen yatay (σ_x) gerilmelerinin prizma yüksekliği boyunca değişimi.



Şekil 7.39 Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen yatay (σ_y) gerilmelerin prizma yüksekliği boyunca değişimi.



Şekil 7.40 Denenen prizmaların dış yan yüzünde meydana gelen düşey (σ_z) gerilmelerin prizma yüksekliği boyunca değişimi.

7.2.5 İçi Dolu Prizma İçin Gerilme-Şekil Değişirme İlişkisi

Şekil 7.41’de görülen dolu prizmaya ait gerilme-şekil değişirme eğrisi gözüne alındığında üç bölgeye ayrılabilir. Bu durumda doğrusal olan birinci bölgede gerilme-şekil değişirme arasındaki ilişki için aşağıdaki bağıntı yazılabilir:

$$\sigma^{(a)} = 18684\varepsilon + 0,1648 \quad (7.4)$$

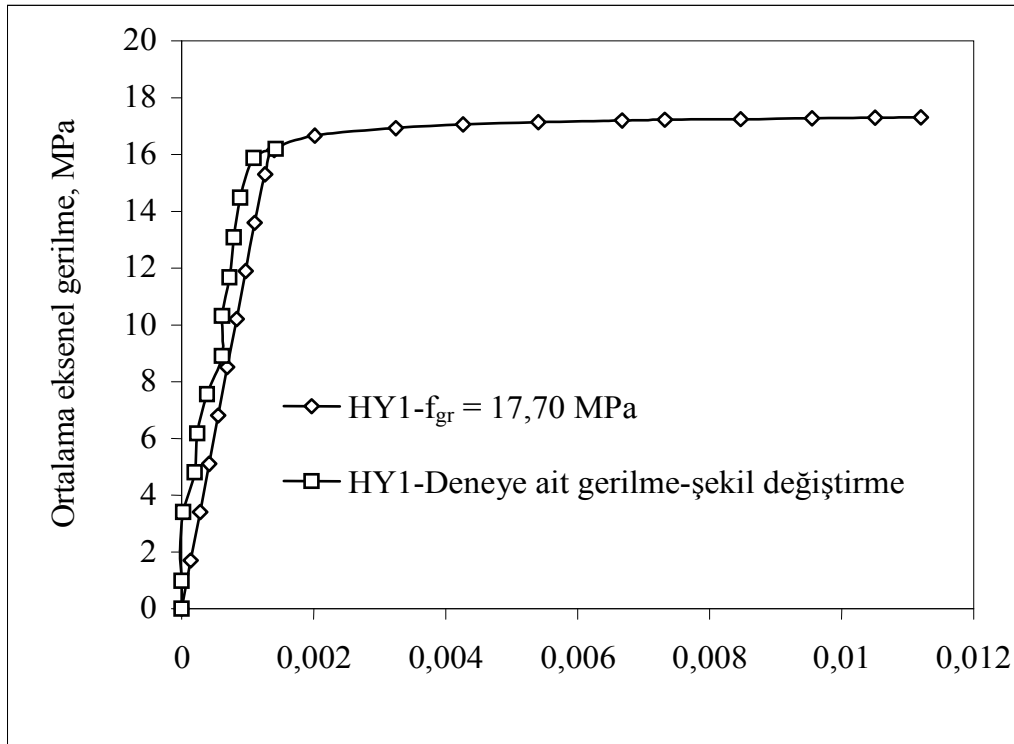
Uydurulan eğriye ait bu bağıntı için hesaplanan korelasyon $R^2 = 0,9978$ ’dir. Burada R regresyon katsayısının karesidir. Doğrusal olmayan ikinci bölge için uydurulan eğrinin bağıntısı aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\sigma^{(b)} = -348873\varepsilon^2 + 1712.9\varepsilon + 14,948 \quad (7.5)$$

