

Çimento esaslı kompozit malzemelerin optimum tasarımı

Fikret BAYRAMOV*, Canan TAŞDEMİR, Mehmet Ali TAŞDEMİR

İTÜ İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, 34469, Ayazağa, İstanbul

Özet

Bu çalışmada, çelik tel narinliği ve içeriğinin eğilme halinde Çelik Tel Donatılı Betonun kırılma parametrelerine etkisi araştırılmakta ve bu parametreler optimize edilerek daha sünek ve daha düşük maliyetli beton elde edilmektedir. Optimum tasarım için, üç-düzeyle iki faktörlü tam deneysel tasarım, Tepki Yüzey Yöntemi ve çok amaçlı sayısal optimizasyon teknikleri kullanılmaktadır. Çelik telin narinliği ve içeriğinin özgül kırılma enerjisi ve karakteristik boya etkisinin belirgin olduğu sonucuna varılmaktadır. Daha sonra, agrega konsantrasyonunun betonun kırılma ve mekanik özelliklerine etkisi incelenmektedir. Kırılma enerjisinin belirlenmesi için RILEM TC 50-FMC standardına göre çentikli kirişler üzerinde üç noktalı eğilme deneyi yapılmıştır. Betonda agrega konsantrasyonunun artımı kırılma enerjisi ve karakteristik boy gibi kırılma özelliklerini belirgin biçimde iyileştirmektedir.

Anahtar Kelimeler: Çelik tel, yarma-çekme dayanımı, eğilme dayanımı, agrega konsantrasyonu, kırılma enerjisi, karakteristik boy, tepki yüzey yöntemi, çok amaçlı optimizasyon.

Optimum design of cement-based composite materials

Abstract

In this study, the main objective is to optimise the fracture parameters of Steel Fibre Reinforced Concretes for obtaining a more ductile behaviour than that of plain concrete. The effects of the aspect ratio and volume content of steel fibre on fracture properties of concrete in bending were investigated by measuring the specific fracture energy and characteristic length. For the optimum design, three-level full factorial experimental design, Response Surface Method and numerical optimisation techniques were used. The results show that the effects of fibre volume content and aspect ratio on specific fracture energy and characteristic length are significant. On the other hand, the effect of aggregate concentration on the fracture and mechanical behaviour of plain concrete under bending was investigated. For the determination of the fracture energy the three-point bending test was performed on notched beams according to the recommendation of the RILEM 50-FMC Technical Committee. Six control mixes ranging from hardened cement paste (hcp) to normal concrete were prepared in which the aggregate grading, water/cement ratio ($w/c=0.316$), and maximum aggregate size were kept constant, but the volume fraction of aggregate was changed as: 0.00 (hcp); 0.15; 0.30; 0.45; 0.60 and 0.68 m^3/m^3 (real concrete). Experimental results shows that modulus of elasticity, splitting tensile strength, net bending strength, fracture energy and characteristic length increases significantly with increasing aggregate concentration.

Keywords: Steel fibre, splitting strength, bending strength, aggregate concentration, fracture energy, characteristic length, response surface method, multiobjective optimization.

*Yazışmaların yapılacağı yazar: Fikret BAYRAMOV. bayramovf@itu.edu.tr; Tel: (555) 218 43 05.

Bu makale, birinci yazar tarafından İTÜ İnşaat Fakültesi'nde tamamlanmış olan "Çimento esaslı kompozit malzemelerin optimum tasarımı" adlı doktora tezinden hazırlanmıştır. Makale metni 04.05.2004 tarihinde dergiye ulaşılmış, 09.06.2004 tarihinde basım kararı alınmıştır. Makale ile ilgili tartışmalar 31.10.2005 tarihine kadar dergiye gönderilmelidir.

Giriş

Bu çalışma, geleneksel Çelik Tel Donatılı Beton (ÇTDB) ve yalın beton gibi iki ayrı çimento esaslı kompozit malzemenin optimum tasarımını kapsamaktadır. Geleneksel ÇTDB'lar rasgele ve üniform dağılı kısı kesilmiş süreksiz çelik telleri içermektedir. ÇTDB'ların performansına çelik telin tipi, içeriği, narinliği (uzunluk/çap), çekme dayanımı, beton içindeki dağılımı ve matris özellikleri etki etmektedir. Beton teknolojisindeki hızlı gelişmelerden sonra geleneksel karışım tasarımı ve geleneksel malzemelerle basınç dayanımı 100 MPa'ı aşan betonlar üretilebilmektedir (Balaguru vd., 1992). Yüksek dayanımlı betonların esas sorunu ise artan dayanımla gevrekliğin artması, çekmede zayıf, istenilen yüksek tokluk ve süneklikten de yoksun olmasıdır. Bilindiği gibi, yüksek dayanımlı betonlarda basınç dayanımı arttıkça süneklik azalmaktadır. Bu iki özeliğin birbiriyle ters orantılı olması ise önemli bir sakınca sayılmaktadır. Ancak, çelik telin betona eklenmesiyle katılma miktarına bağlı olarak gevreklik sorunu en aza indirilebilmektedir (Wafa ve Ashour, 1992). Bundan dolayı, yüksek dayanımlı betonun sünekleştirilmesi konusunda yoğun çaba vardır. Çelik telin gevrek matrise eklenmesiyle malzemenin tokluğu, kırılma enerjisi, çekme, eğilme ve çarpma dayanımları, çatlamaya karşı direnci ve süneklik gibi mekanik ve kırılma özelliklerinde de büyük artışlar sağlanmaktadır. Beton yapıların kırılma davranışının daha iyi anlaşılması için, malzemenin çatlama sonrası davranışı ile ilgili bilgiler önem kazanmaktadır. ÇTDB'da beton matris çatladıktan veya gevrek türde kırıldıktan sonra sünek çelik teller yükü diğer tellere aktarmaya ve taşımaya devam ederek, malzemenin yapısal bütünlük ve kohezyonunun devam etmesine yardımcı olur. Rastgele dağılı ve kısa kesilmiş teller, matrisin çatlamasından sonra mikroçatlakların önünü keserek bu çatlakları köprülemekte ve çatlak yayılmasını kısıtlamaktadır (Banthia ve Trottier, 1995). Çelik tellerin sıyırılması ise daha çok enerji gerektirmekte ve malzemenin tokluğuna, tekrarlı ve dinamik yüklemelere karşı direncine büyük artışlar sağlamaktadır (Barros ve Figueiras, 1999).

ÇTDB'un mekanik ve kırılma özelliklerini iyileştirmek için optimum tasarıma gerek vardır.

ÇTDB'un karışım oranları ve bunların birbiriyle etkileşimi de karmaşık olduğundan bu tip karışımlarda bir veya birkaç mekanik özeliğin kontrol edilmesi gerekir. Son yıllarda ÇTDB'ların optimizasyonu kırılma enerjisinin maksimum yapılması yönünde yaygınlaşmıştır. Brandt (1995) tarafından ÇTDB'un kırılma enerjisi, basınç dayanımı ve ilk çatlak dayanımı karışım ve tel parametreleriyle ampirik bağıntılarla ilişkilendirilerek aynı anda maksimize edilmiştir. Lange-Kornbak ve Karihaloo (1998) ise matematiksel optimizasyon teknikleri kullanıp çekme dayanımı ve kırılma enerjisi gibi mekanik özellikler ile karışım ve tel parametreleri arasındaki mikro-mekanik bağıntılara dayanarak ÇTDB'ların kırılma enerjisi ve basınç dayanımını ayrı ayrı ve aynı anda maksimize etmişlerdir. Bu çalışmada ise, Tepki Yüzey Yöntemi (TYY) ile çok amaçlı aynı anda optimizasyon teknikleri kullanılarak ÇTDB'ların süneklik ve maliyet bakımından optimizasyonu gerçekleştirilmektedir. TYY kimya mühendisliğinde karışım optimizasyonu ve diğer sanayilerde yaygın biçimde kullanılmasına rağmen betonda yeterince yaygın biçimde kullanılmamıştır. TYY, Simon vd. (1999) tarafından Yüksek Performanslı Beton karışımlarının optimize edilmesinde de kullanılmıştır.

Çimento esaslı kompozit bir malzeme olan yalın betonun da sünekliliğine yönelik optimum tasarımının yapılması gerekir. Beton hacminin yaklaşık %70'ni agrega kapladığı için malzemenin kırılmasında bu bileşen önemli bir işleve sahiptir. Kimyasal ve mineral bileşim, petrografik tanımlama, özgül ağırlık, sertlik, dayanım, fiziksel ve kimyasal kararlılık ve boşluk yapısı gibi agrega özelliklerinin betonun performansında anahtar bir işleve sahip olduğu gösterilmiştir (Neville, 1975). Araştırmaların çoğu ise agrega tanesinin biçimine, boyutuna, yüzey özeliğine ve su emmesine yöneliktir. Son yıllarda hem agreganın tipi hem de boyutunun betonun mekanik özelliklerine etkisi ile ilgili çok sayıda araştırma yapılmıştır. Maksimum agrega boyutundaki artışla betonda karakteristik boyun ve kırılma enerjisinin belirgin biçimde arttığı yani betonun daha sünek bir davranış gösterdiği saptandı (Taşdemir vd., 1999). Buna karşın betonun kırılma özellikleri üzerine agrega konsantras-

yonunun etkisi ile ilgili yapılmış çalışmalar (Yıldırım vd., 1995; Lange-Kornbak ve Karihaloo, 1996; Taşdemir ve Karihaloo, 2001) kısıtlıdır. RILEM TC 50-FMC (1985) tarafından önerilen üç noktalı eğilme deney tekniği kullanarak agrega konsantrasyonunun yalın betonun mekanik ve kırılma özelliklerine etkisinin daha iyi anlaşılabilmesi çalışmanın diğer bir amacıdır.

