

ISSN 1302-9487

MAKİNA TASARIM VE İMALAT DERGİSİ

Cilt : 7

Sayı : 1

Mayıs 2005



Makina Mühendisliği Bölümü
ODTÜ - ANKARA

Sahibi

Makina Tasarım ve İmalat Derneği adına Yönetim Kurulu Başkanı
Bilgin KAFTANOĞLU

ODTÜ

Yayın Kurulu

Metin AKKÖK

ODTÜ

Can ÇOĞUN

Gazi Ü

İlhan KONUKSEVEN (Sorumlu Yayın Yönetmeni)

ODTÜ

Danışma Kurulu

M.A. Sahir ARIKAN

ODTÜ

Tuna BALKAN

ODTÜ

Erhan BUDAK

Sabancı Ü

Serkan DAĞ

ODTÜ

Melik DÖLEN

ODTÜ

Hüseyin FİLİZ

Gaziantep Ü

Necdet GEREN

Çukurova Ü

Mustafa İ. GÖKLER

ODTÜ

Erk İNGER

Roketsan Gn. Md.

Suat KADIOĞLU

ODTÜ

Haydar LİVATYALI

İTÜ

Ferruh ÖZTÜRK

Uludağ Ü.

Levend PARNAS

ODTÜ

Ömer SAATÇIOĞLU

ODTÜ

O. Selçuk YAHŞI

ENVY A.Ş.

Orhan YILDIRIM

ODTÜ

Yazışma Adresi, Telefon ve Faks

Makina Tasarım ve İmalat Derneği
Makina Mühendisliği Bölümü, E Blok, No. 101
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
06531 ANKARA

Tel : (312) 210 52 12, Faks : (312) 210 12 75

Web : <http://www.me.metu.edu.tr/matim>

e-mail : matim@metu.edu.tr

MAKİNA TASARIM VE İMALAT DERGİSİ

Cilt: 7 Sayı: 1 Mayıs 2005

**JOURNAL OF
MECHANICAL DESIGN
AND PRODUCTION**

Vol: 7 No: 1 May. 2005

ISSN 1302-9487

TELİF HAKKI

Makina Tasarım ve İmalat Dergisinde yayımlanan bütün yazıların telif hakkı MAKİNA TASARIM VE İMALAT DERNEĞİ'nindir. Yayımlanmış yazıların başka bir yerde tekrar yayımlanması, çoğaltılması ve dağıtılması, Yayın Kurulundan yazılı izin almak koşulu ile mümkündür. Makalelerdeki görüşlerden doğacak sorumluluk makale yazarına aittir.

ABONE KOŞULLARI

Yıllık abone bedeli 2003 yılı içinde gerçek kişiler için 6.000.000 TL, firma ve kuruluşlar için 30.000.000 TL, öğrenciler için 3.000.000 TL'dir. Abone olmak için aşağıda verilen banka hesabına abone bedelinin yatırılması ve açık adresiniz ile banka makbuzunun adresimize gönderilmesi yeterlidir.

TANITIM KOŞULLARI

Kuruluş ve ürünlerini tanıtmak isteyenler hazırlayacakları tanıtım yazı ve resim taslaklarını Derneğimiz'e göndererek saptanacak bir katkı karşılığında Dergi'de yayımlanmasını sağlayabilirler.

BANKA HESAP NUMARASI

T. İş Bankası, ODTÜ Şubesi
Hesap No: 4229 30441 235339

DİZGİ

Hülya SEVER

BASKI

ODTÜ Basım İşliği

Yılda 2 sayı Mayıs ve Kasım aylarında yayımlanır.

İÇİNDEKİLER

ARAŞTIRMA, GELİŞTİRME VE UYGULAMA MAKALELERİ

- Mikro-Elektro-Mekanik Sistemlerin Tasarım ve Ölçeklendirme İlkeleri 1
Melik Dölen
Halit Kaplan
- Farklı Matriks Yapıdaki Alaşımli Küresel Grafitli Dökme Demirin Darbe Özelliklerinin İncelenmesi 11
Gülcan Toktaş
Mustafa Tayanç
- Inconel 718'in Frezelenmesi Sonucunda Oluşan Yüzey Pürüzlülüğünün Yapay Sinir Ağlarıyla Belirlenmesi 19
Hasan Öktem
Babür Özçelik
Hasan Kurtaran
- Sıkı Geçme Problemlerinin Sınır Eleman Yönetiminde Alt Bölge Tekniği Kullanılarak İncelenmesi 28
İ. H. Güzelbey
B. Kanber
Ö. Eyercioğlu
- El Dokuma Halıcılığında Çözgü İplerini Denetleyen Bir Mekanizmanın Tasarımı ve İmalatı 35
Mehmet Topalbekiroğlu
Ali Kireççi
L. Anan Dülger
- YAKIN GELECEKTEKİ KONGRE VE BİLİMSEL ETKİNLİKLER** 43

Sayın Okurlarımız,

Makina Tasarım ve İmalat Dergisi 1986 yılından bu yana özgün araştırmaları yayımlayan hakemli bir dergi olarak süreklilik kazanmıştır. 2001 yılında dergimize ISBN (ISBN1302-9487) numarası verilmiş, TÜBİTAK tarafından ulusal veri tabanına alınmış ve dergi basım adedi artırılarak Türkiye’de daha yaygın dağıtımı sağlanmıştır.

Yayın kurulumuz dergiye özgün çalışma ürünü, derleme veya bir bilgi ve tecrübe aktarımını sağlayacak makaleler bulmak konusunda katılımlarınızı beklemektedir. Ayrıca kitap tanıtımı, konu taraması ve sanayi kuruluşlarının etkinliklerini içeren yazılara da geçmişte olduğu gibi yer verilmektedir.

Dergimizi, endüstri ve akademik kuruluşlarımızın karşılıklı bilgi alışverişinde bulunduğu, teknik sorunları tartıştığı ortak bir forum haline getirmek için siz meslektaşlarımızın katkı ve önerilerini bekleriz.

Saygılarımızla,

Yayın Kurulu

Melik Dölen

Y. Doçent Dr.

Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Makina Mühendisliği Bölümü
06531 ANKARA

Halit Kaplan

Dr. Mak. Yük. Müh.

TÜBİTAK

Atatürk Bulvarı, No. 221
Kavaklıdere, 06100 ANKARA

Mikro-Elektro-Mekanik Sistemlerin Tasarım ve Ölçeklendirme İlkeleri

Bu makale, mikro-elektro-mekanik sistemlerin tasarımında (büyük ölçekli sistemlerden farklı olarak) öne çıkan önemli ilkeler üzerinde durulmaktadır. Buna göre, mikro sistemlerin makro sistemlere göre bazı avantajlarından kısaca bahsedilerek, mikro sistemlerin tasarımı sırasında göz önünde bulundurulması gereken faktörlere değinilecektir. Ayrıca, mikro ve makro sistemlerde öne çıkan farklı fiziksel büyüklükler ve tasarımcının takip edeceği tasarım akış yolu ve tasarım için kullanılabilen bazı sayısal araçlara da bu makalede yer verilmektedir.

GİRİŞ

Bir mekanik sistemi mikro ölçekli olarak küçültmenin birçok yararı vardır. Öncelikle böyle bir sistemde, hacimle ilgili kuvvetler (ağırlık/atalet) önemini yitirir. Bunun doğal sonucuysa, çok hızlı mekanik sistemlerin mikro ölçekli dünyada gerçekleştirilebileceğidir. Böylece anlık hareket ettirilip/durdurulabilen mekanizmalardan; çok büyük ivmeli hareketlere dayanabilecek duyuçulara kadar, birçok sistemi (mikro-ölçekli dünyada) hayata geçirmek mümkün olur. Ayrıca mikro-mekanik sistemler büyük ölçekli makina sistemlerine göre daha az yer kaplayıp, daha az güç harcarlar. Uygun seri-üretim ("mass production") teknikleriyle, bu tip sistemlerin çok ucuza da imal edilebilecekleri önemli bir gerçektir.

Aslında mikro-mekanik sistemler kendi başlarına önemli uygulama alanları bulsa da, MEMS teknolojisinin en temel amacı bu tip sistemleri mikro-elektronik teknolojiyle bütünleştirerek, aynı yapı (kırıkmık) altında uygun bir işlevi yerine getirecek tümleşik sistemi yaratmaktır. Günümüzde olgunlaşma aşamasına gelen mikro-elektronik teknolojisinin üretim teknikleriyle, hiç şüphesiz minyatürleştirilmiş mekanik, elektro-mekanik, ve optik sistemlerin üretilmesi mümkündür. En geniş anlamıyla, bu üç farklı sistemi bir araya getiren bilim dalına mikro-opto-elektro-mekanik sistem (MOEMS) teknolojisi adı da verilse; teknik kaynaklarda MEMS, MOEMS'i de kapsayan bir kavram olarak kullanılmaktadır.

MEMS'in mikro-elektronik teknolojiyle önemli benzerlikleri vardır. MEMS çoğunlukla ana malzeme olarak silisyumu kullanmasının yanında;

foto-litografi, katkılama, kimyasal buharla biriktirme vs. gibi mikro-elektronik teknolojisinin temel üretim tekniklerinden yararlanır. Bunu en önemli nedeni, hali hazırdaki mikro-elektronik malzeme ve üretim teknolojilerinin kolaylıkla bu yeni alana uyarlanabilmesidir. Bunun dışında, MEMS ile mikro-elektronik teknolojisi arasında belirgin farklılıklar da vardır. Öncelikle, mikro-elektronik cihazlar çoğunlukla iki boyutludur ve sadece işaret/bilgi (elektron akışı) temelli çalışırlar. MEMS ise genelde üç boyutlu bir yapıya sahiptir ve çok değişik fiziksel ortamlarla (akışkanlar, sıcaklık, elektro-manyetik dalgalar vs.) etkileşim halindedir. Ayrıca üç boyutlu yapısı gereği MEMS, mikro-elektronikte kullanılmayan bazı yeni malzeme ve üretim teknolojilerini de beraberinde getirir. Biyolojik sistemlerle MEMS arasında basit bir benzerlik (analoji) kurulursa, MEMS'in bünyesinde yer alan mikro-elektronik sistem bu yapının beynini, elektro-mekanik donanımlarsa onun duyu (ve kas) sistemini oluşturur.

MEMS'in günümüzde en yaygın uygulama alanı; hiç şüphesiz ki, duyuçu ("sensor") sistemleriyle bu sistemlerin sağladığı verileri (işaretleri) işleyerek, yararlı sonuçlar üreten tümleşik sistemlerdir. Son zamanlarda otomotiv sektörü için üretilen ve kaza anında hava yastığını devreye sokan sistem, bunun en güzel örneğidir. Bu kırıkmık (Analog Devices ADXLx50); bir ivme ölçer ve belirli bir yavaşlama (eşik) değeri için hava yastığındaki ateşlemeyi tetikleyecek bir mikro-elektronik devreden oluşur [1]. Böylesi tümleşik sistemlerin yukarıda sözü edilen olumlu yanlarının yanında, güvenilirliği de oldukça fazladır. Şöyle ki titreşim, dinamik kuvvetler ve çeşitli ısı etkiler nedeniyle; duyuçu ve onun ölçümlerini değerlendiren (elektriksel) kontrol/denetim sistemlerinde (örneğin elektriksel motor sürücülerini)

ortaya çıkan arızaların temel kaynağı, duyucuyu sisteme bağlayan iletim hatlarındaki veya bağlantı elemanlarındaki kopukluklardır [2]. Uygun bir paket altında toplanan böyle MEMS uygulamaları, bu tür sorunları ortadan kaldırır. Günümüzde MEMS aslında birçok değişik araştırma alanına girmiştir. Tablo 1, kısaca MEMS cihazların kullanıldığı bazı uygulama alanlarını göstermektedir.

Tablo 1 Günümüzdeki MEMS uygulama alanları.

Alan	Uygulama
Akışkanlar Mekaniği	Kayma gerilmesi ölçümü, düşük Reynolds sayılı akışkanlar mekaniği uygulamaları
Bilgisayar	Optik esaslı bilgi depolama ve disk sürücü teknolojisi, mürekkep püskürtmeli yazıcılar
Biyoloji ve Tıp	DNA analizi, mikro-cerahi aletler, kimyasal duyucular, sinirsel elektrodlar/sondalar
Elektronik	Cihazlar ve röleler
Fizik	Gelişmiş mikroskop uygulamaları, mikro ölçekli sıcaklık ölçüm uygulamaları
Haberleşme	Radyo frekansı devre ve filtre uygulamaları
Havacılık ve Uzay	Sürüklenme direncinin kontrolü, minyatür hava araçları, mikro-uydular, uydular için az yer kaplayan cihaz uygulamaları, radyasyon ölçüm
Optik	Tümleşik optik sistemler, optik anahtarlama, sayısal ışık işleme, düz panel görüntüleme
Taşıt Tekniği	Basınç/sıcaklık/ivme ölçümü, taşıt güdüm teknolojileri

MEMS'in kurucusu olarak çoğunlukla ünlü fizikçi Richard Feynman anılır. 1959 yılında Feynman, malzemeleri buharlaştırarak veya biriktirerek son derece küçük cihazların üretilebileceği fikrini ortaya atmıştır [3]. Feynman önemli konuşmasında; biyolojik sistemleri örnek göstererek, malzemelerin önce kimyasal olarak sentezini yapıp, ardından da onları fiziksel olarak atomik mertebede bir araya getirerek küçük makinalar üretilmesi önerisinde bulunmuştur. Bu düşüncenin sınırlı bir çerçevede de olsa hayata geçirilmesi altmışlı yılların ortalarını bulmuştur. Mikro cihazların o zamanki üretim teknikleri, gelişmekte olan tümleşik devre teknolojisinin doğal bir uzantısıdır. Mikro röleler, basınç duyucuları ve debi ölçerler bu yıllarda üretilmeye başlanmış mikro-ölçekli mekanik sistemlere örnektir. Yetmişli yıllar beraber, tümleşik devre teknolojilerinden uyarlanan üretim yöntemleri daha da gelişim göstermiştir. Katkılama yardımıyla kazıntı/aşındırma ("etching") durdurma teknikleri sayesinde birçok mikro ölçekli duyucu (basınç,

sıcaklık ve görüntü) başarıyla üretilir hale gelmiştir. Seksenli yılların sonlarına doğru yeni yüzey mikro-ışılama ("surface micromachining") teknikleri ortaya çıkmış [4] ve sonucunda rezonanslı duyucular ve mikro eyleyiciler (tahrik elemanları, motorlar) gibi sistemler seri olarak üretilme aşamasına gelmiştir. Yüzey mikro-ışılama tekniklerinin en önemli özelliği şudur: Bu teknik yardımıyla; bağlama elemanları, yataklar, esnek destekleme parçaları, vs içeren mikro-mekanik sistemler doğrudan doğruya silisyum plaka/pul üzerine inşa edilebilmektedir. Böylece, çok masraf ve zaman gerektiren makina montaj işlemi ortadan kaldırılmaktadır. Doksanlı yılların başıyla beraber, yüksek enerjili X-ışını litografisine bağlı teknikler (LIGA) gelişim göstermeye başlamış [5], nispeten yüksek derinliğe ("aspect ratio") sahip mikro-mekanik sistem ve cihazların üretilebilmesi mümkün olmuştur. İlerleyen yıllar, yeni LIGA tekniklerini (gecici katmanlı LIGA teknikleri) beraberinde getirmiş [6]; desteklenmemiş mikro-mekanik yapıların ve elemanlarının üretilmesi imkan dahilinde olmuştur.

MİKRO-MEKANİK SİSTEM TASARIMI VE ÖLÇEKLENDİRME

Mikro-mekanizmaların tasarımı, yeni felsefeleri ve yaklaşımları da beraberinde getirir. Bu tip sistemlerin genel topolojisi, yapısal bileşenleri, malzemeleri, tahrik (motor) elemanları (eyleyiciler) ve kontrol biçimi; sistemin çalıştığı mikro-ortam ve bu ortamla uyumlu ölçeklendirme kanunlarıyla belirlenir.

Daha önce de irdelendiği gibi; geleneksel makina tasarımında en önemli unsurlar kütle/atalet, sönüm, sistem rijitliği (katılığı), ve sistemin birinci dereceden dinamik yanıtıdır. Ancak, mikro-ölçekte (makina sisteminin) yüzey alanının hacmine oranı oldukça arttığından; bu gibi etmenler önemini yitirmektedir. Bunlar yerine sürtünme, yüzey gerilmesi, adhezyon, ve diğer sınır kuvvetleri gibi ikincil etkiler makina tasarımı üzerindeki baskın unsurlar olmaktadır.

Mikro-mekanik sistemleri tasarlayabilmek için öncelikle mikro ortamda kuvvet, ivme, güç gibi önemli fiziksel büyüklüklerin nasıl ölçeklendirildiğini kavramak gerekir. Ölçeklendirme kurallarını açıklayabilmek için; (x, y, z) boyutlarına sahip bir prizmatik bir parçanın minyatürleştirilerek (x',y',z') boyutlarına getirildiği varsayalım:

$$\frac{x'}{x} = \frac{y'}{y} = \frac{z'}{z} = \sigma \quad (1)$$

Burada σ (izometrik) ölçek katsayısıdır ($0 < \sigma < 1$). Yoğunluğun (ρ) sistemin boyutlarına bağlı bir fiziksel özellik olmadığı düşünülürse, kütleler (m) için,

$$\frac{m'}{m} = \frac{\rho x' y' z'}{\rho x y z} = \frac{V'}{V} = \sigma^3 \quad (2)$$

yazılabilir. Burada V hacmi (oylumu) belirtirken (') sembolü küçültülmüş sisteme ait fiziksel büyüklükleri ifade etmektedir. Bu basit mekanik sisteme etkiyen kuvvetin (F)

$$\frac{F'}{F} = \sigma^N \quad (3)$$

şeklinde ölçeklendirildiği düşünülün. Burada, N çoğunlukla {1, 2, 3, 4} değerlerinden birini alabilen bir katsayıdır. Makro ortamda olduğu gibi; mikro-ölçekli ortamda da kuvvetler üç temel fiziksel yolla oluşturulabilir: **i.** elektrostatik; **ii.** manyetik; **iii.** hidrolik basınç veya hava basıncı. Mekanik sisteminde faydalanan temel fiziksel mekanizmaya ve doğal olarak bunun sistem içinde kullanma koşullarına bağlı olarak; (3)'teki N katsayısı seçilir. Örnek olarak, Şekil 16'daki elektromanyetik sistem göz önüne alınsın. Burada hareketli parçaya uygulanan manyetik (relüktans) kuvvet (şiddeti)

$$F = 0.25n^2\mu_0(h/\delta)i^2 \quad (4)$$

olarak verilebilir [7]. Bu ifadede, μ_0 serbest boşluğun manyetik geçirgenlik katsayısıdır ve $4\pi \cdot 10^{-7}$ [H/m] olarak alınabilir. (4)'teki diğer fiziksel büyüklükler şekil üzerinde gösterilmiştir. Sarımdan geçen akım için

$$i = JA \quad (5)$$

yazılabilir. Burada J akım yoğunluğunu, A da akımı geçiren iletkenin kesit alanını belirtmektedir. İsoemetrik olarak küçültülen bir sistem için,

$$\frac{F'}{F} = \frac{0.25n^2\mu_0(h/\delta)J^2(A')^2}{0.25n^2\mu_0(h/\delta)J^2(A)^2} = \frac{(A')^2}{(A)^2} = (\sigma^A)^2 = \sigma^A \quad (6)$$

oranı elde edilir. Bu ölçeklendirme J akım yoğunluğunun sabit kalacağı gibi gerçekçi bir varsayımına dayanmaktadır. Ancak bu varsayımla elde edilen oran, oldukça zayıf bir manyetik kuvvetin küçültülmüş sistemde oluşturulabileceğini işaret etmektedir. [8]'de akım yoğunluğunun işletim koşullarına bağlı olarak; farklı seçildiği durumlar incelenmiş, kuvvetin σ^2 , σ^3 gibi ölçeklendirilebileceği gösterilmiştir. Aslında, yukarıdaki gibi bir elektromanyetik sistemde sarım sayısını da (n') değiştirerek de MMF'i (magnetomotive kuvvet) arttırmak mümkündür. Böylece daha yüksek mikro-sistem kuvvetlerinin elde edilebileceği düşünülebilir. Ancak bu, çekirdeği manyetik doygunluğa ("saturation") ulaştırabileceği gibi, sarım sayısının doğurduğu önemli

üretim ve işletme güçlükleri de ortaya çıkarabilir. Elektrostatik kuvvetler mikro-ölçekte daha avantajlı olarak gözükmektedir. Elektrostatik kuvvetlerin ölçeklendirilmesi çoğunlukla elektriksel alanın boyuta bağlı olarak değişimine bağlıdır. Elektrik alan şiddetinin ($E'/E = 1$) sabit kaldığı düşünülürse, $F'/F = \sigma^2$ olduğu gösterilebilir [8]. Benzer olarak, mikro sistemde elektriksel alan ($E'/E = \sigma^{0.5}$) şeklinde arttırılırsa, $F'/F = \sigma$ gibi çok iyi bir kuvvet ölçeklendirmesi elde edilir. Manyetik alan şiddetinde olduğu gibi, elektriksel alan şiddetini de arttırmanın belirli fiziksel sınırları vardır. Genel olarak, elektriksel alan şiddeti çok arttırıldığında kullanılan yalıtkanların bozulma problemi ortaya çıkar. Ayrıca elektriksel alanın uygulandığı aralık eğer çok kısalsın, elektriksel alanın çökeceği de bilinen bir gerçektir.

Hidrolik (veya pnömatik) kuvvetler, basınçın bir alan üzerine etkisiyle oluştuğundan; ($F'/F = \sigma^2$) gibi iyi bir kuvvet ölçeklendirmesine yol açarlar. Biyolojik sistemlerdeki kas kuvvetleri de, kasın kesit alanıyla orantılıdır. Dolayısıyla, hidrolik kuvvetlere benzer bir kuvvet ölçeklendirmesini beraberinde getirir.

Kuvvet ölçeklendirilmesi tamamlandıktan sonra, ivmelerin oranı Newton'un ikinci hareket yasası ($F = ma$) yardımıyla hesaplanabilir:

$$\frac{a'}{a} = \frac{F'/m'}{F/m} = \frac{F' m}{F m'} = \sigma^N \sigma^{-3} = \sigma^{N-3} \quad (7)$$

Benzer olarak, mekanizmayı (sabit ivmeli olarak) bir noktadan diğerine ulaştırma zamanı, $L = (1/2)at^2$ (L: ulaşım mesafesi) bağıntısı kullanılarak bulunabilir:

$$\frac{L'}{L} = \sigma = \frac{(1/2)a'(t')^2}{(1/2)a(t)^2} = \sigma^{N-3} \left(\frac{t'}{t}\right)^2 \quad (8)$$

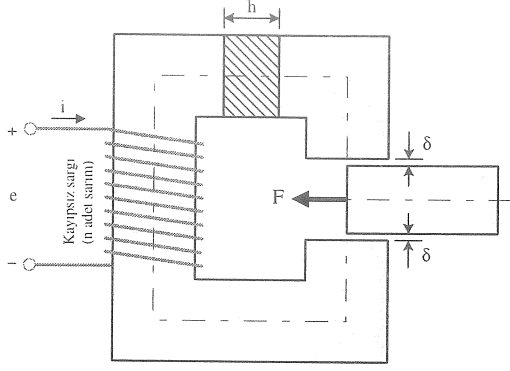
$$\frac{t'}{t} = \sigma^{2-N/2} \quad (9)$$

Son olarak, öz-güç (birim hacim için oluşturulan ortalama güç) bütün bu sözü edilen bağıntılar kullanılarak saptanır:

$$p = \frac{(FL/t)}{V} \quad (10)$$

$$\frac{p'}{p} = \frac{F'L' V t}{FL V' t'} = \sigma^{3N/2-4} \quad (11)$$

Bu mantığı kullanarak, diğer fiziksel büyüklüklerin de ölçeklendirilmesi yapılabilir [9]. Görüldüğü üzere, fiziksel sistem küçüldükçe, sistemin davranışı köklü biçimde değişmekte ve makro ortam için geliştirilen seziler geçerliliğini büyük ölçüde yitirir.



Şekil 1 Ölçeklendirme örneğindeki sistem [7].

Mikro-sistemlerin tasarımı sırasında ortaya çıkan bir başka önemli unsur da, beraber çalışması gereken mikro-mekanik sistem parçalarının toleranslarıyla ilgilidir. Her ne kadar MEMS teknolojisinde mikro-sistemlerin karakteristik boyutları mikronlarla ifade edilse de, izometrik olarak küçültülmüş bir sistemde orijinal toleransların aynısının tutturulması günümüz teknolojisiyle mümkün olmamaktadır. Hatta, günümüzün büyük hassasiyetle üretilmiş mikro-sistemleri, ölçeklendirilmiş tolerans açısından incelendiğinde, 18. yüzyılda kullanılan mekanizmalarla benzer toleranslara sahip olduğu görülür [9]. Bu nedenle, MEMS'leri tasarlarken alışlagelmiş tasarım uygulamalarının dışına çıkarak, mikro-ölçekli dünyanın gereksinimlerine uygun yenilikçi tasarım ilkelerinin benimsenmesi gerekir.

Kısacası, gelecekteki mikro-sistemlerin günümüzdeki makinalardan çok farklı olacağı ve biyolojik sistemlerle önemli benzerliklerinin olabileceği düşünülmektedir. Yeni tasarım kavramlarının geliştirilmesi, organik dünyayla ilgili gözlem ve araştırmalara bağlı olacağı açıktır. Mikro-sistemlerin işletim kurallarını saptamak amacıyla; uygun boyutsuz fiziksel parametre grupları tanımlayarak, bu sistemlerin makro modelleri üzerinde deneysel çalışmalar yürütmek gerekecektir.

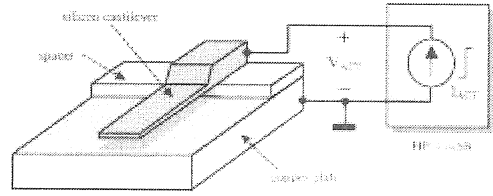
MİKRO-ANAHTAR TASARIMI

Bu bölümde MEMS tasarım ilkelerini tanıtmak amacıyla, elektro-statik olarak açılıp kapanan bir mikro-anahtar sisteminin ön tasarımı bu bölümde detaylandırılacaktır.

Elektrostatik olarak tahrik edilen mikro anahtar sistemleri, röle sistemlerinin sahip olduğu bütün olumlu elektriksel özellikleri bünyesinde barındırır. Bunun ötesinde, bu sistemler tıpkı katı hâl elektronik anahtarlama elemanları gibi (MOSFET, JFET, BJT, Thyristor, vs.) yüksek hızlarda açılıp kapatılabildiklerinden; bazı

uygulamalarda mikro-anahtarlar bu tip elemanlara rakip olabilmektedir [10].

Şekil 2'de böyle bir sistem gösterilmektedir. Burada konsol kırıyla tabandaki iletken plaka arasında büyük bir potansiyel fark (gerilim) uygulandığında, kırış üzerinde oluşan elektrostatik kuvvetler kırışi aşağıya doğru eğerek, kırış ucuyla onun karşısındaki (elektriksel olarak yalıtılmış) temas noktası arasında bir fiziksel/elektriksel bağlantı kurar. Benzer olarak, potansiyel fark sıfıra düşürüldüğünde, kırış eski haline geri döner. Böylece temas noktaları arasında boşluk nedeniyle, anahtarın açık konumundaki direnci çok yüksek değerlere ulaşır ($\sim 10^{12}\Omega$ civarında). Diğer bölümlerde mikro-kırış tasarım problemi tanıtılarak bu sistemlerin analizi hem sayısal hem de analitik olarak gerçekleştirilecektir.



Şekil 2 Mikro konsol kırış [10].

A. Sayısal Çözüm

Şekil 3, bu makalede incelenecek olan mikro-kırış (anahtar) sistemini göstermektedir. Bu sistemle ilgili önemli parametreler yine şekil üzerinde verilmiştir. Söz konusu bu sistemin quasi-statik denge denklemi

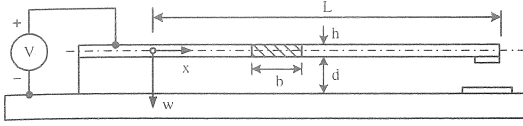
$$EI \frac{d^4 w}{dx^4} = q_w + q_e \quad (12)$$

şekilde yazılabilir. Burada q_w kırışin birim ağırlığını, q_e ise elektrostatik alanın kırış üzerinde meydana getirdiği yayılı yükü temsil etmektedir:

$$q_w = \rho g b h \quad (13a)$$

$$q_e = \frac{\epsilon_0 V^2 b}{2(d-w)^2} = \frac{\epsilon_0 V^2 b}{2d^2} \cdot \frac{1}{(1-w/d)^2} \quad (13b)$$

Burada V uygulanan gerilimin şiddetini [V]; ρ kırış malzemesinin yoğunluğunu [kg/m^3]; ϵ_0 ise boşluğun elektriksel geçirgenliğini ("permittivity") ifade etmektedir. Bu makalede $\epsilon_0 = 8.8542 \times 10^{-12}$ [F/m] olarak alınacaktır. Dikkat edilirse (13b)'nin doğrusal (linear) bir ifade olmadığı görülür. Bu durum (12)'nin analitik çözümünün (adî fonksiyonlar cinsinden) bulmasını oldukça zorlaştırır. Dolayısıyla, kırışin çökme analizini sayısal olarak gerçekleştirmek, ilk aşamada elverişli olacaktır.



Şekil 3 Elektrostatik olarak tahrik edilen ve anahtar görevi gören bir mikro konsol kiriş.

Daha önce bahsedildiği gibi, mikro-elektromekanik sistemlerde ağırlık ve atalet kuvvetleri, diğerlerinin yanında çok küçük kaldığından ($q_w \ll q_e$), onların ihmal edilmesi mümkündür. Dolayısıyla, $q_w \approx 0$ alınırsa, sistemin diferansiyel denklemi

$$EI \frac{d^4 w}{dx^4} = \frac{\epsilon_0 V^2 b}{2d^2} \cdot \frac{1}{(1 - w/d)^2} \quad (14)$$

halini alır. Yukarıdaki denklem düzenlenip, boyutsuz büyüklükler cinsinden ifade edilirse

$$\frac{d^4 \bar{w}}{d\bar{x}^4} = \frac{\alpha}{(1 - \bar{w})^2} \quad (15)$$

bulunur. Burada $\bar{w} \equiv w/d$ ve $\bar{x} \equiv x/L$ olarak tanımlanmıştır. Bu tür MEMS uygulamalarında, kirişin kesidi hep dikdörtgen olduğundan $I = bh^3/12$ alınabilir. Böylece (15)'teki boyutsuz parametre

$$\alpha \equiv \frac{\epsilon_0 V^2 b L^4}{2EI d^3} = \frac{6\epsilon_0 V^2 L^4}{E(hd)^3} \quad (16)$$

şeklini alır. (15) (doğrusal olmayan) adî bir diferansiyel denklem olup; **ilk şartlar** bilindiği takdirde, (16)'nın sayısal çözümü Euler, Runge-Kutta, Adams vs. gibi çok iyi bilinen integrasyon teknikleriyle kolaylıkla bulunabilir [11]. Ancak, bu problem için denklemin ilk şartlarından bir kısmı bilinmemektedir. Şöyle ki konsol kirişin bağlantı noktasında ($x = 0$) çökme [$w(0) = 0$] ve dönme [$w'(0) = 0$] koşulları bilinmesine rağmen, diğerleri belirsizdir. Yani, bu noktadaki eğilme momenti [$M(0) = EIw''(0) \neq 0$] ile kesme kuvveti [$F(0) = EIw'''(0) \neq 0$] bilinmemektedir. Buna karşın, elde edilecek sayısal çözüm, kirişin serbest ucundaki ($x = L$) bir takım sınır şartlarını gerçeklemek durumundadır. Yani bu noktada [$M(L) = EIw''(L) = 0$] ve [$F(L) = EIw'''(L) = 0$] koşulları sağlanmalıdır.

