



Bartın Üniversitesi Mühendislik ve Teknoloji Bilimleri Dergisi



Hemzemin Geçitler İçin Maliyet-Fayda Analizi: Toplam Hasar Dağılımı Analizi

Özcan Emre ÖZCAN^{1*}, Zübeyde ÖZTÜRK²

¹Llyold's Hasar Disp. İstanbul / TÜRKİYE

²İstanbul Teknik Üniversitesi, İnşaat Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, İstanbul / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 27.12.2016 Düzeltme Tarihi: 03.02.2017 Kabul Tarihi: 07.02.2017

Özet

En uygun hemzemin geçit tipi seçimi, ekonomik fizibilite çerçevesinde maliyet-fayda oranını en yüksek tutacak şekilde sayısal risk modelleri kullanılarak olasılıksal süreç içerisinde yapılabilir. Kaza sonucu ortaya çıkan değişken maliyetler, altyapı, üst yapı, araçlar, üçüncü şahıs yaralanma-ölüm ve emtia maliyetleri olarak tanımlanabilir. Buna karşılık faydalar ise hemzemin geçidin yıllık bakım maliyeti ve ekonomik ömrü olarak tanımlanabilir. Toplu taşıma sistemlerinde olasılıksal süreç yaklaşımıyla toplam hasarların hesaplanması önemli olmaktadır. Demiryolu işletmeleri için işletme risklerinin ortaya konması, işletmenin itibarı, finans ve yatırım açısından da sürdürülebilirliği olacaktır. Bu çalışmada, kaza sıklık ve şiddet dağılım fonksiyonları bir araya getirilerek, hemzemin geçitler için toplam hasar dağılımı Kolektif Risk Modeli ile hesaplanmıştır. Risklerin şiddet ve sıklığı farklı süreçte modellenmiştir. Bu modellerde, kapalı form yöntemlerinden biri olan konvolüsyon yöntemi kullanılarak, şiddet ve sıklık kayıpları bir araya getirilmiş ve dolayısıyla toplam hasar dağılımı elde edilebilmiştir. Ayrıca, toplam hasarların elde edilmesi için Panjer Ardışık Yaklaşım ve Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemleri kullanılmış ve sonuçlar konvolüsyon yöntemi ile elde edilen rakamlarla karşılaştırılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Hemzemin geçidi, Maliyet-fayda analizi, Kolektif risk modeli

Cost-Benefit Analysis for Level Crossings : Aggregate Loss Distribution Analysis

Abstract

The most appropriate selection of level crossing type can be done in stochastic processes by using quantitative risk models within the framework of economic feasibility designed to hold the highest cost-benefit ratio. Variable costs resulting from accidents can be defined as damage amounts to infrastructure, superstructure, rolling stocks, and third party death, injury and property costs. Whereas benefits can be defined as annual maintenance and economic life of level crossings. Calculation of aggregate losses in public transport systems with stochastic approaches is essential. Revealing of operational risks for railway undertakings will be reputation and will be surviving in terms of finance and investment as well. In this study, by combining the distribution functions of the frequency and severity of accidents, total aggregate loss distributions for level crossings were calculated by Collective Risk Model. Severity and frequency of risks are modelled in different process. In these models, severity and frequency of losses are brought together under the aggregate losses using convolution method, which is one of the closed form methods, and in this way distribution of aggregate losses can be obtained. Additionally, Panjer's Recursive and Translated Gamma approximations are used for obtaining aggregate losses and then results are compared with the figures obtained from convolution method.

Keywords: Level crossing, Cost-benefit analysis, Collective risk model

1. Giriş

Risk yönetimi, işletmelerin maliyetlerini azaltıcı etkisi olan bir kontrol mekanizması olduğu gibi ayrıca hızlı kararlarla, iyileştirme ve sorunları çözmeye çalışan sistematik bir strateji planlama yönetimidir. TCDD kaza verileri, hemzemin geçit kazalarının tüm demiryolu kazaları içinde dikkat edilmesi gereken en kritik kaza türlerinden biri olduğunu göstermektedir. Bu kazaların azaltılmasına yönelik çalışmaların yapılması elzemdir. Maliyet-Fayda oranını en yüksek tutacak hemzemin geçit tipi seçimi veya mevcut geçidin kapatılmasının gerekip gerekmediğini bilmek için, hemzemin geçitlerin risk durumlarının ortaya konması gerekir [1-6]. Hemzemin geçit risklerinin kıyaslanabilir ve ölçülebilir olması için sayısal risk modellerinin [7, 9] ve modelde kullanılacak parametrelerin de ortaya konması gerekir [8]. Bunun için kaza yerlerinin (hemzemin geçit, demiryolu köprüleri, istasyonlar, hatlar, vb.) gruplandırılması ve kaza risklerinin (başka bir deyiş ile risk yönetimini) ortaya koyularak değerlendirilmesi gerekir. Sayısal risk analizi ile risk katsayısı yüksek olan hemzemin geçitler belirlendikten sonra, ilgili geçitler için toplam hasar dağılımları hesaplanmalı ve beklenen maliyetler ortaya konmalıdır. 2000-2010 yılları arasındaki elde edilebilen kaza verileri TCDD'de I. Bölge'yi kapsadığından (genel toplam içerisinde % 6,3'lük orana sahip), bu

bölge için Kolektif Risk Modeli oluşturularak toplam hasar dağılımları hesaplanmıştır.

TCDD İşletmesi, son yıllarda yeni yüksek hızlı demiryolları inşa etmekte ve mevcut konvansiyonel (geleneksel) hatların iyileştirmelerini de tamamlamaya çalışmaktadır. Yabancı girişimcilerle beraber kurulan ileri demiryolu sanayisi (vagon, makas, ray ve travers fabrikaları) ile demiryolu sektörüne yatırımlar yoğun bir şekilde devam etmektedir. Diğer taraftan, AB üyeliği çerçevesinde demiryolu hatlarının kullanımı için serbestleştirme (özelleştirme) uygulamalarının başladığı da bilinmektedir. Ülkemizde de bazı hemzemin geçitlerin kapatılması veya koruma şeklinin iyileştirilmesi çalışmaları başlatılmıştır.

AB'ye üye ülkelerde demiryolu hatlarının özelleştirilmesi ve sigortalanması zorunlu tutulmuştur. Ancak, demiryollarına yapılan yatırımların fayda sağlayabilmesi, hizmet kapasitesinin ve kalitesinin artırılabilmesi için kaza maliyetlerinin risk yönetimi çerçevesinde azaltılması gerekmektedir. Toplam hasar dağılımının ortaya konması, fayda-maliyet analizlerinin yapılabilmesini, ayrıca işletme ve net sigorta arasında primlerin belirlenmesinde işletme için pazarlık olanağı sağlayacaktır. Bu makalede kullanılan kaza verileri TCDD I.Bölge' nin kaza/olay raporlarının incelenmesiyle elde edilmiş olup tamamen özgündür, sağlanan veriler 2010 yılına

kadar olduğu için çalışmada bunlar kullanılmıştır [7]. Net sigorta primin (veya beklenen toplam hasarın) hesaplanabilmesi için işletmenin karşılaşılabileceği hasar sıklıkları ve hasar şiddetleri dağılımları bu veriler yardımı ile bulunmuştur.

2. Materyal ve Yöntem

Bu çalışma kapsamında kullanılan hemzemin geçit verileri, TCDD I.Bölge sınırları içerisinde meydana gelmiş kazalar ve olaylardan alınmıştır. Kullanılan yöntem özetlenirse;

- Çalışmada kullanılan zaman aralığı 2000–2010 dönemlerini kapsamaktadır.

- Kaza maliyetleri ve kaza sıklıkları için en uygun teorik olasılık dağılımlar SPSS paket programı kullanılarak hesaplanmıştır. Sürekli ve kesikli olasılık dağılımları olarak değerlendirilen şiddet ve sıklık değişkenleri bağımsız iki ayrı olasılıksal süreç olarak değerlendirilmiştir.

- Hemzemin geçit tiplerine göre, olasılıksal süreç içerisinde toplam hasar dağılımları Kolektif Risk Modeli'ne göre hesaplanmıştır [3]. Toplam hasar dağılımları, kapalı form olarak adlandırılan konvolüsyon yöntemi, Matlab yazılımı kullanılarak geliştirilen bir yazılım ile elde edilmiştir.

Kolektif Risk Modeli'nde, eğer bir zaman dilimi içerisinde, örnek olarak hesaplanan hemzemin geçitte N adet olay oluyor ise ve X rasgele dağılan ve birbirinden bağımsız hasar şiddeti ise, N adet hasarın toplamı olan S , toplam hasar dağılımını verecektir (Bağıntı 1).

$$S = X_1 + X_2 + X_3 + \dots + X_N \quad (1)$$

Toplam hasar dağılımı S' in beklenen koşullu değeri $E[S | N]$, (2) veya (3) numaralı denklemler yardımıyla hesaplanır.

(2) numaralı denklemden, beklenen toplam hasar, beklenen hasar şiddeti ile beklenen hasar sıklığının çarpımı

$$E[S] = E[E[S|N]] = \sum_{n=0}^{\infty} E[X_N | N = n] P[N = n] \quad (2)$$

$$E[S] = \sum_{n=0}^{\infty} np_1 P[N = n] = p_1 E[N] \quad (3)$$

olduğu görülmektedir. Sürekli değişkenler için toplam hasar dağılımının olasılık yoğunluk fonksiyonu, (4) numaralı denklemde belirtildiği gibi, beklenen hasar sıklığı ile hasar şiddetinin çarpımına eşit olduğu görülmektedir. Sıklık ve şiddet dağılımları farklı özelliklere sahip olduğundan, şiddet dağılımını konvolüsyon çarpımı şeklinde ifade etmek gerekir [1].

$$f_S(x) = \int_{n=0}^{\infty} p^{\otimes n}(x) P(N = n) \quad (4)$$

Burada rastgele değişkenin X in konvolüsyon çarpımı (5) numaralı denklemde gösterilmiştir.

$$p^{\otimes n}(x) = P(X_1 + X_2 + \dots + X_N \leq x) = p \otimes p \otimes \dots \otimes p(x) \quad (5)$$

Ayrıca, Panjer Ardışık Yaklaşım ve Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemleri ile toplam hasar dağılımları ayrıca hesaplanarak elde edilen sonuçlar karşılaştırılmıştır.

Panjer ardışık yaklaşım yönteminde, birleşik dağılımların hesaplanmasında kullanılan sıklık dağılımlarının, $P[n=i]$ ile $P[n=i-1]$ arasında ardışık bir yaklaşım olduğu ilkesine dayandırılarak ortaya çıkarılmıştır. Olasılık teorisinde, birleşik dağılımın olasılık değeri (6) denklemindeki gibi gösterilir. Burada kullanılan a ve b değerleri, kullanılan sıklık dağılım parametrelerine bağlı katsayılardır [5, 11].

$$P[N = i] = \left(a + \frac{b}{i}\right) P[N = i - 1] \quad (6)$$

Toplam hasar dağılımı sürekli dağılımlar için (7) denklemini kullanılarak hesaplanır.

$$f_S(x) = p_0 f_x(x) + \int_0^x \left(a + \frac{by}{x}\right) f_x(y) f_S(x - y) dy \quad (7)$$

Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminde, dağılımın şeklinin kabaca Gama dağılımına sahip olduğu kabul edilir [10]. Bu nedenle dağılımı esnek hale getirmek için, Gama dağılımında kullanılan α ve β parametrelerinin x_0 kadar kaydırılmasıyla, toplam hasar dağılımı $F_S(x) \approx G(S - x_0, \alpha, \beta)$ hesaplanmıştır olur [4].

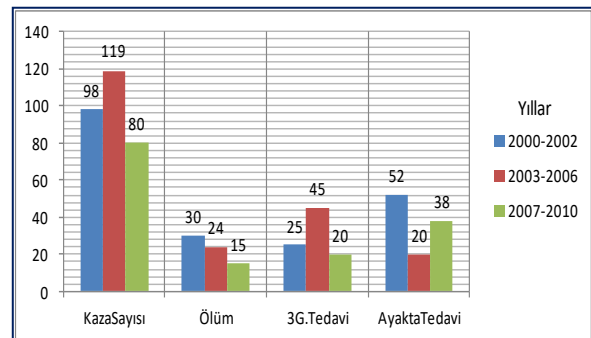
3. TCDD Hemzemin Geçit Kazalarının İrdelenmesi

Hemzemin geçitler için Kolektif Risk Modeli oluşturulurken, geçit tiplerine göre gruplandırma yapılmış ve en uygun teorik sıklık ve şiddet dağılımları uyumluluk test sonuçlarına göre seçilmiştir. Daha gerçekçi sonuçlara ulaşmak için, elimizde yeterli verilerin olması durumunda, her bir hemzemin geçit türünü kendi içerisinde bölgelerin karakteristik yapılarına (trafik, demografik yapıları) göre ayırarak, toplam hasar dağılımları hesaplanabilir. Tablo 1'de hemzemin geçit türlerinin bölgelere dağılımları gösterilmiştir.

Tablo 1. Bölgelere göre hemzemin geçit sayıları (2010)

Geçit Tipleri	Geçit Tür Kodları	I. Bölge	Diğer Bölgeler	Toplam
Uzaktan İdareli Otomatik Bariyerli Bekçili ve Otomatik Bariyerli Flaşörlü, Çanlı ve Otomatik Bariyerli Flaşörlü ve Çanlı	I	1	23	24
Serbest	II	12	302	314
Bariyersiz	III	53	322	375
	IV	77	239	316
	V	76	2.371	2.447
Toplam		219	3.257	3.476

Kolektif Risk Modeli kullanılarak her bir geçit türüne göre ayrı modeller oluşturularak hesaplama yapılmıştır. Şekil 1'de 2000-2010 yılları arasında hemzemin geçitlerde ölüm ve yaralanmalarla sonuçlanan kazalar (3 günden fazla yatarak tedavi ve ayakta tedavi) gösterilmiştir. Kaza ve ölüm sayılarının 2007-2010 yılları arasında zaman içinde alınan önlemler nedeniyle (hemzemin geçit tipi değişimi, bazı geçitlerin kapatılması, karayolu araçlarının hızlarının düşürülmesi için ilave tedbirlerin alınması, vs.) diğer yıllara göre azaldığı söylenebilir.

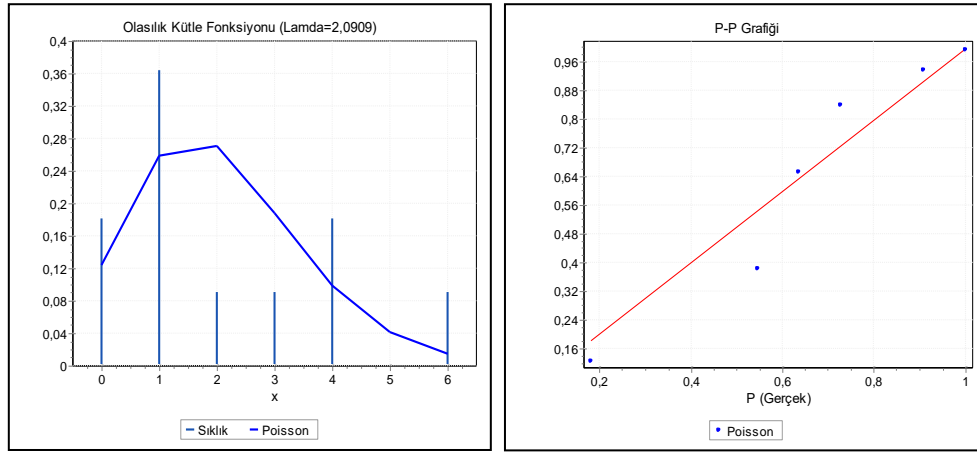


Şekil 1. TCDD I. Bölge için yıllara göre hemzemin geçit kazaları

3.1. Geçit Türü I: Uzaktan İdareli, Otomatik Bariyerli

Hasar sıklığının Poisson dağılımına uyduğu, parametre değerinin $\lambda=2,0909$ olduğu hesaplanmıştır. Hesaplanan dağılım ile teorik dağılımın olasılık kütle grafiği ve P-P grafiği, Şekil 2'de gösterilmiştir. P-P grafiği, seçilen modelin gerçek değere uygunluğunu göstermektedir. P-P grafiği ile, gerçek verilerin

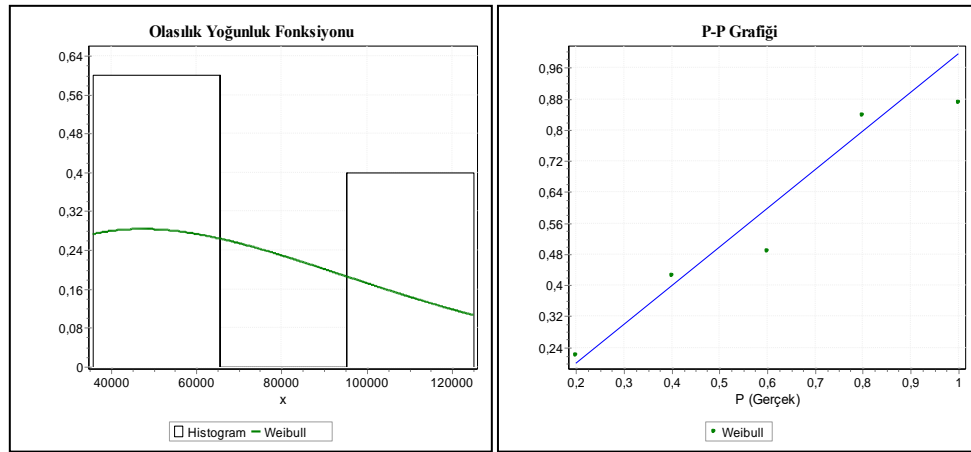
seçilen teorik dağılımı hangi olasılık değerlerinde takip edip etmediği saptanmaktadır.



Şekil 2. Geçit Türü I için sıklık olasılık kütle fonksiyonu ve P-P dağılımı

P-P grafiği incelenirse, seçilen sıklık modeli dağılımının, gerçek değere göre 0,75 ve 0,95 kümülatif olasılık değerlerinde yakın sonuçlar verdiği görülmüştür. Sıklık ve şiddet dağılımlarının uyumluluk test sonuçları Tablo 2’de gösterilmiştir. Uyumluluk testi sonucunda bulunan en uygun şiddet dağılımı, Weibull dağılımı olmuş ve olasılık yoğunluk ve P-P grafikleri Şekil 3’de gösterilmiştir. Şekilde gösterilen P-P grafiğinde, şiddet model

değerlerinin 0,2, 0,4 ve 0,8 kümülatif olasılık değerlerinde gerçek değere yaklaştığı anlaşılmaktadır. Başka bir ifade ile, seçilen teorik dağılımın $P(x=0,2) < x < P(x=0,4)$ için gerçek değere yaklaştığı, $P(x=0,4) < x < P(x=0,6)$ aralığında ise gerçek değerden uzaklaştığı P-P grafiğinden görülmektedir.



Şekil 3. Geçit Türü I için şiddet olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P dağılımı

Tablo 2’den, seçilen Weibull dağılımının p değerinin kritik değerlerden büyük olduğu, aynı şekilde Poisson sıklık dağılımının α , anlamlılık düzeylerinde K-S (Kolmogorov-Smirnov) ve A-D

(Anderson-Darling) parametrik olmayan uyumluluk testlerini sağladığı görülmektedir.

Tablo 2. Geçit Türü I için teorik dağılımların uyum test değerleri

Dağılım	α	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Poisson ($\lambda=2,0909$)	K-S Test İstatistik :0,2115 p:0,63579	0,3083	0,3524	0,3912	0,4367	0,4677
	A-D Test İstatistik :0,98191	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
Weibull ($\alpha=1,6681$; $\beta=81714$)	K-S Test İstatistik :0,23857 p:0,87816	0,44698	0,50945	0,56328	0,6272	0,66853
	A-D Test İstatistik :0,42469	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074

Seçilen teorik Poisson dağılımının, $\alpha=0,05$ anlamlılık düzeyinde K-S uyum testi için kritik değeri 0,3912 bulunmuştur. Test istatistik değeri, $0,21115 < 0,3912$ olduğundan, ana kütle için seçilen Poisson teorik dağılımının % 95 güven aralığında istatistiksel bir anlamı olduğu söylenebilir. Tablo 2'de görüldüğü gibi, seçilen dağılımların test istatistik değerleri (K-S ve A-D uyum

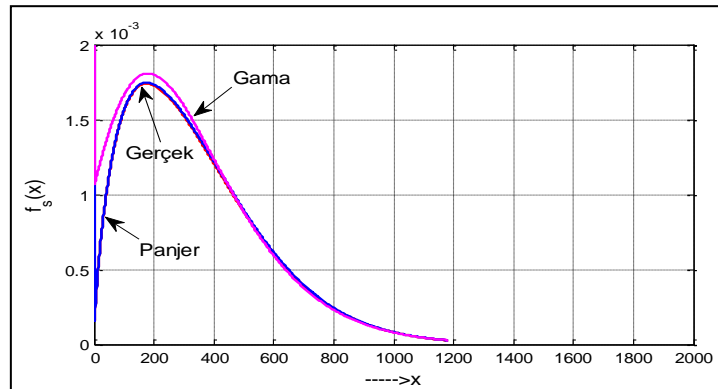
testleri), $\alpha=0,05$ anlamlılık düzeyinde kritik değerlerin altından kalmaktadır. Geçit Türü I için, toplam hasar dağılımları konvolüsyon (gerçek), Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım ve Panjer Ardışık Yaklaşım yöntemleriyle hesaplanarak sonuçlar Tablo 3 ve Şekil 4'te gösterilmiştir.

Tablo 3. Geçit Türü I için toplam hasar dağılımları

x	$fs(\text{Gerçek})$	$fs(\text{Panjer})$	$fs(\text{Gama})$
0	1,23576E-01	1,23576E-01	7,03145E-02
1	1,66811E-04	1,66950E-04	2,11791E-03
2	1,61266E-04	1,61347E-04	1,07100E-03
...
100	1,55926E-03	1,56323E-03	1,66441E-03
101	1,56468E-03	1,56870E-03	1,66810E-03
...
400	1,20836E-03	1,21915E-03	1,23770E-03
401	1,20505E-03	1,21584E-03	1,23399E-03
402	1,20175E-03	1,21252E-03	1,23029E-03
...
1000	8,17291E-05	8,33215E-05	8,02204E-05
1001	8,12581E-05	8,28427E-05	7,97770E-05
1002	8,07896E-05	8,23663E-05	7,93359E-05
...
Σ	1,00	1,00	1,00

Tablo 3 ve Şekil 4 incelendiğinde, Panjer Ardışık Yaklaşım yönteminin gerçek (konvolüsyon) değer ile örtüştüğü, buna karşılık, çarpıklık katsayısının küçük çıkmasından ($\xi=0,89472$) dolayı, Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin yalnız kuyruk

bölgesinde gerçek değere yaklaştığı anlaşılmaktadır. Burada Gama parametre değerlerinin, gerçek dağılımın ortalama ve varyans değerlerinden uzak olması, bu sonuca etki eden sebepler olmuştur.



Şekil 4. Geçit Türü I için toplam hasar dağılımları

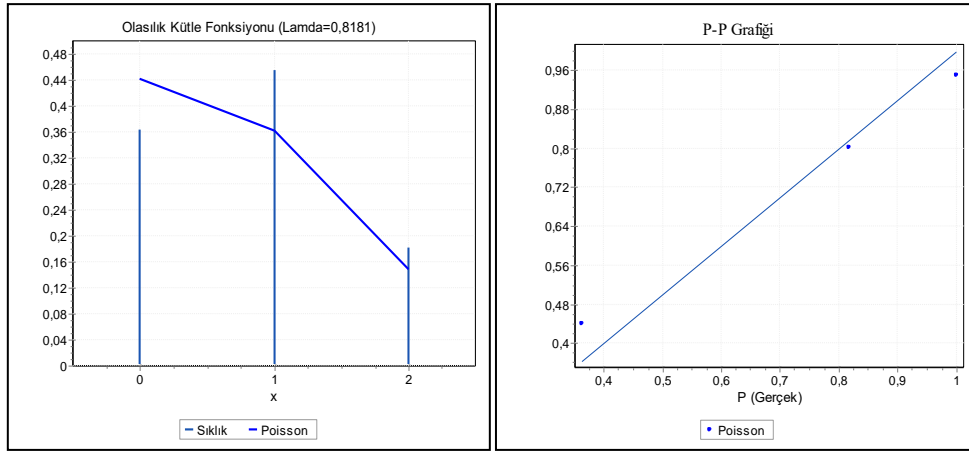
3.2. Geçit Türü II: Bekçili, Otomatik Bariyerli Hemzemin Geçit

Hasar sıklığının Poisson dağılımına uyduğu ve parametre değerinin $\lambda = 0,8182$ olduğu hesaplanmıştır. Şekil 5'te olasılık kütle fonksiyonu ve P-P grafikleri gösterilmiştir.

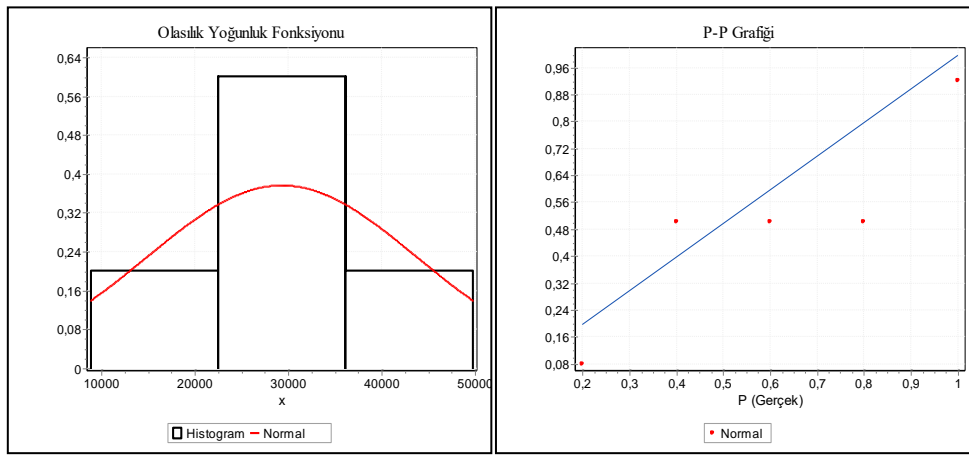
Diğer taraftan, şiddet dağılımının Normal dağılıma uyduğu görülmüştür. Normal dağılımın olasılık yoğunluk ve P-P grafikleri Şekil 6'da gösterilmiştir. Seçilen sıklık ve şiddet dağılımlarının uyumluluk test sonuçları ise Tablo 4'te gösterilmiştir.

% 95 ($\alpha=1-0,95=0,05$) güven aralığı için dağılımların Poisson ve Normal dağılıma uyduğu (test istatistik değerinin, kritik değerlerden küçük olması), % 98 ($\alpha=0,02$) güven aralığında test sonuçlarının (A-D uyumluluk testi) Poisson dağılımına uymadığı görülmüştür.

% 99 güven aralığı için K-S ve A-D uyumluluk testlerinde, test istatistik değerlerinin, kritik değerlerden küçük çıktığı, $\alpha=0,01$ anlamlılık düzeyi için seçilen Poisson dağılımın, ana kütle için istatistiksel anlamının olmadığı söylenebilir. Hesaplar % 95 güven aralığı için yapıldığından, Poisson dağılımına istatistiksel anlamda uyduğu kabul edilmiştir.



Şekil 5. Geçit Türü II için sıklık olasılık kütle fonksiyonu ve P-P dağılımı



Şekil 6. Geçit Türü II için şiddet olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P dağılımı

Tablo 4. Geçit Türü II için teorik dağılımların uyum test değerleri

Dağılım	α	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Poisson ($\lambda=0,8182$)	K-S Test İstatistik:0,44123 p:0,01814	0,3083	0,3524	0,3912	0,4367	<u>0,4677</u>
	A-D Test İstatistik :3,2075	1,3749	1,9286	2,5018	<u>3,2892</u>	<u>3,9074</u>
Normal ($\sigma=14510$; $\mu=29344$)	K-S Test İstatistik:0,23857 p:0,87816	0,44698	0,50945	0,56328	0,6272	0,66853
	A-D Test İstatistik :0,42469	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074

Toplam hasar dağılımı olasılık yoğunluk fonksiyonu konvolüsyon (gerçek), Panjer Ardışık Yaklaşım ve Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemleri kullanılarak çözülmüştür. Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım dağılımının gerçek değerden uzak olduğu, buna karşılık Panjer Ardışık Yaklaşım yönteminin daha iyi sonuç verdiği hesaplanmıştır (Tablo 5).

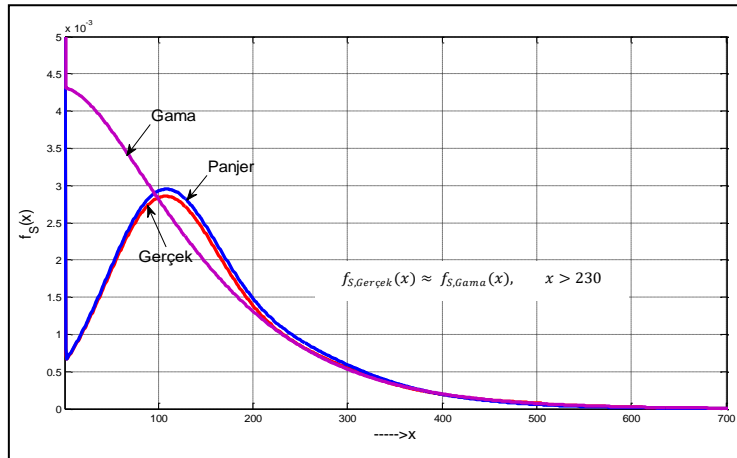
Geçit Türü II için, Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin olasılık yoğunluk fonksiyonunun gerçek değerlerle örtüşmemesinin başlıca nedeni, şiddet dağılımının çarpıklık katsayısının sıfır olmasıdır.

Tablo 5'te Geçit Türü II için hesaplanan toplam hasar dağılımları gösterilmiştir. $x < 230$ için Panjer ve konvolüsyon yöntemi birbirine yakın sonuçlar vermiştir. Diğer değerlerde ise Panjer ile elde edilen sonuçlar gerçek (konvolüsyon) değerlerden uzaklaşmıştır.

Şekil 6'da toplam hasar dağılımlarının tüm x değerleri için grafikleri gösterilmiştir. Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin kuyruk bölgesinde gerçek değere yaklaştığı, diğer bölgelerde ise uzaklaştığı görülmektedir.

Tablo 5. Geçit Türü II için toplam hasar dağılımları

x	$f_s(\text{Gerçek})$	$f_s(\text{Panjer})$	$f_s(\text{Gama})$
0	4,41234E-01	4,49091E-01	2,11408E-01
1	9,08681E-03	9,23348E-03	8,61234E-02
2	7,25248E-04	8,08043E-04	4,31165E-03
3	6,63217E-04	6,72856E-04	4,30799E-03
4	6,81742E-04	6,89731E-04	4,30382E-03
...
231	1,00794E-03	1,09045E-03	9,99883E-04
232	9,98557E-04	1,08059E-03	9,91067E-04
233	9,89308E-04	1,07086E-03	9,82318E-04
234	9,80193E-04	1,06127E-03	9,73636E-04
235	9,71210E-04	1,05181E-03	9,65022E-04
...
500	7,91031E-05	5,76992E-05	7,22268E-05
501	7,85163E-05	5,69686E-05	7,14807E-05
502	7,79366E-05	5,62465E-05	7,07421E-05
503	7,73640E-05	5,55329E-05	7,00109E-05
...
715	6,28981E-06	3,00685E-06	7,31057E-06
716	6,21654E-06	2,96325E-06	7,23149E-06
717	6,14417E-06	2,92026E-06	7,15327E-06
...
Σ	1,00	1,00	1,00

**Şekil 6.** Geçit Türü II için toplam hasar dağılımları

Diğer taraftan Panjer yönteminde ise dağılımın kuyruk bölgesinde gerçek değerden uzaklaştığı görülmüştür. Toplam hasar dağılım $E[S]$ için, Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin Panjer Ardışık Yaklaşım yöntemine göre daha iyi sonuç verdiği, bunun nedeninin dağılımın kuyruk bölgesinde (felaket kayıpların olduğu kısım) gerçek değere yaklaşmış olması şeklinde ifade edilebilir.

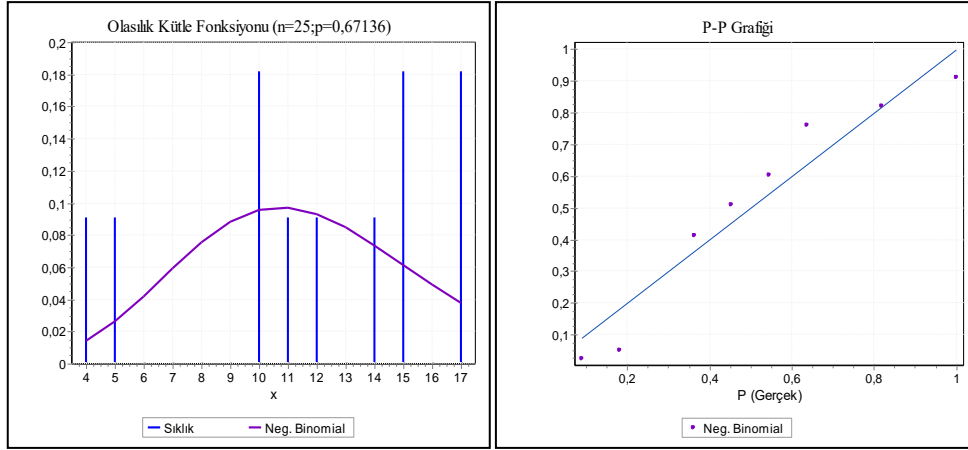
3.3. Geçit Türü III: Flaşörlü, Çanlı ve Otomatik Bariyerli Hemzemin Geçit

Bağımsız değişkenlerin varyansının büyük çıkması neticesinde, hasar sıklığının Negatif Binom dağılımına uyduğu maksimumu olabilirlik yöntemiyle hesaplanmıştır. Teorik ile gerçek değerlere

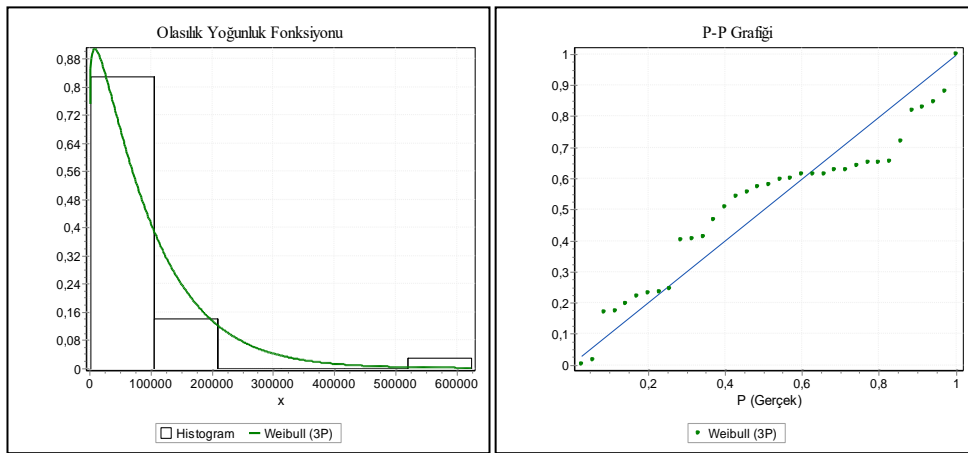
karşılık gelen sıklık ve şiddet dağılımlarının grafikleri (histogram ve P-P) Şekil 7 ve 8'de sırasıyla gösterilmiştir.