Tepki yüzey yöntemi

İstatistik tabanlı TYY ile birden fazla faktörün etkilediği birkaç tepkinin optimum değeri alması için optimizasyon yapılabilmektedir. TYY deneysel tasarım, regresyon analizi ve optimizasyon gibi yöntemleri birlikte göz önüne almaktadır. Tepki yüzeyi, aralarında matematiksel ilişki olan bağımsız değişkenlerle bağımlı değişkenleri aynı anda temsil eden grafiklerdir. Bu grafik, faktörlerin belli bir tepkiyi nasıl etkilediğini daha açık anlamak için yararlıdır. Bir model kurulmadan optimizasyon problemini çözmek olanaksızdır. Model kurmak için de bir seri deneysel verilere gerek vardır.

Bu çalışmada, ÇTDB'un süneklik ve maliyet doğrultusunda optimum tasarımı için yapılan üç-düzeyle iki faktörlü tam deneysel tasarımda bağımlı değişkenler (tepkiler) basınç dayanımı (f_c'), yarma çekme dayanımı (f_{st}), net eğilme dayanımı (f_{net}), elastisite modülü (E), kırılma enerjisi (G_F) ve karakteristik boy (l_{ch}) gibi mekanik özelliklerdir. Çalışmadaki bağımsız değişkenler (faktörler) ise tel narinliği (L/d) ve tel içeriği (V_f) olup her bir bağımsız tasarım değişkenin alabileceği uygun aralıklar aşağıdaki gibi belirlenmektedir:

$$\begin{aligned} 55 \leq L/d \leq 80 \\ 20 \leq V_f \leq 50 \text{ kg/m}^3 \end{aligned} \quad (1)$$

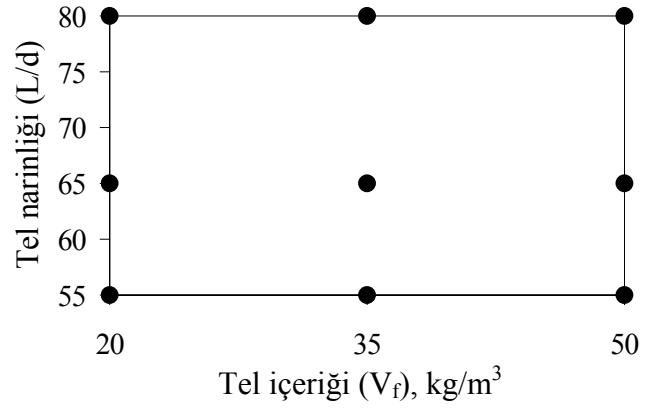
Uygun bölgeyi belirten ve Denklem 1'de verilen yan kısıtlamalara çelik telin özellikleriyle ilgili aşağıdaki kısıtlamalar da eklenebilir:

Narinliğin $55 \leq L/d \leq 65$ aralığında $L = 3(L/d) - 135$ mm olup, L ve d 'nin aralıkları sırasıyla, $30 \leq L \leq 60$ mm ve $0.55 \leq d \leq 0.92$ mm'dir. $65 \leq L/d \leq 80$ aralığında ise $L = 60$ mm ve $0.75 \leq d \leq 0.92$ mm'dir.

Üç-düzeyle iki faktörlü tam deneysel tasarım ile tepki yüzeyi elde edilebilir ve her bir tepki (f_c' , f_{st} , f_{net} , E , G_F ve l_{ch}) için tam ikinci dereceli (kuadratik) model kurulabilir. İki bağımsız değişken için, 6 adet b_0 , b_1 , b_2 , b_3 , b_4 ve b_5 katsayısı olan tam ikinci dereceli model genel olarak aşağıdaki gibi ifade edilebilir:

$$y = b_0 + b_1(L/d) + b_2(V_f) + b_3(L/d)^2 + b_4(V_f)^2 + b_5(L/d)(V_f) \quad (2)$$

İki bağımsız değişken ($N=2$) için tam faktöryel tasarım $2^N=2^2=4$ köşe, $2N=2 \times 2=4$ kenar ve 1 orta nokta olmak üzere toplam $3^N=3^2=9$ noktadan oluşmaktadır (Şekil 1).



Şekil 1. Çelik Tel Donatılı Betonların tel narinliği (L/d)-tel içeriğine (V_f) göre deneysel tasarım şeması

ÇTDB'larla ilgili deneysel çalışma Beton üretiminde kullanılan malzemeler

Bu araştırma için 9 karışım ÇTDB ve 1 karışım yalın beton olmak üzere toplam 10 karışım beton üretildi. Bütün karışımlarda, çimento, silis unu, kırmakum, kırmataş I, ve suyun hacim oranı sabit tutuldu. Su/çimento oranı 0.36, kullanılan çimentonun özgül ağırlığı 3.16 g/cm^3 olan bir Portland Çimentosudur. Betonda çimento içeriği 400 kg/m^3 'tür. İnce agrega olarak silis unu (0-0.25 mm) ve kırmakum (0-4 mm) kullanıldı. Bu agregaların özgül ağırlıkları ise sırasıyla, 2.63 ve 2.65 g/cm^3 'tür. İri agrega olarak özgül ağırlığı 2.65 g/cm^3 ve en büyük agrega boyutu 16 mm olan kırmataş I kullanıldı.

Taze betonun su içeriğini azaltmak ve işlenebilirliğini sağlamak amacıyla farklı beton karışımlarına çimento ağırlığının yaklaşık %0.75-%1.5'i kadar su azaltıcı Polikarboksilik eter esaslı hiperakışkanlaştırıcı katıldı. Çelik tel içerikleri (V_f) 20 kg/m^3 , 35 kg/m^3 ve 50 kg/m^3 , ve narinlikleri (L/d) ise 55, 65 ve 80'dir. Kullanılan kancalı uçlu çelik tellerin özellikleri Tablo 1'de verilmektedir. Beton karışımları aşağıdaki gibi kodlandırılmaktadır: N ve ilk iki rakam çelik telin narinliği, V ve son iki rakam ise çelik telin 1 m^3 'deki ağırlıkça miktarıdır. Örneğin, 1 m^3 betonda $L/d=80$ narinliğindeki çelik telden 50 kg kullanılan beton karışımının kodu N80V50'tür. NB ise kontrol karışımını (çelik tel içermeyen) göstermektedir.

Tablo 1. Kancalı uçlu çelik tellerin özellikleri

Tel Uzunluğu (L), mm	Tel Çapı (d), mm	Tel Narinliği (L/d)	Özgül Ağırlık, kg/m^3	Çekme Dayanımı, N/mm^2
60	0.75	80	7850	1050
60	0.92	65	7850	1000
30	0.55	55	7850	1100

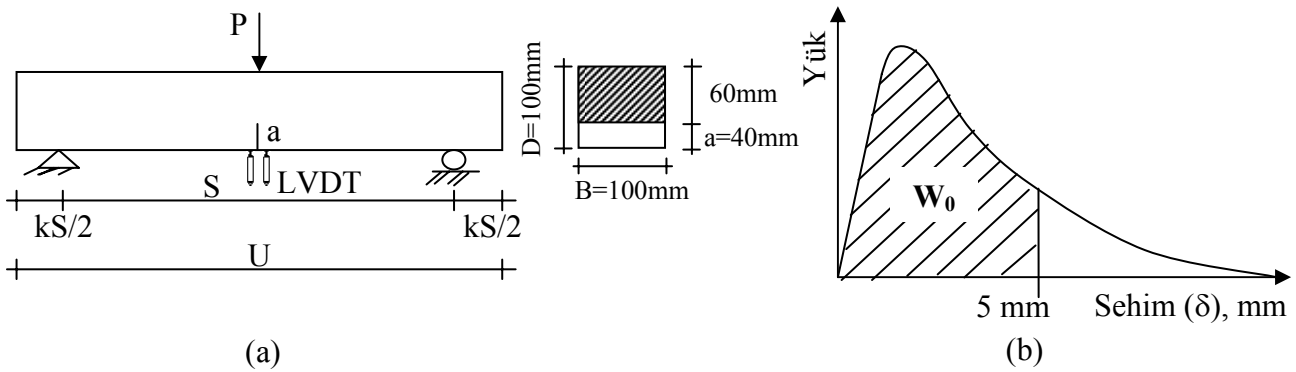
ÇTDB numunelerin hazırlanması

Beton üretilirken önce çimento, silis unu, kırma-kum ve kırmataş I karıştırıldı, sonra su, hiperakışkanlaştırıcı ve çelik tel eklendi. Üretilen beton, çelik kalıplara döküldü ve vibrasyon masasında sıkıştırılarak yerleştirildi. Özgül kırılma enerjisi ve net eğilme dayanımının belirlenmesi için uzunluğu 500mm ve en kesiti $100 \times 100 \text{ mm}$ olan 3'er adet kiriş numune, basınç dayanımı ve elastisite modülünün elde edilmesi için çapı 150 mm ve yüksekliği 300 mm olan 3'er adet silindir numune, yarma çekme dayanımının

belirlenmesi için ise çapı 150 mm ve yüksekliği 60 mm olan 6'şar beton disk numune üretildi. Üretimi izleyen 24 saat sonra bütün kalıplar açıldı ve numuneler $20 \pm 2^\circ \text{C}$ sıcaklıkta kirece doygun suda 27 gün tutuldu.