Sınır değer problemi olarak bilinen bu konuyla ilgili birçok "ad hoc" çözüm yöntemine teknik kaynaklarda rastlanmaktadır [11, 12]. Bu makalede *benzetilmiş soğutma* ("Simulated Annealing")

teknikğine dayalı bir stokastik çözüm ele alınacaktır [13].

Sınır değer probleminin çözümüne yönelik olarak, bir hata (sınır şartlarından sapma) fonksiyonu öncelikle tanımlanmıştır:

$$U(\alpha, m_0, f_0) = [\bar{w}'(\bar{x}=1)]^2 + [\bar{w}'''(\bar{x}=1)]^2 \quad (17)$$

Burada,

$$m_0 \equiv \bar{w}'(\bar{x}=0) \quad (18a)$$

$$f_0 \equiv \bar{w}'''(\bar{x}=0) \quad (18b)$$

problemin ilk şartları yansıtmakta olup, bunlara serbest parametre gözüyle bakılmalıdır. Sabit bir α değeri için, verilen ilk şartlar kullanılarak (15) denklemi (değişken adımlı) 4. mertebeden Runge-Kutta teknikleriyle çözülür. (17) denklemiyle istenen sınır şartlarından sapma hesaplanabilir. Böylece "benzetilmiş soğutma" teknikğinde kullanılan soğuma olasılığı bu değer yardımıyla belirlenir. Şekil 4, çeşitli α faktörlerine karşılık gelen sınır değerlerini (serbest uçta çökme: w_{\max}/d , m_0 ve f_0) göstermektedir.

Burada önemle vurgulanması gereken nokta, mikro-kirişin kararlı çalışma bölgesidir. Şekil 5 (17) denklemiyle ifade edilen hatanın (U) α 'ya bağlı değişimini göstermektedir. Şekilden de görüleceği üzere belirli bir α değerinin üzerinde ($\alpha^* \approx 1.7$), mikro-kirişin serbest uçunda istenen sınır koşullarının hiçbir zaman sağlanmadığı görülür. Bunun temel nedeni, mikro-kirişin ucundaki çökmenin kararsız hale gelmesi ve kirişin artık statik denge konumunu koruyamamasıdır. Bu olayı anlamak için, ilgili mikro-kirişe uygulanan gerilimin (V) zaman içinde yavaşça artırıldığı düşünülün. Belirli bir kritik gerilim değerine (V^*) kadar kiriş ucunun artan gerilime bağlı olarak çöktüğü görülür. Gerilim bu kritik değer üstüne çıkarsa, kiriş ucunun anî olarak en aşağıya kadar indiği gözlemlenir [14].

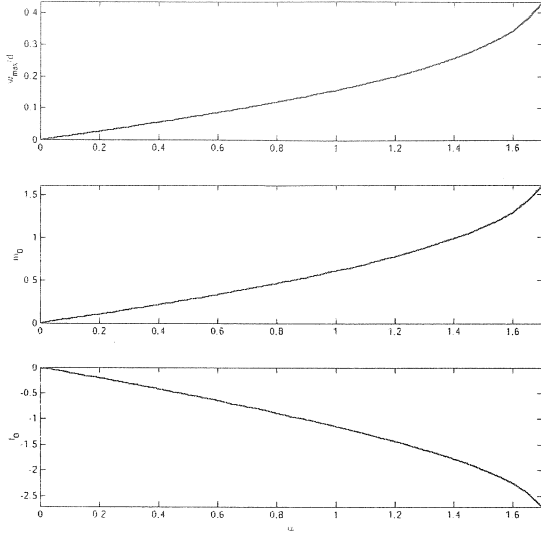
Kovacs [14], Petersen [15]'in deneysel sonuçlarına dayanarak; yukarıda sözü edilen kritik gerilim değerini

$$V^* \approx \sqrt{\frac{18EI d^3}{5\epsilon_0 L^4 b}} \quad (19)$$

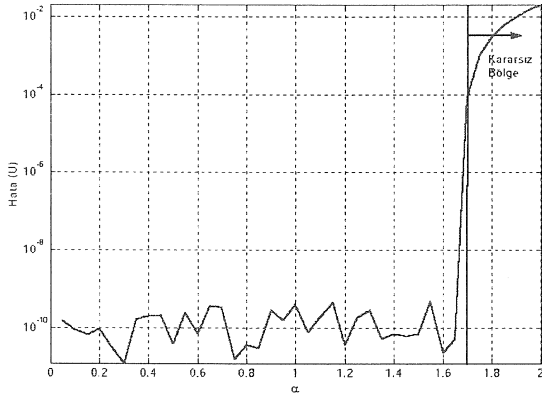
şeklinde vermektedir. Bu ifade (16)'da yerine konursa, $\alpha^* \approx 1.8$ olarak bulunur. Bu sonuç da ilgili sayısal çözümle uyumludur.

B. Analitik Çözüm

Bir önceki bölümde, mikro-kirişin çökme analizi sayısal olarak gerçekleştirilmişti. Bu bölümde sistemin boyutlandırılmasında kullanı-lacak ve A'da verilmiş sonuçlarla uyumlu bir basit analitik çözüm geliştirilecektir.



Şekil 4 Değişik α faktörleri için hesaplanmış sınır değerleri.



Şekil 5 Sınır koşullarını sağlama hatası.

Mikro-kiriş için analitik bir çözüm elde etmek için, diferansiyel denklem (14)'de yer alan ve doğrusal olmayan (13b) teriminden kurtulmak gerekmektedir. Bu ifade ($w = 0$ etrafında) Taylor serisine açılıp, "doğrusallaştırılması;" (14)'ün sabit katsayılı doğrusal bir diferansiyel denklem olarak ele alınarak çözülmesine imkân sağlayacaktır:

$$\frac{1}{(1-w/d)^2} = 1 + 2\frac{w}{d} + 3\left(\frac{w}{d}\right)^2 + \dots \approx 1 + 2\frac{w}{d} \quad (20)$$

Daha önce bahsedildiği gibi, ağırlık kuvveti elektro-statik kuvvet yanında ihmal edilirse, diferansiyel denklem (14)

$$EI \frac{d^4 w}{dx^4} - \frac{\epsilon_0 V^2 b}{d^3} w = \frac{\epsilon_0 V^2 b}{2d^2} \quad (21)$$

halini alır. Bu diferansiyel denklemin çözüm kabulü ise

$$w(x) = C_0 + C_1 e^{\beta x} + C_2 e^{-\beta x} + C_3 \cos \beta x + C_4 \sin \beta x \quad (22)$$

olarak yazılabilir. Burada,

$$\beta \equiv \sqrt[4]{\frac{\epsilon_0 V^2 b}{EI d^3}} = \sqrt[4]{\frac{12 \epsilon_0 V^2}{E \cdot (dh)^3}} \quad (23a)$$

$$C_0 = -\frac{d}{2} \quad (23b)$$

şeklinde tanımlanmıştır. Diğer sabitlerin bulunması için sistemin sınır şartları göz önüne alınır:

Konsol kirişin bağlantı noktası ($x = 0$):

$$w(0) = 0 \quad (24a)$$

$$w'(0) = 0 \quad (24b)$$

Kirişin serbest ucu ($x = L$):

$$M(x=L) = EI \cdot w''(L) = 0 \quad (24c)$$

$$F(x=L) = EI \cdot w'''(L) = 0 \quad (24d)$$

(22) kullanılarak (24) çözülmüş, istenen sabitler bulunur:

$$C_1 = \frac{C_0}{2} \cdot \frac{e^{-2\beta L}(s-c) - e^{-\beta L}}{2e^{-\beta L} + (1 + e^{-2\beta L})c} \quad (25a)$$

$$C_2 = -\frac{C_0}{2} \cdot \frac{s+c + e^{-\beta L}}{2e^{-\beta L} + (1 + e^{-2\beta L})c} \quad (25b)$$

$$C_3 = -\frac{C_0}{2} \cdot \frac{e^{-2\beta L}(s+c) + c - s + 2e^{-\beta L}}{2e^{-\beta L} + (1 + e^{-2\beta L})c} \quad (25c)$$

$$C_4 = -\frac{C_0}{2} \cdot \frac{e^{-2\beta L}(s-c) + c + s}{2e^{-\beta L} + (1 + e^{-2\beta L})c} \quad (25d)$$

Bu denklemlerde $s \equiv \sin \beta L$ ve $c \equiv \cos \beta L$ olarak tanımlanmıştır. Elektrostatik kuvvetler altında, en büyük çökme kirişin serbest ucunda olur:

$$w_{max} = C_0 + C_1 e^{\beta L} + C_2 e^{-\beta L} + C_3 \cos \beta L + C_4 \sin \beta L \quad (26)$$

Denklemleri boyutsuz hale getirmek için her taraf d 'ye bölünürse

$$\frac{w_{max}}{d} = -\frac{1}{2} + \frac{C_1}{C_1} e^{\beta L} + \frac{C_2}{C_2} e^{-\beta L} + \frac{C_3}{C_3} \cos \beta L + \frac{C_4}{C_4} \sin \beta L = f(\beta L) \quad (27)$$

bulunur. Burada boyutsuz katsayılar $\frac{C_i}{C_i} \equiv C_i/d$ ($i = 1, \dots, 4$) olarak tanımlanmıştır. Yukarıdaki denklem yine bir başka boyutsuz büyüklük olan βL 'in fonksiyonudur. (27) kullanılarak, βL 'yi

(w_{max}/d) oranının bir fonksiyonu olarak hesaplamak olasıdır. Şekil 6 böylesi bir bağıntıyı göstermektedir. Karşılaştırma yapılabilmesi için; Şekil 4'de (en üstteki grafik) verilmiş sayısal sonuçlar da burada gösterilmiştir. Dikkat edilirse, (16) ve (23a) kullanılarak α ve βL arasındaki dönüşüm

$$\beta L = \sqrt[4]{2\alpha} \quad (28)$$

kolayca yazılabilir. Böylece α 'nın fonksiyonu olan (w_{max}/d) bağıntısı, Şekil 6'da βL cinsinden ifade edilebilir.

Şekil 6'dan da görüleceği üzere, küçük (w/d) oranları için analitik çözümün hassas sayısal çözüme çok yakın olduğu görülür. Doğal olarak, iki çözüm arasında ortaya çıkan farklar, elektrostatik yüklerin "doğrusallaştırılması" nedeniyle ortaya çıkan yaklaşıklık hatasından kaynaklanmaktadır. Matematiksel açıdan, (26)'nın geçerliliğini koruması için (w/d) oranının belli bir değerin altında kalması gerekmektedir. Söz gelimi, ihmal edilen terimlerin toplamının, serinin genel toplamına oranı hesaplanırsa

$$\%E = 100 (w/d)^2 [3 - 2(w/d)] \quad (29)$$

elde edilir. Şekil 7 bu hata oranını göstermektedir. Anlaşılacağı üzere, $w/d < 0.2$ iken, hata %10 altında kalmaktadır. Bunun üzerindeki değerler için, seri açılımı önemli yaklaşıklık hataları vermektedir. Ancak, Şekil 6'dan da görüleceği üzere, bu açılım (nispeten büyük w/d oranları için bile) **ön-tasarım** çerçevesinde kabul edilebilir mertebeden hesap hatalarına yol açmaktadır.

Mikro-kiriş sisteminin tasarımı sırasında göz önüne alınacak bir başka önemli unsur da, kirişte meydana gelen eğilme gerilmeleridir. Her ne kadar sisteme etkileyen yükler çok küçük olarak görülse de, kirişin mikro boyutları dikkate alındığında ortaya çıkan gerilmeler oldukça büyüktür. Mikro kirişe gelen en büyük eğilme gerilmesini hesaplamak için, öncelikle azami eğilme momentlerinin saptanması gerekir.

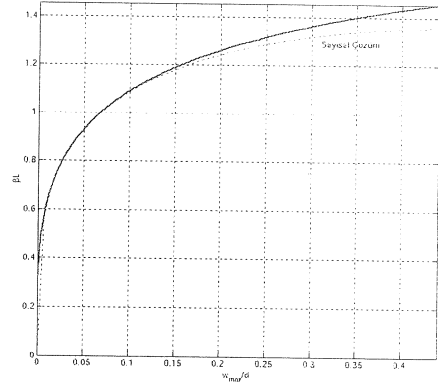
En büyük moment, konsol kiriş bağlantı noktasında ortaya çıkar:

$$M_{max} = EI w''(0) \quad (30)$$

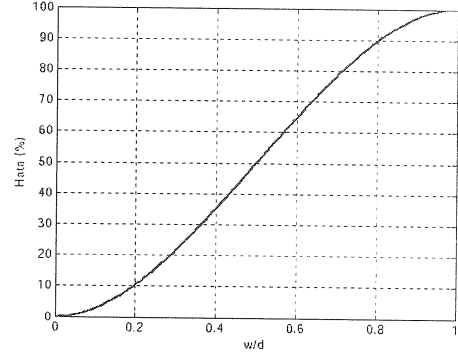
Benzer olarak en büyük eğilme gerilmesi bu kesitin en üst noktasında görülür:

$$\sigma_{max} = \frac{M_{max}}{I} \cdot \frac{h}{2} \quad (31)$$

Burada $I = bh^3/12$ alan atalet momentidir. (30) ve (31) birleştirilirse



Şekil 6 Kiriş ucundaki çökmeye bağlı olarak βL 'nin değişimi.



Şekil 7 Seri için yaklaşıklık hatası.

$$\sigma_{max} = Ew''(0) \cdot \frac{h}{2} \quad (32)$$

elde edilir. Genel çökme denklemi (22) kullanılırsa,

$$w''(0) = \beta^2 (C_1 + C_2 - C_3) \quad (33)$$

olarak hesaplanır. (32) ve (33)'den istifade edilerek, aşağıdaki **boyutsuz** gerilme denklemi yazılabilir:

$$\frac{\sigma_{max}}{E} = (\overline{C_1} + \overline{C_2} - \overline{C_3}) \cdot \frac{\beta^2 dh}{2} \quad (34)$$

Dolayısıyla,

$$\frac{\sigma_{max}}{E} = \frac{(\beta L)^2}{2} (\overline{C_1} + \overline{C_2} - \overline{C_3}) \frac{d}{L} \cdot \frac{h}{L} \quad (35)$$

olarak ifade edilebilir. Tıpkı, büyük ölçekli (makro) sistemlerde olduğu gibi, ortaya çıkan en büyük gerilme, belirli bir emniyet gerilmesinden küçük olacak şekilde boyutlandırma yapılmalıdır:

$$\frac{\sigma_{max}}{E} = \mu(\beta L) \cdot \frac{d}{L} \cdot \frac{h}{L} \leq \frac{\sigma_v}{ES} \quad (36)$$

Burada σ_y kullanılan malzemenin akma ("yield") gerilmesini; S'de 2 ile 5 arasında seçilen bir emniyet faktörünü belirtmektedir. Yukarıda verilen boyutsuz denklemde μ fonksiyonu [(26)'de olduğu gibi] yalnızca βL parametresine bağlıdır. (27) ve (36) numaralı denklemleri kullanılarak μ 'yu (w_{max}/d)'nin fonksiyonu olarak ifade etmek olasıdır. Şekil 8 ön-tasarımda kullanılacak böylesi bir fonksiyonu göstermektedir. Şekil 4'de gösterilen sayısal sonuç (ortadaki grafik) burada da ayrıca gösterilmiştir. Dikkat edilirse

$$M_{max} = EI \left. \frac{d^2 w}{dx^2} \right|_{x=0} = EI \cdot \frac{d}{L^2} \cdot \left. \frac{d^2 w}{dx^2} \right|_{x=0} \\ = EI \cdot \frac{d}{L^2} \cdot m_0(\alpha) \quad (37)$$

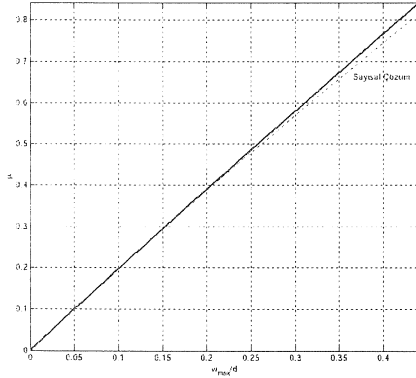
olduğu görülür. Dolayısıyla

$$\frac{\sigma_{max}}{E} = m_0(\alpha) \cdot \frac{1}{2} \cdot \frac{d}{L} \cdot \frac{h}{L} \quad (38)$$

olur. (35) ve (37) karşılaştırılırsa, boyutsuz sayılar arasında

$$\mu(\beta L) = \frac{m_0(\alpha)}{2} \quad (39)$$

gibi bir bağıntı olduğu anlaşılır.



Şekil 8 Çökmeye bağlı μ faktörünün değişimi.

Klasik cisimlerin mukavemeti ilkeleri kullanılarak elde edilen bu bilgiler çerçevesinde; önerilen tasarım yordamı şu şekilde özetlenebilir:

1. Mikro-anahtar için öncelikle malzeme seçimi yapılır ve E, σ_y gibi önemli tasarım parametreleri belirlenir. Birçok MEMS sisteminde silisyum (Si) ana malzeme olsa da, mikro-anahtar sistemlerinde Au, Ag, Ni, Cu, Al gibi çeşitli metallerin kullanımı da oldukça yaygındır.

2. Uygun bir emniyet faktörü (S) seçilir. Ön tasarım aşamasında, bu faktör 2 ile 5 arasında alınabilir.
3. Verilmiş bir (w_{max}/d) anahtarlama aralığı için (ör. serbest ucun çökme miktarı) için Şekil 8'den μ faktörü okunur. Böylece, (36) numaralı ifade sayesinde

$$\frac{d}{L} \cdot \frac{h}{L} \leq \frac{\sigma_y}{\mu ES} \quad (40)$$

d, h, ve L boyutları seçilir.

4. Ardından verilmiş (w_{max}/d) oranı için, Şekil 6'dan βL faktörü okunur. (23a) denklemi kullanılarak, uygulanacak gerilimin şiddeti bulunur:
- 5.

$$V = \sqrt{\frac{E(\beta L)^4 (dh)^3}{12 \epsilon_0 L^4}} \quad (40)$$

Mikro-anahtar uygulamaları için, gerilimin genelde 3 ile 120 V arasında olması istenir zira daha yüksek gerilimlerin CMOS teknolojisiyle kontrolü oldukça zordur. Denklem (40) ile hesaplanan gerilimin yüksek çıkması durumunda, 3. adıma geri dönmek gerekecektir. Bu adımda özellikle d'nin küçültülerek, L büyütülmesi önerilmektedir.

6. Son olarak, kirişin genişliği (b) belirlenir. Elektrostatik olarak tahrik edilen mikro kirişlerde b önemli bir rol oynamamaktadır. Dolayısıyla, bu boyut kullanılan mikro-üretim tekniğiyle uyumlu olarak seçilmelidir. Genelde $b = 5 \dots 10h$ olarak alınması önerilebilir.
7. Tasarım tamamlandıktan sonra, (22)'yi kullanarak elastik eğriyi çizdirmek faydalı olacaktır. Ayrıca, denklem (35)'den yararlanarak kritik kesitteki gerilmelerin bulunması tasarımın kontrolü açısından önemlidir.

Bir uygulama örneği olarak, silisyum gövde üzerinde oluşturulmuş altın (Au) bir mikro-anahtar sistemi ele alınsın.

1. Bu altın mikro kiriş için gerekli malzeme özellikleri şöyledir: $E = 81$ [GPa] ve $\sigma_y = 210$ [MPa].
2. Bu sistemin emniyet faktörü $S = 3$ olarak seçilsin.
3. Bu sistem için (w_{max}/d) = 0.25 olsun. Şekil 8'deki kesikli eğriden (hassas sayısal çözüm) bu çökme oranına karşılık gelen $\mu = 0.4794$ olarak okunur. Böylece

$$\frac{d}{L} \cdot \frac{h}{L} \leq \frac{\sigma_y}{\mu ES}$$

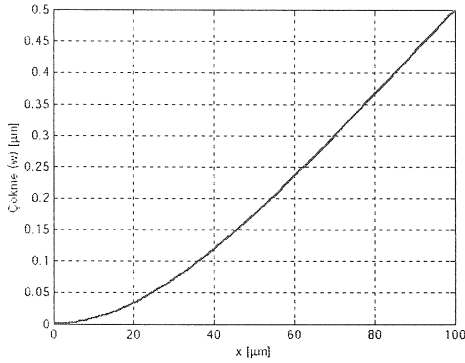
$L = 100 \mu\text{m}$; $h = 2 \mu\text{m}$; $d = 2 \mu\text{m}$ seçilirse $4 \cdot 10^{-4} \leq 1.8 \cdot 10^{-3}$ eşitsizliği sağlanır ve sistemdeki gerilmeler emniyet sınırları içinde yer alır.

4. Yine (w_{max}/d) = 0.25 oranı için, Şekil 6'daki kesikli eğriden $\beta L = 1.2885$ olarak okunur. Dolayısıyla, denklem (40) aracılığıyla gerilim $V =$

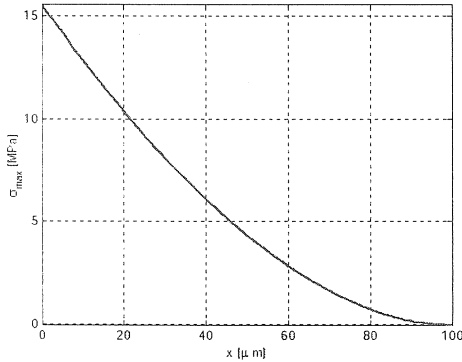
36.67 [V] \approx 36.7 [V] olarak hesaplanır. Bu da kabul edilebilir bir değerdir.

5. Kirişin genişliği $b = 5h = 5 \times 2 \mu\text{m} = 10 \mu\text{m}$ olarak seçilsin.
6. Şekil 9 ve 10 sırasıyla sayısal çözümle elde edilen elastik eğriyi ve azami eğilme gerilmesi değerlerini uzaklığın (x) fonksiyonu olarak göstermektedir.

Bu makalede, tasarım problemini basitleştirmek amacıyla, yürütülen tüm tasarım hesaplarında bütün dinamik etkiler ve kirişle onun temas yüzeyi arasındaki yapışma (adhezyon) kuvvetleri dikkate alınmamıştır. Bunun dışında, çevresel elektrik alanın etkileri de ("fringing") ihmal edilmiştir. Ancak, gerçekçi tasarımlarda bu gibi etkiler göz önüne alınmalıdır. Burada ele alınan örnekten de görüleceği üzere, analitik esaslı yaklaşımlar sadece çok basit sistemlerin incelenmesi (ve ön-tasarımı) için elverişlidir. Detaylı MEMS tasarımları için; ANSYS, MEMSCAD, MEMSCAP, Cadence, gibi bilgisayar destekli tasarım araçlarından geniş ölçüde yararlanmak gerekmektedir.



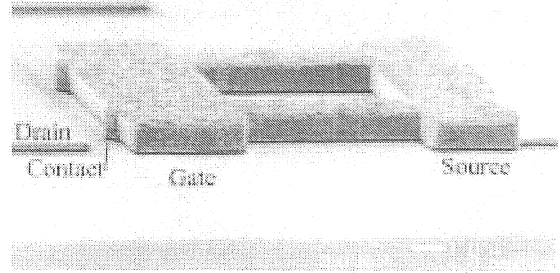
Şekil 9 Tasarlanmış mikro kirişin elastik eğrisi.



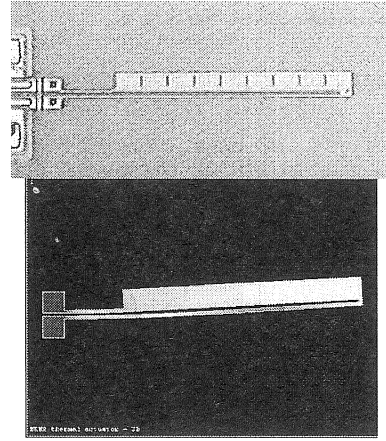
Şekil 10 Mikro kirişteki eğilme gerilmeleri.

Son olarak, birkaç tane MEMS tasarım uygulamasına değinilecektir. Şekil 10 altın kaplı nikelten yapılmış ve elektro-statik olarak tahrik edilen bir mikro-anahtar uygulamasını göstermektedir [10]. Burada kirişi karakterize eden temel boyutlar şöyledir: $L = 70 \mu\text{m}$; $b = 30 \mu\text{m}$; $h = 2 \mu\text{m}$; $d = 1.5 \mu\text{m}$. Şekil 10 ısıtılarak hareket

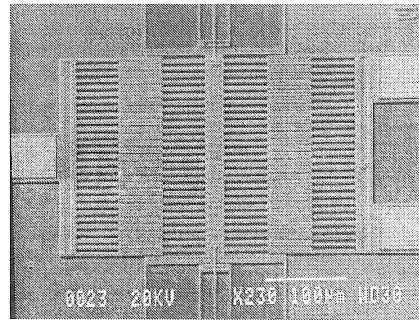
ettirilen bir mikro-kiriş sistemini ("heatuator") göstermektedir. Sistemin MEMSCAD ile gerçekleştirilmiş sonlu eleman analizi de aynı şekilde gösterilmektedir. Şekil 11 atalet kuvvetlerinin etkin olarak dengelendiği bir ivme ölçer sistemi göstermektedir. Şekil 12 elektro-statik olarak tahrik edilen sistemlerde kullanılan bir tarak mekanizmasının ANSYS ile sonlu eleman analizini temsil etmektedir [16].



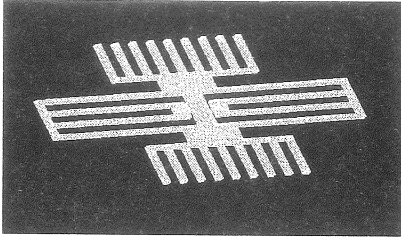
Şekil 9 Bir mikro anahtar tasarımı [10].



Şekil 10 Isıl eyleyici sistemi ve onun sonlu eleman analizi [16].



Şekil 11 Etkin denge esaslı bir MEMS ivme ölçer sistemi [16].



Şekil 12 Tarak-tipi tahrik sisteminin sonlu eleman analizi [16].

SONUÇ

Son yıllarda silisyum tabanlı mikro duyucular ve eyleyiciler konusunda yoğun çalışmalar olmuş ve çarpıcı gelişmeler meydana gelmiştir. Bu makalede, MEMS'lerin tasarımında önemli rol oynayan ölçeklendirme yasaları detaylı olarak ele alınmış, bu tip sistemlerin tasarlanması sırasında dikkat edilmesi gereken noktalar kısaca vurgulanmıştır. Bir tasarım örneği olarak, basit bir mikro-anahtar uygulaması ele alınarak; böyle sistemlerin tasarım ilkeleri detaylı olarak açıklanmıştır.

MICROELECTROMECHANIC SYSTEMS (MEMS): DESIGN AND SCALING LAWS

In this paper, the design principals associated with Micro-Electro-Mechanical Systems (MEMS) are discussed briefly. The paper also introduces the scaling laws used in MEMS design. To illustrate these MEMS design principles, a microswitch design is elaborated. The paper also focusses on the pitfalls on various design approaches and discusses some of the CAD design tools used in industry in a limited sense.

Keywords: MEMS, Micro Systems Design, Scaling, Dimensionless analysis, Microswitch design.

KAYNAKÇA

1. Analog Devices, "ADXL150/ADXL250 rev.0" ürün kataloğu, Norwood, MA, 1996.
2. Lorenz, R. D., "Sensorless Control: High Bandwidth Tracking of Spatial Saliencies using Persistent Excitation," WEMPEC/CAST Seminer Notları, University of Wisconsin - Madison, 1999.

3. Feynman, R. P., "There's Plenty of Room at the Bottom," (tekrar basım) *Journal of Microelectromechanical Systems*, cilt 1:1, 60-66, Mart 1992
4. Howe, R. T., "Surface Micromachining for Microsensors and Microactuators," *Journal of Vac. Sci. Technology*, cilt 6, 1809-1813, Aralık 1988.
5. Menz, W., Bacher, W., Harmening, M., and Michel, A., "The LIGA Technique - a Novel Concept for Microstructures and the Combination with Si-Technologies by Injection Molding," *IEEE Proceedings of Micro Electro Mechanical Systems*, Nara, Japan, 69-73, 1991.
6. Foong, C. S., Wood, K. L., and Busch-Vishniac, I., "Design Assessment of Micro-Electro-mechanical Systems with Applications to a Microbiology Cell Injector," *Micromechanical Systems, ASME DSC*, cilt 46, 49-63, 1993.
7. Fitzgerald, A. E., Kingsley, C., Umans, S. D., Electrical Machinery, 5/e, McGraw-Hill Inc., NY, 1990.
8. Trimmer, W. S. N., "Microrobots and Micromechanical Systems," *Sensors and Actuators*, cilt 19:3, 267 - 287, 1989.
9. Michalicek, M. A., "Introduction to Microelectromechanical Systems," online sunu (<http://mems.colorado.edu/>), University of Colorado, Boulder, Mayıs 2000.
10. McCarthy B, Adams, G. G., ve McGruer N. E., "A Dynamic Model, Including Contact Bounce of an Electrostatically Actuated Microswitch," *Journal of MEMS*, cilt 11:3, sf. 276-283, 2002.
11. Press, W. H., et al, Numerical Recipes in C, 2/e, Cambridge University Press, Cambridge, UK, 1992.
12. Choi, B. ve Lovell, E. G., "Improved Analysis of Microbeams under Mechanical and Electrostatic Loads," *J. of Micromech. Microeng.*, cilt 7, sf. 24-29, 1997.
13. Kirkpatrick, S., et al, "Optimization by Simulated Annealing," *Science*, cilt 220, sf. 4598, 1983.
14. Kovacs, G. T. A., *Micromachined Transducers Sourcebook*, McGraw-Hill, New York, 1998.
15. Petersen, K. E., "Dynamic Micromechanics on Silicon: Techniques and Devices," *IEEE Trans. on Electron Devices*, cilt ED-25:10, sf. 1241-1250, 1978.
16. ANSYS MEMS Eğitim Notları, (CD), ANSYS, Inc., PA, 2001.

