

MAKİNA TASARIM VE İMALAT DERGİSİ

Cilt: 2

Sayı: 1

Ocak 1988



Makina Mühendisliği Bölümü
ODTÜ - ANKARA

Sahibi

Makina Tasarım ve İmalat Derneği

Sorumlu Yayın Yönetmeni

Hakkı ESKİCİOĞLU

ODTÜ — MATİMAREN

Yayın Kurulu

Hakkı ESKİCİOĞLU

ODTÜ — MATİMAREN

Bilgin KAFTANOĞLU

ODTÜ — MATİMAREN

Cenk ÖZÇELİK

ODTÜ

M. Kemal ÖZGÖREN

ODTÜ — MATİMAREN

Alpan SÜREKCİGİL

ODTÜ

Zafer ŞENALP

ODTÜ

Anıl ÜNAL

ODTÜ

O. Selçuk YAHŞİ

ODTÜ — MATİMAREN

R. Orhan YILDIRIM

ODTÜ — MATİMAREN

Danışma Kurulu

Sümeyir AKÇASU

MPM

Mustafa AKKURT

İTÜ

Alpay ANKARA

ODTÜ

Ekrem BÖLÜKBAŞ

ÇİMSATAŞ

Mustafa DORUK

ODTÜ

Şükrü ER

Işık Mak. San. A.Ş.

Nuh ERGENEMAN

T. Traktör ve Zir. Mak. A.Ş.

Belgin ERKAN

TPAO

Hadi FEKE

T. Şişe ve Cam Fb. A.Ş.

Günay GÜNGEN

MKEK

Macit KARABAY

ODTÜ

Ziya ÖZKAN

BMC San. ve Tic. A.Ş.

Ömer SAATÇIOĞLU

ODTÜ

Arslan SANIR

COŞKUNÖZ A.Ş.

Ergin TANBERK

BİMEL A.Ş.

Lutfullah ULUKAN

İTÜ

Orhan YEŞİN

ODTÜ

Necip YÜKSEL

BORUSAN Holding A.Ş.

Yazışma Adresi

Makina Tasarım ve İmalat Dergisi

Makina Mühendisliği Bölümü

Orta Doğu Teknik Üniversitesi

06531 ANKARA

Telefon

(4) 223 71 00 / Yayın Yönetim : 2587 / Sekreter : 2560

MAKİNA TASARIM VE İMALAT DERGİSİ

Cilt:2 Sayı:1 Ocak 1988

JOURNAL OF
MECHANICAL DESIGN
AND PRODUCTION
Vol:2 No:1 January 1988

Yılda 2 ile 4 Sayı yayın-
lanır.

Telif Hakkı

Makina Tasarım ve İmalat Dergisinde yayınlanan bütün yazıların telif hakkı MAKİNA TASARIM VE İMALAT DER-NEĞİ'nindir. Yayınlanmış yazıların başka bir yerde tekrar yayınlanması, çoğaltılması, yayın kurulundan yazılı izin almak koşulu ile mümkündür. Makalelerdeki görüşlerden doğacak sorumluluk makale yazarına aittir.

Abone Koşulları

Yıllık abone bedeli gerçek kişiler için 12.000 TL, firma ve kuruluşlar için 30.000 TL, öğrenciler için 6.000 TL'dir. Abone olmak için aşağıda verilen banka hesabına abone bedelinin yatırılması ve açık adresiniz ile banka makbuzunun adresimize gönderilmesi yeterlidir.

Reklam Koşulları

Arka kapak içinde belirtilen Reklam İlkelerine uyması koşulu ile, derginin bu amaçla ayrılan sayfaları firmalara tahsis edilebilir. Reklam ücreti, tam sayfa için 300.000 TL'dir. Birden çok sayıda reklam verilmesi durumunda özel indirim uygulanır.

Banka Hesap Numarası

T.İş Bankası
ODTÜ Şubesi ANKARA
Hesap No: 0235339
(Makina Tasarım ve İmalat Dergisi)

İÇİNDEKİLER

ARAŞTIRMA, GELİŞTİRME VE UYGULAMA MAKALELERİ

Tabakalı Bileşik Levhaların Dinamik Analizi İçin Üç Bağlantı Noktalı Bir Melez -Gerilme Elemanı 2
Suha ORAL, Bilgin KAFTANOĞLU

Düşük Dayançlı Çeliklerde Kırılma Tokluğu (JIC) Değerlerinin Bulunması 6
Rafet ARIKAN, Mustafa DORUK

Teknik Kurusürtünmeli Ötektoidaltı Çelik/Çelik Sisteminde Aşınma Dayanımı 14
Yüzey Bölgesi Sertliği ve % C-İlişkisi
A.Halim DEMİRCİ

Tel Çekme İşleminin Bilgisayar Yardımı ile Modelleştirilmesi 18
Cihat AKSOY, Bilgin KAFTANOĞLU

ÖĞRETİM VE EĞİTİM 27

Dizgi : Asuman ERİPEK

Kapak Baskısı :  SANEM MATBAACILIK SAN. TİC. A.Ş.
Baskı : Mühendislik Fakültesi Dekanlık Matbaası
ODTÜ

Tabakalı Bileşik Levhaların Dinamik Analizi İçin Üç Bağlantı Noktalı Bir Melez-Gerilme Elemanı

Suha ORAL

Y.Doç.Dr.