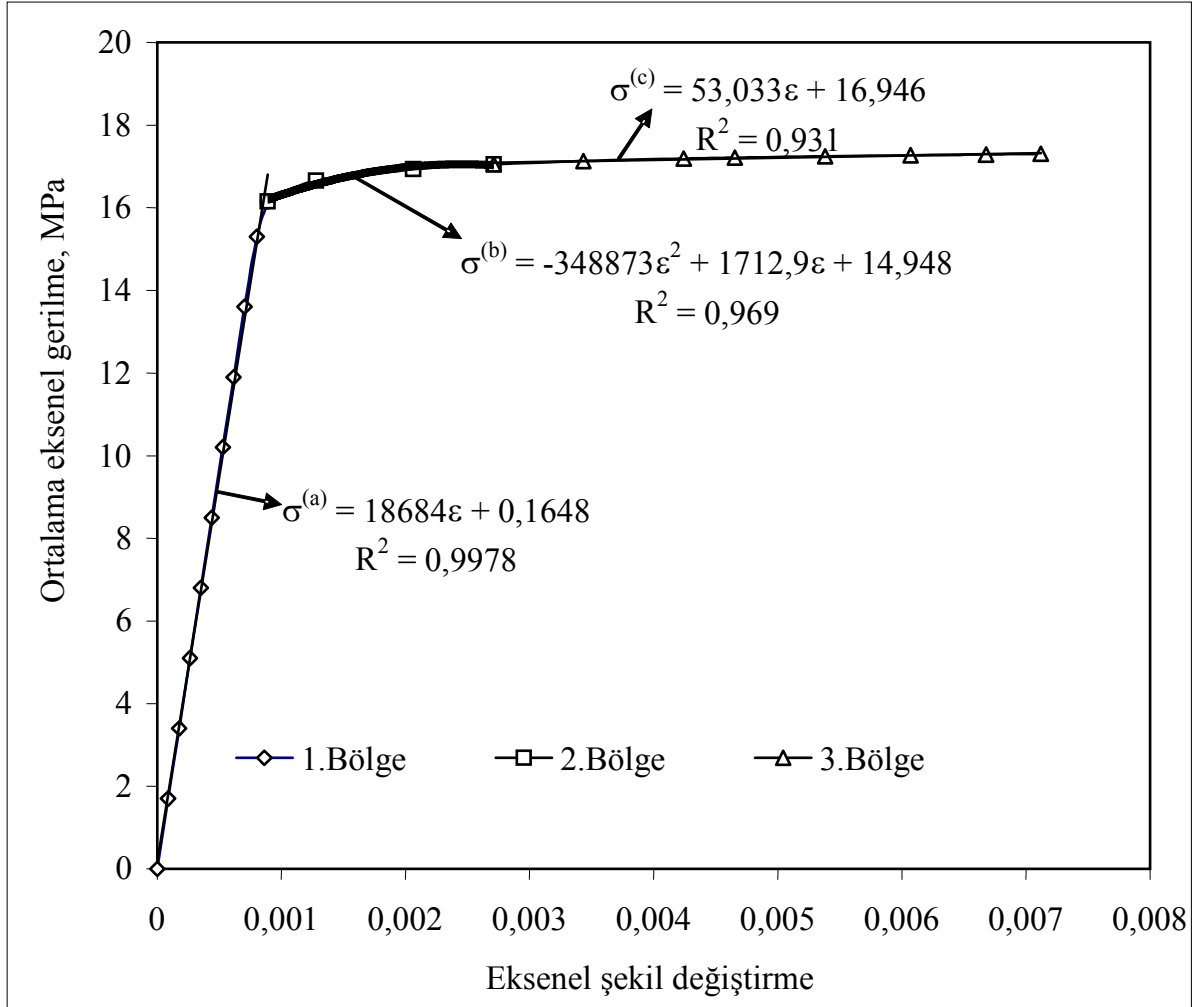
Uydurulan bu eğriye ait bağıntı için hesaplanan korelasyon $R^2 = 0,969$ ’dir. Üçüncü bölge için uydurulan eğriye ait bağıntı aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\sigma^{(c)} = 53,033\varepsilon + 16,946 \quad (7.6)$$

Uydurulan bu eğriye ait bağıntı için hesaplanan korelasyon $R^2 = 0,931$ ’dir. Bu üç bölge ile prizma için elasto-plastik analiz sonucunda elde edilmiş gerilme-şekil değişirme eğrisi daha gerçekçi olarak elde edilmiş olmaktadır.