Farklı Matriks Yapıdaki Alaşımli Küresel Grafitli Dökme Demirin Darbe Özelliklerinin İncelenmesi

Gülcan Toktaş

Araş. Gör. Dr.

Mustafa Tayanç

Yrd. Doç. Dr.

Makina Müh. Bölümü
Balıkesir Üniversitesi
Çağış Kampüsü
10145 BALIKESİR

Bu çalışmada, %1.03 Cu, %1.25 Ni ve %0.18 Mo alaşımli perlitik döküm yapılı küresel grafitli dökme demir (KGDD) malzemeye uygulanan homojenleştirme (925°C/7saat) ısıtma işlemi ile öncelikle ferritik matriksli KGDD elde edilmiştir. Ferritik matriks yapılı numuneler 900°C'de 1 saat ostenitlendikten sonra 300°C ve 365°C sıcaklıklarda 1'er saat ostemperlenerek sırasıyla alt ve üst beynitik (osferritik) yapılı KGDD elde edilmiştir. Isıtma işlemleri elde edilen matriks yapıların (ferritik, alt ve üst beynitik) -60°C/+100°C sıcaklık aralığındaki darbe enerjileri, sünek-gevrek geçiş sıcaklıkları ve sertlikleri deneysel olarak belirlenmiştir. Matriks yapıların iç yapıları optik mikroskopta, oda sıcaklığında (+25°C) darbe deneyine tabi tutulan numunelerin kırılma yüzeyleri ise SEM'de incelenmiştir. Matriks yapıların darbe özellikleri birbirleriyle karşılaştırılmış ve sonuç olarak bütün deney sıcaklıklarında en yüksek darbe enerjileri ferritik matrikste elde edilirken, alt beynitik yapının sertliğinin üst beynitik yapıya göre daha düşük ve bütün sıcaklıklardaki darbe enerjilerinin de daha yüksek olduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: KGDD, Matriks yapısı, Isıtma işlemi, Darbe özellikleri.

GİRİŞ

Ostemperlenmiş küresel grafitli dökme demirler (OKGDD); üstün aşınma direnci, yüksek mukavemet/ağırlık oranı ve yorulma dayanımının yanı sıra; düşük maliyet, talaşlı işlenebilirlik ve tasarım esnekliği gibi avantajları ile birçok uygulamalarda çelik malzemelerle mukayese edilebilmektedirler [1]. Dişliler, matkap uçları, pistonlar, krank milleri, fren pabuçları vb. kullanım alanlarının bazılarıdır [2,3].

OKGDD, ostemperleme adı verilen ısıtma işleminin uygulanmasıyla iç yapısında yüksek karbonlu ostenit (γ_{YK} , YK: yüksek karbon), beynitik ferrit ve grafit kürelerinin bulunduğu küresel grafitli dökme demirdir [4]. Bu fazların dışında ostemperleme şartlarına bağlı olarak dönüşmemiş (kalıntı) ostenit ile az miktarda martensit fazı da yapıda bulunabilir [2]. Ostemperleme işleminde, önce KGDD 840-960°C sıcaklıkları arasında ostenitlemeye tabi tutulur. Daha sonra 200-400°C sıcaklık aralığındaki tuz banyosuna hızla daldırılarak 2-4 saat süreyle bu banyoda bekletilir. Böylece perlit oluşumu engellenmiş olur. Son olarak ise KGDD oda sıcaklığına soğutularak ostemperleme işlemi tamamlanmış olur [4].

OKGDD malzemenin mekanik özellikleri üzerinde bugüne değin pek çok inceleme yapılmış

olup, bu çalışmalar çoğunlukla ostemperleme koşullarına ve çekme özellikleri üzerine yoğunlaşmıştır [4]. Ferritik ve perlitik KGDD'lerin düşük sıcaklıklarda mekanik kırılması ile ilgili çalışmalar yapılmış fakat bu konuda OKGDD ile ilgili az sayıda çalışma ve yayın mevcuttur [5]. OKGDD'in otomotiv endüstrisinde, yer kazıma aletlerindeki potansiyel uygulamaları düşünüldüğünde, literatürde bu malzemenin sünek-gevrek geçiş sıcaklığı ve düşük sıcaklıklardaki darbe davranışı ile ilgili yeterli bilgi bulunmadığı görülmektedir [4].

OKGDD'in düşük sıcaklıklardaki darbe özelliklerinin incelendiği kısıtlı çalışmaların birinde, ASTM standardında yer alan OKGDD cinslerinin sadece -60°C, -40°C ve oda sıcaklığındaki darbe enerjileri belirlenmiştir. Çalışmanın sonucunda deney sıcaklığı ve ostemperlenmiş yapıdaki karbonca zengin ostenit (γ_{YK}) miktarı azaldıkça, OKGDD cinslerinin darbe tokluklarının azaldığı belirtilmiştir [4]. Diğer bir çalışmada ise, DIN 1693 normuna uygun GGG 40-80 sınıfı arasındaki (5 cins) standard küresel grafitli dökme demirlerin değişik ostemperleme sıcaklıklarında (250°C, 300°C, 350°C ve 400°C) ve sürelerinde (7-210 dakika arası) ostemperlenmesi ile elde edilen OKGDD'lerin -60°C / +100°C sıcaklık aralığındaki darbe enerjileri incelenmiş ve darbe enerjisi

değerlerinin ostemperleme sıcaklık ve süresine bağlı olduğu ifade edilmiştir [3]. Ostemperleme zamanına bağlı olarak yapılan bir çalışmada Cu, Ni ve Mo alaşımlı KGDD 320°C ve 400°C ostemperleme sıcaklıklarında 1-5 saat arasındaki değişik sürelerde ostemperlenmiş ve OKGDD'lerin oda sıcaklığında çentiksiz darbe toklukları incelenmiştir. Çalışmanın sonucunda 320°C'de 2.5 saat ostemperleme ile dökme demir iç yapısında iğnesel ferrit olduğu ve bu oluşumun artan yüksek karbonlu ostenit hacim oranı ile birlikte darbe enerjisini en yüksek değere ulaştırdığı ifade edilmiştir. Bununla birlikte, 400°C'de 5 saat yapılan ostemperleme işlemi ile iç yapıda martensit olduğu ve darbe enerjisinin önemli oranda azaldığı çalışmanın sonuçları arasında verilmiştir [6]. Cu ve Ni alaşımlı OKGDD'de ostemperleme sıcaklığının etkisinin incelendiği literatürde [7] oda sıcaklığında yapılan darbe deneyleri sonucunda 350°C'ye kadar olan ostemperleme sıcaklıklarında ostemperlenen numunelerde darbe enerjilerinin arttığı ve 350°C'den daha yüksek sıcaklıklarda ostemperlenen numunelerde ise darbe enerjilerinin düştüğü belirtilmiştir. Benzer bir sonuç döküm yoluyla elde edilen bey nitik KGDD ve OKGDD'ler ile yapılan bir çalışmada da ifade edilmiştir[8]. Düşük alaşımlı, ostemperlenmiş ve geleneksel KGDD'lerin mekanik özelliklerinin karşılaştırıldığı bir çalışmada [9], geleneksel KGDD'in oda sıcaklığındaki çentiksiz darbe dayanımı OKGDD'den 1.8 kat ve düşük alaşımlı KGDD'den 22 kat daha yüksek bulunmuştur.

Bu çalışma; perlitik matriks döküm yapıları KGDD'e homojenleştirme ve ostemperleme işlemleri ile ferritik, alt (ince) ve üst (kaba) bey nitik (osferritik) yapılar kazandırmak, bu yapıların sünek-gevrek geçiş sıcaklıklarını, düşük sıcaklıklardaki darbe enerjilerini ve darbeleri yüklemdeki kırılma morfolojilerini inceleyerek KGDD'de ostemperlenmiş (bey nitik) yapıların darbe özelliklerini ferritik matriksle karşılaştırmak amacıyla yapılmıştır.

DENEY YÖNTEMİ

Malzeme Üretimi

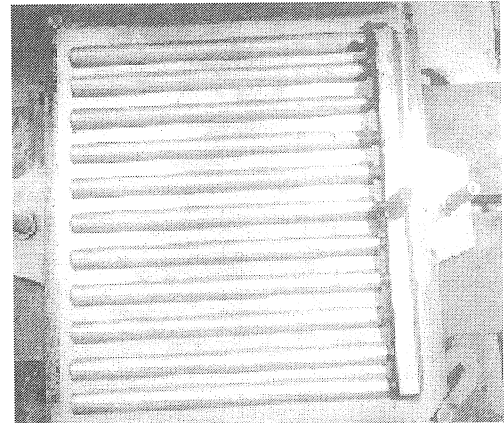
Alaşımlı KGDD malzeme üretimi, 350 kg kapasiteli, orta frekanslı AEG-ELOTHERM marka induksiyon ocağı kullanılarak yapılmıştır. Şarj malzemesi olarak sfero piki, KGDD hurdası, çelik sac, Fe-Si, Fe-Mn, Fe-Mo, Cu ve Ni kullanılmıştır. Homojenliği sağlamak amacıyla 1530°C'de 1-2 dakika bekletilen sıvı metal, 1500°C'de % 1.8 oranında Fe-Si-Mg küreleştirici malzeme kullanılarak flotret yöntemi ile küreleştirme işlemine ve flotret çıkışından vinçli potaya akış esnasında da % 0.28 oranında Fe-Si ile aşılama işlemine tabi tutulmuştur. Şarj malzemesi olarak kullanılan sfero

pikin ve küreleştirici malzemenin kimyasal bileşimleri Tablo 1'de verilmiştir. Ocak içindeki sıvı metalin sıcaklığı daldırma tip ısı çifti ile ölçülmüştür. Kalıplama işlemi, 25 mm çapında ve 400 mm uzunluğunda 11'li çubuklardan oluşan alüminyum metal modelin yaş kum kalıplanmasıyla yapılmıştır (Şekil 1). Aşılama sonrası sıvı metal, aşılama etkisinin kaybolmaması için oluşturulan kalıplara mümkün olan en kısa sürede (5 dakika) dökülmüştür.

Tablo 1. Sfero piki ve küreleştirici malzemenin (Fe-Si-Mg) kimyasal bileşimleri (%).

Sfero piki	Küreleştirici
C : 3.5-4.5	Si : 44.5
Si : 0.61-1	Mg : 6.08
Mn : 0.025-0.05	Ca : 1.27
P : 0.033-0.05	

Döküm sıcaklığı RAYTEK RAYNGER 3i lazer sıcaklık ölçüm cihazı ile 1350°C olarak ölçülmüştür. Dökümler oda sıcaklığına kalıp içinde soğutulmuşlardır. Dökümü yapılan alaşımlı KGDD malzemenin kimyasal bileşimi O.B.L.F marka spektrometre ile elde edilmiş ve bileşim Tablo 2'de verilmiştir.



Şekil 1. Alüminyum metal model.

Tablo 2. Alaşımlı KGDD'in kimyasal bileşimi (%).

C	: 3.73	Mg	: 0.044
Si	: 2.55	Cu	: 1.03
Mn	: 0.3	Ni	: 1.25
P	: 0.045	Mo	: 0.18
S	: 0.023	Cr	: 0.032

Isıl İşlemler

Dökümün katılaşması esnasında kalıbın geometrisinden ve ortadaki çubukların en dıştaki çubuklardan farklı soğuma hızlarında soğuması

ihtimali nedeniyle bütün numuneler homojenleştirme tavlama tabi tutulmuşlardır. Homojenleştirme işlemi, numunelerin 2°C/dak hızla ısınan elektrikli fırında 925°C'de 7 saat bekletilmesi ve 500°C'ye kadar 1°C/dak hızla fırında ve ardından durgun havada soğutulması ile yapılmıştır. Yüksek sıcaklıkta uzun süre bekletme esnasında oluşması muhtemel karbürsüzleşmeyi önlemek için numuneler kendi talaşlarına gömülmüşlerdir.

KGDD'de alt ve üst beynitik yapılar elde etmek amacıyla homojenleştirilmiş numuneler, 900°C'deki nötür banyoda (HS 550) 1 saat ostenitlemeden sonra alt beynit yapısı için 300°C ve üst beynit için 365°C'deki tuz banyosunda (AS 135) 1'er saat ostemperlenmişlerdir. Isıl işlem öncesinde nötür banyoya karbonsuzlaşmayı önleyici tuz ilavesi yapılmış olup, numuneler ostenitleme öncesinde yaklaşık 400°C'ye ısıtılmışlardır.

İç Yapı İncelemesi

Döküm halindeki ve ısıl işlemleri (homojenleştirme, ostemperleme) dökme demir numune yüzeyleri standard metalografik yöntemlerle hazırlanmış ve dağlama işlemi % 2'lik nital çözeltisi ile yapılmıştır. İç yapı görüntüleri Olympus BH2-UMA marka optik mikroskop yardımıyla elde edilmiştir. Isıl işlemler sonrasındaki dökme demir numunelerin küre özellikleri dağlama işlemi yapılmadan Buehler Omnimet görüntü analiz cihazında incelenmiştir. Oda sıcaklığında kırılan darbe numunelerinin yüzeyleri ise LEO 1455(VP) tipi Taramalı Elektron Mikroskobu (SEM) ile incelenmiştir.

Sertlik ve Darbe Deneyleri

Sertlik ölçümleri Heckert marka sertlik ölçüm cihazında 187.5 kg yükün 2.5 mm çaplı çelik bilya uç ile 20 saniye süreyle uygulanmasıyla Brinell sertlik olarak ölçülmüştür. Her bir numuneden 5 sertlik ölçümü alınarak, bunların ortalaması alınmıştır.

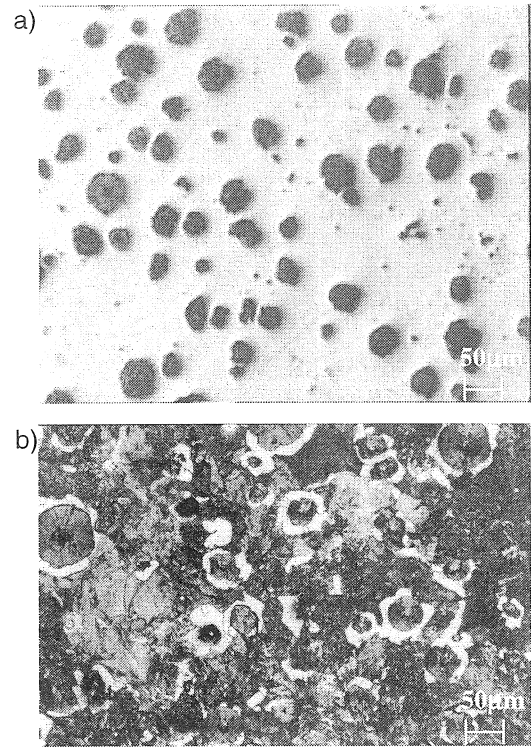
Darbe deneyleri, 10×10×55 mm boyutunda çentiksiz darbe numuneleri kullanılarak 300 J kapasiteli BROOKS marka darbe cihazında ASTM A 327-72 standardına uygun olarak yapılmıştır. Sıfır altı sıcaklık darbe deneylerinde, Lap-Plant marka Refrigerated Immersion Probe, RP-100 model soğutucu kullanılmıştır. Soğutma ortamı (banyosu) olarak % 99 saflıkta etil alkol kullanılmış olup banyo içine daldırılan soğutucu uç ile banyo sıcaklığı -100°C ile +20°C sıcaklık aralığında ±1°C hassasiyetle kontrol edilebilmektedir. Sıfır ve sıfır altındaki darbe deneylerinde numuneler, soğutucu ucun içine daldırıldığı etil alkol banyosunda belirlenen sıcaklıklarda (-60°C, -40°C, -20°C ve 0°C) 0.5 saat bekletilerek istenilen sıcaklığa ulaşmışlardır.

Oda sıcaklığının üstündeki (50°C, 75°C ve 100°C) darbe deneylerinde ise numuneler su içinde bahsedilen sıcaklıklara ısıtılmışlar ve 0.5 saat bekletilerek istenilen sıcaklığa ulaşmışlardır. Her bir sıcaklık şartında 3 adet deney numunesi kullanılmış olup bunların ortalaması alınarak darbe enerjileri belirlenmiştir.

DENEY SONUÇLARI VE TARTIŞMA

İç Yapı İncelemesi

Döküm halindeki KGDD'in küre ve faz yapısını gösteren iç yapı resimleri Şekil 2'de ve ısıl işlemler sonucunda elde edilen ferritik, alt ve üst beynitik yapıları KGDD'lerin küre özellikleri Tablo 3'te verilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi dökümün yapısı, perlitik ana matriks içinde dağılımı grafit kürelerini çevreleyen ince bir ferrit fazından oluşmaktadır.

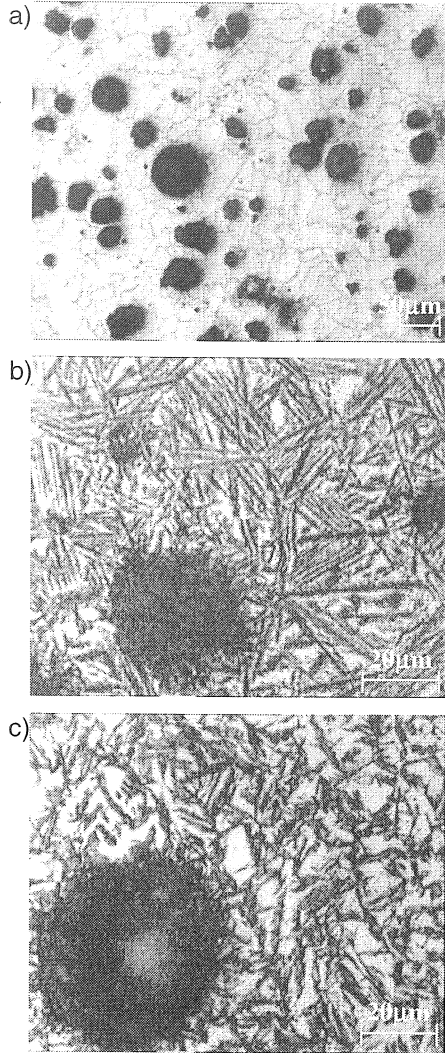


Şekil 2. Döküm halindeki KGDD'in a) dağlanmamış ve b) dağlanmış iç yapısı.

Tablo 3. Ferritik, alt ve üst beynitik yapıları KGDD'lerin küre özellikleri.

Matriks yapı	Küre Sayısı (küre/mm ²)	Küre alan oranı (%)	Küre çapı (mm)	Küresellik (%)
Ferritik	135.6	9.1	0.032	95.2
Alt beynit	100.6	8.8	0.034	95.2
Üst beynit	155.3	9.6	0.029	96.3

Homojenleştirme ve ostemperleme ısı işlemleri ile elde edilen iç yapı görüntüleri Şekil 3'te verilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi perlitik olan döküm yapısı homojenleştirme işlemi ile tamamen ferritik matrikse dönüşmüştür (Şekil 3a). Ostemperlenmiş yapılarda (Şekil 3b ve c) beyaz alanlar karbonca zengin ostenit fazını, koyu alanlar ise ferrit fazını göstermektedir [10,11,12].



Şekil 3. a) Ferritik, b) alt ve c) üst beynitik iç yapılar.

Şekil 3-b' den 300°C'de ostemperlenen KGDD'in iç yapısının iğnesel ferrit içerdiği görülmektedir. Konu ile ilgili daha önceki çalışmalarda [13,14,15], KGDD'in 350°C ostemperleme sıcaklığından daha düşük sıcaklıklarda ostemperlendiğinde yapısında iğnesel (acicular) ferrit oluştuğu, bu yapının mukavemet değerlerini arttırdığı ve alt beynit olarak isimlendirildiği belirtilmiştir. 350°C'nin üzerindeki sıcaklıklarda yapılan ostemperleme sonucu ise üst (kaba) beynit olarak isimlendirilen yapının oluştuğu

da yine bu çalışmalarda ifade edilmiştir. Buna göre, Şekil 3 b ve c yardımıyla 300°C'de ostemperleme ile alt beynitik ve 365°C'de ise üst beynitik yapıya sahip KGDD elde edildiği söylenebilir.

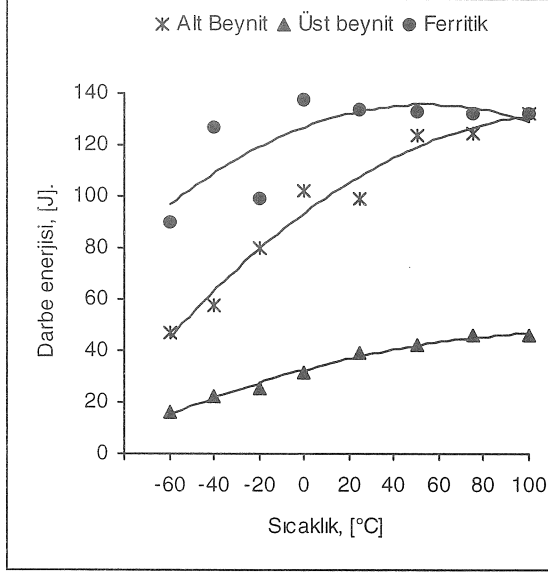
Karbonca zengin ostenit fazını gösteren beyaz alanlar, 365°C'de ostemperlenen üst beynitik yapıda daha fazla görülmektedir. Bunun sebebi, artan ostemperleme sıcaklığı ile ferritten ostenite yayılan karbonun difüzyon hızının artması sonucu yüksek karbonlu ostenit hacim oranının artması ile açıklanabilir [3,16,17].

Sertlik ve Darbe Özelliklerinin İncelenmesi

Ferritik, alt ve üst beynitik matriks yapıları KGDD'lerin sertlikleri sırasıyla 175 HB, 272 HB ve 329 HB olarak ölçülmüştür. %3.5 C, %2.73 Si, %0.75 Mn, %0.05 Cr, %0.18 Cu ve %0.04 Mg bileşimindeki KGDD'in 315°C ve 375°C'lerde ostemperlendiği bir çalışmada [18], alt beynitik yapının sertliğinin üst beynitik yapı sertliğinden daha yüksek olduğu görülmüştür. Yakın ostemperleme sıcaklıklarına rağmen bizim çalışmamızda bu sonucun tersi görülmektedir. Bunun iki nedeni olabilir. Birincisi, Cu ve Ni elementlerinin 350°C'nin altındaki ostemperleme sıcaklıklarında ostemperlenmiş yapıya süneklik sağlaması olabilir [19,20]. İkinci neden ise yüksek ostemperleme sıcaklıklarında beynitik yapının ($\alpha+\gamma_K$) oluşmasından sonra ostemperleme işlemine devam edildiğinde karbonca zengin ostenitin zaman ve sıcaklık etkisiyle karbür ve ferrite ayrıştığı ikinci basamak reaksiyonunun meydana gelmesi ve oluşan bu karbürü yapının da tokluğun ve sünekliğin düşmesine neden olması ile açıklanabilir [1,20].

Homojenleştirilmiş ve ostemperlenmiş KGDD'lerin -60°C/+100°C sıcaklıkları arasında yapılan darbe deneyleri sonucunda ferritik ve beynitik yapıların sıcaklık-darbe enerjisi ilişkileri Şekil 4'te verilmiştir. Her üç matrikste de deney sıcaklığının azalması ile birlikte darbe enerjisi değerlerinde azalmalar gözlenmiştir. Matriks yapıların darbe enerjileri göz önüne alındığında, ferritik matriksli KGDD'in bütün deney sıcaklıklarındaki darbe enerjisi değerlerinin ostemperlenmiş (alt ve üst beynitik) yapıların darbe enerjilerinden daha yüksek olduğu görülmüştür. Bu sonuç literatür ile uygunluk göstermektedir. Literatürde [4], ASTM standardında belirtilen beş ayrı cins ostemperlenmiş KGDD, ferritik ve perlitik KGDD'lerin -60°C, -40°C ve oda sıcaklığında darbe enerjileri incelenmiş ve ferritik matrikse sahip KGDD'in bütün deney sıcaklıklarındaki darbe enerjilerinin diğer matriksli KGDD'lerden daha yüksek olduğu ifade edilmiştir. Deney sıcaklığının azalmasıyla birlikte (+100°C'den -60°C'ye) darbe enerjilerinde en az düşüş ferritik matrikste elde edilmiştir. Şöyle ki; ferritik matrikste +100°C deney sıcaklığında 132 J olan enerji değeri -60°C'de %

32'lik bir azalma ile 90 J olarak ölçülmüştür. Alt ve üst beynitik yapılar için +100°C ve -60°C deney sıcaklıkları arasındaki darbe enerjilerinin azalma oranları sırasıyla % 64 ve % 65 olarak bulunmuştur. Bu sonuç, ferritik matriksli KGDD'in düşük sıcaklıklarda darbe enerjilerini beynitik matriksli yapılara göre daha fazla koruduğunu ortaya koymaktadır.



Şekil 4. Ferritik ve beynitik yapıların darbe enerjilerinin sıcaklıkla değişimi.

Bütün deney sıcaklıklarında (-60, -40, -20, 0, 25, 50, 75 ve 100°C) en yüksek darbe enerjileri ferritik matriksli KGDD'de elde edilirken, en düşük enerji değerleri ise üst beynitik yapıda elde edilmiştir. Bu sonuç, matriks yapıların sertlikleri ile uyum içinde olup, sertliği yüksek olan matrikse sahip KGDD'in darbe enerjilerinin düşük olduğu görülmüştür.

Tüm deney sıcaklıklarında alt beynitik KGDD'in darbe enerjisi değerleri üst beynitik yapınkilerden ortalama 2.9 kat daha yüksek bulunmuştur. Literatürde, karbonca zengin ostenit hacim oranı arttıkça darbe tokluğunun arttığı belirtilmektedir [4]. Şekil 3'ten üst beynitik yapıdaki karbonca zengin ostenit fazını gösteren beyaz alanların daha fazla olduğu görülürken, bu yapının bütün deney sıcaklıklarında daha düşük darbe enerjilerine sahip olması, meydana geldiği düşünülen 2. basamak reaksiyonu sonucu oluşan karbürlerin yarattığı gevrekliğin ostenit fazından kaynaklanan sünekliğin etkisinden daha fazla olması ile açıklanabilir.

Üst beynitik yapıda oda sıcaklığının üzerindeki sıcaklıklarda darbe enerjisi değerlerinin pek fazla değişmediği gözlenirken, alt beynitik yapıda aynı sıcaklıklarda bu değerlerde artışlar

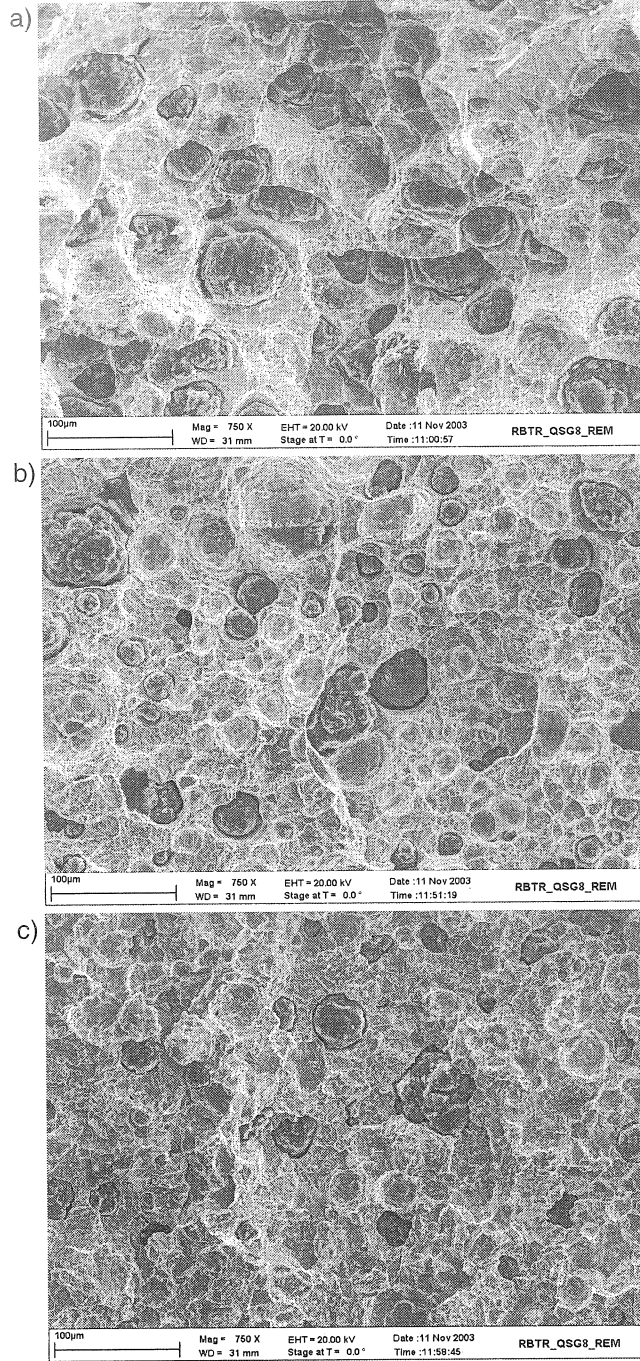
görülmüştür. Alt beynitik yapıda +25°C'de 99 J olan enerji 33 J'lük bir artış ile +100°C'de 132 J değerine artarken, üst beynitik yapıda bu sıcaklıklar arasında sadece 6 J'lük bir artış gözlenmiştir. Bilindiği gibi ostemperlenmiş KGDD'ler iç yapılarında ferrit ve karbonca zengin ostenitin yanında az miktarlarda da olsa kalıntı (dönüşmemiş) ostenit, karbür ve martensit fazlarını da içerirler [21]. Alt beynitik yapıda oda sıcaklığının üzerinde darbe enerjilerinin artışı, ostemperleme sonrası yapıda mevcut martensit fazının temperlenmesi ile açıklanabilir. Bunun yanında, daha yüksek sıcaklıkta (365°C) ostemperlenerek elde edilen üst beynitik yapıda oluşabileceği düşünülen karbürlerin darbe enerjisine olumsuz etkisinin, martensitin temperlenmesi ile oluşacak olumlu etkiden daha fazla olduğu söylenebilir [3].

Isıl işlem görmüş yapıların sünek-gevrek geçiş sıcaklıkları incelendiğinde (Şekil 4) her üç yapıda da azalan deney sıcaklığı ile darbe enerjisi değerlerinde ani azalmalar görülmediğinden, bu yapılardaki (ferritik ve beynitik) KGDD'de geçiş sıcaklık aralığından söz edilebilir. Ferrit fazı hacim merkezli kübik yapıda olduğundan, bu faza sahip demir esaslı malzemelerin sıcaklık düşüşü ile birlikte darbe değerlerinin de ani olarak düştüğü literatürde verilmiştir [22]. -60°C'ye kadar ferritik matriksin darbe enerjisi değerlerinde ani azalma meydana gelmediğinden, bu yapının darbe geçiş sıcaklığının -60°C'den daha düşük sıcaklıklarda olabileceği düşünülebilir.