Makina Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
ANKARA

Bilgin KAFTANOĞLU

Prof.Dr.

Makina Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
ANKARA

Bu çalışmada, tabakalı bileşik levhaların dinamik analizi için geliştirilen üç bağlantı noktalı, kayma şekil değiştirmeli, anizoparametrik bir melez-gerilme sonlu eleman tanıtılmaktadır. Eleman, Yang-Norris-Stavsky teorisi kullanılarak formüle edilmiş olup, bütün kalınlık rejimlerinde iyi sonuç vermektedir. Standard melez-gerilme fonksiyoneli Gauss teoremi ile değişik bir forma sokulmuş ve böylelikle kütle matrisi uyumlu olarak elde edilmiştir. Üç bağlantı noktalı, kayma şekil değiştirmeli eğilme elemanlarında ince levhalarda görülen kilitlenme, anizoparametrik interpolasyon fonksiyonları kullanılarak önlenmiştir. Geometrik değişmezlik özelliğine sahip olan elemanda bir adet yapay mekanizma bulunmaktadır.

GİRİŞ

Tabakalı bileşik levhaların analizi için çoğunluğu yer değiştirme modeli olmak üzere çeşitli elemanlar türetilmiştir. Yer değiştirme modeli elemanlarda homojen denge denklemlerinin mutlaka sağlanması gerekmektedir. Ayrıca yer değiştirme modeli elemanlar yüksek interpolasyon dereceleri kullanılmadığı takdirde katı sonuçlar vermektedir. Her ne kadar yer değiştirme modellerinin performansı azaltılmış integrasyon tekniği ile yükseltilebilirse de ince levha limitinde görülen kilitlenme ortadan kalkmaktadır. Dolayısıyla bu çalışmada melez-gerilme modelinin kullanılması uygun görülmüştür.

Literatürde mevcut bulunan melez-gerilme elemanları arasında MLP3K [1] uygulama açısından en elverişli eleman olarak nitelendirilebilir. Bu dörtgen elemanda dört bağlantı noktası olup, tabaka sayısından bağımsız olarak 20 serbestlik derecesi ve 16 gerilme katsayısı vardır. Diğer taraftan, karmaşık sınır ve yüzey geometrilerinde üçgen eleman kullanmanın kolaylığı ve/veya gerekliliği açıktır. Mevcut melez-gerilme elemanları arasında bu ihtiyacı karşılayacak bir elemanın olmaması bu çalışmanın temel nedenini oluşturmuştur. Bu makalede formülasyonu gösterilen eleman, serbestlik dereceleri ve gerilme katsayılarının tabaka sayısından bağımsız olması açısından MLP3K elemanın üç bağlantı noktalı bir versiyonu olarak düşünülebilir. Fakat, bağlantı noktası sayısının dörtten üçe düşmesiyle ortaya çıkan izoparametrik kayma kilitlenmesinin anizoparametrik interpolasyonlar ile önlenmesi ve mevcut elemanda bütün integrasyonların analitik olarak yapıldığı göz önüne alındığında, iki eleman arasında formülasyon açısından önemli farklar olduğu ortaya çıkar.

Aşağıda katılık matrisi ve uyumlu kütle matrisinin formülasyonu açıklanmakta ve sayısal örnekler

kısımında eleman çeşitli değişkenlere göre denenecektir.

FORMÜLASYON

Melez-gerilme fonksiyoneli, tabakalı bileşik levhalar için dinamik rejimde aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\begin{aligned} \ddot{u} = & \sum_{n=1}^N \int_{t_1}^{t_2} \left\{ \int_{A_n} -\frac{1}{2} \{\tau\}^T [S] \{\tau\} dA + \int_{A_n} \{\tau\}^T \{\epsilon\} \right. \\ & - \int_{A_{t_n}} \{\ddot{u}\}^T [\bar{T}] dA \\ & \left. + \int_{A_n} \left[\sum_{\ell=1}^L \int_{h_\ell}^{h_{\ell+1}} \rho_\ell \{\ddot{u}\}^T \{\ddot{u}\} dz \right] dA \right\} dt \quad (1) \end{aligned}$$

Bu ifadede $\{u\}$ yer değiştirme, $\{\ddot{u}\}$ sınır yer değiştirme, $\{\tau\}$ gerilme ve $\{\epsilon\}$ şekil değiştirme vektörleri olup, $[S]$ malzeme matrisidir. A_n , n elemanın alanı, h_ℓ ise ℓ tabakasının alt yüzeyinin levhanın geometrik orta yüzeyine olan vektörel uzaklığıdır. $[\bar{T}]$, dış kuvvetler vektörü olup, mevcut çalışmada sadece doğal frekans analizi yapılacağı için formülasyonun bundan sonraki kısımlarında göz önüne alınmayacaktır. ρ_ℓ , ℓ tabakasının özgül ağırlığıdır. L , n elemanındaki toplam tabaka sayısı, N ise, sonlu eleman örgüsündeki toplam eleman sayısıdır.