Şekil 7.41 İçi dolu prizma (HY1) için, ortalama aksenal gerilme-şekil değişirme eğrisi.



Şekil 7.42 İçi dolu prizma (HY1) için, ortalama aksenal gerilme-şekil değıştirme eğrisi.

8. SONUÇLAR

8.1 Analiz Sonuçları

1. Bu çalışmada, literatürde yer alan yığma prizmalara ait analizlerin büyük çoğunluğunun doğrusal teoriye dayandığı dikkate alınarak, doğrusal olmayan davranışla yığma prizmaların gerçeğe yakın olarak modellenmesi amaçlanmıştır.
2. Yapılan bu çalışma ile beton yığma prizmaların, beton blok, harç ve dolgu betonu ayrı ayrı olmak üzere üç boyutlu sonlu eleman modelleri yapılmıştır. Modeli yapılan bu prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri elasto-plastik model (Druger-Prager modeli) ve izotropik hasar teorisi (Oliver modeli) yaklaşımları kullanılarak LUSAS programında yapılmıştır. Bu iki malzeme modelini tanımlayan malzeme parametreleri, beton blok, harç ve dolgu betonunun davranışlarını yansıtacak şekilde analiz sonuçlarının literatürde yer alan deney verileri ile karşılaştırılması sonucunda elde edilmiştir. Böylece, beton blok, harç ve dolgu betonu malzemelerinin kendi basınç dayanımlarına bağlı olarak kohezyon, c ve içsel sürtünme açısı, ϕ parametrelerini belirlemek amacıyla (6.4), (6.5) ve (6.6) bağıntıları bu çalışma kapsamında önerilmiştir.
3. Doğrusal olmayan sonlu eleman analiz sonuçları temel alınarak boşluklu ve doldurulmuş beton prizmaların basınç dayanımlarını belirlemeye yönelik analitik (6.17) ve (6.18) bağıntıları önerilmiştir.
4. Yapılan doğrusal olmayan sonlu eleman elasto-plastik ve izotropik hasar analizi sonuçlarından elde edilen kırılma yük değerlerinin, deneysel verilerle uyumlu olduğu görülmüştür.

8.2 Deney Sonuçları

1. YTÜ-Yapı ve Malzeme laboratuvarlarında standart beton bloklarla bindirmesiz örülerek üç blok yüksekliğinde içi boş ve boşlukları değişik dolgu dayanımına sahip dolgu betonu ile doldurulmuş prizmalar hazırlanmış ve denenmiştir. Yapılan deneysel çalışmalarda dolgu betonu dayanımının beton blok dayanımından daha düşük olması, blok dayanımına yakın ve daha kuvvetli olması hallerinde prizmaların kırılma şekilleri ve son limit durumdaki kırılma yükleri belirlenmiştir. Prizmaların düşey yer değiştirmesini ölçmek amacıyla LVDT'ler bağlanmış; böylece düşey yer değiştirmeler ölçülmüştür. Artan aksenal yükte önce blok dış yüz kabuklarında düşey çatlakların geliştiği görülmüş ve prizmanın

kırılmasının bu düşey çatlakların birleşmesi sonucunda olduğu gözlemlenmiştir. Literatürde yer alan diğer deneysel çalışmalarda dolgulu bazı numunelerin özellikle kuvvetli dolgu dayanımına sahip numunelerin erken kırıldığı belirtilmiştir (Drysdale vd., 1979; Khalaf 1996). Khalaf (1996) çalışmasında doldurulmuş prizmalardan bazılarının yükleme sonucu dış kabuklarının tamamen kırılıp döküldüğünü ve içindeki dolgu betonun tamamen sağlam kaldığını, bu dolgu betonunun kırılma yükünün %80'ine kadar dayanabildiğini belirtmiştir. Denenen prizmaların yüklenmesi sonucunda erken kırılma görülmemiştir. Kırılan prizmaların dış kabukları kaldırıldığında dolgu betonunda da düşey çatlakların gelişmiş olduğu görülmüştür. Yapılan deneysel çalışma sonuçlarına göre dolgu betonu dayanımındaki artmanın yığma prizmanın kırılma yükünü artırdığı görülmüştür. Ancak bu artışın, dolgu dayanımındaki artmaya paralel olarak doğrusal olmadığı görülmüştür.