Tablo 6'da uyumluluk testlerinin sonuçları ve Tablo 7'de ise, Geçit Türü III için toplam hasar dağılımının gerçek ve yaklaşım yöntemleriyle hesaplanmış olasılık yoğunluk fonksiyon değerleri verilmiştir.

K-S ve A-D test değerleri için Negatif Binom ve üç parametrelili Weibull dağılımının, güven aralıkları için uygun olduğu Tablo 6'da görülmektedir (Test istatistik değerlerinin, α anlamlılık düzeyleri için hesaplanan kritik değerlerden küçük çıkması durumunda hipotez kabul edilmektedir).



Şekil 7. Geçit Türü III için sıklık olasılık kütle fonksiyonu ve P-P dağılımı



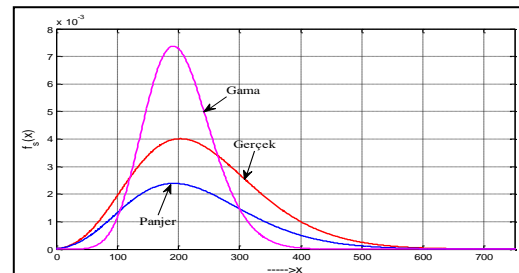
Şekil 8. Geçit Türü III için şiddet olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P dağılımı

Tablo 6. Geçit Türü III için teorik dağılımların uyum test değerleri

Dağılım	α	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Nagatif Binom (n=24; p=0,67136)	K-S Test İstatistik:0,22903 p:0,5372	0,30829	0,35242	0,39122	0,4367	0,4677
	A-D Test İstatistik :0,77961	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
Weibull ($\alpha=1,0743$; $\beta=95290$; $\gamma=875,79$)	K-S Statik:0,17372 p:0,21487	0,1766	0,2019	0,2243	0,2507	0,2689
	A-D Statik:1,4485	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
	Ki-Kare Test İstatistik :9,3721 p:0,00922	<u>3,2189</u>	<u>4,6052</u>	<u>5,9915</u>	<u>7,824</u>	<u>9,2103</u>

Buna karşılık Ki-Kare uygunluk testine göre, kritik değerlerin test istatistiğinden küçük çıktığı hesaplanmıştır. Geçit Türü III için hasar dağılımları Tablo 7'de verilmektedir.

Ki-Kare uygunluk testi ile K-S testlerinin aralarında önemli bir farklılık olmayıp, ön şarta bağlı olmayan K-S testi dikkate alınabileceğinden, Weibull dağılımının hipoteze uyduğu kabul edilmiştir [2, 6]. Bu nedenle üç parametrelili Weibull teorik şiddet dağılımı Hemzemin Geçit Türü III için en uygun dağılım olarak kabul edilmiş ve toplam hasar dağılımı birleşik Poisson süreci olarak modellenmiştir. Şekil 9'da yaklaşım yöntemleri ile hesaplanan toplam hasar dağılım fonksiyonlarının gerçek değer ile örtüşmediği görülmektedir.



Şekil 9. Geçit Türü III için toplam hasar dağılımları

Tablo 7. Geçit Türü III için toplam hasar dağılımları

x	$fs(Gerçek)$	$fs(Panjer)$	$fs(Gama)$
0	7,02961E-05	7,02961E-05	1,50977E-07
1	4,41013E-07	4,42920E-07	6,75279E-09
2	1,82419E-05	1,82416E-05	2,99136E-08
3	2,42887E-05	2,42452E-05	4,47881E-08
...
100	1,94349E-03	1,32334E-03	1,14614E-03
101	1,97598E-03	1,34308E-03	1,20056E-03
102	2,00849E-03	1,36278E-03	1,25662E-03
...
400	1,00813E-03	5,09416E-04	4,68429E-05
401	9,95968E-04	5,02952E-04	4,49577E-05
402	9,83919E-04	4,96550E-04	4,31435E-05
403	9,71978E-04	4,90213E-04	4,13978E-05
...
Σ	1,00	1,00	1,00

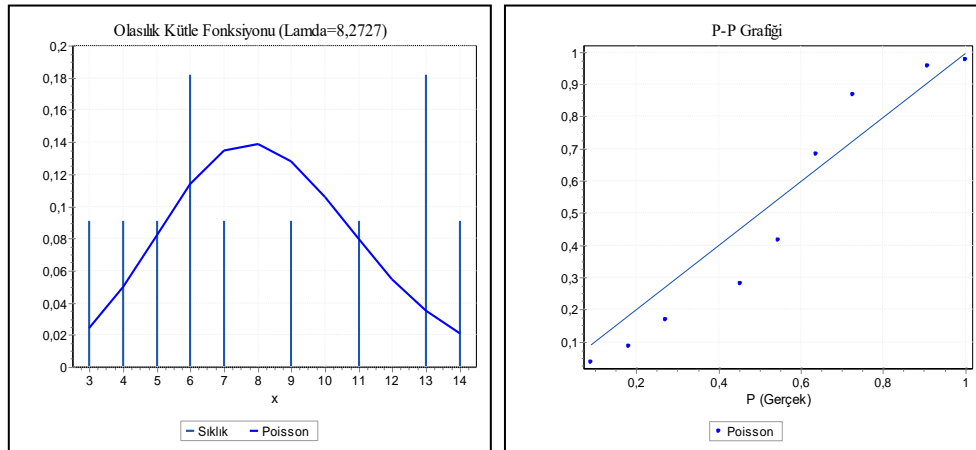
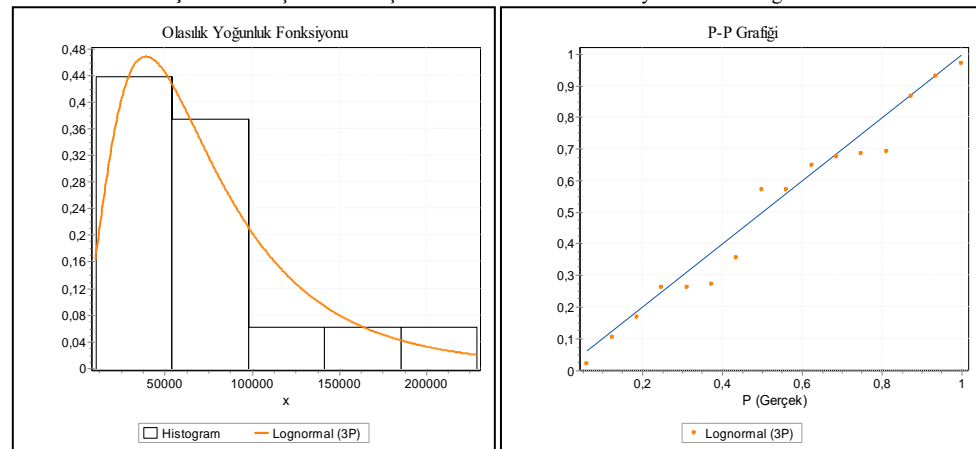
Ancak, Panjer Ardışık Yaklaşım yönteminin olasılık yoğunluk fonksiyonu, dağılımın kuyruk bölgesinde gerçek değere yaklaştığı için, beklenen toplam hasar da gerçek değere yaklaşmıştır. Buna karşılık Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemi ise, yaklaşık % 15 hata değeri vermiştir.

3.4. Geçit Türü IV: Flaşörlü, Çanlı ve Bariyersiz Hemzemin Geçit

2000-2010 yılları arasında toplam 91 kaza meydana gelmiştir. Bu kazalardan, 19 tanesinin sorumluluk tazminatlarına yol açtığı (ölüm, yaralanma ve üçüncü şahısların mal ve yüklerinde hasar meydana gelmesi) görülmüştür. Kaza sayısının en fazla 2007

yılında (14 kaza), en az ise 2010 yılında (4 kaza) olduğu kayıtlardan anlaşılmıştır. Kaza sıklık değişkenlerinin varyansının küçük çıktığı ve uyumluluk testleri ile hasar sıklığının Poisson dağılımına uyduğu görülmüştür. En uygun teorik şiddet dağılımının üç parametrelili LogNormal dağılıma uyduğu hesaplanarak, sıklık ve şiddet dağılımlarının grafikleri Şekil 10 ve 11'de sırasıyla gösterilmiştir.

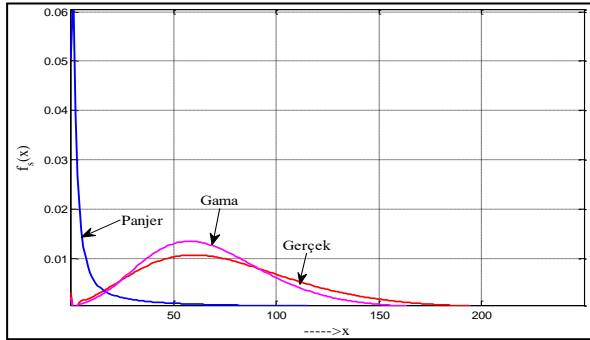
Tablo 8'de uyumluluk testlerinin sonuçları, Tablo 9'da ise toplam hasar dağılımının olasılık yoğunluk fonksiyonları gösterilmiştir.

**Şekil 10.** Geçit Türü IV için sıklık olasılık kütle fonksiyonu ve P-P dağılımı**Şekil 11.** Geçit Türü IV için şiddet olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P dağılımı

Tablo 8. Geçit Türü IV için teorik dağılımların uyum test değerleri

Dağılım	α	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Poisson ($\lambda=8,27$)	K-S					
	Test İstatistik :0,23103	0,3083	0,3524	0,3912	0,4367	0,4677
	p:0,52626					
	A-D					
LogNormal ($\sigma=0,6362$; $\mu=11,182$; $\gamma=-8768,5$)	Test İstatistik :1,0858	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
	K-S					
	Test İstatistik :0,13129	0,2577	0,2947	0,3273	0,3657	0,3920
	p:0,91244					
	A-D					
	Test İstatistik :0,22804	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
Ki-Kare						
Test İstatistik :0,09877	1,6424	2,7055	3,8415	5,4119	6,6349	
p:0,75319						

Yaklaşım yöntemlerinin gerçek değere göre hata verdiği (Panjer için % 6, Gama için % 11) Şekil 12 ve Tablo 9'da görülmektedir. Panjer Ardışık Yaklaşım yöntemi özellikle küçük tazminatların olduğu yerlerde yüksek olasılık değerine sahip olmaktadır. Buna karşılık felaket olasılıklarında (dağılımın kuyruk bölgesinde) ise gerçek ve Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemine göre oldukça düşük olasılığa sahip olduğu görülmüştür.

**Şekil 12.** Geçit Türü IV için toplam hasar dağılımları

Şiddet dağılımının çarpıklık katsayısının ($\xi=2,47$) yüksek çıkması, Dönüştürülmüş Gama yöntemi ile hesaplanan hasar dağılımı, bu geçit türü için daha iyi sonuç vermiştir.

3.5. Geçit Türü V: Açık Hemzemin Geçit

2000-2010 yılları arasında toplam 93 kaza meydana gelmiş ve bu kazalardan 21 tanesi sorumluluk tazminatları ile sonuçlanmıştır. Hasar sıklığının Negatif Binom dağılımına uyduğu hesaplanmıştır. Birleşik Negatif Binom sürecinde, Panjer Ardışık Yaklaşım yönteminin gerçek değer ile örtüştüğü görülmüştür. Tablo 10'da uyumluluk testlerinin sonuçları gösterilmiştir.

Şekil 13'de, sıklık dağılımının olasılık kütle fonksiyonu ve P-P grafikleri gösterilmiştir. Sıklık dağılımının sağa çarpık olması, Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemi ile hesaplanmış olan toplam hasar olasılık yoğunluk fonksiyonunu simetrik hale getirmiş ve çarpıklık katsayısının küçük çıkmasına ($\xi=0,8484$) sebep olmuştur. Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminde kullanılan α , β ve x_0 parametrelerinin artması veya azalması, paydada bulunan dağılımın üçüncü ham momentine bağlı olmaktadır [7, 10]. Çarpıklık katsayısının düşük olması durumunda, x_0 değerini dağılımın beklenen değerine yaklaştırmaktadır ($x_0 \approx \mu$).

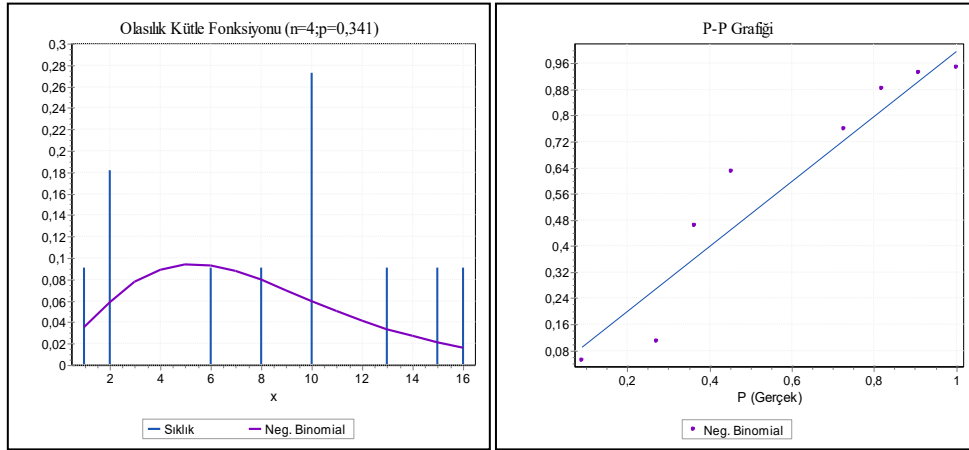
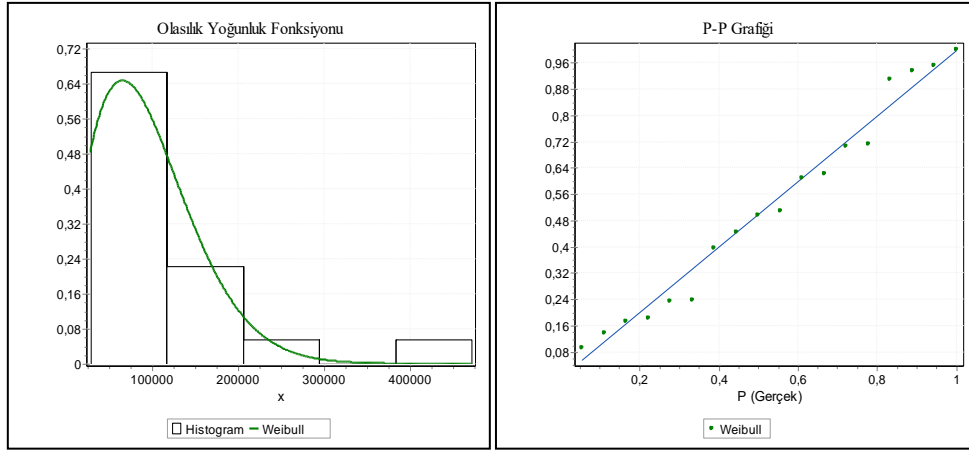
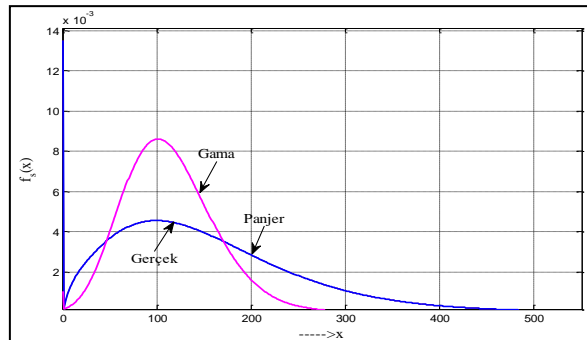
Şekil 14'de gerçek şiddet değerleri ve seçilen Weibull teorik dağılımının olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P grafiği gösterilmiştir (P-P grafiğinden, gerçek ve model olasılık değerlerinin birbirine yakın sonuçlar verdiği görülmektedir). Buna karşılık Geçit Türü V için hesaplanan parametrelerin, ($x_0=471.733 > \mu=107.850$), dağılımın ortalama ve varyans değerlerinden uzak olması Dönüştürülmüş Gama yönteminin gerçek değerlerden uzaklaşmasına neden olmuştur (Şekil 15).

Tablo 9. Geçit Türü IV için toplam hasar dağılımları

x	$fs(Gerçek)$	$fs(Panjer)$	$fs(Gama)$
0	3,02742E-03	5,05422E-02	2,16149E-03
1	5,22573E-06	6,16119E-02	4,84548E-05
2	5,25982E-05	3,91186E-02	2,02604E-04
...
100	6,76046E-03	4,01934E-04	6,08294E-03
101	6,62380E-03	3,97280E-04	5,88317E-03
102	6,48769E-03	3,92724E-04	5,68702E-03
...
400	2,16268E-08	7,74993E-05	1,54187E-11
401	2,05481E-08	7,72660E-05	1,42232E-11
402	1,95230E-08	7,70340E-05	1,31197E-11
...
Σ	1,00	1,00	1,00

Tablo 10. Geçit Türü V için teorik dağılımların uyum test değerleri

Dağılım	α	0,2	0,1	0,05	0,02	0,01
Negatif Binom (n=4; p=0,341)	K-S					
	Test İstatistik :0,30352	0,3082	0,3524	0,3912	0,4367	0,4677
	p:0,2142					
Weibull ($\sigma=1,7184$; $\beta=107850$)	A-D					
	Test İstatistik :1,1058	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
	K-S					
	Test İstatistik :0,13162	0,2436	0,2785	0,3093	0,3456	0,3706
Chi-Kare	p:0,87486					
	A-D					
	Test İstatistik :0,8432	1,3749	1,9286	2,5018	3,2892	3,9074
Chi-Kare	Test İstatistik :0,32459	3,2184	4,6052	5,9915	7,824	9,2103
	p:0.85019					

**Şekil 13.** Geçit Türü V için sıklık olasılık kütle fonksiyonu ve P-P dağılımı**Şekil 14.** Geçit Türü V için şiddet olasılık yoğunluk fonksiyonu ve P-P dağılımı**Şekil 15.** Geçit Türü V için toplam hasar dağılımları

Yaklaşım yöntemlerinin gerçek değere göre hata verdiği (Panjer için 5,24E-6, Gama için 2,2E-2) Tablo 11'de görülmektedir.

Geçit Türü V için çarpıklık katsayısının küçük olması sebebiyle, felaket olasılıklarının meydana geldiği dağılımın kuyruk bölgesinde de Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin doğru sonuç vermediği hesaplar sonucunda görülmüştür.

4. Değerlendirme

- Dağılımların kuyruk bölgesi felaket durumlarını kapsadığından, bu bölgeler için verilen tahmini kayıplar ve olasılık değerleri, toplam hasar dağılımının beklenen değerini ciddi biçimde etkilemektedir. Bu nedenle, iflas durumundan kaçınmak için, dağılımların kuyruk bölgeleri de hesaba katılmalıdır.
- TCDD I. Bölge sınırları içinde bulunan hemzemin geçitlerde sorumluluktan (ölüm, yaralanma) dolayı ortaya çıkması beklenen toplam hasar, $E[S]$, değerleri Tablo12'de gösterilmiştir. Kolektif Risk Modeli ile toplam hasar dağılımları, konvolüsyon (gerçek) ve yaklaşım yöntemleri kullanılarak hesaplanmıştır.

- Hesaplarda kullanılacak verilerin (tazminat tutarlarının) sayılarının fazla olması durumunda, konvolüsyon çözümü için kişisel bilgisayarların kapasiteleri yeterli olmamaktadır. Bu durumda toplam hasar dağılımı çözümü için yaklaşım yöntemlerine başvurulabilir.
- Hesaplar sonucunda, hemzemin geçitler için yaklaşım yöntemlerinden Panjer Ardışık Yaklaşım yöntemi, Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yöntemine göre daha iyi sonuç vermiştir. Bu durum için Dönüştürülmüş Gama Yaklaşımı yöntemini etkileyen dağılımların çarpıklık katsayılarının küçük olmasının neden olduğu söylenebilir.
- Bulunan sonuçlar, ayrıca net sigorta primini de ifade etmektedir. Sigortalama sürecinde beklenen toplam hasara, sigortalarmın işletme maliyetleride eklenmektedir. Ayrıca güvenli tarafta kalmak için, beklenen toplam hasarın yüklem katsayılarıyla da çarpılması gerekir.
- Sigorta firmalarının hemzemin geçitleri sigortalama durumunda doğacak sorumluluk tazminatlarının, Tablo 12'de gösterilen yıllık net tutarlardan fazla alınmaması gerekir. Örnek olarak 2013 yılı için İşletme, hesaplanan toplam hasar tutarlarını referans alarak sigortalarla net prim tutarları üzerinden pazarlık yapılabilir.

Tablo 11. Geçit Türü V için toplam hasar dağılımları.

x	$fs(Gerçek)$	$fs(Panjer)$	$fs(Gama)$
0	1,35213E-02	1,35213E-02	9,79381E-04
1	1,81454E-04	1,81485E-04	1,06520E-04
2	4,13707E-04	4,13727E-04	1,16125E-04
3	5,94856E-04	5,94874E-04	1,26400E-04
...
100	4,55170E-03	4,55172E-03	5,56316E-03
101	4,55086E-03	4,55088E-03	5,62194E-03
102	4,54943E-03	4,54945E-03	5,67921E-03
103	4,54740E-03	4,54742E-03	5,73495E-03
...
400	3,08954E-04	3,08948E-04	2,31257E-05
401	3,04909E-04	3,04903E-04	2,23569E-05
402	3,00913E-04	3,00907E-04	2,16125E-05
403	2,96965E-04	2,96959E-04	2,08916E-05
404	2,93064E-04	2,93058E-04	2,01936E-05
...
Σ	1,00	1,00	1,00

Tablo 12. 2013 yılı hemzemin geçitler için beklenen toplam hasarlar (TL)

Tip	$E[S]$		
	Gerçek	Panjer	Gama
HG I	149.863,70	151.425,10	151.395,76
HG II	43.395,86	40.260,44	44.685,07
HG III	1.182.309,80	1.131.018,05	1.005.145,27
HG IV	372.190,82	349.036,32	332.391,24
HG V	762.664,36	762.660,50	745.874,29
Σ	2.510.424,54	2.434.400,41	2.279.491,63

- Flaşörlü, çanlı ve bariyersiz hemzemin geçit (HG IV) için beklenen toplam hasar tutarı, 2013 yılı için 372.190 TL olarak hesaplanmış ve Tablo 12'de gösterilmiştir. Burada ilginç olan, HG IV ve serbest (HG V) geçitler için beklenen toplam hasar tutarının, bariyerli geçite göre (HG III) daha az olacağını saptanmasıdır [7]. Bu durumun muhtemel sebepleri olarak aşağıdakiler söylenebilir;
 - Hemzemin geçitten geçen karayolu ve demiryolu araçlarının sayıları (trafik hacmi),
 - Dış etkenler (hava koşulları),
 - Demiryolu ve karayolu araçları için hemzemin geçitlerdeki görüş mesafeleri,
 - Hemzemin geçit koruyucu önlemlerin yetersiz olması (örnek olarak karayolu araçları için hemzemin geçidi gösterir reflektörlerin olup olmaması, hem karayolu hem demiryolu araçları için hemzemin geçitlerde hız tabelaların olup olmaması veya yerlerinin uygun olmaması, vs.),
 - Karayolu araç sürücülerinin farklı davranışları (durmak için isteksiz olma, yüksek hızla hemzemin geçide girmeleri nedeniyle geçecek zamana sahip olduklarını düşünme, dikkatsiz davranış, vs.).
- 2000-2010 yılları arasında, HG III'lerde meydana gelen kaza sayısı (130 kaza), HG IV (91) ve HG V'den (93) daha fazla olmuştur. Geçit başına düşen ortalama kaza sayısı, HG IV için 1,18 ve HG V geçit için 1,22 hesaplanmıştır. Buna karşılık HG III için kaza oranı 2,45 hesaplanmıştır [7].
- Geçit başına düşen ortalama ölüm sayısı, HG III için 0,59, HG IV için 0,18 ve HG V için ise 0,17 bulunmuştur [7]. Bu durumun muhtemel sebepleri olarak;
 - Trafik hacmi ve kazalara karışan karayolu araçlarında taşınan yolcu sayısının fazla olması (servis minibüsleri ve otobüsleri) söylenebilir.
- Yaralı sayısı açısından, HG IV için ortalama yaralı oranının 1,0 olduğu hesaplanmıştır. Oysa, HG III için bu oran 1,15, serbest HG IV için ise 0,18 bulunmuştur [7].
- Kaza kayıtlarında, bu geçitleri kullanan karayolu ve demiryolu trafiği ile ilgili istatistik bilgi bulunmamaktadır. Trafik hacminin HG III için yüksek olduğu düşünülmesine rağmen, oranların yüksek çıkması, HG III'ün her ne kadar bariyerli geçit tipi olmasına rağmen en çok kaza riskine maruz geçit türü olduğu ve ilave risk önleyici tedbirlerin alınmasının (örnek olarak, karayolu araçlarının geçitlere yaklaşırken hızlarının düşürülmesi, tren geçiş hızlarının düşürülmesi, trafik ışık ve işaretlerinin iyileştirilmesi, görünürlüğünün artırılması, vb.) gerekliliği hesaplar sonucunda anlaşılmıştır. Buna ilaveten daha anlamlı sonuçlar elde edebilmek için, hemzemin geçitler buldukları bölgenin demografik yapısına ve trafik hacimlerine göre sınıflandırılıp tekrar analiz edilmelidir.

5. Sonuçlar

Bu çalışmada, 2000-2010 yılları arasında TCDD I. Bölge sınırları içinde meydana gelmiş ve raporlanmış olaylar/kazalar incelenmiştir. Veriler sayısal ortamda olmadığı için, arşiv çalışması gerçekleştirilmiş ve toplam 2.977 adet kaza/olay dosyası detaylı olarak incelenerek çalışmada kullanılmıştır. Hemzemin geçitlere ilişkin çalışmadan aşağıdaki sonuçlar elde edilmiştir:

- TCDD I. Bölge sınırları içinde bulunan hemzemin geçitler, türlerine göre sınıflandırılarak, her bir hemzemin geçit tipi için toplam hasar dağılımları hesaplanmıştır. Hesaplama sırasında, gerçek (konvolüsyon) ve yaklaşım yöntemleri kullanılarak sonuçlar irdelenmiştir.
- Hemzemin geçitler için şiddet dağılımının çarpıklık katsayısının küçük çıkmasından dolayı Panjer Ardışık Yaklaşım yönteminin Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminden daha iyi sonuç verdiği görülmüştür (HG IV hariç olmak üzere, Panjer yönteminin sonuçları gerçek değerlerle örtüşmüştür. Bunun sebebi, şiddet dağılımının çarpıklık katsayısının (ξ) HG IV için 3,17, diğer geçitler için sırasıyla 0,89, 0, 1,79 ve 0,85 olarak hesaplanmasındır).

- Şiddet dağılımının çarpıklık katsayısının küçük olması durumunda Dönüştürülmüş Gama Yaklaşım yönteminin gerçek değerden uzaklaştığı, $\xi > 3$ olması durumunda ise gerçek değere yaklaştığı hesaplamalar sırasında anlaşılmıştır.
- Hemzemin geçitler için, net primi veren beklenen toplam hasar değerleri Kolektif Risk Modeli ile hesaplanmıştır. Flaşörlü, çanlı ve otomatik bariyerli hemzemin geçitlerde (HG III) beklenen toplam hasar değerinin ($E[S]$), serbest (HG V) geçit türüne göre oldukça yüksek olduğu hesaplanmıştır. Bunun sebebi olarak;
 - Trafik hacmi ve kazalara karışan karayolu araçlarında taşınan yolcu sayısının fazla olması (servis minibüsleri ve otobüsleri), dolayısıyla üçüncü şahıslardan kaynaklanan kaza şiddet değerlerinin (araç maliyetleri ve özellikle ölüm-yaralanma maliyetleri) HG III için daha yüksek seviyelerde olduğu söylenebilir.
- Yatırım ve işletme maliyetleri yüksek olan HG III'lerin doğrudan daha güvenli bir geçit sistemi olmadığı, dolaylı olarak hemzemin geçitlerde ilave güvenlik sistemlerinin, risk azaltıcı çalışmaların yapılması gerektiği ortaya çıkmıştır.
- TCDD I. Bölge sınırları içinde kalan hemzemin geçitlerde 2013 yılı içerisinde meydana gelmesi beklenen toplam sorumluluk tazminatları (toplam hasar değeri veya net sigorta primi) 2.510.424 TL olarak hesaplanmıştır. Bütün ülke kapsamında düşünüldüğünde işletmenin ciddi tazminat maliyetleriyle karşı karşıya kalındığı anlaşılmaktadır.
- Kaza raporlarının hazırlanması önemli olup, bağımsız kuruluşlar tarafından hiçbir önyargı ve baskı altında kalmadan hazırlanmalı, raporlar yeterince detaylı olmalıdır.
- Özelleştirme sonrasında, işletmelerin yıllık risk performanslarının ölçülebilir ve denetlenebilir olması için yıllık veya altı aylık dönemlerde sayısal risk katsayıları hesaplanmalıdır (ER). Risk yönetimi için ayrı birim oluşturulmalı ve kaza raporları tek bir merkez altında toplanıp, detaylı olarak bilgisayar ortamına aktarılacak, yıllara (ER/yıl gibi) ve olaylara (ER/olay gibi) göre sayısal risk analizleri yapılarak risk katsayıları hesaplanmalıdır [7].
- Hemzemin geçit kazaları ayrı bir süreçte incelenmelidir. Geçit risklerinin ortadan kaldırılması ekonomik açıdan mümkün olmasa bile, riski azaltmak için yeni stratejiler ortaya konmalıdır. Bunun için, öncelikle ER/olay katsayıları yüksek hemzemin geçitlerde, toplam hasar dağılımı yöntemi ile risk analizi yapılmalı ve fayda (işletme maliyetleri) / maliyet (toplam hasar dağılımı) oranı hesaplanarak, hemzemin geçit tipinin değiştirilmesi ya da iptal edilmesinin gerekip gerekmediği incelenmelidir.

Kaynaklar

1. Ben C., M, El. O., M. ve Ouerdiane, H. (2002). *Convolution Calculus and Applications to Stochastic Differential Equations*, Soochow Journal of Mathematics 28 (4): 375-388.
2. Bircan, H., Karagöz, Y. ve Hasapoğlu, Y. (2003). Ki-Kare ve Kolmogorov-Smirnov Uygunluk Testlerinin Simülasyon İle Elde Edilen Veriler Üzerinde Karşılaştırılması, C.Ü İktisadi ve İdari Bilimler Dergisi Cilt 4, Sayı 1.
3. Bowers, N.L, Gerber, H.U, Hickman, J.C, Jones, D.A. ve Nesbitt, C.J (1997). *Actuarial Mathematics*, Society of Actuaries.
4. Chikr, Z.E. (2010). Estimation The Shape, Location And Scale Parameters Of The Weibull Distribution, Electronic Journal of International Group on Reability, 2010.
5. Denvit, M., Marechal, X., Pitrebois, S. ve Walhin, J.F. (2007). *Actuarial Modelling Of Claim Counts*, John Wiley&Sons, Ltd., 2007.
6. Dragan, I.M. ve Maniu, A.I. (2011). Characterizing The Frequency Of Earthquake Incidence In Romania, The Bucharest Academy of Economic Studies, 2011.
7. Özcan, O.E. (2013). TCDD Sorumluluk Sigortası İçin Risk Analizi ve Prim Hesabına Bir Yaklaşım, Doktora Tezi, İTÜ, 2013.
8. Parentela, E.M. (2002). Risk Modelling For Commercial Goods Transport, METRANS Transportation Center, June 2002.

9. RSSB (2007). Use Of Risk Models And Risk Assessments For Level Crossings By Other Railways, Research Programme Operations, 2007.
10. Seal, L. H. (1979). Approxiamtions To Risk Theory's $F(x,t)$ by Means Of The Gamma Distribution, Astin Bulletin, Vol 9, 1979.
11. Walhin, J.F. (2000). *Recursion For Actuaries And Applications In The Field Of Reinsurance And Bonus-Malus Systems*, PhD.Thesis, University Catholic de Louvain Institut de Statistique, 2000.



The Behavior of Double-Leaf Limestone Masonry Walls Under Axial and Eccentric Compression Loads

Ziyafeddin BABAYEV¹, Handan ADIBELLİ^{1*}, Alaattin ÖZER², Abdi KARAYEV³

¹Bozok University, Faculty of Engineering and Architecture, Civil Engineering Department, Yozgat / TURKEY

²Bozok University, Faculty of Engineering and Architecture, Mechanical Engineering Department, Yozgat / TURKEY

³Azerbaijan Civil Engineering and Architecture Scientific Research Institute, Baku / AZERBAIJAN

Received: 28.03.2017 Revised: 29.03.2017 Accepted: 18.04.2017

Abstract

Investigations of the behavior of double-leaf limestone masonry walls, which are connected with vertical and horizontal limestone specimens, were conducted to determine the strength and deformation characteristics of specimens under axial and eccentric compression loads. The specimens are comprised of two separate limestone masonry walls connected with vertical and horizontal limestone. The existing design specifications and calculations were not available for double-leaf limestone masonry walls; however the mechanical properties of these walls can be determined by the formulations of masonry walls in ordinary construction. The strength, initial elasticity modulus, stone strength utilization coefficient and elastic coefficient of double- leaf masonry walls, which are connected with limestone, can be calculated using existing formulas. A new formulation to determine the maximum deformation of double-leaf masonry walls was developed and verified. In addition, a three-dimensional finite element model of a double-leaf masonry wall connected with vertical limestone was developed and computationally analyzed to evaluate deformation under compression forces. The resulting finite element deformation supports the experimental results.

Keywords: Double-leaf masonry wal.; Axial loading, Eccentric loading, Finite element analysis

Kireç Taşıyla Yapılmış Boşluklu Duvar Örgülerin Eksenel ve Eksantrik Basınç Yükleri Etkisindeki Davranışı

Özet

Kireç taşı kullanılarak yapılmış boşluklu duvar numunelerinin eksenel ve eksantrik basınç altındaki dayanım ve deformasyon özelliklerini deneysel olarak belirlemek amacıyla araştırmalar yapılmıştır. Kireç taşıdan yapılmış normal duvar örgülerin hesaplama ve dizayn şartnameleri boşluklu duvar için uygun değildir. Bununla birlikte bazı mekanik özelliklerin normal kireç taşı örgülere ait hesaplama formüllerinden bulunabileceği gösterilmiştir. Dayanım, başlangıç elastisite modülü, taş dayanımından faydalanma katsayısı mevcut formüllerle hesaplanabilir. Yığma duvarın maksimum deformasyonunu belirlemek için yeni bir formülasyon geliştirilmiş ve doğruluğu gösterilmiştir. Ayrıca, düşey kireçtaşı tuğlalarla bağlı yığma duvarın 3-boyutlu sonlu elemanlar modeli geliştirilmiş ve basınç yükleri altında deformasyon analizleri yapılmıştır. Sonlu elemanlar analizi deformasyon sonuçları deneysel sonuçları desteklemiştir.

Anahtar Kelimeler: Boşluklu yığma duvar, Eksenel yüklenme, Eksantrik yüklenme, Sonlu eleman analizi

1. Introduction

Since early times masonry structures have been widely constructed in many Mediterranean and Middle Eastern countries [1,2]. Masonry is able to carry compressive loads [3]. Masonry structures have the other advantages, such as stability, fire resistance, acoustic and thermal insulation [1,4]. The structures can also exhibit acceptable nonlinear behavior if they are designed and constructed according to earthquake design standards [5]. Although these regions are subjected to the earthquake hazard, buildings constructed of masonry limestone persist in Mediterranean and Middle Asia countries [6]. Since the beginning of the 1990s, 90% of the industrial, social and residential buildings in the Azerbaijan Republic were constructed of limestone using standard dimensions [7]. Limestone with dimensions of 390x190x190 mm were used to construct load-carrying walls in buildings with 3–5 floors; of 400 mm thick inlay walls were used in the production of multi-story buildings constructed with Ferro concrete carcasses. Currently, the use of limestone in the Azerbaijan Republic exceeds 50%. Comprehensive studies have been conducted on wall samples, which are constructed of masonry stones, whose dimensions are 390x190x190 mm [8,9]. For buildings with 4–5 floors, the construction of 400 mm thick walls is economical in terms of strength; however, this thickness is unnecessary for buildings with 1–2 floors [7]. The use of stone bricks, with dimensions of

390x190x100 mm, and 400-mm-thick walls to construct buildings with 1–2 floors requires adequate space inside the walls. Creating space between the walls is very important for thermal insulation.

