

MÜHENDİS VE MAKİNA

ENGINEER AND MACHINERY

ISSN 1300-3402

AĞUSTOS/AUGUST 2016 SAYI/NUMBER : 679



tmmob makina mühendisleri odası aylık yayın organı

www.mmo.org.tr/muhendismakina

makale article

44

UÇAK MOTORU UYGULAMALARINDA ALTERNATİF ÇÖZÜMLER: MoSi₂ ESASLI MALZEMELERİN YAPISAL ELEMAN OLARAK KULLANIMI
ALTERNATIVE SOLUTIONS IN AIRCRAFT ENGINE APPLICATIONS: USAGE OF MoSi₂ BASED MATERIALS AS STRUCTURAL ELEMENTS
Yağız UZUNONAT

53

ÇİFT TERS SARKAÇ SİSTEMİNİN DENGE VE KONUM KONTROLÜ İÇİN ARI ALGORİTMASI İLE LQR KONTROLÇÜ PARAMETRELERİNİN TAYİNİ
DETERMINATION OF LQR CONTROLLER PARAMETERS FOR STABILIZATION AND POSITION CONTROL OF DOUBLE INVERTED PENDULUM
USING THE BEES ALGORITHM
Muhammed Arif ŞEN, Hasan Hüseyin BİLGİÇ, Mete KALYONCU

63

HİBRİT YAPIŞTIRMA-DÜZENİNİN BİNDİRME BAĞLANTI MUKAVEMETİNE ETKİLERİ
THE EFFECTS OF THE HYBRID ADHESIVE-ORDER ON STRENGTH OF THE ADHESIVELY-BONDED JOINT
Özkan ÖZ, Halil ÖZER

ÇİFT TERS SARKAÇ SİSTEMİNİN DENGE VE KONUM KONTROLÜ İÇİN ARI ALGORİTMASI İLE LQR KONTROLÇÜ PARAMETRELERİNİN TAYİNİ

Muhammed Arif Şen

Arş. Gör.,

Selçuk Üniversitesi,

Mühendislik Fakültesi,

Makina Mühendisliği Bölümü, Konya

marifsen@selcuk.edu.tr

Hasan Hüseyin Bilgiç*

Arş. Gör.,

İskenderun Teknik Üniversitesi,

Mühendislik ve Doğa Bilimleri Fakültesi,

Makina Mühendisliği Bölümü, Hatay

bilgichh@gmail.com

Mete Kalyoncu

Doç. Dr.,

Selçuk Üniversitesi,

Mühendislik Fakültesi,

Makina Mühendisliği Bölümü, Konya

mkalyoncu@selcuk.edu.tr

ÖZ

Ters sarkacın sisteminin dengelenmesine yönelik kontrol teorileri geliştirmek, bu alanda çalışan araştırmacılar arasında oldukça popüler bir konudur. Ters sarkaç sistemi, kararsız ve doğrusal olmayan yapısı sayesinde mevcut kontrolcülerin performansının belirlenmesinde ve yeni kontrolcülerin tasarımında sıklıkla kullanılan bir sistemdir. Bu çalışmada, üç serbestlik dereceli çift ters sarkaç sisteminin denge ve konum kontrolü için Arı Algoritması (AA) kullanılarak LQR kontrolcü tasarımı yapılmıştır. Ön tasarımı yapılan LQR kontrolçüye ait parametreler (Q ve R matrisleri) Arı Algoritması ile optimize edilerek LQR kontrolcü kazanç matrisi (K) elde edilmiştir. Sistemin modellenmesi, kontrol sisteminin tasarımı ve optimizasyon işlemleri MATLAB/Simulink programında gerçekleştirilmiştir. Çalışma kapsamında sunulan yöntemin etkinliğini araştırmak amacıyla, Arı Algoritması parametreleri farklı konfigürasyonlarda seçilerek üç ayrı optimizasyon işlemi gerçekleştirilmiştir. Elde edilen LQR kontrolcü kazanç matrislerinin sistem cevabı üzerindeki etkileri simüle edilmiş ve karşılaştırmalı sonuçlar grafiksel olarak sunulmuştur.

Anahtar Kelimeler: LQR kontrolcü, çift ters sarkaç, arı algoritması, optimizasyon

DETERMINATION OF LQR CONTROLLER PARAMETERS FOR STABILIZATION AND POSITION CONTROL OF DOUBLE INVERTED PENDULUM USING THE BEES ALGORITHM

ABSTRACT

Control theory for stabilization of the inverted pendulum is quite popular among researchers working in this field. The inverted pendulum with unstable and non-linear structure is system which commonly used for determining the performance of the current controller and designing new control theories. In this study, LQR controller has been designed with The Bees Algorithm (BA) for stabilization and position control of double inverted pendulum which is of three degrees of freedom. LQR controller parameters (Q and R) which are pre-designed, optimised with The Bees Algorithm and obtained LQR gain matrix. Modelling of system, controller design and optimisation process has been carried out with MATLAB and MATLAB/Simulink program. Three different configurations were made selecting different The Bees Algorithm parameters for examining the effectiveness of the presented method which is scope of this study. Effect of the system response of LQR gain matrices have been simulated and results are presented graphically.

Keywords: LQR controller, double inverted pendulum, the bees algorithm, optimisation

* İletişim Yazarı

Geliş tarihi : 04.05.2016

Kabul tarihi : 22.08.2016

Şen, M. A., Bilgiç, H. H., Kalyoncu, M. 2016. "Çift Ters Sarkaç Sisteminin Denge ve Konum Kontrolü için Arı Algoritması ile LQR Kontrolcü Parametrelerinin Tayini," Mühendis ve Makina, cilt 57, sayı 679, s. 53-62.

1. GİRİŞ

İnsan müdahalesini en aza indirmek amacıyla geliştirilen otomasyon ve robotik sistemlerin endüstriyel alanlardaki uygulamalarının yaygınlaşması, endüstriyel sistem tasarımı imalat teknolojilerinin yanı sıra, kontrol teorisi ve kontrolcü geliştirilmesini de zorunlu kılmaktadır. Özellikle zor ve karmaşık insansı hareketleri üretebilecek robotik uygulamalar; doğrusal olmayan, kararsız ve kontrole ihtiyaç duyan sistemlerden oluşmaktadır. Bu çalışmada incelenen, birçok endüstriyel sistemin kontrol çalışmalarında teorik altyapıyı oluşturan ters sarkaç sisteminin ve özellikle kontrolcü tasarımı için önerilen Arı Algoritması ile optimizasyon yönteminin, endüstriyel alanlardaki kararsız sistemler için kontrol teorilerinin geliştirilmesinde katkı sağlayacağı düşünülmektedir.

Kararsız ve doğrusal olmayan yapısı ile ters sarkaç sistemi kontrol alanında çalışan araştırmacılar arasında oldukça popülerdir. Gerek yeni tasarlanan kontrolcü performansının gözlemlenmesi, gerekse mevcut kontrolcü performanslarının iyileştirilmesine yönelik literatürde oldukça fazla çalışma bulunmaktadır [1-3]. Ayakta duran insanın modellenmesinde, insan kolunun modellenmesinde, itme kuvvetinin alttan uygulandığı roket, füze vb. sistemlerde ve benzer birçok sistemde ters sarkaç ve çift ters sarkaç modelinden faydalanılmaktadır [4-8]. Ayrıca, uçuş sistemlerinin kalkış ve iniş problemlerinin üstesinden gelinmesinde, gemilerdeki denge probleminin çözümünde, hava türbülansına giren uçakların dengede kalmasının sağlanmasında, çeşitli kuvvet ölçüm cihazlarında ve benzer daha birçok endüstriyel alanda çift sarkaç sistemi ve eş sarkaçlar kullanılmaktadır [9-12].

Singh ve Yadav, klasik doğrusal kontrolcü tasarım yöntemleri kullanarak çift ters sarkaç sistemi için PD ve LQR kontrolcü tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Her iki kontrolcünün de sistemin konum ve denge kontrolünde başarılı olduğunu; ancak PD kontrolcünün LQR kontrolcüye kıyasla daha iyi sonuç verdiğini vurgulamışlardır [13]. Bilgiç ve arkadaşları, doğrusal arabalı çift ters sarkaç sisteminin denge kontrolü için yapay sinir ağı tabanlı bulanık kontrolcü tasarımı gerçekleştirmişlerdir. Bulanık kontrolcü için gerekli eğitim verilerini LQR kontrolcünden elde etmişler ve veri setini MATLAB/Anfis editör aracılığı ile eğitmişlerdir. Sonuç olarak, sistemin denge kontrolü için hızlı etkin ve iyi bir performansa sahip Bulanık Mantık Kontrolcü elde ederek doğrusal olmayan sistem davranışlarının üstesinden gelmeye çalışmışlardır [14]. Bogdanov ise yine doğrusal arabalı çift ters sarkaç sisteminin optimal kontrolü için LQR, Bulanık Mantık, durumlara bağlı “Ricatti Eşitliği” ve kombinasyonlarından oluşan farklı kontrolcü yaklaşımları test etmiştir. Sonuçta, en iyi performansı LQR kontrol üzerinden durumlara bağlı Ricatti Eşitliği ile tasarladığı kontrolcüde elde etmiştir [15]. Prasad ve arkadaşları, arabalı ters sarkaç sistemi için PID, LQR ve birleşimlerinden

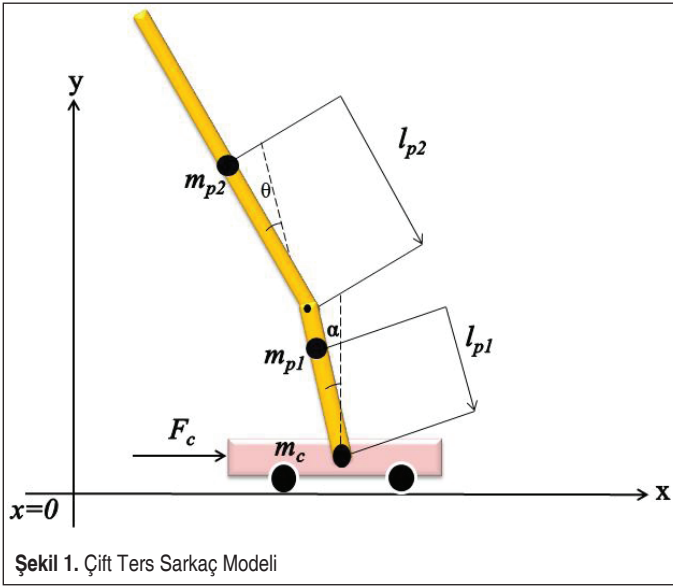
oluşan kontrolcüler tasarlamışlar. MATLAB/Simulink ortamında oluşturdukları sistem üzerinden simülasyon çalışmaları yapmışlardır. Kontrolcülerin performanslarının daha iyi anlaşılması için referans giriş haricinde sisteme ilave gürültü de eklemişlerdir. PID kontrol uygulanan sisteme, doğrusal durum uzay modeli üzerinden doğrusal olmayan sistem durumları LQR kontrolcüye geri besleme yapılarak hibrit PID-LQR kontrolcü tasarlamışlardır. Tasarlanan LQR kontrolcüye ait kazanç matrisinin iyi bir şekilde optimize edildiğinde, LQR kontrolcünün doğrusal olmayan sistemlerde dahi başarılı olabileceği sonucuna ulaşmışlardır. Ayrıca çalışmalarında, sistemde gürültü varken kontrolcü performansı PID-LQR kontrolcüde en iyi olduğu sonucuna ulaşmışlardır [16].

Bu çalışmada, çift ters sarkaç sisteminin denge ve konum kontrolünü sağlamaya yönelik ön tasarımı yapılan LQR kontrolcü parametrelerinin Arı Algoritması ile optimizasyonu ele alınmıştır. Çalışmanın ikinci bölümünde, sistemin Euler-Lagrange eşitlikleri kullanılarak elde edilmiş hareket denklemlerine ve giriş-çıkış formunda ifade edilen Durum Uzay modeline yer verilmiştir. Üçüncü bölümde, Arı Algoritması detaylı bir şekilde anlatılarak LQR kontrolcü parametrelerinin tayini için Arı Algoritması ile optimizasyon uygulaması geliştirilmiştir. Arı Algoritmasına ait parametrelerin LQR kontrolcü performansı üzerindeki etkisinin belirlenmesi için farklı konfigürasyonda Arı Algoritması parametreleri belirlenerek üç ayrı optimizasyon işlemi gerçekleştirilmiştir. Dördüncü bölümde ise optimizasyon sonucu elde edilen LQR kontrolcülerin sistemin kontrolü üzerindeki etkinliklerini inceleyebilmek amacıyla, MATLAB/Simulink ortamında sistemin simülasyon çalışmaları yapılmış, sonuçlar tablo ve grafikler halinde sunulmuştur. Sonuçta, çift ters sarkaç sistemi için kontrolcünün tasarımında farklı bir yaklaşım sunan bu çalışmada, Arı Algoritmasının, sistemin LQR kontrolcü tasarımında başarılı olduğu, farklı Arı Algoritması parametrelerinin sistem cevabı üzerinde benzer eğilim gösterdiği sonucuna ulaşılmıştır.

2. ÇİFT TERS SARKAÇ SİSTEMİNİN MATEMATİKSEL MODELİ

Üç serbestlik derecesine sahip çift ters sarkaç sistemi, bir araba, arabaya mesnetlenmiş ve serbest durumda döner hareket yapabilen bir alt sarkaç ve bu sarkaca bağlı ve mesnetlendiği noktada döner hareket yapabilen üst sarkaçtan oluşmaktadır (Şekil 1). Sistemin kararsız olmasının nedeni, sarkaçlar düşeyde denge durumundayken küçük bir bozucu girişte dahi denge konumundan hızla sapmasıdır. Bu sebeple, sistemi dengede tutacak bir F_c kontrol kuvveti sürekli olarak sisteme uygulanarak sarkaçların düşey (α ve θ açıları “0” derecede olduğu) konumda dengede tutması istenmektedir.

Çift ters sarkaç sisteminin matematik modeli oluşturulurken Euler-Lagrange Eşitliği kullanılmıştır. İlk olarak genelleştiril-



miş koordinatlar belirlenmiş, bu koordinatlar için sistemin her bir elemanın kinetik ve potansiyel enerjileri hesaplanmıştır. Hesaplamalarda kullanılan Euler-Lagrange Denklemi Eşitlik 1 ile gösterilmiştir.

$$\frac{\partial^2 L}{\partial t \partial q_i} - \frac{\partial L}{\partial q_i} = Q_i \quad (1)$$

Burada;

L : Lagrange operatörü T+V

T : Kinetik enerji

V : Potansiyel enerji

Q_i : Genelleştirilmiş kuvvetler

q_i : Genelleştirilmiş koordinatlar

q_i genelleştirilmiş koordinatlar Eşitlik 2'de gösterildiği gibi;

$\alpha(t)$ ilk sarkacın açısı, $\theta(t)$ ikinci sarkacın birinci sarkaca göre açısı ve $x_c(t)$ arabanın konumu olarak belirlenmiştir.

$$q(t)^T = [x_c(t) \quad \alpha(t) \quad \theta(t)] \quad (2)$$

Q_i genelleştirilmiş kuvvetler ise Eşitlik 3 ile aşağıdaki gibi verilmiştir.

$$Q_i^T = [Q_1 \quad Q_2 \quad Q_3] = [F_c - B_{eq} \dot{x}_c - B_{p1} \dot{\alpha} - B_{p2} \dot{\theta}] \quad (3)$$

Burada F_c , sistemi kararsız denge noktasında dengede tutmak için arabaya uygulanan kuvvettir. Arabanın hareket etmesi için uygulanması gereken kuvvet, servo motora uygulanan V_m motor voltajı ile belirlenir ve Eşitlik 4'te olduğu şekilde ifade edilir.

$$F_c = \frac{\eta_g K_g K_t}{R_m r_{mp}} \left(-\frac{K_g K_m \dot{x}_c}{r_{mp}} + \eta_m V_m \right) \quad (4)$$

Sistemin hareket denklemleri MATLAB programa aktarılarak sistem matrisleri, durum ve çıkış matrisleri oluşturulmuştur. Eşitlik 5, sisteme ait durum-uzay modelinin gösterimidir. Sistem durumları (x ve çıkışlar, y) Eşitlik 6'da gösterildiği gibidir.

$$\dot{x} = Ax + Bu \quad (5)$$

$$y = Cx + Du$$

$$x^T = [x_c \quad \alpha \quad \theta \quad \dot{x}_c \quad \dot{\alpha} \quad \dot{\theta}] = [x_1 \quad x_2 \quad x_3 \quad x_4 \quad x_5 \quad x_6] \quad (6)$$

$$y^T = [x_1 \quad x_2 \quad x_3]$$

Burada "u", sistem girişi olan F_c kuvvetidir.

Çift ters sarkaç sistemi matematik modeli oluşturulurken he-

Tablo 1. Çift Ters Sarkaç Sistem Parametreleri [17]

Parametre	Açıklama	Parametre	Açıklama
$g=9.81$	Yer çekimi sabiti [m/sn ²]	$B_{p1}=0.0024$	Alt sarkaç sönüm oranı [N.m.sn/rad]
$m_{p1}=0.072$	Alt sarkaç ağırlığı [kg]	$B_{p2}=0.0024$	Üst sarkaç sönüm oranı [N.m.sn/rad]
$m_{p2}=0.127$	Üst sarkaç ağırlığı [kg]	$K_m=0.0077$	Ters elektromotor kuvveti sabiti [V.s/rad]
$m=0.70313$	Sarkaç arabasının ağırlığı [kg]	$K_t=0.0077$	Motor tork sabiti [N.m/A]
$l_{p1}=0.2096$	Alt sarkaç uzunluğu [m]	$K_g=3.71$	Planet dişli kutusu dişli oranı
$l_{p2}=0.3365$	Üst sarkaç uzunluğu [m]	$R_m=2.6$	Motor armatür direnci [Ohm]
$\eta_g=1$	Planet dişli kutusu verimi	$r_{mp}=0.0064$	Motor pinyon dişlisi yarıçapı [m]
$\eta_m=1$	Motor verimi	V_m	Motor voltajı [V]
$B_{eq}=4.3$	Eşdeğer sönüm oranı [N.m.sn/rad]		

saplamalar için kullanılan parametreler ve değerleri Tablo 1'de sunulmuştur. Sistem parametreleri seçilirken daha gerçekçi sonuçlar elde etmek amacıyla, deneysel doğrulamaları yapılmış olan Quanser firmasına ait çift sarkaç deney seti parametreleri kullanılmıştır.

Tablo 1 ile verilen parametreler kullanılarak sistemin durum matrisleri ve çıkış matrisleri MATLAB programı yardımıyla;

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 4.87 & -0.16 & -35.47 & -0.01 & 0.01 \\ 0 & 76.60 & -31.91 & -185.09 & -0.37 & 0.72 \\ 0 & -84.30 & 123.77 & 203.70 & 0.72 & -2.06 \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 4.16 \\ 21.70 \\ -23.89 \end{bmatrix}, \quad C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad D = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

olarak hesaplanmıştır.

3. ARI ALGORİTMASI İLE LQR KONTROLÇÜ PARAMETRELERİNİN OPTİMİZASYONU

LQR (İkinci Dereceden Doğrusal Düzenleyici/Linear Quadratic Regulator), en uygun kontrol girdisini hesaplamak için performans indeksi ve durum değişkenlerini kullanarak yapılan hesaplamalarla tasarlanan bir kontrol yöntemidir. LQR kontrol yönteminde amaç, durum takip hatası ve sistem girdi maliyeti kullanılarak Eşitlik 9 ile sunulan J performans indeksinin minimize edilmesidir. LQR kontrolcü tasarımında, kullanıcı tanımlı olan ve Eşitlik 10 ile sunulan Q ve R köşegen matrislerine bağlı olarak performans indeksi minimize edecek sistem girdisi "u" bulunur. Sistemin durum-uzay modelinde de görülen $\dot{x} = Ax + Bu$ için sistem girdisi; $u = K.(Ref-x)$ şeklindedir. Burada LQR kontrolcü kazancı, $K = R^{-1} B^T P$ olup, P ise Eşitlik 11 ile sunulan Ricatti Eşitliği'nin çözümünden bulunabilen simetrik bir matristir [18].

$$J = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} (e^T Q e + u^T R u) dt \quad (9)$$

$$Q = \begin{bmatrix} q_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \ddots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & q_n \end{bmatrix}, \quad R = \begin{bmatrix} r_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \ddots & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & 0 & r_m \end{bmatrix} \quad (10)$$

$$PA + A^T P + Q - PBR^{-1}B^T P = 0 \quad (11)$$

LQR kontrolcü tasarımında parametre tayini; sisteme ait durum değişkenlerinin birbirlerine ve sistemin kontrolü üzerine etkileri dikkate alınarak, genellikle deneme-yanılma yöntemiyle yapılmaktadır. Q ve R matrislerinin, LQR kontrolcü verimliliğini ve performansını artırmak amacıyla, bir arama algoritması optimizasyonu ile ilgili birçok çalışma mevcuttur [19]. Literatürde, LQR kontrolcü tasarımı için önerilen başlıca Sezgisel algoritmalar; Memetik Algoritması [20], Çok Amaçlı Diferansiyel Gelişim Algoritması [21], Genetik Algoritma [22], Kuantum Parçacık Sürü Optimizasyonu Algoritması [23] ve Yapay Arı Koloni Algoritması [23, 25] olarak sıralanabilir.