Geçiş sıcaklık aralığının alt beynitik yapıda 0°C/-40°C arasında, üst beynitik yapıda ise +25°C/-20°C arasında olduğu söylenebilir. Alt beynitik yapının sertliğinin düşük ve tüm sıcaklıklarda darbe enerjisi değerlerinin yüksek olması bu yapıdaki malzemenin üst beynitik yapıya göre daha tok olduğunu göstermekle beraber bu sonuç daha düşük sünek-gevrek geçiş sıcaklık aralığına sahip olması ile de uygunluk göstermektedir.

Kırılma Morfolojisi

Oda sıcaklığında (+25°C) kırılan homojenleştirilmiş ve ostemperlenmiş numunelerin yüzeylerinden alınan SEM görüntüleri Şekil 5'te verilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi ferritik ve beynitik yapılar karışık tipte (sünek+gevrek) kırılma modu göstermiştir. Ferritik matrikste çukurcuk (dimple) oluşumu ile daha çok sünek kırılmanın gözlenmesi, bu yapının sertliğinin düşük ve darbe enerjilerinin yüksek olması ile uygunluk göstermektedir. 300°C'de ostemperlenen KGDD'in (alt beynitik) kırılma yüzeyinde, sünek kırılma ifadesi olan çukurcuklar (dimples) daha belirgin iken, 365°C'de ostemperlenen yapının (üst beynitik) kırılma yüzeyinde daha çok tanelerarası klivaj kırılma tipi gözlenmiştir. Bu sonuç, 260°C-385°C



Şekil 5. a) Ferritik, b) alt ve c) üst beynitik matrikslerin kırılma yüzeyleri (+25°C'de).

sıcaklıkları arasında 6 farklı sıcaklıkta ostemperlenen KGDD'in kırılma tokluğu ölçümlerinin ardından kırılma mekanizmalarının incelendiği çalışma ile uygunluk göstermektedir [23]. Bahsedilen çalışmada, 260°C, 357°C ve 385°C ostemperleme sıcaklıklarında ostemperlenen yapıların kırılma yüzeylerinin taneler arası klivaj gevrek kırılma gösterdiği, diğer ostemperleme

sıcaklıkları için kırılma yüzeylerinin çukurcuklar ihtiva ettiği ve sünek kırılma gösterdiği belirtilmiştir

SONUÇLAR

1. Cu, Mo ve Ni alaşımlı perlitik döküm yapıları KGDD'de homojenleştirme işlemi ile elde edilen ferritik yapının, bütün deney

sıcaklıklarında (-60°C/+100°C) daha yüksek darbe enerjisine ve daha düşük darbe geçiş sıcaklığına sahip olduğu görülmüştür.

2. Homojenleştirme işlemi ile ferritik matriks yapısı kazandırılan alaşımlı KGDD'in 900°C'de 1 saat ostenitlenmesini müteakip 300°C'de 1 saat ostemperlenmesi ile dökme demir iç yapısında alt beynitik yapı gözlenirken, 365°C'de 1 saat ostemperlenmesi ile üst beynitik yapı gözlenmiştir.
3. Alaşımlı KGDD'in homojenizasyon işlemi sonrasında 365°C'de 1 saat ostemperlenmesi ile 2. basamak reaksiyonu ($\gamma_{FK} \rightarrow \alpha + \text{karbür}$) bölgesine geçilmiş ve bu durum, oluşan karburlu üst beynitik yapıda sertlik artışına ve darbe enerjilerinin düşmesine neden olmuştur.
4. Alt ve üst beynitik yapıların sertlikleri ve darbe özellikleri birbirleriyle karşılaştırıldığında, alt beynitik yapının sertliğinin ve darbe geçiş sıcaklığının daha düşük ve bütün deney sıcaklıklarındaki darbe enerjilerinin daha yüksek olduğu görülmüştür.
5. Ferritik, alt beynitik ve üst beynitik yapıların oda sıcaklığında kırılmış darbe numunelerinin kırılma yüzeylerinden, her üç matriksin de sünek+gevrek kırılma tipine sahip olduğu, ancak; ferritik ve alt beynitik matrikslerde daha çok sünek, üst beynitik matrikste ise daha çok tanelerarası gevrek kırılmanın olduğu gözlenmiştir.

TEŞEKKÜR

Bu çalışmaya destek veren, 6. Bakım Merkezi Komutanlığına (Balıkesir), Sakarya Üniversitesine, Bosch A.Ş.'ye ve yardımlarından dolayı Araş. Gör. Alaaddin TOKTAŞ'a teşekkür ederiz.

THE INVESTIGATION OF IMPACT PROPERTIES OF AN ALLOYED DUCTILE IRON WITH VARIOUS MATRIX STRUCTURE

In this study, firstly homogenization heat treatment was applied to 1.3% Cu 1.25% Ni and 0.18% Mo alloyed pearlitic as-cast spheroidal graphite cast iron (SGI) and fully ferritic matrix was obtained in ductile iron. Specimens with ferritic structure were austenitized at 900°C for one hour and then austempered at 300°C and 365°C temperatures for one hour in order to obtain lower and upper bainitic (ausferritic) structures in ductile iron, respectively. Impact energies between -60°C / +100°C, ductile-brittle transition temperatures and hardnesses of matrix structures (ferritic, lower bainitic and upper bainitic) obtained by heat treatments were experimentally investigated. The

microstructures of matrixes were observed by optic microscope and the fracture surfaces of impact specimens fractured at room temperature (+25°C) were also observed by SEM (Scanning Electron Microscopy). Impact properties of matrixes were compared with each other. Results showed that the highest impact energies were found for the specimen with ferritic matrix at all experiment temperatures. It was also observed that the hardness of lower bainite was lower and impact energies at all temperatures were higher than the upper bainite.

Keywords: SGI, Matrix structure, Heat treatment, Impact toughness.

KAYNAKÇA

1. Achary, J., Tensile Properties of Austempered Ductile Iron Under Thermomechanical Treatment, *Journal of Materials and Performance*, Vol.9(1), (2000), 56-61.
2. Guo, X.L., Su, H.Q., Wu, B.Y. ve Liu, Z.G., Characterization of Microstructural Morphology Of Austempered Ductile Iron by Electron Microscopy, *Microscopy Research and Technique* Vol.40, (1998), 336-340.
3. Özel, A., GGG 40-80 Sınıfı Küresel Grafitli Dökme Demirlerde Ostemperleme Isıl İşleminin Darbe Direnci ve Darbe Geçiş Sıcaklığına Etkisinin İncelenmesi, İ.T.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi, İstanbul, 1994.
4. Riabov, M.V., Lerner, Y.S. ve Fahmy M.F., Effect of Low Temperatures on Charpy Impact Toughness of Austempered Ductile Irons, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol.11(5), (2002), 496-503.
5. Fierro, V.E. ve Sikora, J.A., Fractomechanical Properties of As-Cast and Austempered SG Cast Iron Between -40°C and +20°C, *Materials Research*, Vol.5, (2002), No.2.
6. Eric, O., Sidjanin, L., Miskovic, Z., Zec, S. Ve Jovanovic, M.T., Microstructure and Toughness of CuNiMo Austempered Ductile Iron, *Materials Letters*, Vol.58, (2004), 2707-2711.
7. Grech, M. ve Young, J.M., Influence of Austempering Temperature on the Characteristic of Austempered Ductile Iron with Cu and Ni, *AFS Transactions*, Vol.98, (1990), 345-353.
8. Muthukumarasamy, S., Babu, A.J.S. ve Seshan, S., High-Strength Ductile Iron- As Cast Bainitic Ductile Iron and Austempered Ductile Iron, *Indian Foundry Journal*, Vol.35-8, (1992), 23-28.
9. Refaey, A. ve Fatahalla, N., Effect of Microstructure on Properties of ADI and Low

- Alloyed Ductile Iron, *Journal of Materials Science* 38, (2003), 351-362.
10. Putatunda, S.K. ve Gadicherla, P.K., Influence of Austenitizing Temperature on Fracture Toughness of A Low Manganese Austempered Ductile Iron(ADI) with Ferritic As-Cast Structure, *Materials and Engineering A268*, (1999), 15-31.
 11. Putatunda, S.K., Development of Austempered Ductile Cast Iron(ADI) with Simultaneous High Two-Step Austempering Process, *Materials Science and Engineering A315*, (2001), 70-80.
 12. Rao, P.P. ve Putatunda, S.K., Influence of Microstructure on Fracture Toughness of Austempered Ductile Iron, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol.28, (1997), 1457-1470.
 13. Yaşar, H. The Effect of Cu and Austempering Treatment Parameters on The Impact Toughness and Hardness of Ductile Cast Iron, MSc. Thesis, Middle East Technical University, Ankara, 1994.
 14. Putatunda, S.K. ve Gadicherla, P.K. Effect of Austempering Time on Mechanical Properties of A Low Manganese Austempered Ductile Iron, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol.9(2), (2000), 193-203.
 15. Hasırcı, H. ve Erdoğan, M., Ostemperlenmiş küresel grafitli dökme demirlerde alaşım elementleri (Cu, Ni) ve ostemperleme süresinin mikroyapı ve darbe dayanımına etkisi, *10. Uluslararası Metalurji ve Malzeme Kongresi Bildiriler Kitabı*, 1011-1025, İstanbul, (2000).
 16. Zimba, J., Simbi, D.J. ve Navara E., Austempered Ductile Iron: An Alternative Material for Earth Moving Componets, *Cement and Concrete Composites*, (2003), 25, 643-649.
 17. Wu, C.Z., Chen, Y.J. ve Shih T.S., Phase Transformation in Austempered Ductile Iron by Microjet Impact, *Materials Characterization*, Vol.48, (2002), 43-54.
 18. Ahmadabadi, M.N., Ghasemi H.M. ve Osia M., Effects of Successive Austempering on The Tribological Behavior of Ductile Cast Iron, *Wear*, Vol.231, (1999), 293-300.
 19. *Ductile Iron Data for Design Engineers*, Sorelmetal Rio Tinto Iron and Titanium Inc., Canada, 1990.
 20. Toktaş, G., Matriks Yapısının Küresel Grafitli Dökme Demirin Yorulma ve Mekanik Özelliklerine Etkisinin İncelenmesi, BAÜ. Fen Bilimleri Enstitüsü, Doktora Tezi, Balıkesir, 2004.
 21. Yescas-Gonzalez, M.A., Modelling the Microstructure and Mechanical Properties of Austempered Ductile Irons, University of Cambridge Department of Materials Science and Metallurgy, Ph.D. Thesis. UK, 2001.
 22. Erdoğan M., *Malzeme Bilimi ve Mühendislik Malzemeleri*, cilt 1, 112, Nobel Yayın Dağıtım, Ankara, 1998.
 23. Rao, P.P. ve Putatunda, S.K., Investigations on The Fracture Toughness of Austempered Ductile Irons Austenitized At Different Temperatures, *Materials Science and Engineering A*, (2003), 1-14.

Inconel 718'in Frezelenmesi Sonucunda Oluşan Yüzey Pürüzlülüğünün Yapay Sinir Ağlarıyla Belirlenmesi

Hasan Öktem

Babür Özçelik
Y. Doç. Dr.

Hasan Kurtaran

Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsü
Tasarım ve İmalat
Mühendisliği Böl.
41400 Gebze-Kocaeli

Yüzey pürüzlülüğü, frezeleme işlemlerinin performansının değerlendirilmesinde göz önüne alınabilecek en önemli kriterlerden biridir. Bir frezeleme işleminde, yüzey pürüzlülüğüne etki eden parametreler, uygulanan operasyon tipine ve üretilen malzeme cinsine göre değişiklik göstermektedir. Bu çalışma, Inconel 718 gibi süper alaşımlı bir malzemenin düz uçlu kesicilerle frezelenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülüğünün yapay sinir ağlarıyla tahmin edilerek bir pürüzlülük modeli oluşturulmasını kapsar. Toplam 81 deney, kesici kataloglarından seçilen kesme parametreleriyle kesme sıvısı kullanarak yapılmıştır. Deneylerden elde edilen pürüzlülük değerleri, optik ölçüm metoduna göre çalışan yüzey pürüzlülük cihazıyla ölçülmüştür. İleri beslemeli bir yapay sinir ağı, işlenen yüzeylerden elde edilen pürüzlülüğü tahmin etmek için kullanılmıştır. Kesme hızı (V_c), ilerleme (f_z), eksenel kesme derinliği (a_p) ve radyal kesme derinliği (a_e) gibi parametreler, yapay sinir ağının giriş katmanını oluştururken, yüzey pürüzlülüğü çıkış katmanını oluşturmuştur. Yapay sinir ağı modeli, MATLAB programı yardımıyla tasarlanarak eğitilmiştir. Geliştirilen tahmini model, deneylerden elde edilen pürüzlülük değerlerine karşı test edilerek modelin doğruluğu saptanmıştır.

Anahtar Kelimeler: Düz frezeleme, kesme parametreleri, yüzey pürüzlülüğü, yapay sinir ağları

GİRİŞ

Düz frezeleme işlemi, üretim endüstrisinde özellikle Inconel 718 gibi çok sert malzemelerin yüzey işlemlerinin yapılmasında kullanılan en yaygın ve en önemli yöntemdir. Bu işlem, hızlı üretim zamanlarında düşük üretim maliyeti için kaliteli parça yüzeylerinin elde edilmesi yönünden de etkin bir prosestir. Bu çalışmada kullanılan, nikel alaşımlı Inconel 718 malzeme, yaygın olarak uçak ile nükleer endüstrisi ve tıbbi uygulamalarda kullanılmaktadır. Inconel 718 iyi dayanım, uzun yorulma ve sürünme ömrüne sahip olduğu için uçak motorlarının gövdesinde yer alan kanatçıkların üretilmesinde yaygın olarak kullanılan süper alaşımlı bir malzemedir [1]. Diğer taraftan, bu malzeme yüksek kopma mukavemeti, aşınmaya dirençli olma, yüksek çalışma sertliği, düşük ısıl iletkenlik, güçlü oranda kaynak yapmaya eğilimli olma, kesme sırasında takım (kesici) ucunu şekillendirme ve yüksek kesme hızlarında kesicilerin aşınmasına sebep olma gibi özelliklerinden dolayı üretilmesi çok zor malzemeler arasında yer almaktadır [2-3]. Inconel 718 işlendiği

zaman, yukarıda bahsedilen sebeplerden dolayı kesicilerde aşınma, pürüzlü yüzeyler ve bozuk yüzey alanları oluşmasına neden olur [4]. Boothroyd [5] ve Dagnal [6], süper alaşımlı malzemelerin işlenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülüğünün sürtünme, aşınma, temas sonucu deformasyon, ısı transferi, yağlama ve kaplama gibi parçaların karakteristik özelliklerine önemli ölçüde etki eden bir faktör olduğunu söylemişlerdir. Sharman ve diğerleri [7], kaliteli yüzeylere sahip bir parçanın, korozyon direnci ve kayma mukavemetinin yüksek olduğundan bahsetmişlerdir.

Yüzey pürüzlülüğü, literatürde ve bir çok el kitabında yer alan analitik formüllerle doğru bir biçimde hesaplanamaz. Çünkü, bu analitik formüller yalnızca ilerleme hızı ve takım yarıçapını kullanarak hesaplama yapmaktadır. Ancak, yüzey pürüzlülüğünün çok sayıda faktöre ve bu faktörlere dayalı olarak ortaya çıkan etkileşimlere bağlı olduğu Boothroyd ve Knight [5] tarafından ifade edilmiştir. Bu nedenle, istenen yüzey pürüzlülüğü kesme hızı, ilerleme, eksenel ve radyal kesme derinliği gibi

kesme parametreleri kullanılarak daha doğru bir biçimde hesaplanabilir.

Oluşturulan yüzey pürüzlülük modeli bir optimizasyon programı yardımıyla çalıştırılarak, en uygun ve efektif kesme parametreleri hesaplanabilir. Bu çalışmada, elde edilen ölçüm değerleri ile modelin ürettiği değerlerin doğruluğu tespit edilmeye çalışılmıştır. Alauddin ve diğerleri [8] düz frezeleme işlemlerinde kesme hızı ile ilerleme parametrelerini kullanarak Inconel 718'in işlenmesi üzerine bir pürüzlülük modelinin yer aldığı çalışmayı yapmışlardır. Tsai ve diğerleri [9] frezeleme işlemlerinde geri beslemeli öğrenme metoduna dayalı olan bir yapay sinir ağı modelini çok sayıda ölçüm sonucu kullanarak üretmişlerdir. Benardos ve diğerleri [10] ileri beslemeli bir yapay sinir ağının çeşitli kesme parametreleri üzerindeki etkisini ve deneylerden elde edilen sonuçlarla tahmini modelin ürettiği sonuçları kıyaslayarak geliştirilen modelin doğruluğunu tespit etmişlerdir. Chien ve diğerleri [11] çok katmanlı ileri beslemeli bir yapay sinir ağı modelini, 304 paslanmaz çeliğin işlenmesi sonucu oluşan yüzey pürüzlülüğünün tahmin edilmesinde kullanmışlardır. Tosun ve Özler [12] sıcak işleme prosesinde regresyon analizi ve yapay sinir ağı kullanarak kesici ömrünü incelemişlerdir.

Bu makalede, ileri sürümlü ve geri beslemeli öğrenme metoduna dayalı olan bir yapay sinir ağı modeli, karbür düz uçlu frezeler kullanılarak Inconel 718' in işlenmesinden elde edilen yüzey pürüzlülük değerlerinin tahmin edilmesi amacıyla geliştirilmiştir. Kesme hızı (V_c), ilerleme (f_z), aksel kesme derinliği (a_p) ve radyal kesme derinliği (a_e) gibi parametreler yapay sinir ağının giriş katmanı olarak kullanılırken, elde edilen yüzey pürüzlülüğü çıkış katmanı olarak kullanılmıştır. Yapay sinir ağı, eğitim ve test seti olmak üzere iki kısma ayrılmıştır. Eğitim seti için elde edilen tahmin sonuçları, test setindeki verilerle kıyaslanarak modelin doğruluğu kontrol edilmiştir. Üretilen yüzey pürüzlülük modelinin gerçek uygulamalar içinde kullanılabileceği, deney sonuçlarıyla doğrulanmıştır.

DENEYLERİN HAZIRLANMASI VE KESME ŞARTLARI

Kesme Şartları

Sıvı kesme şartında yüzey frezeleme işlemi için 15 kW motor gücü ve 12,000 dev/dak dönme hızına sahip bir beş eksen DECKEL MAHO DMU 60 P CNC freze tezgahında 81 deney yapılmıştır. Parça yüzeylerini işlemek için Pro/Engineer CAD/CAM programı Windows 2000® işletim sistemiyle çalışan Intel Pentium-IV 1.6 GHz işlemciye sahip bir bilgisayarda yapılmıştır. Deneylerin tam-faktoriyel dizaynı, Inconel 718'in işlenmesinde yüzey

pürüzlülüğü için kesme parametrelerinin etkisini göstermek amacıyla kullanılmıştır. Bu deneysel çalışmada, Sandvik kesici kataloğundan seçilen kesme parametrelerinin üç aralığı Tablo 1' de gösterilmiştir.

Tablo 1. Kesme parametrelerinin seviyeleri

Kesme Hızı (V_c) (m/dak)	İlerleme (f_z) (mm/diş)	Eksenel kesme derinliği (a_p) (mm)	Radyal kesme derinliği (a_e) (mm)
40	0.07	0.4	1
45	0.095	0.6	2
50	0.12	0.8	3

Aynı yönlü kesme metodu (down milling), daha iyi yüzey kalitesi, daha az ısı üretimi, uzun kesici ömrü ve daha hassas parça geometrisi elde etmek için seçilmiştir.

Kesici Takımlar

Çalışmada kullanılan kesici takımlar, Inconel 718' in işlenmesine (frezelenmesine) uygun özellikte olup, Sandvik Coromant kesici kataloğundan seçilmiştir [13]. Toplam 10 adet kesici deneylerin yapılması için kullanılmıştır. Daha iyi yüzey kalitesi elde etmek amacıyla, kesici ucundaki diş sayısı dört olarak seçilmiştir. Kesicilerdeki aşınma miktarı kesme şartlarına bağlı olarak değişiklik gösterir. Bu nedenle, her kesici için deney sayılarının etkisi eşit bölünemeyeceğinden aşınma miktarı esas olarak alınmıştır. Literatürde, kesicilerin yan kenar aşınması 0.3 mm'ye kadar devam ettirilmiştir [2]. Bu çalışmada, kesicilerin yan kenar aşınması 0.2 mm olunca, kesme işlemi durdurulmuştur ve yeni bir kesici bağlanmıştır. Kesicilerde meydana gelen aşınmalar (x100) büyültme özelliğine sahip bir optik mikroskopla ölçülmüştür. Kesici takımların aksel sapmaları Mitutoyo ID-C112B marka bir komparatörle ortalama 0.001 mm olarak ölçülmüştür. Böylece, aksel sapmanın yüzey pürüzlülüğüne etkisi ortadan kaldırılmıştır. Aksel sapmayı önlemek için bağlanan komparatör, aynı zamanda parça ile kesicinin birbirine dikliğini kontrol etmek amacıyla da kullanılmıştır. Kesme işlemi boyunca kesicilerin tutucu ile bağlama mesafesi oldukça düşük tutulmuştur. Buna ek olarak, meydana gelebilecek titreşimleri ve sapmaları en aza indirmek amacıyla pensli tutucular kullanılmıştır. Kullanılan kesicilere ait özellikler Tablo 2'de verilmiştir.

Tablo 2. Kesici takımların özellikleri

Mekanik ve Kimyasal Özellikler	
Kesici Çapı	10 mm
Diş Sayısı	4
Bağlama Boyu	40 mm
Helis Açısı	45 °
Rake Açısı	10 °
Helis Düşümü	12-15 °
Sıkıştırma mukavemeti	600 N/mm ²
Yoğunluk	14.5 gr/cm ³
Tanecik Büyüklüğü	0.5-0.9 µm
Kaplama (tek kat)	PVD AlTiN

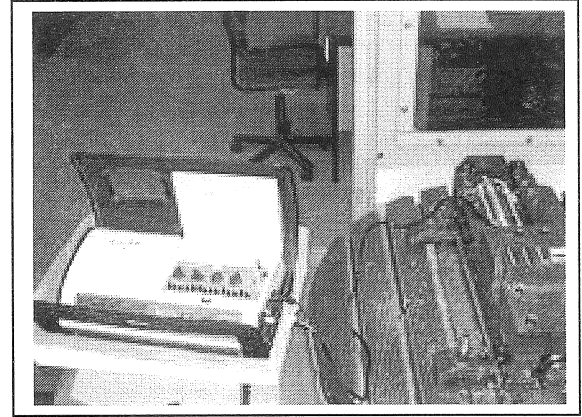
İş Parçası

Kesme deneyleri, bir Inconel 718 bloğunda kesme sıvısı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. İş parçası, maksimum rijitliği sağlamak amacıyla doğrudan makinenin mengenesine bağlanmıştır. İş parçası, çalışma esnasında meydana gelebilecek geometrik hataları en aza indirmek amacıyla kesicinin bağlı bulunduğu tutucuya dik, tablaya paralel olarak bağlanmıştır. Çalışmada kullanılan Inconel 718, sıcak dövülmüş ve 649 ° C'de tavlanmıştır. Parçanın sertliği, Instron Wolpert Testor 2100 sertlik ölçüme cihazıyla 415 HB olarak ölçülmüştür. İş parçasının geometrik ölçüleri, 120 mm x 40 mm x 50 mm'dir. Parçaya ait özellikler, Tablo 3 ve Tablo 4'te verilmiştir.

Inconel 718 malzeme, kesme esnasında talaş kopmasına çok dirençli olduğu için, bu malzemenin en önemli mekanik özellikleri olan kopma ve akma mukavemetleri verilmiştir. Buna ek olarak, literatürdeki yayınlarda yüzde uzama (%) bu iki özellikle birlikte verilmektedir.

Yüzey Pürüzlülüğünün Ölçülmesi

İşlenen yüzeyler, taşınabilir bir pürüzlülük ölçüm cihazı (Surftest 301) kullanılarak kesmenin yapıldığı yöne dik olarak ölçülmüştür. Ölçüm cihazının izleyici (stylus) ucunun daha fazla yüzey alanını taraması için, 2.5 mm'lik pürüzlülük ölçüm aralığı (cut-off length) kullanılarak 81 adet pürüzlülük ölçümü yapılmıştır. Böylece; ölçüm sonuçlarının daha güvenilir ve kullanılabilir olması sağlanmıştır. Her ölçüm yüzeyi için pürüzlülük ölçümleri, en az üç kez tekrarlanarak ortalama değerler kaydedilmiştir. 2.5 mm'lik ölçüm aralığı için ölçüm cihazının verdiği sonuçlar doğrudan kaydedilmiştir. 0.8 mm ve 0.25 mm'lik ölçüm aralıklarıyla da ölçümler yapılmıştır. 0.25 ve 0.8 mm'lik ölçüm aralıkları, serbest ve eğimli yüzeylerin pürüzlülüğünün ölçülmesinde daha yaygın olarak kullanılmaktadır. Traverse length, bir çok yayında cut-off length yerine kullanılmıştır [16]. Ölçüm cihazıyla kullanılan aparat, izleyicinin ölçüm yüzeylerine paralel bir şekilde durmasını sağlamaktadır. Kesilen yüzeylerde oluşan pürüzlülüğü ölçmek için kurulan deney seti Şekil 1'te gösterilmiştir.



Şekil 1. Yüzey pürüzlülük ölçümünün yapılması

Tablo 3. Inconel 718'in kimyasal bileşimi (% , wt)

Ni	Cr	Fe	Cb+ Ta	Mo	Ti	Al	Co	Si	N	Mn	Cu	C
3.91	18.10	17.76	5.40	2.88	1.01	0.48	0.32	0.10	0.068	0.06	0.04	0.026

Tablo 4. Inconel 718'in mekanik özellikleri

Kopma Mukavemeti (MPa)	Akma Mukavemeti (MPa)	Yüzde Uzama (%)
1392	1163	14
1230	1041	19

YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜ İÇİN YAPAY SİNİR AĞI MODELİ

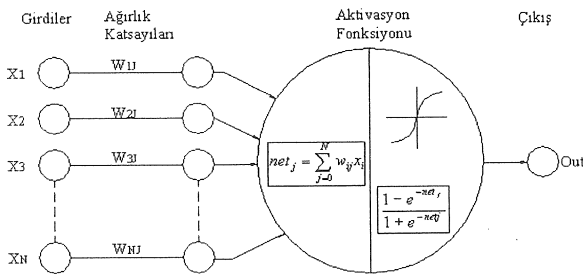
Çeşitli parametrelerle yüzey pürüzlülüğünün tahmin edilmesi çok sayıda ölçüm sonucunun kullanılmasını gerektirir. Buna rağmen çok sayıda deneyin yapılması zaman ve maliyet açısından bir yük getirir. Bunun için, daha basit ve etkili bir model yapay sinir ağının yardımıyla yaratılabilir. Yapay sinir ağları, proses elemanları (nöronlar) olarak bilinen çok sayıda işlem yapma biriminin bulunduğu giriş ve çıkış katmanları arasına yerleştirilmiş bir veya daha fazla ara katmandan (layer) yapılmış olan çoklu birimlerdir. Yapay sinir ağlarındaki katmanlar, daha önceden belirlenmiş değişken ağırlıklarıyla bağlantılıdır. Yapay sinir ağında, her proses elemanı bir önceki katmanda yer alan proses elemanlarının hepsinden toplam giriş değeri alır. Toplam giriş değeri, (1) no'lu formüldeki gibi ifade edilebilir:

$$net_j = \sum_{i=0}^N w_{ij} x_i \quad (1)$$

Burada, net_j toplam veya net giriş, N ara katmandaki j . proses elemanın giriş sayısı, w_{ij} ileri katmandaki i . proses elemanından ara katmandaki j . proses elemanına kadar olan bağlantının ağırlık katsayısı, x_i geri katmandaki i . proses elemanından elde edilen giriş değeridir. Ağda yer alan bir proses elemanın değeri, *tanjant hiperbolik* gibi bir aktivasyon fonksiyonu yardımıyla net giriş değerinin işleme tabii tutulması sonucu hesaplanabilir [15]. Net çıkış değeri (out_j) aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$out_j = f(net_j) = \frac{1}{1 + e^{-net_j}} \quad (2)$$

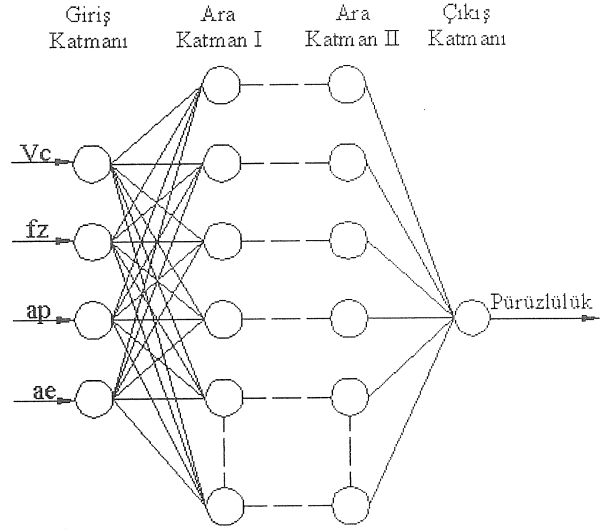
Yapay sinir ağında yer alan her bağımsız proses elemanın bağlantı yapısı Şekil 2'de gösterilmiştir.



Şekil 2. Ağda yer alan her proses elemanın bağımsız yapısı

Bu çalışmada kullanılan yapay sinir ağ yapısı ve proses elemanlarıyla parametrelerin birbiri arasındaki

ilişki Şekil 3'de gösterilmiştir. Ağ yapısı, MATLAB programı yardımıyla tasarlanmıştır [14]. Yapay sinir ağında, giriş katmanı için 4 proses elemanı ve çıkış katmanı için 1 proses elemanı ve ara katmanlar için 50 (25-25) proses elemanı kullanılmıştır. Her iki katman için 50 proses elemanı, en düşük tahmin hatasını elde etmek amacıyla kullanılmıştır. Kesme hızı (V_c), ilerleme (f_z), aksel kesme (a_p) ve radyal kesme derinliği (a_e) gibi kesme parametreleri yardımıyla yüzey pürüzlülüğü tahmini yapılmıştır. Çıkış katmanına karşılık yüzey pürüzlülüğü kullanılmıştır.