2. Harç dayanımındaki artmanın, bindirmesiz örülmüş dolgulu yığma prizmaların yük kapasitelerini artırmak yönünde fazla katkısı olmadığı görülmüştür.
3. Denenen prizmalara ait doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri elasto-plastik ve izotropik hasar modelleri kullanılarak yapılmış ve sonuçlar deney sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Analiz sonuçlarının ve önerilen bağıntılardan elde edilen sonuçların deney sonuçları ile uyumlu olduğu görülmüştür.

8.3 Öneriler

1. Önerilen (6.17) ve (6.18) bağıntılarının uygulamada kullanılması halinde, boşluklu ve dolgulu yığma prizmaların kırılma dayanımlarının iyi bir şekilde tahmin edilebileceği söylenebilir. Böylece tasarımda bu bağıntıların kullanılması durumunda doğrusal olmayan analizin etkilerinin göz önüne alınmış olacağı düşünülmektedir.
2. Beton blok, harç ve dolgu betonu malzemelerinin kendi basınç dayanımlarına bağlı olarak kohezyon ve içsel sürtünme açısı, c ve ϕ parametrelerini belirlemek amacıyla (6.4), (6.5) ve (6.6) bağıntıları bu çalışma kapsamında önerilmiştir. Bu parametreleri kullanarak genel amaçlı herhangi bir sonlu eleman programında prizmaların (LUSAS, ANSYS, ABAQUS vb.) üç boyutlu modeli yapılabilir ve bu prizmaların doğrusal olmayan sonlu eleman analizleri gerçekleştirilebilir. Bu şekilde yapılacak analizlerle değişik dayanıma sahip harç ve özellikle dolgu betonundan türetilen prizmaların basınç dayanımları deney yapılmadan tahmin edilebilir. Bu durum yığma yapıların projelendirilmesi aşamasında

kolaylık sağlayabilir.

3. Tarihi yığma yapılardan alınacak parça blok, taş veya tuğlalardan yapılacak prizmaların denenmesi ile bu yapıların dayanımları hakkında daha gerçekçi bilgiler edinilebilir. Tezdeki yaklaşım kullanılarak önce yapıya ait en uygun parametreler belirlendikten sonra, bu parametreler kullanılarak yapının analizi yapılabilir. Bu bilgiler ışığında bu yapıların onarımı ya da güçlendirilmesi projeleri daha gerçekçi yapılabilir.
4. Yığma yapılarda kullanılan taşıyıcı duvarlardan veya çerçevelerde kullanılan dolgu duvarlarının yapımı sırasında numune alınması, yani duvarın özellikleri ile aynı olan prizmaların yapılması ve denenmesi istenebilir.

KAYNAKLAR

ACI-ASCE Committee 530 (1992), Building Code Requirements for Concrete Masonry Structure, American Concrete Institute Standard, Detroit.

American Society of Testing and Materials (1992), Compressive Strength of Masonry Assemblages, E 447.

ASTM C 1314, Standart Test Method for Compressive Strenght of Masonry Prisms.

Bazant, Z. P. ve Oh, B.H., (1983), "Crack Band Theory for Fracture of Concrete", Materials Constructions Vol.16, No.93:155-177.

Boult, B. F., (1979), "Concrete Masonry Prism Testing" ACI Journal, 513-535.

British Standard 5628, (1992), Code of Practice For Use of Masonry , Bulding Code Requirements for Masonry Structures Part 1, (ACI 530-92/ASCE 5-92/TMT 402-92).

Cheema, T.S., ve Klingner, R. E., (1986), "Compressive Strength of Masonry Prisms", ACI Journal, Vol.83, No.1: 88-97.

Chen, W. F. (1982), Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill Company, New York.

Chen, W. F. and Saleeb, A. T., (1982), Constitutive Equations for Engineering Materials, Vol.1, Elasticity and Modeling, New York, N.Y. Wiley.