Melez-gerilme fonksiyoneli gerilme ve yer değiştirme sahaları için iki bağımsız kabul yapmak gerekir. Hız ve şekil değiştirme sahaları, yer de

tirme sahasının uygun türevleri şeklinde elde edilir. Bu durumda gerilme sahası

$$\{\tau\} = [P]\{\beta\} \quad (2)$$

şeklinde $\{\beta\}$ gerilme katsayıları cinsinden, yer değiştirme sahası ise,

$$\{u\} = [N]\{q\} \quad (3)$$

şeklinde $\{q\}$ serbestlik dereceleri cinsinden seçilebilir. Bu kabuller sonucunda, melez-gerilme fonksiyonelinin gerilme katsayılarına göre birinci değişimi, bu katsayılar ile serbestlik dereceleri arasında aşağıdaki bağıntıyı verir:

$$\{\beta\} = [H]^{-1}[G]\{q\} \quad (4)$$

Burada

$$[H] = \int_{A_n} [P]^T [S] [P] dA$$

ve

$$[G] = \int_{A_n} [P]^T [B] dA \quad (5)$$

olup, $[B]$ matrisi, $[N]$ matrisinin türevi alınarak bulunur ve serbestlik dereceleri ile ön çarpımı, şekil değiştirme vektörünü verir.

Bu bağıntının kullanılması ile eleman katılık ve kütle matrisleri aşağıdaki gibi bulunur:

$$[k] = [G]^T [H]^{-1} [G]$$

$$[m] = \int_{A_n} \left[\sum_{\ell=1}^L \int_{h_\ell}^{h_{\ell+1}} \rho_\ell [N]^T [N] dz \right] dA \quad (6)$$

Melez-gerilme modelinde gerilme sahası homojen denge denklemlerini sağlayacak şekilde seçilir. Bunun yanı sıra, elemanın geometrik değişmezlik özelliğine sahip olması için gerilme sahası tam polinomlar ile ifade edilmelidir. Orta yüzeyi xy -düzleminde olan bir levha için aşağıdaki gerilme fonksiyonları her iki şartı da sağlamaktadır:

$$N_{xx} = \beta_1 + \beta_2 x + \beta_3 y$$

$$N_{yy} = \beta_4 + \beta_5 x + \beta_6 y$$

$$N_{xy} = \beta_7 - \beta_8 x - \beta_2 y$$

$$M_{xx} = \beta_8 + \beta_9 x + \beta_{10} y \quad (7)$$

$$M_{yy} = \beta_{11} + \beta_{12} x + \beta_{13} y$$

$$M_{xy} = \beta_{14} + \beta_{15} x + \beta_{16} y$$

$$Q_{xz} = \beta_9 + \beta_{16}$$

$$Q_{yz} = \beta_{13} + \beta_{15}$$

Yang-Norris-Stovsky teorisine göre yer değiştirmelerin kalınlık boyunca dağılımı aşağıdaki gibi olmalıdır [2]:

$$U(x,y,z,t) = u(x,y,t) + z\phi(x,y,t)$$

$$V(x,y,z,t) = v(x,y,t) + z\theta(x,y,t) \quad (8)$$

$$W(x,y,z,t) = w(x,y,t)$$

Burada U, V, W sırasıyla x, y, z yönlerindeki yer değiştirmeler olup, u, v, w orta yüzey yer değiştirmeleri, ϕ ve θ ise, x ve y eksenleri etrafındaki normal dönmelerdir. Normal dönmeler, orta yüzey yer değiştirmelerinden bağımsızdır. Dolayısıyla geliştirilen eleman C^0 devamlılık tipi olup u, v, w, ϕ ve θ , bağlantı noktalarındaki serbestlik dereceleri.

İzoparametrik interpolasyon fonksiyonları kayma kilitlenmesine neden olduğundan, yer değiştirme sahasının kabulünde anizoparametrik fonksiyonlar kullanılmıştır [3]. Bu fonksiyonların kullanılması sonucu ortaya çıkan orta-kenar bağlantı noktaları, kenarlar boyunca sabit kayma açısı kabulü ile ortadan kaldırılmıştır. Buna göre yer değiştirme sahası aşağıdaki gibi gösterilebilir:

$$s = \xi_i s_i \quad (s = u, v, \theta, \phi)$$

$$w = \xi_i w_i + \frac{1}{2}(b_k \xi_i \xi_j - b_j \xi_i \xi_k) \theta_i + \frac{1}{2}(a_j \xi_i \xi_k - a_k \xi_i \xi_j) \phi_i \quad (9)$$

$$(i=1,2,3; j=2,3,1; k=3,1,2)$$

Yukardaki bağıntılarda ξ_i üçgen alan koordinatları olup a_i ve b_i aşağıdaki gibi tanımlanabilir:

$$a_i = x_k - x_j \quad (i=1,2,3; j=2,3,1; k=3,1,2) \quad (10)$$

$$b_i = y_j - y_k$$

Levha şekil değiştirmeleri (9) bağıntılarının türevleri alınarak bulunur ve $[B]$ matrisi oluşturulur. Malzeme matrisi $[S]$ ise, her tabakanın elastik özellikleri, fiber açıları ve kalınlıklarına bağlı olarak levha için hesaplanır [4].