Şekil 3. Dizayn edilen yapay sinir ağı modeli

$$w_{ij}^{yeni} = w_{ij}^{eski} + \Delta w_{ij} \quad (3)$$

$$\Delta w_{ij} = -\eta \frac{\partial E}{\partial w_{ij}} out_j \quad (4)$$

$$E_i = \frac{1}{2} (d_i - (\sum_{j=0}^N w_{ij} x_i))^2 \quad (5)$$

(3),(4),(5) no'lu eşitlikler, yapay sinir ağı içerisindeki değerlerin hesaplanmasında kullanılır. Burada, Δw_{ij} hesaplanan ağırlıkların değişim miktarını, w_{ij}^{yeni} ise eski ağırlık değerleri ile ağırlıkların değişim miktarının toplamını, E_i ortalama hataların kareleri toplamı (Mean Square Error-MSE), d_i istenen veya beklenen pürüzlülük değerini ve η öğrenme parametresini gösterir. Öğrenme parametresi, genellikle 0 ile 1 arasındadır. Bu çalışmada, 0.0005 olarak seçilmiştir.

DENEYSEL SONUÇLAR VE SONUÇLARIN YORUMLANMASI

Bu çalışmada, Tablo 1'de yer alan 3 ilerleme değerinin birimi mm/diştir ve kesici ucunun diş başına mm cinsinden aldığı yol olarak ifade edilir. Şekil 3, 4, 5' teki ilerlemeler ise tezgah tablasının ilerlemesidir ve birimi mm/dak'dır. Aşağıdaki formüllerle ifade edilir:

$$n = \frac{V_c 1000}{\pi D} \quad (6)$$

$$V_f = f_z \times n \times Z_n \quad (7)$$

V_f =Tabla ilerlemesi (mm/dak) (Feedrate)

f_z =Diş başına ilerleme (mm/diştir) (Feed)

n =Devir sayısı (dev/dak)

V_c =Kesme hızı (m/dak)

D =Kesici Çapı (mm)

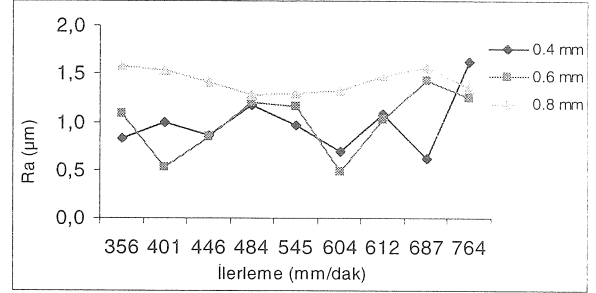
Z_n =diş sayısı (4)

Tablo 1'deki f_z (feed) ve V_c (cutting speed) değerleri, tezgaha kesme yapabilmek için V_f (tabla ilerlemesi) ve n (devir sayısı) değerlerine dönüştürülmek zorundadır. 3 ilerleme değeri ($f_z = \text{feed}$) ile 3 kesme hızı (V_c), (6) ve (7)'nolu eşitliklerde yerine yazılırsa, 9 tabla ilerleme değeri ($V_f = \text{Feedrate}$) elde edilir. 9 tabla ilerleme değeri, 81 adet ölçüm sonucunun değişimini göstermek amacıyla Şekil 3, 4, 5' te verilmiştir. Yani, 9 tabla ilerleme değeri için tekrar ölçüm yapılmamıştır.

Çalışmada ölçülen R_a değerleri üç ayrı grafikte ifade edilmiştir. Bu üç grafik, toplam 9 tabla ilerleme (feedrate) değerine karşılık yüzey pürüzlülük sonuçlarının 3 eksenel kesme derinliğindeki değerlerini ($a_p=0.4$ mm, 0.6 mm ve 0.8 mm) göstermektedir. Her bir grafik, üç ayrı radyal kesme derinliği için oluşturulmuştur. 1 mm'lik radyal kesme derinliğinde, tabla ilerleme (V_f) değerlerine karşılık üç eksenel kesme derinliğinde meydana gelen yüzey pürüzlülük sonuçları Şekil 4'te gösterilmektedir. Bu grafikte, 0.4 mm'lik eksenel kesme derinliği için en yüksek R_a değeri 764 mm/dak'lık ilerlemeye karşılık 1.620 μm olarak bulunmuştur. En küçük R_a değeri ise, 0.6 mm'lik eksenel kesme derinliği için 401 mm/dak'lık tabla ilerlemesine karşılık 0.520 μm olarak bulunmuştur.

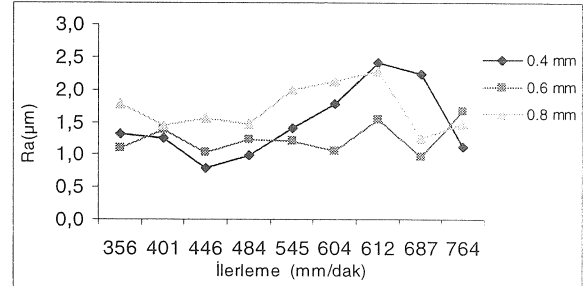
2 mm'lik radyal kesme derinliği için, yüzey pürüzlülük (R_a) değerleri Şekil 5'de ifade etmektedir. En yüksek R_a değeri, 0.4 mm'lik eksenel kesme derinliğinde elde edilmiştir. Bu grafikte, pürüzlülük değeri 612 mm/dak'lık tabla ilerleme değerinde en büyük sapmayı göstermiştir. Bu noktadan sonra, 0.6 mm ve 0.8 mm'lik eksenel kesme derinliklerine ait grafikler azalıp tekrar yükselirken, 0.4 mm'lik eksenel kesme derinliğine ait grafik azalmaya devam

etmiştir. Birinci olarak, Şekil 4-6'da, Tabla ilerleme değerlerine karşılık gelen pürüzlülük verilerinin uygun bir karakteristiğe sahip olmadığı bilinmektedir.



Şekil 4. Radyal kesme derinliği (1 mm) için ilerlemeye karşılık gelen R_a değerleri

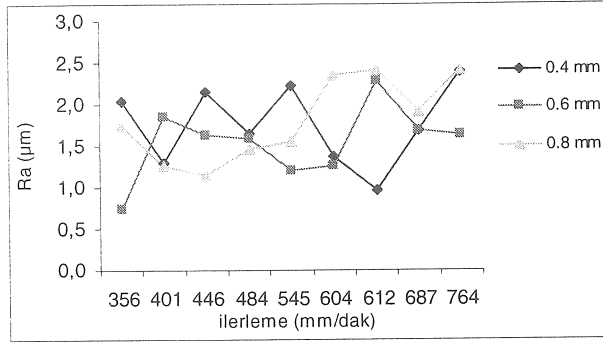
Ancak, kullanılan kesme parametreleri, malzeme ve diğer bütün şartlar endüstri ortamından alınmıştır. Dolayısıyla, endüstride bu tip bir pürüzlülük problemi meydana geldiğinde çözüm üretebilmek için yapay sinir ağı oluşturulmuştur. Aynı zamanda bu çalışmada, oluşturulan yapay sinir ağı mevcut verilere göre iyi performans sergilemiştir. Eğitim hatasının % 0.17 ve test hatasının % 10 civarında olması, bu verilerle bir pürüzlülük modelinin oluşturabileceğini göstermektedir. İkinci olarak, elde edilen 81 pürüzlülük değerlerinin tabloda gösterilmesi sayfa sayısının artmasına neden olacaktır, bunu önlemek amacıyla grafiksel gösterim tercih edilmiştir.



Şekil 5. Radyal kesme derinliği (2 mm) için ilerlemeye karşılık gelen R_a değerleri

Pürüzlülük ölçümlerini ifade eden Şekil 6, 3 mm'lik radyal kesme derinliği için elde edilen R_a değerlerinin sonuçlarını göstermektedir. Diğer iki grafikten farklı olarak, bu grafikte her bir eksenel kesme derinliği için elde edilen sonuçlar birbiriyle zıtlık göstermiştir. Grafiklerin biri azalmaya eğilimli iken, diğeri artmaya eğilimlidir. 687 mm/dak'lık ilerleme değerine kadar, bu dengesiz artış ve azalış devam etmiştir. Bu noktadan sonra, 0.4 mm ve 0.8 mm'lik eksenel kesme derinliklerine ait grafikler artmaya başlarken, 0.6 mm'lik grafikte yüzde seviyesinde azalma olmuştur. En büyük R_a değeri,

764 mm/dak tabla ilerlemesinde 0.8 mm aksel kesme derinliği için 2.411 μm olarak bulunmuştur. En küçük R_a değeri ise, 0.6 mm'lik aksel kesme derinliği için 0.745 μm olarak bulunmuştur.



Şekil 6. Radyal kesme derinliği (3 mm) için ilerlemeye karşılık gelen R_a değerleri

YÜZEY PÜRÜZLÜLÜĞÜ İÇİN ÖĞRENME SETİNİN OLUŞTURULMASI

Deneylerin Dizaynı

81 adet pürüzlülük ölçümü, üç seviyeli tam-faktoriyel dizayn kullanılarak yapılmıştır. Tam-faktoriyel dizaynda, değişken aralığı en düşük ve en yüksek seviyelere bölünmüştür. Bu çalışmada; kullanılan üç seviyeli tam-faktoriyel dizayn, düşük (-1), orta (0) ve yüksek (1) olmak üzere değişkenlerin en düşük, orta ve en yüksek değerlerine karşılık olarak kullanılmıştır. Üç seviyeli tam-faktoriyel dizayn 3^n sayıda eğitim verisi üretir. Burada, n değişkenlerin sayısını (n =deney için kullanılan kesme parametrelerinin sayısı) ifade etmektedir ve bu çalışmada $n=4$ olarak belirlenmiştir. öğrenme setindeki toplam veri sayısı $3^n=3^4=81$ olarak hesaplanmıştır. Üç seviyeli tam-faktoriyel dizayn kullanılarak seçilen kesme parametreleri Tablo 1'de gösterilmiştir.

Öğrenme Seti

Eğitim Seti

81 adet öğrenme verisinden (kesme deneylerinden elde edilen 81 adet pürüzlülük ölçüm sonucu ve yapay sinir ağının oluşturulması için kullanılan pürüzlülük değerleri), 75'i eğitim seti oluşturmak amacıyla kullanılmıştır. Bu verileri

eğitmek amacıyla, ağırlık katsayıları hesaplanmıştır. Ağırlık katsayıları başlangıçta mantıklı sınırlar içinde rastgele seçilmiştir. Daha sonra bu ağırlıklar, eğim düşümü (gradient descent method) yöntemiyle belli değerlere yaklaşıncaya kadar hesaplanarak uygun yerlere ilave edilmiştir. Eğim düşümü yöntemi, yapay sinir ağının tahmini ile gerçek değerler (pürüzlülük ölçüm sonuçları) arasındaki ortalama hataların kareleri toplamını en aza indirgeyinceye kadar ağırlıkları sürekli yeniler. Yani, yapay sinir ağının her bir adımını ifade eden iterasyon devam eder [15]. Yapay sinir ağının tahmin ettiği değerler ile gerçek ölçüm sonuçlarının bir kısmını Tablo 5'de gösterilmektedir.

Tablo 5'deki tahmini değerler, yapay sinir ağından elde edilmiş olan analiz sonuçlarıdır. Yapay sinir ağı (4-25-25-1), en düşük test hatasını 1.10^{-7} lik ortalama karesel hatada üretmiştir. Ortalama karesel hatanın 1.10^{-7} ye kadar yaklaşması, analiz süresinin 2 saat sürmesine neden olmuştur. Analizden elde edilen eğitim hatasının çok düşük olması değerlerinin birbirine yaklaşmasını sağlamıştır.

Tablo 5'deki sonuçlar incelediğinde, eğitim seti için elde edilen tahmin başarısının oldukça yüksek olduğu görülebilir. Ağ, eğitim seti için istenilen başarıyı sağlamıştır. 75 deneyden sadece 24 tanesi gösterilmiştir. Kalan 51 veride de aynı doğrulukta sonuçlar elde edilmiştir. Kullanılan yapay sinir ağı, her bir set için sapma değerlerini hesaplamamaktadır. Bunun yerine, tüm setlerin ortalama sapmasını hesaplar. Tablo 5 ve Tablo 6'da yer alan sonuçlara ait setlerin maksimum eğitim ve test sapma değerleri, Tablo 8'de gösterilmiştir. Tablo 8 incelendiğinde, test setlerinin ortalama sapmasının eğitim setlerinin ortalama sapmasından daha büyük olduğu görülmektedir.

Bu çalışmada, proses elemanlarının sayısının artırılmasından çok, iterasyon sayısının artırılmasına bağlı olarak yaklaşma kriteri sağlanmıştır. Veri sayısı, 75 (eğitim seti) adet olduğu için iterasyon süresi çok uzun sürmemiştir ve bu sayede ağı ezberleme yapması önlenmiştir. Oluşturulan yüzey pürüzlülük modeli için iterasyon sayısı ve performans kriteri (yaklaşma kriteri), deneme-yanılma yöntemiyle bulunmuştur. 832438 iterasyon ve 1×10^{-7} performansta program otomatik olarak durmuştur. Programın çalışma süresi, yaklaşık 2 saat'tir. Yüzey pürüzlülük modeli için oluşturulan ağ yapısı; bir giriş katmanı, 2 ara katman ve bir çıkış katmanından oluşmuştur. Bu çalışmada yer alan ağ parametreleri Tablo 6'da verilmiştir.

Tablo 5. Eğitim seti için tahmini değerler ile gerçek değerler

Deney numarası	Tahmini Değerler	Gerçek Değerler	Deney numarası	Tahmini Değerler	Gerçek Değerler
1	0.819949	0.820	43	1.780128	1.780
4	1.169902	1.170	47	2.114896	2.115
7	0.612891	0.613	51	2.034859	2.035
10	0.519669	0.520	55	2.215024	2.215
14	0.479718	0.480	58	2.379941	2.380
18	1.579982	1.580	62	1.592947	1.593
22	1.323096	1.323	64	1.252503	1.253
26	1.306909	1.307	67	1.636847	1.637
30	1.402963	1.403	70	1.455965	1.456
34	1.104818	1.105	72	2.344897	2.345
37	1.225391	1.225	73	2.409105	2.409
40	1.524925	1.525	75	2.411077	2.411

Tablo 6. Kullanılan ağ parametreleri

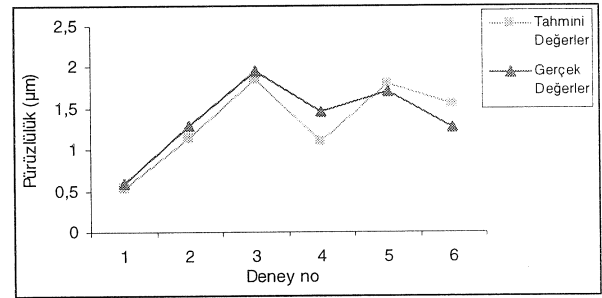
Parametreler	Değerleri
Öğrenme Katsayısı	0.0005
Örnek Gösterimi	Tam-faktoriyel
İterasyon Sayısı	832438
Ortalama Karesel Hata	1.10^{-7}
Eğitim Süresi	2 saat

Test Seti

Ağırlık katsayıları hesaplandıktan sonra eğitilen yapay sinir ağının performansı, kullanılabilirlik ve yeniden üretim için test edilmelidir. Ağ, eğitim sırasında bütün örneklere doğru cevaplar üretiyor olabilir, fakat bu sonuç ağın performansının çok iyi olduğu anlamına asla gelmemelidir. Bu nedenle; öğrenme işlemine tabii tutulan ağlar, eğitim seti dışında yer alan verilerle test edilerek performans değerlendirilmesi yapılmalıdır. Bu çalışmada üretilmiş olduğumuz ağ için 6 test verisi (kontrol verisi) ağın performansını test etmek amacıyla ağın dışından seçilmiştir. Test seti için, yapay sinir ağının tahmini ile gerçek değerlerin karşılaştırılması Tablo 7'de verilmiştir. Şekil 7, test seti için yapay sinir ağının tahmin ettiği değerler ile gerçek değerleri karşılaştırmaktadır.

Tablo 7. Test seti için kullanılan değerler

Deney numarası	Tahmini Değerler	Gerçek Değerler
1	0.536346	0.579
2	1.138250	1.280
3	1.856396	1.955
4	1.099912	1.456
5	1.798128	1.697
6	1.548927	1.263



Şekil 7. Test seti için tahmini ve gerçek değerlerin karşılaştırılması

Test seti için elde edilen tahmin başarısının, eğitim setine göre daha düşük olduğu gözlenmiştir. Test seti için kullanılan 6 veri, öğrenme seti dışından seçilmiştir. Bu nedenle, tahmin başarısının daha düşük olması beklenen bir durumdur. Oluşturulan yapay sinir ağı daha yüksek hesap maliyetini kabul ederse, katman sayısı ve katman başına düşen proses elemanı artırılarak daha iyi sonuç elde edilebilir.

Katman sayısının ve katmanlarda yer alan proses elemanlarının artırılması, oluşturulan ağın kısa sürede sonuç elde etmesini sağlar. Fakat, bazen bu durum bir ağ için istenmeyebilir. Mevcut veri karakterine bağlı olarak, ağ öğrenme yerine ezberleme yapabilir. Böylece, istenilen tahmin başarısı elde edilemez. Bazı ağlarda ise, iterasyon (deneylerden elde edilen verilerin eğitilmesi için alınan işlem) sayısı oldukça fazla olabilir. İterasyon

sayısının fazla olması, hesap maliyetinin artmasına yol açar. Yapay sinir ağının üretmiş olduğu istatistik bilgileri Tablo 8’de verilmiştir.

Tablo 8. Yapay sinir ağının üretmiş olduğu istatistik bilgileri

Eğitim verileri için ortalama karesel hata	Test verileri için ortalama karesel hata
9.98×10^{-7}	0.1282621
Eğitim seti için maksimum sapma	Test seti için maksimum sapma
0.001388	0.534604
Maksimum eğitim hatası	Maksimum test hatası
% 0.165828	% 10.0987

TARTIŞMA

Günümüzde bir çok metal kesme operasyonunda en çok tercih edilen işleme biçimi, düz frezeleme metodudur. Endüstride üretilen parçaların çoğu frezeleme işleminden sonra taşlama prosesine tabii tutulmaktadır. Fakat, parçaları üretmek için kullanılan malzemelerin yapısı genelde orta sertliktedir. Bu parçaların işlenmesi ve ikinci bir proses olan taşlamadan geçirilmesi kolaydır. Bu çalışmada, Inconel 718 gibi çok sert ve çok sayıda kimyasal bileşenden meydana gelmiş bir malzemenin frezelenmesiyle elde edilen pürüzlülük değerleri incelenmiştir. Bu malzemenin frezelenmesi için gerekli olan kesme parametreleri tam olarak literatürde tespit edilememiştir. Bunun sonucu olarak; Inconel 718, bir çok akademik çalışmanın odak noktası haline gelmiştir.

Bu çalışmada; toplam 81 adet kesme deneyi, 10 adet düz uçlu (karbür) kesici kullanılarak yapılmıştır. Yüzey pürüzlülük ölçümleri, kesme yönüne dik olacak biçimde bir pürüzlülük cihazıyla yapılmıştır. Elde edilen pürüzlülük değerleri kullanılarak, bir yapay sinir ağı modeli oluşturulmuştur. 81 adet ölçüm verisi (öğrenme seti), eğitim seti ve test seti olmak üzere iki gruba ayrılmıştır. Eğitim verisi 75 adet iken, test verisi 6 adet olarak seçilmiştir. Test verileri, eğitim seti içinde yer almamaktadır.

SONUÇ

Deneylerden elde edilen ölçüm sonuçlarına göre, üç ayrı grafik oluşturulmuştur. Bu grafiklerde, 9 ayrı tabla ilerleme değerine (Feedrate) karşılık yüzey pürüzlülük sonuçları ifade edilmiştir. Elde edilen sonuçlar, oluşturulan modelin veri karakterini önemli ölçüde doğrulamıştır. Genel olarak aksel ve radyal kesme derinliklerinin arttıkça, yüzey pürüzlülüğünde artma gözlenmiştir. Tabla ilerlemesi deneylerin çoğunda yüzey pürüzlülüğünü artırmamıştır. Sonuç

olarak; çeşitli parametreler altında deneysel verilerle donatılmış yapay sinir ağı modeli, yüzey pürüzlülüğü için oluşturulmuştur. Bu çalışmada yapay sinir ağlarıyla tahmin edilen pürüzlülük değerlerinin olumlu sonuçlar vermesi, kullanılan kesme parametrelerinin endüstriyel uygulamalar için kullanılabileceğini göstermiştir.

PREDICTION OF SURFACE ROUGHNESS IN END MILLING INCONEL 718 USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORKS

Surface roughness is one of the most important factors considered in determining of performance milling processes. In a milling process, cutting parameters that affected surface roughness change according to the type of material used and machining conditions. This paper is to present an approach for predicting of surface roughness in end milling Inconel 718 by utilizing solid carbide flat-end mills. 81 surface roughness values obtained from the machined surfaces are utilized for training of neural network. The results obtained from experiments were measured using a portable surface roughness tester based optical measurement method. A feed forward neural network model is used to predict surface roughness of milled surface under wet cutting conditions. Using cutting speed (V_c), feed (f_z), axial (a_p), and radial depth of cut (a_e) as input neurons, surface roughness is accepted as output neuron. The network model is designed and trained using Matlab Neural Network Toolbox. The accuracy of neural network is determined by testing the predictive model generated against surface roughness values obtained from experiments.

Keywords: End milling, cutting parameters, surface roughness, artificial neural networks

KAYNAKÇA

1. Alauddin, M., El-Baradie, M.A. and Hasmi, M.S.J., "End Milling Machinability of Inconel 718", *Proc.Inst. Mech. Eng. Part B, Engineering Manufacture* vol.210, pp.11-23, 1996.
2. Jawaid, A., Koksai, S., Sharif, S., "Cutting Performance and wear characteristics of PVD coated and uncoated carbide tools in face milling Inconel 718 aerospace alloy", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.116, pp.2-9, 2001.
3. Ezugwu, E.O., Tang, S.H., "Surface abuse when machining cast iron G-17 and nickel-base superalloy (Inconel 718) with ceramic tools", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.55, pp.63-69, 1995.

4. Choudhury, A., El-Baradie, M.A., "Machining nickel base superalloys:Inconel 718", *Proc.Inst. Mech. Eng. Part B, Engineering Manufacture*, vol.212, pp. 195-206, 1998.
5. Boothroyd, G., Knight W.A., *Fundamentals of machining and machine tools, Second edition, Marcel Dekker Inc., Newyork, 1989.*
6. H. Dagnal., M.A, *Exploring surface texture, Rank Taylor Habson Limited, England, 1986.*
7. Sharman, A., Dewes, R.C., Aspinwall, D.K., "Tool life when high speed ball nose end milling Inconel 718", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.118, pp.29-35, 2001.
8. Alauddin, M., El-Baradie, M.A. and Hasmi, M.S.J., "Optimization of surface finish in end milling Inconel 718", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.56, pp.54-65, 1996.
9. Tsai, Yu-H., Chen, J.C., Lou, Shi-J., "An in-process surface recognition system based on neural networks in end milling cutting operations", *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol.39, pp.583-605, 1999.
10. Benardos, P.G., Vosniakos, G.C., "Prediction of surface roughness in CNC face milling using neural networks and Taguchi's design of experiments", *Robotics and Computer Integrated Manufacture*, vol.18, pp.343-354, 2002.
11. Chien, Wen.T., Chou, Chung-Y., "The predictive model for machinability of 304 stainless steel", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.118, pp.442-447, 2001.
12. Tosun, N., Özler, L., "A study of tool life in hot machining using artificial neural networks and regression analysis method", *Journal of Materials Processing Technology*, vol.124, pp.99-104, 2003.
13. S. Coromant, *Die and mould making with sandvik coromant, Tool and Methods, Tool Catalog, Sweden, 2002.*
14. *Matlab User Manual, Version 6.5R13, The MathWorks Inc., 2002.*
15. Efe, M.Ö, Kaynak, O., *Yapay Sinir Ağları ve Uygulamaları, Boğaziçi Üniversitesi Basımevi, İstanbul, 2000.*
16. Wang, Y.M., Chang, Y.H., *Experimental study of surface roughness in slot end milling AL2014-T6, International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol.44, pp.51-57, 2004.

İ. H. Güzelbey
Doç. Dr.

B. Kanber
Yrd. Doç. Dr.

Ö. Eyericioğlu
Prof. Dr.

Gaziantep Üniversitesi
Makina Mühendisliği Bölümü
27310 Gaziantep, TÜRKİYE

Sıkı Geçme Problemlerinin Sınır Eleman Yönetiminde Alt Bölge Tekniği Kullanılarak İncelenmesi

Bu çalışmada, silindirik sıkı geçme problemleri, sınır elemanları yöntemi ve sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak incelenmiş, sonuçlar analitik sonuçlarla karşılaştırılmıştır. Sınır elemanları yönteminde, tüm alan için kullanılan alt bölge tekniği, sıkı geçme problemleri için geliştirilmiş ve çözümler herhangi bir temas elemanı kullanılmaksızın gerçekleştirilmiştir. Geliştirilen yöntem, önceden hazır olan bir sınır elemanları programına eklenmiştir. İki alt bölge arasında denge ve süreklilik şartları sağlanarak, tüm bölge için doğru sonuçlara ulaşılmıştır. Sonuçların, sonlu elemanlar yöntemi sonuçlarıyla ve analitik sonuçlarla çok iyi uyum içerisinde olduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: Sıkı Geçme Problemleri, Sınır Elemanlar Yöntemi, Sonlu Elemanlar Yöntemi.

SİMGELER LİSTESİ

- a İçteki silindirin iç yarıçapı
- b İçteki silindirin dış yarıçapı
- c Dıştaki silindirin dış yarıçapı
- E Elastisite modülü
- S_y Akma gerilmesi
- p Sıkı geçme basıncı
- p_i İç silindirde uygulanan çalışma basıncı
- $p_{iç}$ İç basınç
- $p_{dış}$ Dış basınç
- Q, Q_1, Q_2 Muhtelif katsayılar
- K_1, p' Muhtelif katsayılar
- u_r Radyal deplasman
- z Sıkı geçme miktarı
- ν Poisson oranı
- S_r Radyal gerilme
- S_t Teğetsel gerilme
- H Temel yüzey kuvveti matrisin
- G Temel deplasman matrisi,

u^1, t^1 Sınır elemanları yönteminde birinci alt bölgenin dış kenarlarındaki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri

u_i^1, t_i^1 Sınır elemanları yönteminde birinci alt bölgenin ara-yüzeyindeki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri u^2, t^2 Sınır elemanları yönteminde ikinci alt bölgenin dış kenarlarındaki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri

u_i^2, t_i^2 Sınır elemanları yönteminde ikinci alt bölgenin ara-yüzeyindeki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri

t_{int}^1 Sınır elemanları yönteminde, iç silindirin ara yüzeyindeki iç basınç ve sıkı geçme basıncı sonucunda oluşan bileşke yüzey kuvveti

u_{int}^2 Sınır elemanları yönteminde, iç basınç ve sıkı geçme basıncı sonucunda dış silindirin ara yüzeyinde oluşan net deplasman miktarı.

GİRİŞ

Sıkı geçme problemlerinin çözümü, temel olarak kalın cidarlı boru yaklaşımı kullanılarak yapılır [1]. Endüstride geniş uygulamaları olan bu problemlerde amaç, iç silindirin dış yüzeyinde ve dış silindirin iç yüzeyinde kalıcı gerilmeler meydana getirmektir. Bu sayede iç ve dış basınçlar altında çalışan parçaların dış hatlarındaki gerilmeler önemli oranda azaltılabilmektedir [2]. Eğer içteki silindirin iç yarıçapı biliniyorsa, radyal sıkı geçme miktarının ve silindirlerin iç ve dış yarıçaplarının en iyi değerleri, Metal şekillendirme el kitabçığında [3] verilen formüller kullanılarak bulunabilmektedir.

Sıkı geçme problemlerinin sonlu elemanlar çözümü değişik araştırmacılar tarafından çalışılmıştır [4-7]. Bu çalışmalarda radyal sıkı geçme, iç silindirin dış yarıçapı, dış silindirin iç yarıçapından radyal sıkı geçme miktarı kadar büyük verilerek modellenmiş ve problem uygun bir temas elemanı kullanılarak çözümlenmiştir. Sınır elemanları analizinde ise çözümler yine uygun temas elemanları ve iterasyon algoritmaları kullanılarak yapılmıştır [8-9].

Bu çalışmada sıkı geçme problemleri, sınır elemanları yönteminde herhangi bir temas elemanı kullanılmaksızın, sınır elemanları metodunun bir tekniği olan, alt bölge tekniği kullanılarak çözülmüştür.

ANALİTİK ÇÖZÜMLEME

İç ve dış basınç etkisi olmaksızın bir çok sıkı geçme uygulamasının çözümü, kalın cidarlı boru eşitlikleri kullanılarak yapılır [1]. Sıkı geçme (z) sonucunda, iç ve dış silindirler arasındaki sıkı geçme basıncı (p), aşağıdaki eşitlik kullanılarak bulunabilir:

$$p = \frac{Ez(b^2 - a^2)(c^2 - b^2)}{2b^3(c^2 - a^2)} \quad (1)$$

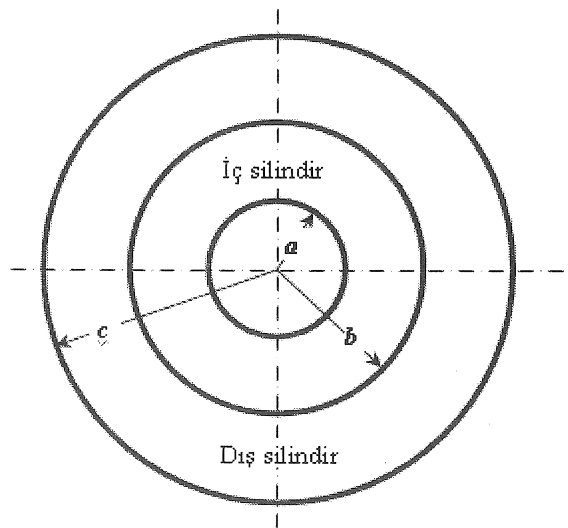
Şekil 1' de görülen uçları açık, sıkı geçirilmiş iç ve dış silindir probleminde (iç silindir, sıkı geçmeden dolayı ara yüzeyde sıkı geçme basıncına (p) maruz bırakılmıştır), radyal ve teğetsel gerilme ve radyal deplasman eşitlikleri aşağıdaki gibidir:

$$\sigma_i = -\frac{pb^2}{b^2 - a^2} \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) \quad (2)$$

$$\sigma_r = -\frac{pb^2}{b^2 - a^2} \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) \quad (3)$$

$$u_r = \frac{r}{E} [\sigma_i - \nu\sigma_r] \quad (4)$$

Burada r değişkeni, a ve b yarıçapları arasında değişmektedir. Elastisite modülü (E) ve Poisson oranı (ν) iç silindirin malzeme sabitleri, σ_i, teğetsel gerilme, σ_r, radyal gerilme ve u_r, radyal deplasmandır.