Chen, W. F. ve Han, D. J., (1988), Plasticity for Structural Engineers, New York, N.Y. Springer-Verlag.

Creazza, G., Matteazzi, R., Saetta, A. ve Vitaliani, R., (2002), "Analyses of Masonry Vaults: A Macro Approach Based on Three-Dimensional Damage Model" Journal of Structural Engineering , s.646-654.

Drysdale, R. G. ve Hamid, A. A., (1979), "Behavior of Concrete Block Masonry Under Axial Compression" ACI Journal, Title no. 76-32:707-721.

Drysdale, R. G., Hamid, A. A. ve Baker, L. R., (1994), Masonry Structures : behavior and design, Englewood Cliffs,N.J :Prentice-Hill.

Drysdale, R. G., ve Khattab, M. M., (1995)., "In-Plane Behaviour of Grouted Concrete Masonry under Biaxial Tension-Compression", ACI Structural Jouranl, Vol.92, No.6

Ersoy, U.,(1987), Betonarme-Temel İlkeler ve Taşıma Gücü Hesabı, Cilt I, Evrim Basım-Dağıtım, İstanbul.

Frunzio, G., Gesuldo, A., ve Monaco, M., (1997), "An Anisotropic Failure Criterion for Masonry", Computer Methods in Structural Masonry Proceedings of the Fourth International Symposium on Computer Methods in Structural Masonry, 1997, Italy.

Ganesan, T. P. ve Ramamurthy, K., (1992), "Behavior of Concrete Hollow-Block Masonry Prisms Under Axial Compression", ASCE-Journal of Structural Engineering, Vol.118, No.7:1751-1769.

Hamid, A. A., (1978), Behavior Characteristics of Concrete Masonry, Thesis presented to McMaster University at Hamilton, ON, Canada, in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy.

Hamid, A. A., ve Drysdale, R. G., (1979), "Suggested Failure Criteria for Grouted Concrete Masonry Under Axial Compression", ACI Journal, Title no.76-43:1047-1061.

Hamid, A. A. ve Chukwunenye, O., (1986), "Compression Behavior of Concrete Masonry Prism", ASCE-Journal of Structural Engineering, Vol.112, No.3:605-613.

Hegemier, G. A., Krishomoorty, G., Nunni R. O. ve Moorty, T., (1977), Prism Tests for the Compressive Strength of Concrete Masonry, Univ. Of California, San Diego, CA, Report No. AMES-NSF-TR-77-1.

İnan, M., (1984), Cisimlerin Mukavemeti, İTÜ, İstanbul.

Kachanov, L. M., (1986), Introduction to Continuum Damage Mechanics, Martinus Nijhoff Publishers, The Netherlands.

Karakoç, C., ve Köksal, H.O., (1997), "The Modeling of Concrete Fracture", Studi e Ricerche, No:18:271-283.

Khalaf, F. M., Hendry, A. W., ve Fairbairn, D.R., (1994), "Study of the Compressive Strength of Blockwork Masonry", ACI Structural Journal, Vol.91:367-375.

Khalaf, F. M. (1996), "Factors Influencing Compressive Strength of Concrete Masonry Prisms" Magazine of Concrete Research, No.175:95-101.

Khalil, M. R. A., Shrive, N. G. ve Ameny, P. (1987), "Three-Dimensional Stress Distribution in Concrete Masonry Prisms and Walls", Magazine of Concrete Research, Vol.48, No.139:73-82.

Köksal, E. ve Köksal, T., (1996), Çubuk Plak Kabuk Stabilitesi, YTÜ Matbası, Yayın No: 309, İstanbul.

Köksal, H. O. (1998). Modeling of Concrete Fracture, Ph.D. Thesis, Submitted to Boğaziçi University.

Köksal, H. O., ve Karakoç, C., (1999), "An Isotropic Damage Model for Concrete", Materials and Structures, Vol.32:611-617.

Köksal, H. O., Karakoç, C., ve Yıldırım, H., (2003), "Compressive Strength of Concrete Hollow Block Masonry", Studies and Researches, Graduate School in Concrete Structures-Fratelli Pesenti, Politecnica di Milano, Italy, Vol.24.,s.189-206.