SAYISAL ÖRNEKLER

Bu kısımda geliştirilen elemanın dinamik davranışı çeşitli kalınlık rejimlerinde ve fiber açılarında denenmektedir. Mevcut elemanın 6×6 örgüsü ile elde edilen sonuçlar Reddy [5] tarafından geliştirilen 8 bağlantı noktalı kayma şekil değiştirmeli dikdörtgen yer değiştirme modeli eleman ile alınan sonuçlarla karşılaştırılmaktadır.

Basit mesnetli ($45^\circ/-45^\circ/-45^\circ/45^\circ$) simetrik dizilimli kare levhaların temel doğal frekansları: Bu problemde her tabakası eşit kalınlıkta basit mesnetli kare bir simetrik bileşik levhanın temel frekansı çeşitli kalınlık rejimleri için hesaplanmaktadır. Her tabakanın elastik özellikleri aynı olup, aşağıdaki gibidir:

$$E_{11}/E_{22} = 25$$

$$G_{12}/E_{22} = 0.5$$

$$G_{23}/E_{22} = 0.2$$

$$G_{31} = G_{12}$$

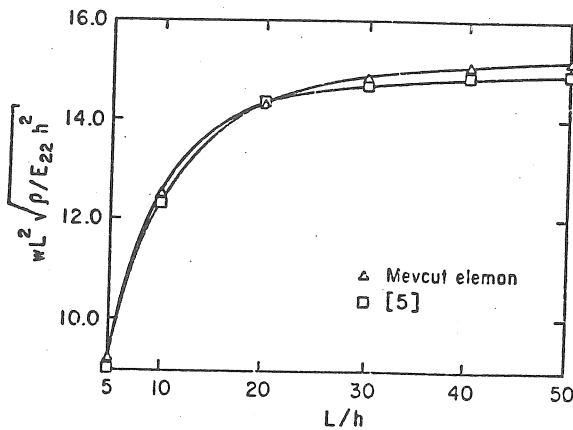
$$\nu_{12} = 0.25$$

Kayma düzeltme faktörü 5/6 olarak alınmıştır. Çizelge 1'de çeşitli kalınlık/kenar oranları için hesaplanan boyutsuz temel frekanslar verilmektedir. Şekil 1'de ise, hesaplanan sonuçlar Reddy'nin çözümleri ile birlikte gösterilmektedir.

Çizelge 1 Basit mesnetli ($45^\circ/-45^\circ/-45^\circ/45^\circ$) kare bileşik levhaların temel doğal frekansları

L/h	5	10	20	30	40
λ	9.235	12.542	14.352	14.852	15.064

50
15.174



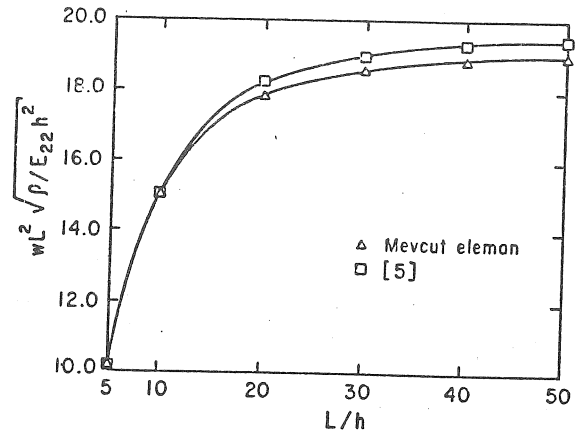
Şekil 1 L/h kalınlık/kenar uzunluğu oranının basit mesnetli bir simetrik bileşik levhanın temel doğal frekansı üzerindeki etkisi

Basit mesnetli ($45^\circ/-45^\circ/45^\circ/-45^\circ$) anti-simetrik diziliimli kare levhaların temel doğal frekansları: Bu örnek dengelenmiş ve dengelenmemiş bileşik levhaların dinamik davranışları arasındaki farkı incelemek açısından seçilmiştir. Malzeme özellikleri ve tabaka dizilimi dışında diğer geometrik özellikler bir önceki problem ile aynıdır. Mevcut eleman ile hesaplanan değerler Çizelge 2'de verilmekte, Reddy tarafından bulunan sonuçlar ile karşılaştırma ise, Şekil 2'de gösterilmektedir.