Deney yöntemi

Basınç deneyi Avrupa Standardlarına (EN 206 ve EN 12390) ve tek eksenli basınç deney yöntemine göre yapıldı. Özgül kırılma enerjisinin (G_F) belirlenmesi için RILEM TC 50-FMC (1985) Teknik Komitesince önerilen çentikli kiriş numuneler üzerinde üç noktalı eğilme deneyi kullanıldı. Bu çalışmada, deneye tabi tutulan ÇTDB'ların basınç dayanımı/çekme dayanımı oranı 5-10 arasında değiştiğinden ÇTDB'un kırılma enerjisinin belirlenmesi için de Hillerborg (1983) tarafından önerilen ve Barros ve Figueiras (1999) tarafından da belirtilen RILEM TC 50-FMC yöntemi kullanıldı. Standartta öngörülen 50 mm'lik çentiğin yerine iri agregaların ve çelik tellerin etkin alanda bulunmasını sağlamak amacıyla kiriş numuneler elmas testere ile kesilerek 40mm'lik bir çentik açıldı ve etkin kesit alanı $60 \text{ mm} \times 100 \text{ mm}$ oldu. Kiriş numuneler yaklaşık 50. günde eğilme deneyine tabi tutuldu. ÇTDB kiriş numunelere 2 mm'lik sehime kadar 0.3 mm/dak. , daha sonra 5 mm sehime kadar 1.5 mm/dak. yükleme hızı ile maksimum kapasitesi 250 kN olan yer değiştirme kontrollü MTS yükleme makinesi ile yük uygulandı. Kirişin ortasında yerleştirilen 2 adet transdüser (LVDT) ile sehimler ölçüldü ve ortalama sehim bulundu. Böylece, her bir kiriş numune için yük-açıklığın ortasındaki sehim eğrisi elde edildi. Tipik olarak çentikli kiriş numune için eğilme deneyi düzeneği Şekil 2a.'da, elde edilen yük-sehim eğrisi ise Şekil 2b'de gösterilmektedir.



Şekil 2. Eğilme deney düzeneği (a) ve elde edilen yük-sehim eğrisinin (b) şematik gösterimi

Deney sonuçları ve değerlendirilmesi

Çelik tel narinliği ve içeriğinin ÇTDB'un mekanik ve kırılma özelliklerine etkisi ile ilgili elde edilen deneysel sonuçlar Tablo 2'de verilmektedir.

Basınç dayanımı ve elastisite modülü

Silindir numuneler üzerinde yapılan basınç dayanımı deney sonuçları Tablo 2'de verilmektedir. Tablodan görüldüğü gibi, çelik tel içeriğinin etkisi narinliği 65 olan tellerle donatılmış betonlarda belirgin olup, çelik tel içeriğinin 20 kg/m^3 'den 50 kg/m^3 'e artması ile basınç dayanımında %30'luk bir artış sağlanmaktadır. Bununla birlikte, tel narinliği 80 ve 55 olan tellerle donatılmış betonlarda tel içeriğindeki artma basınç dayanımını az değiştirmektedir. Böylece, çelik tel içeriğinin basınç dayanımına etkisinin belirgin olmadığı anlaşılmaktadır. Benzer bir sonuç Swamy (1974) tarafından da belirtilmiştir. Basınç altında, çelik telin çapı ve muhtemelen beton içindeki yönü önemli rol oynayabilir. Diğer taraftan, çelik telin betona eklenmesinin basınç dayanımından çok basınç göçmesindeki sünekliğin artmasına etki edebileceği söylenebilir.

Betonun elastisite modülünün ise çelik tel içeriğinden fazla etkilenmediği, ancak agreganın elastisite modülü ve hacim oranı, ve su/çimento oranı ile kontrol edildiği varsayılmaktadır (Taşdemir vd., 2002).

Yarma çekme dayanımı

Yarma çekme dayanımı, disk numuneler üzerinde yapılan yarma deneyinden elde edilen en büyük yük kullanılarak aşağıdaki gibi hesaplanmaktadır:

$$f_{st} = \frac{2P}{\pi h D}, \text{ MPa} \quad (3)$$

Burada, P, h, ve D, sırasıyla, en büyük yük, disk numunenin yüksekliği ve çapıdır.

Elde edilen yarma çekme dayanımları Tablo 2'de verilmekte ve Şekil 3'de gösterilmektedir. Bu şekilden görüldüğü gibi yarma çekme dayanımı çelik tel içeriğinin artmasıyla artmaktadır. Tel narinliği 65 ve tel içeriği 50 kg/m^3 olan ÇTDB'ların yarma çekme dayanımında normal betonunkine oranla %42'lük bir artış sağlan-

maktadır. Tel narinliği 55 ve 80 olan aynı içerikli ÇTDB'larda ise bu artış sırasıyla, %23 ve %24'tür. Böylece, tel narinliği 65 olan ÇTDB'larda yarma çekme dayanımlarında daha belirgin artış elde edilmektedir.

Kırılma düzlemi boyunca çatlağın açılması ve yayılması çelik tellerle kontrol edilmektedir. Çatlağın yayılması anında bazı teller kırılmakta, bazıları ise matrizen sıyrılmaktadır. Yarma deneyinin bitiminden sonra betonların kırılma yüzeyleri incelendiğinde genelde narinliği 65 olan tellerin matrizen sıyrıldığı ve kırılmadığı, bununla birlikte, narinliği 80 olan tellerin ise 2 parçaya ayrılarak kırıldığı gözlemlendi. Böyle bir davranışa sebep narinliği 65 olan tellerin narinliği 80 olanlara oranla kesitinin daha fazla olması gösterilebilir. Benzer sonuçlara literatürde de rastlamak mümkündür. Eren ve Çelik (1997), çelik telin hacim oranı % 0.5 olduğunda tel narinliği 75'den 83'e arttığı zaman yarma çekme dayanımının azaldığını göstermişlerdir. Sunulan bu çalışmada, normal betonun basınç dayanımı veya ÇTDB'un matris dayanımı yüksek dayanımlı (yaklaşık 60 MPa) olduğundan, $L/d=80$ halinde beton ve çelik tel arasında mekanik uyumsuzluk önemli rol oynayabilir (Bayramov vd., 2004). Böylece, yüksek dayanımlı betonda yüksek çekme dayanımına (2000 MPa) sahip çelik tellerin kullanılması önerilmektedir (Vandewalle, 1996).

Net eğilme dayanımı

Çentikli kiriş numuneler üzerinde yapılan üç noktalı eğilme deneyinden en büyük yük elde edildikten sonra net eğilme dayanımı aşağıdaki gibi hesaplanabilir:

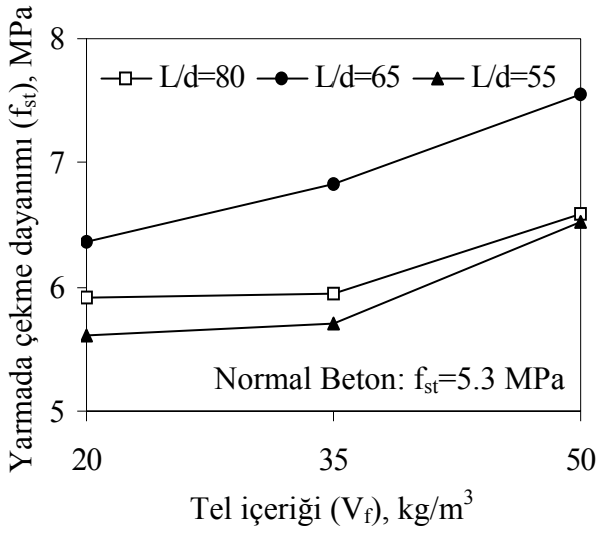
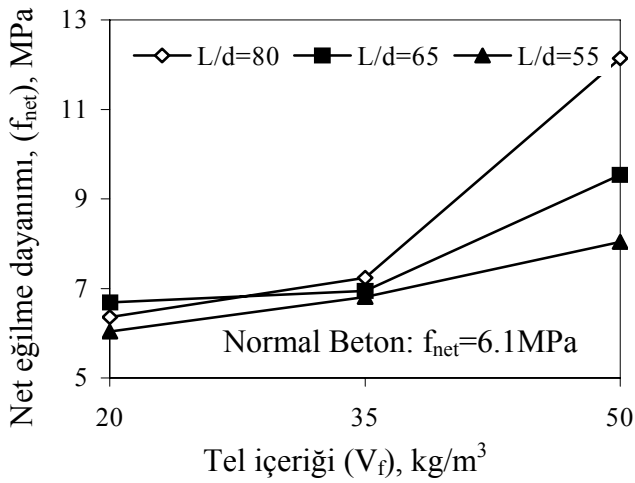
$$f_{net} = \frac{3PS}{2B(D-a)^2}, \text{ MPa} \quad (4)$$