Köksal, H.O. ve Yıldırım, H., (2003), "Yığma Yapı Elemanları Briket ve Tuğla İçin Hasar Analizi Parametrelerini Belirlemek İçin Deneysel Çalışma Yapılması ve Sonlu Eleman

- Yöntemi ile Sınanması”, YTÜ- Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinatörlüğü, Proje No. 22-05-01-01, Doktora Tezini Destekleyen Araştırma Projesi Raporu.
- Köksal, E., Köksal, H. O. ve Yıldırım, H., (2004), “Eksenel Basınç Altında Beton Blok Prizmaların Davranışı”, İMO Teknik Dergi, Cilt 15, Sayı 3, s.3249-3265.
- Köksal, H. O., Karakoç, C., ve Yıldırım, H., (2005), “Compression Behaviour and Failure Mechanisms of Concrete Masonry Prisms”, ASCE-Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.17, No.1, February 1, 2005, pp.107-115.
- Kuenning, W. H. Ve Carlson, C. C., (1956), “Effect of Variations in Curing and Drying on the Physical Properties of Concrete Masonry Units”, Development Department Bulletin D13, Portland Cement Association.
- Kupfer, H., Hildsorf, H. K., ve Rüşch, H., (1969), “Behaviour of Concrete Under Biaxial Stresses”, ACI, Vol.66:656-666.
- LUSAS, (1999), Theory Manual 1, Version 13, FEA Ltd United Kingdom.
- LUSAS, (1999), Theory Manual 2, Version 13, FEA Ltd United Kingdom.
- LUSAS, Finite Element System (2001), Examples Manual, Version 13.3, Issue 2, FEA Ltd United Kingdom.
- Maher, A. ve Darwin, D., (1982), “Mortar Constituent of Concrete in Compression”, ACI Journal, Vol.79:100-109.
- Mahrenholtz, O., Reddy, D. V., ve Bobby, W., (1982), “Limit Analysis of Internally Pressurized Cut-and-Cover Type Underground Reactor Containments”, ACI Journal, Vol.79:220-225.
- Oliver, J., Cervera, M., Oller, S. ve Lubliner, J., (1990), “Isotropic Damage Models and Smeared Crack Analysis of Concrete”, Computer Aided Analysis and Design of Concrete Structures”, Proceedings of SCI-C, II. International Conference, 1990, Austria.
- Oller, S., Onate, E., Oliver, J. ve Lubliner, J., (1990), “Finite Element Nonlinear Analysis of Concrete Structures Using a Plastic-Damage Model”, Engineering Fracture Mechanics, Vol.35:219-231.
- Page, A.W. ve Shrive, N.G., (1990), “Concentrated Loads on Hollow Concrete Masonry”, ACI Structural Journal, V.87, No.4:436-444.
- Paulay, T., ve Priestley, M. J. N., (1992), Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry, Wiley, New York.
- Paulay, T., Priestley, M. J. N., (1992), Earthquake Resistant Design Reinforced Concrete Construction Building, Reinforced Concrete-Earthquake Effects, Wiley, New York.
- Phillips, D. V., ve Binsheng, Z. (1993), “Direct Tension Tests on Notched and Unnotched Plain Concrete Specimens”, Magazine of Concrete Research, Vol.45, No.162:25-35.

Ramamurthy, K., ve Ganesan, T.P., (1993), "Analysis of Concrete Hollow Block Masonry Prisms under Eccentric Compression", Magazine of Concrete Research, No.163:147-153.

Ramamurthy, K., (1995), "Behaviour of Grouted Concrete Hollow Block Masonry Prisms", Magazine of Concrete Research, No.173:345-354.

Ramamurthy, K., Sathish, V. ve Ambalavan, R., (2000), "Compressive Strength Prediction of Hollow Concrete Block Masonry Prisms", ACI Structural Journal, V.97, No.1:61- 67.

Reese, R. C., Martin, I. ve Thürlimann, B., Emeritus, G. W., (1978), Structural Design of Tall Concrete and Masonry Buildings, American Society of Civil Engineers.