Şekil 1 Sıkı geçirilmiş iç ve dış silindir.

Gerilme ve deplasman için benzer eşitlikler, dış silindir için, dış silindirin malzeme sabitleri kullanılarak aşağıdaki şekilde yazılabilir (dış silindir için r değişkeni, b ve c arasında değişir):

$$\sigma_i = \frac{pb^2}{c^2 - b^2} \left(1 + \frac{c^2}{r^2}\right) \quad (5)$$

$$\sigma_r = \frac{pb^2}{c^2 - b^2} \left(1 - \frac{c^2}{r^2}\right) \quad (6)$$

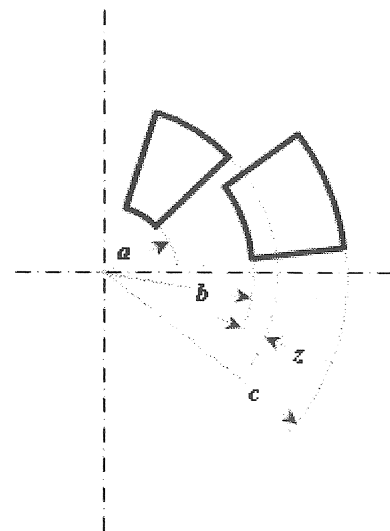
$$u_r = \frac{r}{E} [\sigma_i - \nu\sigma_r] \quad (7)$$

Montajı yapılmış parça, çalışma sırasında iç (p_i) ve dış (p_o) basınçlara maruz bırakılacağından, gerilme ve deplasman formüllerinde bu iç ve dış basınçlar düşünülmelidir (Bu aşamada r değişkeni iç yarıçap (a) ve dış yarıçap (b) arasında değişmektedir).

$$\sigma_i = \frac{p_{iç}a^2 - p_{dış}c^2}{c^2 - a^2} + \frac{(p_{iç} - p_{dış})c^2a^2}{(c^2 - a^2)r^2} \quad (8)$$

$$\sigma_r = \frac{p_{iç}a^2 - p_{dış}c^2}{c^2 - a^2} - \frac{(p_{iç} - p_{dış})c^2a^2}{(c^2 - a^2)r^2} \quad (9)$$

$$u_r = \frac{r}{E} [\sigma_i - \nu\sigma_r] \quad (10)$$



Hem birleşim yüzeyindeki sıkı geçme basıncı, hem de çalışma koşullarından kaynaklanan iç basınç, iş parçası üzerine aynı anda etki etmesinden dolayı, formül 2, 5 ve 8 uygun sınır koşulları ve süperpozisyon tekniği düşünülerek birleştirilmeli ve parça üzerinde etki eden net gerilme ve deplasman dağılımları bulunmalıdır. Bu amaçla, aşağıdaki üç farklı durum ortaya çıkmaktadır:

1. Eşitlik 8 ve 9 kullanılarak aşağıdaki sınır koşulları ile, iç silindir üzerindeki çözüm:
 $p_{iç} = p_i$, $p_{dış} = p$, (sıkı geçme basıncı)
iç yarıçap= a , dış yarıçap= b ve r değişkeni a ve b arasında değişir.
2. Eşitlik 8 ve 9 kullanılarak aşağıdaki sınır koşulları ile, dış silindir üzerindeki çözüm:
 $p_{iç} = p$, (sıkı geçme basıncı) $p_{dış} = 0$,
iç yarıçap= b , dış yarıçap= c ve r değişkeni b ve c arasında değişir.
3. Eşitlik 8 ve 9 kullanılarak aşağıdaki sınır koşulları ile, montajı yapılmış iş parçası üzerindeki çözüm:
 $p_{iç} = p_i$, $p_{dış} = 0$,
iç yarıçap= a , dış yarıçap= c ve r değişkeni a ve c arasında değişir

Yapılan analitik ve sayısal hesaplamalarda, iç ve dış silindirin malzemeleri aynı kabul edilmiş ve metal şekillendirme el kitapçığında [3] verilen optimum ölçüler (b , c , z) kullanılmıştır. Bu ölçüler, montajı yapılmış iş parçasının çalışma esnasında üzerinde oluşan gerilmeleri en aza indirmek koşulu ile elde edilmiştir. İç yarıçapı (a) bilinen bir uygulamada, optimum sıkı geçme miktarı (z), iç silindirin optimum dış yarıçapı (b) ve dış silindirin optimum dış yarıçapı aşağıdaki eşitlikler kullanılarak bulunabilir:

$$z = \frac{b \cdot S_y}{E} \left(\frac{1}{K_1} - Q_1^2 \right) \quad (11)$$

$$b = a/Q_1 \quad (12)$$

$$c = a/Q \quad (13)$$

burada kullanılan bazı terimler aşağıdaki gibidir;

$$Q_1 = \sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{K_1} \right)} - p' \quad (14)$$

$$Q_2 = Q_1 \sqrt{K_1} \quad (15)$$

$$Q = Q_1 Q_2 \quad (16)$$

$$p' = p/S_y \quad (17)$$

$$K_1 = S_y(\text{iç silindir})/S_y(\text{dış silindir}) \quad (18)$$

(İç ve dış silindirlerin malzemesi aynı; $K_1=1$)

Çizelge 1' de analitik ve sayısal çözümlerde kullanılan modeller verilmektedir. Bu çizelgedeki modellerin tamamında $a=36$ mm, $K_1=1$, $S_y=1033$

MPa ve $E=210$ GPa olarak alınmıştır. Model 2, 3, ve 4 te farklı basınçlar altındaki optimum ölçüler, eşitlik 11, 12 ve 13 kullanılarak bulunmuştur. İlk modelde sıkı geçme miktarı sıfır alınmış ve problem sıradan temas problemi gibi çözülmüştür.

Çizelge 1. Analitik ve sayısal çözümlerde kullanılan modeller

($a=36$ mm, $K_1=1$, $S_y=1033$ MPa, $E=210$ GPa).

Model No	p'	b (mm)	c (mm)	Q_1	Q_2	z (mm)
1	0.6	56.9	90	-	-	0
2	0.4	46.4	60	0.77	0.6	0.09
3	0.6	56.9	90	0.63	0.4	0.17
4	0.9	113.	360	0.31	0.1	0.50

Çizelge 2'de ise sıkı geçme miktarının önemi ortaya konulmuştur. Model 1 de (sıkı geçme miktarı sıfır iken) uygulanan iç basınçta $r=a$ 'da akma gerilmesi aşılmaktadır. Buna karşın Model 3 de aynı boyutlara sahip silindirler 0.17 mm kadar sıkı geçirilmiş ve aynı noktada oluşan Von-Mises gerilmeleri akma gerilmelerinin altında kalmıştır. Diğer modellerde de akma gerilmesinin aşılmadığı görülmektedir.

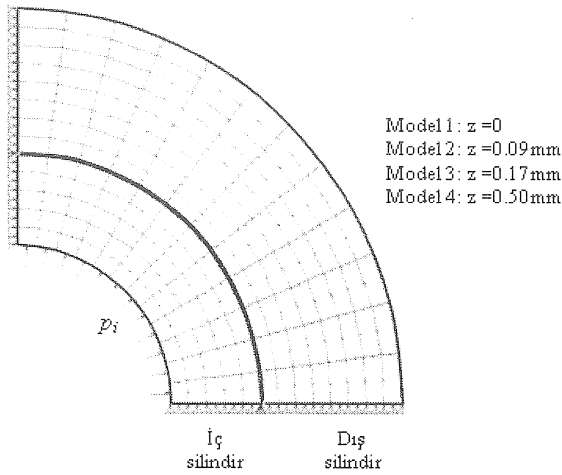
Çizelge 2. Modellerde, farklı basınçlar altında $r=a$ 'da oluşan Von-Mises gerilmeleri ($S_y=1033$)

Model No	p'	z (mm)	ANSYS-Von-Mises gerilmeleri(MPa)
1	0.6	0	1280
2	0.4	0.09	944
3	0.6	0.17	923
4	0.9	0.50	953

SONLU ELEMANLAR ÇÖZÜMÜ

Sonlu elemanlar çözümleri için dört farklı model kullanılmıştır. İlk modelde sıkı geçme miktarı sıfır alınmış ve problem alışılabilir temas problemi gibi çözülmüştür. Diğer üç modelde sıkı geçme miktarı sırasıyla, 0.09, 0.17 ve 0.5 mm olarak alınmıştır (Çizelge 1). Tüm çözümlerde ANSYS sonlu elemanlar paket programının 7.0 sürümü kullanılmıştır. Problem simetrik olduğu ve bilinen deplasmanların kartezyen koordinat sisteminde uygulanabilmesi için, dörtte bir model ele alınmıştır (Şekil 2).

Tüm modellerde, alanlar için ANSYS kütüphanesinde bulunan 8 düğüm noktalı dikdörtgen PLANE82 elemanı kullanılmıştır. Temas yüzeylerinde ise, dış silindirin temas yüzeyi için TARGE169 ve iç silindirin temas yüzeyi için CONTA172 elemanları kullanılmıştır[13]. Bu elemanlar tanımlanırken iki yüzey arasındaki sürtünme katsayısı 0.21 olarak alınmıştır. Sıkı geçme problemi, iç silindirin dış yarıçapı, dış silindirin iç yarıçapından sıkı geçme miktarı kadar büyük verilerek çözülmüştür. Dörtte bir model ele alındığı için deplasmanlar x eksenini boyunca y'de hareket edemeyecek şekilde ve y eksenini boyunca x de hareket edemeyecek şekilde verilmiştir. Çalışma basıncı olan, p_i , iç silindirin içteki yüzeyi boyunca uygulanmıştır.



Şekil 2. Sıkı geçirilmiş iç ve dış silindirin sonlu elemanlar modeli.

SINIR ELEMANLARI ÇÖZÜMÜ

Sınır elemanları yönteminin genel denklemi, matris formu kullanılarak aşağıdaki gibi yazılabilir.

$$[H]\{u\} = [G]\{t\} \quad (19)$$

Burada $[H]$, temel yüzey kuvveti matrisini, $[G]$, temel deplasman matrisini, $\{u\}$ deplasman vektörünü ve $\{t\}$ ise yüzey kuvvet vektörünü göstermektedir. Eğer problem, malzeme ve geometri açısından, herhangi lineer olmayan bir özellik içermiyorsa, eşitlik 19'daki bilinmeyen yüzey kuvvetleri ve deplasmanlar, uygun düzenlemelerden sonra, Gauss eliminasyon yöntemiyle çözülür. Ancak problem heterojen bir malzeme içeriyorsa, denklem 19, alt bölgeler cinsinden yazılarak çözülmeye çalışılır [10,11]. Alt bölgeler tekniği, temas problemlerinin çözümü için de kullanılabilir.

[12]. Bundan hareketle, sıkı geçme problemlerinin çözümü için, alt bölgeler eşitliklerinde uygun düzenlemeler yapılabilir. Bu amaçla eşitlik 19, ara-yüzey alt matrisleri cinsinden her bir bölge için aşağıdaki şekilde yazılabilir (Şekil-3)

Birinci alt bölge için:

$$[H^1 H_i^1] \begin{Bmatrix} u^1 \\ u_i^1 \end{Bmatrix} = [G^1 G_i^1] \begin{Bmatrix} t^1 \\ t_i^1 \end{Bmatrix} \quad (20)$$

İkinci alt bölge için:

$$[H^2 H_i^2] \begin{Bmatrix} u^2 \\ u_i^2 \end{Bmatrix} = [G^2 G_i^2] \begin{Bmatrix} t^2 \\ t_i^2 \end{Bmatrix} \quad (21)$$

Burada:

u^1, t^1 Birinci alt bölgenin dış kenarlarındaki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri,

u_i^1, t_i^1 Birinci alt bölgenin ara-yüzeyindeki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri,

u^2, t^2 İkinci alt bölgenin dış kenarlarındaki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri,

u_i^2, t_i^2 İkinci alt bölgenin ara-yüzeyindeki deplasman ve yüzey kuvveti vektörleri'dir

İki alt bölgenin ara yüzeyindeki, süreklilik ve denge şartları aşağıdaki gibi sağlanabilir:

$$\begin{aligned} u_i^1 &= u_i^2 = u_i \\ t_i^1 &= -t_i^2 = t_i \end{aligned}$$

Süreklilik ve denge şartları sağlanarak eşitlik 20 ve 21 aşağıdaki gibi birleştirilebilir:

$$\begin{bmatrix} H^1 & H_i^1 & 0 \\ 0 & H_i^2 & H^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u^1 \\ u_i \\ u^2 \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} G^1 & G_i^1 & 0 \\ 0 & -G_i^2 & G^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} t^1 \\ t_i \\ t^2 \end{Bmatrix} \quad (22)$$

Eşitlik 22 temas problemlerinin çözümü için kullanılabilir. Bu çözümlerde her bir alt bölge birbirinden bağımsız olarak ele alınır ve sonuçta tek bir çözüm elde edilir.

Sıkı geçme problemlerinin çözümü için, ara yüzeyde oluşan ve eşitlik 1'de verilen sıkı geçme basıncı da düşünülmelidir. Bu amaçla, birinci alt bölge iç silindir ve ikinci alt bölge dış silindir olarak düşünülebilir (Şekil 3). İç silindirde sıkı geçmeden dolayı meydana gelen sıkı geçme deplasmanlarını bulmak için eşitlik 20, aşağıdaki şekilde yazılabilir:

$$[H^1 H_i^1] \begin{Bmatrix} u^1 \\ u_{im} \end{Bmatrix} = [G^1 G_i^1] \begin{Bmatrix} t^1 \\ p \end{Bmatrix} \quad (23)$$

Burada, p eşitlik 1 deki sıkı geçme basıncını, u_{int} ise iç silindirin ara yüzeyinde basınçtan dolayı oluşan deplasmanı göstermektedir. Eşitlik 23, dış kenarlardaki sınır koşulları da düşünülerek, Gauss eliminasyon yöntemiyle çözülür ve u_{int} bulunur. Daha sonra bulunan bu değerlerle, iç içe geçirilmiş iş parçası üzerindeki süreklilik ve denge eşitlikleri aşağıdaki gibi yazılabilir.

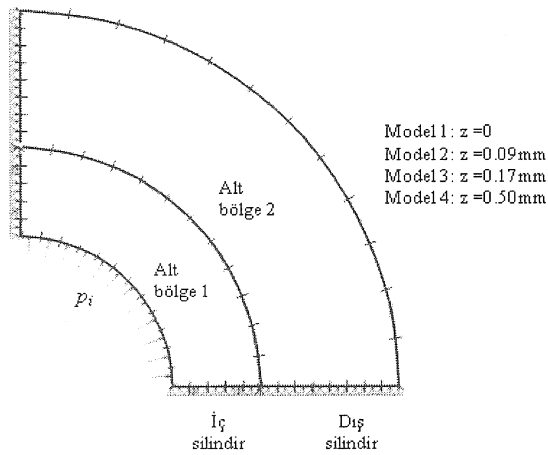
$$\begin{aligned} u_i^1 - u_{int} &= u_i \\ t_i^2 + p &= t_i \end{aligned}$$

Sıkı geçme miktarını da içeren bu yeni eşitliklerle eşitlik 20 ve 21 aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$[H^1 H_i^1] \begin{Bmatrix} u^1 \\ u_i^1 - u_{int} \end{Bmatrix} = [G^1 G_i^1] \begin{Bmatrix} t^1 \\ t_{int}^1 \end{Bmatrix} \quad (24)$$

$$[H^2 H_i^2] \begin{Bmatrix} u^2 \\ u_{int}^2 \end{Bmatrix} = [G^2 G_i^2] \begin{Bmatrix} t^2 \\ t_i^2 + p \end{Bmatrix} \quad (25)$$

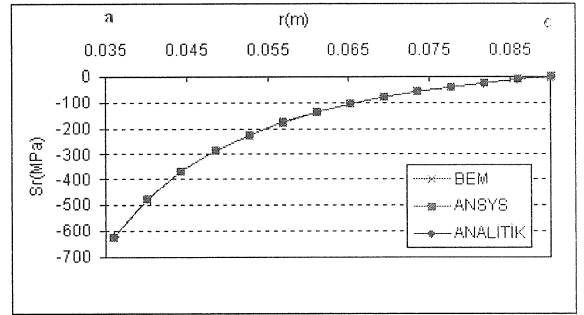
Burada t_{int}^1 , iç silindirin ara yüzeydeki iç basınç ve sıkı geçme basıncı sonucunda oluşan bileşke yüzey kuvvetidir. u_{int}^2 ise yine iç basınç ve sıkı geçme basıncı sonucunda dış silindirin ara yüzeyinde oluşan net deplasman miktarıdır. Denklem 24 ve 25'in çözümleri, yine bilindik Gauss eliminasyon yöntemiyle yapılır. Çözümler sonucunda, iş parçası üzerinde istenilen her noktada, gerçek deplasman ve gerilme değerlerine ulaşılır. Bahsedilen yöntemle, şekil 3'de görülen model, 3 düğüm noktalı elemanlar kullanılarak çözülmüştür. Modelde kullanılan toplam eleman sayısı 62'dir. Sınır koşulları şekil 3'de görüldüğü gibidir.



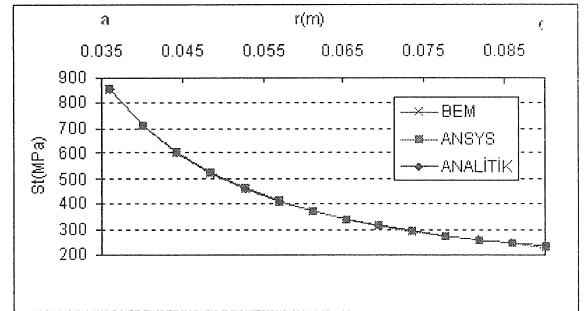
Şekil 3. Sıkı geçirilmiş iç ve dış silindirin sınır elemanlar modeli.

SONUÇ VE DEĞERLENDİRMELER

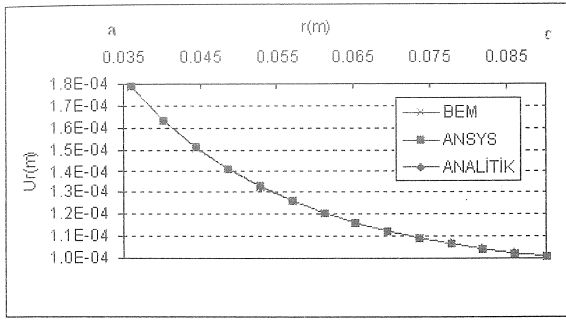
Sınır elemanları yönteminde kullanılan alt bölge tekniği, sıkı geçme problemleri için uygulanmıştır. Uygulanan bu yöntemde, temas elemanı kullanılmaksızın sıkı geçme problemleri çözümlenebilmektedir. İç içe geçirilmiş iki silindirin, analitik, sonlu elemanlar ve geliştirilen yöntemle sınır elemanları çözümleri yapılmış ve Şekil 4 ve 15 arasında görülen sonuçlar elde edilmiştir. Şekil 4 ve 6 arasındaki sonuçlarda, sıkı geçme miktarı sıfır alınmış ve problem sıradan bir temas problemi gibi çözülmüştür. Diğer çözümlerde ise sıkı geçme miktarı sırasıyla 0.09, 0.17 ve 0.50 mm olarak alınmıştır. Şekillerden de görüldüğü üzere, tüm sonuçlar birbirini takip etmektedir. Bu sonuçlar, sıkı geçme problemlerinin sınır elemanları çözümünde alt bölge tekniğinin, yapılan düzenlemelerle birlikte güvenle kullanılabileceğini göstermektedir.



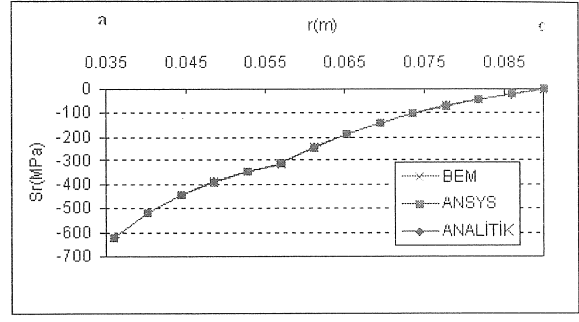
Şekil 4. "z=0" iken iş parçası üzerindeki radyal gerilme dağılımı.



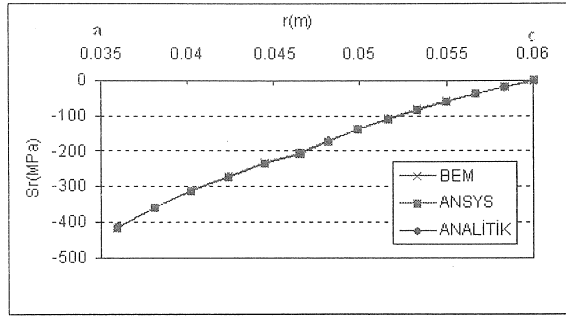
Şekil 5. "z=0" iken iş parçası üzerindeki teğetsel gerilme dağılımı.



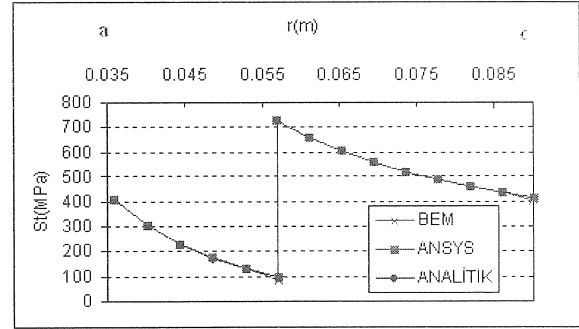
Şekil 6. " $z=0$ " iken iş parçası üzerindeki radyal deplasman dağılımı.



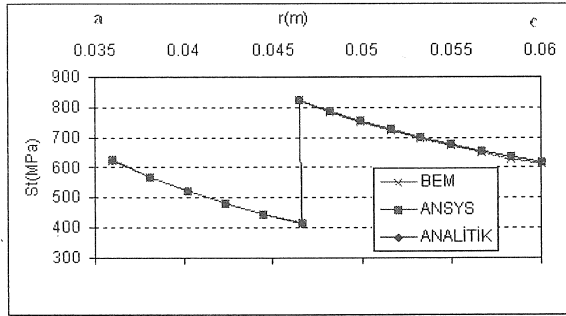
Şekil 10. " $z=0.17 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki radyal gerilme dağılımı.



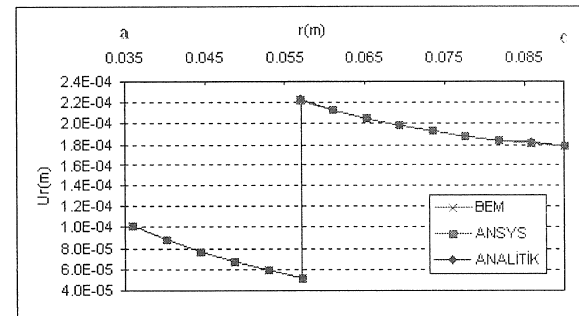
Şekil 7. " $z=0.09 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki radyal gerilme dağılımı.



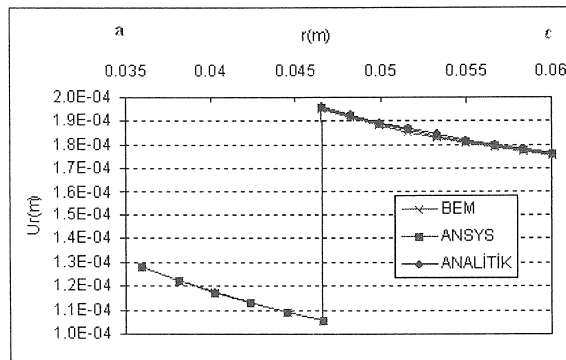
Şekil 11. " $z=0.17 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki teğetsel gerilme dağılımı.



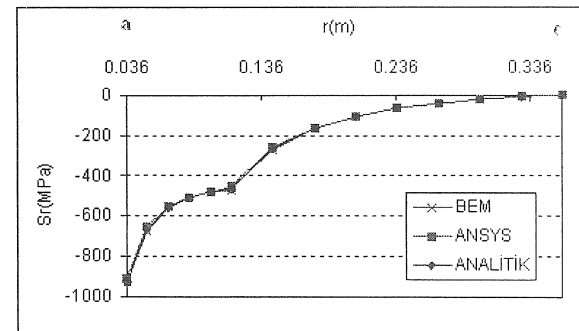
Şekil 8. " $z=0.09 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki teğetsel gerilme dağılımı.



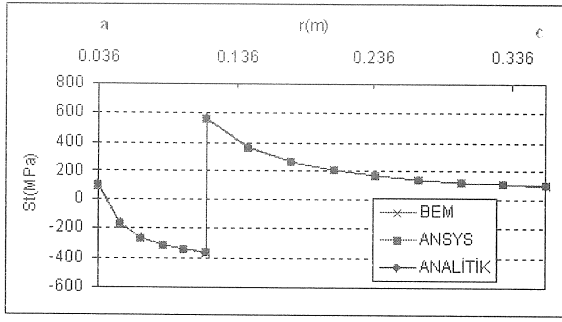
Şekil 12. " $z=0.17 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki radyal deplasman dağılımı.



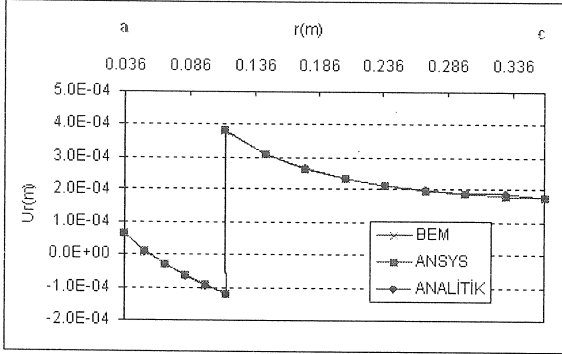
Şekil 9. " $z=0.09 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki radyal deplasman dağılımı.



Şekil 13. " $z=0.50 \text{ mm}$ " iken iş parçası üzerindeki radyal gerilme dağılımı.



Şekil 14. "z=0.50 mm" iken iş parçası üzerindeki teğetsel gerilme dağılımı.



Şekil 15. "z=0.50 mm" iken iş parçası üzerindeki radyal deplasman dağılımı.

FINITE AND BOUNDARY ELEMENT ANALYSIS OF PRESS-FIT PROBLEMS

In this work, press fit problems are analysed using boundary and finite element methods and their results are compared with analytical results. Subregion technique, which is used for analysing an entire domain in boundary element method, is improved for the solution of press fit-problems. All boundary element solutions are carried out without using any contact elements. Improved method is adapted to an existing boundary element program. Accurate results are achieved by satisfying the continuity and equilibrium requirements at the interface between the regions. It is shown that the boundary element results are in good agreement with finite element and analytical results..

Keywords: Press-fit problems, Finite element method, Boundary element method

KAYNAKÇA

1. Shigley, J.E., Mechanical Engineering Design, Paris, McGraw-Hill, New York, 1986.
2. Frater J.L, Application of finite element methods to the design of prestressed tooling, *J.Materials Shaping Technology*, 7(1989)1, 49-55.
3. Lange, K., Handbook of Metal Forming, McGraw-Hill, New York, 1985.
4. Kutuk MA, Eyercioglu O, Yildirim N, Akpolat A, Finite element analysis of a cylindrical approach for shrink-fit precision gear forging dies, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part C-Journal of Mechanical Engineering Science*, 217 (2003) 6, 677-685
5. Millan C, Jimenez MA, Miravete A, Finite element calculation of a press fit joint between a composite materials tube and an aluminium cylinder, *Applied composite materials*, 6 (1999) 6 369-380
6. Ling WH, Stolarski HK A contact algorithm for problems involving quadrilateral approximation of surfaces, *Computers & Structures*, 63 (1997) 5, 963-975
7. Strozzì A, Vaccari P, On the press fit of a crankpin into a circular web in pressed-up crankshafts, *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 38 (2003) 3, 189-199
8. Gun H, Boundary element analysis of 3-D elasto-plastic contact problems with friction, *Computers & Structures*, 82 (2004)(7-8), 555-566
9. Kanber B, Guzelbey IH, Erklig A, Boundary element analysis of contact problems using artificial boundary node approach, *Acta Mechanica Sinica*, 19 (2003) 4, 347-354
10. Brebbia C. A., Teles J.C.F. and Wrobel L.C., Boundary Element Techniques, Springer-Verlag, New York, 1984.
11. Kanber B. A New Procedure for Finite and Boundary Element Methods, Doktora Tezi, Gaziantep Üniversitesi, Gaziantep, Türkiye, 2001.
12. Güzelbey I. H. Finite and Boundary Element Analysis of Elasto-Plastic Finite Strain Contact Problems, Doktora Tezi, Cranfield Institute of Technology, UK, 1992.
13. ANSYS Structural Analysis Guide 7.0. 2000c. Ansys Inc., Canonsburg, PA.

Mehmet Topalbekiroğlu

Y.Doç.Dr.

Gaziantep Üniversitesi
Tekstil Müh. Bölümü
27310 GAZİANTEP

Ali Kireççi

Prof. Dr.

Gaziantep Üniversitesi
Makina Müh. Bölümü
27310 GAZİANTEP

L. Canan Dülger

Prof. Dr.

Gaziantep Üniversitesi
Makina Müh. Bölümü
27310 GAZİANTEP

El Dokuma Halıcılığında Çözüğü İplerini Denetleyen Bir Mekanizmanın Tasarımı ve İmalatı

El dokuma halıların hav yüzeyinin oluşumunda Türk (Gördes) ve İran (Pers) düğümleri olarak iki temel düğüm kullanılmaktadır. Bu düğümler önceden kareli kağıt üzerine tasarlanan halı desenine göre, çözgü ipi çiftlerinin etrafına tek tek bağlanarak oluşturulmaktadır. El halılarının üretim teknolojisi yüzyıllardır değişmemiştir. El halıları halen insanlar tarafından dokunmakta ve düğümleri mekanik olarak üretebilecek bir makine bulunmamaktadır. Bu çalışma, el halılarının mekanik üretimi amacıyla çözgü iplerini bir düğüm mekanizmasına hazırlayabilecek elektro-mekanik bir çözgü ipi denetim mekanizmasının tasarımını, imalatını ve denetimini kapsamaktadır. Dokumacının el hareketi çözgü ipliklerinin denetimi için bir model olarak alınmış ve bir çözgü ipi denetim mekanizması geliştirilmiştir. Mekanizmanın boyutları grafik yöntemle bulunmuş ve imalatı yapılarak bir deney düzeneğinde test edilmiştir.