The finite element method is a computational technique that is used to solve and analyze complex problems. Shing and friends investigated the failure of masonry wall panels by utilizing a finite element program to calculate shear resistance of reinforced and unreinforced masonry wall panels [10]. Linear and nonlinear finite element analyses of masonry blocks under compression loading are conducted by [11] Mohammed [12] presented a finite element model for unreinforced masonry walls under monotonic loads using brick and mortar for the masonry walls. Nonlinear behaviors of masonry panels and piers were explained by [13] with finite element models. The experimental and numerical analyses of brick-mortar prisms were conducted by [14].

Because no standards exist for double-leaf masonry walls connected with vertical and horizontal limestone, it was investigated in this study. A three-dimensional finite element model of a double-leaf masonry wall connected with vertical limestone is also developed and analyzed to support the evaluation of deformation under compression forces.

2. Material Properties

In this study, standardizations from Turkish Institute of Standards (TS), Russian Construction Codes and Regulations (SNIP) and European Standards (EUROCODE) were used. The strength of stone masonry is dependent on the strength of mortar and stone [15, 16, 17, 18] The properties of the mortar and stone that is used to construct masonry walls were considered. In this study, cement with strengths of 35 MPa and sand with densities of 1420 kg/m³, and with a fineness modulus of 1.47 were utilized. In this study, cement-to-sand ratios were chosen for masonry 1:3 and 1:5 respectively. The consistency of the mortar was assumed to conform to slump cones in the range of 100–110 mm. The mortar strength was determined by applying compression tests to cubic samples, whose dimensions consist of 70.7x70.7x70.7 mm. These cubes were prepared by placing steel molds, whose bottom surfaces were open, on stone. The molds were opened after 24 hours, and the cubes were tested after they had cured for 28 days in a natural environment. Stones with dimensions of 390x190x100 mm were employed in the wall masonries. The density of the stones was determined to be 1900 kg/m³. Compression tests were conducted to determine the strength of the stones by cutting 100x100x100 mm samples from the stones. The strength of the cubes, which were prepared by mortar and sectioned from stone, was determined to be 100 kN with a hydraulic press.

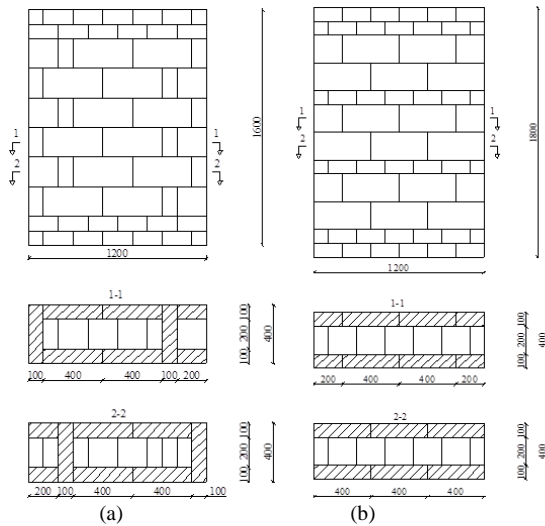
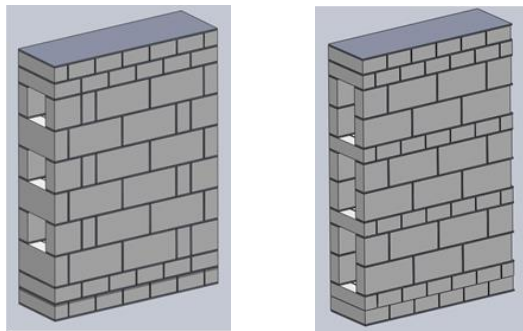


Figure 1. a) Vertically connected masonry (H=1600mm)
 b) Horizontally connected masonry (H=1800mm)

3. Preparation of Masonry Samples

Masonry wall samples were formed from two separate walls with a 200 mm space between each with; each with comprised a thickness of 100 mm and a width of 1200 mm, as shown in Fig. 1. Two separate walls, whose horizontal cross section is 1200x100 mm cross-section are connected with horizontally positioned (Fig. 1a) (horizontally connected) and vertically positioned (Fig. 1b) (vertically connected) stones with dimensions of 390x190x100 mm. Masonry samples with heights of 1300 mm, 1600 mm and 1800 mm were prepared. Six samples of double-leaf masonry walls connected

with vertical limestone (VC) and fourteen double-leaf masonry walls connected with horizontal limestone (HC) were prepared for the experiments. Six VC samples, whose external dimensions consist of 1600x1200x400 mm, were produced as shown in Fig. 1a. Six HC samples, whose external dimensions consist of 1800x1200x400 mm, were prepared as shown in Fig. 1b. The dimensions of the other eight walls consist of 1300x1200x400 mm (Fig. 2). The samples were produced on steel sheets with a maximum mortar thickness of 15 mm. The stitch thickness of the masonry wall was assumed to be 10 mm [16]. An experimental sample of a double-leaf masonry wall connected with horizontal limestone can be seen in Fig. 3.

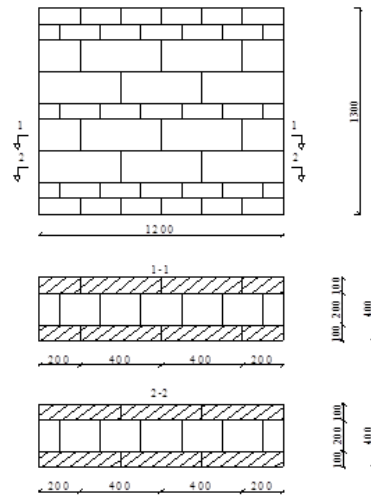


Figure 2. Horizontally connected masonry (H=1300mm)

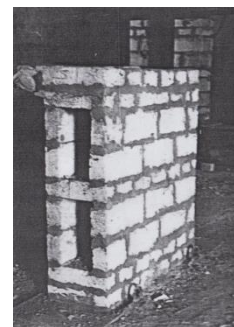


Figure 3. Masonry sample (H=1600 mm)

To obtain uniformly distributed loads for the tests, steel plates were placed on the top and bottom of the wall samples. Axial and eccentric compression experiments of the masonry wall samples were conducted using a 5000 kN hydraulic press (Fig. 4). A load equivalent to 10 % of estimated fracture was gradually applied to the wall samples. The eccentric pressure was applied as concentrated load to locations for which $e=h/3$ and $e=h/6$ as shown in Fig.5.

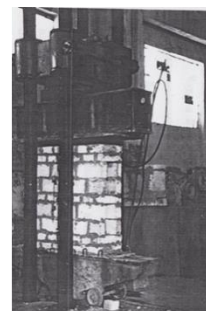


Figure 4. Masonry samples on hydraulic press

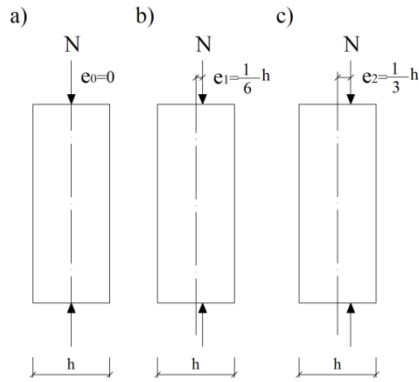


Figure 5. Loading schematics of samples hydraulic press **a)** axial pressure ($e_0=0$), **b)** eccentric pressure $e_1=(1/6)h$, **c)** eccentric pressure $e_2=(1/3)h$

The deformation measurements were obtained after each loading, which had duration of 3–5 minutes. Measurements were

also obtained from the external surfaces of the wall samples using analog indicators with 0.01 mm accuracy.

4. Analysis of Experimental Results

The behavior of double-leaf masonry walls was investigated experimentally under the axial and eccentric loading conditions. Two VC samples, whose external dimensions consist of 1600x1200x400 mm, were loaded axially and the other four VC samples were loaded eccentrically. HC samples, two of which contain external dimensions of 1800x1200x400 mm and four of which contain external dimensions of 1300x1200x400 mm were loaded axial loads. Four HC samples, whose external dimensions consist of 1800x1200x400 mm and four HC samples, whose external dimensions consist of 1300x1200x400 mm were loaded eccentrically.

4.1. Axial Compression Results

The strength, elasticity modulus, elasticity and plasticity coefficients of wall samples under axial compression were experimentally studied. The experimental strengths and deformation characteristics of double-leaf masonry wall samples are listed in Table 1.

Table 1. Experimental axial compression results

No	Masonry Mortar Strength R_2 , MPa	Stone Strength R_1 , MPa	Load at the Moment of Cracking N_c , kN	Load at the Moment of Fracture N_k , kN	Masonry Strength, MPa			Maximum Deformation ϵ_{max}			Samples Height H (mm)
					Exp. R	Empirical		Exp.	Empirical		
						R_1^a	R_2^a		Eq.(4)	Eq. (5)	
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
1-VC	10.0	6.0	410	450	1.875	3.490	2.031	10	5.4	9.9	1600
2-VC	10.0	6.0	400	500	2.083	3.490	2.031	11	5.5	10.1	
3-HC	10.0	6.0	410	480	2.000	3.490	2.031	10.5	5.5	10	1800
4-HC	10.0	6.0	420	510	2.125	3.490	2.031	10	5.6	10.7	
5-HC	6.5	6.0	300	420	1.750	3.304	1.920	11	6.1	10.8	1300
6-HC	6.5	6.0	300	400	1.667	3.304	1.920	10.5	5.9	10.7	
7-HC	3.9	6.0	250	380	1.583	3.055	1.778	12	7.1	12.3	
8-HC	3.9	6.0	200	360	1.500	3.055	1.778	12	6.9	12.1	

In Table 1; R_1 is the stone strength; R_2 is the mortar strength. Column 7 of the table was empirically calculated from Eq.(1) according to [17] as

$$R_1^a = A \times R_1 \left(1 - \frac{a}{b + \frac{R_2}{2 \times R_1}} \right) \times \eta \tag{1}$$

where; R_1^a is the masonry strength determined empirically, η is a coefficient that is dependent on the mortar strength and assumes a value of 1 when $R_2 > 2.5$ MPa, a and b are coefficients with assumed values of 0.15 and 0.30, respectively, A is utility coefficient of stone strength which calculated as follows:

$$A = 0.73 - 0.01 \times R_1 \tag{2}$$

A significant difference between experimental masonry strength R and empirical masonry strength R_1^a is illustrated in Table 1. Therefore, the values of A were calculated again with the formula proposed by [3].

$$A = 0.45 - 0.01 \times R_1 \tag{3}$$

Upon substituting (3) into (1), the masonry strength determined empirically is written as R_2^a in column 8 of Table 1. As is seen Table 1 the values of R and R_2^a are very similar, so Eq. (3) can be used to determine the value of A.

The maximum value of deformation was calculated with the following formula proposed by [3]

$$\epsilon_{max} = \frac{3 \times R_2 / R + 8}{8 \times R_2 / R + 2} \times 10^{-3} \tag{4}$$

The experimental deformation values are listed in column 9 of Table 1 and the empirical values are listed in column 10. The values in columns 9 and 10 vary by a factor of two. Therefore, the following formula was proposed for the calculation of the maximum deformation of a double-leaf masonry wall in this paper.

$$\epsilon_{max} = \frac{6 \times R_2 / R + 6}{8 \times R_2 / R + 1} \times 10^{-3} \tag{5}$$

The values obtained with proposed Eq.(5) are listed in column 11 in Table 1. The values calculated with Eq. (5) are similar to the experimental values which are listed in column 9 in Table1.

According to the experimental results, the strengths of the samples under axial compression loads vary between 1.5 and 2.1 MPa. For the masonry walls, the ratio of masonry strength to stone strength represents the level of stone strength that should be used in masonry construction. As this ratio increases, the capacity of stone strength becomes more effective. The values in Table 1 demonstrate that the ratios of masonry strength to stone strength for the masonry wall samples vary between 0.25 and 0.35. The ratio of masonry strength to stone strength exceeds 0.4 in masonries without space [8, 9]. The experimental results indicate that fractures in wall samples begin as cracks in vertically and horizontally connected stones between the walls (Fig. 6). The load-bearing capacity of the wall samples diminishes to zero due to the separation of the horizontal layers.

Although the horizontally connected wall samples increased the mortar strength by 2.5 times, the masonry strength increased by 1.42 times. When the mortar strength was increased from 2.5 MPa to 10 MPa according to SNIP II-22-81 Part I [16] Part II [17] the masonry strength increased 1.36 times for the masonries with row heights in the range of 50–150 mm; whereas, the strengths of the masonries with row heights in the range of 200–300 mm increased 1.25 times.

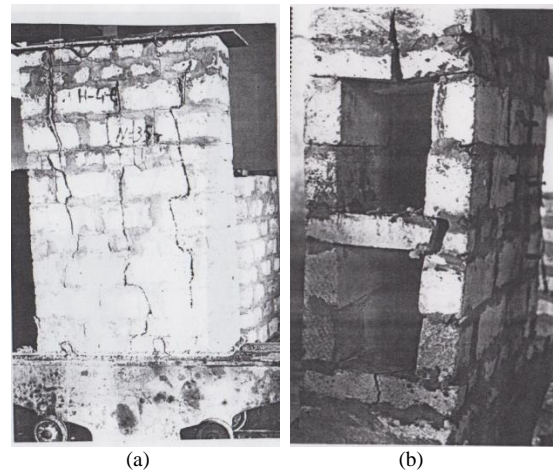


Figure 6. Crack propagations on the wall after tests (a) front appearance (b) lateral appearance

The load-deformation () diagram of the horizontally connected samples for different mortar strengths is displayed in Fig. 8. Each curve represents the mean values for two samples. As illustrated by Fig. 8, the ductility of the masonry wall decreases with increasing mortar strength.

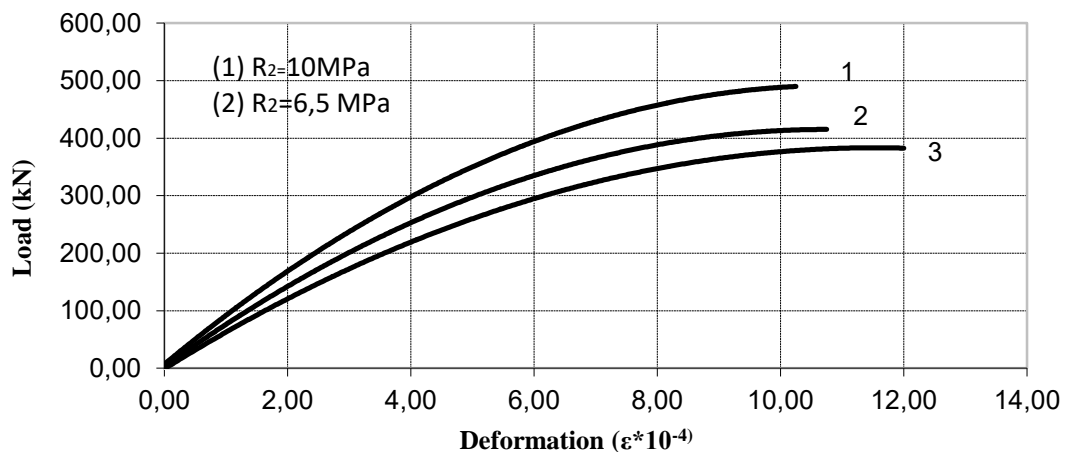


Figure 7. (N – ε) diagram of horizontally connected wall samples

The resistance of the structures and their components to earthquakes depends on their deformation properties within certain limits [19, 20, 21, 22,23] The deformation characteristics of masonry walls consist of the initial elasticity modulus (E_0), plasticity (μ) and elasticity (α) coefficients. The initial elasticity modulus, elasticity and plasticity coefficients of double-leaf masonries are listed in Table 2.

When the masonry mortar strength ranges from 2.5–20 MPa, $\alpha=1500$ is acceptable according to [16] The initial elasticity modulus can be calculated with Eq. (4.6), which is dependent on α .

$$E_0 = \alpha \times R \tag{6}$$

The data in columns 6, 9, and 11 of Table 2 were obtained with Eq.(6). Column 4 of Table 2 was obtained from the curves proposed by [22] which are based on the ratio of ϵ_1/ϵ_2 found by the values ϵ_1 and ϵ_2 are deformations that correspond to $\sigma_1=0.3R$ and $\sigma_2=0.8R$, respectively. Column 5 was calculated with the following equation, which was proposed by [22].

$$\alpha = - \frac{\mu \times \ln(1 - \frac{0,3}{\mu})}{\epsilon_1} \tag{7}$$

Columns 7 and 8 of Table 2 were obtained using Eq. (8) and Eq.(9), which were proposed by [20] as follows:

$$\mu = \frac{1}{0,74 \times \frac{R}{R_2} - 0,14 \times (\frac{R}{R_2})^2} \tag{8}$$

$$\alpha = \frac{15000}{6 \times \frac{R}{R_2} + 5} \tag{9}$$

An examination of the values in columns 6, 9, and 11 of Table 2 reveals that the initial elasticity modulus increases with increasing masonry strength. The initial elasticity modulus that was determined by [20] is higher than the initial elasticity modules that were determined by SNIP II-22-81 [16] and [22] The values determined by SNIP II-22-81[16] and Sementsov [22] are similar. Therefore,

considering that the initial elasticity modulus is dependent on the elasticity coefficient (Eq. 7) which was proposed by Sementsov [22] will yield more accurate results.

Table 2. Mechanical characteristics of masonry samples

No	Masonry Strength R, MPa	Calculation Results According to Sementsov [13]				Calculation Results According to Polyakov [3]			Calculation Results According to SNIP-II-22-81 [6]	
		$\epsilon \cdot 10^{-4}$	Plasticity Coefficient, μ	Elasticity Coefficient, α	Initial Elasticity Modulus, E_0 , MPa	Plasticity Coefficient, μ	Elasticity Coefficient, α	Initial Elasticity Modulus E_0 , MPa	Elasticity Coefficient, α	Initial Elasticity Modulus, E_0 , MPa
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1-VC	1.875	2.2	1.10	1592	2985	7.47	2449	4592	1500	2813
2-VC	2.083	2.3	1.15	1511	3147	6.75	2400	4999	1500	3125
3-HC	2.000	2.2	1.25	1559	3118	7.02	2419	4838	1500	3000
4-HC	2.125	2.2	1.20	1569	3334	6.66	2392	5083	1500	3173
5-HC	1.750	2.5	1.30	1364	2387	5.29	2266	3966	1500	2625
6-HC	1.667	2.4	1.35	1414	2357	5.54	2294	3824	1500	2501
7-HC	1.583	2.4	1.40	1407	2227	3.61	2016	3192	1500	2375
8-HC	1.500	2.3	1.40	1470	2205	3.79	2052	3078	1500	2250

4.2. Eccentric Loads

Both vertically and horizontally connected masonry wall samples were utilized in the eccentric compression experiments. The vertical loads applied to the masonry samples were performed with the following eccentricities: $e_1 = (1/3)h = 133 \text{ mm}$ and $e_2 = (1/6)h = 66.7 \text{ mm}$ ($h = 400 \text{ mm}$ is the wall thickness). The experimental results for the wall samples are displayed in Table 3.

The variation in eccentric distance from e_1 to e_2 (Fig. 5) does not significantly affect the ultimate load, as illustrated in Table 3. However, the ultimate load in eccentric compression substantially reduces with respect to axial compression. An average reduction of 43 % is obtained for vertically connected samples and an average reduction of 37 % is obtained for horizontally connected samples.

Table 3. Experimental results for eccentric loading

No	Masonry mortar strength R_2 , MPa	Eccentricity e , mm	Load at the moment of fracture N_k , kN	Maximum deformation $\epsilon \cdot 10^{-4}$		Sample Heights H , mm
				On surface close to load	On surface distant to load	
1	2	30	4	5	6	7
1-VC-e	10	66.7	300	10.0	5.5	1600
2-VC-e	10	66.7	340	8.0	4.9	
3-VC-e	10	133	340	10.0	5.0	
4-VC-e	10	133	350	8.0	3.0	
5-HC-e	10	66.7	300	8.0	5.0	1800
6-HC-e	10	66.7	350	10.0	5.0	
7-HC-e	10	133	300	9.0	3.5	
8-HC-e	10	133	340	10.0	4.0	
9-HC-e	6.5	66.7	300	11.0	4.0	1300
10-HC-e	6.5	66.7	320	11.0	5.0	
11-HC-e	3.9	133	300	11.0	2.0	
12-HC-e	3.9	133	280	11.0	3.0	

The load-deformation (N- ϵ) curves for the horizontally connected samples, which yield a mortar strength of 10 MPa and eccentricity distances of $e = (1/3)h$ and $e = (1/6)h$ in eccentric compression, are shown in Fig. 8. N- ϵ curves for the samples with mortar strengths of $R_2 = 6.5 \text{ MPa}$ and $R_2 = 3.9 \text{ MPa}$ are shown in Fig. 9.

As mortar strength increases ($R_2 = 10 \text{ MPa}$), the deformations decrease on the surface near the application point of the load;

conversely, the deformations increase on the surface farthest from the point of load application.

In the samples with mortar strengths of $R_2 = 6.5 \text{ MPa}$ and $R_2 = 3.9 \text{ MPa}$, the deformation on the surface is larger near the load and the deformation on the surface is smaller further from the load. As illustrated by Fig. 8, the increase in eccentricity from 66.7 to 133 does not suggest a distinct difference in the curves of the load-

deformation (N- ε) diagram. The curves in both figures represent the mean values for the two samples (Fig. 8, Fig. 9).

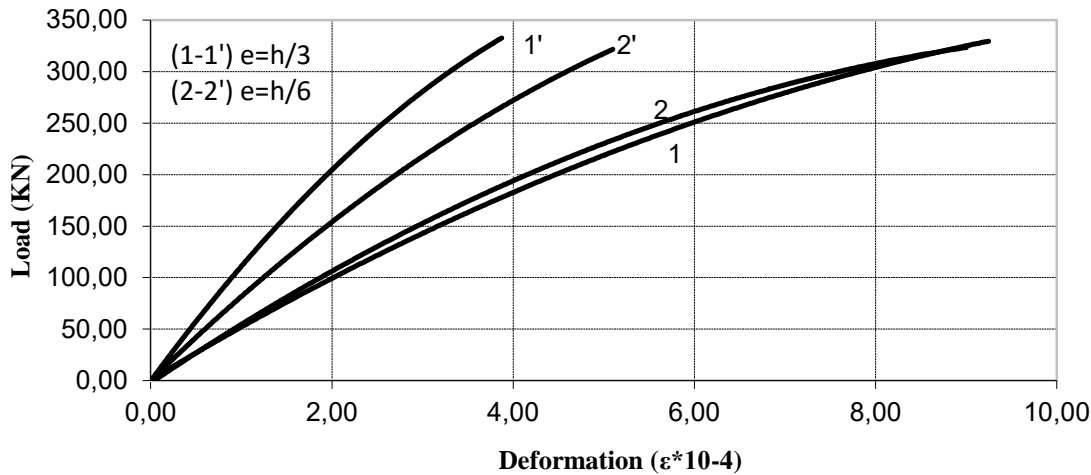


Figure 8. (N – ε) diagram of the samples, R₂= 10 MPa in eccentric pressure

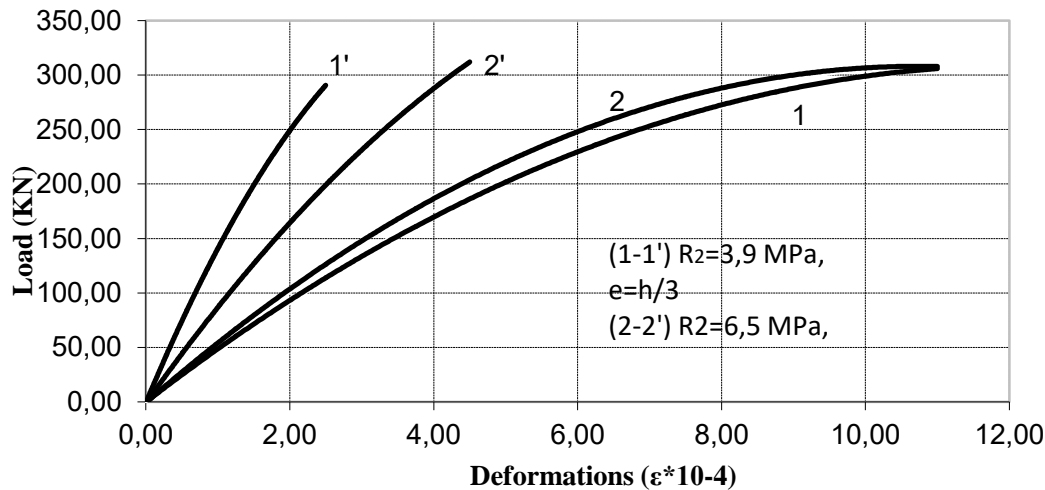


Figure 9. (N – ε) diagram of horizontally connected samples in eccentric pressure

5. Calculation of Stone Masonries According to SNIP II-22-81-Part II

The calculation of axial compression was performed by the following formula

$$N \leq m_g \times \varphi \times R \times F \tag{10}$$

where, N is the axial load, F is the cross-sectional area, R is the masonry strength, φ is the buckling coefficient and m_g is a coefficient that considers the duration of the applied load and assumes a value of 1 in axial compression.

The buckling coefficient φ is obtained from the SNIP II-22-81 Part II [17] and is dependent on the slenderness ratio λ. The value of φ is given in column 3 of Table 4 and the value of m_g is given in column 2 of Table 4 . Considering $\lambda = \frac{l_0}{h}$ and

$l_0 = 0.8H$, the theoretical loads under axial loading for the samples used in the experiments were calculated and listed in column 4 of Table 4.

As shown in Table 4, the experimental values of the samples for a mortar strength of 10 MPa are similar to the values obtained according to SNIP-II-22-81 Part II [17] however, when the mortar strength decreases from 10 MPa, the difference between the experimental values and the values obtained from [16] increases.

The calculation of eccentric compression was performed by Eq.(11)

$$N \leq m_g \times \varphi_1 \times R \times F_c \times \omega \tag{11}$$

where N is the eccentric load, R is the masonry strength, and F_c is the pressure field of the cross-section, which can be determined as follows:

$$F_c = F \times \left(1 - \frac{2e}{h}\right) \tag{12}$$

φ₁ is the buckling coefficient and is determined as follows:

$$\varphi_1 = \frac{\varphi + \varphi_c}{2} \tag{13}$$

As in axial compression tests, Φ is obtained from the Table 4 for $l_0=0.8H$ and $\lambda = \frac{l_0}{h}$

ϕ_c , which is depended on $\lambda_c = \frac{l_0}{h_c}$ and $l_0 = H$, is determined for the pressure area of the cross-section, where $h_c = h - 2e$, ω is a coefficient with an assumed value of 1 for stone masonry and $m_g = 1$ as in axial compression.

Because the load at the moment of cracking and fracture load are similar in eccentric compression, it is convenient to perform analyses using fracture load. If equation (12) is used for the samples that have a mortar strength of $R_2=10$ MPa, $R_2=6,5$ MPa and $R_2=3,9$ MPa respectively, the values of column's 7 of Table 5 are obtained respectively.

As is given in Table 5, a comparison of the experimental and obtained according to SNIP-II-22-81 Part II [17] results indicates that the fracture loads are very similar to the samples with $e=h/6=66.7$ mm. However, the values obtained according to SNIP-II-22-81 Part II [17] smaller than the experimental results for the samples with $e=h/3=133$ mm. (column 8 and column 7 in Table 5)

The following equation, which was proposed for other types of masonries in SNIP-II-22-81 Part II [17], can also be applied to double-leaf masonries with eccentricity distances of $e > (1/3)h$.

$$\omega = 1 + \frac{e}{h} \leq 1.45 \tag{14}$$

The masonries for which $R_2 = 3.9MPa$ (low strength) are not recommended.

Table 4 Axial load according to SNIP II-22-81

Number	m_g	Φ	R N/m ²	F m ²	N kN	N _k kN	R ₂ MPa
1	2	3	4	5	6	7	8
1-VC	1	1	2.1x10 ⁶	0.24	504	450	10
2-VC	1	1	2.1x10 ⁶	0.24	504	500	10
3-HC	1	1	2.1x10 ⁶	0.24	504	480	10
4-HC	1	1	2.1x10 ⁶	0.24	504	510	10
5-HC	1	1	1.6x10 ⁶	0.24	384	420	6.5
6-HC	1	1	1.6x10 ⁶	0.24	384	400	6.5
7-HC	1	1	1.2x10 ⁶	0.24	288	380	3.9
8-HC	1	1	1.2x10 ⁶	0.24	288	360	3.9

Table5. Eccentric load according to SNIP II-22-81

Number	m_g	ϕ	R N/m ²	F m ²	ω	N kN	N _k kN	R ₂ MPa	e m
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1-VC	1	0.99	2.1x10 ⁶	0.16	1	333	300	10	0.0667
2-VC	1	0.99	2.1x10 ⁶	0.16	1	333	340	10	0.0667
3-VC	1	0.94	2.1x10 ⁶	0.0804	1	159	340	10	0.133
4-VC	1	0.94	2.1x10 ⁶	0.0804	1	159	350	10	0.133
5-HC	1	0.98	2.1x10 ⁶	0.16	1	329	300	10	0.0667
6-HC	1	0.98	2.1x10 ⁶	0.16	1	329	350	10	0.0667
7-HC	1	0.93	2.1x10 ⁶	0.0804	1	157	300	10	0.133
8-HC	1	0.93	2.1x10 ⁶	0.0804	1	157	340	10	0.133
9-HC	1	1	1.6x10 ⁶	0.16	1	256	300	6.5	0.0667
10-HC	1	1	1.6x10 ⁶	0.16	1	256	320	6.5	0.0667
11-HC	1	0.96	1.4x10 ⁶	0.0804	1	108	300	3.9	0.133
12-HC	1	0.96	1.4x10 ⁶	0.0804	1	108	280	3.9	0.133

6. Finite Element Model and Simulation

In this study, a three-dimensional (3D) finite element model of a masonry wall was developed. The masonry wall includes a two-leaf separate wall connected with vertical and horizontal stones, as shown in Fig. 10.

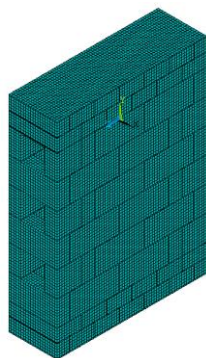


Figure 10. Three-dimensional (3D) finite element model of a double leaf masonry wall connected with vertical limestone

The finite element model was composed of volumes to simulate behavior of stone and mortar. The finite element mesh consists of 3D 8-noded solid elements. The mechanical properties of the masonry wall were taken from Table 1 and figure 7. The values for these properties are typical of stones and mortar used in walls. In finite element model, to characterize stones and mortar, different material and deformation properties were assigned the solid elements. The model dimensions are detailed in Fig.1a. To obtain a homogenous pressure on the top of the wall, a steel block was placed on top of the wall model. To simulate the compression process in this analysis, all nodes at the bottom of the model were fixed against displacement only along the y direction and compression forces, which were applied to nodes at the top of the model along to -y direction and incrementally dependent on time. First, a compressive force of 100 kN was applied for a specific duration and subsequently increased to 100 kN until a force of 500 kN was reached. The deformation results of the finite element analysis are provided in Figs. All simulations conformed to the ANSYS finite element commercial code.

6.1. Finite Element Analysis Results

A finite element analysis of the vertically connected double-leaf masonry wall under axial compression loading was performed; the results are presented in this section. An elasticity modulus of 9×10^3 MPa and an elasticity modulus of 9.75×10^3 MPa for limestone brick and mortar, respectively, were used in the analyses. Strength of 10 MPa and strength of 6 MPa for masonry mortar and limestone, respectively, were selected for the analyses. The deformation model CONCR was used in the ANSYS program. The load was applied incrementally beginning with 100 kN and increasing to 100 kN in every substep. A load of 500 kN was applied in the final substep.

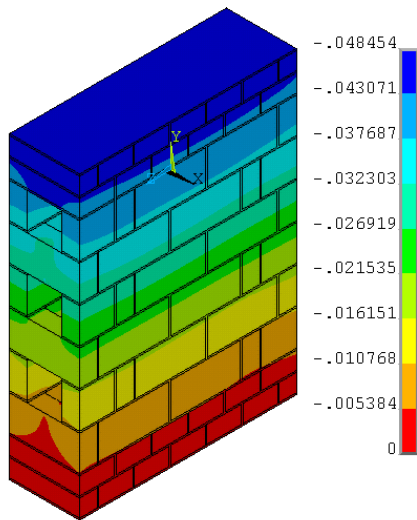


Figure. 11 Contours of deformation distribution in the masonry wall after 3-D Finite element analysis

Fig. 11 shows contours of deformation distribution in y-direction for double-leaf masonry wall after 3-D finite element analysis. The results are similar to the experimental results. The deformation is higher in the middle of the connection bricks, which connect the double-leaf masonry wall and are closer to the top of the wall, than at the ends of the connection bricks. However, the connection bricks exhibit lower deformation in the middle than at the ends. Because, when going down to below through wall, the pressure is applied to end of the connection bricks.

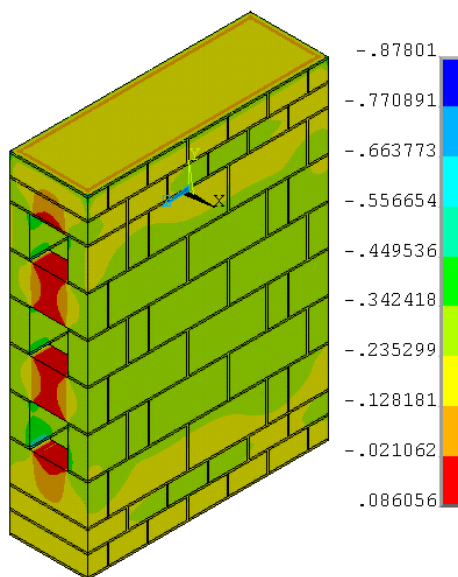


Figure. 12 Contours of normal stress (σ_{yy}) distribution in the masonry wall after 3-D Finite element analysis.

Normal stress distribution in the axial direction is shown in Fig. 12. In this figure, the stress distribution primarily consists of compression, except in the middle of the connection bricks. The maximum tension stress occurs in the middle of the connected bricks from top to bottom. This especially causes cracks to form in the middle of the connected bricks. This result explains the occurrence of the fracture shown in Fig. 6b.

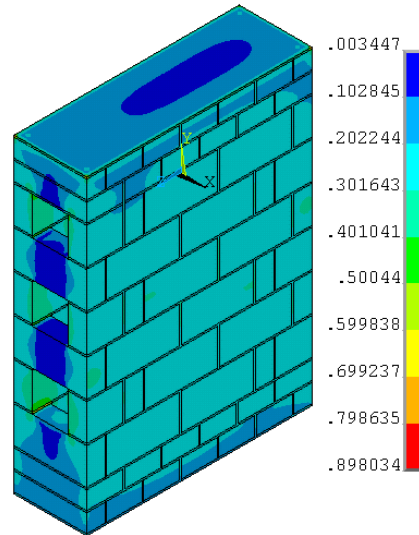


Figure. 13 Contours of von Mises stress distribution in the masonry wall after 3-D Finite element analysis

The Von Mises stress distribution of a double-leaf masonry wall connected with vertical stones after finite element analysis is shown in Fig. 13. The results indicate that the stress at the end of the connection stones is higher than in the middle of the connection stones, especially at connection points where mortar connects stones with other stones. These results explain why stone bricks disconnect from other stones at connection points that are connected with mortar during axial compression experiments.