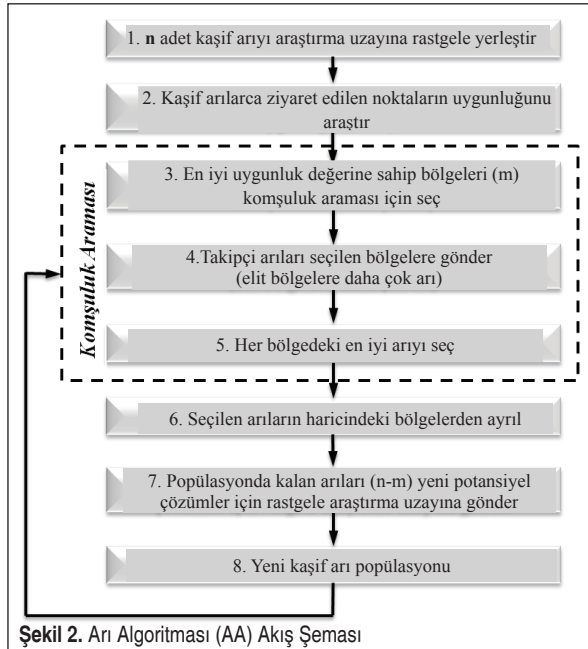
Arı Algoritması (The Bees Algorithm) [26, 27]; D. T. Pham tarafından geliştirilen, arıların nektar ve su gibi kaynak arama davranışları, öğrenme, hatırlama ve bilgi paylaşma gibi kolektif zeka özelliklerini taklit eden popülasyon tabanlı, sezgisel bir arama algoritmasıdır. Arı Algoritması kullanarak kontrolcü optimizasyona ait ilk teorik ve deneysel çalışmalar [28, 29], Pham ve Kalyoncu tarafından gerçekleştirilen elastik uzuvlu bir robot kolunun kontrolü için Arı Algoritması kullanılarak Bulanık Mantık ve PID kontrolcülere tasarladıkları çalışmalardır. Şen ve Kalyoncu, Arı Algoritmasının kontrolcü optimizasyonundaki performansını incelemek üzere, ters sarkaç sistemi için Arı Algoritması ile PID ve LQR kontrolcü tasarımı gerçekleştirmişlerdir [30, 31]. Çalışmaları sonucunda, Arı Algoritmasının kontrolcü parametrelerinin optimizasyonunda başarılı sonuçlar verdiği, geleneksel yöntemlere kıyasla sistemin konum ve denge kontrolünde iyileşme gösterdiği, özellikle sistemin geçici ve kalıcı rejim cevap kriterlerinin (yerleşme zamanı, maksimum aşma, kalıcı durum hatası vb.) ayarlanmasına imkân sağladığı, ayrıca önerilen yöntemin farklı sistem ve kontrolçülere yönelik geliştirilmeye açık olduğu belirtilmiştir.

Bu çalışma kapsamında, popüler bir kontrol problemi olan çift ters sarkaç sistemi için LQR kontrolcü tasarımına yönelik sunulan mevcut sezgisel algoritmaları çeşitlendirmek amacıyla, Arı Algoritması ile optimizasyon yöntemi önerilmiştir. Çalışmanın ana hedefi, Arı Algoritmasının LQR kontrolcü optimizasyonunda kullanılabilirliğini incelemenin yanı sıra, Arı Algoritması parametrelerinin sistem cevabı üzerindeki etkisini de araştırmaktır. Bu sebeple, Arı Algoritması ile

mevcut arama yöntemlerinin kontrolcü tasarımına yönelik performanslarının kıyaslanmasına farklı ve detaylı bir çalışmada yer verilmesi düşünülmektedir. Ayrıca, Arı Algoritması ile farklı bir arama algoritmasının çeşitli standart problemlerin çözümüne yönelik karşılaştırmalı değerlendirmelerini ve çok kapsamlı performans testlerini içeren çalışmalar da mevcuttur [32].

İlk olarak 2006 yılında D. T. Pham ve arkadaşları tarafından önerilen temel Arı Algoritmasına ait parametreler; kâşif arı sayısı (n), ziyaret edilen n nokta içinden seçilen en uygun bölge sayısı (m), seçilen m bölge içindeki elit bölge sayısı (e), en iyi e bölgeye gönderilen arı sayısı (nep), kalan ($m-e$) bölgeye gönderilen arı sayısı (nsp), bölge boyutu (ngh) ve durdurma kriteri/iterasyon (itr) sayısıdır.

Arı Algoritması n adet kâşif arının araştırma uzayına rastgele yerleştirilmesi ile başlar. 2. adımda, kâşif arılarca ziyaret edilen noktaların birbirlerine göre uygunlukları değerlendirilir. 3. adımda, n adet bölge içerisinde diğerlerine göre daha uygunluk değerine sahip m adet bölge seçilir. 4 ve 5. adımda, m adet bölge içerisinde en iyi uygunluk değerine sahip elit bölgeler (e) ve geriye kalan bölgeler ($m-e$) seçilir. Bu bölgelerin komşuluk arama boyutu (ngh) belirlenir. Seçilen bölgelerde komşuluk araması (bölge içinde en uygun noktaların araştırılması) için, daha umut verici çözümleri temsil eden en iyi e bölgeye seçilen diğer bölgelere göre daha fazla takipçi arı (nep), diğer bölgelere ise daha az takipçi arı (nsp) gönderilerek detaylı arama yapılır. Her bölge içerisinde en uygun değere sahip arı seçilir. 6, 7 ve 8. adımda ise her bölgede en uygun değere sahip arı haricindeki diğer arılar araştırma uzayından ayrılır. Popülasyondaki diğer arılar ($n-m$) yeni potansiyel çözümler elde etmek için tekrar, rastgele olarak, araştırma uzayına yer-

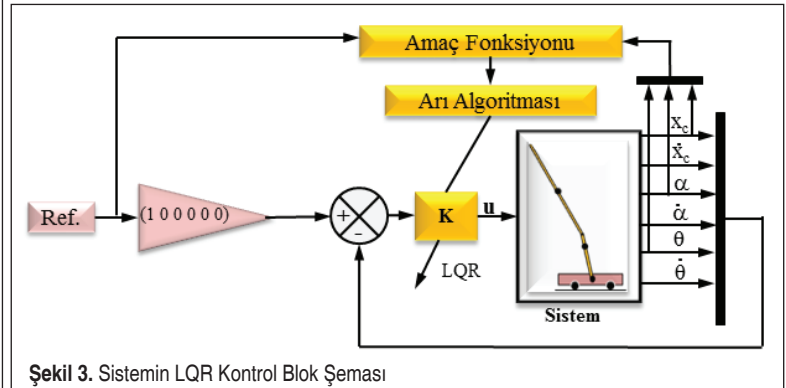


Şekil 2. Arı Algoritması (AA) Akış Şeması

leştirilir. Optimizasyon durdurma kriteri (itr) sağlanana kadar devam ettirilir. Her bir iterasyonun sonunda yeni popülasyon, seçilen her bir bölgenin temsilcileri ve rastgele arama yapan kâşif arılar olmak üzere iki parçadan oluşur. Arı Algoritmasına ait akış şeması Şekil 2'de sunulmuştur [27].

Şekil 3'te, çift ters sarkaç sistemine ait LQR kontrol blok şeması verilmiştir. Sistemin denge ve konum kontrolü için optimize edilen kapalı çevrim LQR kontrolcü ile sağlanmıştır. Kontrol sisteminin girişi, arabanın istenen doğrusal konumu (Ref); çıkışları ise arabanın gerçekleşen doğrusal konumu (x_c), sarkaçların açısal konumları (α , θ) ve değişim hızlarıdır. Sistemin kendini dengede tutarak, istenilen referans konuma hareketinin sağlanması için arabaya uygulanacak kuvvet, LQR kontrolcü tarafından üretilmektedir.

Bu çalışmada, ön tasarımı yapılan LQR kontrolcünün $Q=diag[q_1, q_2, q_3, q_4, q_5, q_6]$ ve $R=diag[r_1]$ matrislerine ait parametreler Arı Algoritması kullanılarak optimize edilmiştir. Optimizasyonda sistemin, denge kararlılığını koruyarak (sarkaçların denge noktalarından en az sapması) referans konuma hareketi için gerekli optimum LQR kontrolcü tasarımı hedeflenmiştir. Sistemin durum değişkenlerine ait birim-basamak-zaman cevaplarını içeren Je amaç fonksiyonunu minimize edecek değerler araştırılmıştır. Sistemin denge ve konum kontrolünü birlikte sağlayabilecek optimum LQR kontrolcüyü elde edebilmek için, her üç durum değişkenine ait zaman cevaplarını (kontrolcü performanslarını) içeren kapsamlı bir amaç fonksiyonu belirlenmiştir. Eşitlik 12'de; yükselme zamanı (tr), oturma zamanı (ts), tepe zamanı (tp), mutlak maksimum aşma (max), kalıcı durum hatası (ess) ve matrisel norm ($norm$) olarak ifade edilmiştir. Değişkenlerinin etkilerini birbirlerine göre dengelemek için sabit sayılar kullanılmıştır. Tablo 2'de ise optimize edilen parametrelerin optimizasyon aralıkları verilmiştir. Amaç fonksiyonunun belirlenmesinde, Arı Algoritmasına ait parametrelerin ve optimizasyon aralıklarının tespitinde, sistemin dinamik karakteristiği ve yazarların Arı Algoritması ile ilgili mevcut çalışmalarından [28-31] elde edilen tecrübeler göz önüne alınmıştır.



Şekil 3. Sistemin LQR Kontrol Blok Şeması

Tablo 2. Parametrelerinin Optimizasyon Aralıkları

	q ₁	q ₂	q ₃	q ₄	q ₅	q ₆	r ₁
Maks.	100	500	500	1	2	2	0.2
Min.	0	0	0	0	0	0	0

$$J_e = (2.5 \times X_{t_r} + 1.4 \times X_{t_s} + 1 \times X_{t_p} + 55 \times X_{\max} + 3.10^3 \times X_{e_{ss}}) + (12 \times \alpha_{norm} + 0.9 \times \alpha_s + 8 \times \alpha_p + 235 \times \alpha_{\max} + 715 \times \alpha_{e_{ss}}) + (40 \times \theta_{norm} + 1.8 \times \theta_s + 50 \times \theta_p + 455 \times \theta_{\max} + 805 \times \theta_{e_{ss}}) \quad (12)$$

4. SİMÜLASYON SONUÇLARI

Simülasyon çalışmalarında, çift ters sarkaç sisteminin kontrolü için farklı konfigürasyonlarda belirlenen Arı Algoritması parametreleri ile üç farklı LQR kontrolcü optimizasyon işlemi gerçekleştirilmiştir. Belirlenen Arı Algoritmasına ait parametreler, optimizasyon sonrası elde edilen LQR kontrolcüyü ait ağırlık matrisleri (Q ve R) ile kazanç matrisi (K), her bir konfigürasyon için ayrı ayrı Tablo 3'te sunulmuştur.

Çift ters sarkaç sisteminin denge ve konum kontrolü için yapılan simülasyon sonuçları, üst sarkaç açısının, alt sarkaç

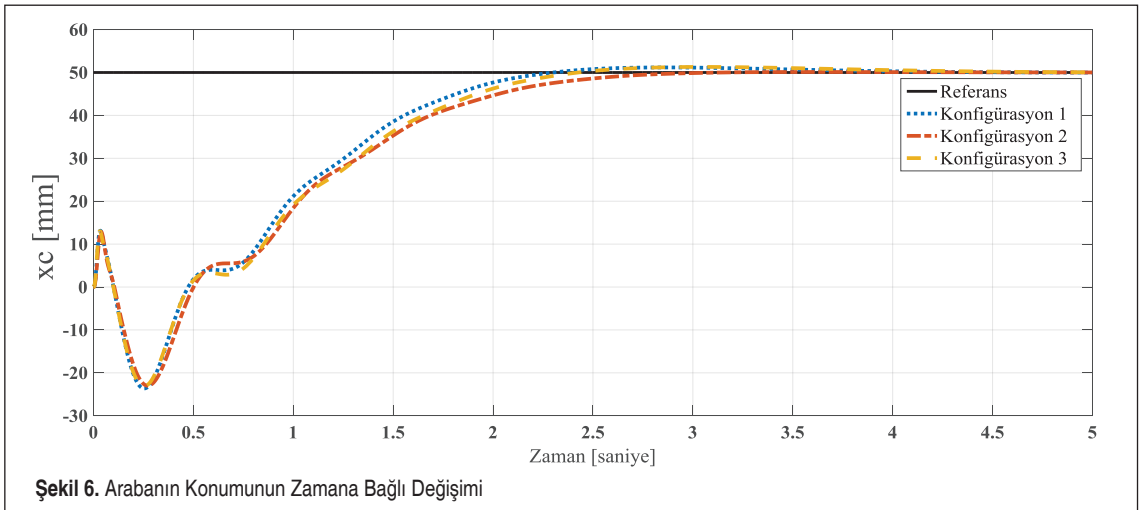
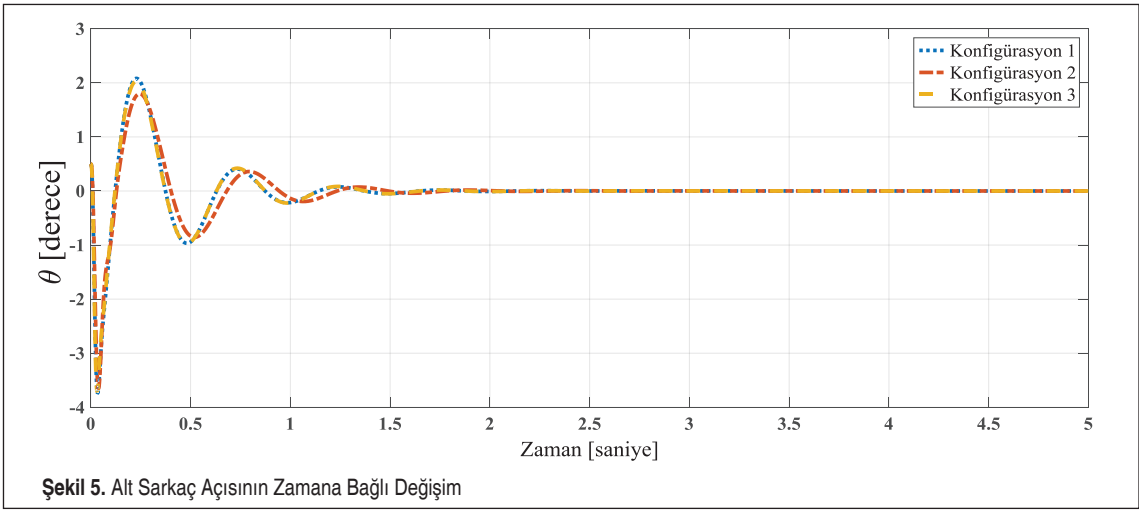
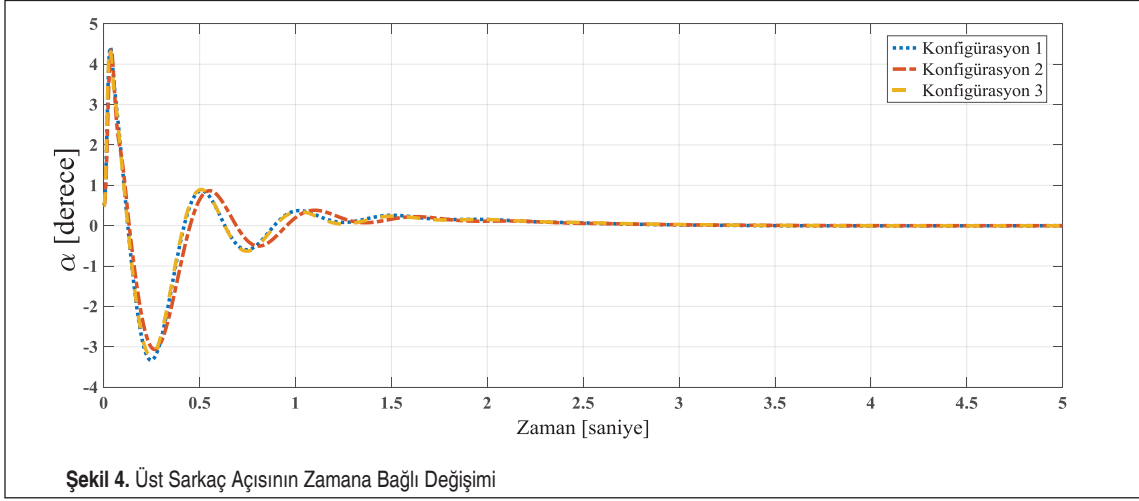
açısının, sarkaç arabasının ve motor voltajının zamana bağlı değişim grafikleri Şekil 4-7 ile sunulmuştur. Şekil 4 ile verilen grafikte üst sarkaç açısının zamana bağlı değişimi görülmektedir. Sarkaç arabasına verilen bir referans giriş ile araba, belirtilen konuma giderken üst sarkaç açısı denge noktasından sapmış ve daha sonra LQR kontrolcü sistemi tekrar denge noktasına getirmiştir. LQR kontrol için elde edilen üç farklı konfigürasyon, aynı grafikte gösterilmiş ve performans kriterleri de Tablo 4'te paylaşılmıştır.

Şekil 5 ile verilen grafikte ise alt sarkaç açısının zamana bağlı değişimi görülmektedir. Üst sarkaç açısının değişimine benzer şekilde, sarkaç arabasına verilen bir referans giriş ile araba, belirtilen konuma giderken alt sarkaç açısı denge noktasından sapmış ve daha sonra LQR kontrolcü sistemi tekrar denge noktasına getirmiştir. Sistem için sadece denge kontrolü değil aynı zamanda konum kontrolü de yapılmıştır. Alt sarkaç açısının performansı incelendiğinde, LQR kontrol için elde edilen üç farklı konfigürasyon aynı grafikte gösterilmiş ve performans kriterleri Tablo 4'te paylaşılmıştır. Grafiklerden de anlaşılacağı üzere, konfigürasyon 1, 2 ve 3'te benzer eğilimde sonuçlar gözlenmiştir.

Şekil 6'da verilen grafikte sarkaç arabasının konumunun zamana bağlı değişimi görülmektedir. Arabaya verilen referans

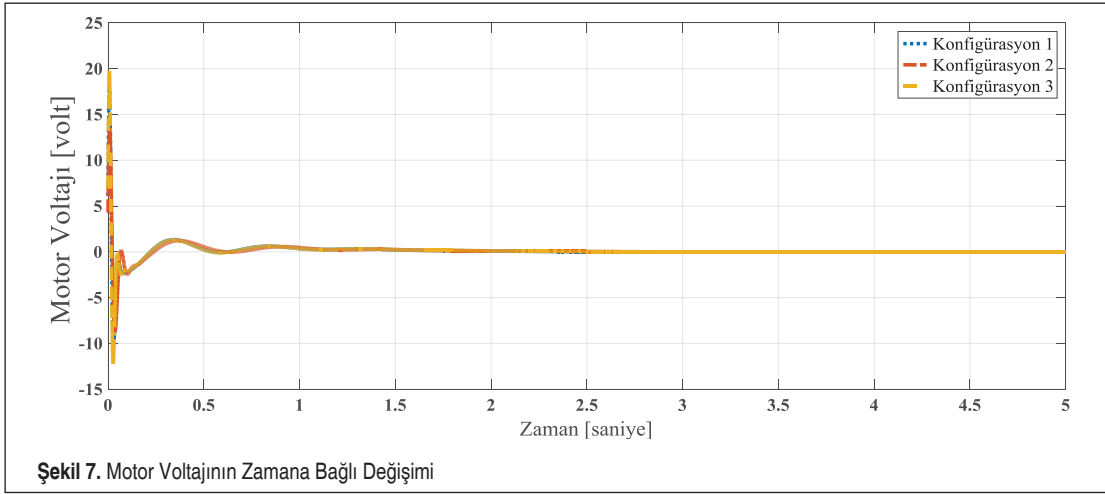
Tablo 3. Optimizasyon Parametreleri ve Sonuçları

		Konfigürasyon 1	Konfigürasyon 2	Konfigürasyon 3	
Arı Algoritması Parametreleri	n	20	30	50	
	m	10	15	20	
	e	7	10	14	
	nep	12	16	22	
	nsp	8	12	16	
	ng	0.01	0.005	0.001	
	itr	20	50	100	
LQR Kontrolcü Parametreleri	Q	q1	42.169	34.266	31.7089
		q2	347.382	255.685	376.861
		q3	479.868	240.257	289.851
		q4	0.1871	0.1783	0.6314
		q5	1.1744	1.6251	0.6391
		q6	1.1039	1.8643	1.7112
	R	r1	0.1327	0.1107	0.0500
		Kazanç Matrisi (K)	[23.949, -153.837, -408.323, 20.518, -43.654, -41.514]	[15.268, -105.3073, -297.680, 11.788, -30.923, -30.637]	[25.229, -178.007, -467.130, 23.397, -49.922, -47.982]
Min. Hata (Je)		37.338	37.078	37.994	
Optimizasyon Süresi [sn]		209.2	1092.6	3808.9	



konum girişi sonrası sarkaç arabasının referansa ulaşmasına ilişkin simülasyon sonuçlarına göre, sarkaç arabası üç farklı konfigürasyonda sarkaçların denge kontrolünü sağlarken aynı zamanda referans konuma başarılı bir şekilde ulaşmıştır.

Grafikten de anlaşılacağı üzere, sistem denge kontrolü yapılırken konum kontrolünün de başarılı bir şekilde sağlandığı görülmektedir. Konfigürasyonlara ilişkin performans kriterleri Tablo 4'te sunulmuştur.



Şekil 7. Motor Voltajının Zamana Bağlı Değişimi

Tablo 4. Konfigürasyon Performansları

Değişken	Zaman Cevabı	Konf. 1	Konf. 2	Konf. 3	LQR [13]	PD [13]
x	Yükselme Zamanı (tr) [sn]	1.8001	2.0093	1.9031	0.51	0.15
	Yerleşme Zamanı (ts) [sn]	2.0852	2.4859	2.2156	3.05	3.0
	Tepe Zamanı (tp) [sn]	2.8650	3.6210	3.0450	3.5	2.0
	Maksimum Aşma (max) [mm]	1.1743	0.1160	1.2975	%20	%5.8
	Kalıcı Durum Hatası (ess) [mm]	0	0	0	0.02	0.0117
α	Matriksel Norm (deg)	51.3141	49.1082	50.0535	-	-
	Yerleşme Zamanı (ts) [sn]	2.3022	2.3067	2.3738	4.67	3.08
	Tepe Zamanı (tp) [sn]	0.0340	0.0380	0.0320	0.85	0.8
	Maksimum Aşma (max) [deg]	4.4212	4.3493	4.3894	%5	%7
	Kalıcı Durum Hatası (ess) [deg]	0	0	0	0	0
θ	Matriksel Norm (deg)	35.2139	32.2689	34.4977	-	-
	Yerleşme Zamanı (ts) [sn]	1.2559	1.1837	1.2798	4.68	2.876
	Tepe Zamanı (tp) [sn]	0.0340	0.0380	0.0320	0.75	0.7
	Maksimum Aşma (max) [deg]	3.7390	3.6564	3.7067	%1.6	%7.5
	Kalıcı Durum Hatası (ess) [deg]	0	0	0	0	0

Şekil 7’de verilen grafikte motor voltajının zamana bağlı değişimi görülmektedir. Arabaya verilen referans konum girişi sonrası sarkaç arabasının referansa ulaşması sırasında motora uygulanması gereken voltaj değerlerindeki değişim, her bir konfigürasyon için aynı grafikte sunulmuştur.