Çizelge 2 Basit mesnetli ($45^\circ/-45^\circ/45^\circ/-45^\circ$) kare bileşik levhaların temel doğal frekansları

L/h	5	10	20	30	40
λ	10.235	15.024	17.840	18.566	18.843

50
18.976



Şekil 2 L/h kalınlık/kenar uzunluğu oranının basit mesnetli bir antisimetrik bileşik levhanın temel doğal frekansı üzerindeki etkisi

Basit mesnetli ($\alpha/-\alpha/\alpha/-\alpha$) anti-simetrik diziliimli kare levhaların temel doğal frekansları: Bu örnekte anti-simetrik bileşik levhaların temel doğal frekanslarının fiber açılarına göre değişimi incelenmiştir. L/h oranı bütün fiber açıları için 10 olarak alınmıştır. Her tabakanın kalınlığı ve malzeme özellikleri aynı olup, malzeme özellikleri aşağıda gösterildiği gibidir:

$$E_{11}/E_{22} = 40$$

$$G_{12}/E_{22} = 0.6$$

$$G_{23}/E_{22} = 0.5$$

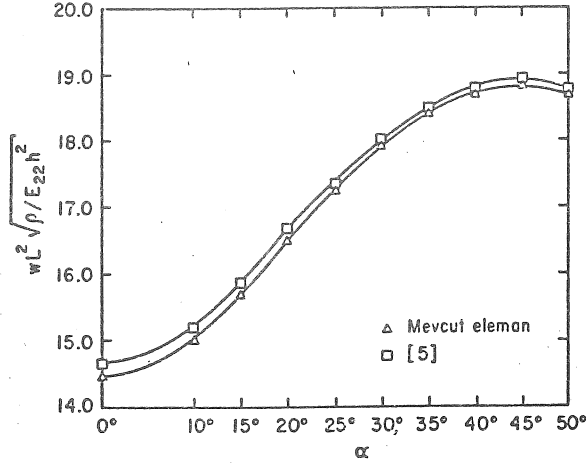
$$G_{31} = G_{12}$$

$$\nu_{12} = 0.25$$

Kayma düzeltme faktörü 5/6 olarak alınmıştır. Çizelge 3'de çeşitli α açılarında mevcut eleman ile hesaplanan değerler verilmektedir. Bu değerler Şekil 3'de Reddy tarafından hesaplanan frekanslar ile karşılaştırılmaktadır.

Çizelge 3 Basit mesnetli ($\alpha/-\alpha/\alpha/-\alpha$) kare bileşik levhaların temel doğal frekansları

α	5°	10°	15°	20°	25°
λ	14.490	15.005	15.699	16.501	17.268
	30°	35°	40°	45°	50°
	17.916	18.402	18.705	18.809	18.705



Şekil 3 Fiber açılarının basit mesnetli bir antisimetrik bileşik levhanın temel doğal frekansı üzerindeki etkisi

SONUÇ

Bileşik levhaların dinamik analizi için 15 serbestlik dereceli, C° devamlılık tipi, kayma şekil değiştirmeli bir melez-gerilme modeli geliştirilmiştir. Eleman kilitlenmemekte ve geometrik değişmezlik özelliğine sahip bulunmaktadır. Sayısal çözümlerde elemanın yüksek hassasiyete ulaştığı görülmüştür. Eleman, serbestlik derecelerinin basitliği ve üçgen olması dolayısıyla her türlü levha ve katlanmış levha probleminde kolaylıkla kullanılabilir.

A THREE-NODE HYBRID STRESS ELEMENT FOR THE DYNAMIC ANALYSIS OF LAMINATED COMPOSITE PLATES

In this study, a three-node shear-flexible anisoparametric hybrid-stress element is developed for the dynamic analysis of multi-layered composite plates. The element is based on the Yang-Norris-Stavsky theory and can be used in all thickness regimes. The standard form of the hybrid-stress functional is modified by the Gauss theorem so as to obtain the element mass matrix consistently. The shear locking found in three-node shear flexible bending elements is alleviated by using anisoparametric interpolation functions. The element is invariant but has one spurious zero energy mode.

KAYNAKÇA

1. Spilker, R.L., Chou, S.C. and Orringer, O., "Alternate Hybrid-Stress Elements for Analysis of Multilayer Composite Plate", *J. Compos. Mater.*, 11 (1977), 51-70.
2. Yang, P.C., Norris, C.H. and Stavsky, Y., "Elastic Wave Propagation in Heterogeneous Plates", *Int. J. Solids Struct.*, 2 (1966), 665-684.
3. Tessler, A. and Hughes, T.J.R., "A Three-Node Mindlin Plate Element with Improved Transverse Shear", *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, 50 (1985), 71-101.
4. Oral, S. ve Kaftanoğlu, B., "Tabakalı Bileşik Levhaların Analizi İçin Bir Sonlu Eleman Yöntemi", 2. Ulusal Makina Tasarım ve İmalat Kongresi, Bildiri Kitabı, 443-454, ODTÜ, 1986.
5. Reddy, J.N., "A Penalty Plate Bending Element for the Analysis of Laminated anisotropic Composite Plates", *Int. J. Numer. Methods Eng.*, 15 (1980), 1187-1206.