7. Conclusions

Masonry samples with thicknesses of 400 mm, widths of 1200 mm and heights of 1300, 1600 and 1800 mm were prepared using limestone with dimensions of 390x190x100 mm and tested under axial and eccentric compression loads. According to the results, the following conclusions can be drawn.

- 1) The strength (R) and initial elasticity modulus (E_0) of a double-leaf masonry wall connected with limestone can be calculated according to [16,17].
- 2) In the calculation of the strength of a double-leaf masonry wall connected with limestone, the utility coefficient of stone strength (A) can be obtained with the formula proposed by [8] whereas the elasticity coefficient (α) can be obtained with the formula proposed by [21].
- 3) Considering experimental results in this study, to calculate the maximum deformation of the following formulation was developed and summarized. Future studies can conduct for

$$\epsilon_{max} = \frac{3 \times R_2 / R + 6}{4 \times R_2 / R + 1} \times 10^{-3}$$

- 4) For eccentric compression, it was determined that a value of 1 can be assumed for the coefficient of ω for small eccentricity distances ($e \leq (1/6)h$). It was also determined that

$\omega = 1 + \frac{e}{h} \leq 1.45$ for large eccentricity distances ($e > (1/6)h$); use of this equation is proposed for other types of masonries.

5) Finite element simulations in terms of deformations were in good agreement with the experimental observations.

Notations

- R : Experimental masonry strength
- R_1^a, R_2^a : Masonry strength determined by empirical formula
- R_1 : Stone strength
- R_2 : Masonry mortar strength
- N : Axial load calculated according to SNIP II- 22-81
- N_c : Load at the moment of cracking
- N_k : Load at the moment of fracture
- ϵ : Unit deformation
- η : Coefficient depending on mortar strength
- A : Utility coefficient of stone strength
- a, b : Coefficients
- ϵ_{max} : Maximum unit deformation
- E_0 : Initial elasticity modulus
- α : Elasticity coefficient
- μ : Plasticity coefficient
- h : Wall thickness
- H : Wall height
- ω : Coefficient used in eccentric pressure calculations
- ϕ : Buckling coefficient
- e : Eccentricity coefficient
- F : Cross-sectional area
- F_c : Pressure region of cross-section
- λ : Frailness
- m_g : Coefficient considering the time of load application

References

1. Page, A.W., Unreinforced Masonry Structures-An Australian Overview. Bulletin of The New Zealand National Society For Earthq. Eng., (29), 242-255, 1996.
2. Taly N, Design of Reinforced Masonry Structures, The McGraw-Hill Companies, Inc., USA., 2001.
3. Kaushik, H.B., Rai, D.C., Sudhir, K. and Jain, M., Stress-Strain Characteristics of Clay Brick Masonry Under Uniaxial Compression., J Mater in Civ. Eng, (9), 728-739, 2007.
4. Senthivel, R. and Lourenco, P. B., Finite Element Modeling of Deformation Characteristics of Historical Stone Masonry Shear Walls, Engineering Structures, (31), 9, 2009.

5. Ghiassi, B., Soltani, M., Tasnimi, A.A., Simplified Model for Analysis of Unreinforced Masonry Shear Walls Under Combined Axial, Shear and Flexural Loading. Eng. Struct, (42), 396-409, 2012.
6. Faella, C., Camorani, G., Martinelli, E., Paciello, S.O., Perri, F., Bond Behavior of FRP Strips Glued on Masonry: Experimental Investigation and Empirical Formulation. Construct and Build Mater, (31), 2012.
7. Azerbaijan Civil Engineering and Architecture Scientific Research Institute. Investigation of Strength-Deformation Properties of Masonry Made of Stones that have Different Dimensions under the Vertical Loading and Preparation of Required Specifications for Calculations, Scientific Technical Report, Baku, Azerbaijan, 46p, 1977.
8. Polyakov, S.V., Izmaylov, Y. V., Konovotchenko, B. I., Orucov, F. M., Polyakov, N. Limestone Masonry Constructions. Kishinev, Moldova, 344, 1973.
9. Izmaylov, Y.V. Earthquake Resistant Stone-Carcass Buildings. Kishinev, Moldova, 310, 1975.
10. Shing, P. B., Lotfi, H. R., Barzegarmehrabi, A. and Brunner, J. Finite Element Analysis of Shear Resistance of Masonry Wall Panels with and without Confining Frames. Earthq EngTenth World Conf, Balkama, Rotterdam, 1992.
11. Koksal, E., Koksal, H.O., Yıldırım, H. Finite Element Analyze of Concrete Hollow Block Masonry Prisms under Axial Compression. Tech J. Turk. Cham. of Civ. Eng., 3249-3265, 2004.
12. Mohammed M.S Al-Rafidain, Finite Element Analysis of Unreinforced Masonry Walls. Eng. 18 (4), 55-68, 2010.
13. Galasco, A., Lagomarsino, S., Penna, A. and Resemini, S. Non-linear Seismic Analysis of Masonry Structures. 13th World Conf on Earthq Eng Vancouver, B.C. Canada, 2004.
14. Bakhteri, J., Makhtar, A. M., Sambasivam, S. Finite Element Modeling of Structural Clay Brick Masonry Subjected To Axial Compression. J. Tech., (41), 57-68, 2004.
15. TS-2510., Calculation and Construction Rules of Masonry Walls. Turkish Standards Institute, Ankara, Turkey, 27 p, 1977.
16. SNIP II-22-81, Part I Design Principles of Stone and Reinforced Masonry Constructions. Moscow, Russia, 40 p.1983.
17. SNIP II-22-81. Part II Design Principles of Stone and Reinforced Masonry Constructions. Moscow, Russia, 150 p.1989.
18. Eurocode 6, Design of Masonry Structures – Part 1-1: General Rules for Buildings – Rules for Reinforced and Unreinforced Masonry Structures, pr EN 1996-1-1, 2005.
19. SNIP II-7-81, Design Principles of Structures in Seismic Areas, Moscow, Russia, 48 p 1982.
20. Polyakov, S.V. Earthquake Resistant Structure Constructions, Moscow, Russia, 306, 1983.
21. Eurocode 8, Design of Structures for Earthquake Resistance. Part1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, Brussels pr EN 1998-1, 229p, 2004.
22. Sementsov, S.A The Method of Selecting Logarithmic Relation Between Stress-Strain According to Experimental Research Results, Moscow, Russia, 123p, 1962.



Bartın Üniversitesi Mühendislik ve Teknoloji Bilimleri Dergisi



Gözenekli Yalıtım Malzemesinin Isıl İletkenliğinin Analitik ve Deneysel Olarak İncelenmesi

Hüsamettin TAN^{1*}, Battal DOĞAN²

¹Kırıkkale Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Kırıkkale / TÜRKİYE

²Ulaştırma Bakanlığı Altyapı Yatırımları Genel Müdürlüğü, Raylı Toplu Taşıma Dairesi Başkanlığı, Ankara / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 05.04.2017 Düzeltme Tarihi: 15.06.2017 Kabul Tarihi: 19.06.2017

Özet

Binalarda ve farklı alanlarda enerji kayıplarının azaltılması amacıyla kullanılan gözenekli yalıtım malzemelerinin ısı iletkenliğinin incelenmesi gerekir. Bu çalışmada gözenekli bir yalıtım malzemesi olan EPS'nin(Genleştirilmiş Polistiren Sert Köpük) farklı yoğunluktaki ısı iletkenliği analitik ve deneysel olarak araştırılmıştır. Deneysel çalışmalar 16, 21 ve 25 kg/m³ yoğunluk değerine sahip numuneler için ısı akış metre metoduna göre ölçüm yapan Fox 314 cihazında gerçekleştirilmiş olup, malzemelerin ısı iletkenlik değerleri 0.03111-0.03328 arasında değişmektedir. Analitik çalışmalarda literatürde yaygın olarak kullanılan teorik modeller kullanılarak efektif ısı iletkenlik değerinin farklı modeller için 0.023-0.40 arasında değiştiği belirlenmiştir. Ek olarak, deneysel sonuçlara göre ısı iletkenliğinin yoğunluğa bağlı olarak değişimi belirlenmiş olup $k_{(10^{\circ}\text{C})} = 0.037125 - 0.00024\rho$ şeklinde ampirik bir bağıntı türetilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Gözeneklilik, Isıl iletkenlik, EPS, Sıcaklık ölçümü, Yalıtım

The Investigation of Thermal Conductivity of Porous Insulation Materials as Experimental and Analytical

Abstract

The thermal conductivity of porous insulation materials used to reduce energy losses in buildings and different areas needs to be examined. This study is aimed to determine thermal conductivity of EPS(expanded polystyrene foam) in different density, that is porous insulation material, as experimental and analytical Experimental studies have been carried out on Fox 314 which measures according to the heat flow meter method for samples with density values of 16, 21 and 25 kg / m³, and the thermal conductivity values of materials vary between 0.03111-0.03328.In analytical studies, it was determined that the effective thermal conductivity value varied between 0.023-0.40 for different models by using theoretical models widely used in the literature. In addition, according to the experimental results, the variation of the thermal conductivity depending on the density was determined and an empirical relation that is expressed as $k_{(10^{\circ}\text{C})} = 0.037125 - 0.00024\rho$ was derived from experimental results.

Keywords: Porosity, Thermal conductivity, EPS, Measurement of temperature, Insulation

1. Giriş

Dünyadaki nüfus artışı ve sanayinin gelişmesi enerjiye olan ihtiyacı arttırmaktadır. Bu artış enerji kaynaklarının tükenmesine ve ağır çevresel hasarlara yol açmaktadır. Kaynakların kısıtlı olması ve çevresel etkilerin azaltılması için enerjinin verimli kullanılması gerekmektedir. Enerji sanayi, ulaşım, tarım, konut ve diğer sektörler olmak üzere farklı alanlarda tüketilmektedir. Konutlarda meydana gelen enerji tüketimi bütün ülkelerde yaklaşık %30 civarındadır[1-3]. Bu yüzden binalardaki enerji tüketiminin azaltılması hem ekonomi hem de çevre açısından önemlidir. Son yıllarda konutlarda enerjiyi verimli kullanmak için ısı kayıplarını en aza indirmek amacıyla yapılan ısı yalıtımı önem kazanmaktadır.

Binalarda enerji kayıplarının en aza indirilmesi ve ortamların konfor şartlarını sağlamak amacıyla dış cepheler, kapılar, çatılar, döşemeler ve tesisatlar da ısı yalıtımı uygulanmaktadır. Yalıtım konusunda malzeme yapısı dikkate alındığında anahtar parametre ısı iletkenliktir. Isıl iletkenlik her malzeme için farklı olmakta ve malzemelerin sıcaklığına, bileşimine, nemine ve gözenekliliğe bağlı olarak değişmektedir. Uluslararası yalıtım standartlarına göre malzemelerin ısı iletkenliklerinin ortalama 10oC için belirlenmesinin gerektiği bilinmektedir[4].

Gözenekli yalıtım malzemeleri içerisinde bulundurduğu yüksek miktarda hava sayesinde iyi bir yalıtım malzemesi olup, üretim ve uygulama kolaylığı açısından yaygın bir şekilde her alanda uygulanmaktadır. Bu malzemelerin ısı iletkenliklerinin sıcaklık ve yoğunlukla ilişkisi araştırılmalıdır. Sıcaklık ve yoğunluğun ısı

iletkenlik üzerindeki etkilerine yönelik birçok deneysel çalışma yapılmıştır[4-8]. Homojen olmayan gözenekli malzemelerin efektif ısı iletkenliğinin analitik ve sayısal olarak belirlenmesindeki zorluklardan dolayı deneysel yöntemlerin kullanılması oldukça yaygın bir kullanımdır. Deneysel yöntemler ile belirli bir sıcaklık farkı sonucu ortaya çıkan ısı miktarı hesaplanarak efektif ısı iletkenlik belirlenir.

Malzemelerde ısı iletkenlik değerinin belirlenmesinde deneysel yöntemlerin yanında analitik yöntemlerde kullanılmaktadır. Analitik çözümler fiziksel yasaların sınırlı sayıda parametre kullanılarak türetildiği matematiksel modellerdir. Analitik yöntemlerin kullanılması bazı durumlarda deneysel yöntemlere göre oldukça avantajlı olmaktadır. Isıl iletkenliğinin bulunmasında malzeme özelliklerine göre türetilen birçok model bulunmaktadır[9-13]. Bu modellerin her biri ihtiyaçlara göre türetilmiş özel bağıntılardır.

Malzemelerin ısı iletkenliğinin belirlenmesinde birçok parametrenin etkisi incelenmelidir. Özellikle yoğunluk gibi önemli etkilerin detaylı araştırılması gerekir. Bu çalışmada gözenekli bir yalıtım malzemesi olan farklı yoğunluktaki (16, 21, 25 kg/m³) EPS'nin ısı iletkenliği analitik ve deneysel olarak belirlenerek birbiriyle karşılaştırılmıştır. Deneysel çalışmalarda Kırıkkale Üniversitesi Makine ve Malzeme Laboratuvarında ölçümler yapılarak yoğunluğa bağlı değişim belirlenmiştir. Analitik hesaplamalarda literatürdeki modeller kullanılmıştır.

2. Materyal ve Metot

Çalışmada TIPOR firması tarafından temin edilen farklı yoğunluklardaki genişletilmiş polistiren sert köpük(EPS) kullanılmıştır. Temin edilen numuneler 16, 21 ve 25 kg/m³ yoğunluğa sahip beyaz EPS bloklardır. Isıl iletkenlik değeri analitik ve deneysel olmak üzere iki farklı yöntemle belirlenmiştir.

3. Isıl İletkenliğin Analitik Olarak İncelenmesi

Karma malzemelerin ısıl iletkenliğinin belirlenmesinde literatürde birçok model bulunmaktadır. Bu modellerin hepsi temel modeller üzerinden parametre etkisi artırılarak türetilmektedir. Türetilen modeller özellikle belli malzeme grupları için geçerli olup her malzeme için güvenilir sonuçlar vermemektedir. Bu modeller basit geometri ve hacim oranları için kullanılmaktadır.

Gözenekli karma malzemelerin ısıl iletkenliğinin analitik olarak belirlenmesinde kullanılan başlıca yöntemleri Seri model, Paralel model, Maxwell modeli, Etketif ortam teori modeli, Rayleigh modeli, Russel modeli, Lichteneker modeli ve Fricke ve Burgers modeli olarak sıralayabiliriz.

- **Seri Model:** Isı akış yönüne göre seri olarak yerleştirilmiş iki bileşenli karma malzemelerin ısıl iletkenliğini hesaplamak için kullanılmaktadır. Karma malzeme için minimum efektif ısıl iletkenlik değerini verir. Seri model için efektif ısıl iletkenlik eşitlik 1'de verilen ifade ile bulunur.

$$k_e = \left[\frac{\phi_f}{k_f} + \frac{(1-\phi_f)}{k_m} \right]^{-1} \quad (1)$$

- **Paralel Model:** Isı akış yönüne göre paralel olarak yerleştirilmiş iki bileşenli malzemelerin ısıl iletkenliğini hesaplamak için kullanılmaktadır. Karma malzeme için maksimum efektif ısıl iletkenlik değerini verir. Paralel model için efektif ısıl iletkenlik eşitlik 2'de verilen ifade ile bulunur.

$$k_e = [k_f \phi_f + (1-\phi_f)k_m] \quad (2)$$

- **Maxwell Modeli:** Karma ya da gözenekli malzemelerin efektif ısıl iletkenliği potansiyel teori kullanılarak eşitlik 3 ile bulunmaktadır. Bu model karma malzemenin ara ve ana fazın homojen bir ortamda rastgele dağılımlı ve birbiriyile etkileşimsiz kürelerden oluştuğu malzemeler de kullanılmaktadır[11, 14].

$$k_e = k_m \frac{[2k_m + k_f - 2\phi_f(k_m - k_f)]}{[2k_m + k_f + \phi_f(k_m - k_f)]} \quad (3)$$

Bu model düşük hacim oranlarında fazların birbiri ile temasının az olması durumunda daha iyi sonuçlar vermektedir. Yüksek hacim oranlarında fazların birbiri ile olan temasının artması sonucunda maxwell modelinde yapılan kabullerden dolayı hata oranı artmaktadır[11].

- **Fricke ve Burgers Modeli:** Maxwell'in yaklaşımını kullandık gözenek yapısını elips olarak kabul ederek efektif ısıl iletkenlik eşitlik 4 kullanılarak bulunmuştur.

$$k_e = \frac{k_m \phi_m + k_f(1-\phi_m).F}{\phi_m + (1-\phi_m).F} \quad (4)$$

Burada;

$$F = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \left[1 + \left(\frac{k_f}{k_m} - 1 \right) g_i \right]^{-1} \quad \sum_{i=1}^3 g_i = 1 \quad (5)$$

- **Lichteneker Modeli:** Malzemelerin hacim oranları ve ısıl iletkenlikleri dikkate alınarak logaritmik toplam ile efektif ısıl iletkenlik eşitlik 6 ile bulunur.

$$\log(k_e) = \phi_f \cdot \log(k_f) + \phi_m \cdot \log(k_m) \quad (6)$$

Yukarıdaki denklem sadece iki yönlü rastgele yerleştirmeye uygun olan parçacıklar için doğru sonuçlar vermektedir.

$$k_e = \frac{k_m [1 - 2\phi_n - 1,65(\phi)^{10/3} An]}{[1 - \phi_n - 1,65(\phi)^{10/3} An]} \quad (7)$$

Burada;

$$n = \frac{k_m - k_f}{2k_m + k_f}, \quad A = \frac{3k_m - 3k_f}{4k_m + 3k_f} \quad (8)$$

- **Efektif Ortam Teori Modeli:** Heterojen karma malzemelerde, bileşenlerin bağıl miktarlarına bağlı olarak bileşenlerden birinin sürekli ısı iletim yolları oluşturduğu ve sürekli fazı temsil ettiği kabul edilir[11]. İki bileşen için efektif ısıl iletkenlik eşitlik 9'da verilen bağıntı ile bulunur.

$$k_e = \frac{1}{(3\varepsilon - 1)k_m + (3(1-\varepsilon) - 1)k_f + \sqrt{[(3\varepsilon - 1)k_m + (3(1-\varepsilon) - 1)k_f]^2 + 8k_m k_f}} \quad (9)$$

- **Russel Modeli:** Modelde malzeme içinde aynı boyutlu dağılı küpler halinde fazlar bulunmaktadır[12]. Efektif ısıl iletkenlik sürekli ve süresiz fazın akışkan veya katı olması halinde farklı şekilde tanımlanmaktadır. Efektif ısıl iletkenlik dağılık faz akışkan sürekli faz katı ise eşitlik 10'de, dağılık faz katı sürekli faz akışkan ise eşitlik 11'de verilen bağıntı ile bulunur.

$$k_e = \frac{k_f [\phi_m^{2/3} + (\frac{k_f}{k_m})(1 - \phi_m^{2/3})]}{[\phi_m^{2/3} - \phi_m + (\frac{k_f}{k_m})(1 + \phi_m - \phi_m^{2/3})]} \quad (10)$$

$$k_e = \frac{k_m [\phi_f^{2/3} + (\frac{k_m}{k_f})(1 - \phi_f^{2/3})]}{[\phi_f^{2/3} - \phi_f + (\frac{k_m}{k_f})(1 + \phi_f - \phi_f^{2/3})]} \quad (11)$$

Isıl iletkenliğin analitik çözümleri genellikle düzgün içyapıdaki malzemelerde doğru sonuçlar vermektedir. İçyapısı düzgün olmayan malzemelerde çeşitli kabuller yapılması gerekir. Teorik modellerde kullanılacak EPS malzemesi için bileşen özellikleri tablo 1'de verilmiştir.

4. Isıl İletkenliğin Deneysel Olarak İncelenmesi

EPS yalıtım malzemesinin üretiminden kaynaklı gözenekler malzemenin her bölgesine homojen olarak dağılmaz. Bu yüzden hazırlanacak numunenin seçiminde sonuçların doğruluğu açısından dikkatli olunması gerekir. Isıl iletkenliği ölçülecek numuneler 50x100cm boyutundaki plakaların orta bölgesinden kesilerek mümkün olduğunca farklı yoğunluklar için homojen bir yapı elde edilmeye çalışılmıştır. Buna göre ölçüm yapılacak numuneler 30x30x2 cm³ boyutlarında kesilerek hazır hale getirilmiştir.

Deneysel çalışmalarda ısıl iletkenliğin doğru bir şekilde ölçümünün yapılabilmesi için doğru yöntem ve buna uygun olarak cihaz seçimi yapılmalıdır. Yapılan incelemeler sonucunda yapı malzemeleri için en uygun ölçüm yöntemi kararlı rejimde ısı akış metre metodudur.

EPS'nin ısıl iletkenliğinin deneysel ölçümleri yalıtım malzemelerinde Avrupa standartlarına ile uyumlu olarak ortalama 10°C sıcaklıkta 300x300x20mm boyutlarındaki numuneler için kararlı rejimde ısı akış metre metoduna göre ölçüm yapan TS ISO 8301-Isı Yalıtımı-kararlı haldeki ısıl direncin ve ilgili özelliklerin

taini-ısı akış cihazı standardına uygun olarak tasarlanmış Fox 314 cihazında gerçekleştirilmiştir.

Deneyel ölçümleri yapmadan önce kurutma işlemi yapılırken numunelerin kütleleri 24 saat boyunca belli aralıklarla ölçülerek aradaki farkın %0,2'den daha küçük olması sağlanana kadar işlem

devam ettirilmiştir. Bu şart sağlandıktan sonra kütlelerin değişmediği kabul edilerek kuru yoğunluk değeri belirlenmiştir. EPS malzemesine ait gerçek ve kuru yoğunluk değerleri tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 1. Karma malzeme içerisindeki bileşenlerin özellikleri

Gerçek yoğunluk(kg/m ³)	Gözenek malzemesinin ısı iletkenliği(W/m.K)	Gözenek malzemesinin hacim oranı	Ana malzemenin ısı iletkenliği(W/m.K)
16	0.02439	0.984	0.1507
21	0.02439	0.976	0.1507
25	0.02439	0.971	0.1507

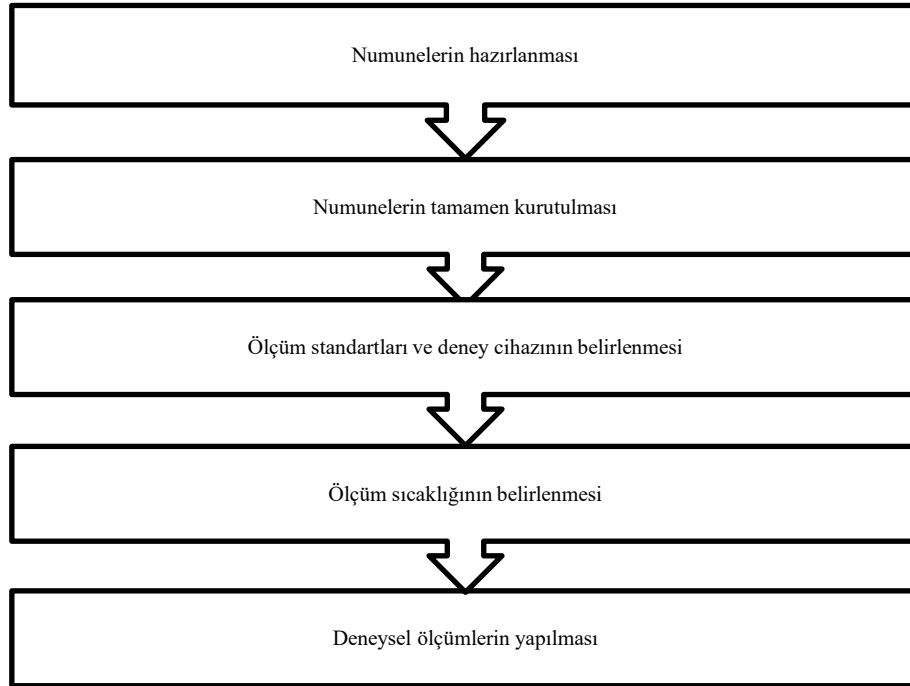
Tablo 2. Gerçek ve kuru yoğunluk değerleri

Numuneler	Gerçek yoğunluk(kg/m ³)	Kuru yoğunluk(kg/m ³)
1	16	16,38
2	21	21,58
3	25	24,43

Deneyel çalışmalar için şekil 1'de verilen akış şemasındaki işlemler sırasıyla takip edilmiştir. Sürekli rejim ölçüm yönteminde ısı akışının doğrultusuna göre Fourier'in kararlı ısı iletim yasası kullanılmaktadır. Fourier ısı iletim yasası genel olarak eşitlik 12'de verilmiştir. Bu yöntemde esas olarak sıcaklık dağılımı ve transfer edilen ısı miktarı efektif ısı iletkenliğinin bulunmasında kullanılmaktadır.

$$q_n = -k_n \frac{dT}{dn} \quad (12)$$

Numunelerde ısı iletkenliğinin ölçümü sırasında malzeme yapısına bağlı olarak deneyel sonuçlarda bir dağılım gözlenecektir. İncelemelerimizi bir sonucu olarak bu dağılımdaki düşme veya artış derecesi regresyon yöntemi kullanılarak belirlenmiştir. Belirlenen büyüklüğe göre ortalama 10°C sıcaklık için yoğunluk-sıcaklık ilişkisini ifade eden deneyel bir bağlantı türetilmiştir.



Şekil 1. Deneyel çalışma için akış diyagramı

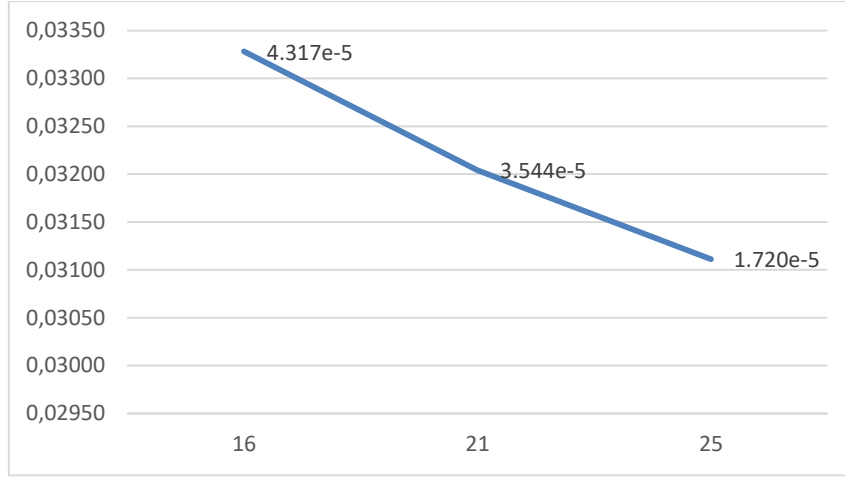
5. Bulgular

Deneyel ölçümlerde ısı iletkenlik değerinin belirlenmesinde ortalama 10°C sıcaklıkta 5 farklı ölçüm yapılarak bu değerlerin ortalaması alınmıştır. Yapılan ölçüm değerleri için standart sapma değerleri hesaplanmıştır. Çalışmada incelenen farklı yoğunluktaki EPS malzemesinin deneyel ısı iletkenlikleri şekil 2'de verilmiştir.

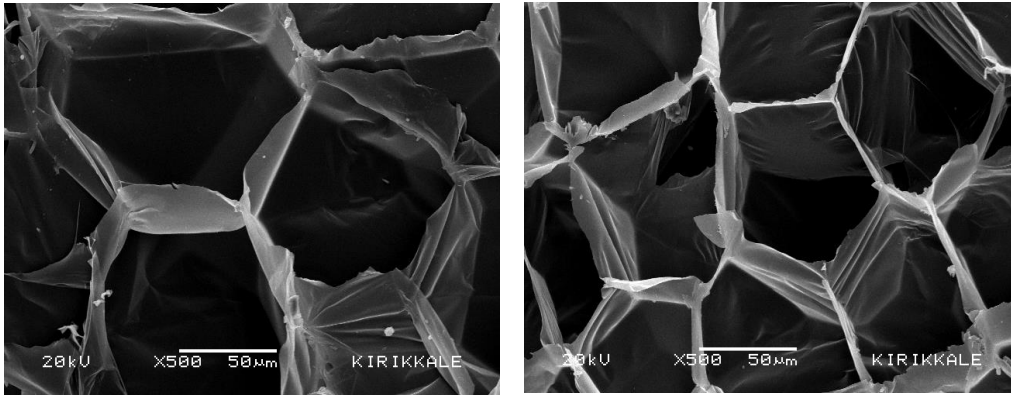
Şekil 2 incelendiğinde yoğunluğun artması ile ısı iletkenlik değerinin düştüğü görülmektedir. Bunun nedeni yoğunluğun artışı ile birlikte malzeme içerisindeki hava oranı ve malzeme içerisindeki

gözenekleri oluşturan hava bileşeninin ortalama çapının azalması sonucu ısı geçişinin sadece iletimle olması, taşınım ile geçen ısının hücre boyutlarından dolayı ihmal edilmesi ile ilgilidir[15, 16].

Şekil 3 incelendiğinde EPS malzemesi için alın SEM görüntüleri farklı yoğunluktaki değerler için yoğunluğun artışıyla bağlı olarak gözenek çaplarının azaldığı ve birçok SEM görüntüsü üzerinden ölçümlerin yapılması sonucu ortalama gözenek çaplarının 16 kg/m³, 21 kg/m³, 25 kg/m³ yoğunluktaki numuneler için sırasıyla 141 µm, 116 µm ve 95 µm olduğu belirlenmiştir.



Şekil 2. Yoğunluğa göre ısıl iletkenliğin değişimi



Şekil 3. 16 ve 21 kg/m³ yoğunluk değerine sahip EPS'nin sem görüntüsü

Yoğunluğun ısıl iletkenliğe göre dağılımı incelenerek eşitlik 14'de verilen doğrusal bir denklem belirlenmiş olup daha yüksek yoğunluk değerlerindeki ısıl iletkenlik hakkında bilgi sahibi olunabilir. Deneysel olarak belirlenen ısıl iletkenlik değeri ile doğrusal denklem kullanılarak belirlenen ısıl iletkenlik değeri yaklaşık %1 hata oranı ile çakışmaktadır.

$$k_{(10^{\circ}\text{C})} = 0.037125 - 0.00024 \cdot \rho \quad (14)$$

Ortalama 10°C sıcaklıktaki bileşen özelliklerinin her bir model için belirlenen eşitliklerde yerine yazılmasıyla teorik ısıl iletkenlik değeri bulunur.

Tablo 3. Deneysel ve doğrusal denklem sonuçlarının karşılaştırılması

Yoğunluk (kg/m³)	Doğrusal denklem kullanılarak Isıl İletkenlik Değeri (W/m.K)	Deneysel Isıl İletkenlik Değeri (W/m.K)	Hata (%)
16	0,03110	0,03111	0,04621
21	0,03206	0,03204	0,06329
25	0,03327	0,03328	0,04177

Tablo 4. Analitik modeller için efektif ısıl iletkenlik değeri(W/m.K)

Teorik Modeller	16 kg/m³	21 kg/m³	25 kg/m³
Seri Model	0.02472	0.02489	0.02500
Paralel Model	0.02641	0.02742	0.02805
Geometrik Model	0.02511	0.02548	0.02571
Maxwell Modeli	0.02585	0.02659	0.02705
Lichtenecker Modeli	0.02511	0.02548	0.02571
Russel Modeli	0.02601	0.02671	0.02713
Rayleigh Modeli	0.14791	0.14653	0.14567
Efektif Ortam Teori Modeli	0.37463	0.37362	0.37301
Fricke ve Burgers Modeli	0.05118	0.06094	0.06618

Tablo 4 incelendiğinde efektif ısı iletkenlik değerinin en çok paralel model ile uyum içinde olduğu görülmektedir. Bu modeller içinden maxwell ve diğer modellerde yaklaşık %20'lik hata oranı dahilinde yakın bir değere sahip olduğu görüldüğü gibi çok uyuşmayan değerlerinde elde edildiği görülmektedir. Ayrıca modellerde yoğunluğuna artışına bağlı olarak ısı iletkenlik değerinin de arttığı görülmektedir.

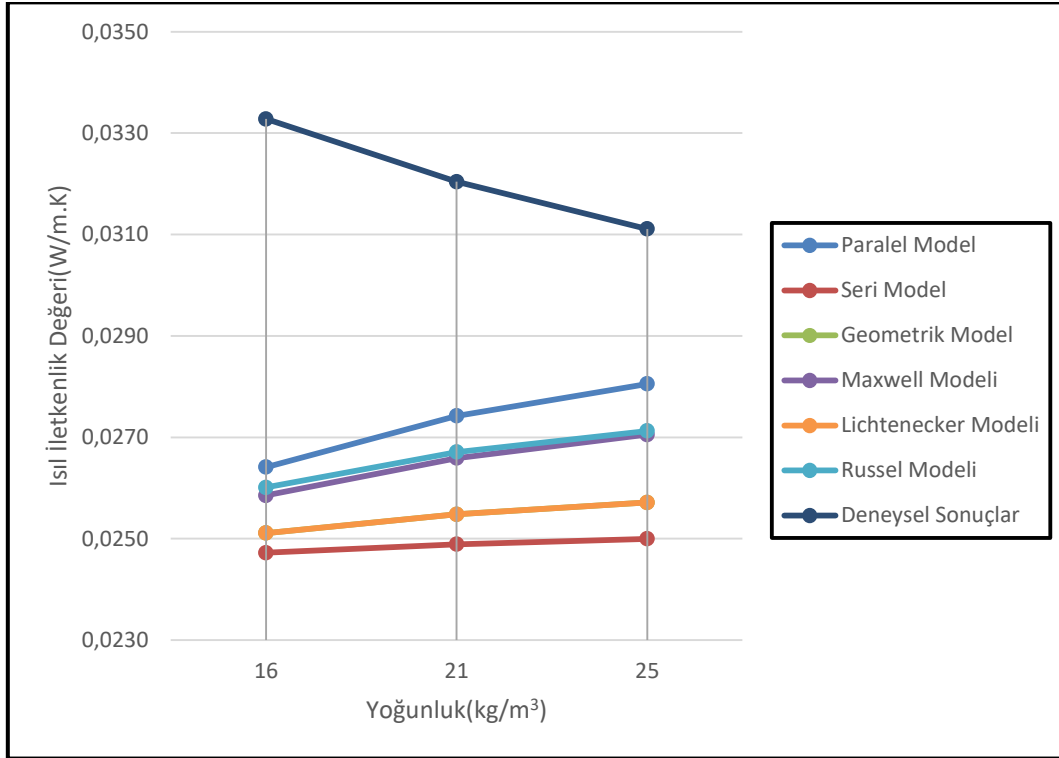
6. Sonuç

Malzemelerin ısı iletkenliğinin belirlenmesinde kullanılacak deneysel yöntem malzeme yapısı, ölçüm sıcaklığı ve malzeme boyutlarına göre değişmektedir. Bu doğrultuda gözenekli yapı malzemelerinden EPS'nin ısı iletkenliğinin belirlenmesinde kararlı rejimde ölçüm yapan ısı akış metre metodu kullanılmıştır. Standartlarda belirtilen kurallar dahilinde ortalama 10°C sıcaklıkta deneysel çalışmalar yapılmıştır. Farklı yoğunluktaki numuneler için gerçekleştirilen deneyler sonucunda yoğunluğun artışına bağlı olarak ısı iletkenlik değerinin azaldığı görülmüştür. Bu azalmanın da malzemenin içerisindeki gözenek boyutu ve gözeneklilik oranının azalmasıyla ilgili olduğu tespit edilmiştir[16, 17].