Elde edilen sonuçlar, sistem performansının ölçülebilmesi için MATLAB/Simulink ortamında oluşturulan sistem modeli ile simüle edilerek yükselme zamanı, yerleşme zamanı, tepe zamanı, maksimum aşma ve kalıcı durum hatası gibi perfor-

mans kriterleri elde edilmiş ve Tablo 4’te sunulmuştur. Elde edilen sonuçları kıyaslayarak önerilen yöntemi değerlendirebilmek amacıyla, çift ters sarkaç sistemi için klasik doğrusal kontrolcü tasarım yöntemleri kullanarak elde edilen PD ve LQR kontrolcüye ait sistemin birim basamak cevapları mevcut bir çalışmadan [13] alınarak Tablo 4’te belirtilmiştir. Sonuçlar değerlendirildiğinde, klasik yöntemlere kıyasla önerilen Arı Algoritması ile LQR kontrolcü tasarım yönteminin daha başarılı olduğu; arabanın referans konuma, sarkaçların

ise denge konumuna minimum sapmalar ile daha hızlı ve kararlı bir şekilde ulaşabildiği anlaşılmıştır.

5. SONUÇ

Birçok endüstriyel sistemin kontrol çalışmalarında teorik alt-yapıyı oluşturan ters sarkaç sisteminin ve özellikle kontrolcü tasarımı için önerilen Arı Algoritması ile optimizasyon yönteminin, endüstriyel alanlardaki karasız sistemler için kontrol teorilerinin geliştirilmesinde katkı sağlayacağı düşünülen bu çalışmada, üç serbestlik dereceli çift ters sarkaç sistemine ait Euler-Lagrange Eşitliği kullanılarak elde edilmiş hareket denklemleri ve durum-uzay modeli ile sistem için MATLAB/Simulink ortamında modellenmiş ve Arı Algoritması kullanılarak LQR kontrolcü tasarımı yapılmıştır. Kontrolcü tasarımında sistemin denge ve konum kontrolünü birlikte gerçekleştirebilecek LQR kontrolcünün elde edilmesi amaçlanmıştır. Ön tasarımı yapılan LQR kontrolcüye ait parametreler (Q ve R matrisleri) Arı Algoritması ile optimize edilerek LQR kontrolcü kazanç matrisi elde edilmiştir. Arı Algoritması parametreleri ve amaç fonksiyonu, sistemin dinamik karakteristiği ve benzer çalışmalar göz önüne alınarak belirlenmiştir. Çalışmada sunulan yöntemin etkinliğini araştırmak amacıyla, Arı Algoritması parametreleri farklı konfigürasyonlarda seçilerek üç ayrı optimizasyon yapılmıştır. Elde edilen LQR kontrolcü kazanç matrislerinin sistem cevabı üzerindeki etkileri simüle edilmiş ve sonuçlar grafiksel olarak incelenmiştir. Aynı amaç fonksiyonunu minimize etmeye yönelik farklı konfigürasyonlardaki Arı Algoritması parametreleri ile yapılan üç farklı optimizasyon işlemi ile elde edilen LQR kontrolcüler, sistem cevabı üzerinde benzer etki göstermiştir. Sunulan yöntemin deneysel doğrulama ile desteklenebileceği, farklı sistemler ve farklı kontrolcü tasarımları için de uygulanabileceği öngörülmektedir.

SEMBOLLER

F_c	: sarkaç arabasına uygulanan kuvvet
α	: alt sarkaç açısız konumu
θ	: üst sarkaç açısız konumu
x_c	: sarkaç arabasının konumu
$\dot{\alpha}$: alt sarkaç açısız hızı
$\dot{\theta}$: üst sarkaç açısız hızı
\dot{x}_c	: sarkaç arabasının doğrusal hızı
L	: lagrange operatörü
T	: kinetik enerji
V	: potansiyel enerji
Q_i	: genelleştirilmiş kuvvetler
q_i	: genelleştirilmiş koordinatlar
B_{eq}	: eşdeğer sönüm oranı

B_{p1}	: alt sarkaç sönüm oranı
B_{p2}	: üst sarkaç sönüm oranı
η_g	: planet dişli kutusu verimi
η_m	: motor verimi
K_g	: planet dişli kutusu dişli oranı
K_t	: motor tork sabiti
K_m	: ters elektromotor kuvveti sabiti
R_m	: motor armatür direnci
r_{mp}	: motor pinyon dişlisi radüsü
V_m	: motora uygulanan gerilim
x	: durum vektörü
u	: kontrol vektörü
y	: çıkış vektörü
A	: sistem matrisi
B	: giriş matrisi
C	: çıkış matrisi
D	: doğrudan iletim matrisi

KAYNAKÇA

1. **Nikolov, S., Nedev, V.** 2016. "Bifurcation Analysis and Dynamic Behaviour of an Inverted Pendulum with Bounded Control," Journal of Theoretical and Applied Mechanics, vol. 46 (1), p. 17-32.
2. **Bilgiç, H. H., Şen, M. A., Yapıcı, A., Kalyoncu, M.** 2014. "Doğrusal Ters Sarkacın Denge Kontrolü İçin Yapay Sinir Ağı Tabanlı Bulanık Mantık & LQR Kontrolcü Tasarımı," Otomatik Kontrol Ulusal Toplantısı (TOK 2014) (Poster), 14-17 Haziran 2015, İzmir, Otomatik Kontrol Ulusal Toplantısı Bildiriler Kitabı, Makina Teorisi Derneği, Ankara, s. 921-926
3. **Saidi, E., Hammi, Y., Douik, A.** 2016. "Equivalence between PWA Formalism and MLD Formalism: Inverted Pendulum System Example," International Journal of Applied Engineering Research, vol. 11 (2), p. 1353-1360.
4. **Bilgiç, H. H., Conker, Ç., Yavuz, H., Şen, M. A.** 2015. "Sarkaç Tipi Bir Tepe Vincinin Kontrolüne Bulanık Yaklaşım," Uluslararası Katılımlı 17. Makina Teorisi Sempozyumu, 14-17 Haziran 2015, İzmir.
5. **Mifsud, A., Benallegue, M., Lamiroux, F.** 2016. "Stabilization of a Compliant Humanoid Robot Using Only Inertial Measurement Units with a Viscoelastic Reaction Mass Pendulum Model," Rapport LAAS, 16063, hal-01285643.
6. **Suzuki, Y., et al.** 2012. "Intermittent Control with Ankle, Hip, and Mixed Strategies during Quiet Standing: A Theoretical Proposal Based on a Double Inverted Pendulum Model," Journal of Theoretical Biology, vol. 310, p. 55-79.
7. **Colobert, B., et al.** 2006. "Force-Flate Based Computation of Ankle and Hip Strategies from Double-Inverted Pendulum Model," Clinical Biomechanics, vol. 21(4), p. 427-434.

8. **Nagasaki, T., Kajita, S., Yokoi, K., Kaneko, K., Hirukawa, H., Tanie, K.** 2003. "Running Pattern Generation for a Humanoid Robot," *Journal-Robotics Society of Japan*, vol. 21(8), p. 74-80.
9. **Poorhossein, A., Vahidian, K. A.** 2010. "Design and Implementation of Sugeno Controller for Inverted Pendulum on a Cart System," In *IEEE 8th International Symposium on Intelligent Systems and Informatics*, 10-11 September 2010, Subotica, Serbia, p. 641-646.
10. **Kizir, S.** 2008. "Doğrusal Olmayan Ters Sarkaç Sisteminin Tasarımı ve Kontrolü," Yüksek Lisans Tezi, Kocaeli Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Kocaeli.
11. **Boubaker, O.** 2012. "The Inverted Pendulum: A Fundamental Benchmark in Control Theory and Robotics," In *Education and e-Learning Innovations (ICEELI)*, 2012 International Conference, 1-3 July 2012, Sousse, Tunus, p. 1-6.
12. **Wanli, Z., Guoxin, L., Lirong, W.** 2014. "Research on the Control Method of Inverted Pendulum Based on Kalman Filter," In *Dependable, Autonomic and Secure Computing (DASC)*, IEEE 12th International Conference, 24-27 August 2014, Dalian, Çin, p. 520-523.
13. **Singh, N., Yadav, S. K.** 2012. "Comparison of LQR and PD Controller for Stabilizing Double Inverted Pendulum System," *International Journal of Engineering*, vol. 1 (12), p. 69-74.
14. **Bilgiç H. H., Conker Ç., Yavuz, H.** 2016. "Çift Ters Sarkaçın Denge Kontrolü İçin Yeni Bir Bulanık Mantık Kontrolcü Yaklaşımı," *International Conference on Natural Science and Engineering (ICNASE'16)* 19-20 March 2016, Kilis, Turkey, p. 2899-2908.
15. **Bogdanov, A.** 2004. "Optimal Control of a Double Inverted Pendulum on a Cart," Oregon Health and Science University, Tech. Rep. CSE-04-006, OGI School of Science and Engineering, Beaverton, OR.
16. **Prasad, L. B., Tyagi, B., Gupta, H. O.** 2011. "Optimal Control of Nonlinear Inverted Pendulum Dynamical System with Disturbance Input Using PID Controller & LQR," In *Control System, Computing and Engineering (ICCSCE)*, 2012 International Conference, 23-25 November 2012, Penang, p. 540-545.
17. **Quanser.** 2012. *Linear Double Inverted Pendulum Experiment User Manuel*, Quanser Inc.
18. **Anderson, B. D. O., Moore, J. B.** 1989. *Optimal Control—Linear Quadratic Methods*, ISBN: 0 – 13 – 638651 – 2, Prentice Hall.
19. **Amir, S., Basiri, S. O.** 2011. "Optimal Design of LQR Weighting Matrices Based on Intelligent Optimization Methods," *International Journal of Intelligent Information Processing*, vol. 2, p. 57–62.
20. **Zhang, J., Zhang, L., Xie, J.** 2011. "Application of Memetic Algorithm in Control of Linear Inverted Pendulum," *IEEE International Conference on Cloud Computing and Intelligence Systems*, 15-17 September 2011, Beijing, China, p. 103-107.
21. **Tijani, I. B., Akmeliawati, R., Abdullateef, A. I.** 2013. "Control of an Inverted Pendulum Using MODE-Based Optimized LQR Controller," *IEEE 8th Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA)*, 19 -21 June 2013, Melbourne, Australia, p. 1759-1764.
22. **Wongsathan, C., Sirima, C.** 2009. "Application of GA to Design LQR Controller for an Inverted Pendulum System," In *Robotics and Biomimetics, ROBIO 2008. IEEE International Conference*, 22 - 25 February 2009, Bangkok, Thailand, p. 951-954.
23. **Hassani, K., Lee, W. S.** 2014. "Optimal Tuning of Linear Quadratic Regulators Using Quantum Particle Swarm Optimization," In *Proceedings of the International Conference on Control, Dynamic Systems, and Robotics (CDSR'14)*, 14-15 May 2014, Ottawa, Ontario, Canada, paper no:59.
24. **Ata, B., Coban, R.** 2015. "Artificial Bee Colony Algorithm Based Linear Quadratic Optimal Controller Design for a Nonlinear Inverted Pendulum," *International Journal of Intelligent Systems and Applications in Engineering*, vol. 3 (1), p. 1-6.
25. **Wang, H., Zhou, H., Wang, D., Wen, S.** 2013. "Optimization of LQR Controller for Inverted Pendulum System with Artificial Bee Colony Algorithm," In *Proceedings of the 2013 International Conference on Advanced Mechatronic Systems*, 25-27 September, Luoyang, China, p. 158-162.
26. **Pham, D. T., Ghanbarzadeh, A., Koc, E., Otri, S., Rahim, S., Zaidi, M.** 2005. *The Bees Algorithm*. Technical Note, Manufacturing Engineering Centre, Cardiff University, UK, p. 1-57.
27. **Pham, D. T., Ghanbarzadeh, A., Koc, E., Otri, S., Rahim, S., and Zaidi, M.** 2011. "The Bees Algorithm—a Novel Tool for Complex Optimisation," In *Intelligent Production Machines and Systems-2nd I* PROMS Virtual International Conference*, 3-14 July 2006, Cardiff, UK.
28. **Pham, D. T., Kalyoncu, M.** 2009. "Optimisation of a Fuzzy Logic Controller for a Flexible Single-Link Robot Arm Using the Bees Algorithm," In *2009 7th IEEE International Conference on Industrial Informatics*, 23 - 26 June 2009, Cardiff, UK., p. 475-480.
29. **Pham, D. T., Koc, E., Kalyoncu, M., Tinkır, M.** 2008. "Hierarchical PID Controller Design for a Flexible Link Robot Manipulator Using the Bees Algorithm," In *Proceedings of 6th International Symposium on Intelligent Manufacturing Systems*, 14-17 October 2008, Sakarya, Turkey, p. 757-765.
30. **Sen, M. A., Kalyoncu, M.** 2015. "Optimisation of a PID Controller for an Inverted Pendulum Using the Bees Algorithm," *Applied Mechanics and Materials*, vol. 789-790, p. 1039-1044
31. **Şen, M. A., Kalyoncu, M.** 2016. "Optimal Tuning of a LQR Controller for an Inverted Pendulum Using The Bees Algorithm," *Journal of Automation and Control Engineering*, vol. 4 (5), p. 384-387.
32. **Pham, D. T., Castellani, M.** 2013. "Benchmarking and Comparison of Nature-Inspired Population-Based Continuous Optimization Algorithms," *Soft Computing - A Fusion of Foundations, Methodologies and Applications*, vol. 18, p. 871-903.

UÇAK MOTORU UYGULAMALARINDA ALTERNATİF ÇÖZÜMLER: MoSi₂ ESASLI MALZEMELERİN YAPISAL ELEMAN OLARAK KULLANIMI

Yağız Uzunonat

Yrd. Doç. Dr.,

Anadolu Üniversitesi,

Ulaştırma M.Y.O., Eskişehir

yuzunonat@anadolu.edu.tr

ÖZ

MoSi₂ esaslı malzemeler, yüksek sıcaklıklardaki oksijen zengini ortamlarda zorlayıcı koşullara karşı gösterdikleri mükemmel dayanımları ve süperalaşımlara oranla sahip oldukları düşük yoğunluk sebebiyle, özellikle havacılık uygulamalarındaki uçak motoru parçaları için yapısal eleman olarak kullanılmaya aday özelliktedir. Çalışmada, öncelikle geleneksel uçak motoru yapısal malzemeleri uygulamalarındaki başlıca kısıtların verilmesinin ardından, MoSi₂'nin temel mekanik ve fiziksel özelliklerinin analizi gerçekleştirilmiş ve yapısal yüksek sıcaklık uygulamalarındaki en önemli unsurlar olarak kabul edilen oksidasyon ve ısı şok özellikleri incelenmiştir. Malzemenin Si₃N₄ ile oluşturduğu çeşitli kompozit yapıların, kırılma tokluğu değerlerini ve servis koşullarındaki ortalama sıcaklıklarda (~500°C) oksidasyon dayanımını büyük oranda iyileştirdiği ortaya konmuştur. Elde edilen veriler değerlendirildiğinde, MoSi₂ esaslı malzemelerin mekanik kabiliyetlerinin gelişen teknolojiye bağlı olarak uçaklardan istenen hız/performans/maliyet kriterlerini karşılayabileceği görülmektedir.

Anahtar Kelimeler: Molibden disilisit, oksidasyon dayanımı, süperalaşımlar, kırılma tokluğu, uçak motoru

ALTERNATIVE SOLUTIONS IN AIRCRAFT ENGINE APPLICATIONS: USAGE OF MoSi₂ BASED MATERIALS AS STRUCTURAL ELEMENTS

ABSTRACT

MoSi₂ based composites are candidate materials which can be used as structural elements in oxygen-rich atmospheres especially in aircraft applications for their excellent mechanical properties and low density against aggressive conditions at high temperatures. In this study, after giving some limits of traditional structural aircraft engine materials, essential mechanical and physical properties of MoSi₂ were analysed. Oxidation and thermal shock behaviors (which are considered to be the most important factors in structural high temperature applications) were also determined. It was showed that low fracture toughness and pest oxidation at average temperatures (~500°C) can be easily eliminated by additions of Si₃N₄ in different portions to the material. The obtained data proves that mechanical abilities of MoSi₂ based materials can respond to speed/performance/cost requirements of aircraft technologies.

Keywords: Molybdenum disilicide, oxidation resistance, superalloys, fracture toughness, aircraft engine

* İletişim Yazarı

Geliş tarihi : 27.06.2016

Kabul tarihi : 05.09.2016

Uzunonat, Y. 2016. "Uçak Motoru Uygulamalarında Alternatif Çözümler: MoSi₂ Esaslı Malzemelerin Yapısal Eleman Olarak Kullanımı," Mühendis ve Makina, cilt 57, sayı 679, s. 44-52.

1. GİRİŞ

Günümüzde yüksek servis sıcaklıklarına süperalaşım-lardan daha iyi dayanım gösteren malzemelere olan talep giderek artmaktadır. İstenen şartlara en uygun olan malzemeler ise ara metal (intermetallic) bileşikler ve seramiklerdir. Seramikler üzerindeki çalışmalar son on yıldır yoğun bir şekilde devam etmektedir. Gelişmiş işleme teknikleri sayesinde SiC, Si₃N₄ gibi seramiklerin özelliklerinde büyük iyileşmeler kaydedilmiştir. Bu malzemeler şu anda yer esaslı uygulamalarda nikel esaslı alaşımların yerini alacak aday malzemelerdir. Buna rağmen seramikler iki önemli dezavantajı da barındırmaktadır: Bariz şekilde kırılğan olmaları (Darbe toleransları düşüktür.) ve işlenmelerinin zor olmasından dolayı istenilen şekle getirilmesinin oldukça pahalı olması. Ayrıca karbür malzemelerin korozyon ve oksidasyona dayanımı da düşüktür [1].

Havacılık uygulamalarında ise gelişmiş gaz türbini parçaları pek çok mekanik, termal ve korozif ortama maruz kalmaktadır. Bu kısımlardaki süperalaşım parçaların geliştirilmesi için Şekil 1'de gösterildiği üzere, farklı yöntemlerle çalışmalar yapılmaktadır [2]. Buna rağmen bu alaşımlar motorun çalışması sırasında soğutma gerektirmekte ve metalik alaşımlar için uygulamalı sıcaklık limitleri 1100°C'nin altında kalmaktadır. Bu durum, türbin girişi sıcaklığının artırılmasını oldukça pahalı ve zor kılmaktadır. Verilen kısıtlamalar yüzünden 1985'ten bu yana nikel esaslı alaşımlarda önemli gelişmeler meydana gelmemiştir [3].

Yüksek itme-ağırlık oranlı (trust to weight ratio) tahrik sistemlerine geçilmesi, 1600°C gibi yüksek sıcaklıklarda çalışabilen yüksek mukavemet ve düşük yoğunluklu malzemelerin geliştirilmesini gerektirmiştir. Böylece ara metal malzemeler üzerinde çalışmaya başlanmıştır. Bu ara metal bileşiklerin en önem taşıyanları ise silisitler ve alüminidlerdir. Ayrıca, EDM (Electrical Discharge Machining) süreci sadece elektriksel

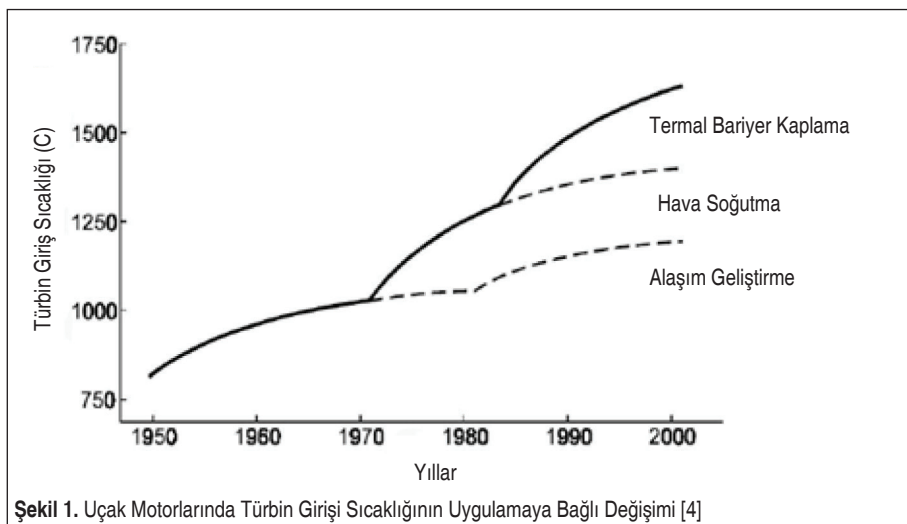
olarak iletken malzemelere uygulanabildiğinden, silisitler de metalik karakterleri sayesinde nitrür, borür ve karbür esaslı malzemeler gibi EDM teknikleri kullanılarak işlenebilirler. Alüminyum ise (Al₂O₃) bu malzemelerin yüksek sıcaklık uygulamalarında termal bariyer kaplama şeklinde kullanılarak koruyucu oksit tabakası görevi görür. Ayrıca FeAl, TiAl, Ni₃Al, NiAl gibi alüminidlerin bazı özel uygulamalar için düşük ve orta dereceli sıcaklıklarda çalışması uygun bulunmaktadır. Ancak bu özellikleri sayesinde süperalaşımlara göre avantaj sağlamalarına rağmen, 1400-1600°C'lik ergime sıcaklıkları sebebiyle 1200°C civarındaki uygulamalarda sınırlı kalmaktadır; çünkü düşük mukavemet ve akma dayanımları 1000°C'nin üzerindeki uygulamalara uygun değildir. Bu sebeple, yüksek servis sıcaklıklarında silisit ve seramik malzemeler uygun görülmektedir [5].

Bu silisitlerden en dikkat çekeni Molibden disilisit'tir (MoSi₂). MoSi₂, 1907 yılında keşfedilmiştir. Malzeme öncelikle, yüksek sıcaklıklarda sünek malzemeler için korozyondan korunum amaçlı kaplama malzemesi olarak kullanılmaktadır. İlk ticari malzemelerin patenti 1930'dan beri elektriksel ısıtma konusunda uzmanlaşmış olan İsveç şirketi Kanthal tarafından 1953'te alınmıştır.