Burada, P, S, B, D, ve a sırasıyla, en büyük yük, mesnetler arası uzunluk, numunenin genişliği, numunenin yüksekliği, ve çentik uzunluğu olup, $a/D=0.4$ ve $S/D=4$ 'tür. Kiriş eğilme deneyinden (Şekil 2) elde edilen net eğilme dayanımları Tablo 2'de verilmekte olup, tel narinliği ve içeriğinin net eğilme dayanımına etkisi Şekil 4'de gösterilmektedir; tel içeriği arttıkça net eğilme dayanımı da artmaktadır

Tablo 2. Sertleşmiş beton özellikleri: dayanım ve kırılma parametreleri

	NB	N55V20	N55V35	N55V50	N65V20	N65V35	N65V50	N80V20	N80V35	N80V50
Basınç dayanımı (f_c'), MPa	60.5	46.1	48.4	45.4	57.3	69.3	74.4	51.4	54.3	55.4
Net eğilme dayanımı (f_{net}), MPa	6.1	6.1	6.8	8.1	6.7	6.9	9.5	6.4	7.3	12.1
Yarma çekme dayanımı (f_{st}), MPa	5.30	5.60	5.71	6.52	6.36	6.83	7.55	5.92	5.95	6.58
Elastisite modülü (E), GPa	52.2	49.7	46.7	44.6	51.7	49.5	49.1	45.4	46.4	48.1
Kırılma enerjisi (G_F), N/m	91*	1011	1851	3368	957	1939	3724	1024	1793	4371
Karakteristik boy (l_{ch}), mm	169	1599	2650	3537	1224	2056	3207	1327	2352	4845

*Normal Beton (NB) için kırılma enerjisi (G_F), maksimum agrega boyutu, su/çimento oranı ve agrega hacim oranı gibi mikroyapısal parametreler göz önüne alınarak Lange-Kornbak ve Karihaloo (1996) tarafından da geliştirilen mezo-mekanik bağıntılarla hesaplandı.

Şekil 3. Yarma çekme dayanımı (f_{st}) -tel içeriği (V_f) ilişkisiŞekil 4. Net eğilme dayanımı (f_{net}) -tel içeriği (V_f) ilişkisi

Şekil 4 ve Tablo 2'den görüldüğü gibi, tel narinliği 55 olan ÇTDB'larda tel içeriğinin 0 kg/m^3 'den (normal beton) 50 kg/m^3 'e kadar artması net eğilme dayanımına % 33.5'lik bir artış sağlamaktadır. Tel narinliği 65 ve 80 olan ÇTDB'larda ise bu artış sırasıyla, % 56.5 ve % 100'dür. Böylece, tel narinliği 80 olan ÇTDB'larda net eğilme dayanımı normal betonunkine oranla 2 kat fazladır. Net eğilme dayanımındaki bu artışın sebebi, matris çatladıktan sonra tel ve matris arasındaki arayüzeyi bağ kopmaları gerçekleşene kadar bu çelik tellerin yükü taşımaya devam etmesi ile açıklanabilir. Yüksek narinliğe sahip çelik tel kullanımı ile betonun net eğilme dayanımında belirgin bir artışın elde edilmesi Gao vd. (1997) tarafından da belirtilmiştir.

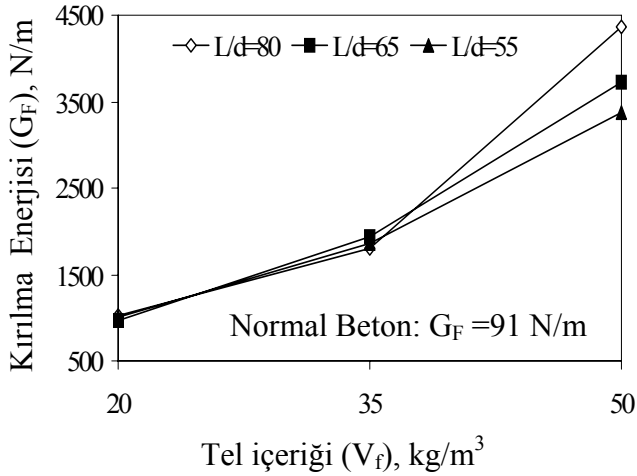
Kırılma enerjisi

Birim alan başına çatlak oluşturmak için gereken enerji miktarı malzemenin kırılmaya karşı direncini belirler. Betonda çelik telin esas görevlerinden biri kırılma için gereken enerjiyi arttırmaktır. Betonun kırılma enerjisi (G_F) yük-sehim eğrisinin altındaki alan (W_0) kullanılarak RILEM TC 50-FMC'nin önerdiği Denklem 5 ile hesaplanır. Burada, özgül kırılma enerjisi belirli sehime kadar olan yük-sehim eğrisinin altında kalan alana dayanarak elde edilmektedir. Bu çalışmada, ÇTDB'un G_F 'ini hesaplamak için 5 mm'lik sehime seçildi. Şekil 2b'deki şematik eğriden de görüldüğü gibi sadece 5 mm'lik bir sehime kadar olan enerji esas alınmaktadır.

$$G_F = \frac{W_0 + m(1-k^2)g\delta}{B(D-a)} \quad (5)$$

Burada, $k = (U/S) - 1$ olup B, D, U, m, a, S ve W_0 sırasıyla, kiriş numunenin genişliği, derinliği, uzunluğu, ağırlığı, çentik derinliği, mesnetler arası açıklık ve yük-sehim eğrisinin altındaki kalan alandır. g yerçekimi ivmesi (9.81 m/sn^2), δ ise açıklığın ortasındaki sehimdir.

Denklem 5 ile hesaplanan kırılma enerjileri Tablo 2’de verilmekte ve Şekil 5’de gösterilmektedir. Bu şekillerden görüldüğü gibi özgül kırılma enerjisi tel narinliği ve tel içeriğine bağlı olarak belirgin biçimde artmakta olup yüksek süneklik elde edilmektedir.



Şekil 5. Özgül kırılma enerjisi (G_F)-tel içeriği (V_f) ilişkisi

ÇTDB’nun sünekliği normal betonunkinden yaklaşık 50 kat fazla olduğu sonucuna varılabilir. Kırılma enerjisindeki bu artışın nedenlerinden biri kırılma sürecinde tellerin sıyrılması gösterilebilir. Tel içeriği ve tel narinliğindeki artışla kırılma enerjisinin de artmasına neden olarak fazla sayıdaki çelik tellerin çatlakların birleştirilmesinde bir köprü işlevi oynamasından ve böylece dolaylı çatlak yayılmasından kaynaklandığı söylenebilir (Bayramov vd., 2004).

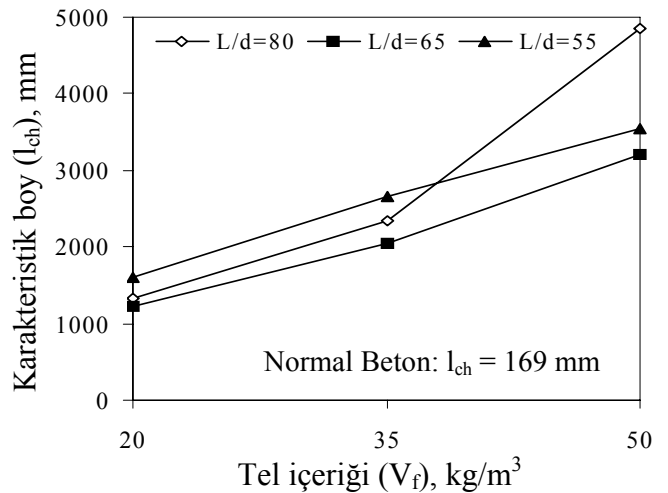
Karakteristik boy

Karakteristik boy (l_{ch}) nominal dayanımı, kırılma modunu ve çatlak büyümesini (çatlak modelini) kontrol ettiğinden, beton karışımı tasarımında

göz önüne alınmaktadır (Lange-Kornbak ve Karihaloo, 1998). Beton karışımlarında l_{ch} tasarım kriterlerine dahil edilmekte ve kırılma enerjisi (G_F), elastisite modülü (E) ve tek eksenli çekme dayanımı (f'_t) gibi parametrelerden yararlanarak Hilerborg vd. (1976)’nin önerdiği Fiktif Çatlak Modeli’ne (FÇM) göre Denklem 6’daki gibi hesaplanmaktadır. Bu çalışmada, f'_t tek eksenli çekme dayanımının yerine yarma çekme dayanımı (f_{st}) kullanılmaktadır.

$$l_{ch} = \frac{G_F \cdot E}{f_t'^2} \quad (6)$$

Çelik tel içeriği ve narinliğinin sünekliğin bir ölçüsü olan karakteristik boya etkisi Tablo 2 ve Şekil 6’da gösterilmektedir. Bu şekilden görüldüğü gibi, tel narinliği 55 olan ÇTDB’larda tel içeriğinin 20 kg/m^3 ’ten 50 kg/m^3 ’e artmasıyla karakteristik boyda % 120’lik bir artışa neden olmaktadır. Tel narinliği 65 ve 80 olan ÇTDB’larda ise bu artış sırasıyla, % 162 ve % 265’dir. Tablo 2 ve Şekil 6’dan görüldüğü üzere, tel içeriği 50 kg/m^3 olan ÇTDB’larda tel narinliğinin 55’den 80’e artmasıyla karakteristik boyda % 37’lik bir artış, buna karşılık 20 kg/m^3 ve 35 kg/m^3 tel içeriği için karakteristik boyda %20 ve %13’lik bir artış görülmektedir. Böylece, l_{ch} arttıkça beton daha sünek davranış sergilemektedir. Yarı-gevrek davranış gösteren yalın betona çelik tellerin eklenmesiyle sünek davranış gösteren kompozit (ÇTDB) elde edilmektedir.