Efektif ısı iletkenliğinin belirlenmesinde teorik modellerin ihtiyaçlar doğrultusunda farklı özellikteki malzemeler için

tanımlandığı bilinmektedir. Yapılan çalışmada kullanılan teorik modellerin kendi içinde karşılaştırması yapılmış olup aralarında küçük hatalar olduğu gibi çok büyük hatalarında olduğu görülmüştür. Teorik modellerde en küçük değer 0.02472 W/m.K ile seri modelde, en büyük değer 0.37463 W/m.K olarak efektif ortam teori modelinde elde edilmiştir.

Isı iletkenliğinin belirlenmesi için deneysel ve analitik çalışmaların birbiriyle karşılaştırıldığında uyum içinde olmadığı görülmüştür. Modellerin uygulanmasında bağıntılarda gözenek dizilimleri, malzeme içerisindeki farklı gözenek boyutları, meydana gelen ısı transferi olayları gibi parametreler hesaba katılmadığı için homojen dağılıma sahip olmayan gözenekli malzemeler için analitik hesapların çok doğru sonuçlar vermeyeceği görülmektedir. Şekil 4'de daha yakın değerler veren modeller ile deneysel sonuçların karşılaştırılması yapılmış olup yaklaşık %20 gibi büyük bir hata oranı ile çakıştığı belirlenmiştir. Bundan hareketle analitik sonuçların gözenekli malzemelerde ısı iletkenlik tahmini için çok gerçekçi sonuçlar vermeyeceği başka yöntemlerin kullanılması gerektiği açıkça görülmektedir. Gözenekli malzemelerde teorik model oluşturulması düşünülse de malzeme içerisindeki homojen olmayan farklı boyuttaki gözenek dağılımı buna imkân vermemektedir.



Şekil 4. Deneysel ve analitik sonuçların karşılaştırılması

Destekleyenler

Bu çalışma Kırıkkale Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimi tarafından 2016/114 kodlu proje olarak desteklenmektedir. Araştırmacılar olarak Kırıkkale Üniversitesi Bilimsel Araştırma Projeleri Koordinasyon Birimine teşekkür ederiz.

Semboller

k_e : Efektif ısı iletkenlik
 k_f : Süreksiz fazın ısı iletkenliği
 k_m : Sürekli fazın ısı iletkenliği

ϕ_f : Süreksiz fazın hacim oranı

ϕ_m : Sürekli fazın hacim oranı

ρ : Yoğunluk
 A : Boyutsal şekil faktörü
 F : Dağılım faktörü
 N : Ampirik parametre
 ε : Gözeneklilik
 EPS : Genleştirilmiş polistiren sert köpük

Kaynaklar

1. Pérez-Lombard, L., J. Ortiz, and C. Pout, A review on buildings energy consumption information. Energy and Buildings, 2008. 40(3): p. 394-398.
2. Yang, L., H. Yan, and J.C. Lam, Thermal comfort and building energy consumption implications – A review. Applied Energy, 2014. 115: p. 164-173.

3. Büyükalaca, O. and H. Bulut, Detailed weather data for the provinces covered by the Southeastern Anatolia Project (GAP) of Turkey. *Applied Energy*, 2004. 77(2): p. 187-204.
4. Gnip, I., S. Vėjelis, and S. Vaitkus, Thermal conductivity of expanded polystyrene (EPS) at 10°C and its conversion to temperatures within interval from 0 to 50°C. *Energy and Buildings*, 2012. 52: p. 107-111.
5. K. T. Yucel , C.B., C. Ozel Thermal Insulation Properties Of Expanded Polystyrene As Construction And Insulating Materials. 15th Symposium on Thermophysical Properties, NIST/ASME, Boulder, Colorado, 2003: p. 54-66.
6. Mıhlayanlar, E., Ş. Dilmaç, and A. Güner, Analysis of the effect of production process parameters and density of expanded polystyrene insulation boards on mechanical properties and thermal conductivity. *Materials & Design*, 2008. 29(2): p. 344-352.
7. Lakatos, Á. and F. Kalmár, Investigation of thickness and density dependence of thermal conductivity of expanded polystyrene insulation materials. *Materials and Structures*, 2012. 46(7): p. 1101-1105.
8. Gong, L., et al., Thermal conductivity of highly porous mullite materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2013. 67: p. 253-259.
9. Tavman, I.H., Effective thermal conductivity of isotropic polymer composites. *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 1998. 25(5): p. 723-732.
10. Cernuschi, F., et al., Modelling of thermal conductivity of porous materials: application to thick thermal barrier coatings. *Journal of the European Ceramic Society*, 2004. 24(9): p. 2657-2667.
11. Carson, J.K., et al., Thermal conductivity bounds for isotropic, porous materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2005. 48(11): p. 2150-2158.
12. Numan, Y. and A. Avcı, Gözenekli Malzemelerin Etken Isıl İletkenlikleri Üzerine Mevcut Çalışmalar. *J. Fac. Eng. Arch. Gazi Univ.*, 2010. 25(2): p. 331-346.
13. Gong, L., et al., A novel effective medium theory for modelling the thermal conductivity of porous materials. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2014. 68: p. 295-298.
14. Kohout, M., A.P. Collier, and F. Štěpánek, Effective thermal conductivity of wet particle assemblies. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 2004. 47(25): p. 5565-5574.
15. Jose Angel, D.D.L.P., et al., Microstructure Characterization of Low Density EPS. *Applied Mechanics and Materials*, 2013. 420: p. 167-176.
16. Lakatos, A. and F. Kalmár, Analysis of water sorption and thermal conductivity of expanded polystyrene insulation materials. *Building Services Engineering Research and Technology*, 2012. 34(4): p. 407-416.
17. Schellenberg, J. and M. Wallis, Dependence of Thermal Properties of Expandable Polystyrene Particle Foam on Cell Size and Density. *Journal of Cellular Plastics*, 2010. 46(3): p. 209-222.



Bartın Üniversitesi Mühendislik ve Teknoloji Bilimleri Dergisi



APS Yöntemi ile Yüzey WC ve Mo Tozları ile Kaplanmış AISI 1040 Çeliğinin Mikro-Abrasyon Aşınma Davranışlarının İncelenmesi

Vahap NECCAROĞLU*, Fethullah YILDIZ, Melike Hazal TERKEŞLİ, Hanife ÖZLİMAN, Hüseyin TÜRKYÜCEL

Bartın Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makine Mühendisliği Bölümü, Bartın / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 14.04.2017 Düzeltme Tarihi: 21.05.2017 Kabul Tarihi: 02.06.2017

Özet

Bu çalışmada, AISI 1040 çeliğinin yüzeyi atmosferik plazma sprey (APS) yöntemi ile kaplanmıştır. Kaplama İşleminde boyutu 45-50 µm WC + % 12 Co ve Mo tozları kullanılmıştır. Kaplama işlemi sonrasında numunelere geleneksel karakterizasyon yöntemleri (Mikrosertlik, Tarayıcı Elektron Mikroskobu (SEM) ve X- Ray analizi) uygulanmıştır. Üretilen numunelerin aşınma davranışları mikro-abrasyon deney yöntemi kullanılarak incelenmiştir. Mikro-abrasyon aşınma deneylerinde solüsyon içerisindeki aşındırıcı oranı ve bilve dönme hızı gibi parametrelerin aşınma üzerine etkileri incelenmiştir. Yapılan çalışmalar sonucunda WC + % 12 Co tozları ile yüzeyi kaplanan numunelerin mikro sertlikleri Mo tozları ile yüzeyi kaplanan numunelere göre 2.4 kat daha fazla sertliğe sahip olduğu ve bu sertlik değerinin numunelerin aşınma direncinde etkili olduğu görülmüştür. Aşındırıcı solüsyon içerisindeki abrasiv oranının artması numunelerde hacim kayıplarını arttırmıştır ancak aşınma mekanizmasında değişikliğe sebebiyet vermemiştir.

Anahtar Kelimeler: Mikro-abrasyon, APS, Adhesiv aşınma, AISI 1040

Investigation of Micro-Abrasion Wear Behavior of AISI 1040 Steel Coated with WC and Mo Powders Using APS Method

Abstract

In this study, the surface of AISI 1040 steel was coated using atmospheric plasma spraying (APS) method. WC + % 12 Co and Mo powders with 45-50 µm particle size were used during the coating process. Conventional characterization methods (micro-hardness-scanning electron microscopy (SEM) and Xray spectrometre) were used following the coating process. Micro-abrasion test method was used for investigation of the produced samples' wear behavior. The effect of parameters, such as the abrasive ratio within the solution and ball rotational speed, on the wear behavior were evaluated.

As a result of the performed tests, the specimen surfaces coated with WC + % 12 Co powder were found to have 2.4 times higher microhardness as compared to those coated with Mo powder, and this microhardness value was found to be effective on the wear resistance of the specimens. Increasing abrasive ratios in the abrasive solution led to increased volume loss in the specimens, however no change was observed in the wear mechanism.

Keywords: Micro-abrasion, APS, Adhesive wear, AISI 1040

1. Giriş

Aşınma, malzemenin katı bir yüzey ile etkileşiminden dolayı malzeme yüzeyinin özelliklerini kaybetmesidir [1]. Makine elemanlarının aşınma dirençlerinin artırılmasında farklı yöntemler kullanılmaktadır. Malzemenin özelliğini kaybetmeden aşınma direncini artırmak için malzeme yüzeyine kaplama uygulaması yapılır [2]. Modern dünyada kaplama uygulamaları çok çeşitli olmakla birlikte atmosferik plazma sprey kaplamalar malzeme bileşenlerinin hem performansını hem de ömrünü artırmak için yaygın bir şekilde kullanılır [3].

Sürtünme katsayısını düşürmek ve aşınma direncini artırmak için kolay temin edilebilirlik, ucuzluk ve sertleşme yetenekleri göz önüne alınarak çeşitli kaplama malzemeleri kullanılabilir[4]. Bu malzemelerden biri olan Molibden esaslı sprey kaplamalar, dizel motor dişli kutularında oluşan birçok katmana sahiptir. Genellikle yüksek hızlı kaplama işlemlerinde daha iyi bağlanmış kaplamalar elde etmekle birlikte darbe ya da yüksek temas basıncında üretilen kaplamalarda mikro çatlakların yayıldığı gözlenir [7].

Tungsten, yüksek aşınma direnci, yüksek erime noktası ve mükemmel ısı iletkenliğine sahiptir[8-10]. Ancak düşük işleme ve

kaynak kabiliyetine sahiptir [11-13]. Ayrıca su veya yoğun sıvılardan kolayca paslanır [14-15].

Çift kızdırmalı plazma yüzey tekniği ile yapılan kaplamada püskürtme alaşımı olarak kullanılan WC-Mo alaşımları saf molibdene kıyasla daha yüksek sertlik, erime noktası ve ısı stabilitesi vermekle birlikte sünek tabakaların aşınma direncini önemli derecede arttırmıştır [16].

2. Deneysel Çalışmalar

Bu çalışmada yüzeyi WC, WC + % 12 Co ve molibden tozları ile kaplanan AISI 1040 çeliğinin abrasiv ortamdaki aşınma davranışları incelenmiştir.

Yüzeyi kaplanacak numuneler 30 mm çapında ve 5 mm kalınlığında hassas kesme cihazında kesilmişlerdir. Kesme işleminden sonra numunelerin kaplanacak yüzeyleri AFS-80 standartlarında Al₂O₃ tozları kullanılarak pürüzlendirilmiştir. Yüzeyi pürüzlendirilen numuneler Atmosferik Plazma yöntemi kullanılarak Wolfram karbür ve Molibden tozları ile kaplanmıştır. Kaplama parametreleri Tablo 1 de, kaplama oranları Tablo 2 de verilmiştir.

Kaplama işlemi sonrasında yüzey kaplama kalınlığının belirlenebilmesi için numuneler ortalarından kesilmişlerdir. Dik şekilde sıcak kalıba alınan numuneler, kaplama cihazından

çıkarıldıktan sonra, 80 Mesh den 1200 Meshe kadar zımparalanmış, 6 µm ve 1 µm lik elmas pasta ile parlatılmıştır.

Numunelerin kaplama kalınlıklarını ve aşınma testleri sonucunda oluşan aşınma mekanizmalarını belirleyebilmek için SEM mikroskobundan ve bu mikroskoba adapte edilmiş olan EDS ünitesinden faydalanılmıştır. Ayrıca mikro-abrasyon deneyleri sonucunda meydana gelen aşınma kayıplarını tespit edebilmek için 3D profilometre mikroskobundan faydalanılmıştır.

Mikro-abrasyon deneylerinde 1" (25,4mm) çapında AISI 5210 (100Cr6) rulman çeliği kullanılmıştır. Aşındırıcı olarak 800 mesh boyutunda %30, %40, %50 SiC içeren ve kalan kısmı saf su olan

solüsyon kullanılmıştır. Bilye shaft devri olarak 90 ve 140 d/dk, yük olarak ise 1, 2 ve 3 N olarak belirlenmiştir.

Tablo 1: Plazma işlem Parametreleri

Ark akış oranı	85–100 l/min
Ark basıncı	0.689 MPa
Yardımcı gaz akış oranı	5–15 l/min
Yardımcı gaz basıncı	0.345 MPa
Sprey oranı	2.7–6.8 kg/h
Ark voltajı	63–69 V
Ark akımı	450–600 A
Sprey mesafesi	75–100 mm

Tablo 2: Yüzey Kaplama oranları

Numune	Kaplama malzeme	Kaplama Oranı (WC)	Kaplama Oranı (Co)	Kaplama Oranı (Mo)
1. Numune	AISI 1040	% 88	% 12	-
2. Numune	AISI 1040	-	-	SAF



Şekil 1: Aşınma Deney Düzenegi

Sabit top mikro-abrasyon test yönteminde, bilye belirli yükler altında numune üzerinde hareket eder. Bilyelerin numune üzerinde oluşturduğu dairesel kesitli iz SEM veya optik mikroskop altında ölçülerek, elde edilen değerler ile aşağıda verilen eşitlikler kullanılarak hacim kaybı hesaplanmakta ve numunenin aşınma dayanımları belirlenmektedir.

$$V \approx \frac{\pi b^4}{64R} \quad b \ll R \quad (1)$$

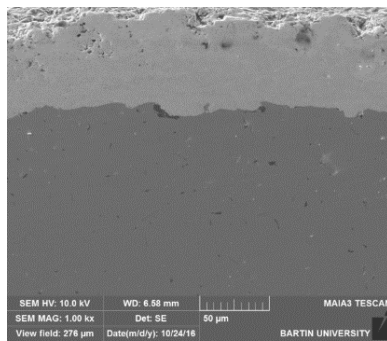
$$h \approx \frac{b^2}{8R} \quad b \ll R \quad (2)$$

3. Mikroyapı ve Kaplama Yüzey Sertliği

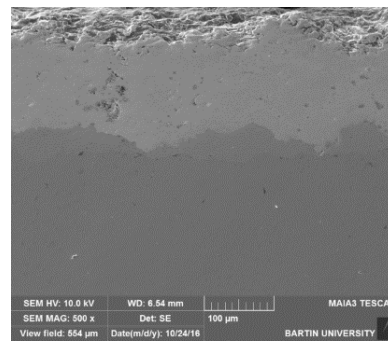
APS yöntemi ile yüzey kaplama işleminden sonra numunelerin kesit yüzeylerinden alınan SEM mikroskobu mikro yapı fotoğrafları

sırası ile Şekil 2.a-b'de verilmiştir. Her iki kesit yüzey fotoğrafından da görüleceği gibi numunenin kaplama bölgesinde gözenek ve boşluklar göze çarpmaktadır. Bu durum üretim yönteminden kaynaklanmaktadır. Mikron seviyesindeki partiküller plazma ortamında ergime sıcaklığına kadar çıkarılarak yüksek bir hızla hedef yüzeye yönlendirilirler. Bu esnada meydana gelen tüm olumsuzluklar (partikülün ergimemesi, oksitlenmesi, dökülmesi vs) yüzeyde pürüz, boşluk, oksit ve çatlamlara sebep olmaktadır.

Numunelerin kaplama işleminden sonra yüzeylerinden alınan X-ray difraksiyonları Şekil 3 a-b de sırasıyla verilmiştir. Görüleceği üzere WC + % 12 CO ile yüzeyi kaplı malzemede WC, W2C ve CoO tespit edilen fazlar olmuştur. Molibden tozları ile yüzeyi kaplanan malzemede ise Mo ve Fe yüzeyde tespit edilen fazlar olmuştur.

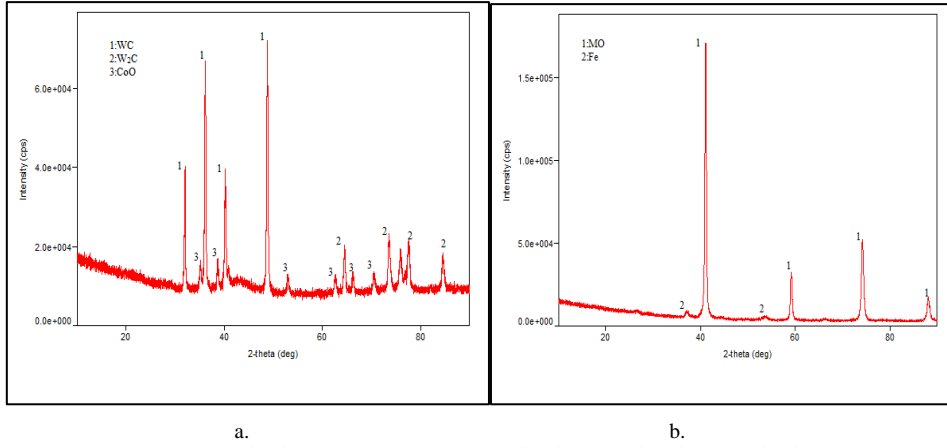


a.



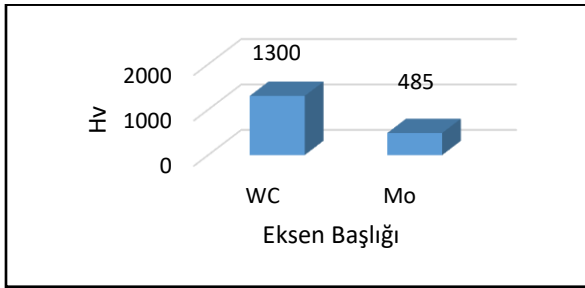
b.

Şekil 2: a. WC + 12 % Co tozları ile yüzeyi kaplanan numune. b. Mo tozları ile yüzeyi kaplanan numune



Şekil 3: a. WC+ 12 % Co tozları ile yüzeyi kaplanan numunenin X-ray analizi. b. Mo tozları ile yüzeyi kaplanan numunenin X-ray analizi.

Mikrosertlik deneyleri QNESS Q10M mikrosertlik cihazı ile 15 sn süre ve 100 gf yük altında yapılmıştır. Mikrosertlik değerleri WC ile kaplı numunelerde 1300 Hv değeri elde edilirken Mo ile kaplı numunelerde bu değer 485 Hv de kalmıştır.



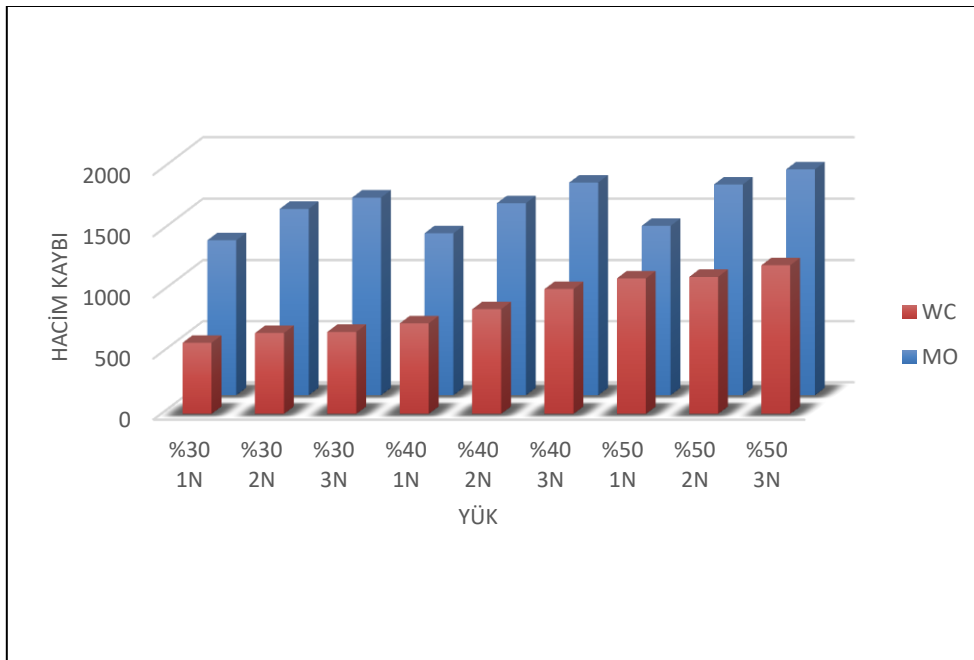
Şekil 4: Mikrosertlik değerleri

4. Aşınma Test Sonuçları

Bu çalışmada, APS yöntemi kullanılarak yüzeyi WC + % 12 Co ve Mo tozları ile kaplanan numunelerin farklı hız ve yüklerde sabit

top mikro-abrasyon aşınma özellikleri test edilmiştir. Aşındırıcı olarak 800 mesh SiC tozları kullanılmıştır.

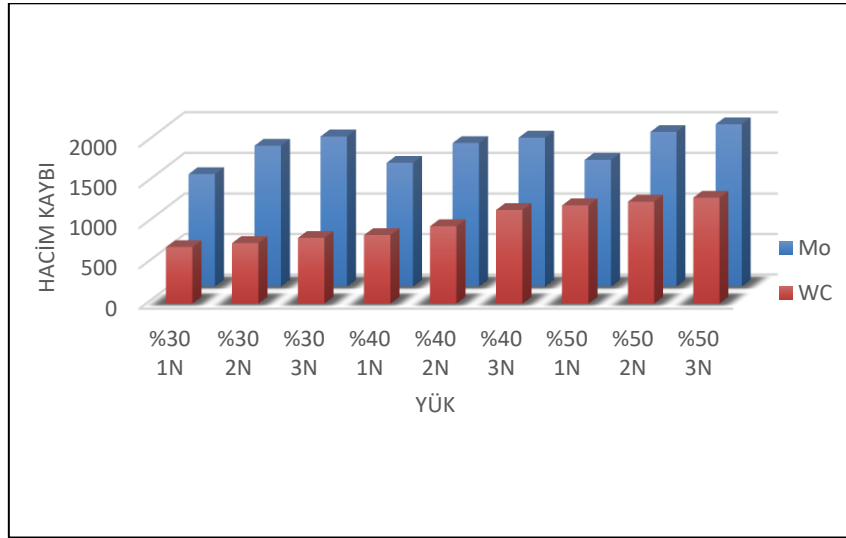
90 d/dk dönme hızında, yüke bağlı olarak numunelerde meydana gelen hacim kayıpları Şekil 5 de verilmiştir. Artan yüke bağlı olarak numunelerin hacim kayıplarında artış meydana gelmiştir. Yani en fazla kütle kaybı 3 N yükler altında teste tabi tutulan numunelerde görülmüştür. Mikro-abrasyon aşınma testlerinde aşınma sistemi, aşındırıcı olarak kullanılan SiC + su solüsyonu, 1" çapındaki bilye (top) ve aşındırılacak yani yüzeyi APS yöntemi ile WC ve Mo kaplanmış numune olarak üç bileşenden oluşur. Aşındırıcı partikülün yüzeyden partikül kopartabilmesi için iki kuvvete gereksinim vardır. Bunlardan biri partikülün malzemeye batmasını sağlayan basma kuvvetidir. Bu kuvvet ise direk numuneye uygulanan nominal kuvvet ile orantılıdır. Yani yük ne kadar artırılır ise aşındırıcı partikül üzerine uygulanan kuvvet o kadar artacağı için partikülün aşındırılacak numuneye batma oranı o kadar artacaktır. Malzeme yüzeyine batan partikülün ikinci görevi ise önündeki malzemeyi keserek yerinden kopartmaktır.



Şekil 5: 90 d/dk dönme hızı ve 1-3 N yük altında gerçekleştirilen test sonucunda numunelerde meydana gelen hacim kaybı

Tablo 3: 90 d/dk dönme hızı ve 1-3 N yük altında gerçekleşen hacim kayıpları

Solüsyon Oranı	YÜK	Hacim Kaybı – Mo (mg)	Hacim Kaybı – WC (mg)
%30	1N	1523,496	583,079
%30	2N	1615,443	662,605
%30	3N	1325,167	672,161
%40	1N	1569,706	742,048
%40	2N	1737,966	857,383
%40	3N	1385,224	1022,733
%50	1N	1722,435	1110,382
%50	2N	1845,223	1122,871
%50	3N	1523,496	1217,298

**Şekil 6:** 140 d/dk dönme hızı ve 1-3 N yük altında gerçekleştirilen test sonucunda numunelerde meydana gelen hacim kaybı**Tablo 4:** 140 d/dk dönme hızı ve 1-3 N yük altında gerçekleşen hacim kayıpları

Solüsyon Oranı	YÜK	Hacim Kaybı – Mo (mg)	Hacim Kaybı – WC (mg)
%30	1N	1387,360	597,191
%30	2N	1736,968	647,68
%30	3N	1850,357	712,333
%40	1N	1526,357	746,827
%40	2N	1769,258	756,145
%40	3N	1835,985	800,9
%50	1N	1563,258	766,968
%50	2N	1905,574	801,663
%50	3N	2089,805	995,401

Burada ise kesme kuvvetleri iş görmektedir. Kesme işlemi basma ve kesme kuvvetlerinin bir bileşkesi olarak düşünülürse artan nominal kuvvet hem basma hem de kesme kuvvetini artırmış olacaktır. Bunun sonucu olarak da malzeme yüzeyinden olan transfer artmış olacaktır. Benzer biçimde şekil 6 de verilen ve 140 d/dk dönme hızı ile gerçekleştirilen deneylerde de numunelerin hacim kayıpları yüksek olmuştur. Bu ise yüzeye çarpan partikülün kinetik enerjisinin artmasıyla açıklanabilir.

Yüzey kaplama malzemesine bağlı olarak numunelerin aşınma performansları değerlendirilecek olursa WC %12 Co ile yüzeyi kaplanan malzemelerin aşınma dirençleri daha iyi çıkmıştır. Bunu sahip olduğu sertlik ile ilişkilendirmek mümkündür. Çünkü iki yüzey sertliği arasında yaklaşık iki kat sertlik farkı bulunmaktadır. Numunelerin aşınma performanslarının artmasında birçok parametre rol oynar ve sertlik en önemli parametrelerden birisidir. Sertlik malzemenin plastik deformasyona göstermiş olduğu dirençtir.

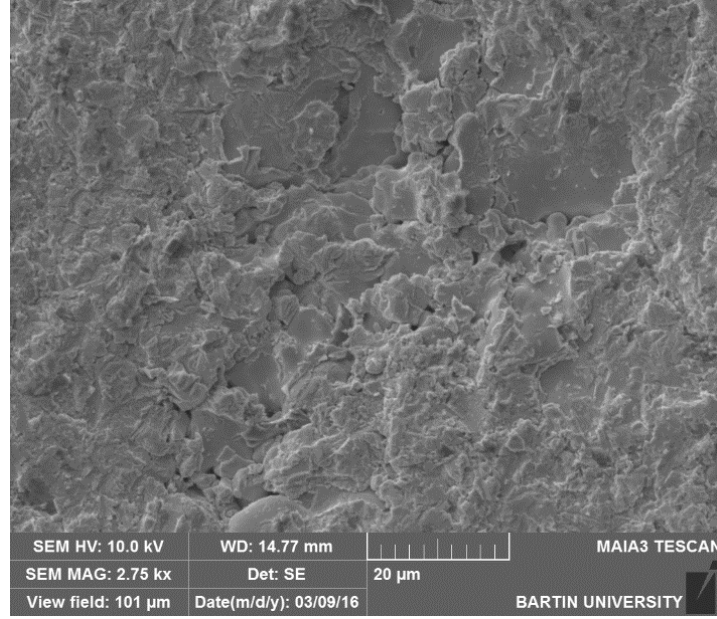
Dolayısıyla aşındırılacak malzemenin sertliğindeki artış kendisine batmak isteyen aşındırıcıya daha fazla direnç göstermesi dolayısıyla daha az aşınması anlamına gelmektedir. Numuneleri yüzeyinde meydana gelen aşınma mekanizmaları incelenecek olursa Mo elementi ile yüzeyi kaplanan numunenin mikro çatlamlara bağlı olarak aşındığı SEM aşınma yüzey fotoğrafından

anlaşılmaktadır (Şekil 7). Aynı şartlar altında teste tabi tutulan WC kaplı numunenin aşınma izi fotoğrafı incelenecek olursa mikro yuvarlanma şeklinde olduğu anlaşılmaktadır. Top ve aşındırılan numune arasında meydana gelen aşınma mekanizması abrasiv partikülün bu bölgedeki hareketi ile yakından ilgilidir. Eğer aşındırıcı partikül top üzerinde hareket edemez ise aşındırılan yüzey üzerinde bir seri paralel oluklar meydana getirilir. Bu tip aşınmaya oluklanma veya iki cisimli abrasiyon denir. Eğer aşındırıcı partikül iki yüzey arasında rahat ediyorsa kamalamaya benzer bir etki ile rolling tipi veya üç cisimli abrasiyon meydana gelmektedir. Benzer durum WC ile yüzeyi kaplanan malzemede görülmüştür (Şekil 8).

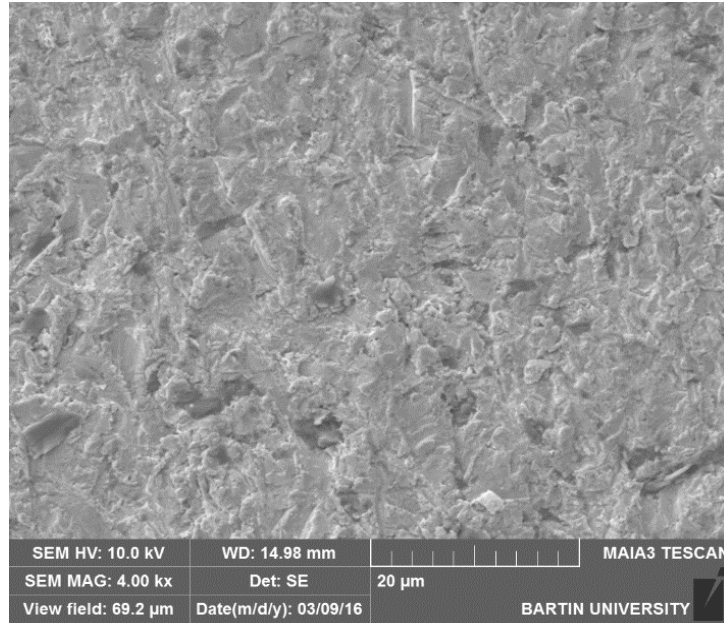
Bu durumu solüsyon içerisinde artan abrasiv partikül ile ilişkilendirmek mümkündür. Çünkü solüsyon içerisinde abrasiv oranının artması ile birim zamanda yüzeye temas eden abrasiv oranı artmış, bu da yüzeyde hem daha fazla aşınmaya hem de daha fazla hasara sebebiyet vermiştir.

5. Sonuç

Bu çalışmada AISI 1040 çeliğinin yüzeyi APS yöntemi kullanılarak WC % 12 Co ve tozları ile kaplanmıştır. Yüzeyi kaplanan numunelere farklı yükler altında mikro-abrasyon aşınma deneylerine tabi tutularak aşağıdaki sonuçlar bulunmuştur.



Şekil 7: Mo tozları ile yüzeyi kaplanan numunenin aşınma yüzey fotoğrafı



Şekil 8: WC tozları ile yüzeyi kaplanan numunenin aşınma yüzey fotoğrafı

1. APS yöntemi ile yüzey kaplama işlemi başarıyla her iki toz için de gerçekleştirilmiştir.
2. Kaplanma işlemi sonrasında numune yüzeylerinde gerçekleştirilen X-ray incelemelerinde WC, W₂C, CO ve Mo, Fe fazları tespit edilmiştir.
3. Numunelerin yüzeylerinde 100 µm kalınlığında bir kaplama kalınlığının oluştuğu görülmüştür. Kesit yüzeydeki kaplama bölgesinden alınan mikrosertlik değerleri ise WC ile kaplı numunelerde 1300 Hv değeri elde edilirken Mo ile kaplı numunelerde bu değer 485 Hv de kalmıştır.
4. Solüsyon içerisindeki aşındırıcı partikül oranının artması aşınma mekanizmasında herhangi bir değişikliğe sebep olmazken, numunelerin hacim kayıplarının artmasında etkili olmuştur.
5. Numunelerde aşınma mekanizması olarak mikro yuvarlanma ve mikro kırılmalar görülmüştür.

Kaynaklar

1. P. Zhang, F.C. Zhang, Z.G. Yan, T.S. Wang, L.H. Qian, Wear property of low temperature bainite in the surface layer of a carburized low carbon steel, *Wear* 271 (2011) 697–704.
2. J. Mateos, J.M. Cuetos, E. Fernández, R. Vijande, *Wear* 239 (2000) 274.
3. A. Vaidya, T. Streibl, L. Li, S. Sampath, O. Kovarik, R. Greenlaw, An integrated study of thermal spray process–structure–property correlations: A case study for plasma sprayed molybdenum coatings, *Materials Science and Engineering* (2005) 191–204
4. A. Çakan, M.M. Yıldırım AISI 1070 çeliğinden üretilen işlemsiz, yüzey işlemleri ve sert yüzey kaplamalı kesici takımların mekanik özelliklerinin mikroyapı ve kesme performanslarının incelenmesi, Doktora Tezi Elazığ (2006).
5. S. Sampath, S. Usmani, D.L. Houck, *Proceedings of the Annual Conference on Minerals and Metals*, 1998, p. 145.
6. G. Brunoa, C. Fanarab, F. Guglielmettia, B. Malardd, Characterization and residual stress analysis of wear resistant

- Mo thermal spray-coated steel gear wheels, Surf. Coat. Technol. 200 (2006) 4266–4276.
7. J. Khedkar, A.S. Khanna, K.M. Gupt, Wear 205 (1997) 220.
 8. V. Philipps, Tungsten as material for plasma-facing components in fusion devices, J. Nucl. Mater. 415 (2011) S2–S9.
 9. G. Pintsuk, 4.17—Tungsten as a plasma-facing material, in: R.J.M. Konings (Ed.), Comprehensive Nuclear Materials, Elsevier, Oxford, 2012, pp. 551–581.
 10. J. Matějíček, B. Nevrlá, M. Vilemova, H. Boldyryeva, Overview of processing technologies for tungsten-steel composites and FGMs for fusion applications, Nukleonika 60 (2015) 267–273.
 11. J. Matějíček, B. Nevrlá, M. Vilémová, H. Boldyryeva, Overview of processing technologies for tungsten-steel composites and FGMs for fusion applications, Nukleonika 60 (2015) 267–273.
 12. Y. Yahiro, M. Mitsuhashi, K. Tokunaga, N. Yoshida, T. Hirai, K. Ezato, S. Suzuki, M. Akiba, H. Nakashima, Characterization of thick plasma spray tungsten coating on ferritic/martensitic steel F82H for high heat flux armor, J. Nucl. Mater. 386–388 (2009) 784–788.
 13. Y. Niu, X. Zheng, H. Ji, L. Qi, C. Ding, J. Chen, G. Luo, Microstructure and thermal property of tungsten coatings prepared by vacuum plasma spraying technology, Fusion Eng. Des. 85 (2010) 1521–1526.
 14. T. Kawamura, Sumitomo Technical Report 3-146, 1995, p. 78.
 15. J.T. Collins, SR Instrumentation Engineering Group Report, 2000.
 16. J. Huang, P.Z. Zhang, H.Y. Wu, W.J. Bao, Investigation of W-Mo alloyed layer synthesised by double glow plasma surface metallurgy, Surf. Eng. 27 (2011) 113–117.