Düşük Dayançlı Çeliklerde Kırılma Tokluğu (JIC) Değerlerinin Bulunması

Rafet ARIKAN

Makina Mühendisliği Bölümü
Gazi Üniversitesi
Ankara

Mustafa DORUK

Prof.Dr.
Makina Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Ankara

Bu çalışmada, düşük dayançlı bir çelikten alınan ön çatlaklı numuneler ile, -80 ile 70°C sıcaklık aralığında, üç noktalı, yavaş eğme deneyleri yapılmıştır. Komplians, analitik ve eşdeğer enerji metotları ile J-entegrali bulunmuş ve 0.95 P_{mak} olarak alınan kritik yüke uygun, çatlama tokluğu (J_{IC}) değerlerinin çatlak uzunluklarında sıcaklık ile değişimi gösterilmiştir.

Deneilerin gerçekleştirildiği tüm sıcaklıklarda, analitik metotla bulunan J_{IC}-değerlerinin en büyük ve eşdeğer enerji metodu ile bulunanların ise en küçük olduğu görülmüştür. Kırık yüzeylerin tarama elektron mikroskobu ile incelenmelerinden J_{IC}-değerlerinin, kırılmanın oluşum tarzına bağlı olduğu ve sıcaklık ile sünek-kırılgan dönüşüm gösterdiği gözlenmiştir.

GİRİŞ

Kırılma olgusuna dayalı tasarımın en temel koşullarından biri, kırılma tokluğu olarak tanımlanan malzeme özelliğinin bilinmesidir. Çatlak ucunda oluşan plastik bölgenin çatlak uzunluğu ve parça boyutlarına göre çok küçük olduğu yüksek dayançlı malzemelerde kırılma tokluğunun saptanması doğrusal elastik kırılma mekaniği yaklaşımına dayalı olarak gerçekleştirilir. Ölçülen kırılma tokluğu (K_{IC}) ile hesaplanan $2.5(K_{IC}/\sigma_y)^2$ değerinin çatlak uzunluğu ve çatlak ilerleme yönünde ölçülen yük taşıyıcı kesit genişliğinden daha küçük olduğu durumlarda, bulunan değer düzlemsel gerilim kırılma tokluğu (plane strain fracture toughness) (K_{IC}) olarak kabul edilir.

Azalan malzeme dayanç seviyesine paralel olarak, çatlak ucunda yer alan plastik bölgede büyüme görülür. Açık ki, bu durumda doğrusal elastik kırılma mekaniği geçerli sayılamayacak sonuçlar verecektir. Diğer bir deyişle, bir doğrusal kırılma mekaniği parametresi olan gerilim şiddet faktörü (K) çatlak ucundaki gerilim dağılımını tanımlamaktan uzaktır. O halde, dayanç düzeyi düşük malzemelerde kırılma tokluğunun doğrusal elastik kırılma mekaniği dışındaki bazı yöntemlerle saptanması gerekecektir. Bunların dayalı olduğu temel yaklaşım elastik-plastik kırılma mekaniği olarak tanınmaktadır.

Öncelikle hacim merkezli kübik kristal yapıya sahip düşük dayançlı malzemelerde göz önünde tutulması gereken diğer bir olgu, azalan sıcaklıkla kırılma tavrında meydana gelen ani değişimdir. Düşük ve kısmen de orta dayanç seviyesindeki çeliklerden yakinen tanıdığımız bu tavrı sünek-kırılgan dönüşümü olarak adlandırılır. Tasarımcı, bir yandan güvenilir kırılma tokluğu değerleri ile çalışırken, bir yandan da, sünek-kırılgan dönüşüm sıcaklığının yeterince uzağında kalmayı amaçlamak zorundadır.

Yukarıdaki tanıma uygun düşük dayançlı malze-

melerde kırılma tokluğu sıcaklıkla ani değişerek sünek-kırılgan dönüşümü yansıtır. Bu nedenle, tokluğun sıcaklığa bağlı olarak saptanması büyük önem taşır. Bu çalışmanın amacı, elastik-plastik tavrı gösteren malzemelerde kırılma tokluğunun bulunması için izlenebilir yaklaşımları tartışmak ve bunların verdiği sonuçları kendi aralarında kıyaslayarak değerlendirmektir.

ELASTİK-PLASTİK KIRILMA MEKANİĞİ YAKLAŞIMLARI

Elastik-plastik kırılma mekaniği parametreleri arasında en yaygın kullanımı Rice [1] tarafından geliştirilen J-entegralidir. Aynı amaçla uygulanabilir diğer yaklaşımlar çatlak ucu açınımlı ve eşdeğer enerji metodu olarak tanımlanırlar. Bunların hepsinde kırılma tokluğunun bulunması için çatlak büyüme başladığı kritik yükün (P_c) yük-sehim eğrilerinden belirlenmesi gerekir. Kritik yük yerine maksimum yükün kullanılması özellikle elastik-plastik kırılma mekaniğinin geliştirilmesinde uygun değildir. Bunun nedeni, çatlak genellikle maksimum yüke ulaşmadan önce parça içinde yayılmaya başlamasıdır.