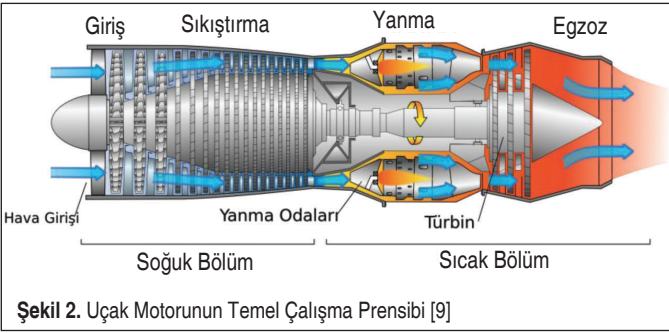
MoSi₂'nin düşük yoğunluk ve yüksek ergime sıcaklığı özellikleriyle beraber, yüksek sıcaklıklı ortamlarda havadaki oksijene karşı uzun süre gösterdiği mükemmel bir oksidasyon dayanımı vardır. MoSi₂ aynı zamanda, kullanımla artan bir elektriksel direnci ve de yüksek servis sıcaklıklarında yüksek elastisite modülü gibi özellikleri yapısında birleştirdiğinden son yıllarda yapısal seramik malzeme olarak kullanılabilme potansiyeli fark edilmiştir. Bu durum, MoSi₂'nin özellikle uçak gaz türbini motorlarındaki yapısal yüksek sıcaklık uygulamaları için aday malzeme olmasını sağlar. Şekil 2'de yapısı şematik olarak verilen bir gaz türbin motorunun giriş kısmındaki sıcaklığın yükseltilebilmesi oldukça önemli ve zahmetli bir süreçtir. Bu bağlamda, yüksek ergime sıcaklığı

ve düşük yoğunluğa sahip olmak, yapısal bir malzeme için temel kriter olmaktadır. 2030°C'lik ergime sıcaklığı yanma süreçlerinde meydana gelen yüksek sıcaklıklara dayanım sağladığından MoSi₂ esaslı kompozitler, oksitleyici ve yıpratıcı ortamlardaki yüksek sıcaklık yapı malzemeleri olarak kullanılırlar. Malzemenin kırılma tokluğu, diğer silikon esaslı seramiklerle benzerlik gösterir ve yine onlar gibi düşük toklukla sonuçlanan gevrek kırılmaya uğrarlar [6, 7, 8].

Molibden disilisit ve ilgili kompozitleri genellikle basınç yardımıyla sinterleme yöntemleri ile üretilirler. Bunlardan sıcak presleme ve sıcak ekstrüzyon en



Şekil 1. Uçak Motorlarında Türbin Girişi Sıcaklığının Uygulamaya Bağlı Değişimi [4]



Şekil 2. Uçak Motorunun Temel Çalışma Prensibi [9]

basit ve ekonomik yöntemler olduklarından sıklıkla kullanılmaktadırlar. Ayrıca Sıcak İzostatik Presleme (SİP) yöntemi de uniform yoğunluk ve tane yapılı karmaşık şekiller elde etme imkânı sunan bir üretim şeklidir. Tepkime sinterlemesi, mekanik alaşımlama ve kendinden yayımlı yüksek sıcaklık sentezi (self propagating high temperature synthesis) gibi diğer pek çok teknik üzerinde çalışılmakta; fakat henüz bu yöntemler ticari amaçlarla uygulanabilir görülmemektedir. Ayrıca MoSi₂, kompozit malzemelerde kullanılmasının yanı sıra, uygun elementlerle alaşımlanmasıyla, mukavemet, akma dayanımı ve yüksek sıcaklık oksidasyon dayanımı özelliklerinde önemli gelişmeler elde edilebilir. Elektriksel iletkenliği sayesinde de diğer seramiklerde olduğu gibi, yüksek servis sıcaklıklarında yapılan özel uygulamalar için EDM tekniği ile işlenmeye uygundur.

MoSi₂'nin bu özelliklerinin fark edilmesinin ardından işlenmesi, mikro yapısal kontrolü ve karakteristik özellikleri üzerinde yapılan çalışmalarda önemli gelişmeler kaydedilmiş ve malzeme hakkında pek çok araştırma ve yayın yapılmıştır. Malzemenin şu anda havacılık sanayindeki kullanım alanları; türbin kanatçıkları, oksitleyici ortamdaki yanma odası bileşenleri, füze lüleleri, eriyik metal borulardır. Endüstrideki yer esaslı uygulamalarda ise yüksek sıcaklık fırınlarında, kimya endüstrisindeki bazı uygulamalarda, geleneksel seramik ve cam endüstrisindeki metalürjik amaçlı bilimsel araştırmalarda, gaz yakıcılarında, dizel motorlarının gömlek bujilerinde (glow plug) kullanılır. Ayrıca düşük elektriksel direnç, yüksek termal stabilite, yüksek elektron-göçümü (electron migration) dayanımı ve difüzyon-bariyer karakteristikleri sebebiyle, mikroelektronik cihazlarda ince silisit tabakaların bağlantı malzemeleri olarak kullanılır [10-12].

Bu çalışmada, Molibden disilisit esaslı malzemelerin yapısal uçak motoru malzemesi olarak diğer geleneksel malzemelerin yerine aday olabileceği anlatılmış ve uçak motoru teknolojisindeki gelişimin hızlandırılabilmesi için metalik malzemelerden ara metal malzemelere geçişin bir gereklilik olduğunun vurgulanması amaçlanmıştır. Çalışmanın kapsamında, saf MoSi₂'nin temel karakteristiklerinin anlatılması ve malzeme-yi uçak motoru uygulamaları için aday yapan en önemli unsur olan oksidasyon özelliklerinin açıklanmasının ardından,

malzeme özelliklerinin geliştirilebilmesi için yapılan uygulamalar verilmiştir. Bu uygulamalar, kompozit yaklaşım ve alaşımlama yaklaşımı olarak iki farklı şekilde ele alınmıştır. Malzemenin özellikle Si₃N₄ ile oluşturduğu kompozit sistemler, MoSi₂'nin uçak motoru uygulamalarında yapısal eleman olarak kullanılabilmesini açıklıkla göstermektedir.

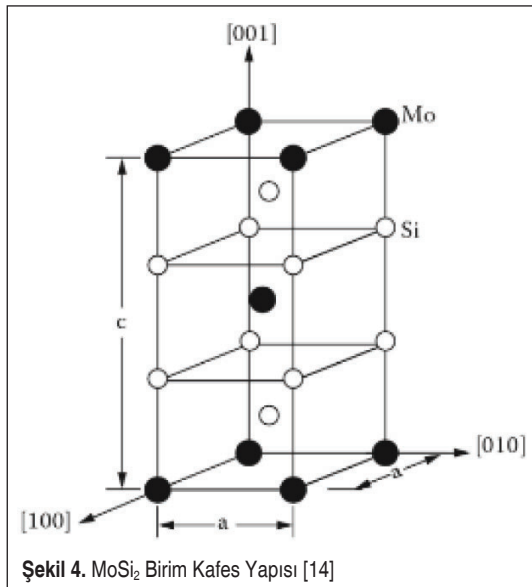
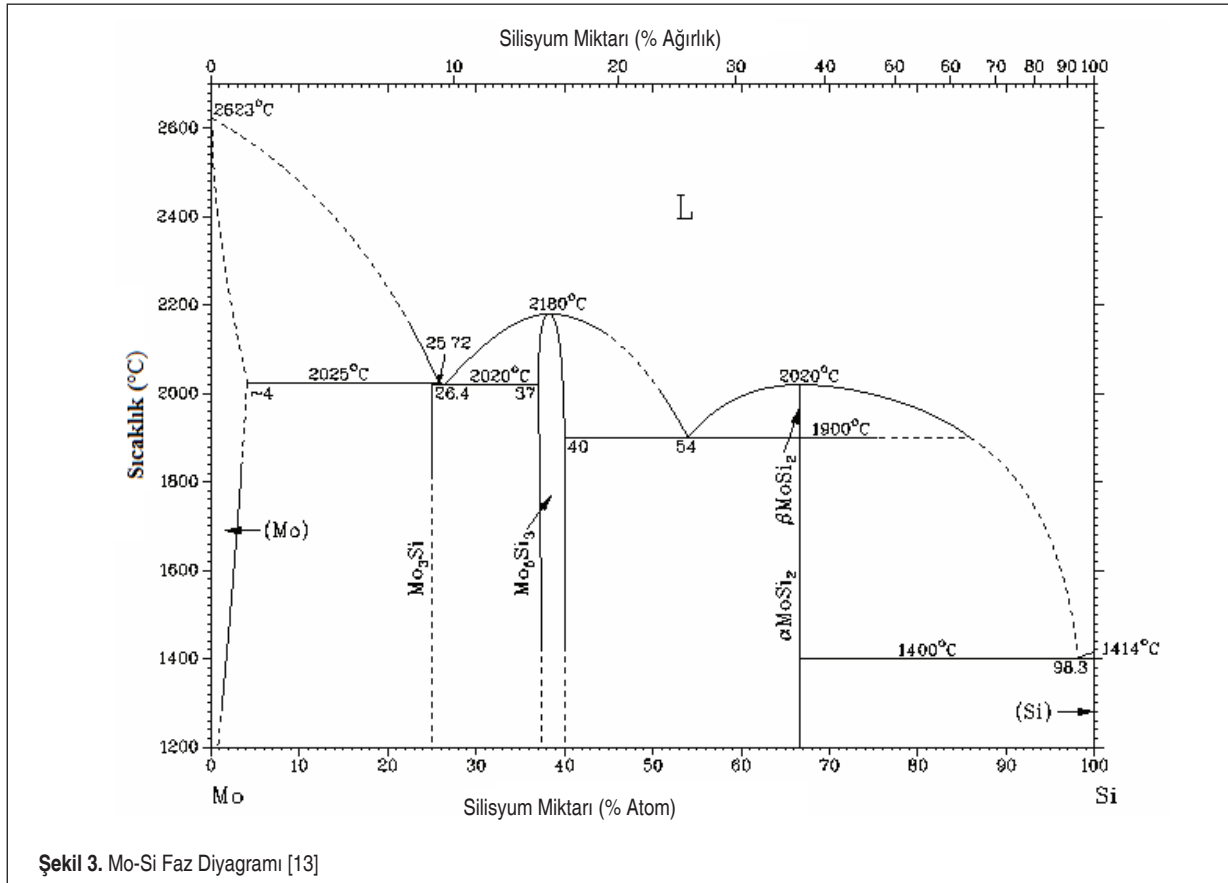
2. FİZİKSEL VE KİMYASAL ÖZELLİKLER

MoSi₂'nin fiziksel ve kimyasal özellikleri onu yüksek sıcaklık yapı malzemesi olarak ilginç kılmaktadır. MoSi₂'nin, 2030°C'lik ergime sıcaklığı ve yapısındaki koruyucu silisyum tabakası nedeniyle oldukça yüksek bir oksidasyon dayanımı olduğu önceki bölümde belirtilmişti. Çok kristalli MoSi₂ yapıları 1000°C'lik bir ortamda sıkıştırılması halinde kırılığandan sünek yapıya doğru geçiş gösterir. Bazı tek kristalli yapılarda ise makroskopik süreç daha düşük sıcaklıklarda ortaya çıkar. Malzeme Si₃N₄, SiC, Al₂O₃, ZrO₂ gibi malzemelerinde dahil olduğu geniş bir yapısal seramik yelpazesinde kullanıldığında termodinamik olarak stabil özellik göstermektedir [6].

Bu sebeple MoSi₂, kompozit yapılardaki gelişim için önemli potansiyel oluşturmaktadır. Aynı zamanda WSi₂ ve NbSi₂ gibi diğer yüksek ergime sıcaklıklı silisitlerle de alaşımlandırılabilir. Bu bağın metalik olma miktarına göre EDM teknikleriyle diğer pek çok yapısal seramiğe göre çok daha kolay işlenebilir. Sonuç olarak MoSi₂, kolay bulunabilen, kullanıldığı alandaki diğer malzemelere oranla düşük maliyetli ve çevreye zarar vermeyen bir malzemedir.

Mühendislik özelliklerine göre MoSi₂'nin ısı iletkenliği Si₃N₄ ile SiC arasındadır. Yüksek ısı iletkenlik motor parçalarının soğutulmasında önemli bir faktördür. Elastisite modülü de SiC'e yakındır. Yüksek sıcaklık oksidasyon dayanımı SiC'e benzer olmasının yanı sıra, maksimum oksitlenme miktarları MoSi₂ için 500°C civarında meydana gelmektedir. Ayrıca termal gerilmeleri minimize etmekte ve termal şok dayanımının artırılmasında faydalı olan Al₂O₃'üne yakın bir ısıl genleşme katsayısı vardır. Bu ısıl genleşme, kompozit bir sistemi tasarlama sırasında da önemlidir. Matris ve destekleyici yapının ısıl genleşme katsayılarının birbiri ile eşleşebilmesi, yüzeyler arası çatlakların diğer mekanik özellikler üzerindeki etkisini minimize etmek için gereklidir [7].

Şekil 3'teki Mo-Si faz diyagramından görüldüğü üzere, Molibden ve Silisyum arasında üç farklı stokiometri vardır. Bunlar; Mo₃Si (kübik), Mo₅Si₃ (tetragonal) ve MoSi₂'dir (tetragonal). MoSi₂'nin kafes yapı parametreleri ise a=0.3205nm ve c=0.7845nm c/a=2.45'dir. Şekil 4'te kafes yapısı gösterilmekte olan MoSi₂'nin Molibden atomları (0, 0, 0) ile (1/2, 1/2, 1/2) pozisyonlarında ve silisyum atomları ise (0, 0, 1/3), (0, 0, 2/3), (1/2, 1/2, 1/6), (1/2, 1/2, 5/6) pozisyonlarında bulunmaktadır. Birim hücrenin, c yönünde sıkıştırılmış üç sahte



hücreden oluştuğu düşünülebilir; her sahte hücrenin (pseudo-cell) merkezinde bir atom bulunmaktadır [6, 7, 8, 10].

MoSi₂'nin kırılma tokluğu davranışı da diğer silikon esaslı seramiklerin kırılma tokluğu davranışına benzerdir. Her iki tür malzeme de düşük toklukla sonuçlanan gevrek şekilde kırılırlar. Tek kristalli MoSi₂ ile silikon esaslı diğer seramik-

lerin tokluk seviyeleri aynı aralıktadır. Bu yüzden, MoSi₂ esaslı kompozitleri toklaştırmak için klasik seramik kompozit yaklaşımları kullanmak mümkündür. Genel olarak seramikler, diğer seramik fiberler, zayıf yüzeyler arası bağlarla çatlak ilerlemesine izin verecek parçacıklarla ya da asıl toklaştırma mekanizması olarak titreşim süreçleriyle desteklenir. Diğer teknikler ise faz dönüşümü toklaştırması ya da büyütülmüş tane yapılarıdır. Her durumda elde edilen sonuçlar ortalama olmaktadır [8].

Yüksek sıcaklık akma mekanizmalarında bu iki malzeme sınıfı birbirinden bariz şekilde ayrılır. Silikon esaslı seramikler tane sınırı kayması (boundary grain sliding) ve düşük ve yüksek gerilmelerde kavitasyon akması gösterirken, MoSi₂ ise yüksek gerilmelerde matris dislokasyonu ve düşük gerilmelerde tane sınırı kayması yoluyla deforme olur. Sürekli ve süreksiz fiberlerin her ikisi de seramik malzemelerde akma özelliklerini geliştirmek için kullanılır. Burada önemli olan, fiber-matris ara yüzünün dayanımının geliştirilmesinde gerekli olan yük transferini sağlayacak kadar mukavim olmasıdır. Ayrıca uzatılmış tane yapıları üst üste bulunan tanelerin kayma miktarını azalttığından faydalı görülmektedir. Sonuç olarak, tane sınırı silikonları seramiklerde yüksek sıcaklık sürünme dayanımına katkıda bulunduğundan, tane sınırı silikon fazı Al₂O₃ ve Y₂O₃ gibi alaşımlandırmalarla iyileştirilmeye

Tablo 1. MoSi₂'nin Fiziksel Özellikleri [15]

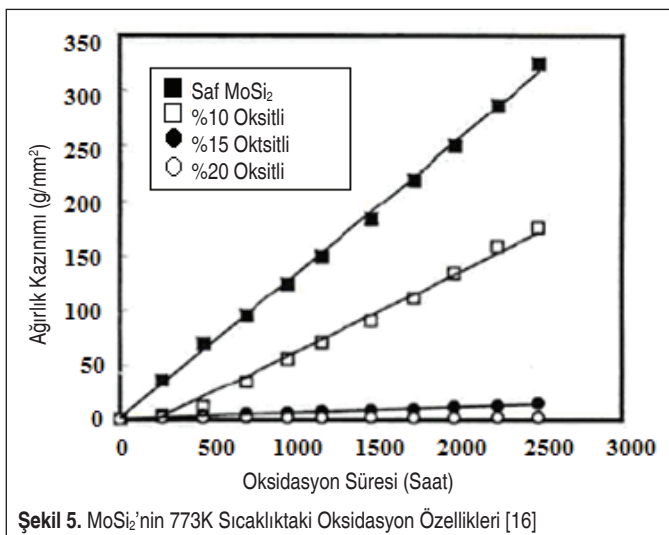
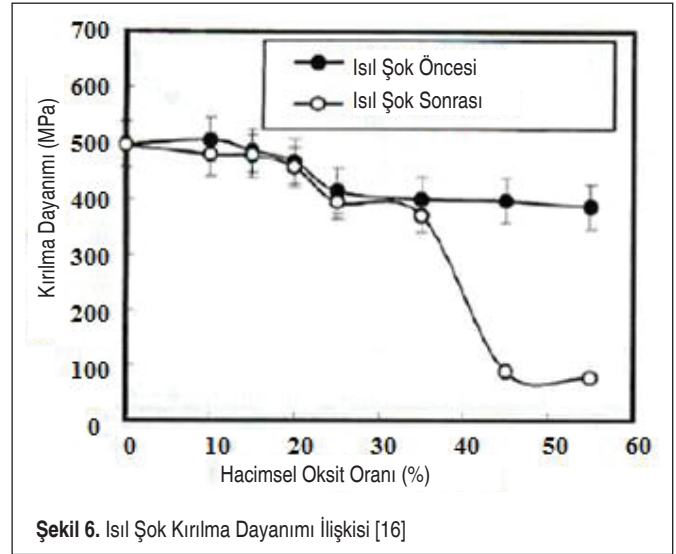
	Metrik	İngiliz
Yoğunluk	6.23 g/cm ³	0.225 lb/in ³
Moleküler Ağırlık	152.11 g/mol	152.11 g/mol
Elektriksel Direnç (20°C)	3.5x10 ⁻⁷ ohm-cm	3.5x10 ⁻⁷ ohm-cm
Elektriksel Direnç (1700°C)	4.0x10 ⁻⁶ ohm-cm	4.0x10 ⁻⁶ ohm-cm
Isıl Kapasite	0.437 J/g-°C	0.104 BTU/lb-°F
Isıl İletkenlik	66.2 W/m-K	459 BTU-in/hr-ft ² -°F
Ergime Noktası	2020°C	4046°F
Havadaki Maksimum Servis Sıcaklığı	1600°C	2912°F
Kristal Yapı	Tetragonal	Tetragonal

çalışılmaktadır [2]. Tablo 1'de MoSi₂'nin metrik ve İngiliz birim sistemindeki bazı özellikleri gösterilmektedir.

3. ISIL ŞOK DİRENCİ

MoSi₂ örneklerinin ağırlık kazanımının, oksitlenmenin zamanla fonksiyonu olarak değişimi Şekil 5'teki gibidir. MoSi₂ ve hacimce %10 oksit kompozitlerinin ağırlıkları oksitlenme süresi ile orantılı biçimde lineer olarak artar. Hacimce %15 örnekler ağırlıkta yavaş bir değişim gösterir. Hacimce %20 veya daha yukarısı için 2500 saat boyunca ağırlıkta herhangi bir değişim olmadığı görülmüştür.

Monolitik MoSi₂ ve hacimce %10 oksitli MoSi₂ kompozitlerinin yüzeylerinde ufalanma olayı çok belirgindir. Hacimce %15 oksitli MoSi₂'de oksitlenme belirsizdir. Oksit miktarı hacimsel %20 veya daha üstüne çıktığı zaman malzeme yüzeyinde herhangi bir oksitlenme görülmez. İlave oksitler fazın içinde dağılmışsa, oksitlenme kolayca gerçekleşir. Oksitler devamlı faz haline gelince kompozitlerin oksitlenmesi

Şekil 5. MoSi₂'nin 773K Sıcaklıktaki Oksidasyon Özellikleri [16]

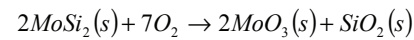
Şekil 6. Isıl Şok Kırılma Dayanımı İlişkisi [16]

zorlaşır. Bu durum ilave oksidin düşük sıcaklık oksitlenme direncine etkisinin, oksidin yapı içindeki dağılım karakteristiği ile ilgili olduğunu gösterir. Malzemenin termal şoktan önceki ve sonraki kırılma dayanımı Şekil 6'da görülmektedir. Oksitlerin oranı hacimce %35 civarındayken, kuvvet değerleri termal şoktan sonra da 400 MPa civarlarında kalırken hacimce %45 oksit malzemesinin kuvvet değerleri 100 MPa seviyelerine düşer. Oksitlerin miktarı hacimce %45 seviyelerine çıkınca, oksitler tane yüzeylerinde birikmiş ve MoSi₂'nin yapısı ağ durumunda süreksiz yapıya dönüşmüştür. Bu da malzemenin termal iletkenliğini düşürür [16].

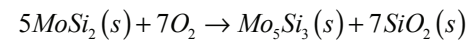
4. OKSİDASYON ÖZELLİKLERİ

MoSi₂ uygulamalarındaki en büyük dezavantajlardan biri, pest oksidasyonu olarak bilinen, düşük sıcaklık oksidasyonu sırasında meydana gelen yapısal ayrışmadır [17]. MoSi₂, 400-600°C arasındaki oksitleyici ortama maruz kaldığında toz haline alır. Bu durum 1950'li yıllarda keşfedilmiştir. Bu olayın, oksijenin kısa çevrimli difüzyonu ve ardından tane sınırlarında çözünmesiyle meydana gelen tane sınırı kırılması olduğu düşünülmektedir; buna rağmen sürecin tam doğası halen anlaşılabilir değildir.