Bartın Üniversitesi Mühendislik ve Teknoloji Bilimleri Dergisi



Reaktif Boyama İşleminde Sonra İşletme ve Laboratuvar Yıkama Uygulamalarının Renk Değişimine Etkisinin İncelenmesi

Murat KIROĞLU¹, Resul FETTAHOV², Müslüm KAPLAN^{2*}

¹Türk Tekstil Vakfı Mesleki ve Teknik Eğitim Merkezi, Çerkezköy, Tekirdağ / TÜRKİYE

²Bartın Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Tekstil Mühendisliği Bölümü, Bartın / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 05.05.2017 Düzeltme Tarihi: 29.05.2017 Kabul Tarihi: 07.06.2017

Özet

Reaktif boyarmaddeler lif makro molekülleriyle reaksiyona girebilen ve liflere kovalent bağlarla bağlanabilen boyarmaddelerdir. Bu yüzden de boyama ve yıkama şartlarındaki değişimler renk farklarına neden olmaktadır. İşletmeler endüstriyel üretime geçmeden önce laboratuvar ortamında boyama ve yıkama uygulaması yapmaktadır. Bu noktada, laboratuvar ortamında yapılan numune boyamalar ve yıkama-kurutma işlemleri, aynı koşullarla da olsa işletmede yapıldığında, elde edilen renkler arasında ton farklılıkları ortaya çıkabilmektedir. Çalışmada, işletme ve laboratuvar tipi yıkama işlemlerinin renk değerlerine etkisi incelenmektedir. Özellikle IR ısıtma sistemli numune boyama cihazlarında belirlenen tolerans değerlerinin üstünde renk farkı görülmektedir.

Anahtar Kelimeler: Reaktif boyama, Renk farkı, Numune boyama, Yıkama işlemi, Tekrarlanabilirlik

Investigation of Color Changes Between the Mill and Laboratory Washing Applications after Reactive Dyeing Process

Abstract

Reactive dyes are dyes capable of reacting with fiber macromolecules and linking with covalent bonds to the fibers. Therefore, changes in dyeing and washing conditions cause color differences. Textile plants are applying dyeing and washing in a laboratory setting before passing on to industrial production. At this point, sample dyeing and washing processes performed in the laboratory setting, even when operating under the same conditions, it is possible to see color differences between the mass production and the specimens dyed. The effect of the mass and the specimens dyeing processes on the color difference is examined in this study. Particularly is determined that the color difference is above the tolerance values in the sample dyeing equipment with IR heating system.

Keywords: Reactive dyeing, Color difference, Sample dyeing, Washing process, Repeatability

1. Giriş

Reaktif boyarmadde (RBM)'ler diğer boyarmaddelerden farklı olarak lif makro molekülleriyle reaksiyona girebilen ve liflere gerçek kovalent bağlarla bağlanabilen, aynı zamanda direkt boyarmaddeler gibi yüksek ölçüde suda çözünen anyonik özelliktedirler. Selülozik liflerden oluşan mamullerin boyanmasında kullanılan, istenen haslıkları yeterli şekilde veren ve en yaygın olarak kullanılan boyarmadde çeşididir. RBM parlak renkleri ile geniş renk paleti, koyu renkler ve mükemmel yaş haslıklara sahiptir. Ayrıca normal boyama cihazlarında uygulanabilen basitleştirilmiş bir boyama yöntemidir. Bunun yanında klor haslığı düşüktür, bazik ortamda reaktif grubun hidroliz tehlikesi vardır ve boyama sonrası yıkama işlemlerinde su, enerji tüketimi ve harcanan zaman fazladır [1-2].

Son yıllarda tekstil sektöründe rekabetin artması, tedarik anlayışı ve müşteri beklentilerinin değişmesiyle birlikte boyama işleminde ekonomik ve zamanında teslim kriterleri çok daha önemli hale gelmiştir. Özellikle RBM ile kısa sürede doğru rengi tutturmak ve tekrarlanabilirliği sağlamak için firmalar hızlı hareket etmek zorunda hissetmektedirler. Boyama işletmelerinde müşteri isteği doğrultusunda laboratuvar ortamında boyama ve yıkama-kurutma işlemleri gerçekleştirilmekte ve numune kumaş üzerinden müşteriden onay alındıktan sonra da endüstriyel makinelerde esas üretim gerçekleştirilmektedir. Bu noktada, laboratuvar ortamında yapılan numune boyamalar ve yıkama-kurutma işlemleri, aynı koşullarla da olsa işletmede yapıldığında, elde edilen renkler arasında ton farklılıkları ortaya çıkabilmektedir.

RBM ile boyama işlemi, boyarmaddenin lifler tarafından alınması (migrasyon adımı), boyarmaddenin lifle reaksiyona

girmesi (fiksaj adımı), hidrolize uğramış, life fikse olmaması boyarmadde kısmının mamulden uzaklaştırılması (yıkama adımı) olmak üzere 3 adımda gerçekleşmektedir [3]. Geniş anlamda yıkama ya da sadece suyla ya da sulu yüzey aktif maddesi solüsyonuyla tekstil yüzeyi üzerinde bulunan suda çözünebilir safsızlıkları çözme işlemleri olarak tanımlanmaktadır. Yıkama işlemi birçok fiziksel ve kimyasal etkileşim içeren karmaşık bir süreçtir. Kirin cinsi, suyun kalitesi, yıkanacak kumaşların lif cinsi gibi etkenler yıkama işleminde önemli rol üstlendiği bilinmektedir [4].

Reaktif boyamada yıkamanın etkisinin incelenmesi için birçok çalışma yapılmıştır. Burkinshaw ve Katsarelias selülozik liflerin boyanmasında kullanılan monoklorotriazin gruplu boyarmaddeyle renklendirilmiş pamuklu bir kumaşa uygulanan yıkama işlemlerini ve bu işlemlerin kumaş rengi üzerindeki etkilerini incelemiştir [5]. Renkte tespit edilen değişime bağlı olarak yıkamanın etkinliği üzerine çeşitli yorumlar getirmişlerdir. Deneysel çalışma sonucunda, kumaş üzerindeki bağlanmamış boyarmaddenin uzaklaştırılmasına bağlı olarak rengin yıkama işlemlerinden etkilendiği ve bu etkinin rengin kuvvetini düşürücü, koyuluğunu ve parlaklığını azaltıcı ve yeşil ve sarıya doğru dönüştürme eğiliminde olduğu sonucuna varmışlardır. Ayrıca renkteki değişimin kullanılan boyarmadde ve boyarmaddenin derişimine de bağlı olduğu vurgulanmıştır.

Balcı ve Oğulata, çalışmalarında boyanmış kumaşlarda kimyasal apre uygulamaları sonucunda oluşabilecek renk değişimini ve CIELab değerlerini yapay sinir ağlarını kullanarak tahminlemeye çalışmışlardır [6]. Seçilen altı farklı dokunmuş ve renklendirilmiş kumaşın apre işlemlerinin CIELab değerlerine etkisi, dolayısıyla renklerinde meydana gelen değişimler (ΔL^* , Δa^* , Δb^* , ΔC^* , ΔH^* ,

ΔE) belirlenmiş ve daha sonra bu değerler farklı topolojilerde yapay sinir ağları kullanılarak tahmin edilmeye çalışılmıştır. Yurdakul ve ark. boyama sonrasında kullanılan fiksator, yumuşatıcı gibi ard işlem kimyasallarının, kumaşların haslık özellikleri ve renk üzerindeki etkilerini incelemek için bir deneysel çalışma yapmıştır [7]. Çalışmada %100 pamuklu örme kumaş kullanılmış ve kumaşlar sadece çektirme yöntemiyle renklendirilmiştir. Tüm boyama ve ard işlem uygulamaları laboratuvar şartlarında gerçekleştirilmiştir. Çalışmanın sonuçları incelendiğinde, uygulanan ard işlemlerin renk üzerinde kolorimetrik standartların üzerinde etkilediği tespit edilmiş ve etkinin kullanılan boyarmadde, renk tonu, apre maddesi cinsi gibi parametrelerle değiştiği vurgulanmıştır. Çalışma işletme şartlarında tekrarlanmamıştır. Burkinshaw ve Son; standart ve koyu olarak asit boyarmaddelerle boyanmış Poliamid 6,6 elyafının ard arda uygulanan yıkama işlemlerine bağlı olarak renk kuvveti ve haslık performanslarını deneysel bir çalışma ile incelemiştir [8]. Çalışmada 5 farklı asit boyarmadde ve 4 farklı boyama konsantrasyonu için uygulama yapılmıştır. Yıkama işlemi 60°C'de ard arda 5 defa uygulanmıştır. Tüm numuneler için K/S, L, a, b gibi kolorimetrik parametreler incelenmiştir. Sonuçta uygulanan yıkama işlemlerinin ve işlem sayısının materyalin rengini etkilediği spektrofotometrik olarak ispatlanmıştır. Oğulata ve Balcı ekstra yıkama işlemlerinin boyalı poliester/viskon/elastan esesli kumaşların haslık ve renk özellikleri üzerine etkisi incelemeye çalışmışlardır [9]. Özellikle toz indirgen maddelerin yüksek potansiyelleri nedeniyle rengi oldukça olumsuz etkilediği tespit edilmiştir. Hashıkların ise iyileştiği belirlenmiştir.

Bu çalışmanın amacı Türk hazır giyim ve konfeksiyon ürünlerinin büyük bölümünü oluşturan pamuklu ürünlerin, tekstil sektöründe en yaygın tercih edilen boyarmadde grubu olan RBM ile boyanması işleminin sonucunda elde edilen tekstil ürünlerinin renk değerlerine boyama ve yıkama cihazlarının etkisini incelemektir.

2. Materyal ve Yöntem

Bu çalışma kapsamında yapılan deneysel çalışmalar Türk Tekstil Vakfı Mesleki ve Teknik Eğitim Merkezi'nde (Çerkezköy/Tekirdağ) gerçekleştirilmiştir.

2.1. Materyal

Deneysel çalışmada tekstil sektöründe yaygın bir şekilde kullanılan 30/1 Pamuk süprem örgü kumaş kullanılmıştır. Numune

kumaşlar boyanmadan önce gerekli ön terbiye işlemlerinden geçirilmiştir. Hidrojen peroksit ile (H₂O₂) optiksiz kasar uygulanmış kumaşlar seçilerek işletme şartlarında boyama uygulaması gerçekleştirilmiştir. Aynı kumaştan laboratuvar çalışmaları için numune alınıp aynı reçetede boyama uygulaması yapılmıştır. Tüm uygulamalarda optimizasyonu sağlamak adına 1:30flotte oranı seçilmiştir.

İşletme şartlarında boyama işlemi için 10 kg kapasiteli Jet boyama makinesinde (Şekil 1) gerçekleştirilmiş olup, boyama ve yıkama işlemleri boyarmadde üreticisi firma tarafından kataloglarda belirtilen reçete ve çalışma koşullarına uygun olarak gerçekleştirilmiştir.



Şekil 1 10 kg kapasiteli jet boyama makinesi

Laboratuvar ortamında boyama işlemi için yağlı-sulu ısıtma sistemine sahip 500 ml'lik büyük tüplü ve 150 ml'lik küçük tüplü ATAC marka iki farklı laboratuvar tipi boyama cihazları (Şekil 2) kullanılmıştır. Ayrıca IR (Infrared) ısıtma sistemli 250 ml'lik tüplerle çalışan ATAC marka laboratuvar tipi boyama cihazında (Şekil 3) uygulamalar gerçekleştirilmiştir. Elde yıkama uygulamaları için 500 ml'lik metal beherler seçilmiştir. Kurutmalar için, ATAC firmasının maksimum sıcaklığı 250 °C olan etüvü kullanılmıştır. Yapılan boyamaların renk şiddetlerini karşılaştırmak için Daticolor SF600 Spektrofotometre kullanılmıştır.



Şekil 2. Yağlı-sulu ısıtma sistemine sahip laboratuvar tipi boyama cihazları a) 150 ml'lik küçük tüplü b) 500 ml'lik büyük tüplü



Şekil 3. IR ısıtma sistemli laboratuvar tipi boyama cihazı

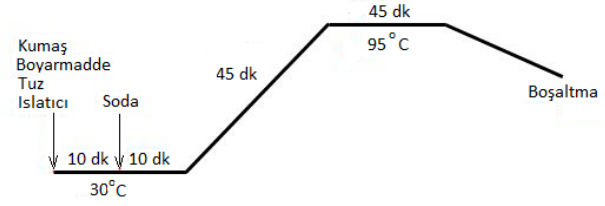
2.2. Metod

2.2.1. Boyama Uygulamaları

Boyama uygulamasında, reaktif boyarmaddeleri Sunfix Supra Yellow S3R %150, Sunfix Supra Red S3B %150, Sunfix Supra Navy Blue SB, Tablo 1'de belirtilen reçeteye göre kullanılmıştır. Boyama reçetesi Şekil 4'te şekilde verildiği gibi uygulanmıştır.

Tablo 1. Boyarmadde ve Kimyasal oranları

Boyarmadde ve Kimyasal	Miktar
Sunfix Supra Yellow S3R %150	% 0,6
Sunfix Supra Red S3B %150	% 0,65
Sunfix Supra Navy Blue SB	% 3,8
Islatıcı	1 g/l
Tuz	70 g/l
Soda	20 g/l



Şekil 4. Boyama işlemi için sıcaklık-süre diyagramı

Uygulamada kullanılan makine ve laboratuvar cihazları, kumaş miktarları, flotte oranı ve uygulama şekilleri, Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2. Uygulamada kullanılan makine, cihazlar ve uygulama yöntemleri

Makine ve Laboratuvar Cihazı	Miktar	Flotte Oranı	Uygulama
10 kg'lık Jet Boyama Makinesi	4900 g	1/30	Boyama+yıkama
Yağlı - Sulu 500 ml tüp laboratuvar cihazı	5 g	1/30	Boyama+yıkama
Yağlı - Sulu 500 ml tüp laboratuvar cihazı	5 g	1/30	Boyama+ Elde yıkama
Yağlı - Sulu 150 ml tüp laboratuvar cihazı	3 g	1/30	Boyama+yıkama
Yağlı - Sulu 150 ml tüp laboratuvar cihazı	3 g	1/30	Boyama+ Elde yıkama
IR (Infrared) 250 ml tüp laboratuvar cihazı	5 g	1/30	Boyama+yıkama
IR (Infrared) 250 ml tüp laboratuvar cihazı	5 g	1/30	Boyama+ Elde yıkama

2.2.2. Yıkama Uygulamaları

İşletmede boyanan kumaşa yapılan yıkama uygulamaları ile laboratuvarında yapılan yıkama uygulamaları aynı şartlar altında gerçekleştirilmiştir.

Yapılan bu çalışmada yıkama uygulamaları Tablo 3'de belirtildiği gibi yapılmıştır.

Tablo 3. Yıkama koşulları

Süre (dk)	10 kg'lık Jet Boyama Makinesi	Elde Yıkama	Yağlı - Sulu 500 ml tüp laboratuvar cihazı	Yağlı - Sulu 150 ml tüp laboratuvar cihazı	IR (Infrared) 250 ml tüp laboratuvar cihazı
10	Taşarlı yıkama	Taşarlı yıkama	Yıkama	Yıkama	Yıkama
10	Nötralizasyon	Nötralizasyon	Nötralizasyon	Nötralizasyon	Nötralizasyon
15	1g/l Sabun 95° C	1g/l Sabun 95° C	1g/l Sabun 95° C	1g/l Sabun 95° C	1g/l Sabun 95° C
15	95° C	95° C	95° C	95° C	95° C
15	80° C	80° C	80° C	80° C	80° C
15	60° C	60° C	60° C	60° C	60° C

2.2.3. Renk Ölçümü

Bu çalışmada renk ölçümü için spektrofotometrik renk ölçümü tercih edilmiştir. Renk ölçümleri için Datacolor marka, SF600 model bir spektrofotometre kullanılmıştır. Laboratuvar denemeleri bitirildikten sonra tüm numunelerin CIELab değerleri spektrofotometrede RealColor1.3® yazılımı vasıtasıyla ölçülmüştür. Boyama ve yıkama işlemleri uygulanmış kumaşların renk ölçümleri CIELab sistemine göre 10°'lik standart gözlemci kullanılarak D65 ve TL84 ışıkları altında yapılmış ve L*, a*, b*, C*, h değerleri kaydedilmiştir. Renk ölçümlerinin değerlendirilmesi işleminde, ilk önce Jet boyama makinesinde boyanarak yıkamaları yapılan kumaş Ram makinesinde kurutulmuş standart olarak kabul edilmiştir. Diğer yıkama çalışmalarının renk karşılaştırılması standart kabul edilen kumaşa göre yapılmıştır. ΔL^* , Δa^* , Δb^* , ΔC^* , Δh değerleri numunelerin standart numuneye göre farkları alınarak hesaplanmıştır.

Renk farkı değerleri, renk kalitesinin kantitatif değerlendirilmesi için kullanılan tek yöntemdir. Tekstil sektöründe renk farkı değerleri için bazı tolerans değerleri vardır. Bu değerler için herhangi bir uluslararası standart yoktur. Bu değerler üreticinin kalite politikası olup, müşteri ile üretici arasındaki anlaşmalar ile belirlenir. Çalışmada değerlendirme yapmak için standartlar tarafımızdan belirlenmiştir. Bu limit değerler belirlenirken yıkama

işlemlerinin laboratuvar şartlarında yapıldığı ve limitlerin daha titiz belirlenmesi gerektiği göz önünde bulundurulmuştur [9].

Değerlendirmede renk farkı için limit değerleri aşağıdaki gibi kabul edilmiştir.

ΔE^* CIELAB sisteminde insan gözünün algılayabileceği en az değer olan 1 verilmiştir.

ΔE^* (Toplam renk farkı) : 1,0
 ΔL^* (Açıklık-koyuluk farkı) : 0,5
 Δa^* (Kırmızılık-Yeşillik farkı) : 0,3
 Δb^* (Sarılık-Mavilik farkı) : 0,3
 ΔC^* (Doğumluk farkı) : 0,3
 ΔH^* (Açısal renk farkı) : 0,3

3. Bulgular

Boyanmış numunelere Tablo 3 'te verilen şartlarda yıkama işlemi uygulanmıştır. Yıkama işlemi sonrası 10 kg'lık jet boyama makinesinde boyanarak yıkamaları yapılan kumaş Ram makinesinde kurutulmuş standart olarak kabul edilmiştir. Öncelikle jette boyanan kumaşın Ram ve etüvde kurutulmuş numuneleri karşılaştırılmıştır. Diğer yıkama çalışmalarının renk karşılaştırılması da jette boyanmış ve Ram makinesinde kurutulmuş numune standart

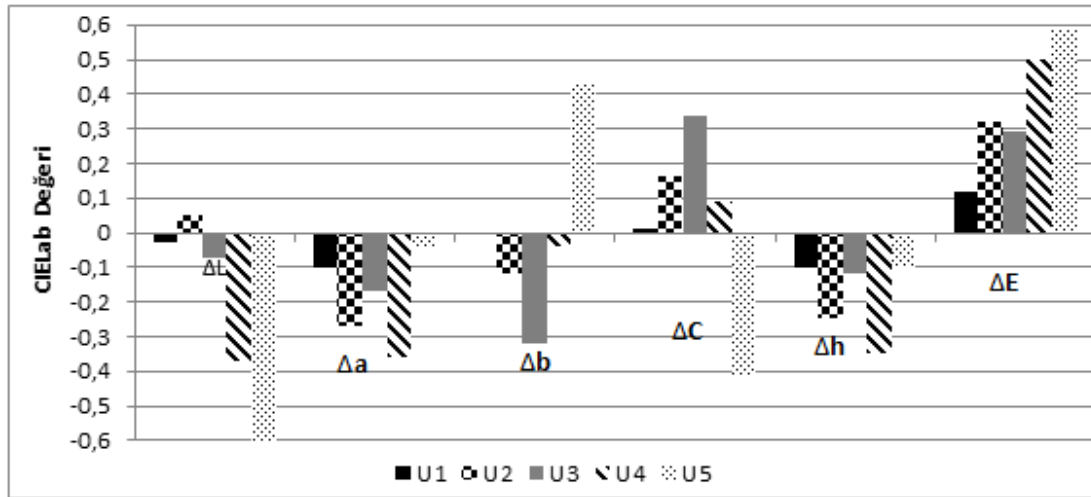
kabul edilerek yapılmıştır. Hesaplatılan renk fark değerleri Tablo 4'te verilmiştir.

Tablo 4'te görüldüğü gibi laboratuvar ortamında boyanmış ve yıkama işlemi yapılmış tüm numuneler için renk koyulaşmıştır. ΔE^* değerlerine bakıldığında sadece IR ısıtma sistemli laboratuvar tipi boyama cihazında 0.50'nin üzerine çıkmıştır. Toplam renk

farklılığı (ΔE^*) tüm uygulamalarda kabul edilen tolerans değerinin altında kalmıştır. Yağlı-sulu ve IR sistemli cihazlarda koyulaşma belirlenen limitlerin üstündedir. Jette boyanan kumaşın ram veya etüvde kurutulması numunenin renk değerlerini çok az oranda değiştirmiştir.

Tablo 4. Farklı boyama ve yıkama işlemleri sonrası CIELab Renk Fark Değerleri

Yıkama Yöntemi	Uygulama	Işık Türü	ΔL^*	Δa^*	Δb^*	ΔC^*	Δh^*	ΔE^*
10 kg'lık Jet boyama Ram Makinesinde kurutma ile Etüvde Kurutma karşılaştırması	U1	D65	-0.03	-0.10	0.00	0.01	-0.10	0.12
		TL84	-0.01	-0.02	0.06	0.06	-0.01	0.05
Elde Yıkama	U2	D65	0.05	-0.27	-0.12	0.16	-0.25	0.32
		TL84	0.02	-0.24	-0.18	0.21	-0.21	0.27
Yağlı - Sulu 500 ml tüp	U3	D65	-0.07	-0.17	-0.32	0.34	-0.12	0.29
		TL84	-0.12	-0.09	-0.46	0.47	-0.03	0.33
Yağlı - Sulu 150 ml tüp	U4	D65	-0.37	-0.36	-0.04	0.09	-0.35	0.50
		TL84	0.31	-0.24	-0.13	0.16	-0.22	0.36
IR (Infrared) 250 ml tüp	U5	D65	-0.64	-0.04	0.43	-0.42	-0.10	0.59



Şekil 5. Farklı numunelere ait D65 ışık altında alınan CIELab değerleri

Özellikle IR ısıtma sistemli boyama cihazlarında (U5) renk farkının yüksek çıktığı görülmüştür. Elde yıkama uygulamasında elde edilen değerler tolerans altında ve kabul edilebilirdir. Yağlı-Sulu ısıtma sistemli laboratuvar tipi boyama cihazlarında (U3 ve U4) genellikle tolerans sınırında veya altında değerler alınmıştır.

4. Sonuç ve Değerlendirme

Çalışmada 10 kg'lık jet boyama makinesinde boyanmış kumaşlar farklı laboratuvar tipi boyama cihazlarında boyama ve yıkama işlemi görmüş kumaşların CIELab değerleri karşılaştırılmıştır. Öncelikle jette işlem gören kumaşlarda ram ve etüvde kurutulan numuneleri arasında önemli bir renk farklılığı görülmemiştir. Elde yıkama uygulandığı numunelerde belirlenen tolerans değerlerinin aşılmadığı rengin az bir miktar açıldığı görülmüştür. Yağlı-sulu ve IR ısıtma sistemiyle çalışan cihazlarda rengin koyulaştığı ve yeşile gittiği görülmüştür. IR sistemli cihazlarda genellikle belirlenen tolerans sınırlarının üstünde değerlere ulaşılmıştır. Yağlı-sulu sistemli cihazlarda genellikle renk değerlerinin standart değerlere göre kabul limitleri içerisinde sapma gösterdiği hesaplanmıştır.

Bu sonuçlar göz önüne alındığında kullanılan laboratuvar tipi boyama cihazı ve işletme tipi boyama makinelerinde renk değişimi ihtimalinin özellikle IR ısıtma sistemli cihazlarda görülebilecektir. Buna göre kumaşta meydana gelebilecek renk değişimi boyama yapılmadan önce öngörülmesi ve boyama reçeteleri bu değişime göre modifiye edilerek, son mamul ürünün renk (değeri) hedeflenebilir. Mamulde numune üretiminden seri üretime

geçerken renk değişimi ve dolayısıyla bu sonucun düzeltmeye gerek olup olmadığına ΔE değerine bakılarak karar verilmelidir. Reçetede yapılacak modifikasyonlar ΔL^* , Δa^* , Δb^* ve ΔH^* değerleri göz önüne alınarak belirlenmelidir. Böylece mamul kalite kontrol dairelerinde renk farkından dolayı ortaya çıkan fireler ve düzeltme proses uygulamaları minimize edilebilecek, ilk seferde doğru üretim amacına katkıda bulunulabilecektir.

Kaynaklar

- Broadbent, A., D., (2001) Basic Principles of Textile Coloration, Society of Dyers and Colourists, Bradford, UK.
- Başer İ., İnanıcı Y., (1990) Boyarmadde Kimyası, Marmara Üniversitesi, Teknik Eğitim Fakültesi, Tekstil Eğitimi Bölümü, 102-105, İstanbul.
- Yurdakul, A. ve Atav, R. (2006). Boya-baskı esasları, Ege Üniversitesi Tekstil ve Konfeksiyon Araştırma-Uygulama Merkezi Yayını, İzmir.
- Smulders, E., (2007). Laundry Detergents, Henkel KGaA, Wiley-VCH Verlag GmbH & Co, Weinheim, Germany.
- Burkinshaw, S., M., Katsarelias, D., (1997). The Wash-off of Reactive dyes on Cellulosic Fibres Part 2. Monochlorotriazinyl Dyes on Cotton, Dyes and Pigments, Vol.33, No:1, p.11-31.
- Balci, O. ve Oğulata, R. T. (2009). Prediction of the changes on the CIELab values of fabric after chemical finishing using artificial neural network and linear regression models. Fibers and Polymers, 10 (3), 384-393.
- Yurdakul, A., Öktem, T., Kumbasar, P., Atav, R., Korkmaz, A., Arabacı, A., (2003). Boyama İşleminde Sonra Kullanılan

Tekstil Kimyasallarının ve Diğer Terbiye İşlemlerinin Haslık Özellikleri Üzerine Etkileri, Tekstil Araştırma Merkezi Proje, Proje No: TAM 2002-02, 90s.

8. Burkinshaw, S., M., Son, Y., A., (2006). Comparasion of the Colour Strenght and Fastness to Repeated Washing of Acid Dyes on Standard and Deep Dyeable Nylon 6,6, Dyes and Pigments, Vol.70, p.156-163.
9. Oğulata, R., T., Balcı, O., (2007). Effects of Extra Washing After treatments on Fastness and Spectrophotometric Properties of dyed PET/Viscose/Elastane Fabric, The Journal of Textile Institute, Vol. 98, No. 5, 409-419.



Bartın Üniversitesi Mühendislik ve Teknoloji Bilimleri Dergisi



Tuzlu Ortama Maruz Kalan Çelik Tel ve Silis Dumanı Katkılı Betonların Mekanik Özellikleri

Ziyafeddin BABAYEV¹, Mehmet GÜRBÜZ², Hüseyin Okan ANADUT^{1*}

¹Bozok Üniversitesi, Mühendislik – Mimarlık Fakültesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Yozgat / TÜRKİYE

²Elektrik Üretim A.Ş. Genel Müdürlüğü, İnşaat Daire Başkanlığı, Etüt Proje Müdürlüğü, Ankara / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 05.05.2017 Düzeltme Tarihi: 15.05.2017 Kabul Tarihi: 24.05.2017

Özet

Bu çalışma hacimsel oran olarak %10, %20 silis dumanı ve %0.4, %0.8 çelik tel katkılı betonların 0 g/L, 15 g/L ve 30 g/L sodyum klorürlü (NaCl) ortamda mekanik özelliklerinin araştırılmasını içermektedir. Bu amaçla üretilen taze betonlar üzerinde birim ağırlık ve işlenebilirlik (Vebe) deneyleri yapılmıştır. Ayrıca 28. ve 91. günlerde sertleşmiş beton numuneler üzerinde çelik tel takviyeli ve silis dumanı katkılı betonlar üzerinde basınç dayanımı, yarımada çekme dayanımı ve eğilme dayanımı tayini deneyleri yapılmıştır. Bu çalışmada elde edilen deney sonuçlarına bağlı olarak, çelik telin ve silis dumanının tuzlu ortama maruz betonların performansına belirgin etkisinin olmadığı söylenebilir.

Anahtar Kelimeler: Beton, Çelik tel, Silis dumanı, Çekme dayanımı, Basınç dayanımı, Eğilme dayanımı

Mechanical Properties of Steel Fiber and Silica Fume Added Concrete Exposed to Saline Solution

Abstract

This study includes, the investigation of the mechanical behavior of %10, %20 silica fume, %0.4, %0.8 steel fibre added concrete in the environment of 0 g/L, 15 g/L and 30 g/L sodium chloride (NaCl). Unit weight and workability experiments were made on the new concrete which was produced for this purpose. Also on 28 th and 91 st days of experiment, the tests of the compressive, the splitting tensile and the flexural strength on the sclerous concrete sample and on the steel fibre and silica fume added concrete were made. Depending on the experimental test results of this study, it can be said that, steel wire and silica fume does not have salient effect on the performance of concrete that exposed to salty environment.

Keywords: Concrete, Steel fiber, Silica fume, Tensile strength, Compressive strength, Bending strength

1. Giriş

Modern yapılarda uzun yıllardır kullanılan ve gelecekte de kullanılacak olan beton, gerekli koşullarda tasarlanıp imal edildiğinde uzun yıllar boyunca hizmet verebilen ekonomik ve dayanıklı bir yapı malzemesidir. Bileşenlerinin kolay temin edilebilir olması ve taze iken istenilen şeklin verilebilmesi nedeni ile yaygın olarak kullanıma sahiptir.

Yapı sistemlerine ait normal betonların enerji yutma kapasiteleri düşük olduğundan, dış yükler artarak belirli bir limit değere ulaşınca yapıda göçme meydana gelir. Betona çelik lif donatılar veya çelik hasır donatılar eklenerek, daha sünek bir malzeme haline getirmek mümkün olmaktadır [1,2,3]. Çelik tel donatılı betonlar, yüksek enerji yutma kapasitesine sahip olup, kırılma anında daha sünek davranış sergileyen malzemelerdir [4,5].

Yüksek dayanımlı beton üretiminde silis dumanı da yaygın olarak kullanılmaktadır. Süper akışkanlaştırıcı katkılarla silis dumanının birlikte kullanımı betonda su/çimento oranını azaltırken kaliteli bir yapı elde edilmesini de sağlamaktadır [4,5].

Normal betonların tuzlu ortamlarda davranışı ile ilgili yurt içinde ve yurt dışında geniş çaplı çalışmalar yapılmıştır [6,7]. Ancak çelik tel ve silis duman katkılı betonların tuzlu ortamda davranışı ile ilgili çalışmalar yok seviyesindedir. Bu nedenle çelik tel ve silis dumanı kullanılarak tuzlu ortamın betona etkisini incelemeyi hedefleyen deneysel bir çalışma yapılmıştır.

2. Deneysel Çalışmada Kullanılan Malzemeler

Çalışmalarda Yozgat Yibitaş-Lafarge Çimento Fabrikasından temin edilen CEM I 42.5 R (PÇ 42.5) tipi Portland Çimentosu kullanılmıştır.

İnce agrega olarak Kırma Kum (0-4 mm), kaba agrega olarak Kırmataş I (4-12 mm) ve Kırmataş II (13-22 mm) kullanılmıştır. Çalışmalarda en büyük agrega boyutu 22 mm olarak seçilmiştir.

Düşük su/çimento oranlarında beton karışımlarının işlenebilirliğinin sağlanması ve karışım sırasında topaklanmasının önlenmesi için İksa İnşaat Katkıları San. Ve Tic. Ltd. Şti.'nden temin edilen polikarboksilat bazlı yüksek oranda su azaltıcı POLYCAR 300 hiper akışkanlaştırıcı kimyasal beton katkısı kullanılmıştır. POLYCAR 300, yüksek oranda su azaltıcı, mukavemet artırıcı, işlenebilirlik süresi uzun, kullanım dozajına bağlı olarak kendiliğinden yerleşen, sıkışan beton üretiminde kullanılabilen yeni nesil süper akışkanlaştırıcı katkı maddesidir.

Çalışmalarda İksa İnşaat Katkıları San. ve Tic. Ltd. Şti.'nden temin edilen RC 65/35 BN tipi iki ucu kancalı çelik teller ve silis dumanı (SD) istifade edilmiştir [8]. Çelik tellerin özellikleri Tablo 1.'de, silis dumanının kimyasal ve fiziksel özellikleri Tablo 2.'de verilmektedir.

Tablo 1. Çelik tellerin özellikleri

Çelik Tel Tipi	Boy, L (mm)	Çap, d (mm)	Narinlik (L/d) (uzunluk/çap)	Çekme Dayanım, f_{su} (N/mm ²)
Dramix RC 65/35 BN	35	0.55	65	1345

Tablo 2. Silis dumanının kimyasal ve fiziksel özellikleri

Kimyasal Bileşim	
Bileşen	Silis Dumanı (%)
SiO ₂	81.35
Al ₂ O ₃	4.48
Fe ₂ O ₃	1.42
CaO	0.80
MgO	1.47
SO ₃	1.34
Na ₂ O	-
K ₂ O	-
Çözünmeyen Kalıntı	-
Kızdırma Kaybı	3.4
Fiziksel Özellikler	
Özgül Ağırlık (gr/cm ³)	2.23
Özgül Yüzey (cm ² /gr)	-

Deneyel çalışmalarda Karayolları Yozgat Şube Şefliğinden kışın buzun çözünmesi için kullanılan Sodyum Klorür (NaCl) tuzu temin edilmiştir. Deneyde kullanılan tuz Maden Tetkik Arama Genel Müdürlüğü laboratuvarında deneye tabi tutularak analiz edilmiştir (Tablo 3).

Tablo 3. Sodyum Klorür tuzunun analiz sonuçları

Na	36.3
Cl	54.7
MgO	0.6
Al ₂ O ₃	0.5
SiO ₂	1.7
K ₂ O	<0.1
CaO	6.2
Fe ₂ O ₃	0.2
SO ₄	1.11

3. Deney Numunelerinin Hazırlanması

Üretilen betonlarda agrega oranları hacimce kırmakum %46, kırmataş I %28, kırmataş II %26 olmuştur. Karışım agregasına ait tane dağılımı, taze beton özellikleri ve gerçek karışım miktarları ise Tablo 4.'de verilmektedir. Beton karışımı TS 10514'e uygun şekilde hazırlanmıştır [9]. Bu çalışmada su/çimento oranları 0.50 olan betonlar kullanıldı. Deneyde 1345N/mm² çekme dayanımına sahip çelik tellerin %0.50 ve %1.00 hacimsel oranlarda betona katılmasıyla elde edilen numuneler üretilmiştir. Betonlar üretildikten bir gün sonra kalıptan çıkarılarak 28 gün süreyle standart bakıma tabii tutulmuştur. Üretilen betonlar 1.'si kontrol grubu olmak üzere toplam 7 grup beton üretilmiştir.