Şekil 6. Karakteristik boy (l_{ch}) - tel içeriği (V_f) ilişkisi

Regresyon analizi

Her bir mekanik özeliğin tepki yüzey biçimini tanımlamak için uygun modelin seçilmesi önemlidir. Üç-düzeyle iki faktörlü tam deneysel tasarım ile tam ikinci dereceli (kuadratik) model kurulabilir, ancak modeldeki bazı terimler anlamlı olmayabilir. Bunun için, ÇTDB'un her bir mekanik özeliği için deneysel olarak elde edilen 9 veri istatistiksel tabanlı Design-Expert 6.0.7 paket programını kullanarak uygun görülen kuadratik model varyans analizi (ANOVA) ile analiz edildi ve geriye adımlama yöntemiyle anlamsız terimler modelden çıkartıldı. Her bir tepkinin analizinde sadece anlamlı terimler ($\alpha < 0.05$) modele dahil edildi. Böylece, basınç dayanımı (f_c'), yarma çekme dayanımı (f_{st}), elastisite modülü (E), net eğilme dayanımı (f_{net}), özgül kırılma enerjisi (G_F) ve karakteristik boy (l_{ch}) için de elde edilen en uygun regresyon modelleri aşağıdaki gibidir:

$$f_c' = -530.12 + 17.26(L/d) + 0.23V_f - 0.13(L/d)^2 \quad (7)$$

$$f_{st} = -21.68 + 0.84(L/d) - 0.04V_f - 0.006(L/d)^2 + 0.001V_f^2 \quad (8)$$

$$E = -15.89 + 2.48(L/d) - 0.95V_f - 0.02(L/d)^2 + 0.003V_f^2 + 0.01(L/d)V_f \quad (9)$$

$$f_{net} = 16.67 - 0.12(L/d) - 0.57V_f + 0.005V_f^2 + 0.005(L/d)V_f \quad (10)$$

$$G_F = 3542.1 - 33.64(L/d) - 146.68V_f + 2.19V_f^2 + 1.32(L/d)V_f \quad (11)$$

$$l_{ch} = 21687.6 - 600.43(L/d) - 64.72V_f + 3.94(L/d)^2 + 2.21(L/d)V_f \quad (12)$$

Optimizasyon

Denklemler 7-12'de verilen, faktörler (tasarım değişkenleri) ve tepkiler (mekanik özellikler) arasında ilişkiyi ifade eden regresyon modelleri kurulduktan sonra karışımı optimize etmek için L/d ve V_f gibi bağımsız tasarım değişkenleri ayrı ayrı ve aynı anda değiştirilebilir. Karışım optimizasyonunda amaç, belli bir veya birkaç tepkinin veya faktörün maksimumu veya minimumu yapılarak en iyi mekanik özelliklere sahip

ve/veya ekonomik olan karışımı bulmaktır. Birden fazla tepkinin aynı anda optimize edilmesi, her bir tepki için hesaplanan arzu edilirlilik fonksiyonu (d_j) kullanan sayısal optimizasyon teknikleri ile gerçekleştirilebilir. Arzu edilirlilik fonksiyonu $0 \leq d_j \leq 1$ arasında değerler alan amaç fonksiyonu olup, optimizasyonda göz önüne alınan her bir tepki için hesaplanmaktadır (Derringer ve Suich, 1980). Tekil arzu edilirlilik fonksiyonlarının geometrik ortalaması olan bir kompozit arzu edilirlilik amaç fonksiyonu (D) (Denklemler 13) oluşturularak çok amaçlı optimizasyon problemi çözülebilir. Bunun için, Denklem 1'de tasarım değişkenleri için verilen uygun bölge içinde kalınarak D maksimize edilir:

$$D = (d_1 \times d_2 \times d_3 \times \dots \times d_z)^{\frac{1}{z}} \quad (13)$$

Burada, z - optimizasyonda göz önüne alınan tepki sayısıdır.

Çok amaçlı optimizasyonda her hangi bir tepki için hedef o tepkiyi maksimum veya minimum yapmak ise, tepkinin arzu edilirlilik fonksiyonu (d_j) sırasıyla aşağıdaki gibi belirlenmektedir:

$$d_j = \begin{cases} 0, & Y_j \leq \min f_j \\ \left[\frac{Y_j - \min f_j}{\max f_j - \min f_j} \right]^{wt_j} & \text{ve} \\ 0 < d_j < 1, & \min f_j < Y_j < \max f_j \\ 1, & Y_j \geq \max f_j \end{cases} \quad (14)$$

$$d_j = \begin{cases} 1, & Y_j \leq \min f_j \\ \left[\frac{\max f_j - Y_j}{\max f_j - \min f_j} \right]^{wt_j} & \text{ve} \\ 0 < d_j < 1, & \min f_j < Y_j < \max f_j \\ 0, & Y_j \geq \max f_j \end{cases} \quad (15)$$

Burada, d_j , Y_j , $\min f_j$ ve $\max f_j$ sırasıyla, j. tepkinin arzu edilirlilik fonksiyonu, uygun regresyon modeliyle bulunan değeri, deneysel olarak elde edilen minimum ve maksimum değerleridir. wt_j ise optimizasyonda göz önüne alınan j. tepkinin ağırlık faktörü olup, o tepkiye

verilen önemi ifade etmektedir (Myers ve Montgomery, 2002).

Minimum gevrek beton karışımı elde etmek için yüksek yarma f_{st} , f_{net} ve l_{ch} 'ya gerek vardır. Böylece, bu üç tepki (f_{st} , f_{net} ve l_{ch}) eşit ağırlıklı kabul edilir ($w_{t_j} = 1$) ve tasarım değişkenleri ve mekanik özelliklere ait deneysel alt ve üst sınırları içinde kalınarak aynı anda maksimum yapılır. $z=3$ için Denklem 13 aşağıdaki gibi olur:

$$D = (d_1 \times d_2 \times d_3)^{\frac{1}{3}} \quad (16)$$

Burada, d_1 , d_2 , ve d_3 sırasıyla, çok amaçlı optimizasyonda göz önünde bulundurulmuş ve maksimum yapılması gereken l_{ch} , f_{st} ve f_{net} için Denklem 14 ile hesaplanmış arzu edilirlilik değerleridir.

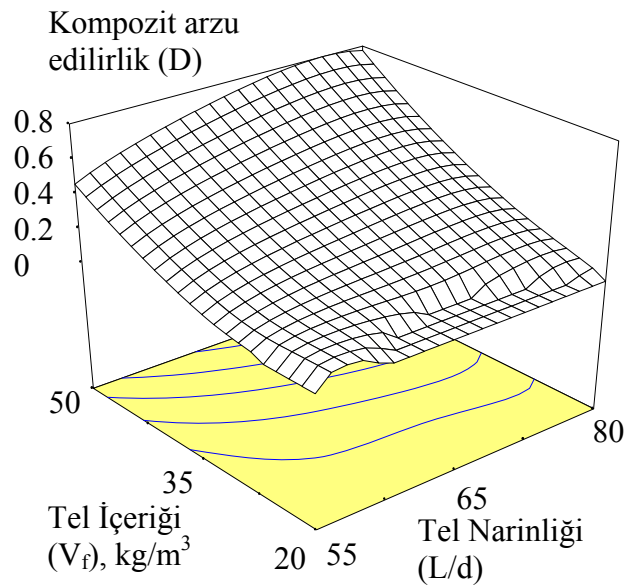
Denklem 16'da verilen çok amaçlı optimizasyonun çözümü Şekil 7'de gösterilmektedir. Bu şekilden görüldüğü üzere, tasarım değişkenlerinin optimum değerleri $V_f = 50 \text{ kg/m}^3$ ve $L/d=76.44$ 'tür. Tel narinliğinin $65 \leq L/d \leq 80$ aralığında L ve d 'nin alabileceği değerler $L=60 \text{ mm}$ ve $0.75 \leq d \leq 0.92 \text{ mm}$ olduğundan, $L=60 \text{ mm}$ ve $d=0.785 \text{ mm}$ olarak bulunur. Tasarım değişkenlerinin bu optimum değerlerine karşı gelen tepkilerin tahmin edilen ve 95% güvenlik aralığındaki optimum değerleri ise aşağıdaki gibidir: $l_{ch}=4068 \pm 415 \text{ mm}$, $f_{st}=7.1 \pm 0.2 \text{ MPa}$, $f_{net}=11.3 \pm 0.7 \text{ MPa}$, $G_F=4136 \pm 237 \text{ N/m}$, $E=49.2 \pm 0.4 \text{ GPa}$ ve $f'_c=65.7 \pm 4.7 \text{ MPa}$.