Anahtar Kelimeler: Çözgü ipleri, elektromekanik sistem, Türk düğümü, çözgü ipleri denetimi, el halısı.

GİRİŞ

Dokuma teknolojisinde halı (Şekil 1) özel yapıda bir dokuma tekniğidir. Dokuma kumaşlarından (Şekil 2) farklı olarak, çözgü (arış), atkı (argaç) iplik sistemlerine ek, halının havı yüzeyini oluşturan, düğüm iplikleri sistemi vardır.

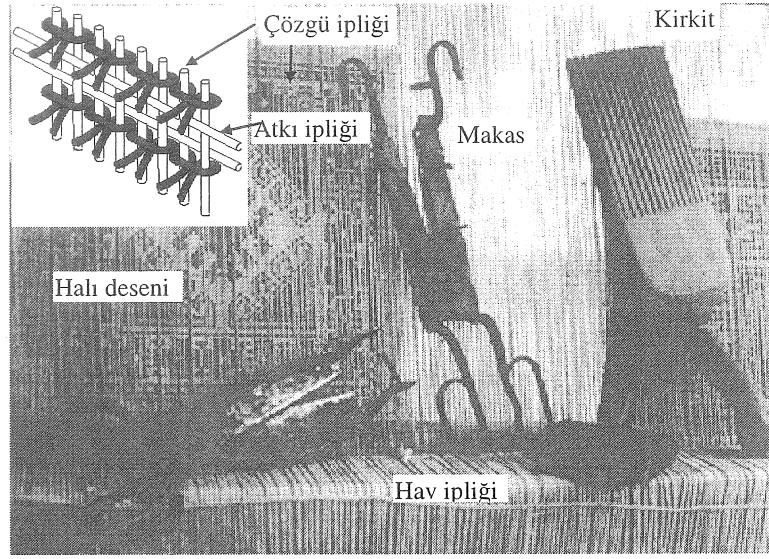
Genel olarak halı üretim yöntemine göre el halısı ve makine halısı olmak üzere iki gruba ayrılmaktadır. El dokuma halılarını makine halılarından ayıran en önemli özellik dokuma yapısındaki düğüm şeklidir. Şekil 3' de makine halısı için düğüm şekilleri verilmektedir [1-3,5]. Makine halılarında hav yüzeyi genellikle iki halının üst üste dokunması ve bir bıçak yardımıyla hav ipliklerin kesilmesiyle oluşturulur. Düğüm yapısı "u" harfine benzer ve bunların atkı iplerinden kolayca sökülmemesi için halıların arka yüzeyi bazen özel yapıştırıcılarla kaplanır. Makine halıları tuft, örgü (knitted), dokusuz (nonwoven), ve dokuma halısı olarak Axminster, Wilton, ve Velvet olmak üzere dört gruba ayrılır[1,2,6].

El halılarında ise hav yüzeyi ve desen özel düğüm şekilleri kullanılarak hav ipinin bir çift çözgü ipine dokumacı tarafından tek tek düğümlenmesiyle elde edilmektedir. Dokuma esnasında çözgü iplikleri gergindir. El halılarında iki tür düğüm şekli kullanılmaktadır. Bunlar Türk ve İran Düğümleri

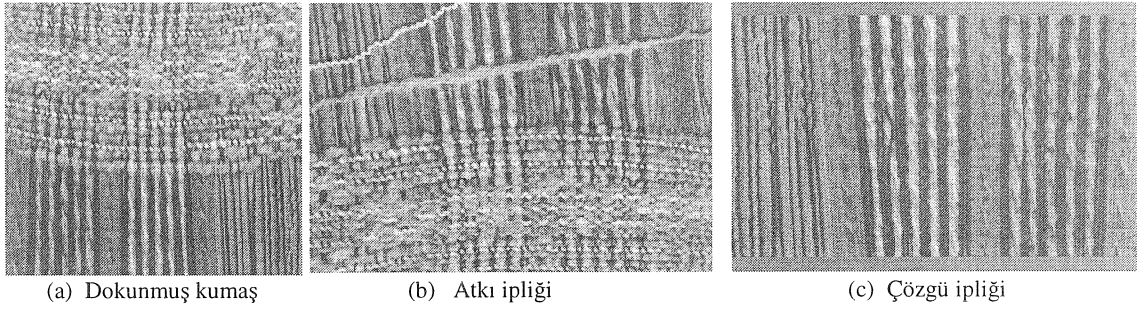
sırasıyla Şekil 4a ve b'de gösterilmektedir [1,2, 7-9]. Halı dokumak için ayrıca her düğüm sırası tamamlandığında, düğümleri sıkıştıran ve çözgü iplikleri arasında bezayağı dokuma örgüsünde bağlantı yapan atkı iplikleri atılır. Atkı ipliklerinin biri, düğümleri sıkıştırmak için gevşek, diğeri, halının enini belirli tutmak için gergin atılır.

Halı yapısını oluşturan bu temel üç iplik sistemlerinden başka, halı yan kenarlarının düzgün çıkması ve düğüm kalınlığını gidermek için, atkı ipliklerine takviye, kenarlardaki 4-5 çözgü ipliği ile bağlantı yapan kenar ipi kullanılır.

Bütün dokuma işlemini yapan tezgahlarda, çözgü ipleri kumaşın enine ve iplik sıklığına göre belirlenen bir sayıda önceden levant denilen büyük bir silindire sarılarak hazırlanır. Daha sonra çözgü ipliklerinin birbirlerine paralel olarak sabit bir sıklıkla dokunabilmesi için tarak adı verilen dokuma makinesi parçasından geçirilerek kumaş sarma levendine bağlanır. Çözgü salma levendine sarılı olan çözgü iplikleri çözgü levendinin denetimi bir şekilde döndürülmesi ile dokuma bölgesine doğru sevk edilirler. Burada önemli olan çözgü ipliklerinin sabit bir gerginlikte olmasıdır.



Şekil 1. El dokuma halı yapısı

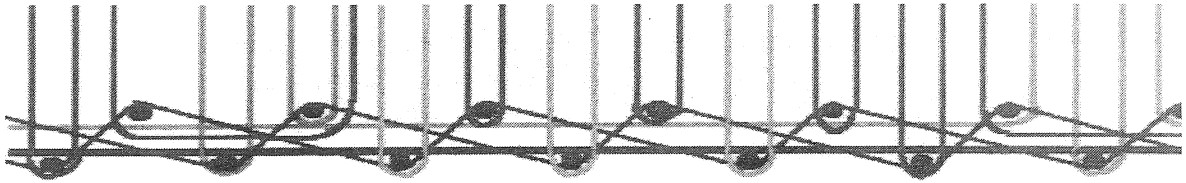


(a) Dokunmuş kumaş

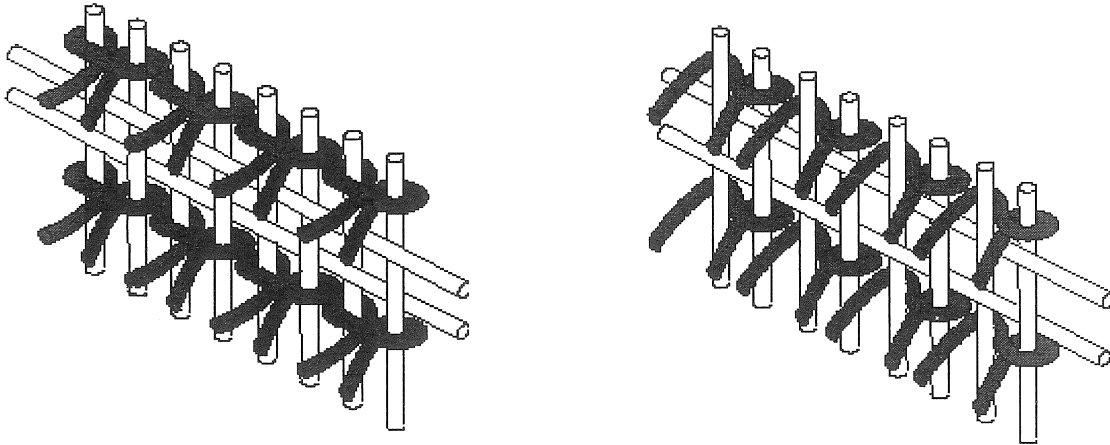
(b) Atkı ipliği

(c) Çözgü ipliği

Şekil 2. Dokuma kumaş yapısı



Şekil 3. Makine halısı düğümleri



(a) Türk düğümleri

(c) İran düğümleri

Şekil 4. El dokuma halı düğüm profilleri

Değişik dokuma tezgahlarında, çözgü iplerini denetleyen mekanizmalar birbirinden farklı ve benzer özelliklere sahiptir. Özellikle makine halılarında çözgü iplikleri, ağızlık açma mekanizmasına bağlı çalışan çerçeveler tarafından denetlenmektedir. Deseni oluşturan renkli hav iplikleri ise halı yüzeyinde veya halı tabanında kalması jakar mekanizmasındaki millerin hareketlerine bağlıdır, miller ise bilgisayardan gelen desen bilgisine göre hareket eder. El dokuma halılarında ise çözgü iplikleri dokumacı tarafında denetlenip, desen bilgisine göre düğüm atılacak çözgü ipi diğerlerinden ayrılıp araları elle açılır ve düğümlenir.

Bu çalışmada dokumacının el hareketi model alınarak çözgü iplerinin denetleyebilecek bir mekanizma geliştirilmiştir. Boyut ölçüleri grafik yöntemle bulunmuş, imalatı yapılarak bir deney düzeneğinde test edilmiştir.

ÇÖZGÜ İPİ DENETİM MEKANİZMASININ TASARIMI

Yeni bir mekanizma tasarımında izlenecek aşamalar aşağıda verilmektedir [10-15].

1. Problem açık ve net olarak ifade edilip nasıl çözüleceği üzerinde bir plan yapılmalı
2. Tasarlanacak mekanizma için gerekli kriterler ve özellikleri geliştirerek problemin anlaşılmasını sağlanmalı
3. Alternatif modeller geliştirilmeli
4. Tasarım kriterlerine göre modeller karşılaştırarak en uygun olanı seçilmeli
5. Analitik veya grafiksel metotlar kullanarak mekanizmanın boyutların belirlenmesi
6. Mekanizmanın denetimin nasıl yapılacağına karar verilmesi
7. İmalatının yapılmasıdır.

Bu çalışmanın amacı Türk düğümünü atabilecek bir mekanizma için bir çözgü ipi çiftini hazırlayabilecek mekanizmanın tasarlanmasıdır. Mekanizmanın iki işleve sahip olması gerekmektedir.

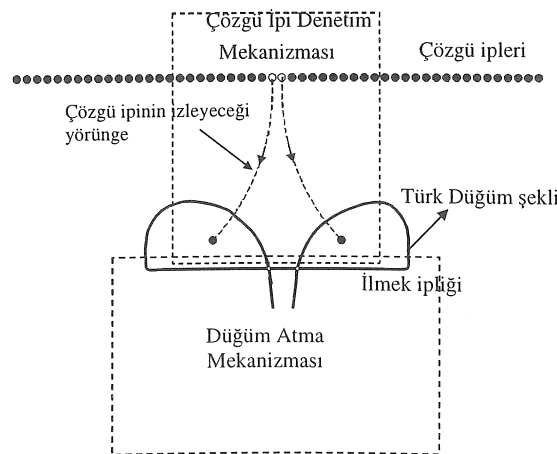
Birincisi, düğüm atılacak çözgü ipi çiftinin diğerlerinden ayrılmasıdır. Diğer ise düğümün atılabilmesi için, bu çözgü ipi çiftinin birbirinden belirli mesafede ayrılmasıdır. Burada öncelikle mekanizma, kullanılan çözgü ipin özellikleri, düğüm sıklığı (10 cm'lik en boyunca düğüm sayısı) ve mekanizmanın bulunacağı konuma bağlıdır. Çözgü ipi için Isparta halılarında kullanılan pamuk iplikler seçilmiş ve düğüm sıklığı 26 olarak alınmıştır. Bu iplik Türk standartları 626'ya uygun ve numarası-kat sayısı 6/9 Ne'dir [16]. Tasarlanacak mekanizmanın konumu, çözgü iplerinin düğümün oluşturulması için izleyeceği yörünge, Türk düğümü ve düğüm atma mekanizmasını konumu Şekil 5' de verilmiştir, burada yörünge kesikli çizgili ile gösterilmektedir.

Tasarım Özellikleri

Mekanizmanın işlevlerini içeren genel bilgiler aşağıda maddeler halinde verilen tasarım kriterlerine dönüştürülmüştür.

Mekanizmanın tasarlanması aşamasında bu kriterler belirleyici faktörler olarak kullanılmıştır.

- Mekanizma yüksek hızlarda çalışabilmelidir. Düğüm alanının oldukça küçük olması nedeniyle tasarlanacak mekanizma basit bir yapıya sahip olmalıdır.
- Mekanizma iki işleve sahip olmalıdır; düğüm atılacak çözgü ipi çiftinin diğerlerinden ayrılmalı ve bu ipler Şekil 5 'de gösterildiği gibi yörüngeyi takip ederek belli bir mesafede birbirlerinden ayrılmalıdır.
- Mekanizma ileri ve geri olarak çift yönlü hareket edebilmelidir.
- Mekanizma tek serbestlik derecesine sahip olmalıdır.
- Mekanizma ile birlikte halının eninde çalışabilen bir konumlandırma mekanizması (kızak mekanizması) geliştirilmelidir.



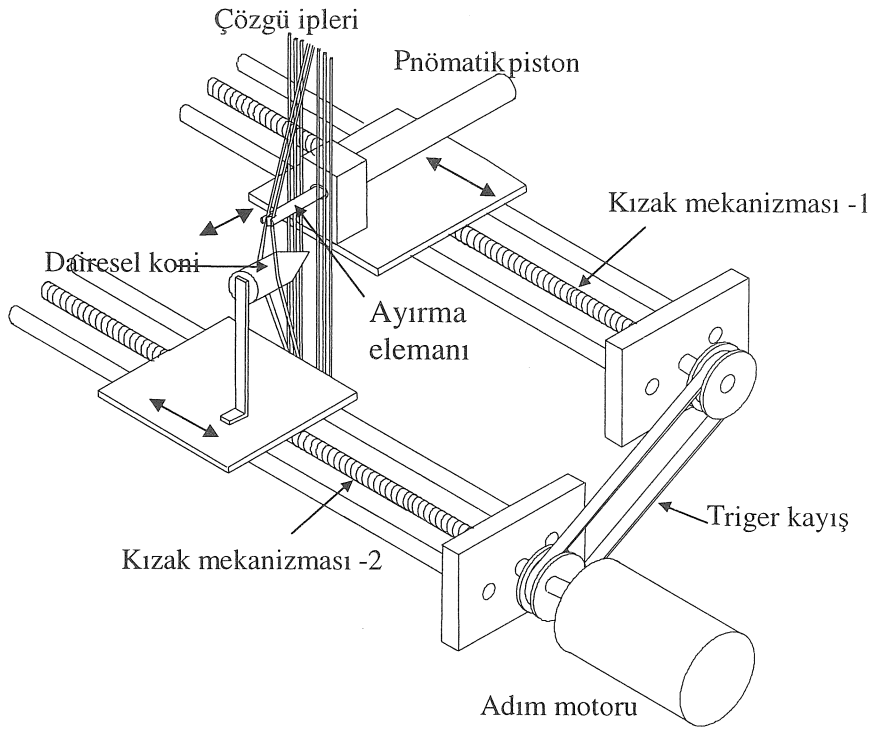
Şekil 5 Çözgü ipi denetim mekanizmasının konumu

Yukarıdaki kriterlere bağlı olarak çözümlü ipi denetim mekanizması için bir alternatif model geliştirilmiştir. Şekil 6'da geliştirilen mekanizmanın sürücülerle montaj çizimleri verilmektedir. Mekanizma oldukça basit bir yapıya sahiptir. Bir ayırma elemanı, dairesel koni ve pnömatik piston'dan oluşmaktadır. Ayırma elemanı çözümlü ipi çiftini yakalayacak şekilde yapılarak piston miline bağlanmıştır. Dairesel koni, çözümlü ipi çiftini birbirinden ayrılması amacıyla tasarlanarak halının ön yüz tarafına montajı yapılmıştır. Pnömatik piston ise mekanizmanın ileri ve geri hareketini sağlamaktadır. Şekil 6' da görüldüğü gibi mekanizma halının arka tarafında bulunan bir kızak sistemi üzerinde, dairesel koni ise öndeki kızak üzerinde birlikte hareket ettirilerek ilgili çözümlü ipi çiftini ileri doğru çıkarılmakta ve birbirinden ayrılabilir. Tezgahın eni boyunca hareket eden kızak mekanizması ise bir adım motoru, triger kayışı,

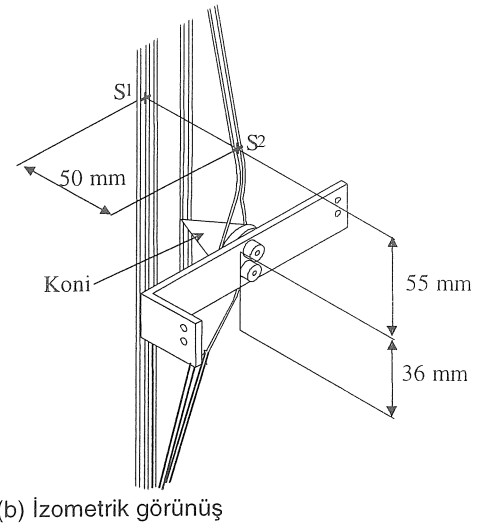
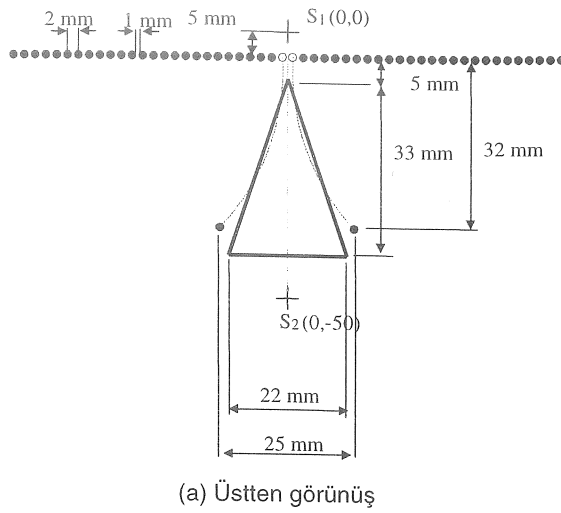
adımları aynı olan farklı çaplarda dört düz dişli, iki bilya sirkülasyonlu doğrusal yataklı mil ve tablalardan oluşmaktadır.

MEKANİZMANIN BOYUTSAL SENTEZİ VE İMALATI

Mekanizmanın boyutları grafiksel sentez yöntemi kullanılarak bulunmuştur. Grafiksel sentezlemede öncelikle şematik şekiller üzerinde mevcut olan bilgilerden (çözümlü ipleri arasındaki mesafe, ilme ipinin uzunluğu, çözümlü ipi çiftinin diğer iplerden ayrılacağı mesafe, çözümlü ipi çiftin birbirinden ayrılma mesafesi ve mekanizmanın ilk ve son koordinatları) faydalanarak mekanizmanın bilinmeyen ölçüler ve bulunmuştur. Şekil 7 sentezlemede kullanılan parametreler ve ölçüleri göstermektedir.



Şekil 6 Çözümlü Kontrol Mekanizması [18]



Şekil 7. Çözgü denetim mekanizmasının sentezi için geometrik parametreler

Mekanizmanın boyutlandırılması amacıyla kullanılan bazı parametreler Şekil 7'den faydalanarak bulunmuş ve bu değerler aşağıda verilmiştir [17];

- Mekanizmanın hareketinin başlangıç ve bitiş koordinatları Şekil 6'a'da gösterilen gibi yörünge üzerinde $S_{1x} = 0.0 \text{ mm}$, $S_{1y} = 0.0 \text{ mm}$, $S_{2x} = 0.0 \text{ mm}$, ve $S_{2y} = -50 \text{ mm}$ x-y koordinat düzlemine bağlı olarak alınmıştır.
- Bir çözgü ipi çiftinin diğerlerine olan mesafesi 32 mm ve bu çiftin kendi arasındaki mesafe 25 mm'dir.
- Yüksekliği 33 mm ve yarıçapı 11 mm olan dairesel koni, çözgü iplerinin çiftini ayrılması için kullanılmalı.
- İki çözgü ipi arasındaki mesafe 1 mm olarak alınır.
- Pistonun yörüngesi ve koni arasındaki mesafe 55 mm'dir ve ayrıca koni ve düğüm mekanizmasının düzlemi arasındaki mesafe 36 mm'dir.

Şekil 8'de mekanizmanın izometrik görüntüsü verilmiştir. Mekanizmaya 50 mm stroka sahip bir pnömatik piston tarafından ileri ve geri hareketi verilmektedir. Milin ucu, çözgü ipliklerini ileri doğru itmek için özel olarak tasarlanmış ve pistonun silindirine bağlanmıştır. Silindirin eksenel yönde dönmemesi için yan taraflardan iki metal parça ile kılavuz yapılmıştır. Dairesel koni teflondan imal edilmiş ve çözgü çift iplerini birbirinden ayırtmak için mekanizmanın karşı tarafına yerleştirilmiştir.

Çözgü ipi denetim mekanizmasının, tezgahın eni boyunca ileri ve geri hareketini sağlamak amacıyla bir konum denetim mekanizmasına ihtiyaç duyulmaktadır. Bunun için Şekil 9'da gösterilen model geliştirilmiştir [17]. Mekanizma iki simetrik

kızak sisteminden oluşmakta ve kızakların hareketleri birbirlerine göre eş zamanlı, aynı yönde ve aynı mesafeyi kat etmektedir. Bu hareket özelliği bir trigger kayışla sağlanmıştır. Bilgisayar denetimli bir adım motoru ile kızak mekanizmasına hareket verilmektedir.

MEKANİZMANIN DENETİMİ VE DENEY DÜZENEGİ

Şekil 10'da mekanizmaların denetimini sağlayan elemanların blok diyagramı gösterilmiştir. Adım motorun denetimi Delphi dilinde hazırlanan bir yazılımla sağlanmıştır. Pnömatik pistonun denetimi ise kızak mekanizmasına bağlı olarak çalışmakta olup, milinin bir tanesi üzerine yerleştirilen özel tasarlanmış bir kam ve mikro anahtarın açık/kapalı sinyalleri ile sağlanmıştır. Sistem açık denetim olarak çalışmaktadır.

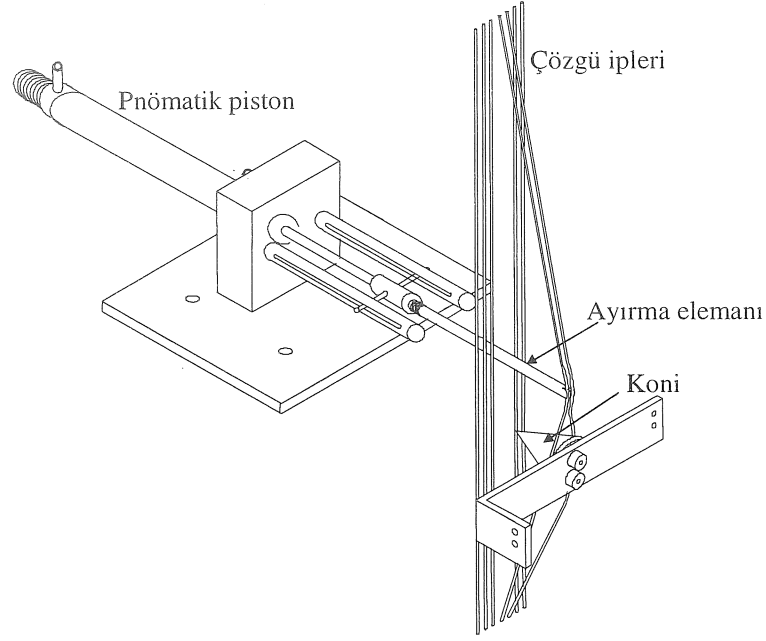
Çalışma prensibi; denetim ünitesinden gelen sinyal bir sürücü kart yardımıyla adım motorunu harekete geçirir ve tablanın konumlandırılması yapılır. Bu arada kızak mili üzerine montaj edilen kam mikro anahtarın devreye girmesini sağlar, daha sonra devreden gelen akım solenoite aktarılır ve pistonu harekete geçirir. Pistonun ucuna bağlı olan mekanizma çözgü ipi çiftini diğerlerinden ayırır. Dairesel koni de çözgü ipi çiftlerini birbirinden ayrılmasını sağlayarak düğümleme mekanizması için hazırlanmış olur.

Şekil 11'de kurulan deney düzeneğinden alınan bir fotoğrafı verilmekte ve sistemi oluşturan temel elemanları göstermektedir.

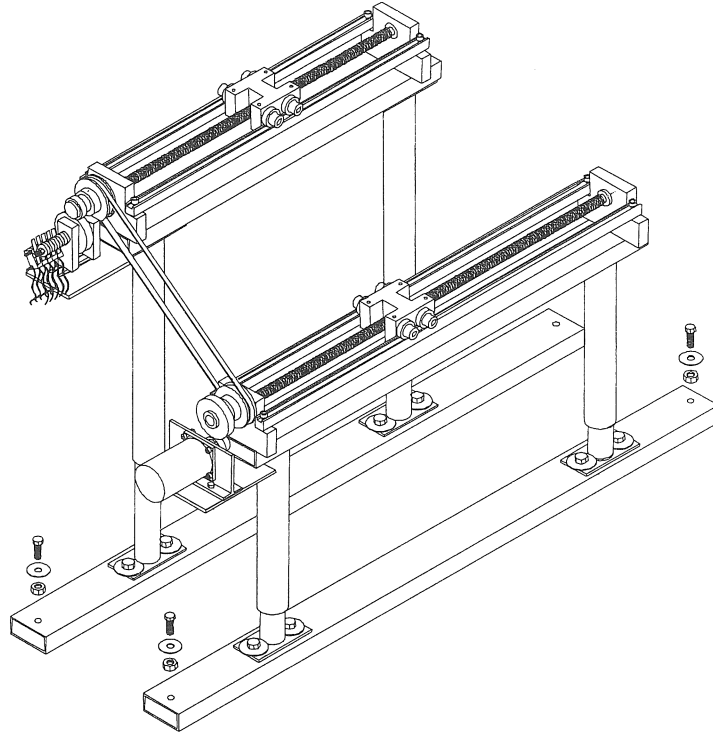
- Adım açısı 1.80 ve iki fazlı bir adım motoru, Nanotec, Tipi 4H5618C1708-A [18].
- 4 eksen denetleyecek bir adım motor denetim kartı, SMC PC Module [18]
- 16 bit mikro işlemcili bir adım motor

- sürücüsü, SMC 88
- Ayarlanabilir bir DC güç kaynağı.
- 1 adet PC.
- Strok boyu 50 mm, maksimum basınç 10 bar olan bir havalı piston, Camozzi

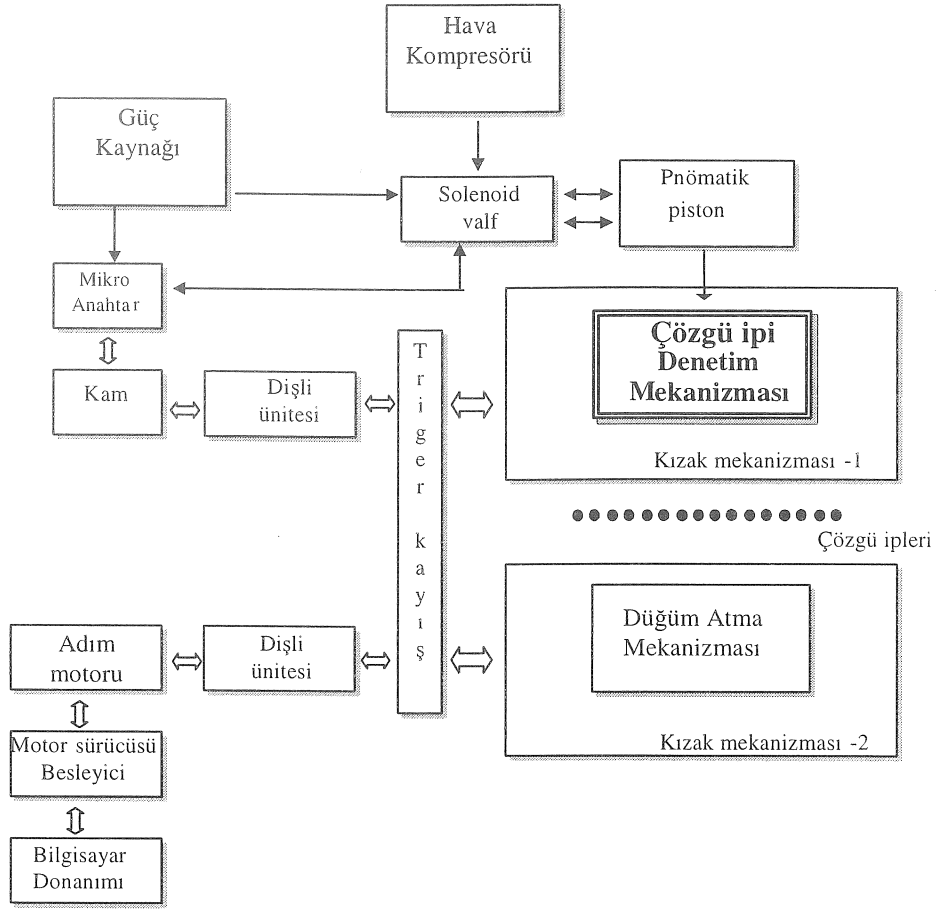
- Dört yollu 5/2 tipi ve basınç aralığı 2-10 bar olan bir denetim valfi
- Depo hacmi 2 Litre, basınç aralığı 0-12 bar olan bir kompresör
- Mikro anahtar, Omron, Tip V-151-1C5



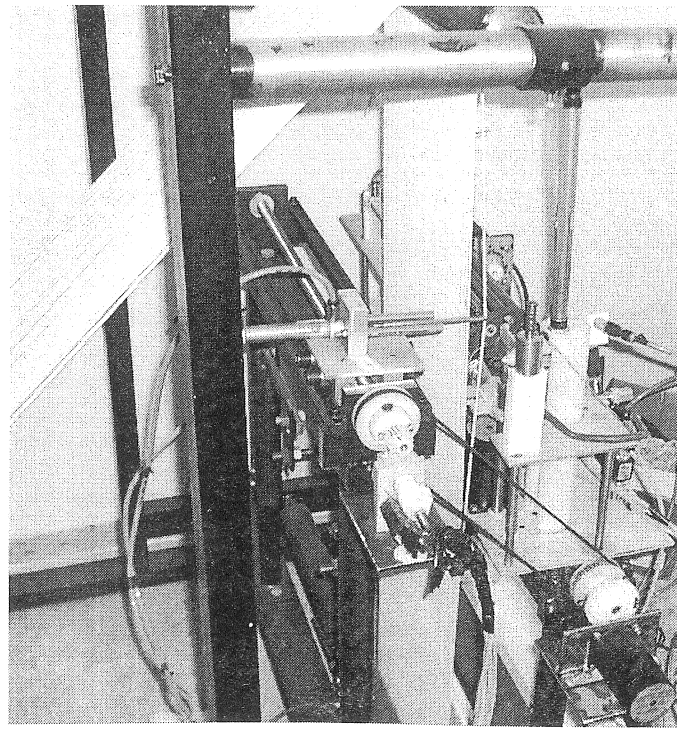
Şekil 8. Çözümlü ip denetim mekanizmasının izometrik çizimi



Şekil 9. Konum mekanizmasının izometrik teknik çizimi



Şekil 10. Denetim blok diyagramı



Şekil 11. Deney düzeneğinin fotoğrafı

SONUÇ

Günümüzde, el halılarının üretiminde kullanılan herhangi bir mekanik sistem mevcut değildir. Bu alanda ilerleme yapılamamasının ana nedeni düğümlerin tek tek üretilmesinin güçlüğüdür. Ancak günümüzde gelişen teknoloji karmaşık yapıya sahip olan sistemlerin tasarlanmasını mümkün kılmaktadır. Gördes düğümlü halı üretebilecek bir prototip makinenin çalışmaları halen Gaziantep Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümünde devam etmektedir [17].