MoSi₂ için iki farklı oksitlenme reaksiyonu vardır:



$$\Delta G = -4000 \text{ kJ / mol}$$



$$\Delta G = -5200 \text{ kJ / mol}$$

Her iki reaksiyonda termodinamik olarak uygulanabilir; fakat ilki 400-600°C arasında pesting ile sonuçlandığından önem kazanmaktadır. MoSi₂'nin bu reaksiyonu, önemli bir miktar hacim genişlemesi ve kristal haldeki MoO₃ tabakaları (tortu-



Şekil 7. Sıcak korozyona maruz kalmış türbin kanadı [20]

ları), amorf yapılı SiO_2 yığınları ve reaksiyondan arta kalan MoSi_2 kristallerinden oluşan ayrıışmış toz üründen kaynaklanmaktadır [17, 18, 19].

Tek kristalli MoSi_2 yapılarıdaki pesting reaksiyonu çok kristalli yapıya göre çok daha az miktarda meydana gelmektedir. Tek kristalli yapılar için yaklaşık 500°C 'lik oksitleyici ortamda birkaç saat tutulduğunda malzeme yüzeyinde gözle görülür bir değişim meydana gelmemektedir [18]. Yalnızca 50 saatin üzerindeki uzun periyotlu uygulamalarda, numune yüzeyler pesting etkisini göstermeye başlar. Etki, kendisini farklı yüzeylerde farklı şekiller halinde meydana gelen kabarcık patlamaları halinde gösterir ve bileşimleri de Si-Mo-O'ye benzerdir. Tek kristallerin diğer oksidasyon reaksiyonları kabarcıkla sonuçlanmamaktadır; fakat yine MoO_3 tortuları ve SiO_2 yığınları meydana gelmektedir. Bu durum, Si-Mo-O yüzey oksidi yarı kararlı olduğundan, kabarcıkların daha sonra uzatılmış oksidasyon nedeniyle, MoO_3 ve SiO_2 gibi termodinamik olarak kararlı yapılara dönüşen bir ön geçiş hali olduğunu göstermektedir. MoSi_2 , tek kristallerinin ayrışması sadece uzun süreli bir oksitlenme ile meydana gelir (>1000 saat). Oksijenin tek MoSi_2 kristallerindeki hacimsel difüzyonu en önemli süreçtir. Şekil 7'de sıcak korozyona maruz kalan bir türbin kanadı gösterilmektedir. Oksijenin hacimsel difüzyonu, Si-Mo-O yüzey oksitlerinin oluşumunu ve yüzeyde meydana gelen kabarcık miktarını arttırmakta; sonuç olarak, MoO_3 ve SiO_2 arası bağın zayıf kalmasına sebep olmaktadır ki bu da büyük miktarda oksidasyona ve numune yüzeyinde oyuklara neden olur [18,19].

600°C 'nin üzerindeki sıcaklıklarda oksidasyon sırasında ise MoSi_2 'de pesting etkisi görülmemektedir. MoSi_2 kompozitler, titanyum, niobyum, tantalum kompozitler, ara metal (intermetallic) bileşikler ve nikel esaslı süperalaşımına göre çok yüksek bir izotermal oksidasyon dayanımına sahiptir. Düşük oksijen geçirgenlik oranları sayesinde MoSi_2 'deki koruyucu silikon tabakaları oksidasyon saldırılarına karşı mükemmel bir bariyer görevi görür. MoSi_2 bu özelliğini 1600°C 'ye kadar hatasız bir şekilde korur [5].

5. MALZEME ÖZELLİKLERİNİN İYİLEŞTİRİLMESİ İÇİN YAPILAN UYGULAMALAR

Gevrek yapısal yüksek sıcaklık seramiklerinin dayanımını arttırmak için pek çok kompozit yaklaşımı geliştirilmiştir. Evans'ın çalışmasında açıklandığı üzere, bunların birçoğu yüksek sıcaklık yapısal silisitlerine uygulanmıştır. Uygulamaların gaz türbin motorlarında kullanılan Nikel esaslı yapısal malzemelerin yerine geçebileceği öngörülmektedir [21].

Sürekli seramik fiberler ile takviye edilmiş seramik matrisler $30 \text{ MPa m}^{1/2}$ 'yi geçen değerler ile malzemenin kendi sınıfındaki en yüksek tokluk oranlarını göstermektedir. SiC fiber-SiC matris kompozitleri bunun iyi örneklerinden biri olarak gösterilebilir. Bu değer, 1700°C 'ye varan uçak motoru uygulamalarındaki oksitleyici ortamlara maruz kalan malzemeler için oldukça tatmin edici bir değerdir [22]. Zirkonyum ilavesi ile yapılan toklaştırma işlemi de önemli ve sık yapılan bir uygulamadır. MoSi_2 matris'e yapılan ZrO_2 parçacık ilavesi kırılma tokluğunu $8 \text{ MPa m}^{1/2}$ 'ye kadar yükseltmektedir [23, 24, 25].

Kompozit uygulamalarındaki bir başka problem ise sistemi oluşturan malzemelerin ısıl genleşme katsayılarındaki farklılık nedeniyle meydana gelen artık gerilmelerdir. Al_2O_3 'ün ısıl genleşme katsayısının MoSi_2 'ninkine çok yakın olması bu durumu ortadan kaldırır [26]. Plazma spreyi ile şekillendirme yöntemiyle imal edilmiş tabakalı MoSi_2 - Al_2O_3 kompozitleri bu duruma örnek verilebilecek bir uygulamadır. Bu malzemeler yüksek sıcaklıklarda iyi plastik deformasyon özellikleri gösterir [27]. Literatüre bakıldığında, uçak motoru yapısal uygulamalarında en fazla kullanılan malzemelerden bazıları olan Inconel 718, A-286 ve Udimet 700'in mukavemet değerlerinin 650°C 'nin üzerindeki sıcaklıklarda ani olarak düştüğü görülmektedir [28]. MoSi_2 - Al_2O_3 kompozitlerinin uçak motoru çalışma sıcaklıklarındaki plastik deformasyon özelliği malzemeyi bu durum karşısında iyi bir alternatif yapmaktadır.

MoSi_2 'nin özelliklerinin iyileştirilerek uçak motoru çalışma ortamları için uygun hale getirilmesinde pek çok kompozit yaklaşımı söz konusu olmasıyla birlikte, bazı alaşımlama çalışmaları da gerçekleştirilmiştir. Alaşımlamanın temel amacı, yapısal silisitlerin geleneksel uçak motoru yapısal elemanlarına göre bariz şekilde kırılma olmaları nedeniyle, yüksek olan şekil verilme maliyetinin düşürülmesi ve darbe toleranslarının yükseltilmesidir [29, 30, 31]. İşlem, sünek-gevrek geçiş sıcaklığının düşürülmesi için Molibden ve Silisyum atomları arasındaki bağların Silisyum atomlarının kendi aralarındaki bağlardan daha zayıf hale getirilmesini amaçlar. Böylece, malzemede yırtılma meydana gelmesizin plastik deformasyon oranı artırılabilir [32, 33].

5.1 MoSi₂-Si₃N₄ Kompozitleri

MoSi₂-Si₃N₄ kompozit sistemi oldukça ilginç ve önemli bir uygulamadır. Si₃N₄ yüksek ilavesi dayanımı, iyi ısıl şok özellikleri ve bir yapısal silisit için görece yüksek kırılma tokluğu karakteristikleri sebebiyle en önemli yapısal seramiklerden biri olarak kabul edilmektedir. MoSi₂ ve Si₃N₄ termodinamik

olarak yüksek sıcaklıklarda stabil malzemelerdir [34]. Tablo 2'de, her iki malzemenin uçak motoru çalışma sıcaklıklarındaki karakteristikleri ve temel özellikleri gösterilmektedir.

MoSi₂'ye yapılan Si₃N₄ katkılarının oksidasyon mekanizmasında yaptığı basit değişimler sayesinde pest oksidasyonunu tamamen ortadan kaldırdığı gözlemlenmiştir [36]. %30-50 Si₃N₄ ilavesi, eski MoO₃ tabakası yerine koruyucu silikon oksinitrit (Si₂ON₂) tabakası oluşturarak ufalanma etkisini ortadan kaldırmaktadır. Ayrıca Si₃N₄ eklenmesi oda sıcaklığındaki kırılma mukavemetini iki kat arttırmakta, 1200°C'de sürtünme katsayısını beşte bir oranında aşağı çekmekte ve MoSi₂'nin termal genişleme katsayısını (CTE) düşürmektedir [37]. Malzeme, uzatılmış Si₃N₄ taneleri kullanılarak sentezlendiğinde kırılma tokluğu 15 MPa m^{1/2} değerine ulaşabilmektedir. Yüksek sıcaklıklarda kullanılan diğer yapısal seramikler için yapılan çalışmalar literatürden incelendiğinde, kompozit yaklaşımının malzemenin kırılma tokluğu özelliğini büyük oranda arttırdığı görülmektedir. Çok kristalli MoSi₂'nin ve yoğunlaştırılmış çok kristalli Si₃N₄'ün oda sıcaklığı kırılma tokluğu 3 MPa m^{1/2}'dir [38, 39]. Mikroyapılar ve bazı imalat koşulları Tablo 3'te verilmektedir.

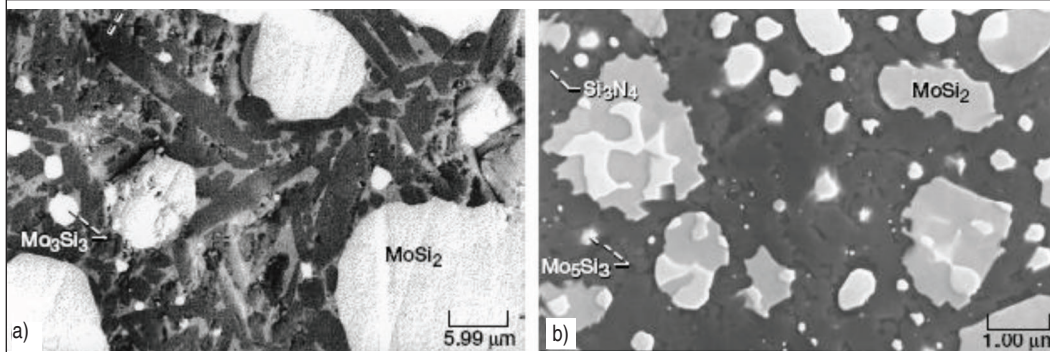
Şekil 8a'da yoğun MoSi₂-Si₃N₄ kompozitlerinin (MS-70 ve MS-80) taramalı elektron mikroskobu görüntüleri verilmektedir. İmalat sırasında orijinal α-Si₃N₄ tozları rastgele yönelimli β-Si₃N₄ tellerine dönüşmektedir. Bu uzun tele benzer taneler

Tablo 2. MoSi₂ ve Si₃N₄'ün Önemli Özelliklerinin Karşılaştırılması [35]

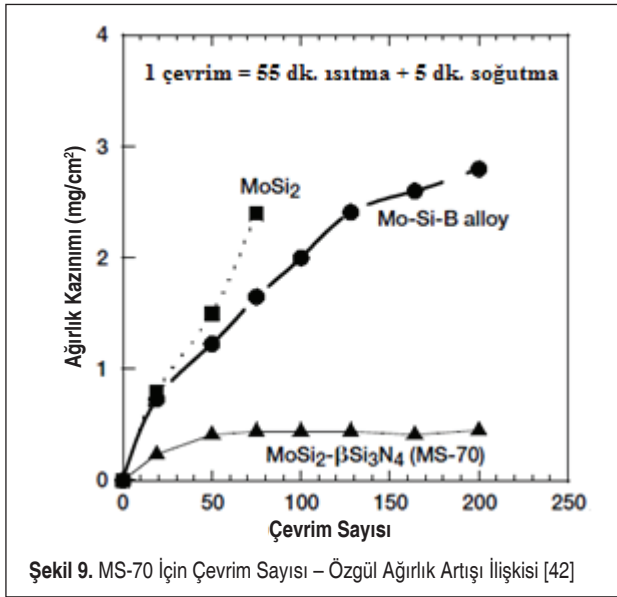
Özellik	MoSi ₂	Si ₃ N ₄
Yoğunluk (g/cm ³)	6.2	3.2
Elektriksel İletkenlik (ohm-cm)	7x10 ⁻⁵	10 ¹⁶
Isıl Genleşme Katsayısı (10 ⁻⁶ /°C)	7.2	3.8
Isıl İletkenlik (W/mK)	65	37
Ergime Noktası (°C)	2030	2100
Sürünme Dayanımı (°C)	1200	1400
Tokluk	Yüksek	Yüksek
Yüksek Sıcaklık Uygulamalarında		
Oksidasyon Dayanımı	İyi	Mükemmel
Yapısal Stabilité	İyi	İyi
İşlenebilirlik	Kolay	Zor
Maliyet	Düşük	Yüksek

Tablo 3. MoSi₂-Si₃N₄ Kompozitleri İçin Çeşitli İmalat Koşulları ve Mikroyapılar [40]

Kısaltma	Kompozisyon (wt %)	İmalat Koşulu	Mikroyapı
MS - 60	MoSi ₂ -35Si ₃ N ₄ -4Al ₂ O ₃ -1Y ₂ O ₃	Sıcak Pres:1400 °C /120 Mpa 2 saat	Yoğun β-Si ₃ N ₄ , uzun tel biçimli yapılı
MS - 70	MoSi ₂ -35Si ₃ N ₄ -4Al ₂ O ₃ -1Y ₂ O ₃	Sıcak Pres:1800 °C /70 Mpa 3 saat	Yoğun β-Si ₃ N ₄ , uzun tel biçimli yapılı
MS - 80	MoSi ₂ -35Si ₃ N ₄ -4Al ₂ O ₃ -1Y ₂ O ₃	Sıcak Pres:1600 °C /56 Mpa 2 saat	Yoğun olmayan α-Si ₃ N ₄ , blok yapılı
MS - 50	MoSi ₂ -35Si ₃ N ₄	Sıcak Pres:1400 °C /120 Mpa 2 saat	Yoğun α-Si ₃ N ₄ , blok yapılı
MS - 40	MoSi ₂ -35Si ₃ N ₄	Sıcak Pres:1200 °C /120 Mpa 2 saat	Yoğun olmayan α-Si ₃ N ₄ , blok yapılı



Şekil 8. a) (MS-70) Rastgele Yönelimli Uzun β-Si₃N₄ ve Büyük MoSi₂ Taneleri, b) (MS-80) Blok Yapılı Si₃N₄ Taneleri [40]



Şekil 9. MS-70 için Çevrim Sayısı – Özgül Ağırlık Artışı İlişkisi [42]

malzeme içinde iyi dağılmış ve 1900°C’de bile MoSi₂ taneleriyle tepkimeye girmeyecek kadar sabit yapıdadır. Şekil 8b’de ise izole edilmiş bazı bölgelerde Mo₅Si₃ fazı gözlemlenebilmektedir [40].

Şekil 9’da, 500°C’de MoSi₂-βSi₃N₄ (MS-70) ve saf MoSi₂’nin düşük çevrimli oksidasyon özellikleri gösterilmektedir. Mo-SiB alaşımı, oksidasyon davranışı karşılaştırma yapılabilmesi için tabloya eklenmiştir. Önceden değinildiği üzere, 500°C, pest oksidasyonunun en yoğun biçimde görüldüğü sıcaklıktır. Şekildeki değerler malzemeyi yapısal havacılık uygulamaları için oldukça ilgi çekici kılmaktadır [41, 42].

Şekil 9’dan görüldüğü üzere, MS-70 kompoziti saf MoSi₂ MoSiB alaşımı ile karşılaştırıldığında oldukça az ağırlık artışına maruz kalmıştır. Bu durum, miktarı artan bir oksidasyonun meydana gelmediğini göstermektedir. Aksine, saf MoSi₂ ve MoSiB alaşımına bakıldığında ise ağırlığın hızlı bir biçimde arttığı ve ardından pest oksidasyonu meydana geldiği gözlemlenmektedir.

6. SONUÇ

Molibden disilisit (MoSi₂) ve kompozitleri yüksek sıcaklık uygulamaları için önemli bir yapısal malzeme sınıfı olmuştur. Seramik/ara metal bileşikler arasında bir geçiş görevi gördüğünden, bu silisitlerin geliştirilmesinde hem metal hem de seramik işleme teknikleri çok önemlidir. MoSi₂ kompozitler yıpratıcı ve oksitleyici ortamlardaki yüksek sıcaklık uygulamalarında önemli malzemelerdir. Aynı zamanda son on yıl içinde kompozit malzeme yaklaşımıyla, hem kırılma tokluğu hem de akma dayanımı özelliklerinde de önemli gelişmeler sağlanmıştır. Bunlardan MoSi₂-Si₃N₄ kompozit sistemi dikkat çekici olanlarından biridir. Yapılan çalışmalar, MoSi₂’ye yapılan Si₃N₄ takviyesinin oksidasyon mekanizmasındaki temel değişimler sayesinde MoSi₂’deki pest oksidasyonu dav-

ranışını tamamen ortadan kaldırdığını göstermiştir. Ayrıca, MoSi₂-Si₃N₄ kompozitleri şu anda diğer yapısal seramiklerle karşılaştırıldığında oldukça yüksek kırılma tokluğu değerlerine ulaşabilmektedirler. İlerleyen yıllar içerisinde uçak motorlarında yapısal eleman olarak kullanılan geleneksel süperalaşımaların mekanik kabiliyetleri, gelişen teknolojiye bağlı olarak uçaklardan istenen hız/performans/maliyet kriterlerini karşılayamamaya başlamıştır. Yapılması öngörülen çalışma ise metal dışı ileri teknoloji malzemelerine yönelerek maliyeti ve üretim zorluğunu azaltmanın yanı sıra, kullanım ömrünü uzatarak uçak motorlarının performans katsayılarını arttırmaya çalışmaktır. Bu doğrultuda düşünüldüğünde, MoSi₂ esaslı elemanlar mekanik özellikleri ve üretim maliyetleri göz önüne alındığında, uçak motorlarındaki yapısal uygulamalar için süperalaşımaların yerini alabilecek aday malzemelerdir. Günümüzde diğer olası MoSi₂ esaslı malzeme uygulamaları aynı zamanda yanma odası parçaları, füze lüleleri, eriyik metal boruları, endüstriyel gaz brülörleri, dizel motorların ateşleme bujileri, cam işleme malzemeleri ve özellikle yeni kullanım alanı olarak uçakların kompresör ve türbin kanatlarında yapısal malzeme olarak kullanılmasını kapsar. MoSi₂ esaslı kompozitlerin araştırılması ve geliştirilmesine olan ilgi giderek artmakta ve MoSi₂’nin yakın zamanda diğer uygulamalara da gireceği düşünülmektedir.

KAYNAKÇA

1. **Sadananda, K., Feng, C. R., Mitra, R., Devi, S. C.** 1999. “Creep and Fatigue Properties of High Temperature Silicides and Their Composites,” *Materials Science and Engineering*, vol. A 261, p. 223-238.
2. **Yao, Z., Stiglich, J. J., Sudarshan, T. S.** 1998. “Molybdenum Disilicide Materials and Their Properties,” *Journal of Materials Engineering and Performance*, vol. 8 (3), p. 291-304.
3. **Soetching, F. O.** 1999. “A Design Perspective on Thermal Barrier Coatings,” *Journal of Thermal Spray Technology*, vol. 8 (4), p. 505-511.
4. **Koolloos, M. F. J.** 2001. “Behaviour of Low Porosity Microcracked Thermal Barrier Coatings Under Thermal Loading,” *Doctoral Dissertation, Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven.*
5. **Vasudevan, A. K., Petrovic, J. J.** 1992. “A Comparative Overview of Molybdenum Disilicide Composites,” *Materials Science and Engineering*, vol. A155, p. 1-17.
6. **Petrovic, J. J.** 1997. “High Temperature Structural Silicides,” *Ceramic Engineering and Science Proceedings*, vol. 18, p. 3-17.
7. **Petrovic, J. J., Vasudevan, A. K.** 1994. “Overview of High Temperature Structural Silicides,” *Material Research Society Symposium Proceedings*, vol. 322, p. 3-8.
8. **Petrovic, J. J.** 1993. “MoSi₂ Based High Temperature Structural Silicides,” *MRS Bulletin*, vol. 8, p. 35-40.
9. tr.wikipedia.org/wiki/Gaz_türbinli_motorlar, son erişim tarihi: 24 Ağustos 2016.