Uygulama açısından kompozitlerin üretiminde kullanılan çelik tellerin maliyeti de önemlidir. Bu yüzden, V_f 'in minimum yapılması ekonomik bir ÇTDB karışımı elde edilmesi yönüyle yararlıdır. Sayısal optimizasyonda, faktörler de tepkiler gibi kompozit arzu edilirlilik fonksiyonunda (D) ifade edilebilmekte ve çok amaçlı optimizasyon yapılabilmektedir. Böylece, maksimum sünek ve minimum maliyetli ÇTDB karışımının elde edilmesi için, l_{ch} , f_{st} ve f_{net} gibi mekanik özellikler aynı anda maksimum, V_f ise minimum yapılacak şekilde optimum tasarım yapılır. G_F ve E ise l_{ch} 'nin hesaplanmasında (Denklem 6) göz önüne alındığı için bu mekanik özelliklerin

çok amaçlı optimizasyona ayrıca dahil edilmesine gerek kalmamaktadır. Böylece, bu üç tepki (f_{st} , f_{net} ve l_{ch}) ve çelik tel içeriği (V_f) eşit ağırlıklı kabul edilir ($w_{t_j} = 1$) ve aynı anda optimize edilir, yani f_{st} , f_{net} ve l_{ch} maksimize, V_f ise minimize edilir. $z=4$ için kompozit arzu edilirlilik fonksiyonu (D) aşağıdaki şekli alır:

$$D = (d_1 \times d_2 \times d_3 \times d_4)^{\frac{1}{4}} \quad (17)$$

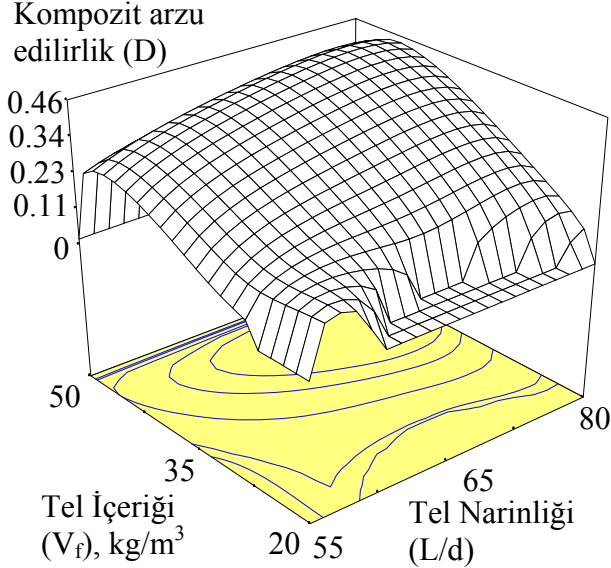
Burada, d_1 , d_2 , d_3 ve d_4 sırasıyla, l_{ch} , f_{st} , f_{net} ve V_f 'in arzu edilirlilik fonksiyonlarıdır.



Şekil 7. f_{st} , l_{ch} ve f_{net} 'in aynı anda maksimum yapılması halinde kompozit arzu edilirliliğinin (D) L/d ve V_f ile değişimini gösteren tepki yüzeyi

Denklem 17'de verilen çok amaçlı optimizasyonun çözümünü gösteren ve kompozit arzu edilirlilik fonksiyonunun (D) tel içeriği (V_f) ve tel narinliğine (L/d) bağlı olarak değişimini ifade eden tepki yüzeyi Şekil 8'de verilmektedir. Bu şekilden görüldüğü gibi, tasarım değişkenlerinin optimum değerleri $V_f=46.1 \text{ kg/m}^3$ ve $L/d=75.87$ 'tür. Tel narinliğinin $65 \leq L/d \leq 80$ aralığında L ve d 'nin alabileceği değerler $L=60 \text{ mm}$ ve $0.75 \leq d \leq 0.92 \text{ mm}$ olduğundan, $L=60 \text{ mm}$ ve $d=0.791 \text{ mm}$ olarak bulunur. Tasarım değişkenlerinin bu optimum değerlerine karşı gelen tepkilerin tahmin edilen ve 95% güvenlik aralığındaki optimum değerleri; $l_{ch}= 3359 \pm 310$

mm, $f_{st}=6.8 \pm 0,1$ MPa, $f_{net}= 9.4 \pm 0.5$ MPa, $G_F= 3125 \pm 165$ N/m, $E= 48.6 \pm 0.3$ GPa ve $f'_c= 65 \pm 3.8$ MPa'dır. Ayrıca, bu çalışmada kullanılan tel narinlikleri ($L/d=55, 65, \text{ ve } 80$) için maksimum mekanik özellikler ve minimum maliyet veren optimum V_f değerleri ise sırasıyla, 45.5 kg/m^3 , 44.1 kg/m^3 ve 44.3 kg/m^3 'tür.



Şekil 8. f_{st} , l_{ch} ve f_{net} 'in aynı anda maksimum, V_f 'in ise minimum yapılması halinde kompozit arzu edilirliliğin (D) L/d ve V_f ile değişimini gösteren tepki yüzeyi

Agrega konsantrasyonunun betonun kırılma parametrelerine etkisi

Beton üretiminde kullanılan malzemeler ve karışım oranları

Belirli bir su/çimento oranına sahip hamura granülometrisi belli agregalar katarak betonu oluşturmak ve mekanik davranışı incelemek malzeme davranışının daha iyi anlaşılması bakımından önemlidir. Bu çalışmada, agregaların granülometrisi, maksimum tane boyutu (16 mm) ve su/çimento oranı ($w/c=0.316$) sabit tutuldu; agregaların konsantrasyonu (V_{ag}) ise 0.00; 0.15; 0.30; 0.45; 0.60 ve $0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ olarak sertleşmiş çimento hamurundan işlenebilir bir betona kadar değiştirildi ve toplam 6 karışım beton üretildi. Bu beton karışımları sırasıyla, V00, V15, V30, V45, V60 ve V68 olarak kodlandırıldı. Bu beton karışımlarının bileşenleri ve taze beton özellikleri Tablo 3'de

verilmektedir. Kullanılan çimento özgül ağırlığı 3.14 g/cm^3 olan Portland Çimentodur. İri agregalar maksimum agregalar boyutu 16 mm'lik kırmataş I, ince agregalar olarak 0-4 mm arasında kırmakum ve 0-0.5 mm'lik doğal kum kullanıldı. Kırmataş I, kırmakum ve doğal kumun özgül ağırlıkları ise sırasıyla 2.70; 2.68 ve 2.62 g/cm^3 'tür.

Numunelerin hazırlanması

Beton üretilirken, çimento, doğal kum, kırmakum ve kırmataş I karıştırıldıktan sonra su ve gerektiğinde hiperakışkanlaştırıcı eklendi, çelik kalıplara döküldü ve vibrasyon masasında sıkıştırılarak yerleştirildi. Yaklaşık 24 saatten sonra bütün kalıplar açıldı ve numuneler $20 \pm 2^\circ\text{C}$ sıcaklıkta kirece doymuş suda 27 gün tutuldu. Kırılma enerjisi ve net eğilme dayanımının belirlenmesi için uzunluğu 500mm ve en kesiti 100mm x100mm olan 3'er adet kiriş numune, basınç dayanımı ve elastisite modülünün elde edilmesi için çapı 100 mm ve yüksekliği 200 mm olan 2'er adet silindir numune, yarma çekme dayanımının belirlenmesi için ise çapı 150 mm ve yüksekliği 100 mm olan 3'er beton disk numune üretildi.

Deney yöntemi

Kırılma enerjisinin belirlenmesi için RILEM TC 50-FMC (1985) Teknik Komitesince önerilen çentikli kiriş numuneler üzerinde üç noktalı eğilme deneyi yapıldı. Standartta öngörülen 50 mm'lik çentik yerine iri agregaların etkin alanda bulunmasını sağlamak amacıyla kiriş numuneler elmas testere ile kesilerek 40mm'lik bir çentik açıldı ve etkin kesit alanı $60\text{mm} \times 100\text{mm}$ olarak tutuldu. Kiriş numuneler yaklaşık 130. günde eğilme deneyine tabi tutuldu. Beton kiriş numunelere yük, maksimum kapasitesi 100 kN olan Instron 5500R kapalı çevrimli deplasman kontrollü deney makinesi ile uygulandı. Yükleme hızı 0.5 mm'lik bir sehime kadar 0.0125 mm/dak. ve bu sehimden sonra numune kırılıncaya kadar hız 0.025 mm/dak.'da sabit tutuldu. Böylece, her bir numune için deney süresi yaklaşık 60-75 dakika sürdü. Kirişin ortasında yerleştirilen 1 adet transdüserle (LVDT) sehim ölçüldü ve herbir kiriş numune için yük-açıklığın ortasındaki sehim eğrisi elde