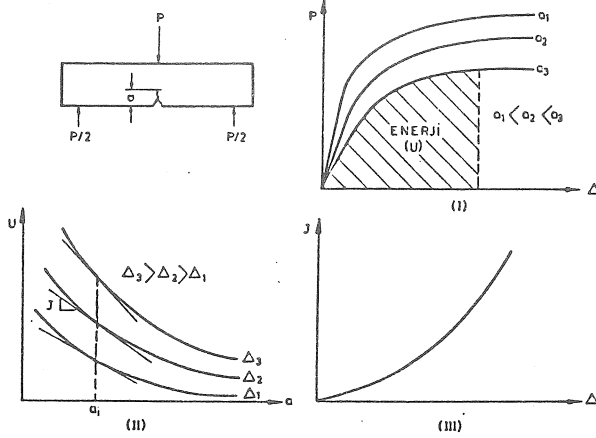
J-entegralinin saptanmasında aşağıdaki tanımdan hareket edilir:

$$J = - \frac{1}{B} \frac{dU}{da} \Big|_{\Delta=\text{sabit}} \quad (1)$$

Burada, U yük-sehim eğrisi altındaki enerji, a çatlak uzunluğu, B parça veya numunenin kalınlığı ve Δ sehimi gösterir. Begley ve Landes [2,3] farklı çatlak uzunluklarında numuneler kullanarak J-entegralini

$$J = - \frac{1}{B} \frac{U(a+\Delta a) - U(a)}{\Delta a} \quad (2)$$

olarak saptamışlardır. Denklem 1'deki temel tanım uyarınca bilinmesi gereken, çatlağın Δa kadar büyümesi sonucu sistemden boşalan enerji miktarıdır. Bu ise, Denklem 2'de görüldüğü gibi, çatlak uzunlukları a ve $a+\Delta a$ olan iki numunenin deformasyon enerjileri arasındaki farktan ibarettir. Begley ve Landes'in kompliance benzeyen bu metodunda, çatlak uzunlukları farklı çok sayıda numunenin eşit koşullar altında test edilmesi gereklidir (Şekil 1).

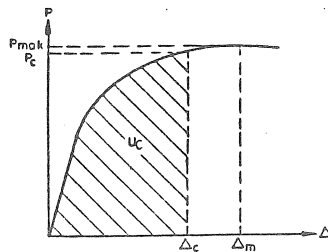


Şekil 1 J-entegralinin compliance metodu ile değerlendirilmesi

Eğme deformasyonuna göre tasarlanmış numuneler (eğme ve kompakt çekme numuneleri) kullanarak, Rice ve diğerleri [4] tek bir numune ile J-entegralinin aşağıdaki formülden hesaplanabileceğini göstermişlerdir:

$$J = \frac{2U}{B(W-a)} \quad (3)$$

Burada, U çatlaklı numune üzerinde yapılan toplam iş, W ise numune genişliğidir. U , sehime bağlı olarak yük-sehim eğrisinden değerlendirilerek Denklem 3' de yerine konulur. Böylece, J-entegrali sehimin bir fonksiyonu olarak saptanabilir. Çatlak başlangıcındaki tokluğun (J_{IC}) hesaplanmasında ise, yük-sehim eğrisinde kritik yüke (P_c) uyan enerji (U_c) kullanılmalıdır (Şekil 2). J_{IC} 'nin Denklem 3'den bulunması, yazının bundan sonraki bölümünde analitik metot olarak adlandırılacaktır.

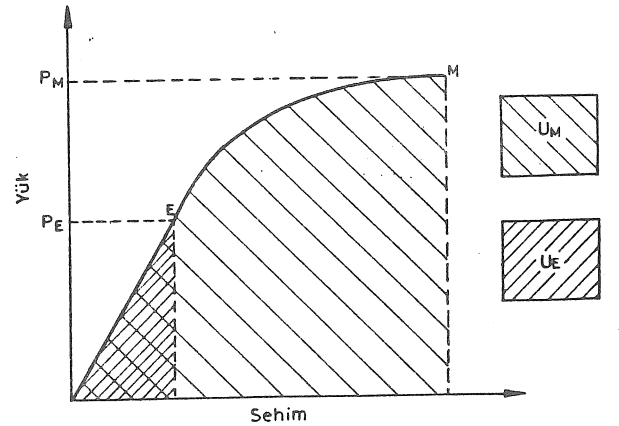


Şekil 2 Yük-sehim eğrisi ve çatlak büyümesinin başladığı kritik yüke uyan enerjinin değerlendirilmesi

Elastik-plastik malzemelerde kırılma tokluğunun ölçülmesi için kullanılabilir yaklaşımlara bir seçenek de, Witt ve Mager [5,6] tarafından geliştirilen eş-değer enerji metodu'dur. Eşdeğer enerji metodunun bazı değişikliklerle düzlemsel gerinim kırılma tokluğu testi için uygun olmayan numunelere bile uygulanabileceği ve böylece kırılma tokluğunun ölçülmesinde kullanılabileceği önerilmiştir [7]. ASTM E 399 (veya BS DD3)'da tariflenen test yöntemine göre bulunan yük-sehim eğrisinde M maksimum yükü, E ise eğrinin doğrusal kısmı üzerinde herhangi bir noktayı göstermektedir. Buna göre, kırılan numune yüzeyi incelendiğinde yavaş çatlak büyümesine ilişkin bir kanıt yoksa kırılma tokluğu aşağıdaki ifadede hesaplanır:

$$K_{IC} = \frac{P_E}{B\sqrt{W}} Y(a/W) \sqrt{\frac{U_M}{U_E}} \quad (4)$$

Burada, U_E ve U_M Şekil 3'de verilen eğrinin E ve M noktalarına uygun şekil değiştirme enerjisini gösterir. $Y(a/W)$ ise ASTM E 399 veya BS DD3'de verilen numune kompliance'sıdır. Yavaş çatlak büyümesine ilişkin bir kanıt rastlanması halinde, M noktası maksimum yük yerine yavaş çatlak büyümesinin meydana geldiği yük olarak alınmalıdır.