Tablo 4. Beton karışım miktarları

Seri No	Su/Çimento	Silis Dumanı (kg)	Katku (kg)	Çimento (kg)	Su (lt)	0-4 Kırmakum (kg)	4-13 Kırmataş (kg)	13-22 Kırmataş (kg)	Çelik Tel (kg)
SD0-ÇT0	0,5	0	3,5	350	175	835	504	461	0
SD0-ÇT0.4	0,5	0	3,5	350	175	835	504	461	31
SD0-ÇT0.8	0,5	0	3,5	350	175	835	504	461	63
SD10-ÇT0.4	0,5	35	3,5	350	175	816	493	450	31
SD10-ÇT0.8	0,5	35	3,5	350	175	816	493	450	63
SD20-ÇT0.4	0,5	70	3,5	350	175	797	481	440	31
SD20-ÇT0.8	0,5	70	3,5	350	175	797	481	440	63

Üretilen betonlar 0 g/L, 15 g/L, 30 g/L oranında Sodyum Klorürlü olmak üzere 3 değişik ortamda 28 gün ve 91 günlük kür şartlarına maruz bırakılmak üzere her bir kontrol grubu dahil 7 seri, toplamda ise 21 seri beton üretildi. Her seri için 3 adet 150mm x 300mm (çap=150mm ve yükseklik=300mm) standart silindir ve 3 adet 150mm x serbest boy mm(çap=150mm ve yükseklik=serbest boy mm) disk numuneleri hazırlanmıştır. Silindir numuneler üzerinde basınç tayini deneyleri, disk numuneler üzerinde yarmada çekme dayanımı tayini deneyleri yapılmıştır.

Üretilen betonlar üzerinde TS EN 12350-6'ya [10] uygun olarak birim ağırlık deneyi yapılmıştır (Şekil 1).

**Şekil 1.** Birim Ağırlık Deneyi

Silis dumanı ve çelik tel ilavesiyle taze betonların işlenebilmesine etkisinin belirlenmesi için Vebe deneyi yapılmıştır (Şekil 2). Vebe süresi tayini deneyi TS EN 12350-3'e uygun olarak yapılmıştır [11].

**Şekil 2.** Vebe işlenebilme deneyi

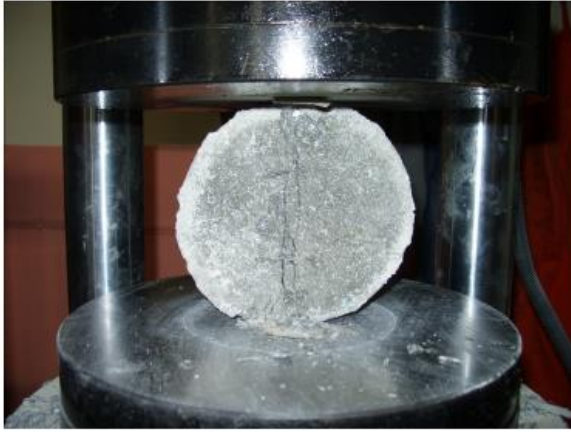
Üretildikten sonra 28 ve 91 gün boyunca küre tabii tutulan sertleşmiş beton numuneleri üzerinde mekanik özelliklerin tayini deneyleri yapıldı. Basınç dayanımı deneyleri TS EN 12390-3'e

uygun olarak gerçekleştirilmiştir [12]. Basınç dayanımı deneyi Şekil 3'te verilmiştir.



Şekil-3. Basınç dayanımı deneyi

Yarmada çekme deneyi TS EN 12390-6'a uygun şekilde yapılmıştır [13]. Yarmada çekme deneyi Şekil 4'te verilmektedir.



Şekil 4. Yarmada çekme deneyi

Numunelerin eğilme dayanımları her grup için 2 adet 150x150x550mm3 boyutlarındaki kiriş numuneler üzerinde ASTM C 1018 ve TS 10515 standartlarına uygun olarak kirişin orta noktasından yükleme yapılarak deney değerlendirilmiştir [14,15]. Eğilme deney düzeneği Şekil 5'te gösterilmiştir. Yükleme kapalı çevrim-geri beslemeli sehim kontrollü cihazda 0.2 mm/dk yükleme hızında yapılmıştır. Elde edilen eğilme dayanımı ve yük-sehim eğrisi altında 10 mm sehimi kalan alan olarak tokluk değerleri hesaplanmıştır. Eğilme dayanımı tayini TS EN 12390-5'e uygun şekilde yapılmıştır [16]. Ayrıca beton kiriş numunelerinin alt orta noktalarına yerleştirilen deplasman ölçer yardımıyla yükleme sırasında kirişte meydana gelen sehim ölçülmüştür.



Şekil 5. Eğilme dayanımı deney düzeneği

4. Deneysel Sonuçlarının Değerlendirilmesi

4.1. Taze Beton Özellikleri

Çelik tel hacmi arttıkça betonların işlenebilmesinde azalma, buna bağlı olarak orta noktanın deplasmanında düşme gözlenmiştir. Çelik teller işlenebilirliği azaltmakta, yüksek oranda kullanıldığında topaklanmaya neden olmaktadır.

İlk üç grupta yalnızca çelik tel kullanılarak beton üretilmiştir. Bu betonların birim ağırlıklarında işlenebilme süresinde artış olmuştur. SD10-ÇTO.4 beton numunelerinde ise çelik tel ve silis dumanı birlikte kullanılmıştır. SD10-ÇTO.4 numunelerinde birim ağırlıklarında ve işlenebilme zamanlarında normal betona göre artış gözlenmiştir. SD10-ÇTO.8 ve SD20-ÇTO.8 numunelerinde çelik miktarının artmasıyla birim ağırlık ve işlenebilme süreleri azalmıştır. Daha az çelik tel katılan SD10-ÇTO.4 numunelerinde ise birim ağırlık ve işlenebilme zamanının daha fazla olduğu görülmektedir. Deney sonuçları Tablo 5.'te verilmiştir.

Tablo 5. Birim ağırlık ve Vebe deneyi işlenebilme süreleri

Seri No	Birim Ağırlık (t/m ³)	Vebe İşlenebilme Süresi (sn)	Deneyi
SD0-ÇT0	2.48	4	
SD0-ÇT0.4	2.51	5	
SD0-ÇT0.8	2.56	7	
SD10-ÇT0.4	2.55	21	
SD10-ÇT0.8	2.51	18	
SD20-ÇT0.4	2.51	34	
SD20-ÇT0.8	2.50	14	

4.2. Basınç Dayanımı

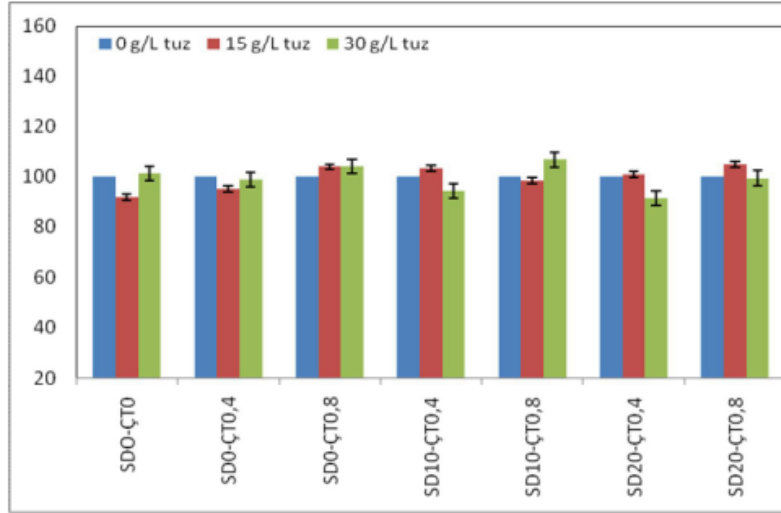
Çelik tel katkısının beton basınç dayanımına etkisi çok fazla olmamaktadır. Tuzlu ortamda küre tabii tutulan numunelerin basınç dayanımlarında ise değişiklikler gözlenmiştir (Tablo 6).

Tablo 6. Basınç dayanım sonuçları

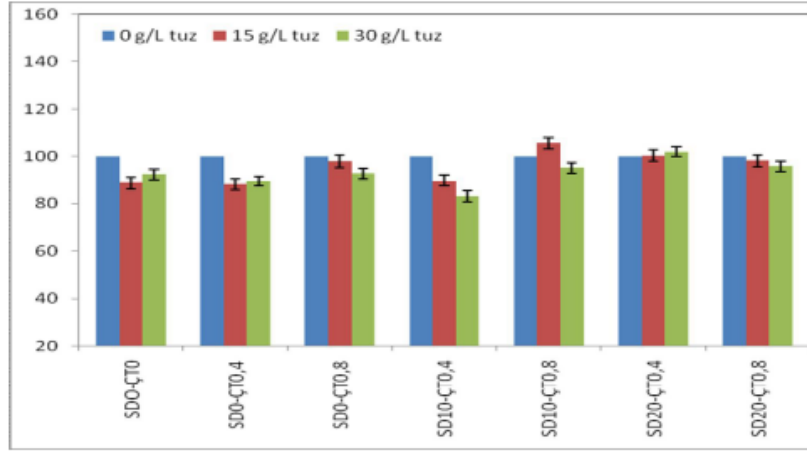
Seri No	BASINÇ DAYANIMI SONUÇLARI					
	0 g/L tuz		15 g/L tuz		30 g/L tuz	
	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)
SD0-ÇT0	49,5	46,7	45,6	41,4	50,0	43,2
SD0-ÇT0.4	55,3	52,4	52,6	46,2	54,7	46,8
SD0-ÇT0.8	47,1	44,8	48,9	43,9	48,9	41,6
SD10-ÇT0.4	55,4	57,6	57,2	51,7	52,2	47,8
SD10-ÇT0.8	55,0	52,8	54,1	55,9	58,6	50,3
SD20-ÇT0.4	69,3	54,5	69,8	54,7	63,4	55,6
SD20-ÇT0.8	66,7	65,9	70,0	64,7	66,3	63,2

Farklı tuz içeriklerinde 28.gün ve 91.gündeki basınç dayanım sonuçlarındaki değişim Şekil 6 ve Şekil 7'de gösterilmektedir.

Çelik tel ve silis dumanının beton içerisindeki oranının artmasıyla basınç dayanımlarında artış olduğu görülmüştür. 0 g/L, 15 g/L, 30 g/L tuz içeren kür ortamında 28.gün ve 91.gün deney sonuçlarında da farklılıklar olduğu görülmektedir. Uzun süre tuzlu ortamda kalan beton numunelerinin çoğunluğunun basınç dayanımlarında azalmalar meydana gelmiştir.



Şekil 6. Farklı tuz içeriklerinde basınç dayanımındaki değişim (28.gün)



Şekil 7. Farklı tuz içeriklerinde basınç dayanımındaki değişim (91.gün)

4.3. Yarmada Çekme Dayanımı

Yarmada çekme dayanımı değerleri silindir numunelerin test edilmesi ile belirlenmiştir.

Çekme dayanımları 28.gün ve 91.gün yapılan deneyler sonucunda tespit edilmiştir. Yarmada çekme dayanımı sonuçları Tablo 7.'de verilmektedir.

Yarmada çekme dayanımını etkileyen en önemli etkenler, çelik tel miktarı ve narinlik özelliklerinden kaynaklanmaktadır. Betonların tuzlu ortamda küre tabii tutulması sebebiyle yarmada çekme dayanımlarının, artış ve azalmasına sebep olmuştur. Ayrıca yapılan gözlemsel incelemelerde tuz oranı arttıkça kullanılan çelik telli betonlarda korozyonun arttığı görülmüştür.

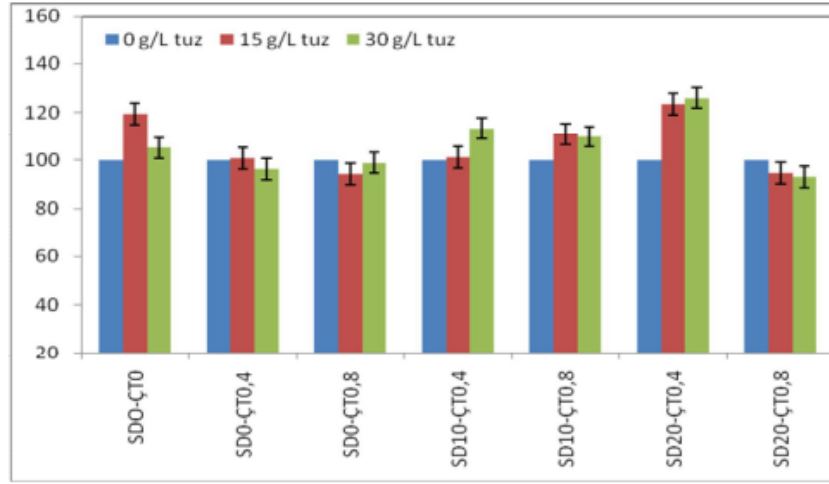
Farklı tuz içeriklerinde 28.gündeki yarmada çekme dayanımındaki değişim Şekil 8'de verilmektedir.

15g/L kür ortamına maruz kalan numunelerin yarmada çekme dayanım sonuçları göz önüne alındığında kontrol grubuna oranla en fazla artışın %23.6 oranıyla SD20-ÇT0.4 numunelerinde olduğu, ancak SD0-ÇT0.8 numunelerinde ise %5.8 oranında azalma olduğu belirlenmiştir. 30g/L kür ortamında ise en fazla artışın %26.1 oranıyla SD20-ÇT0.4 numunelerinde olduğu, ancak SD20-ÇT0.8 numunelerinde %7.0 oranında azalma olduğu tespit edilmiştir.

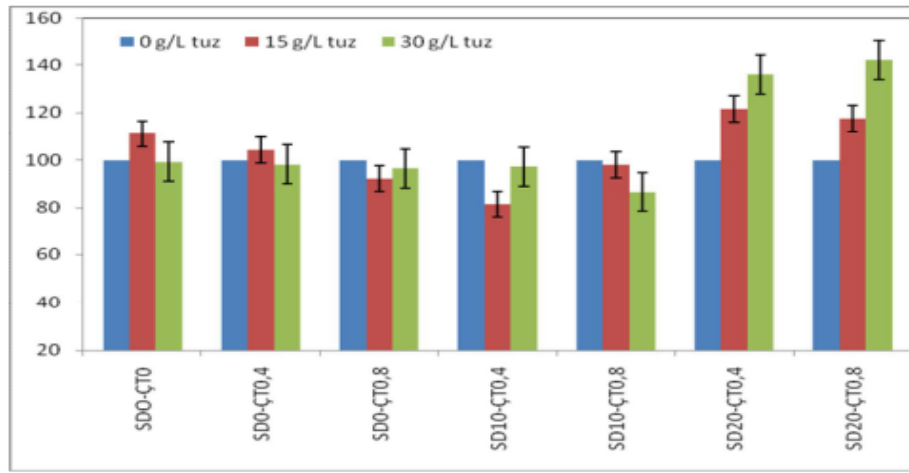
Farklı tuz içeriklerinde 91.gündeki yarmada çekme dayanımındaki değişim Şekil 9'da verilmektedir.

Tablo 7. Yarmada çekme dayanım sonuçları

Seri No	YARMADA ÇEKME DAYANIMI SONUÇLARI					
	0 g/L tuz		15 g/L tuz		30 g/L tuz	
	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)
SD0-ÇT0	3,9	4,3	4,6	4,7	4,0	4,2
SD0-ÇT0,4	4,9	4,6	4,9	4,8	4,7	4,5
SD0-ÇT0,8	5,4	4,5	5,1	4,2	5,4	4,4
SD10-ÇT0,4	4,9	5,2	4,9	4,2	5,5	5,0
SD10-ÇT0,8	5,1	5,6	5,7	5,5	5,6	4,9
SD20-ÇT0,4	4,7	4,3	5,8	5,2	5,9	5,8
SD20-ÇT0,8	6,6	5,1	6,2	6,0	6,2	7,2



Şekil 8. Farklı tuz içeriklerinde yarmada çekme dayanımındaki değişim (28.gün)



Şekil 9. Farklı tuz içeriklerinde yarmada çekme dayanımındaki değişim (91.gün)

4.4. Eğilme Dayanımı

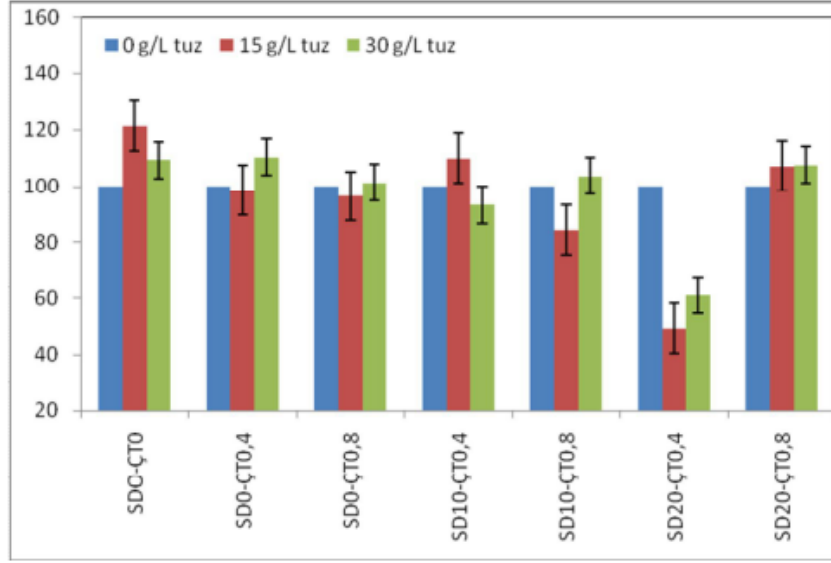
Beton numunelerin eğilme dayanımı 150x150x550 mm3 ölçülerine sahip kirişlerin yüklemeye çerçevesinde test edilmesi ile gerçekleştirilmiştir. Ayrıca kirişlerin yüklemesi 10 mm deplasman oluşuncaya kadar devam ettirilmiştir. Eğilme dayanımları 28.gün ve 91.gün yapılan deneyler sonucunda tespit edilmiştir. Eğilme dayanım sonuçları Tablo 8.'de verilmektedir.

Tablo 8. Eğilme dayanımı sonuçları

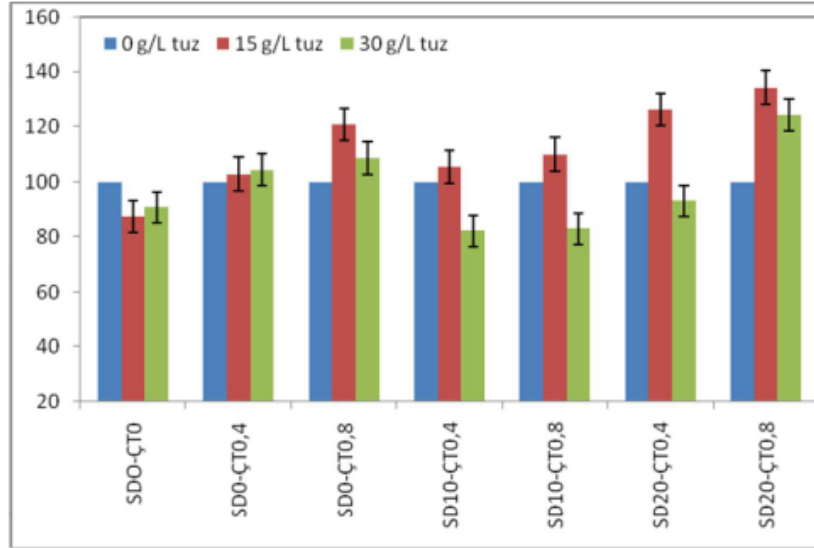
Seri No	EĞİLME DAYANIMI SONUÇLARI					
	0 g/L tuz		15 g/L tuz		30 g/L tuz	
	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)	91. gün (Mpa)	28. gün (Mpa)
SD0-ÇT0	4,8	5,4	5,8	4,7	5,2	4,9
SD0-ÇT0.4	5,4	5,5	5,3	5,6	5,9	5,7
SD0-ÇT0.8	6,1	5,6	5,9	6,7	6,2	6,0
SD10-ÇT0.4	4,5	7,8	5,0	8,2	4,2	6,4
SD10-ÇT0.8	5,9	6,8	5,0	7,4	6,1	5,6
SD20-ÇT0.4	7,4	7,9	3,6	10,0	4,5	7,4
SD20-ÇT0.8	7,1	7,9	7,7	10,6	7,7	9,8

Eğilme dayanımlarında elde edilen sonuçlarda 91 günlük dayanımların 28 günlük dayanımlara nazaran daha yüksek değerlere sahip olduğu tespit edilmiştir. %20 silis dumanı içeren numunelerin eğilme dayanım değerleri %10 silis dumanı içeren numunelere oranla daha yüksek olduğu görülmüştür. 28 günlük dayanımlarda %0 silis dumanı içeren betonların dayanımları %10 silis dumanı içeren betonlardan daha yüksek olduğu, ancak 91 günlük deneylerde ise %10 silis dumanı içeren betonların dayanımlarının daha yüksek olduğu anlaşılmaktadır. 28 günlük farklı tuz içeriklerinde eğilme dayanımındaki değişimler Şekil 10'da verilmektedir. 28 günlük 15 g/L kür ortamına maruz kalan numunelerin eğilme dayanım sonuçları göz önüne alındığında kontrol grubuna oranla en fazla artışın %21.3 oranıyla SD0-ÇT0 numunelerinde olduğu, ancak SD20-ÇT0.4 numunelerinde ise %50.7 oranında azalma olduğu tespit edilmiştir. 30 g/L kür ortamına maruz kalan numunelerin eğilme dayanım sonuçları kontrol grubuna oranla en fazla artışın %10.3 oranıyla SD0-ÇT0.4 numunelerinde olduğu, ancak SD20-ÇT0.4 numunelerinde %38.9 oranında azalma olduğu görülmektedir.

91 günlük farklı tuz içeriklerinde değişimler Şekil 11'de gösterilmiştir. 15 g/L kür ortamına maruz kalan numunelerin eğilme dayanım sonuçları göz önüne alındığında kontrol grubuna oranla en fazla artışın %34.4 oranıyla SD20-ÇT0.8 numunelerinde olduğu, ancak SD0-ÇT0 numunelerinde ise %12.7 oranında azalma olduğu tespit edilmiştir. 30 g/L kür ortamına maruz kalan numunelerde ise en fazla artışın %24.4 oranıyla SD20-ÇT0.8 numunelerinde olduğu, ancak SD10-ÇT0.4 numunelerinde %17.9 oranında azalma olduğu belirlenmiştir.



Şekil 10. Farklı tuz içeriklerinde eğilme dayanımındaki değişim (28.gün)



Şekil 11. Farklı tuz içeriklerinde eğilme dayanımındaki değişim (91.gün)

5. Sonuçlar

Çelik tel katkılı betonların işlenebilirliğinin azaldığı ve çelik tel oranı arttıkça taze betonların işlenebilme (Vebe) sürelerinde artış görülmüştür.

Tuzlu su içeren kürede 28 gün bekletilen betonların basınç dayanımlarının 91 gün kürede bekletilen betonların basınç dayanımlarında genel olarak daha yüksek olduğu görülmüştür. Silis dumanı katkısının tuzlu ortamda bekletilen betonların dayanımlarına belirgin etkisinin olmadığı tespit edilmiştir.

Yarmada çekme dayanımı deneyleri sonuçları tuzlu ortamda küre maruz bırakılan betonların 28.gün deney değerlerinin 91.gün deney değerlerinden daha yüksek olduğunu göstermiştir. Tuzlu ortamda bekletilen betonların yarmada çekme dayanımlarında genel olarak azalma olduğu görülmüştür.

Çelik tel içeriğinin artmasıyla betonların 28 günlük eğilme dayanımlarında artış olduğu gözlenmiştir. Ancak tuzlu suya maruz kalan beton numunelerin 91.gün dayanımlarında korozyondan oluştuğu düşünülen azalmalar olduğu gözlenmiştir.

Aynı tuz içeriklerinde ve aynı silis dumanı oranlarında genel olarak çelik tel içeriğinin artmasıyla betonların dayanımlarında artışlar gözlenmiştir.

Kaynaklar

1. Arslan, A., Çelik Lifli Betonların Özellikleri ve Kullanım Potansiyeli, Türkiye Mühendislik Haberleri, 369(1993) 29-33.
2. Balaguri, P.N. and Shah, S.P., 1992. Fiber Reinforced Cement Composites, McGrawHill, Inc, Singapore.
3. TS-10513 Çelik Teller- Beton Takviyesinde Kullanılan Çelik Teller
4. Babayev, Z.M. Çelik tel ve silis dumanı katkılı betonların normal betonlara göre üstün özellikleri. Azerbaycan'da İnşaat ve Mimarlık dergisi, 4.sayı Aralık 2015, Bakü, s.43-46.
5. Köksal, F., Yiğit, İ., Yerlikaya, M., Şahin, Y., Silis Dumanı ve Çelik Tel Kullanımının Yüksek Dayanımlı Betonların Mekanik Özelliklerine Etkisi, 6.Ulusal Beton Kongresi, 16-18 Kasım 2005, İTÜ, Maslak/İstanbul, s.317-326.
6. Babayev, Z.M. Tuzlu ortamın betona etkisi. Azerbaycan'da İnşaat ve Mimarlık dergisi, 2.sayı Haziran 2016, Bakü, s.39-43.
7. Yüzer, N., 1998. Silis Dumanı katkılı Betonarme Elemanlara Klorür Etkisini Hızlandırılmış Korozyon Deneyi ile Araştırılması, Doktora Tezi, Y.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul.

8. ACI COMMITTEE 544 1982 Amerikan Concrete Institute standartı
9. TS 10514 Beton-Çelik Tel Takviyeli-Çelik Telleri Betona Karıştırma ve Kontrol Kuralları
10. TS EN 12350-6 Beton-Birim Ağırlık Deneyi Tayini
11. TS EN 12350-3 Beton- Taze Beton Deneyleri- Vebe Deneyi
12. TS EN 12390-3 Beton-Deney Numunelerinin Basınç Dayanımı Tayini
13. TS EN 12390-6 Beton-Deney Numunelerinin yarmada Çekme Dayanımı Tayini
14. ASTM C 1018 American Society of Testing Materials Standartı
15. TS-10515 Beton-Çelik Tel Takviyeli- Eğilme Mukavemeti Deney Metodu
16. TS EN 12390-5 Beton- Deney Numunelerinin Eğilme Dayanımının Tayini



Otomotiv Endüstrisinde Reçine Transfer Kalıplama (RTM): Güncel Gelişmeler ve Başarılı Uygulamalar

Müslüm KAPLAN

Bartın Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Tekstil Mühendisliği Bölümü, Bartın / TÜRKİYE

Geliş Tarihi: 03.03.2017 Düzeltme Tarihi: 01.05.2017 Kabul Tarihi: 04.05.2017

Özet

Küresel otomotiv üreticilerinin, taşıtların hafifletilmesi, enerji verimliliği ve CO₂ salınımının azaltılması konularına odaklanmaları ile birlikte otomotiv sektöründe karbon elyafı takviyeli kompozit malzeme kullanımı artmaktadır. Otomotiv sektörü yeni nesil elektrikli ve hafif araçların geliştirilmesi için çalışmaktadır. Bu araçların yapısal parçalarının seri üretilebilmesi için RTM yöntemi üzerinde çalışılmaktadır. Araştırmalar uzun işlem basamak ve süre sorunu ile işlemin entegre bir şekilde otomasyonu konularına yoğunlaşmıştır. Bu çalışmada RTM yönteminin otomotiv sektöründe günümüz kullanımı ve gelecekteki yeri incelenmektedir. A sınıfı araçlarda başarı ile uygulanmaktadır. Yöntemin seri üretimde diğer segment araçlar içinde uygulanabilmesi için Ar-Ge yatırımları önemli derecede artmıştır. Önümüzdeki yıllarda yeni nesil araçların gövde ve diğer parçalarının üretiminde RTM yönteminin önemli bir yer alması beklenmektedir.

Anahtar Kelimeler: RTM, Otomotiv endüstrisi, Kompozit, Karbon lifi, CO₂ salınımı, Elektrikli araçlar

Resin Transfer Molding in the Automotive Industry: Recent Developments and Succeeded Applications

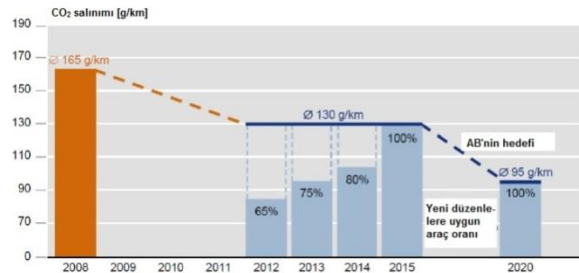
Abstract

The use of carbon fiber reinforced composite materials in the automotive sector is increasing as global automotive manufacturers focus on manufacturing lightweight vehicles, reducing energy efficiency and CO₂ emissions. The automotive industry is working on the development of new electric and lightweight vehicles. RTM method is being studied to mass production of structural parts of these tools. The research has focused on the problem of long operation steps and time and the automation of the process. In this study, the use of RTM method in the automotive sector and its future location are examined. It is applied successfully in A Class Cars. R&D investments have increased significantly, in order to be able to apply the method in mass production. It is expected that the RTM method will take an important place in the production of the body and other parts of the new generation vehicles in the coming years.

Keywords: RTM, Automotive Industry, Composite, Carbon fiber, CO₂ emission, Electric vehicles

1. Giriş

Küresel ısınma ve hava kirliliği son yıllarda oldukça üzerinde durulan konular olmuştur. İklim değişikliklerinin en büyük nedeninin artan karbondioksit (CO₂), salınımı olduğu vurgulanmaktadır. CO₂ salınımının önemli bir kısmı ulaşım araçları tarafından gerçekleştirilmektedir. Alman Federal Çevre Bakanlığı, Almanya'da atmosfere salınan CO₂ gazının %20'sinin ulaşım araçlarından kaynaklandığını bildirmiştir [1]. Bu kapsamda özellikle Avrupa Birliği (AB) ülkeleri çeşitli politikalar geliştirmişler ve Şekil 1'de verildiği gibi 2050 yılına kadar CO₂ salınımını %80 oranında düşürmeyi hedeflemişlerdir [2]. Hedeflere ulaşamaması durumunda da ilgili otomotiv üreticisine yüklü cezalar öngörülmüştür.



Şekil 1. AB'nin hedeflediği g/km emisyon değerleri [3]

Bu mevzuatın esasını, ağır araç üreten üreticilerin daha hafif araç imalatçılarına göre emisyonlarda daha fazla azaltmayı amaçlayan "limit değer eğrisi" oluşturmaktadır [4].

$$E_{CO_2} = 130 + 0,457(M-1289) \quad (1)$$

Denklem 1'e göre, 2012 yılı itibarıyla 1289 kg kütle (M) içeren yeni bir arabanın CO₂ salınımı (Eco2) 130 g/km'den fazla olmamalıdır. 2020 yılında hedeflenen 95 g/km salınım değerlerine ulaşmak için araçların 2012 yılına göre %26 daha hafif olmaları gerekecektir [5].



Şekil 2. Hafif yapıların, enerji ihtiyacının giderilmesi çalışmalarındaki yeri [6]

Ulaşım taşıtları hafifletilebilirse, yakıt verimliliği önemli ölçüde artırılabilir ve CO₂ salınımı azaltılarak çevresel etkiler daha da azaltılabilir. Otomotiv ağırlıklarının 100 kg azalması, 100 km'de 0,35 litre yakıt ve 8,4 g/km CO₂ salınım tasarrufu sağlar; bu da büyük bir çevresel ve ekonomik kazançtır [7].

Araçların hafifletilmesine yönelik yapılan çalışmalar, yapı optimizasyonu ile ağırlığın %7 azaltılabildiğini daha fazla tasarruf için gövdede yüksek mukavemetli çelik uygulanabileceğini

göstermektedir [8]. Tüm gövdede alüminyum kullanılması halinde de %30-50 oranında ağırlık tasarrufu gerçekleştirilebilir. Sadece elyaf takviyeli kompozit (ETK) kullanılması durumunda ağırlık tasarrufu %50'nin üstüne çıkabilecektir [9].

Şekil 2'de verildiği gibi hedeflenen değerlere ulaşmak için bir yandan hafif malzemeler kullanılırken diğer yandan geleneksel araçların yakıt verimliliği daha da geliştirilmektedir. Düşük CO2 salınımı talep eden mevzuatların yanı sıra, petrolün sınırlı bir kaynak olduğu düşüncesinden hareketle, küresel otomobil üreticileri gelecekte taşımacılık endüstrisinin ihtiyaçlarını karşılamak için elektrikli araç ve hibrid elektrikli araç konseptleri de geliştirmektedir. Elektrikli araç, 19. yüzyıldan beri icat edilmiş fakat aracın kısa mesafeli seyahat kapasitesi nedeniyle uygulaması sınırlı kalmıştır [4,10]. Dolayısıyla, elektrikli araçlarda uzun sürüş mesafesi sağlamak için, belirli kapasiteye sahip pil modülü ve otomotiv parçalarının üretiminde hafif malzeme konseptlerinin uygulanması son derece önemlidir [4]. Bu nedenle mekanik dayanım ve sertlik beklentilerinden ödün vermeden ağırlık tasarrufu ve enerji verimliliğini mümkün kılacak malzemelerin geliştirilmesi çalışmaları hız kazanmıştır [11].

ETK malzemeler yüksek dayanım ve ağırlık tasarrufu gibi avantajlarının yanında maliyetlerin yüksek olması ve imalat sürelerinin nispeten uzun olması gibi dezavantajlara da sahiptir. Bu nedenle ETK yapılar özel üretim araçlarda rahatlıkla kullanılabilmesine rağmen uzun işlem süreleri nedeniyle yüksek hacimli seri üretimde ortaya çıkan sorunlar aşılımaya çalışılmaktadır. Bu çalışma kapsamında özellikle yeni nesil elektrikli ve sürücüsüz araçların geliştirilmesi çalışmalarının yoğun olarak devam ettiği otomotiv endüstrisi için önemi günden güne artan ve yüksek hacimli büyük veya küçük boyutlu malzemelerin imalat uygulamaları için verimli bir işlem olan Reçine Transfer Kalıplama (RTM-Resin Transfer Molding) yönteminin geliştirilme çalışmaları incelenmiştir.

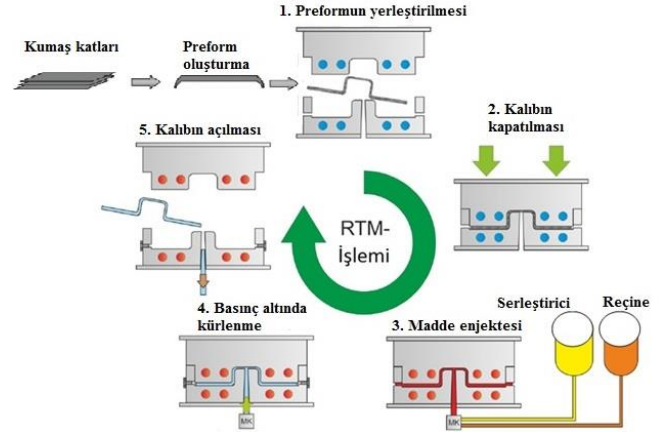
2. Reçine Transfer ile Kalıplama (RTM) Yöntemi

1980'lerin ortalarından itibaren kompozit üretim yöntemi olarak kabul edilen RTM yüksek elyaf oranı elde edilebilen, sürekli (sonsuz) elyaf takviyeli kompozit üretim yöntemidir. Düşük veya yüksek hacimli büyük veya küçük boyutlu malzemelerin imalat uygulamaları için kullanılan verimli bir işlemdir. İşlemin sonucunda karmaşık yapı bitmiş parçaların üretilebilir olması otomotiv ve havacılık, spor malzemeleri, denizcilik uygulamalarında kullanımını arttırmıştır. Hazır kalıplama (SMC, BMC) uygulamalarında da benzer geometride parçalar üretilebilmesine rağmen bu işlemlerde kısa elyaf kullanılması istenen dayanıma ulaşılmasını engellemektedir [12].