10. **Sadananda, K., Feng, C. R.** 1993. "Creep of High Temperature Composites," In Processing and Fabrication of Advanced Materials for High Temperature Applications II, Ed. Ravi, V. A., Srivatsan, T. S., TMS, USA.
11. **Kumar, K. S., Liu, C. T.** 1993. "Ordered Intermetallic Alloys, Part II : Silicides, Trialuminides and Others," The Journal of The Minerals, Metals & Materials Society, vol. 45 (6), p. 28-34.
12. **Sadananda, K., Feng, C. R.** 1994. "A Review of Creep and Silicides and Composites," Materials Research Society Symposium Proceedings, vol. 322, p. 157-173.
13. **Vahlas, C., Chevalier, P. Y., Blanquet, E.** 1989. "A Thermodynamic Evaluation of Four Si-M (M=Mo,Ta,Ti,W) Binary Systems," CALPHAD, vol. 13 (273).
14. **Khanra, G. P., et.al.** 2012. "Development of MoSi₂-SiC Component for Satellite Launch Vehicle," ISRN Metallurgy, vol. 2012, p. 2.
15. **Shah, D. M.** 1992. "MoSi₂ and Other Silicides as High Temperature Structural Materials," 7th International Symposium on Superalloys, 24-28 September 1992, Champion, PA, U.S.A.
16. **Wang, G., Jiang, W., Bai, G., Wu, L.** 2003. "Effect of Addition of Oxides on Low Temperature Oxidation of Molybdenum Disilicide," Journal of American Ceramic Society, vol. 86 (4), p. 731-734.
17. **Meschter, P. J.** 1992. "Low Temperature Oxidation of Molybdenum Disilicide," Metallurg. Trans. A, vol. 23A, p. 1763-1772.
18. **Chou, T. C., Nieh, T. G.** 1992. "New Observation of MoSi₂ Pest at 500°C," Scrip. Metallurg. Mater., vol. 26, p. 1637-1642.
19. **Chou, T. C., Nieh, T. G.** 1993. "Pesting of the High Temperature Intermetallic MoSi₂," Journal of Materials, November, p.15-22.
20. <http://reliableturbineservices.com/case-studies/blade-carrier-restoration>, son erişim tarihi: 02.09.2016.
21. **Evans, A. G.** 1990. "Perspective on the Development of High-Toughness Ceramics," J. Am. Ceram. Soc., vol. 73, p. 187.
22. **Petrovic, J. J.** 2000. "Toughening Strategies for MoSi₂ – Based High Temperature Structural Silicides," Intermetallics, vol. 8, p. 1175-1182.
23. **Green, D. J., Hannink R. H. J., Swain, M. V.** 1989. Transformation Toughening of Ceramics, CRC Press Inc., Boca Raton, p. 57-93.
24. **Petrovic, J. J., Honnell, R. E., Mitchell, T. E., Wade, R. K., McClellan, K. J.** 1991. "ZrO₂-Reinforced MoSi₂ Matrix Composites," Ceram. Eng. Sci. Proc., vol. 12, p. 1633.
25. **Suzuki, Y., Sekino, T., Niihara, K.** 1995. "Effects of ZrO₂ Addition on Microstructure and Mechanical Properties of MoSi₂," Scripta. Metall. Mater., vol. 33, p. 69.
26. **Blendell, J. E., Coble, R. L.** 1982. "Measurement of Stress Due to Thermal Expansion Anisotropy in Al₂O₃," Journal of the American Ceramic Society, vol. 65 (3), p. 174-178.
27. **Bartlett, A. H., Castro, R. G., Butt, D. P., Kung, H., Petrovic J. J., Zurecki, Z.** 1996. "Plasma Sprayed MoSi₂/Al₂O₃ Laminate Composite Tubes as Lances in Pyrometallurgical Operations," Industrial Heating, January.
28. **Schafrik, R., Sprague, R.** 2008. "Superalloy Technology – A Perspective on Critical Innovations for Turbine Engines," Trans. Tech. Publications, vol. 380, p. 113-134.
29. **Uzunonut, Y.** 2005, "Mühendislik Malzemesi Olarak MoSi₂ Üzerine Bir Araştırma," Yüksek Lisans Tezi, ESOGÜ, Eskişehir, s.1.
30. **Uzunonut, Y., Üzgür, S., Kuşhan, M. C.** 2011. "New Strategies for the Improvement of Structural Gas Turbine Engine Parts," 2nd International Conference on Mechanical Engineering, Robotics and Aerospace, Romanya.
31. **Kuşhan, M. C., Dilemiz, S. F., Uzunonut, Y.** 2007. "The Applications of MoSi₂ as High Temperature Materials in Gas Turbine Engines," The 5th China International Conference of High-Performance Ceramics, 10-13 May 2007, Changsa, China.
32. **Waghmare, U. V., Bulatov, V., Kaxiras, E., Duesbery, M. S.** 1996. "Effects of Alloying on the Ductility of MoSi₂ Single Crystals from First Principles Calculations," Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 6 (4).
33. **Waghmare, U. V., Bulatov, V., Kaxiras, E., Duesbery, M. S.** 1999. "Micro-Alloying for Ductility in Molybdenum Disilicide," Mater. Sci. Eng, vol. A261, p. 147.
34. **Singhal, S. C.** 1976. "Thermodynamic Analysis of the High-Temperature Stability of Silicon Nitride and Silicon Carbide," Ceramurgia International, vol. 2 (3), p. 123-130.
35. **Natesan, K., Deevi, S. C.** 2000. "Oxidation Behaviour of Molybdenum Disilicides and Their Composites," Intermetallics, vol. 8, p. 1147-1158.
36. **Choi, S. R.** 1998. "Elevated Temperature Slow Crack Growth and Room Temperature Properties of MoSi₂ – 50 Vol. % Si₃N₄ Composites," Ceramis Engineering and Science Proceedings, vol. 19 (3), p. 361-369.
37. **Nathal, M. V., Hebsur, M. G.** 1997. "Strong, Tough and Pest-Resistant MoSi₂-Base Hybrid Composite for Structural Applications," The 2nd International Symposium on Structural Intermetallics, 21-25 September 1997, Champion, PA, USA.
38. **Wade, R.K., Petrovic, J. J.** 1992. "Fracture Modes in MoSi₂," J. Am. Ceram. Soc., vol. 75, p. 1682.
39. **Tanaka, I., Pezzotti, G., Okamoto, T., Miyamoto, Y.** 1989. "Hot Isostatic Press Sintered and Properties of Silicon Nitride without Additives," J. Am. Ceram. Soc., vol. 72, p. 1656.
40. **Hebsur, M. G., Choi, S. R., Whittenberger, J. D., Salem, J. A., Noebe, R. D.** 2001. "Development of Tough, Strong and Pest-Resistant MoSi₂-βSi₃N₄ Composites for High Temperature Structural Applications," International Symposium on Structural Intermetallics, USA.
41. **Bose, S.** 1992. "Makalenin adı," In High Temperature Silicides, Ed. Vasudevan, A. K., Petrovic, J. J., North-Holland, New York, USA.
42. **Berczik, D. M.** 1997. "Oxidation Resistant Molybdenum Alloy," U.S. Patent, no. 5, 696, 150.

HİBRİT YAPIŞTIRMA-DÜZENİNİN BİNDİRME BAĞLANTI MUKAVEMETİNE ETKİLERİ

Özkan Öz*

Karabük Üniversitesi,
Teknoloji Fakültesi,
Endüstriyel Tasarım Mühendisliği,
Karabük
ooz@karabuk.edu.tr

Halil Özer

Yıldız Teknik Üniversitesi,
Makina Fakültesi,
Makina Mühendisliği Bölümü, İstanbul
halilozzer34@gmail.com

ÖZ

Yapıştırılmalı bağlantıların dayanımının artırılması, soyulma gerilmesi yoğunluğunun düşürülmesi ve kayma gerilmesinin bindirme yüzeyi boyunca daha homojen dağılımının sağlanması ile mümkündür.

Çalışma kapsamında, basit bindirmeli bağlantıların dayanımını arttırmak amacıyla, kullanılan yaygın yöntemler açıklanmış ve en az iki farklı yapıştırıcının beraber kullanıldığı derecelendirilmiş yapıştırma çizgisi yöntemi olan hibrit yapıştırma bağlantısı detaylı olarak incelenmiştir. Hibrit yapıştırma bağlantısı, rijit yapıştırıcının bindirme uzunluğunun ortasında, sünek yapıştırıcının kenarlarda kullanıldığı bağlantı çeşididir. Hibrit yapıştırma düzenini kullanmanın, gerilme dağılımları üzerine etkisi, yapıştırıcı uzunluk oranlarının değiştirilmesi durumu için grafiksel olarak gösterilmiş, ayrıca, yaygın olarak kullanılan diğer yöntemlere göre bağlantı dayanımı yönünden üstünlükleri belirtilmiştir. Yöntemin uygulanma şekli detaylı olarak incelenmiştir.

Sonuç olarak, hibrit yapıştırma düzenini kullanmanın, yapıştırıcı uzunluğu boyunca, özellikle rijit yapıştırıcının tekil olarak kullanıldığı duruma göre, kenarlarda soyulma ve kayma gerilmesi değerlerini önemli ölçüde azalttığı grafiksel olarak gösterilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Bağlantı dayanımı, hibrit yapıştırma bağlantısı, gerilme analizi

THE EFFECTS OF THE HYBRID ADHESIVE-ORDER ON STRENGTH OF THE ADHESIVELY-BONDED JOINT

ABSTRACT

Increasing the strength of adhesively-bonded joints is possible by reducing the peeling stress intensity and ensuring a more uniform distribution of shear stress along the adhesive bondline.

In the study, the most common methods used to increase the strength of the single-lap joints were explained and the hybrid (bi-adhesive) bonding method was examined in detail, in which at least two different adhesives were used together along the overlap length. Hybrid bonding method is a kind of technique that rigid adhesive is located in the middle of the overlap length and the flexible one is at the both ends. The effect of using the hybrid bonding scheme on the stress distributions was shown graphically for varying the adhesive bond-length ratio. Also, the advantages of the method over the other commonly used methods were described in terms of the joint strength. Application steps of the method were studied in detail.

As a result, it was graphically showed that using the hybrid adhesive-order along the overlap results in considerably decreased the peel and shear stress values at the edges, when compared to the mono bondline bonded with stiff adhesive only.

Keywords: Joint strength, hybrid adhesive joint, stress analysis

* İletişim Yazarı

Geliş tarihi : 29.05.2016

Kabul tarihi : 05.09.2016

Öz, Ö., Özer, H. 2016. "Hibrit Yapıştırma-Düzeninin Bindirme Bağlantı Mukavemetine Etkileri," Mühendis ve Makina, cilt 57, sayı 679, s. 63-72.

1. GİRİŞ

Yapısal yapıştırıcılar, otomotiv, havacılık ve gemi inşaat endüstrilerinde, parçaların montajında geniş şekilde kullanılmaktadır. Belirtilen bu endüstri alanlarında kullanılan levha montaj parçalarının düzlemsel yüzeylere sahip olması, levhaların yapıştırıcı kullanılarak, basit (tek bindirmeli) veya çift bindirmeli olarak birleştirilmesine imkân vermektedir.

Endüstride, düzlemsel yüzeylerin montajında yapıştırıcıların kullanılması önemli avantajlar sağlamaktadır. Cıvata, perçin ve kaynak gibi geleneksel birleştirme yöntemlerinin yerine yapıştırıcıların tercih edilmesi, bağlantıda delik ve çentik olmaması nedeniyle gerilme yığılması önlenmekte, buna karşın mukavemet/ağırlık oranı önemli oranda artabilmektedir. Örneğin havacılık endüstrisinde hafif bağlantıların tercih edilmesi ile sağlanacak 0.453 kg'lık ağırlık azalması, yıllık 1360 kg yakıt tasarrufu anlamına gelmektedir [1].

Yapısal yapıştırıcıların montaj parçalarında kullanılmasının, bağlantı ağırlığının azalması açısından önemli avantajlar getirmesine rağmen, tasarım parametrelerinin uygun şekilde belirlenmesi kritik öneme sahiptir. Dolayısıyla, uygun şekilde tasarlanmayan yapıştırılmalı bağlantı, yapılabilecek en yanlış tercih olabilmektedir. Özellikle, basit bindirmeli (tek bindirmeli) bağlantılarda dönmeye bağlı moment etkisi, yapıştırıcı kenarlarında yüksek gerilme yoğunluklu bölgelerin oluşmasına neden olmaktadır. Yapıştırılmalı bağlantılarda ani hasar oluşumları, gerilme yoğunluğunun en yüksek olduğu bölgelerde meydana gelmektedir.

Yapıştırılmalı bağlantılarda ani hasar oluşumlarının engellenmesi, soyulma gerilmesi yoğunluğunun düşürülmesi ve kayma gerilmesinin yapıştırma uzunluğu boyunca homojen dağılımının sağlanması ile mümkündür.

Gerilme bileşenlerinin, bindirme kenarlarındaki yoğunluğunun azaltılması amacıyla, levha geometri ve özelliklerinin değiştirilmesi, farklı özellikte yapıştırıcıların kullanılması ve yapıştırıcı kenar geometrilerinin kontrol edilmesi gibi çözümler literatürde [2-6] geniş bir şekilde incelenmiştir. Ancak, yapıştırılan levhaların geometrisinde yapılacak değişiklikler fazladan imalat işlem basamağı ve maliyet anlamına gelmektedir. Levha geometrileri değiştirilmeden basit bindirmeli bağlantılarda dayanımının artırılması, bindirme uzunluğu boyunca, derecelendirilmiş yapıştırma çizgisi oluşturularak sağlanabilir. Derecelendirilmiş yapıştırma çizgisi, bindirme uzunluğu boyunca farklı özellikte en az iki yapıştırıcı (üç-bölge) kullanılarak veya tekil yapıştırıcı özelliklerinin, bindirme uzunluğu boyunca derecelendirilmesi (üçten fazla-bölge) ile elde edilebilir.

Bu çalışmanın amacı, basit bindirmeli bağlantılar için iki farklı yapıştırıcının beraber kullanıldığı derecelendirilmiş ya-

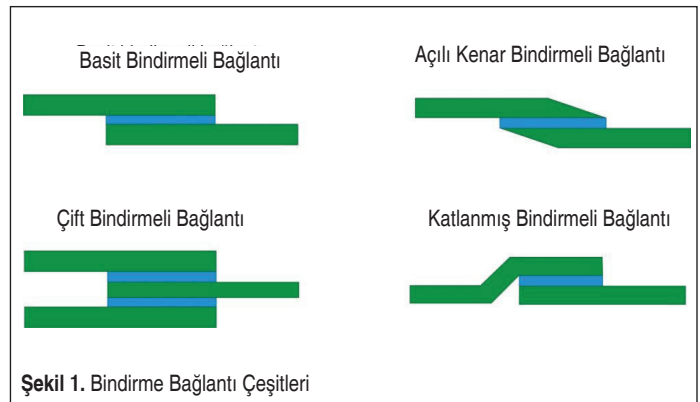
pıştırma çizgisi yöntemi olan hibrit yapıştırma bağlantısının incelenmesidir. Çalışmada, ilk olarak, bağlantı dayanımını arttırmak için yaygın olarak kullanılan yöntemler açıklanmıştır. Çalışmanın devamında, hibrit yapıştırma bağlantısı tanımlanmış ve uygulama şekli detaylı olarak anlatılmıştır. Yöntemin, gerilme dağılımları üzerine etkisi, grafiksel olarak gösterilmiş; ayrıca, yaygın olarak kullanılan diğer yöntemlere olan üstünlükleri belirtilmiştir.

2. TEKİL-YAPIŞTIRICI KULLANILAN BAĞLANTILAR

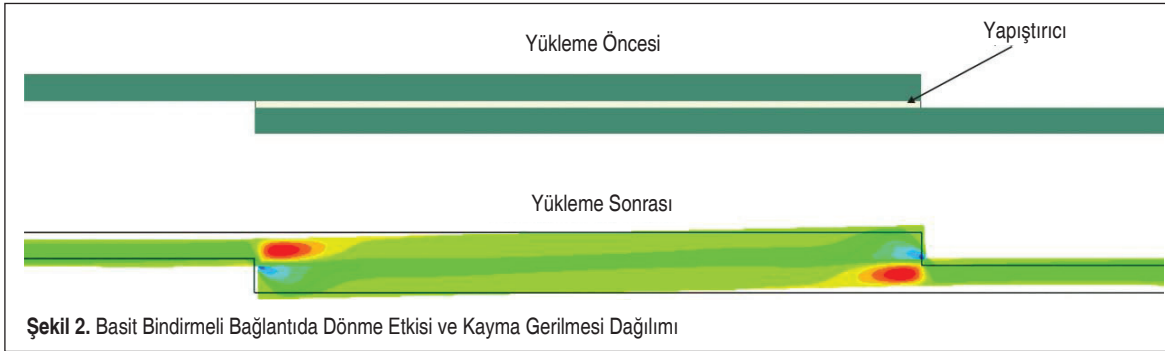
Yapıştırılanlar (levhalar) arasında yükün emniyetli bir şekilde iletilmesi, bağlantı dayanımının artırılması ile mümkündür. Şekil 1'de bindirmeli bağlantı çeşitleri gösterilmektedir. Bu bağlantılar içerisinde basit bindirmeli bağlantılar, en sık kullanılan bağlantı geometrisidir.

Basit bindirmeli bağlantılar imalat açısından en kolay geometriye sahiptir. Ancak, yükleme durumunda, bağlantıyı ayırma yönünde etkiye sahip olan soyulma gerilmeleri ile kayma gerilmeleri beraber meydana gelir. Diğer bağlantı çeşitlerine göre, soyulma gerilmesi etkisinin fazla olduğu basit bindirmeli bağlantılar, gerilme bileşenleri açısından daha karmaşık davranış göstermektedir. Bağlantıda, soyulma gerilmesinin de etkisi ile bindirme uzunluğunun kenarları ile ortasında kayma gerilmesi değerleri arasındaki fark önemli derecede artar. Şekil 2'de, yükleme öncesi ve sonrası, basit bindirmeli bağlantıda dış eksenli yükleme ile meydana gelen dönme etkisi ve kayma gerilmesi dağılımına ait sonlu eleman analiz sonuçları görülmektedir. Yükleme sonrası, yapıştırma kenarlarında kayma gerilmeleri maksimum değerine ulaşmaktadır. Şekil 2'de koyu mavi ve kırmızı ile gösterilen bölgeler sırasıyla, yapıştırıcı ve levhada oluşan maksimum gerilme değerlerini göstermektedir.

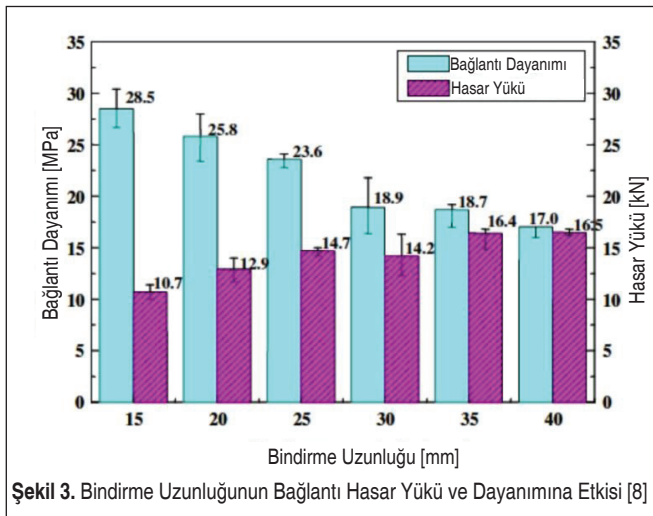
Literatürde, bağlantı dayanımı ve hasar yükünün artırılması amacıyla önerilen çeşitli yöntemler mevcuttur. En çok kullanılan yöntemler aşağıda kısaca özetlenecektir.



Şekil 1. Bindirme Bağlantı Çeşitleri



Şekil 2. Basit Bindirmeli Bağlantıda Dönme Etkisi ve Kayma Gerilmesi Dağılımı



Şekil 3. Bindirme Uzunluğunun Bağlantı Hasar Yükü ve Dayanımına Etkisi [8]

2.1 Yapıştırma Uzunluğunun Arttırılması

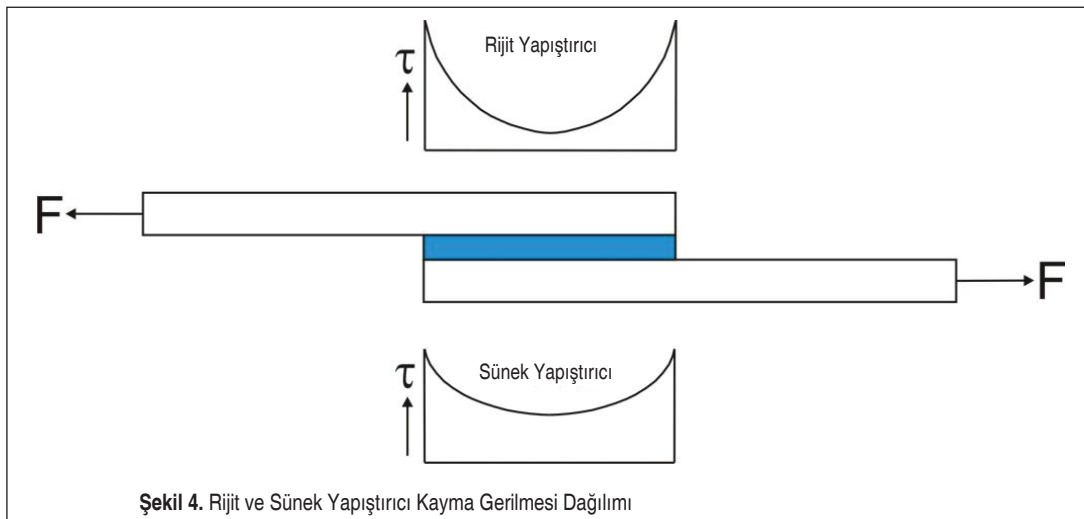
Bağlantı kayma dayanımı, bindirme alanına gelen maksimum gerilme olarak tanımlanabilir. Yapıştırma uzunluğunun artması ile bağlantı hasar yükü ve dolayısıyla yük taşıma kapasitesi artarken, bağlantı dayanımında azalma görülebilir (Şekil 3). Bağlantı dayanımında azalma, taşınan yükün bindirme uzunluğunun artmasıyla orantılı olarak artmadığı şeklinde açıklanabilir. Hasar yükü ve bindirme alanına bağlı olarak, kayma

bağlantı dayanımı Denklem (1) kullanılarak belirlenebilir [7]. Bağlantı dayanımındaki azalmaya sebep olarak, kayma gecikmesi etkisine (shear lag effect) bağlı olarak, yapıştırma çizgisi boyunca, yük taşımaya katkısı az olan orta kısımlarda, daha küçük gerilmeli bölgelerin bulunması gösterilebilir. Bağlantı dayanımında düşüşe rağmen, hasar yükünde meydana gelen değişim, belirli bir bindirme uzunluğu sınır değerinden sonra ihmal edilebilir seviyelere gelmekte ve maksimum değerine ulaşmaktadır [8].

$$\text{Bağlantı dayanımı} = \frac{\text{Maksimum yük}}{\text{Bindirme alanı}} \quad (1)$$

2.2 Yapıştırıcı Özelliklerinin Değiştirilmesi

Bağlantı dayanımının artırılması için, kullanılan yapıştırıcıların özellikleri ve yük altında gösterdikleri davranışın bilinmesi gerekmektedir. Bağlantı dayanımı ile yapıştırıcı dayanımı arasında önemli farklılıklar vardır. Özellikle, kayma ve soyulma gerilmelerinin beraber meydana geldiği basit bindirmeli bağlantılarda, kullanılan yapıştırıcının yüksek dayanıma sahip olması, bağlantı dayanımının da artacağı anlamına gelmemektedir. Bağlantı dayanımını belirleyen en önemli etken, yapıştırıcının yük altında gösterdiği gerilme dağılımı davranı-



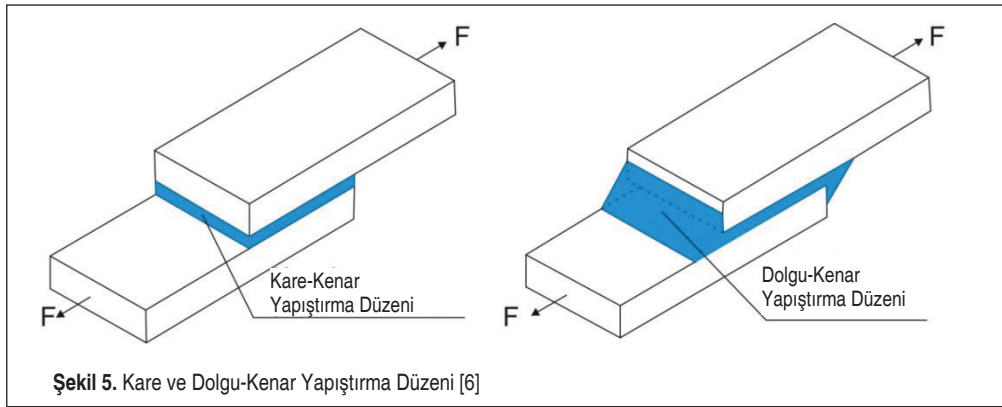
Şekil 4. Rijit ve Sünek Yapıştırıcı Kayma Gerilmesi Dağılımı

şidir. Yüksek dayanımlı rijit yapıştırıcı ile ilgili gerilme dağılımında, bindirme uzunluğu ortalarında yapıştırıcının yük taşımaya olan katkısı düşüktür ve buna bağlı olarak, kenarlarda yüksek gerilme yığılmaları meydana gelmektedir. Yüksek gerilme yığılması, ani hasar oluşumuna neden olan ve bağlantı dayanımını önemli oranda düşüren, istenmeyen bir durumdur. Bu durumda, yapıştırıcının dayanımı yüksek dahi olsa, tam kayma dayanımı kapasitesine (full shear strength capacity) ulaşmadan hasar meydana gelmektedir. Bağlantıda, rijit yapıştırıcıya göre daha düşük dayanıma sahip, sünek veya tok yapıştırıcıların kullanılması durumunda, yüksek dayanımlı rijit yapıştırıcı ile kıyaslandığında, bindirme uzunluğu boyunca daha uniform gerilme dağılımı elde edilmektedir (Şekil 4). Uniform gerilme dağılımının sağlanması ile birlikte, bindirme uzunluğunun orta kısımlarının da yük taşımaya olan katkısı önemli oranda artmaktadır. Böylece, yapıştırıcı kenarlarında oluşan pik gerilme değerleri düşerek yapıştırıcı tam kayma dayanımı kapasitesine yaklaşmakta ve bağlantı dayanımında artış sağlanabilmektedir.