Resende, L., (1987), "A Damage Mechanics Constitutive Theory for the Inelastic Behavior of Concrete", Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, Vol.60:57-93.

Richart, F. E., Woodworth, P. M., ve Moorman, R. B., (1932) "Strength and Stability of Concrete Masonry Walls" Engineering Experiment Station Bulletin, University of Illinois, Urbana, No.251.

Roberts, J. J., (1973), "The Effect of Different Test Procedures Upon The Indicated Strength of Concrete Blocks in Compression", Magazine of Concrete Research, Vol.25:87-98.

Sahlin, S., (1971). Structural Masonry, Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, N.J.

Saraylı, M. A., (1978), Yapı Malzemeleri Bilimi, İstanbul.

Sayed-Ahmed, E. Y., ve Shrive, N. G., (1996), "Nonlinear Finite-Element Model of Hollow Masonry", ASCE Journal of Structural Engineering, Vol.122, No.6:683-690.

Self, M. W., (1975), Structural Properties of Load-Bearing Concrete Masonry, Mason: Past and Present, ASTM STP 589, American Society of Testing and Materials, Philadelphia, PA.

Shrive, N. G., (1982), "The Failure Mechanism of The Face Shell Bedded (UngROUTED and Unreinforced) Masonry", International Journal of Masonry Construction, 2(3), 115-128.

Shrive, N. G. ve Jessop, E. L. (1987), "Hollow Concrete Blocks with Enhanced Structural Efficiency and a Compatible Grout", Magazine of Concrete Research, Vol.39, No.140:133-140.

Strugeon, G.R., Longworth, J., ve Warwaruk, J., (1980), "An Investigation of Reinforced Concrete Block Masonry Columns", Technical Report, University of Alberta.

Syrmakezis, C. A., and Asteris, P. G., (2001), "Masonry Failure Criterion Under Biaxial Stress State", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.13, No.1:58-64.

TS 2510, (Nisan 1977), Kargir Duvarlar Hesap ve Yapım Kuralları, Ankara.

TS 2717, (Nisan 1977), Harç Kumları, Ankara.

TS 2848, (Ekim 1977), Kargir Duvar Harçları, Ankara.

TS 706-EN12620, (2003), Beton Agregaları, Ankara.

Yıldırım, H.,(2001), “Yığma Yapı Elemanları İçin İzotropik Hasar Modeli Geliştirilmesi ve Sonlu Eleman Uygulamaları Tez Denetleme Raporu I”, YTÜ-Fen Bilimleri Enstitüsü.

Yıldırım, H., (2002), “Tarihi Yığma Yapılar ve Eksenel Basınç Altında Briketten Yığma Prizmlerin Davranışı” Seminer, YTÜ-Fen Bilimleri Enstitüsü.

Yıldırım, H., (2002), “Yığma Yapı Elemanları İçin İzotropik Hasar Modeli Geliştirilmesi ve Sonlu Eleman Uygulamaları Tez Denetleme Raporu II”, YTÜ-Fen Bilimleri Enstitüsü.

Yıldırım, H., (2002), “Yığma Yapı Elemanları İçin İzotropik Hasar Modeli Geliştirilmesi ve Sonlu Eleman Uygulamaları Tez Denetleme Raporu III”, YTÜ-Fen Bilimleri Enstitüsü.

ÖZGEÇMİŞ

Doğum tarihi	01.11.1968	
Doğum yeri	Elbistan	
Lise	1977–1985	Şişli Kuştepe Lisesi (Yeni adı Yunus Emre Lisesi)
Lisans	1985–1989	Yıldız Üniversitesi Mühendislik Fakültesi İnşaat Mühendisliği Bölümü
Yüksek Lisans	1991–1994	Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Müh. Anabilim Dalı, Mekanik Programı
Doktora	1994–2007	Yıldız Teknik Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü İnşaat Müh. Anabilim Dalı, Mekanik Programı
Çalıştığı kurum(lar)	1992-	Devam ediyor YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü Araştırma Görevlisi, İnşaat Mühendisliği Bölümü.