RTM işleminde cam, karbon ve aramid elyaflarından üretilmiş dokuma, örme veya bağlama yöntemiyle bir araya getirilmiş tekstil yüzeyleri veya keçe şeklinde elyaf yığını da kullanılabilir. Burada önemli olan reçinenin nüfuz etmesi için tekstil yarı mamulünün (preform) gözenekli yapı da olması ve mümkün olan en fazla elyaf oranını içermesidir. Özel bir makine ve donanımlarla emdirilen reçinenin mikron düzeydeki lif boşluklarının arasına nüfuz edebilmesi gerektiğinden RTM yönteminde genellikle düşük viskoziteli (0.1-0.5 Pa.s) termoset reçineler tercih edilmektedir. Son zamanlarda bir takım uygulamalar olsa da yüksek viskoziteli (102-106 Pa.s) nedeniyle makine aksamlarında sorunlar yaratabileceğinden veya elyafların tam anlamıyla reçine tarafından ısıtılmasını zorlaştıracağından RTM yönteminde termoplastik reçineler uygulama alanı bulamamıştır [12]. Reçine ile beraber verilen malzemeler reçine, sertleştirici, hızlandırıcı, inhibitör ve dolgu kimyasallarını içerir. Reçine olarak genellikle doymamış Polyester, Vinylester, Epoksi, Acrylat veya Phenol gibi reçineler kullanılır.

Şekil 3'de standart RTM sürecinin çeşitli aşamalarının şematik görünümü verilmiştir. Kalıp, imal edilecek parçanın şeklindeki bir boşluğa sahiptir. Genellikle kumaş katlarının üst üste serilmesiyle oluşturulan elyaf preform kalıba yerleştirilir. Karmaşık kalıp geometrilerinin üretiminde enjeksiyon işlemi sırasında hareketi önlemek için kumaş katları fırça veya püskürtürerek kısmen yapışkanla ıslanabilir ve/veya katlar birlikte dikilebilir. Kumaş katları kalıba konduktan ve kenarları kesildikten sonra, kalıp

kapatılır ve sıkıştırılır. Reçine daha sonra pozitif basınç altındaki bir veya daha fazla tanktan kalıp boşluğuna enjekte edilir. Reçine, havalandırma ağızlarından çıkana kadar enjeksiyon devam eder. Bu noktada, reçine enjeksiyonu durdurulur, havalandırma ağızları kapanır ve reçinenin sertleşmesine izin verilir. Kürleme denen bu aşama, kalıbın ısıtılması ve/veya başlangıçta reçine sistemine inhibitörlerin eklenmesiyle başlatılabilir. Parça yeterince sertleştirildikten sonra kalıp açılır ve parça kalıptan çıkarılır.



Şekil 3. RTM yönteminin şematik gösterimi [13]

3. RTM Yönteminin Gelişimi ve Türevleri

RTM yönteminin gelişimi karşılaşılan zorluklar nedeniyle yavaş olmuştur. Pazar şartlarını karşılamak üzere yöntemin geliştirilmesi çalışmaları, yöntemin birçok türevi geliştirilmesi ile sonuçlanmıştır. İşlem süresini azaltmak ve malzeme kalitesini arttırmak için ortaya çıkarılan bu işlem ailesi sıvı kompozit kalıplama (LCM) olarak adlandırılmaktadır [12]. İsimleri farklı olsa da tüm bu işlemlerin esasları statik kalıp boşluğunda bulunan kuru preformun basınç altında reçine emdirilmesidir [4]. Bu süreçte en sık kullanılan yöntemler Şekil 4'te karşılaştırmalı olarak verilmiştir.

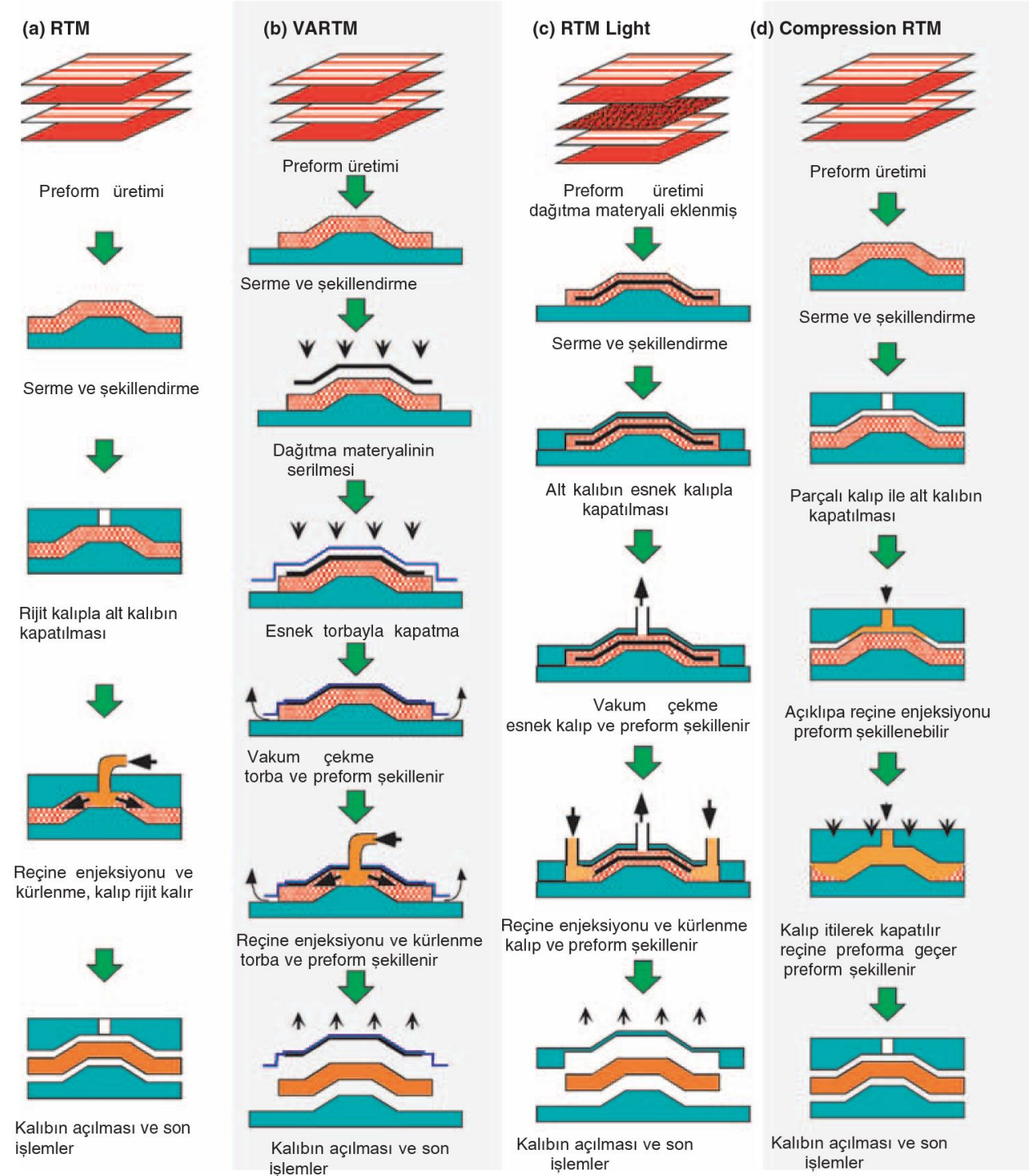
Şekil 4 (b) 'de gösterildiği gibi vakum yardımı ile reçine transfer kalıplama (VARTM) işleminde, kalıbın bir tarafı serttir ve kalıbın ikinci tarafı ise genellikle bir vakum torbasıdır. VARTM işlemi sırasında, preformu sıkıştırılan vakum çekilir. Bu da reçinenin preform içinden akmasına neden olur. VARTM için takım maliyetleri genel olarak düşüktür ve büyük bileşenler üretilebilir. Enjeksiyon atmosferik basınç tarafından yönlendirildiğinden, reçineyi preform yüzeyi üzerine dağıtan oldukça geçiren bir tabaka olan dağıtma materyalinin kullanılması gereklidir. Bu yardımcı bile, büyük yapıların reçine ile doldurulması birkaç saat sürebilir. Kürleme işleminden sonra vakum torbası, dağıtma materyali, borular vb. yardımcı elemanların kompozitten ayrılması ve atılması gerekmektedir. Bu da ilave zaman, emek ve daha fazla atık anlamına gelmektedir [15,16]. Basıncın ve vakumun bir arada kullanılmasıyla işlem süresinin kısaltılması hedeflenmektedir. Ayrıca elyafa reçine emdirilmesi sırasında hava boşluklarının oluşması da vakum çekimi nedeniyle azaltılmaktadır [17]. Basıncın ve vakumun dengeli olmaması durumunda da lif oranı dağılımında düzensizlikler görülebilmektedir [12].

Light RTM (LRTM) yöntemi Standart RTM yönteminin kalıp süresini düşürmek ve VARTM yönteminin işlem süresini azaltmak amacıyla geliştirilmiştir. Bu yöntemde üst kalıp olarak çelik çerçeve ile güçlendirilmiş yarı saydam kompozit kabuk kullanılır. Alt (dişi) kalıp rijittir (Şekil 4 (c)). Kalıp kapanması basit sıkıştırma mekanizması kullanılarak gerçekleşir. Kalıp kapatılmasından sonra kalıp boşaltılır ve reçine kalıp boşluğunda atmosfer basıncı altında enjekte edilir [18].

Enjeksiyon basıncını ve işlem süresini azaltmak için Compression RTM (CRTM) yöntemi standart RTM yöntemine alternatif olarak geliştirilmiştir. Şekil 4 (d)'de görüldüğü gibi üst kalıp yüzeyi ile preform arasında bir boşluk bulunmaktadır. Kapalı kalıbı doldurmak için gerekli reçine miktarı dikkatlice hesaplanır ve

preformun üstündeki bu boş alana enjekte edilir. Ardından, kalıp sıkıştırma kalıplama işleminde olduğu gibi, reçinenin yeniden dağıtılmasına ve kalınlık yönünde akmasına neden olan nihai boyutlara kadar kademeli olarak kapatılır [12]. Kalıp ile preform arasındaki boşluk yüksek geçirgenliğe sahiptir ve reçineyi bileşenin yüzeyinin önemli bir bölümüne çok hızlı bir şekilde dağıtır. Bu

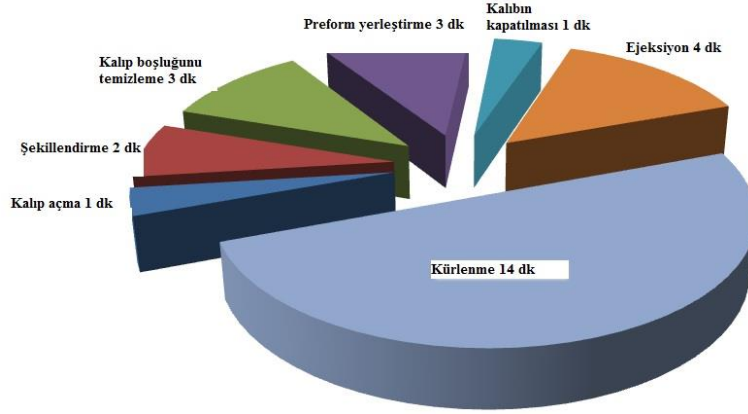
işlemden preform sıkıştırılmadığından preformun geçirgenliği düşürülmez, böylece hızlı reçine enjeksiyonu sağlanır. Tabii ki, CRTM süreci için takımlama gereksinimleri diğer LCM proseslerinden daha yüksektir, ancak CRTM prosesi daha hızlı bir işleme döngüsünden dolayı daha yüksek üretim oranları elde etmek için kullanılabilir [14].



Şekil 4. LCM yönteminin en sık kullanılan uygulamaları [13]

Standart RTM yönteminde işlem süresini kısaltmak ve yöntemi yüksek hacimli üretimde kullanılabilir hale getirmek için otomotiv firmaları, karbon lifi üreticileri ve kompozit üreticileri ile işbirlikleri

oluşturmaktadır. Bu sıkıntıları aşmak adına yöntemde en fazla zaman alan (Şekil 5) enjeksiyon ve kürlenme işlemlerini daha hızlı gerçekleştirmek için araştırmalar gerçekleştirilmektedir.



Şekil 5. RTM yöntemi işlem döngüsü [19]

Özellikle otomotiv sektöründe uzun kürlenme süresi sorunu için termoplastik RTM (T-RTM veya TP-RTM) yöntemi, uzun enjeksiyon süresi için de yüksek basınçlı RTM (HP-RTM-High Pressure RTM) yöntemi geliştirilmiştir.

Termoplastik reçineler, yüksek erime viskozitesi nedeniyle makine aksamlarında sorunlar yaratabileceğinden veya elyafların tam anlamıyla reçine tarafından ıslatılmasını zorlaştıracağından RTM yönteminde uygulama alanı bulamamıştır. Bu endişeleri gidermek ve kürlenme süresi sorunu çözmek için geliştirilen yöntemlerden biri termoplastik RTM (TP-RTM veya T-RTM) ya da situ polimerizasyon olarak adlandırılan yöntemdir [20].

T-RTM yönteminde preform kalıp kalıba konur, kalıp kapanır ve bir kaprolaktam monomerine bir katalizör ve aktive ediciler enjekte edilir. Daha sonra 3-5 cps'lik sulu viskozite ile yaklaşık 30 saniyede preforma nüfuz eder ve kalıp boşluğunda 150 °C'de polimerize olur ve 2-5 dakika içinde sağlam bir poliamid 6 (PA6) kompoziti haline gelir. Yöntem son derece düşük viskozite, mükemmel reçine-elyaf dağılımı ve hacim olarak % 65'e kadar elyaf oranı sağlamaktadır [21].

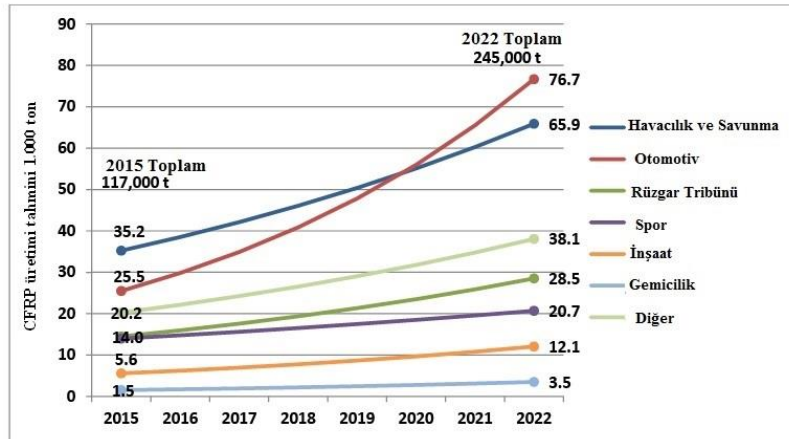
Düşük viskoziteli bu reçine kalıp sızıtmasına neden olabileceğinden kalıp tasarımı sırasında daha fazla dikkat gerektirmektedir. Ayrıca reaksiyonun herhangi bir yan ürün oluşmadan ilerlemesi ve kalınlık farklarına yol açabilecek sıcak noktalar oluşturabilen geniş ekzotermelerden kaçınılmalıdır [20]. T-RTM farklı olarak daha yüksek işlem sıcaklığı (prepolimerin erime noktasının üstünde) ve polimer sistemlerinin daha yüksek reaktivitesi söz konusudur. T-RTM ile ilgili çoğu araştırma, güçlendirilmemiş polimer sistemlerin karakterize edilmesine, üretilen kompozitlerin mekanik özelliklerine ve proses şartlarına odaklanmıştır [21].

Son yıllarda geliştirilen termoset matris esaslı HP-RTM yönteminin gelecek dönemin yüksek hacimli kompozit imalat yöntemi olması beklenmektedir. Esasında bu yöntem standart RTM ile CRTM yöntemlerinin kombinasyonudur [22]. HP-RTM yöntemi T-RTM ile de birleştirmek için çalışmalar yürütülmektedir [23]. HP-RTM otomotiv endüstrisinin, döngü süresi ≤ 5 dakika olan yapısal otomotiv bileşenleri üretiminde çok dikkat çekmektedir [24].

Bu işlemden, preform kalıp boşluğuna yerleştirilir ve kalıp ile yüzey arasında küçük bir boşluk bırakılır. Reçine, bırakılan boşluğa uygun bir enjeksiyon noktasından aktarılır ve preforma kısmen emdirilir. Bundan sonra reçinenin preform içerisinde hızlı ve homojen bir şekilde dağılabilmesi için yüksek basınç uygulanır [22]. Üretilen parçanın büyüklüğüne ve geometrisine bağlı olarak 5-10 dk işlem süresi ve karıştırma başlığında 150 bar, kalıpta (parçanın büyüklüğüne ve geometrisine bağlı olarak) 30-120 bar basınçla üretim gerçekleştirilir. [21]. İşlem sonucunda %75'e kadar yüksek elyaf oranı elde edilebilmektedir. Chaudhari çalışmasında [4] otomotiv sektörü için kaliteli karbon elyaf takviyeli plastik (CFRP- Carbon Fiber Reinforced Plastic) malzemelerin üretilebilmesi için preform ve kalıp yüzeyi arasında uygun boşluğun (≤ 3 mm) ve düşük reçine viskozitesinin (≤ 20 Pa.s) uygulanması gerektiğini belirtmiştir.

4. RTM Yönteminin Otomotiv Sektöründe Kullanımı ve Güncel Gelişmeler

Küresel otomotiv üreticilerinin, taşıtların hafifletilmesi, enerji verimliliği ve CO2 salınımının azaltılması konularına odaklanmaları ile birlikte otomotiv sektöründe CFRP malzeme kullanımı artmaktadır (Şekil 6). Otomotiv sektöründe kullanılan CFRP malzeme miktarı 2015 yılında 25,5 bin ton olarak belirlenmiştir. 2022 yılında bu sektörün 76,7 bin ton rakamına ulaşması ve diğer sektörlerle önemli derecede fark atması beklenmektedir [25].



Şekil 6. Uygulama alanlarına göre 2022 yılına kadar CFRP üretimi tahminleri [25]

Otomotiv sektöründe istenen malzeme dayanımı için takviye bileşeni olarak kesiksiz liflerden elde edilen preformların kullanılması gerekmektedir. RTM yöntemi bunu sağlayan tek infüzyon yöntemi olarak son yıllarda otomotiv firmalarının en çok yatırım yaptığı alanlardan olmuştur [4]. 2015 yılında RTM yöntemiyle üretilen CFRP miktarı %3 oranında artarak 141 bin tona yükselmiştir [25]. Otomotiv sektöründe pres ve enjeksiyon uygulamaları özellikle BMW'nin i3 ve i8 üretiminde RTM yöntemini kullanmasıyla %10 artmıştır [26].

RTM işlemi temelde karmaşık yapıları otomotiv parçalarının üretimi için geliştirilmiştir. Klasik RTM işlemi 10-20 bar enjekte basıncı altında, az sayıda parçanın üretimi için kullanılması uygun olan bir yöntemdir. Parça boyutuna ve kullanılan cam elyafına bağlı olarak, 1,5 mm-20 mm arasında cidar kalınlığı ve % 23-68 arasında takviye sağlanabilmektedir [27]. Kapalı kalıplama dolayısıyla diğer yöntemlere göre daha özgür tasarımları mümkün kılmakta ve yüksek yüzey kalitesi sağlamaktadır. Ayrıca kapalı kalıplama özelliği nedeniyle zehirli gazlara daha az maruz kalmaktadır.

Klasik RTM prosesi preform prosesinin düşük hacim kapasitesi, uzun emilim süresi ve enjeksiyon ekipmanı sıkıntıları ile sınırlanmaktadır. Bu sıkıntıları aşmak adına prosesi kısıtlayan parametrelerin kontrolüne yönelik araştırmalar gerçekleştirilmektedir. Esasında RTM yöntemi uzun yıllardan beri otomotiv sektöründe özellikle A sınıfı (lüks) otomobillerde kullanılmaya başlanmıştır. Yüksek üretim hacimli ekonomik araçlarda kullanılması için büyük otomotiv üreticileri yoğun araştırmalar yürütmektedir. Bunun gerçekleştirilebilmesi için işlem süresini kısaltmak, otomasyon ve entegre üretim sağlamak ve bunları karbon lif takviyeli kompozitlere uyarlanması gerekmektedir [28].

Son 20 yıldan bu yana otomotiv firmaları küçük seri halinde üretilen araçlarında RTM yöntemi kullanılmıştır. Diğer yandan işlem süresini kısaltmak ve yöntemi daha ekonomik hale getirmek için karbon üreticileri ve kompozit firmaları işbirliğine gitmişlerdir. CEJ 2007 fuarında Roc TOOL firması ilk defa yüksek hızlı (high speed) RTM yöntemini geliştirdiğini ve işlem süresini %50 kısalttığını bildirmiştir [21]. 2008 yılında TORAY daha hızlı RTM ile ilgili çalışmalar yaptığını ve işlem süresini 80 dakikadan 10 dakikaya düşürdüğünü duyurmuştur [29]. Aynı zamanda TORAY firması Mercedes-Benz ile birlikte yaptığı çalışmalarda yılda 20.000-40.000 parça üretim serisi rakamlarını hedefledikleri açıklanmıştır [30].



Şekil 7. Mubeo CarboTech'in Porsche 918 Spyder için geliştirdiği hafif araç gövdesi [31]

Otomotiv üreticileri için kompozit yapıları üreten Mubea Carbo Tech (Salzburg, Avusturya) firması yaklaşık 4 saatlik kalıplama döngüsü süresine sahip patentli bir RTM yöntemi kullanarak karbon esaslı içi boş monokok yapıları geliştirmiştir [31]. 12K karbon elyafından elde edilmiş kıvrımsız (noncrimp) preforma ve epoksi reçine emdirilmesi ile üretilen bu CFRP yapıların çok yüksek elyaf oranına sahip olduğu belirtilmektedir. Carbotech ve McLaren ortaklığında geliştirilen bu tekniğin işlem süresinin azaltılması ve malzeme kalitesinin artırılması için çalışmalar yürütülmektedir. Carbotech firması aynı zamanda Porsche 918 Spyder için karbon

elyaf esaslı entegre yapıları üretmektedir (Şekil). Ayrıca Volkswagen işbirliğinde XL1 dizel hibrid araçlar için geliştirilmiş RTM yöntemini kullanarak tek parça/monokok araç gövdesi (Şekil 9) üretmektedir [31].



Şekil 8. Mubeo CarboTech ve Volkswagen ortaklığında geliştirilen XL1 dizel hibrid araç gövdesi [31]

BMW uzun yıllardır M3 ve M6 modellerinde, şimdi de 17 farklı kompozit parçanın kullanıldığı yeni BMW 7 serisinde de RTM yöntemini kullanarak karbon/epoksi malzemeden çatı üretmektedir [21,32]. BMW'nin SGL Carbon firması ortaklığında yaptığı yatırımlarla ürettiği elektrikli yeni nesil i3 ve i8 modellerinde araç gövdesini karbon esaslı RTM kullanılmıştır (Şekil10). BMW bu modellerin üretiminde RTM işlem süresini kısaltması ve yıllık 10.000'nin üstünde üretim hacmine ulaşması sektörde heyecan yaratmıştır. Yatırımların artırılmasına ve hızlandırılmasına sebep olmuştur [25].



Şekil 9. BMW i3 için geliştirilmiş hafif araç gövdesi [33]

5. Sonuç ve Değerlendirme

Mevzuata ve trendlere uymak zorunda olan otomotiv üreticilerinin, CO₂ salınımını azaltabilmeleri için araçların ağırlıklarının azaltılması büyük önem arz etmektedir. Bu nedenle mekanik dayanım ve sertlik beklentilerinden ödün vermeden ağırlık tasarrufu ve enerji verimliliğini mümkün kılacak malzemelerin geliştirilmesi çalışmaları hız kazanmıştır. Yüksek elyaf oranı elde edilebilen, kesiksiz elyaf takviyeli kompozit üretim yöntemi olan RTM yöntemi otomotiv üreticileri ve araştırma kurumlarının ilgisini çekmiştir. RTM Düşük veya yüksek hacimli büyük veya küçük boyutlu malzemelerin imalat uygulamaları için kullanılan verimli bir işlemdir.

Düşük üretim hacmine sahip A sınıfı (lüks) araçların üretilmesinde RTM yöntemi uzun yıllardır kullanılmaktadır. Sektör oyuncuları ekonomik modellerde de RTM yöntemini kullanarak yüksek üretim hacmine ulaşmaya çalışmaktadırlar. Bunun gerçekleştirilebilmesi üç ana hedefin gerçekleştirilmesi gerekmektedir:

- 1- İşlem süresini kısaltmak,
- 2- Otomasyon ve entegre üretim
- 3- Üretim işlemin karbon elyafına uyarlanması [21].

Bunları gerçekleştirirken fiyat, kompozit yapı içerisindeki güçlendirici (karbon) elyafın oranının artırılması ve yöntemin en

basitten en karmaşık geometri parçaların üretimine imkan vermesi beklenmektedir. BMW i3 ve i8 model elektrikli araçlarında bunu hedeflemiştir. İşlemlerin yüksek kaliteli ve yüksek işlem stabilitesine sahip olması gerekmektedir.

RTM işlemi, preform oluşturmak üzere önceden hazırlanan tekstil yüzeylerinin bir araya getirilmesi, kesilmesi ve düzeltilmesi işlemleriyle başlamaktadır. Kumaş katlarının oluşturulması, yerleştirilmesi ve şekillendirilmesi kalıplama işleminden daha uzun sürmektedir. Üretim hacminin yıllık 10.000 adet civarında olması durumunda çok sorun olarak görülmesi de yıllık 100.000 adet üzeri üretim hacmine çıktığında preform oluşturma işlemi ciddi bir dar boğazı oluşturabilecektir.

Preformların geçirgenliği RTM yönteminde önemli bir parametredir. Preformun düşük emdirme süresi ve püskürtme basıncına ihtiyaç duyması beklenmektedir. Uzmanlar 50-200 cps arası bir reçine viskozitesini hızlı bir enjeksiyon ve emdirme için yeterli bulmaktadırlar. Eğer enjeksiyon basıncı çok yüksek olursa preform hareket edebilir ve elyaf yer değiştirebilir. Esasında reçine viskozitesi yüksek ise preform geçirgenliği yüksek olmalıdır. Bu ikisi de enjeksiyon ve kalıplama basınçları ile uyumlu olmalıdır. Böylece kompozit parça başarıyla üretilebilir [21].

Preform üretiminde takviye lifi olarak karbon lifi kullanılması preform oluşturulmasında dikkatli davranılmasına neden olmaktadır. Bilindiği gibi karbon lifi son derece kırılğan bir malzemedir. Bu da karbon esash preformların dokuma ve örme gibi klasik tekstil kumaş oluşturma teknikleri ile üretilmesini zorlaştırmaktadır. Üretim tekniği olarak genelde karbon filamentlerin dikeyde en az hareket etmeleri gereken yöntemler kullanılmaktadır. Karbon lifinin iletkenliği de bu lifle çalışmasını zorlaştıran diğer bir etkidir. Yüksek hacimli karbon esash preform üretiminin söz konusu olması durumunda lif özelliklerinin dikkate alınması gerekecektir.

RTM yönteminde işlem süresini kısaltmanın en önemli unsurları enjeksiyon ve kürlenme sürelerini kısaltmaktır. Enjeksiyon işlemini kısaltmak için düşük viskoziteli reçineler geliştirilmiştir. Fakat bunlar da kalıptan sızma gibi sorunlara yol açabilmektedir [20]. Enjeksiyon süresini azaltmak için geliştirilmekte olan en önemli konu da HP-RTM yöntemidir [4].

RTM işleminde işlem süresini kısaltılmasında diğer önemli unsur da reçinenin kürlenme süresini kısaltmaktır. Bunun için de uzun yıllardır çalışmalar sürmektedir. Bunun için geliştirilen T-RTM yöntemi işlem süresini önemli derecede azaltmıştır. Bu yöntemin diğer yöntemlere birlikte (özellikle de HP-RTM) birleştirilmesi çalışmaları sürmektedir. Otomotiv sektörü için genelde gerekli olan karmaşık geometri (BMW i3 modelin gövdesi gibi) parçaların kürlenme süresinin parçanın büyüklüğüne ve karmaşık geometri olmasına 3-7 dakika aralığına düşürülmesi hedeflenmektedir.

HP-RTM yönteminde proses kontrolü sağlanabilmesi durumunda gelecek yıllarda otomotiv sektöründe bu teknoloji yoğun bir şekilde kullanılabilir. Bunun için enjeksiyon, karıştırma, pres ve sensör gibi sistemler arasında senkronizasyon sağlanması gerekmektedir. Özellikle de kullanılan yüksek basınç altında (100-120 bar) preform içerisinde bulunan liflerin zarar görmemesine dikkat edilmelidir. Kalıp boşluğunun mm boyutunda olması ve yüksek basınçta çalışması proses şartlarının kontrolünü zorlaştırabilecektir.

Otomotiv sektöründe yürütülen Ar-Ge çalışmalarının seri üretime tam olarak aktarılabilmesi yıllar alsa da 2020 yılından sonra hafif ve alternatif enerji sistemleri ile çalışacak olan araçların gövde ve diğer parçalarının üretiminde RTM yöntemi önemli bir yer alacaktır. CFRP malzeme üretim yöntemlerinin araçlarda metal işleme yöntemlerinin yerini tam olarak alabilmesi için alınması gereken çok yol olsa da gelecekte kullanımları artmaya devam edecektir.

Kaynaklar

1. Alman Federal Çevre Bakanlığı, <http://www.bmub.bund.de/themen/klima-energie/>, Son erişim tarihi:16.02.2017
2. Avrupa Komisyonu Klima Eylemi http://ec.europa.eu/clima/policies/roadmap/index_en.htm Son erişim tarihi:16.02.2017.
3. Henningsen M.,Desbois, P., Neuhaus B. Innovative Matrix systeme für schnelle RTM-Prozesse Ingolstadt, 2011.
4. Chaudhari, C. Characterization of high-pressure resin transfer molding process variants for manufacturing high-performance composites, Fraunhofer-Institut für Chemische Technologie ICT, Doktora tezi, 2013
5. Frondel, M.,Schmidt, C., Vance, C. A regression on climatepolicy: The European Commission's legislation to reduce CO2 emissions from automobiles, Transportation Research Part A, 45, pages 1043-1051, 2011
6. Kaplan, M. Termoplastik Kompozitler için Hibrit İplik Üretimi, Tekstil ve Mühendis, 23: 101, 61-79, 2016
7. Goede, M.,Stehlin, M., Rafflenbeul, L., Kopp, G., Beeh, E.: Super Light Car – lightweight construction thanks to a multi-material design and function integration, Eur. Transp. Res. Rev. 2009
8. Plotkin S. European and Japanese fuel economy initiatives: what they are their prospects for success, their usefulness as a guide for US action. Energy Policy, 29:1073-84. 2001
9. Yuxuan L. Use of high strength steel sheet for lightweight and crash worthy car body. Mater Design, 24(3):177-82. 2003
10. Chan, C.:TheState of the Art of Electric, HybridandFuel Cell Vehicles, Proceedings of the IEEE, vol. 95, No. 4, pages 704-718, 2007
11. R&G Faserverbundwerkstoffe GmbH, Handbuch Faserverbundwerkstoffe, 2009
12. Sozer, E., P. Simacek, and S. Advani. "Resin transfer molding (RTM) in polymer matrix composites. " Manufacturing Techniques for Polymer Matrix Composites, 245-309, 2012
13. Hatz, F. Charakterisierung des "High Pressure - Compression RTM" Prozesses zur Herstellung von endlofsfaserverstärktenVerbundwerkstoffen, Master Thesis, Fraunhofer ICT, 2011
14. Simacek, P.,Advani, S. G., Jobst, S. A. Modeling Flow in Compression Resin Transfer Molding for Manufacturing of Complex Lightweight High-Performance Automotive Parts, Journal of Composite Materials, Vol. 42, No. 23, 2008
15. Bender, D.,Schuste, J., Heider, Dirk.: Flow rate control during vacuum-assisted resin transfer molding (VARTM) processing, Composites Science and Technology, 66, pages 2265-2271, 2006
16. Seemann, W. H.: Unitary vacuum bag for forming fiber reinforced composite articles and process for making same, United States patent, US 5601852, February 1997
17. Mitschang P.,Manfred Neitzel M., Handbuch Verbundwerkstoffe - Werkstoffe, Verarbeitung, Anwendung, Kaiserslauter, 2004
18. Hutchinson, J. R.,Schubel, P. J., Warrior, N. A.: A costand performance comparison of LRTM and VI for the manufacture of large scale windturbine blades, Renewable Energy, 36, pages 866-871, 2011
19. AVK, Industrievereinigung Verstärkte Kunststoffe. V.,Handbuch Faserverbundkunststoffe, 2010
20. Parton, H. (2006) Characterisation Of The In-Situ Polymerization Production Process For Continuous Fibre Reinforced Thermoplastics, PhD Thesis, Katholieke UniversiteitLeuven – Faculteit Ingenieurswetenschappen Arenbergkasteel, Heverlee, Belçika
21. Gardiner, G. HP-RTM on the rise, Composite World, 2015 <http://www.compositesworld.com/articles/hp-rtm-on-the-rise>, Son erişim tarihi 01.03.2017
22. Chaudhari, R.,Schmidt, D., Elsner, P., &Henning, F. High Pressure Compression RTM-A New Process For Manufacturing High Volume Continuous Fiber Reinforced Composites. 11th-Annual Automotive Composites Conference and Exhibition: Driving Design, ACCE 2011

23. Fraunhofer ICT, <https://www.ict.fraunhofer.de/en/comp/pe/hfv.html>, Son erişim tarihi:01.03.2017
24. Osborne, G. Automotive composites – in touch with lighter and more flexible solutions, Reinforced Plastics, vol. 57 (2), pages 20-24, March-April 2013
25. Kraus, T., Kühnel, M., Witten, E. Composites Market Report 2016, AVK&CCeV http://www.eucia.eu/userfiles/files/20161128_market_report_2016_english.pdf, Son erişim tarihi:01.03.2017
26. Kraus, T., Kühnel, M., Witten, E. Composites Market Report 2015, AVK&CCeV http://www.eucia.eu/userfiles/files/Composites_Market%20Report_2015.pdf, Son erişim tarihi:01.03.2017
27. Harper, C. A. Modern Plastics Handbook: handbook, Maryland: McGraw-Hill Professional, 2000.
28. Gardiner, G., More from JEC: High-Quality Carbon Fiber Monocoques in Two Hours 2014 <http://www.compositesworld.com/blog/post/more-from-jec-highquality> Son erişim tarihi:01.03.2017
29. Stewart, R. Rebounding automotive industry welcomes news for FRP. Reinforced Plastics 55, 38e44, 2011
30. Peters, F. Composites Europe highlights solutions for mass production of mass production ReinfPlast, Volume 55, Pages 45-46, 2011
31. Gardiner, G. More from JEC: High-Quality Carbon Fiber Monocoques in Two Hours, 2014, <http://www.compositesworld.com/blog/post/more-from-jec-highqualitycarbon-fiber-monocoques-in-two-hours>, Son erişim tarihi:02.03.2017
32. Gardiner, G. Is the BMW 7 Series the future of auto composites? Compositesworld, 2016, <http://www.compositesworld.com/articles/is%ADthe%ADBMW%AD7%ADseries%ADthe%ADfuture%ADof%ADauto%ADcomposites1/16> Son erişim tarihi:01.03.2017
33. http://www.sglgroup.com/cms/international/innovation/carbon-in-mobility/index.html?__locale=en, Son erişim tarihi:01.03.2017