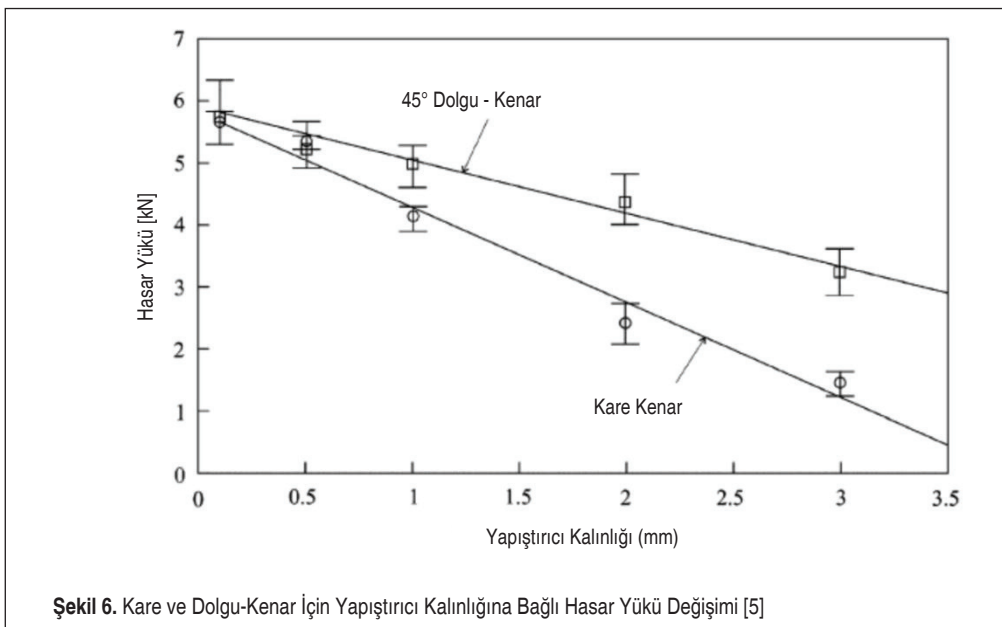
2.3 Yapıştırıcı Kalınlığının Değiştirilmesi

Yapıştırıcı kalınlığının değiştirmenin basit bindirmeli bağlantıların dayanımına etkisi, literatürde en fazla çalışma yapılan konular arasındadır. Yapılan çalışmaların büyük kısmında, yapıştırıcı kalınlığını artırmanın bağlantı dayanımını düşürdüğü belirtilmektedir [9-12]. Bununla birlikte, yapıştırıcı kalınlığını değiştirmenin, rijit ve sünek yapıştırıcı bağlantıların dayanımlarına etkisi farklılıklar gösterebilmektedir. Bağlantıda, rijit yapıştırıcı kullanılması durumunda, kalınlık artışının dayanımı düşürme yönündeki etkisi, bağlantıda sünek yapıştırıcı kullanılması durumuna göre oldukça fazladır. Kalınlık artışının bağlantı dayanımına etkisinin fazla olduğu rijit yapıştırıcılarda, ideal yapıştırma kalınlığının uygun olarak belirlenmemesi, bağlantı dayanımında %50'den daha fazla azalmaya neden olabilmektedir [13].

Yapıştırıcı kalınlığındaki artışın bağlantı dayanımını azaltması, aşağıda belirtilen farklı yaklaşımlar kullanılarak açıklanmaktadır:



Şekil 5. Kare ve Dolgu-Kenar Yapıştırma Düzeni [6]



Şekil 6. Kare ve Dolgu-Kenar İçin Yapıştırıcı Kalınlığına Bağlı Hasar Yüğü Değişimi [5]

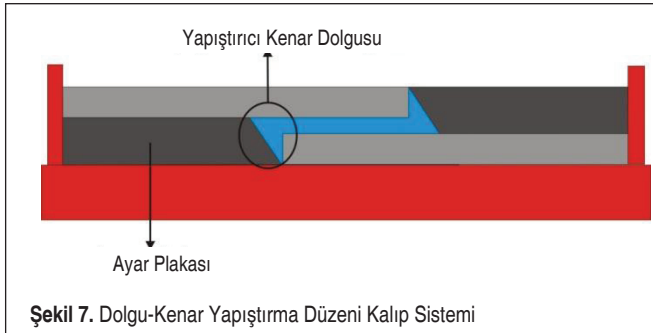
- Yapıştırıcı içerisinde boşlukların artması ve mikro-çatlakların sayısal olarak fazlaşması [14].
- Eğilme momentine bağlı meydana gelen gerilmelerin artması [5].

2.4 Dolgu-Kenar Yapıştırma Düzeninin Kullanılması

Bindirme uzunluğu kenarlarında oluşan gerilme yığılması, kenar yapıştırma düzeni değiştirilerek düşürülebilir ve bağlantı hasar yükü arttırılabilir (Şekil 5).

Basit bindirmeli bağlantı kayma dayanımı, kare-kenar yapıştırma düzeni yerine dolgu-kenar yapıştırma düzeni kullanılması durumunda, yapıştırıcı kalınlığındaki düşüş ile beraber, önemli oranda arttırılabilir (Şekil 6) [5].

Ancak, bağlantıda dolgu-kenar düzeninin oluşturulması zor ve karmaşıktır. Kenar düzenin değiştirilmesi ve istenen özelliklerde dolgu-kenar yapısının elde edilmesi amacıyla, özel kalıp sistemlerinin kullanılması zorunludur (Şekil 7). Ayrıca, yüksek viskozite değerine sahip yapıştırıcıların akma özelliği düşük olduğundan, küreleşme süresince her zaman dolgu-kenar yapısının elde edilmesi mümkün olmayabilir [15].



Şekil 7. Dolgu-Kenar Yapıştırma Düzeni Kalıp Sistemi

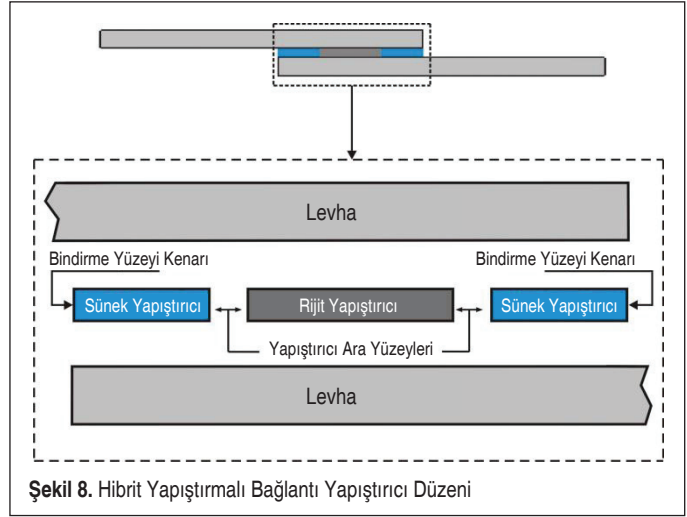
2.5 Yapıştırılan Malzeme (Levha) Özelliklerinin ve Kalınlığının Değiştirilmesi

Levha malzemenin kalınlığı ve mekanik özellikleri, bağlantı dayanımı açısından önemlidir. Düşük dayanımlı malzemelerde kalınlık artışı, uygulanan yüke karşı direnci arttırarak plastik şekil değiştirme miktarını düşürmektedir. Ancak, yüksek dayanımlı levha kalınlığının arttırılması ise eğilme momenti etkisinin artmasına neden olarak bağlantı dayanımını düşürücü yönde etki yapmaktadır [10].

3. DERECELENDİRİLMİŞ YAPIŞTIRMA ÇİZGİSİNE SAHİP BAĞLANTILAR

3.1 Hibrit Yapıştırırmalı Bağlantılar

Basit bindirmeli bağlantılarda bağlantı dayanımı, kullanılan yapıştırıcının özelliklerine bağlı olarak değişiklik göstermek-

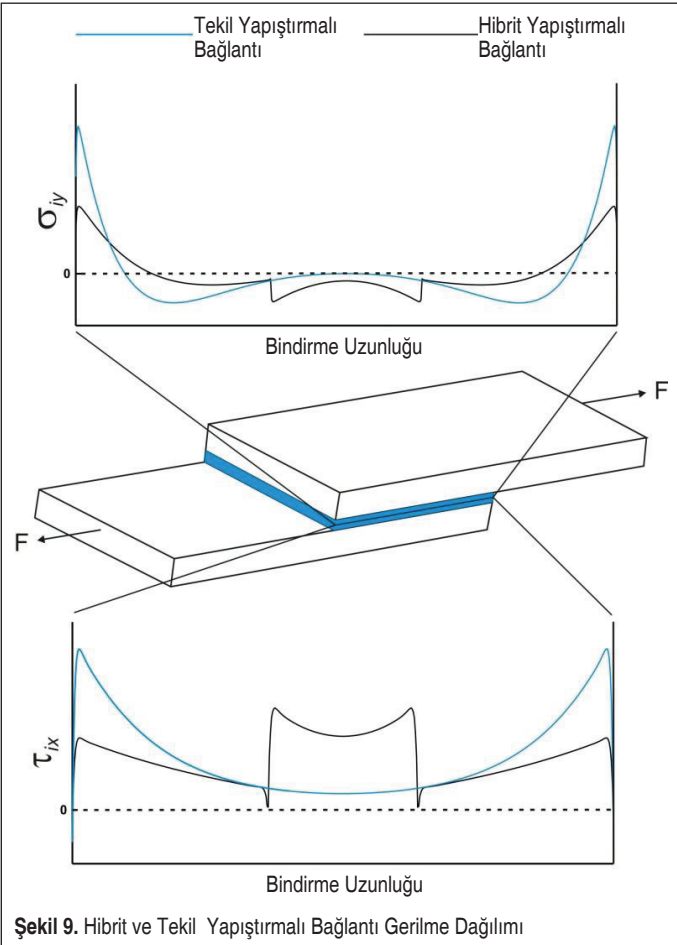


Şekil 8. Hibrit Yapıştırırmalı Bağlantı Yapıştırıcı Düzeni

tedir. Özellikle, yüksek elastisite modülüne (Young Modülü) sahip rijit yapıştırıcıların tekil kullanıldığı bindirme bağlantılarında, dönme etkisi büyüklüğüne bağlı olarak, bindirme kenarlarında yüksek yoğunluklu gerilme bölgelerinin oluşması nedeniyle, bağlantı dayanımı azalmaktadır. Rijit yapıştırıcı, sahip olduğu yüksek kayma dayanımı kapasitesine ulaşmadan, bağlantıda ani hasar oluşmaktadır. Bu durum, rijit yapıştırıcıların şekil değiştirme kabiliyetinin düşük olması ve içerisinde mevcut yapısal hatalara (boşluk, çatlak vb.) duyarlı olması ile açıklanabilir. Bağlantıda rijit yapıştırıcı kullanımına bağlı oluşan bu olumsuzluğu azaltmak ve bağlantı dayanımını arttırmak amacıyla, bindirme ortasında rijit yapıştırıcı, bindirme kenarlarında ise yüksek şekil değiştirme kapasitesine sahip, yapısal hatalara karşı duyarlılığı düşük olan tok veya sünek yapıştırıcılar kullanılarak hibrit (üç-bölgeli) yapıştırma düzeni oluşturulabilir.

Hibrit yapıştırırmalı bağlantıda, yapıştırma çizgisinin derecelendirilmesi amacıyla, bindirme bölgesinde en az iki farklı yapıştırıcı bir arada kullanılır (Şekil 8). Tekil yapıştırıcı durumunda, bindirme uzunluğu boyunca sadece rijit veya sünek yapıştırıcı kullanılmaktadır. Genel uygulama, bindirme bölgesinin ortasında rijit yapıştırıcı, kenarlarda ise sünek veya tok yapıştırıcının kullanılması şeklindedir. Bindirme bölgesinin ortasında kullanılan rijit yapıştırıcının elastisite modülü, sünek yapıştırıcıya göre yüksek, ancak şekil değiştirme kabiliyeti düşüktür. Bindirme uzunluğu boyunca yapıştırıcı özelliklerinin değiştiği (derecelendiği) hibrit yapıştırırmalı bağlantı yaklaşımı, ilk olarak Raphael [16] tarafından ortaya atılmıştır. Çalışmasında, önerdiği bu yöntem ile basit bindirmeli bağlantı mukavemetinin arttırılabileceğini öngörmüştür.

Şekil 9, hibrit ve tekil yapıştırırmalı bağlantılarda, yapıştırma çizgisi boyunca, karakteristik soyulma ve kayma gerilmesi dağılımlarını göstermektedir. Soyulma gerilmesi, kenarlarda yüksek çekme gerilmesi ve yapıştırıcı ara yüzeylerinde düşük



Şekil 9. Hibrit ve Tekil Yapıştırıcı Bağlantı Gerilme Dağılımı

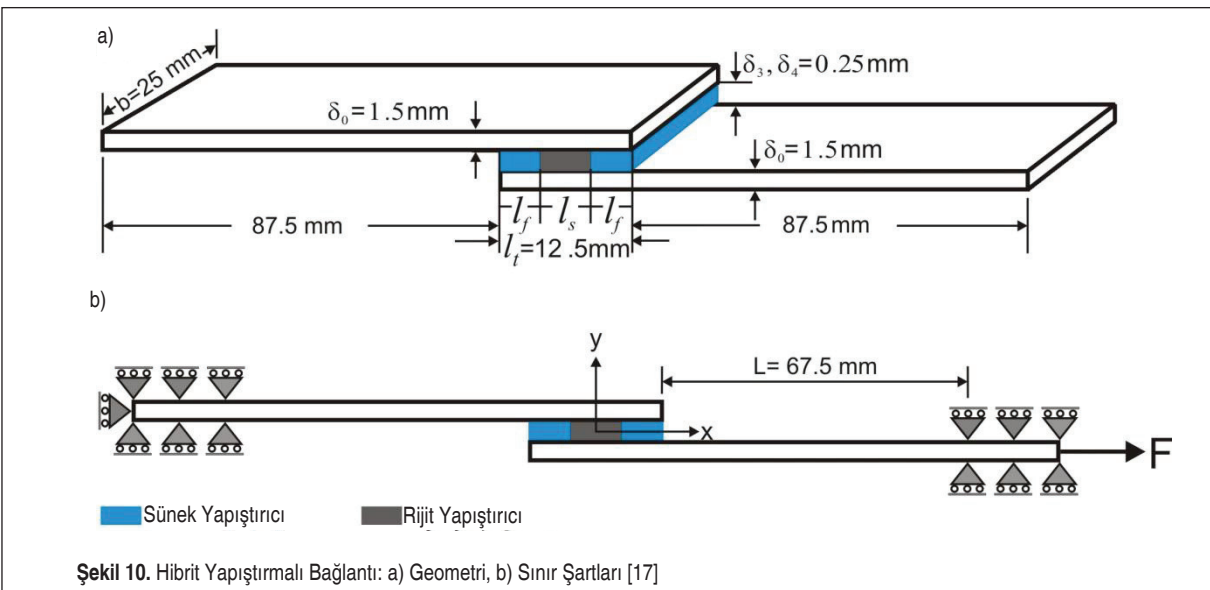
basma gerilmeleri oluşacak şekilde, bindirme uzunluğu boyunca değişmektedir. Bununla birlikte, kayma gerilmesi ise maksimum değerine yapıştırıcı ara yüzeylerinde ulaşmakta ve kenarlarda kayma gerilmesi değerleri düşmektedir.

Tekil yapıştırıcı bağlantı dayanımının artırılması için kullanılan ve yukarıda özetlenen metotlar, hibrit yapıştırma bağlantısı için de kullanılabilir. Hibrit yapıştırıcı bağlantı, özellikle rijit yapıştırıcının tekil olarak kullanıldığı yapıştırıcı bağlantıya göre daha yüksek dayanıma sahiptir. Tekil yapıştırıcı bağlantılarda gerilme yoğunluklu bölgeler kenarlarda oluşurken, hibrit yapıştırıcı bağlantı gerilme dağılımı tekil yapıştırıcı bağlantı gerilme dağılımına göre daha homojen davranış göstermektedir. Hibrit yapıştırma düzeni kullanılarak, bindirme yüzeylerinin orta kısımlarının yük taşımaya olan katkısının artırılması, yüksek elastisite modüllü rijit yapıştırıcının tam kayma dayanımı kapasitesine yaklaşmasını sağlar.

3.2 Yapıştırıcı-Uzunluk Oranlarının Hibrit Yapıştırıcı Bağlantı Gerilme Dağılımlarına Etkisi

Hibrit yapıştırıcı bağlantı yapıştırıcı-uzunluk oranlarının (ξ) gerilme dağılımlarına olan etkisinin gösterilmesi amacıyla, Şekil 10'da verilen basit bindirmeli bağlantı geometrisi kullanılmıştır. Bindirme uzunluğu ortasında rijit yapıştırıcı, kenarlarda ise sünek yapıştırıcı kullanılmıştır. Bağlantıda sünek yapıştırıcı uzunluğu l_f , rijit yapıştırıcı uzunluğu l_s ile belirtilmiştir. Yapıştırıcı-uzunluk oranları l_f/l_s şeklinde tanımlanmıştır. Yapıştırılan ve yapıştırıcıların kalınlıkları sırasıyla, 1.5 mm ve 0.25 mm olarak seçilmiştir. Bağlantının toplam bindirme uzunluğu ($2l_f + l_s$) 12.5 mm'dir. Bağlantının tekil yapıştırıcı bağlantı olması durumunda, bindirme uzunluğu boyunca sünek veya rijit yapıştırıcı tekil olarak kullanılmıştır.