Bu çalışmada düğüm atılacak çözgü ipi çiftlerin denetimini sağlayabilecek bir mekanizmanın tasarımı ve denetimi anlatılmıştır. Mekanizmanın çözgü çift iplerini denetimini yapıp yapmadığını gözlemek amacıyla prototip üzerinde bazı testler yapılmıştır ve başarılı sonuçlar elde edilmiştir.

DESIGN AND CONSTRUCTION OF A MECHANISM TO CONTROL WARP YARNS FOR HANDMADE CARPET MACHINE

Basically two kinds of knots; Turkish and Persian knots are used to form pile surface of handmade carpets. Every knot of such carpets is produced by tying a piece of pile yarn around a pair of warp yarns according to the carpet pattern on the specific squared paper. Handmade carpets have been still produced manually for hundred years, because there is no any machine that can produce Turkish or Persian knots. In this study an electromechanical system is presented that can be used to prepare a pair of warp yarns for knotting mechanism. The motion of a weaver's hand was taken as a model to develop the mechanism, and its dimensions was obtained by graphical approach. Practical test results show that the mechanism operates as desired and prepares the warp yarns for the knotting mechanism.

Keywords: Warp Yarns, Electromechanical System, Turkish Knot, Warp Yarn Control, Handmade Carpet.

KAYNAKÇA

1. Crossland, Modern Carpet Manufacture, Columbine Press Manchester & London, 1958.
2. Robinson G., Carpets and Other Textile Floorcovering, Second Published Edition, Division of Bonn Industries Inc., 1972.
3. <http://www.carpetsunlimited.net/glossary.html>
4. <http://www.carpetonetx.com/html/glossary-a-h.html>
5. http://www.rothcarpet.com/Oriental_info.html
6. Corbman B.P., Textiles: Fiber to Fabric. The Textile Institute, Manchester, 1983.
7. Kireççi A., Doğan C., ve Topalbekiroğlu M., "El Dokuma Halıların Mekanik Olarak Dokunması", 7. Ulusal Mak. Teo. Sempozyumu Bil. Kit., 19-26, İstanbul, 1995.
8. Kireççi A., Dülger L. C., Topalbekiroğlu M., Gördes Düğümlü Elektromekanik Halı Üretiminin Analizi, 10. Ulusal Mak. Teo. Sempozyumu Bil. Kit., 68-76, Konya, 2001.
9. Topalbekiroğlu M., Kireççi A., Dülger L. C., El Halıcılığında Bilgisayar Destekli Desen Çalışması ve Deseni Oluşturan İplerin Denetimi, 10. Ulusal Mak. Teo. Sempozyumu Bil. Kit., 2, 767-775, Konya, 2001.
10. Chen, B. Mcginnis and D. G. Ullman., Design History Knowledge Representation and its basic Computer Implementation, Proc. 2nd ASME Int. Conf. on Design Theory and Methodology. J. Rinderle, Chicago, IL, ASME, DE-Vol. 27, 175-184, 1990.
11. A. Goel., Design, Analogy, and Creativity, IEEE Expert, Vol. 12, No. 3, 62-70, 1997.
12. Umeda Y., Tomiyama T., Functional Reasoning in Design, IEEE Expert, Vol. 12, No. 2, 42-48, 1997.
13. Ullman D. G., The Mechanical Design Process, McGraw-Hill Book Co., 1997
14. Wielinga R., Schreiber G., Configuration-Design Problem Solving, IEEE Expert, Vol. 12, No. 2, 49-56, 1997.
15. Punch W. F, Goel A. K, Brown D. C.. A Knowledge-Based Selection Mechanism for Strategic Control with Application in Design, Assembly, and Planning, International Journal of Artificial Intelligence Tools, Vol. 4, No. 3, 323-348, 1995.
16. Türk Standardları Enstitüsü, Textile Floor Covering-Handmade Carpets-Turkish Carpets, Birinci Baskı, Ankara, TS 43/Nisan 1992.
17. Topalbekiroğlu M., Design, Construction and Control of Computer Controlled Knotting System, Ph. D. Thesis, University of Gaziantep, 2002.
18. PP Electronic GmbH. Manual SMC-PC , Germany.

YAKIN GELECEKTEKİ KONGRE VE BİLİMSEL ETKİNLİKLER

KONGRE ADI

TARİH

YAZIŞMA ADRESİ

International Tribology
Conference Kobe 2005

29 Mayıs-2 Haziran
2005
Japan

Professor Y. Kimura, Vice President, Kagawa University, 1-1
Saiwai-cho Takamatsu 760-8521. Japan.
Tel/Fax: +81(0) 87 832 1669
e-mail: ykimura@ao.kagawa-u.ac.jp

25th Aachen Machine Tool-
Colloquium AWK'05

2-3 Haziran 2005

Aachen Machine Tool Colloquium Fraunhofer Institute
Production technology IPT Laboratory for machine Tools and
Production Engineering WZL of the RWTH Aachen
Phone: +49 (0) 241/89 04-0
Fax : +49 (0) 241/89 04-4 60
E-mail: info@awk.rwth-aachen.de
Internet: www.awk.rwth-aachen.de

AMST 05
7th International Conference on
Advanced Manufacturing Systems
and Technology

9-10 Haziran 2005
İtaly

University of Udine-Faculty of engineering-DIEGM- Italy
University of Rijeka-Technical Faculty-Croatia
www.diegm.uniud.it/amst05

Nanocomposites-Sub-Conference
within China Nano 2005

9-11 Haziran 2005
Beijing, China

Professor Zhong Zhang, Institute for Composite Materials
University of Kaiserslautern, Germany.
Tel: +49 631 20171213;
Fax: +49 631 2017196
E-mail: zhong.zhang@ivw.uni-kl.de

BALKANTRIB 05, 9th
International Conference on
Tribology

15-18 Haziran 2005
Kragujevac, Nr.
Belgrade, Serbia and
Montenegro

Professor dr Branko Ivkovic, Yugoslav Tribology Society,
university of Kragujeva, Mechanical Engineering Faculty,
34000 Kragujevac, S. Janjic 6, Sebia and Montenegro.
Tel: +381 335 990, +381 63 88 30 705
Fax: +381 34 333 192.
E-mail: ivkovic@knet.uis.kg.ac.yu

ICOSSAR 05, 9th International
Conference on Structural Safety
and Reliability

19-22 Haziran 2005
rome, Italy

Prof. Ing. G. Augusti, Conference Chairman, Università La
sapienza - Faculty of Engineering Department of structural
Engineering, Via Eudossiana 18, I-100184 Rome, Italy,
Tel: +39 06 4458 5155
Fax: +39 06 488 4852
E-mail: giuliano.augusti@uniroma1.it
www.icossar2005.com

4th Contact Mechanics
International Symposium

4-6 Temmuz 2005
Hannover, Germany

Professor Peter Wriggers, Institut für Baumechanik und
Numerische Mechanik, Universität Hannover, Appelstr. A,
30167 Hannover, Germany.
<http://www.icces.uni-hannover.de/~cmis> ;
cmis@ibnm.uni-hannover.de

POLYCOMTRIB-2005 (The
International scientific and
Technical Conference 'Polymer
Composites and Tribology')

18-21 Temmuz 2005
Gomel, Belarus

V. A. Belyi, Metal-Polymer Research Institute of NASB, 32a
Kirov Street 246050 Gomel, Belarus. Tel: +375 232 77 46 26
(Kudina Elena F.); Fax: +375 232 77 52 11 ;
E-mail: mpri-conf@mail.ru;
<http://mpri.org/by>

5th EUROMECH Nonlinear
Oscillations (Nonlinear
Dynamics) Conference

7-12 Ağustos 2005

Venue: Eindhoven, The Netherlands
Contact: Professor D. H. van Campen, Department of
Mechanical Engineering, Eindhoven University of Technology,
PO Box 513, 5600 MB Eindhoven, The Netherlands,
E-mail: D.H.v.Campen@tue.nl,
Website: <http://www.enoc2005.tue.nl>

KONGRE ADI**TARİH****YAZIŞMA ADRESİ**

3 rd International Conference on Engineering Rheology ICER 2005	23-26 Ağustos 2005 Zielona Gora, Poland	Prof. Anna Walicka, Department of Mechanics, University of Zielona Gora, ul. Szafrana 2, P.O. 47, 65-516 Zielona Gora, Poland. Tel: +48 68 32 82 472; Fax : +48 68 32 47 446; E-mail a.walicka@ijame.uz.zgora.pl
Contract/Surface 2005	5-7 Eylül 2005-06-24 Bologna, Italy	Wessex Institute of Technology Website: www.wessex.ac.uk/conferences/2005/secm2005/1.html
EUROCORR 2005	4-8 Eylül 2005 Lisbon, Portugal	Pierre Ponthiaux, secretary WP 18, Ecole Centrale Paris. Ponthiaux@lgpm.ecp.fr ; www.eurocorr2005.org
14 th International Conference on Surface Modification of Materials by Ion Beams-SMMIB 2005	4-9 Eylül 2005 Kusadasi, Turkey	Professor Ahmet Oztarhan, Ege University, Bio Engineering Department, 35100 Bornova, İzmir, Turkey. Tel: +90 232 343 30 34; Fax: +90 232 374 42 89/232 364 59 10; E-mail: info@smmib05.net ; www.smmib05.net
EUROMAT 2005	5-8 Eylül 2005-06-14 Prague, Czech Republic	Euromat 2005 Congress Office c/o Deutsche Gesellschaft für Materialkunde Hamburger Allee 26 60486 Frankfurt Germany Phone: +49-69-7917 747 Fax : +49-69 7917 733 euromat@fems.org www.euromat2005.fems.org
32 nd Leeds-Lyon Symposium on Tribology "Interactions of Tribology and the operating Environment	6-9 Eylül 2005-06-24 Lyon, France	Professor G. Dalmaz, LMCS, INSA de Lyon, 20 avenue Albert Einstein, 69621 Villeurbanne cedex, france, Tel.: +33 4 72 43 84 52; Fax: +33 4 78 89 0908 website http://leeds-lyon.insa-lyon.fr e-mail: leeds-lyon@insa-lyon.fr
4 th International Conference on Fracture of Polymers, Composites and Adhesives	11-14 Eylül 2005	Venue: Les Diablerets, Switzerland Contact: Claire Norris, TC4 Conference, Secretariat, 51 Kestrel Way, Wokingham, Berkshire RG41 3HA, UK, E-mail: tc4-conference@elsevier.com , Website: http://www.tc4pca.elsevier.com
Creep and Fracture in High temperature Components-Design and Life Assessment Issues	12-14 Eylül 2005	Venue: institute of mechanical Engineers (IMEchE), London, UK Contact: Dr. I.A. Shibli, European technology Development Ltd., 2 Warwick Gardens, ashtead, surrey, KT21 2HR, UK, Tel.: +44 (0) 1372 802555, +44 (0) 1372 229162, Fax : +44 (0) 1372 229164, E-mail: etd@etdl.co.uk
World Tribology Congress 2005	12-16 Eylül 2005 Washington, DC, USA	Mr Edward Selek, 840 Busse Highway, Park Ridge, IL 60068-2376, USA. Tel: +1 847 825 5536; E-mail: esalk@stle.org ; http://www.stle.org .
Machine Building and Technosphere of the XXI Century	12-17 Eylül 2005	Contact: The IMBU academic secretary Alexander Lvovich Ishchenko Technical secretary Olga Olegovna Kulbida 6 th # 6.305 Building of DonNTU, 58, Artyom Street, Donetsk, 83000, Ukraine Tel.: +38 (062) 305-01-04, +38 (0622) 91-08-05 Fax: +38 (062) 305-01-04 E_mail: tm@mech.dgtu.donetsk.ua Website: http://donntu.edu.ua/russian/konf/mashinebuild/index.htm

KONGRE ADI**TARİH****YAZIŞMA ADRESİ**

4th International Conference on
Heat Transfer, Fluid Mechanics
and Thermodynamics
(HEFAT2005)
CAIRO, EGYPT

19 to 22 Eylül 2005

Registration, travel, accommodation, tours, visas (non-academic matters): Eileen at Walthers, HEFAT@africaspecials.com, (tel.) +27 11 789 3624, (fax) +27 11 789 5255.
Academic matters (abstracts and papers): Prof JP Meyer, e-mail: jmeyer@up.ac.za or faxed to +27 12 362 5124.

ICTP 2005 – 8TH International
Conference on Technology of
Plasticity

9-13 Ekim 2005
Verona, Italy

Contact: SISTEMA CONGRESSI srl, via Jappelli 12, 35121 Padova, Italy,
E-mail: ictp2005@sistemacongressie.com,
Website: <http://www.ictp2005.sistemacongressi.com>

2005 ASME International
Mechanical Engineering Congress

5-11 Kasım 2005
Florida, USA

ASME, 3 Park Avenue, New York, NY 10016, USA.
<http://www.asmeconferences.org/Congress05/>

Continuous Casting

14-16 Kasım 2005
Frankfurt

Deutsche Gesellschaft für Materialkunde.e.V. Vrea Hausen
Niels Parusel Humburger Allee 26 60486 Frankfurt Germany
Phone: +49-(0)69-7917-757
Fax: +49-(0)69-7917-733
E-mail: concast@dgm.de
www.dgm.de/concast

BALTTRIB'2005

17-18 Kasım 2005
Kaunas, Lithuania

International Conference BALTTRIB 2005 , Department of
Mechanics, Lithuanian University of Agriculture (LZUUU),
Studentu 15, Akademija, LT-53362 Kaunor r., Lithuania.
Tel.: +379 37 752263;
Fax: +370 37 752271;
E-mail: balttrib@nor.lzuu.lt;
<http://www.lzuu.lt/intern/Tribolog/Balttrib05.html>

First international Conference on
Mechanics of Biomaterials &
Tissues

11-14 Aralık 2005
Waikoloa, Hawai'i, USA

Contact: Nina Woods, ICMOBT Conference secretariat,
Elsevier, The Boulevard, Langford Lane, Kidlington, Oxford
OX5 1GB, UK,
Tel.: +44 (0) 1865 843297
Fax: +44 (0) 1865 843958,
E-mail: n.woods@elsevier.com
Website: <http://www.icmobt.elsevier.com>

Fifth international Conference on
High Speed Machining

14-16 Mart 2006
Metz, France

Metz Technopole 4, rue Augustin Fresnel 57078 Metz Cedex 3
– France

9th International Fatigue Congress
FATIGUE 2006

14-19 Mayıs 2006
Atlanta, USA

Contact: nina Woods, Fatigue 2006 Fongress Secretariat,
Elsevier, The Boulevard, Langford Lane, kidlington, Oxford,
OX5 1GB, UK,
E-mail: n.woods@elsevier.com,
Website: <http://www.fatigue2006.com>

13 th Cirp International
Conference on Lifi Cycle
Engineering

31 Mayıs – 2 Haziran
2006

LCE 2006 c/o Lieve Notré k.U.Leuven Mechanical Engineering
Department Celestijnenlaan 300B, B-3001 Heverlee Belgium
Tel: +32 16 32 24 82
Fax : +32 16 32 29 87
Website: <http://www.mech.kul.uven.be/lce2006>
E-mail: LCE2006@mech.kule.uven.be

KONGRE ADI

ECF16 – 16 th European
Conference on Fracture

TARİH

3-7 Temmuz 2006
Alexandroupolis, Greece

YAZIŞMA ADRESİ

Contact: Professor E.E. Gdoutos, School of Engineering,
Democritus University of Thrace, GR-67100, Xanthi, Greece,
E-mail: egdoutos@civil.duth.gr,
Website: <http://ecf16.civil.duth.gr>

9th European Conference on Non-
Destructive testing (9th ECNDT)

25-29 Eylül 2006
Estrel Convention
Center, Berlin, Germany

Contact: Exhibition Secretariat, Deutsche Gesellschaft for
Zerstörungsfreie Prüfung e.V., Max-Planck-Strasse 6, 12489
Berlin, Germany,
Tel.: +49 (30) 678 07 106
Fax: +49 (30) 678 07129,
E_mail: mail@ecndt2006.info
Website: <http://www.ecndt2006.info>

YAYIN İLKELERİ

Amaç

1. Makina tasarım ve imalatı alanında yerli teknoloji üretimine yönelik kuramsal ve uygulamalı çalışmaları duyurmak.
2. Bu alanda çalışan kişi ve kuruluşlar arasında bilgi alışverişini sağlamak.
3. Yayınlanan çalışmalar üzerinde teknik tartışma ortamı yaratmak.
4. Üniversite – endüstri arasındaki yakınlaşma ve işbirliğinin geliştirilmesine katkıda bulunmak.
5. Türkçe teknik bilgi birikimini arttırmak.

Kapsam

- (a) Dergi amaçları doğrultusunda aşağıda belirtilen konularda veya bunlara yakın konulardaki yazıları yayımlar;

Makina Tasarımı, Mekanik Sistemlerin Tasarımı ve Analizi, Makina Teorisi ve Mekanizma Tekniği, Makina Elemanları, İmalat Yöntemleri, Bilgisayar Yardımı ile tasarım ve İmalat, Robotik ve Esnek İmalat Yöntemleri, Akışkanlar Mekaniği, Malzeme Seçimi ve Malzeme Sorunları, Kalite Kontrolü, Fabrika Organizasyonu ve Üretim Planlaması, Bakım ve Onarım, Derginin amacına uygun diğer konular.

- (b) Dergide yayımlanacak makaleler, bir yeniliği, ilerlemeyi, gelişmeyi, araştırma ya da uygulama sonuçlarını içermek üzere araştırma makaleleri, uygulama makaleleri, derleme makaleleri, çeviri makaleleri ve kısa makaleler olabilir.
- (c) Dergide üyelerimize faydalı olabilecek imalat ve teknoloji ile ilgili araştırma ve çalışmaların sunulduğu veya firma ve kuruluşların tanıtıldığı yazılar yayımlanabilir.

- (d) Derginin kapsamına giren konularda düzenlenen yurtiçi ve yurtdışı konferans, seminer, vb. etkinliklere ve ayrıca bu konulardaki kitap, dergi vb. yayınlara ait duyurular yer alır.

Makalelerin Değerlendirilmesi

Makina Tasarım ve İmalat Dergisi, yayın kalitesi olarak belirli bir düzeyin üstünde kalmayı amaçlamıştır. Türkiye koşullarını da gözönüne alarak, bu kalite düzeyinin sürdürülmesi için gerekli tüm çaba ve titizlik gösterilecektir. Dergi'ye gelen her makale kesinlikle incelemeden geçirilecek ve bu amaçla mümkün olduğu kadar Türkiye çapında ya da yurtdışında konunun uzmanı hakemler tarafından değerlendirilmesine özen gösterilecektir. İnceleme ve değerlendirme sonuçları hakkında makale yazarlarına bilgi verilecektir.

YAYIN HAKKI

Dergide yayımlanan makalelerin her türlü yayın hakkı Makina Tasarım ve İmalat Derneği'ne aittir. Dergideki yazılar, yazılı izin almadan başka yerde yayımlanamaz ve çoğaltılamaz.

ÇALIŞMA İLKELERİ

Derginin yasal sahibi, MAKİNA TASARIM VE İMALAT (MATİM) DERNEĞİ'dir.

"Dergi Yayın Kurulu" dergi yönetimi ile ilgili organdır. Dergi Yayın Kurulu, MATİM Derneği Yönetim Kurulu tarafından bir yıl süre ile seçilir. Yayın Kurulu derginin yayın ilkelerine uygun yayımı ile yükümlüdür. Yayın Kurulu faaliyetleri konusunda MATİM Derneği Yönetim Kuruluna bilgi verir ve onayını alır.

Journal of
MECHANICAL
DESIGN
AND
PRODUCTION

Journal of Mechanical Design and Production is a periodical, published by the Turkish Mechanical Design and Production Society, METU, Ankara, Turkey. It is one of the society's aims, to publish qualified research and review papers in Turkish. The published papers are strictly refereed to maintain a high scientific and engineering level at international standard.

MAKALE GÖNDERME KOŞULLARI

Makina Tasarım ve İmalat Dergisi'ne yurt içinden ya da yurt dışından isteyen herkes yayımlanmak üzere makale gönderebilir. Gönderilen makalelerin dergi temel amaçlarına uygun ve dergi kapsamı içinde olması ve aşağıdaki makale kabul ilkelerini sağlaması gerekmektedir. Dergi Yayın Kuruluna gelen her makale en az iki hakem tarafından değerlendirilir ve sonuç olumlu ya da olumsuz olsa da, yazarına bildirilir.

Makina Tasarım ve İmalat Dergisinde aşağıdaki makaleler yayımlanabilir.

- Araştırma Makaleleri.
- Uygulama Makaleleri.
- Derleme Makaleleri: Belirli bir konu üzerinde bilimsel ve teknolojik son gelişmeleri zengin bir kaynakçaya dayanarak aktaran ve bunların değerlendirmesini yapacak nitelikte olmalıdır.
- Çeviri Makaleler: Yerli teknoloji ve bilgi birikimine önemli bir katkıda bulunacak nitelikte olmalıdır.
- Kısa Makaleler: Yapılan bir çalışmayı zaman geçirmeden duyuran veya bu dergide yayımlanan bir makaleyi tartışan yazılardır.
- Diğer: Yukarıda tanımlanan içerikte olmayan, ancak üyelerimize faydalı olabilecek, imalat ve teknoloji ile ilgili çalışma ve araştırmaların sunulduğu, firma ve kuruluşların teknik özelliklerinin tanıtıldığı yazılardır.

Hakem değerlendirmesi için makaleler, biri orjinal olmak üzere dört basılmış kopya ile birlikte bir de elektronik kopyası Makina Tasarım ve İmalat Derneği Yayın Kurulu'na bir başvuru formu ile gönderilmelidir. Bu başvuru formu <http://www.me.metu.edu.tr/matim> sayfasından bulunabilir.

Yazarlar, yayımlanma kabulünü takiben makalenin en son halini elektronik ve bir basılmış kopya olarak göndermelidir. Elektronik kopya makalenin basılmış halinin aynısı olmalıdır. Kelime-işlemci olarak Windows işletim sisteminde çalışan MS Word program paketi kullanılmalıdır. Makalenin kaydedildiği disket/CD veya e-mail kullanılan kelime-işlemci paket programı ve sürümü belirtilerek gönderilmelidir.

MAKALE KABUL İLKELERİ

Makaleler içerik ve şekil olarak aşağıda belirtilen biçimde hazırlanmalıdır.

Yazım Dili

Kullanılan dilin olabildiğince basit, anlaşılır ve kesin olmasına özen gösterilmelidir. İleri düzeyde teknik ya da alışılmamış kavramlar kullanmak gerektiğinde, bunlar uygun bir şekilde tanımlanmalı ve yeterince açıklanmalıdır.

Makalenin Yapısı

Makaleler, aşağıda verilen yapıda olacak şekilde hazırlanmalıdır.

- Makalenin adı
- Yazar(lar) ad(lar), ünvanları, bağlı olduğu kuruluş ve kuruluşun bulunduğu il.
- Özet ve anahtar kelimeler
- Makalenin ana kısmı
- Teşekkür (gerekli ise)
- İngilizce başlık, özet ve anahtar kelimeler
- Kaynakça
- Ek(ler) varsa

Makalenin adı, olabildiğince kısa, gereksiz ayrıntıdan arınmış olmalı, ancak gerekli anahtar sözcükleri içermelidir.

Yazarların ad ve soyadları, ünvanları, bağlı olduğu kuruluş ve yazarların kısa özgeçmişleri ile birlikte belirtilmelidir.

Özette sadece sonuçlar değil makalenin tümü çok kısa ve öz şekilde açıklanmalıdır. Özet, makalenin konusu, kapsamı ve sonuçları hakkında fikir verebilmeli, ilgili anahtar sözcük ve deyimleri içermelidir. 100 kelimeyi geçmeyen Türkçe özetin ve anahtar sözcüklerin İngilizcesi de konulmalı ve makale başlığının İngilizcesi de mutlaka yazılmalıdır. Bu konuda istenirse dergi Yayın Kurulu yardımcı olabilir.

Makalenin ana kısmında makalenin amacından söz edildikten sonra bir mantık zinciri içinde sorun tanıtılmalı, çözüm yolları ve diğer bilgiler verilerek sonuçlar ve bunların değerlendirilmesi sunulmalıdır.

Teşekkür kısmında gerekiyorsa kişi, kuruluş ya da firmalara teşekkür edilebilir. Özellikle firma adlarının bu bölümünün dışında başka bir yerde verilmemesine özen gösterilmelidir.

Başlıklar

Gerek makalenin yapısını belirlemek, gerekse uzun bölümlerde düzenli bir bilgi aktarımı sağlamak için üç tür başlık kullanılabilir:

- Ana Başlıklar,
- Ara Başlıklar,
- Alt Başlıklar.

Ana Başlıklar: Bunlar, sıra ile, özet, makalenin ana kısmının bölümleri, teşekkür (varsa), kaynakça, ekler (varsa)'den oluşmaktadır. Ana başlıklar büyük harflerle yazılmalıdır.

Ara Başlıklar: Yalnız birinci harfleri büyük harfle yazılmalıdır.

Alt Başlıklar: Yalnız birinci harfleri büyük harflerle yazılmalı ve hemen başlık sonunda iki nokta üstüste konularak yazıya aynı satırdan devam edilmelidir.

Matematiksel Bağlantılar

Matematiksel bağlantılar, daktilo ile veya elle anlaşılır şekilde açık ve seçik olarak yazılmalı, Türkçe alfabenin dışındaki karakterleri sayfanın sol tarafındaki boşlukta ayrıca ne oldukları yazı ile belirtilmelidir. Üst ve alt harf veya rakamlar belirgin bir şekilde yazılmalıdır. Özellikle daktilo kullanımında "l" (le) harfi ile "1" (bir) sayısının, "O" harfi ile "0" (sıfır) sayısının karıştırılmamasına özen gösterilmelidir. Metin içindeki bağlantılar 1 (bir)'den başlayarak sıra ile numaralandırılmalı ve bu numaralar eşitliğin bulunduğu satırın sağ kenarına parantez "()" içinde verilmelidir.

Şekiller, Çizelgeler ve Resimler

Şekiller, küçültme ve basımda sorun yaratmamak için siyah mürekkep ile, düzgün ve yeterli çizgi kalınlığında aydın veya beyaz bir kağıda çizilmelidir. Her şekil A4 boyutunda ayrı bir sayfada olmalıdır. Şekiller 1 (bir)'den başlayarak ayrıca numaralandırılmalı ve her şeklin altına alt yazılarıyla birlikte yazılmalıdır. Çizelgeler de şekiller gibi, 1 (bir)'den başlayarak ayrıca numaralandırılmalı ve her çizelgenin üstüne başlığıyla birlikte yazılmalıdır.

Resimler parlak sert (yüksek kontrastlı) fotoğraf kağıdına basılmalıdır. Ayrıca şekiller için verilen kurallara uyulmalıdır. Özel koşullarda renkli resim baskısı yapılabilecektir.

Çizelge başlıklarının sadece ilk kelimesinin baş harfi büyük harfle, diğer harfleri ve kelimeler küçük harfle yazılmalıdır. Çizelge başlıkları, ayrıca bir sayfada da sıra ile verilmelidir.

Dip Notu

Dip notu gereken yerlerde bu bir üs numarası 1 ile belirtilmelidir. Buna karşılık gelen dip notu aynı sayfanın altında ara metinle bir çizgi ile ayrılmış olarak verilmelidir.

Kaynakça

Makale içinde gönderme yapılan (atıfta bulunulan) her türlü basılı yayın makalede söz edildiği sırada ve köşeli parantez | | içinde verilmelidir. Dergilerde yayımlanan makaleler, kitaplar, raporlar, tezler, kongre ve sempozyumlarda sunulan makaleler aşağıdaki örneklerde verilen şekilde yazılmalıdır.

- Dergi Makalesi
1. Richie, G.S., Nonlinear Dynamic Characteristics of Finite Journal Bearings, *ASME, J. of Lub. Technology*, 105 (1983) 3, 375-376. Kitap
 2. Shigley, J.E. ve Mitchell, L.P., *Mechanical Engineering Design*, McGraw-Hill Book Company, New York, 1983. Rapor
 3. Arslan, A.V. ve Novoseletsky, L.A., *Mathematical Model to Predict the Dynamic Vertical Wheel/Rail Forces Associated with Low Rail Joint*, AAR Technical Center, Technical Report, No.R-462, October 1980. Kongre Makalesi
 4. Adalı, E. ve Tunalı, F., Bilgisayar Denetimli Tezgaha Geçiş, *1. Ulusal Makina Tasarım ve İmalat Kongresi Bildiri Kitabı*, 287-293, ODTÜ, 1984.

Makalenin Uzunluğu ve Yazımı

Dergide yayımlanacak makaleler 13 makale sayfasını geçmemelidir. Makaleler daktilo ile A4 kağıdının tek yüzüne, iki aralıklı olarak yazılmalı ve sayfa kenarlarında yeteri kadar boşluk bırakılmalıdır. Şekillerin orjinalleri de dahil olmak üzere makale üç kopya gönderilmelidir.

Kabul edilen makaleler dergi için yapılan dizgi ve şekilsel düzenlemeden sonra kontrol için basımdan önce yazarına gönderilir.

Yayımlansın veya yayımlanmasın gönderilen makaleler yazarına geri gönderilmez. Yazılardaki fikir ve görüşler yazarına, çeviriden doğacak sorumluluk ise çevirene aittir.

YAZIŞMALAR

Belirtilmemesi durumunda konuyla ilgili yazışmalar birinci yazarın adresine gönderilir.

1. Örnek dip notu