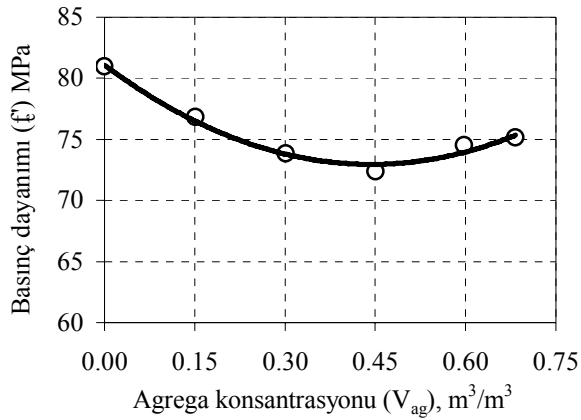
Tablo 3. Beton bileşenleri ve taze beton özellikleri

	V00	V15	V30	V45	V60	V68
Çimento (C), kg/m ³	1567	1327	1078	837	588	423
Doğal kum (0-0.5 mm), kg/m ³	0	99	198	295	391	447
Kırmakum (0-4 mm), kg/m ³	0	101	202	302	400	457
Kırmataş I (4-16 mm), kg/m ³	0	204	407	609	806	922
Su (W), kg/m ³	495	419	341	265	186	134
Su/çimento oranı (W/C)	0.316	0.316	0.316	0.316	0.316	0.316
Kimyasal katkı/çimento, %	-	-	-	0.26	0.88	2.83
Kimyasal katkı, kg/m ³	-	-	-	2.2	5.2	12.3
Çökme, cm	-	19	9	9.5	12	11
Birim ağırlık, kg/m ³	2063	2151	2226	2310	2377	2395
Hava, %	0.5	0.7	1.4	1.6	2.4	3.7

edildi. Yük-sehim eğrisi altındaki toplam alan (W_0) yardımıyla betonun kırılma enerjisi Denklem 5 ile hesaplandı (Şekil 2).

Deney sonuçları ve değerlendirilmesi

Agrega konsantrasyonunun betonun mekanik ve kırılma özelliklerine etkisinin incelenmesiyle elde edilen deneysel sonuçlar Şekil 9-14'de verilmektedir.

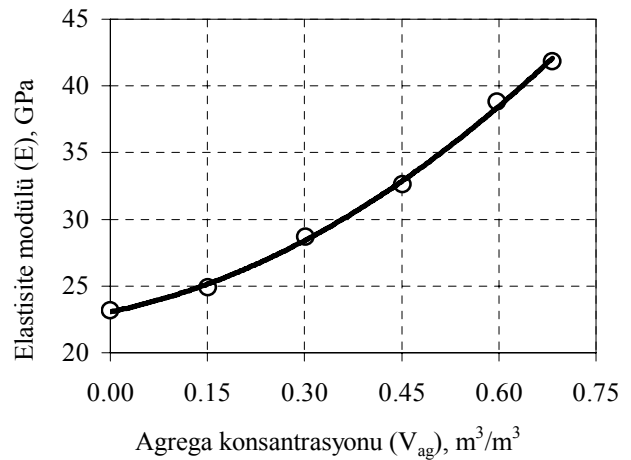


Şekil 9. Agreg konsantrasyonu-basınç dayanımı ilişkisi

Şekil 9'dan görüldüğü gibi çimento hamurunun basınç dayanımı betonun basınç dayanımından yüksektir. Agreg konsantrasyonunun 0.00 m³/m³'den 0.45 m³/m³'e artmasıyla basınç dayanımı azalmakta, daha sonra 0.45 m³/m³'den 0.68 m³/m³'e kadar artış sergilemektedir. Çimento hamuruna katılan agreg basınç dayanımı bakımından ilk başta negatif rol oynar. Basınçta, yükleme doğrultusuna paralel, üç boyutlu halde çeşitli kırılma düzlemleri gelişebilir. V_{ag} arttıkça

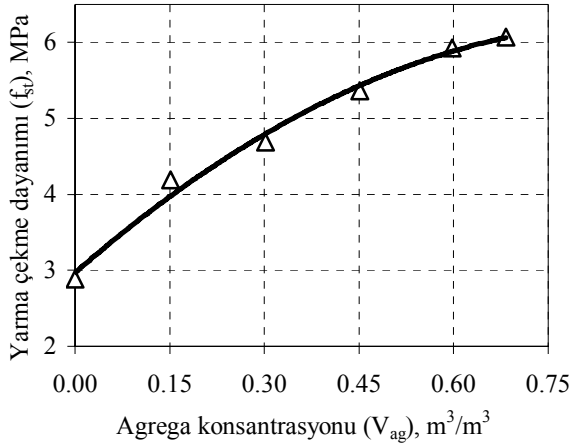
çimento hamuru/agrega arayüzeyinde gerilme konsantrasyonu da artar. Böylece, betonun basınç dayanımı azalır. Agreg konsantrasyonu 0.45 m³/m³'e vardığında dikey en kesit düzlemlerindeki kırmataş sayısı yeterli düzeye ulaşır. Dikey çatlaklar agreganın içinden yayılmaya başlar. Agreganın çekme dayanımı matrisinkinden yüksek olduğundan V_{ag} arttıkça betonun basınç dayanımı da bir miktar artış gösterir. Benzer sonuçlar, Sarısu (1996) ve Yıldırım vd. (1995) tarafından da elde edilmiştir.

Agreg konsantrasyonunun betonun elastisite modülüne etkisi Şekil 10'da verilmektedir. Agreganın elastisite modülü çimento hamuru matrisin elastisite modülünden yüksek olduğundan V_{ag} arttıkça betonun elastisite modülü de artış göstermektedir. Aynı eğilim, Sarısu (1996) ve Yıldırım vd. (1995) tarafından da gözlemlenmiştir.



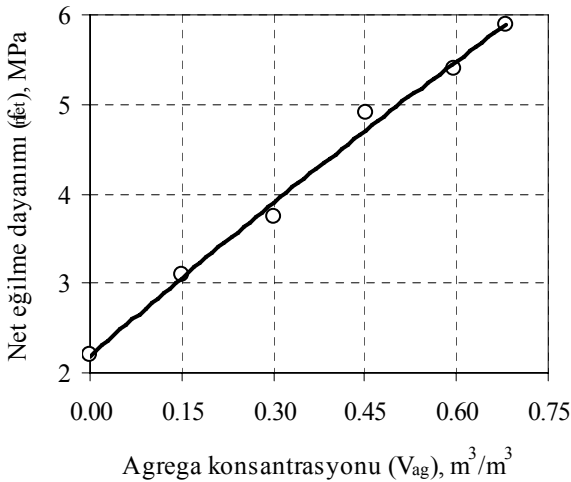
Şekil 10. Agreg konsantrasyonu-elastisite modülü ilişkisi

Şekil 11'den görüldüğü üzere betonun yarma çekme dayanımı sertleşmiş çimento hamurunun- künden yüksektir. Agregas konsantrasyonunun $0.00 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'den $0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'e artması yarma çekme dayanımını belirgin biçimde arttırmaktadır. Böyle bir artışın nedeni agreganın çekme dayanımının çimento hamuru matrisin çekme dayanımından yüksek oluşu ve kırılma yüzeyinde daha çok agreganın bulunması ile izah edilebilir.



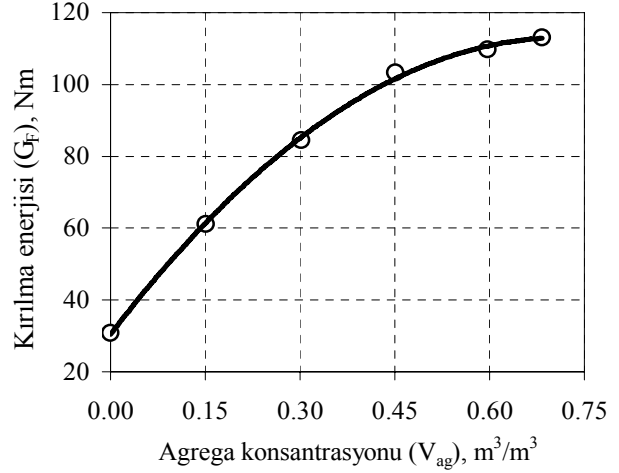
Şekil 11. Agregas konsantrasyonu-yarma çekme dayanımı ilişkisi

Agregas konsantrasyonu arttıkça net eğilme dayanımı da hemen hemen lineer olarak artmaktadır. Şekil 12'den görüldüğü agregas konsantrasyonunun $0.00 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'den $0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'e artması net eğilme dayanımına yaklaşık 2.7 bir artış sağlamaktadır.



Şekil 12. Agregas konsantrasyonu-net eğilme dayanımı ilişkisi

Yük-sehim eğrisi altında kalan alan (W_0) hesaplandıktan sonra Denklem 5 kullanılarak kırılma enerjileri hesaplandı. Şekil 13'den görüldüğü gibi agregas konsantrasyonu $V_{ag}=0.00 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'den $0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'e artmasıyla G_F yaklaşık 3.6 kat kadar artmaktadır.