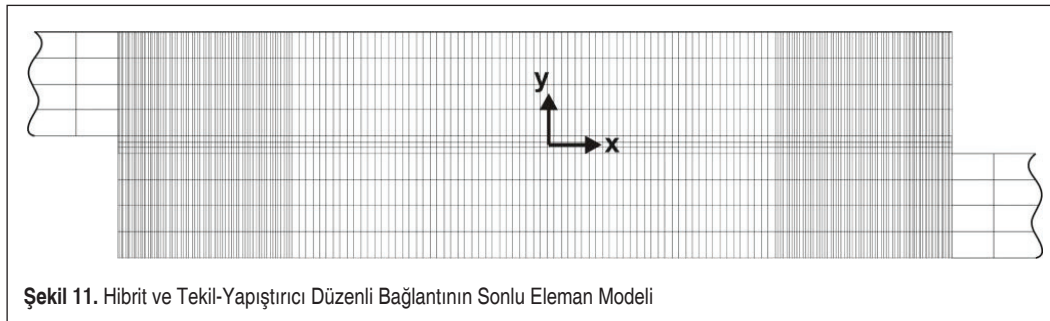
Yapıştırılan malzeme olarak 7075 alüminyum alaşımı kullanılmıştır. Hibrit ve tekil yapıştırıcı bağlantılarda, Henkel firması tarafından üretilen Hysol EA 9313 ve Terokal 5045 epoksi yapıştırıcılar kullanılmıştır. Çalışmada, Hysol EA



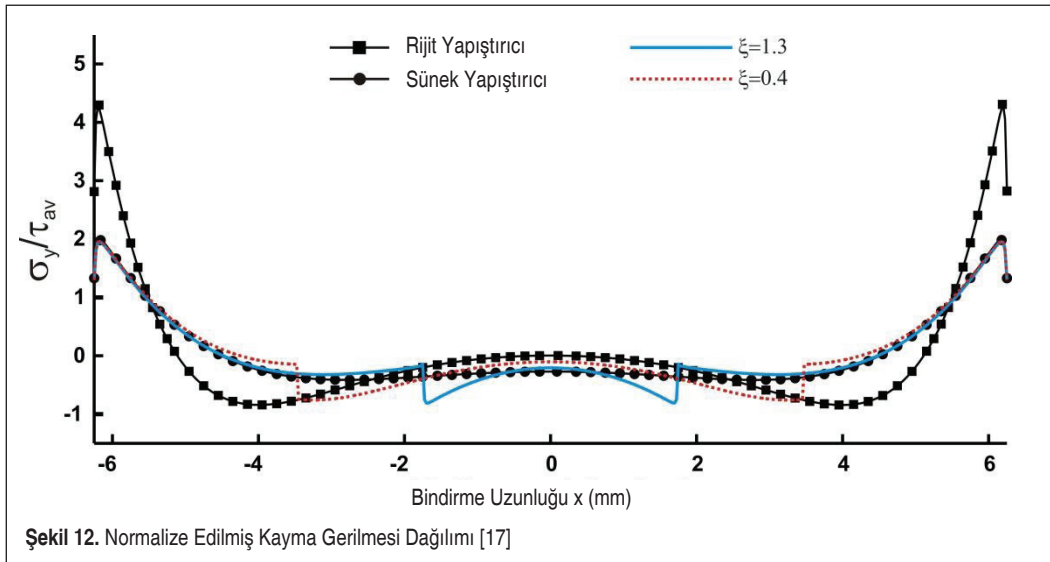
Şekil 10. Hibrit Yapıştırıcı Bağlantı: a) Geometri, b) Sınır Şartları [17]

Tablo 1. Levha ve Yapıştırıcıların Malzeme Özellikleri [17, 18]

	Levha (7075 Alüminyum Alaşımı)	Sünek Yapıştırıcı (Terokal 5045)	Rijit Yapıştırıcı (Hysol EA 9313)
Elastisite Modülü (GPa)	71.700	0.437	2.274
Kayma Modülü (GPa)	26.955	0.158	0.836
Poisson's Oranı	0.33	0.38	0.36
Kayma Dayanımı (MPa)	152	20	27.6
Kopma Uzaması (%)	10	11.3	8



Şekil 11. Hibrit ve Tekil-Yapıştırıcı Düzenli Bağlantının Sonlu Eleman Modeli



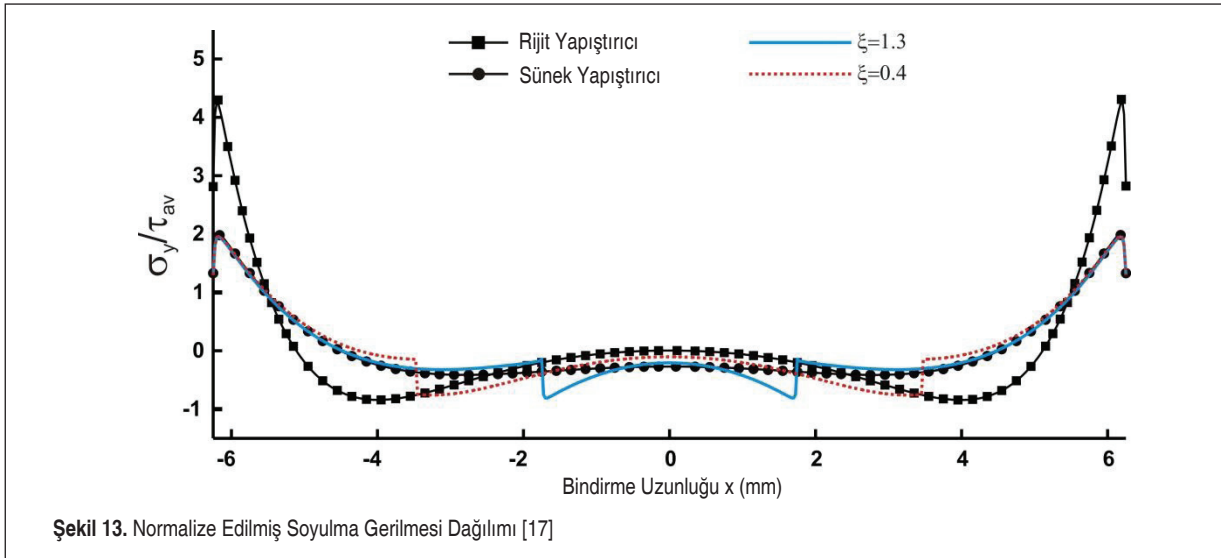
Şekil 12. Normalize Edilmiş Kayma Gerilmesi Dağılımı [17]

9313 ve Terokal 5045 sırasıyla, rijit ve sünek yapıştırıcı olarak tanımlanmıştır. Levha ve yapıştırıcıların malzeme özellikleri Tablo 1'de verilmiştir.

Hibrit yapıştırırmalı bağlantı için iki farklı yapıştırıcı-uzunluk oranı ($\xi = l_f + l_s = 0.4, 1.3$) incelenmiştir. Alt limit olarak belirlenen 0.4 yapıştırıcı-uzunluk oranı daha fazla azaltıldığında, ikincil pik soyulma gerilmeleri oluşmakta ve bu gerilmeler bağlantının ayrılmasına sebep olmaktadır. Ayrıca, yapıştırıcı-uzunluk oranının 0.4 değerine göre daha fazla artırılması ise uygulamada fiziki zorluklara neden olmakta ve pik gerilme değerlerinde de önemli bir farklılık oluşturmamaktadır [17]. Bağlantıda, alt levhanın sağ ucuna 3.6 kN statik yük uygulan-

mıştır. Şekil 11'de, bağlantının 2 boyutlu sonlu eleman modeli gösterilmektedir.

Şekil 12'de, tekil ve hibrit yapıştırırmalı bağlantıların kayma gerilmesi dağılımları görülmektedir. Şekil 12 incelendiğinde, tekil yapıştırıcı kullanılan bindirme bölgesinde, kayma gerilmesi dağılımının uniform olmadığı görülmektedir. Bu duruma sebep olarak, yük etkisi altında oluşan eğilme momentinin, özellikle bindirme kenarlarında, soyulma gerilmelerine neden olarak, gerilme yoğunluklu bölgeler meydana getirmesi gösterilebilir. Tekil-rijit yapıştırıcı kullanılması durumunda, soyulma gerilmelerinin gerilme yoğunluklu bölgeler üzerine etkisi tekil-sünek yapıştırıcı kullanılması durumuna göre



Şekil 13. Normalize Edilmiş Soyulma Gerilmesi Dağılımı [17]

daha fazladır. Tekil-sünek yapıştırıcı kullanılması durumunda gerilme dağılımı, bağlantıda rijit yapıştırıcı kullanılması durumuna göre daha uniform davranış göstermektedir ve kenarlarda oluşan gerilme yığılması önemli oranda düşmektedir.

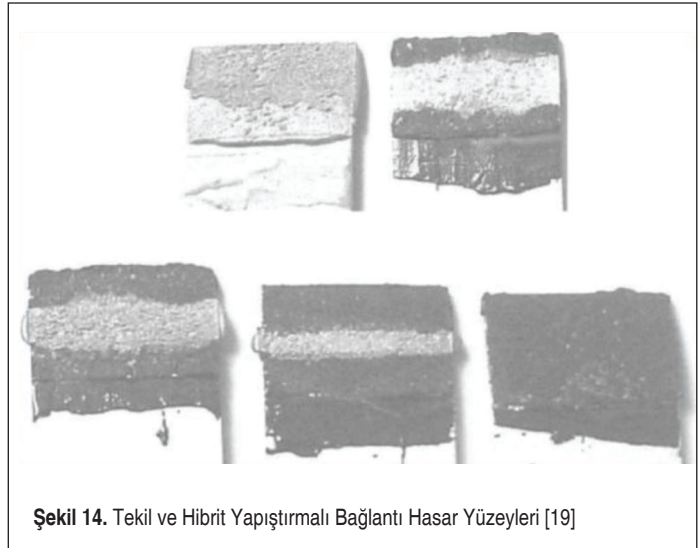
Şekil 12 incelendiğinde, hibrit yapıştırıcı bağlantılarda, bindirme yüzeyi boyunca maksimum kayma gerilmesi değeri yapıştırıcı ara yüzeylerinde, minimum kayma gerilmesi değerlerinin kenarlarda olduğu görülmektedir. Yapıştırıcı-uzunluk oranının artması ile beraber, bindirme kenarlarında kayma gerilmesi artmasına rağmen, yapıştırıcı ara yüzeylerinde kayma gerilmesi azalmaktadır.

Şekil 13, tekil ve hibrit yapıştırıcı bağlantılar için soyulma gerilmesi dağılımlarını göstermektedir. Şekil 13 incelendiğinde, yapıştırıcı-uzunluk oranının, sünek yapıştırıcının tekil olarak kullanıldığı durum ile karşılaştırıldığında, bindirme uçlarında oluşan pik soyulma gerilmesine önemli bir etkisinin olmadığı görülmektedir. Ancak, hibrit yapıştırıcı bağlantı kullanılması durumunda, kenarlarda oluşan pik soyulma gerilmesi değerleri, tekil-rijit yapıştırıcı bağlantı kullanımına göre önemli oranda düşmektedir.

Bu çalışmada, iki farklı yapıştırıcı-uzunluk oranı için elde edilen soyulma ve kayma gerilmesi dağılımları, literatürde, farklı yapıştırıcılar kullanılarak oluşturulan hibrit yapıştırıcı bağlantılardan elde edilen gerilme dağılımları ile benzer davranışa sahiptir [19]. Tekil-rijit yapıştırıcı bağlantı kullanımına göre, hibrit yapıştırma düzeninde elde edilen pik gerilme değerlerindeki azalma, bu çalışmada seçilen iki farklı yapıştırıcının ve yapıştırıcı-uzunluk oranlarının, bağlantı dayanımını artırıcı yönde etkiye sahip olduğunu göstermektedir.

3.3 Hibrit Yapıştırıcı Bağlantıların Hazırlanması

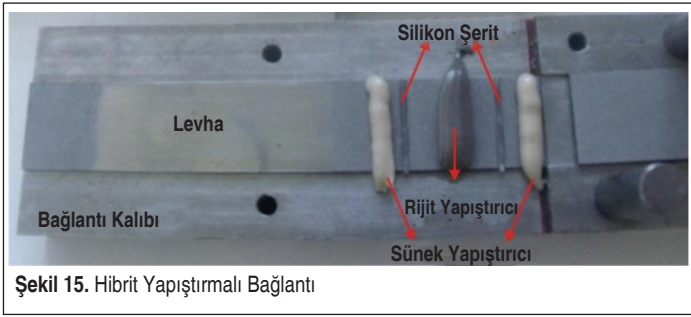
Hibrit yapıştırıcı bağlantı, dayanım açısından önemli avan-



Şekil 14. Tekil ve Hibrit Yapıştırıcı Bağlantı Hasar Yüzeyleri [19]

taj sağlamasına rağmen, tekil yapıştırıcı bağlantıya göre hazırlık aşaması daha karmaşıktır. Hibrit yapıştırıcı bağlantıların hazırlanmasındaki en önemli sorun, hibrit yapıştırma düzeninde kullanılan yapıştırıcıların, uygulanan basınç altında birbirine karışma ihtimalinin olmasıdır. Pires vd. [19] çalışmalarında, bindirme bölgesinde yapıştırıcıların birbirine karışmasını engelleyecek şekilde herhangi bir yöntem kullanılmamışlardır. Bağlantının hazırlanmasında, öncelikle rijit yapıştırıcı orta kısma uygulanmış, sonrasında, bindirme kenarları sünek yapıştırıcı ile doldurulmuştur. Hazırlanan hibrit yapıştırıcı bağlantı hasar yüzeyleri incelendiğinde, yapıştırıcıların birbirine karıştığı belirtilmiştir (Şekil 14).

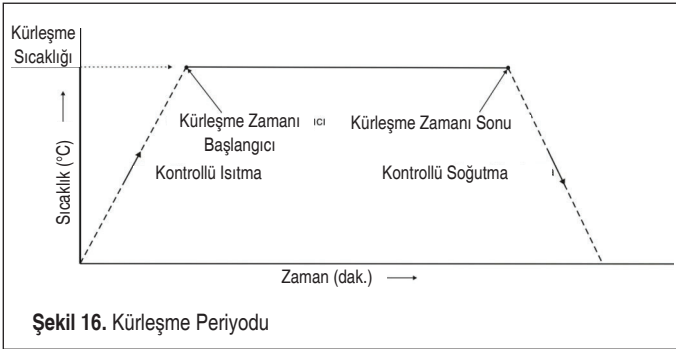
Yapıştırıcıların birbirine karışmasını engellemek amacıyla, sünek ve rijit yapıştırıcılar arasına, yapıştırma kalınlığında, yüksek kürleşme sıcaklıklarına dayanıklı silikon şerit kullanılması basit ve etkili bir yöntemdir (Şekil 15). Silikon şeritler



Şekil 15. Hibrit Yapıştırırmalı Bağlantı

Tablo 2. Tekil ve Hibrit Yapıştırırmalı Bağlantılar için Kürleşme Sıcaklıkları ve Süreleri [20]

	Yapıştırıcı	Sıcaklık (°C)	Süre (dak.)
Tekil	AV138	80	15
	2015	60	60
Hibrit	AV138+2015	60	60



Şekil 16. Kürleşme Periyodu

bindirme yüzeyinde yapışmayan bölgeler oluşturacağından kullanılan silikon şerit genişliğinin fazla olmamasına dikkat edilmelidir. Ayrıca, bağlantının hazırlık aşamasında, silikon şeritler levha yüzeylerine siyonakrilat yapıştırıcılar yardımıyla sabitlenerek yer değiştirmeleri engellenmelidir.

Hibrit yapıştırırmalı bağlantılarda iki farklı yapıştırıcı kullanılması, kürleşme sıcaklığı ve süresinin seçiminde dikkat edilmesini gerektirir. Seçilen kürleşme sıcaklığı ve süresi her iki yapıştırıcıda bozulmalara sebep olmayacak ve dayanım de-



Şekil 17. Bindirmeli Bağlantı

ğerlerini düşürücü yönde etki yapmayacak şekilde belirlenmelidir. Tablo 2'de, iki farklı epoksi yapıştırıcı için tekil ve hibrit yapıştırırmalı bağlantıda kullanılmalarına göre seçilen kürleşme sıcaklıkları verilmektedir.

Şekil 16, hazırlanan bağlantılar için kürleşme periyodunu göstermektedir. Fırın içerisinde yapılacak kürleşme süresince, sıcaklık değişimi ve kürleşme süresi, yapıştırma bölgesine yerleştirilen termokupl yardımıyla ölçüldü. Kürleşme süresi, yapıştırıcı, kürleşme sıcaklığına ulaştığı anda başlatılır ve belirlenen kürleşme süreleri sonunda bağlantılar fırın içerisinde çıkarılarak oda sıcaklığında soğumaya bırakılır.

Oda sıcaklığındaki numuneler kalıp içerisinden çıkartılarak bindirme uzunluğu kenarlarındaki fazla yapıştırıcılar jilet yardımıyla temizlenir. Şekil 17'de, çekme testi öncesi hazırlanan bindirmeli bağlantılar gösterilmektedir.

4. SONUÇ

Bu çalışmada, basit bindirmeli bağlantıların dayanımını arttırmak amacıyla kullanılan yaygın yöntemler açıklanmış ve en az iki farklı yapıştırıcının beraber kullanıldığı hibrit yapıştırma bağlantısı detaylı olarak incelenmiştir.

Bağlantı dayanımlarını, levha geometrisini değiştirerek arttırmayı amaçlayan yaygın olarak kullanılan yöntemler maliyet açısından değerlendirildiğinde, geometride yapılacak değişikliklerin fazladan imalat işlem basamağı oluşturması maliyet artışına sebep olacaktır. Yapıştırıcı geometrisinin değiştirilmesi ve dolgu kenar düzeninin kullanılması ise yüksek viskozite değerine sahip yapıştırıcıların akma özelliğinin düşük olmasından dolayı uygulamada sınırlama getirmektedir.

Yaygın olarak kullanılan yöntemlerden farklı olarak, yapıştırıcı ve levha özelliklerini değiştirmeden, hibrit yapıştırma düzenini kullanarak bağlantı dayanımının önemli oranda artırılacağı sonucuna varılmıştır.

Rijit yapıştırıcının ortada, sünek yapıştırıcının kenarlarda kullanıldığı hibrit yapıştırma bağlantısında, özellikle rijit yapıştırıcının tekil olarak kullanıldığı duruma göre, kenarlarda soyulma ve kayma gerilmesi değerlerinin önemli ölçüde düştüğü görülmüştür.

Hibrit yapıştırırmalı bağlantının gerilme dağılımları incelendiğinde, yapıştırıcı-uzunluk oranının, sünek yapıştırıcının tekil olarak kullanıldığı durum ile karşılaştırıldığında, yapıştırıcı kenarlarındaki pik soyulma gerilmesi değerleri üzerinde önemli bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Bununla birlikte, hibrit yapıştırırmalı bağlantı kullanılması durumunda, kenarlarda oluşan pik soyulma gerilmesi değerleri, tekil-rijit yapıştırıcı bağlantı kullanımına göre önemli oranda düşmüştür. Tekil yapıştırma durumunda, maksimum kayma gerilmesi kenarlarda oluşurken, hibrit yapıştırırmalı bağlantılarda yapıştırıcı ara

yüzeylerinde kayma gerilmeleri maksimum değere ulaşmaktadır. Kenar pik kayma gerilmesi değerleri, yapıştırıcı-uzunluk oranı artıkça artmaktadır. Yapıştırıcı ara yüzeylerinde, kenarlarda meydana gelen artışa paralel olarak pik kayma gerilmesi değerlerinde düşüş görülmüştür. Pik gerilme değerlerindeki azalma ile beraber, bağlantı dayanımındaki artış, çalışmada kullanılan yapıştırıcı-uzunluk oranları ve yapıştırıcıların uygun seçildiğini göstermektedir.

Sonuç olarak, uygun yapıştırıcılar ve yapıştırıcı-uzunluk oranları ile hazırlanan derecelendirilmiş yapıştırma çizgisinin bindirmeli bağlantılarda kullanımı ile kenarlardaki pik gerilme değerlerine bağlı oluşabilecek ani hasar oluşumları engellenerek, levhalar arasında yükün daha güvenli iletimi sağlanabilir ve dayanım arttırılabilir. Ancak, yöntemin yaygınlaşması ve otomasyon sistemlerinde kullanılabilirliği, yöntemin uygulama prosedürlerinde yapılacak iyileştirmelere bağlıdır.

SEMBOLLER

- l_f Sünek yapıştırıcı uzunluğu
 l_s Rijit yapıştırıcı uzunluğu
 δ_0 Levha kalınlığı
 δ_3 Sünek yapıştırıcı kalınlığı
 δ_4 Rijit yapıştırıcı kalınlığı
 ξ Yapıştırıcı-uzunluk oranı

KAYNAKÇA

1. Bavi, O., Bavi, N., Shishesaz, M. 2013. "Geometrical Optimization of the Overlap in Mixed Adhesive Lap Joints," *The Journal of Adhesion*, vol. 89, p. 948-972.
2. Katnam, K. B., Crocombe, A. D., Khoramishad, H., Ashcroft, I. A. 2010. "Load Ratio Effect on the Fatigue Behaviour of Adhesively Bonded Joints: An Enhanced Damage Model," *The Journal of Adhesion*, vol. 86, p. 257-272.
3. Fessel, G., Broughton, J. G., Fellows, N. A., Durodola, J. F., Hutchinson, A. R. 2007. "Evaluation of Different Lap-Shear Joint Geometries for Automotive Applications," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 27, p. 574-583.
4. Campilho, R. D. S. G., De Moura, M. F. S. F., Domingues, J. J. M. S. 2009. "Numerical Prediction on the Tensile Residual Strength of Repaired CFRP under Different Geometric Changes," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 29, p. 195-205.
5. Grant, L. D. R., Adams, R. D., Da Silva, L. F. M. 2009. "Experimental and Numerical Analysis of Single-Lap Joints for the Automotive Industry," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 29, p. 405-413.
6. Van Ingen, J. W., Vlot, A. 1993. *Stress Analysis of Adhesively Bonded Single Lap Joints*, Report, Report LR-740, Delft University of Technology, Faculty of Aerospace Engineering.
7. Song, M. G., Kweon, J. H., Choi, J. H., Byun, J. H., Song, M. H., Shin, S. J., Lee, T. J. 2010. "Effect of Manufacturing Methods on the Shear Strength of Composite Single-Lap Bonded Joints," *Composite Structures*, vol. 92, p. 2194-2202.
8. Seong, M. S., Kim, T. H., Nguyen, K. H., Kweon, J. H., Choi, J. H. 2008. "A Parametric Study on the Failure of Bonded Single-Lap Joints of Carbon Composite and Aluminum," *Composite Structures*, p. 135-145.
9. Kahraman, R., Sunar, M., Yilbas, B. 2008. "Influence of Adhesive Thickness and Filler Content on the Mechanical Performance of Aluminum Single-Lap Joints Bonded with Aluminum Powder Filled Epoxy Adhesive," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 205, p. 183-189.
10. Da Silva, L. F. M., Critchlow, G. W., Figueiredo, M. A. V. 2008. "Parametric Study of Adhesively Bonded Single Lap Joints by the Taguchi Method," *Journal of Adhesion Science and Technology*, vol. 22, p. 1477-1494.
11. Da Silva, L. F. M., Rodrigues, T. N. S. S., Figueiredo, M. A. V., De Moura, M. F. S. F., Chousal, J. A. G. 2006. "Effect of Adhesive Type and Thickness on the Lap Shear Strength," *The Journal of Adhesion*, vol. 82, p. 1091-1115.
12. Xu, W., Wei, Y. 2013. "Influence of Adhesive Thickness on Local Interface Fracture and Overall Strength of Metallic Adhesive Bonding Structures," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 40, p. 158-167.
13. Cognard, P. 2006. *Adhesives and Sealants: General Knowledge, Application Techniques, New Curing Techniques*, Elsevier, Amsterdam.
14. Adams, R. D., Peppiatt, N. A. 1974. "Stress Analysis of Adhesive-Bonded Lap Joints," *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 9, no. 3, p. 185-196.
15. Broughton, B., Gower, M. 2001. *Preparation and Testing of Adhesive Joints*, Technical Report, no. 47, NPL Materials Centre, National Physical Laboratory, Teddington, Middlesex.
16. Raphael, C. 1966. "Variable-Adhesive Bonded Joints," *Applied Polymer Symposia*, vol. 3, p. 99-108.
17. Özer, H., Öz, Ö. 2014 "A Comparative Evaluation of Numerical and Analytical Solutions to the Bi-Adhesive Single-Lap Joint," *Math. Probl. Eng.*, Article ID 852872, p. 1-16.
18. Özer, H., Öz, Ö. 2012 "Three Dimensional Finite Element Analysis of Bi-Adhesively Bonded Double Lap Joint," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 37, p. 50-55.
19. Pires, I., Quintino, L., Durodola, J. F., Beevers, A. 2003. "Performance of Bi-Adhesive Bonded Aluminium Lap Joints," *International Journal of Adhesion & Adhesives*, vol. 25, p. 215-223.
20. Öz, Ö. 2015. "Hibrit Yapıştırma Bağlantı Hasarının Numerik ve Deneysel Olarak İncelenmesi," *Doktora Tezi, Yıldız Teknik Üniversitesi, İstanbul.*