Şekil 13. Agregas konsantrasyonu-kırılma enerjisi ilişkisi

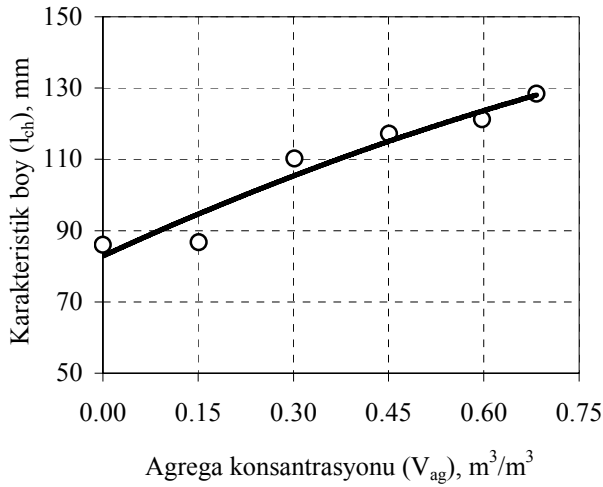
Agregas konsantrasyonu arttıkça betonun kırılma enerjisindeki belirgin artışın nedeni olarak kırılma süreci bölgesindeki mikroçatlakların gerilme konsantrasyonunu azaltması, çatlakların agreganın içinden veya kenarından geçmeye zorlanarak agregas engelini aşması için daha fazla enerji sarfi etmesi, ve agregas konsantrasyonu arttıkça kırılma yüzeyinde daha çok agreganın bulunması gösterilebilir.

Denklem 6 kullanılarak hesaplanan karakteristik boyun (l_{ch}) agregas konsantrasyonu (V_{ag}) ile değişimi Şekil 14'de verilmektedir. Şekilden l_{ch} 'nin V_{ag} daki artışla belirgin biçimde arttığı görülmektedir.

Sonuçlar

Arzu edilirlilik amaç fonksiyonu kullanılarak yapılan çok amaçlı optimizasyon, ÇTDB'ların maksimum süneklik (minimum gevreklik) ve minimum maliyet gibi kriterlerinin karşılanması yönünde iyi bir yaklaşımdır. Minimum gevrek ÇTDB karışımı elde etmek için optimizasyonda sadece mekanik özellikler (f_{st} , l_{ch} and f_{net}) göz önüne alındığında, tasarım değişkenlerinin elde

edilen optimal değerleri $V_f=50 \text{ kg/m}^3$ ve $L/d=76.44$ 'dür. Çalışmada kullanılan tel narinliklerinden ise $L/d=80$ olanları ile 50 kg/m^3 tel içeriğinde optimum değerler elde edilmektedir. Hem mekanik özellikler (f_{st} , I_{ch} and f_{net}) hem de maliyet optimizasyonunda tasarım değişkenlerinin optimum değerleri $V_f=46.1 \text{ kg/m}^3$ ve $L/d=75.87$ 'dür. Ayrıca, çalışmada kullanılan tel narinlikleri sınırlı olduğundan ($L/d=55, 65, \text{ ve } 80$) bunlar içerisinde kompozit arzu edilirlilik değerinin en büyük olanı ($D=0.436$) tel narinliği $L/d=80$ olup, çelik tel içeriğinin $V_f=44.3 \text{ kg/m}^3$ değerinde hem maksimum süneklik ve hem de minimum maliyet elde edilmektedir.



Şekil 14. Agregası konsantrasyonu-karakteristik boy ilişkisi

Agregası konsantrasyonunun yalın betonun kırılma parametrelerine etkisiyle ilgili varılan sonuçlar ise şöyle özetlenebilir. Agregası konsantrasyonu arttıkça betonda elastisite modülü, yarma çekme dayanımı, net eğilme dayanımı, etkin kırılma tokluğu, kırılma enerjisi ve karakteristik boy gibi mekanik ve kırılma parametreleri önemli derecede artış göstermektedir. Şöyle ki, agregası konsantrasyonu $0.00 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'den (sertleşmiş çimento hamuru) $0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ 'e (gerçek beton) artmasıyla kırılma enerjisi, elastisite modülü, net eğilme ve yarma çekme dayanımları sırasıyla, yaklaşık 3.6; 1.8; 2.7 ve 2.1 kat kadar artış göstermektedir. Basınç dayanımı ise dar bir aralıkta değişerek çimento hamurundan (80.9 MPa) agregası konsantrasyonunun $0.45 \text{ m}^3/\text{m}^3$ değerine kadar azalmakta (72.4 MPa), sonra ise

$V_{ag}=0.68 \text{ m}^3/\text{m}^3$ olduğunda ise az da olsa artma eğilimi göstermektedir (75.1 MPa). Sonuç olarak, gevrek bir matrise (çimento hamuru) agregası katarak daha tok, rijit ve sünek bir kompozit (yarı-gevrek bir beton) elde edilmekte ve bu özelliklerin agregası konsantrasyonu arttıkça arttığı görülmektedir.

Teşekkür

Bu çalışmanın gerçekleşmesinde TÜBİTAK-BAYG tarafından NATO-PC A1 programı kapsamında birinci yazara verilen bursun katkısı olmuştur. Fikret Bayramov, TÜBİTAK'ın bu desteğine teşekkür eder.

Kaynaklar

- Balaguru, P., Narahari, R. ve Patel, M. (1992). Flexural toughness of steel fibre reinforced concrete, *ACI Materials Journal*, **89**, 6, 541-546.
- Banthia, N. ve Trottier, J.F. (1995). Concrete reinforced with deformed steel fibres. Part II: Toughness characterization, *ACI Materials Journal*, **92**, 2, 146-154.
- Barros, J.A.O. ve Figueiras, J.A. (1999). Flexural behaviour of SFRC: Testing and modelling, *Journal of Materials in Civil Engineering*, **11**, 4, 331-339.
- Bayramov, F., Taşdemir, C. ve Taşdemir, M.A. (2004). Optimisation of steel fibre reinforced concretes by means of statistical response surface method, *Cement and Concrete Composites*, (in press).
- Brandt, A.M. (1995). *Cement-Based Composites: Materials, Mechanical Properties and Performance*, London E & FN Spon.
- Derringer, G. ve Suich, R. (1980). Simultaneous optimization of several response variables, *Journal of Quality Technology*, **12**, 4, 214-219.
- Eren, Ö. ve Çelik, T. (1997). Effect of silica fume and steel fibers on some properties of high-strength concrete, *Construction and Building Materials*, **11**, 7-8, 373-382.
- Gao, J., Sun, W. ve Morino K. (1997). Mechanical properties of steel fibre-reinforced, high-strength, lightweight concrete, *Cement and Concrete Composites*, **19**, 307-313.
- Hillerborg, A., Modeer, M. ve Peterson, P.E. (1976). Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements, *Cement and Concrete Research*, **6**, 773-782.

- Hillerborg, A. (1983). Concrete fracture energy tests performed by 9 laboratories according to a draft RILEM recommendation, Rep. to RILEM TC 50-FMC, Rep. TVBM-3015, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden.
- Lange-Kornbak, D. ve Karihaloo, B.L. (1996). Design of concrete mixes for minimum brittleness, *Advanced Cement Based Materials*, **3**, 124-132.
- Lange-Kornbak, D, Karihaloo, B.L. (1998). Design of fibre-reinforced DSP mixes for minimum brittleness, *Advanced Cement Based Materials*, **7**, 89-101.
- Myers, R.H. ve Montgomery, D.C. (2002). *Response surface methodology: process and product optimization using designed experiments*, New York: John Wiley & Sons.
- Neville, A.M. (1975). *Properties of concrete*. Pitman Publishing, London.
- RILEM 50-FMC. (1985). Committee of fracture mechanics of concrete. Determination of fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams, *Materials and Structures*, **18**, 106, 285-290.
- Sarısü, F. (1996). Agregasyonunun betonun mekanik özelliklerine etkisi, *Yüksek Lisans Tezi*, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.
- Simon, M.J., Lagergren, E.S. ve Wathne, L.G. (1999). Optimising high-performance concrete mixtures using statistical response surface methods, in *proceedings of the 5th international symposium on utilization of high strength/high performance concrete*, 1311-1321, Norwegian Concrete Association, Oslo, Norway.
- Taşdemir, C., Taşdemir, M.A., Mills, N., Barr, B.I.G. ve Lydon, F.D. (1999). Combined effects of silica fume, aggregate type, and size on post peak response of concrete in bending, *ACI Materials Journal*, **96**, 74-83.
- Taşdemir, M.A. ve Karihaloo, B.L. (2001). Effect of aggregate volume fraction on the fracture parameters of concrete: a meso-mechanical approach, *Magazine of Concrete Research*, **53**, 6, 405-415.
- Taşdemir, M.A., İlki, A. ve Yerlikaya, M. (2002). Mechanical behaviour of steel fibre reinforced concrete used in hydraulic structures, *HYDRO 2002, International Conference of Hydropower and Dams*, 159-166, November 4-7 2002, Kiriş-Antalya.
- Vandewalle L. (1996). Influence of the yield strength of steel fibres on the toughness of fibre reinforced high strength concrete, *Proceedings, the CCMS Symposium, Worldwide Advances in Structural Concrete and Masonry*, 496-505, Chicago.
- Wafa, F.F. ve Ashour, S.A. (1992). Mechanical properties of high-strength fibre reinforced concrete, *ACI Materials Journal*, **89**, 5, 449-455.
- Yıldırım, H., Taşdemir, M.A. ve Oktar, O.N. (1995). Effect of aggregate concentration on strength and tensile strain capacity of concrete, in *ERMCO-95: 11th European Ready Mixed Concrete Congress*, 471-480, İstanbul.