Şekil 3 Eşdeğer enerji metodunun girdileri U_E ve U_M enerjilerinin yük-sehim eğrisinden bulunmaları

Bu çalışmada, -80° ile 70°C arasında çeşitli sıcaklıklarda üç noktalı eğme numuneleri test edilerek elastik-plastik kırılma davranışı için

- kompliance
- analitik
- eşdeğer enerji

metodunun verdiği sonuçlar karşılaştırmalı olarak tartışılmaktadır. Her üç yaklaşımda da, çatlak büyümesinin başladığı yük olarak $P_c = 0.95 P_{max}$ alınmıştır.

DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Malzeme ve Numuneler

Deneylerde, gemi yapımında kullanılan ABC Gr. A 3701 tanımla, 25 mm kalınlığında sıcak haddelemiş çelik levha kullanılmıştır. Bu çelik % 0.22 C, % 0.70 Mn, % 0.05 Si, % 0.02 P, % 0.03 S ve % 0.20 Cu içerir. 875°C sıcaklıkta 1 saat tavlandıktan sonra, çeliğin çeşitli sıcaklıklarda ölçülen mekanik özellikleri Çizelge 1'de verilmiştir.

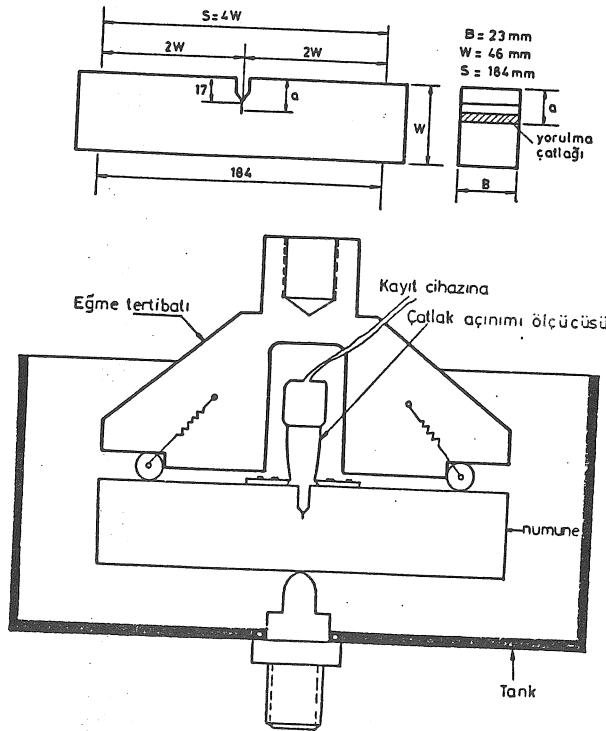
Çizelge 1 Deney Malzemesinin Çeşitli Sıcaklıklarda Ölçülen Mekanik Özellikleri

Akma gerilimi, MPa	284.5	253.6	352.2	292.0	312.0
Çekme dayanımı, MPa	427.3	428.1	483.8	487.5	512.4
Kopma gerilimi, MPa	363.0	344.8	376.0	384.9	428.8
Kopma uzaması, %	33.4	30.3	29.6	28.9	28.5
Kopma alan küçülmesi, %	57.5	55.7	54.7	53.7	52.3
Elastik modülü, MPa	146100	147000	148000	149600	164000

332.6	408.2	OZELLİK	70	25	0	-20	-40	-60	-80
523.0	578.8								
427.0	522.0								
26.6	25.6								
48.0	45.7								
176800	182900								

Deney Sıcaklığı, °C

Deneylerde kullanılan numunelerin boyutları ile üç destekli eğme deney düzeneği Şekil 4'de görülmektedir. Numunelerin uzun eksenini hadde yönünde, çentik eksenini ise levhanın kalınlık yönünde seçilmiştir. Numuneler yorulma yükü uygulayarak ön çatlamaya tabi tutulmuş ve 17, 20, 23 ve 26 mm derinliğe kadar ön çatlakların oluşması sağlanmıştır.



Şekil 4 Deneylerde kullanılan numunelerin boyutları (a) ve üç noktalı eğme deney düzeneği (b)

Deneylerin Yapılışı

Yavaş eğme deneyleri üç destekli eğme tertibatı kullanılarak Instron Model 1125 test makinasında yapılmıştır. Oda sıcaklığının (25°C) altındaki deney sıcaklıkları, etil alkol içine sıvı azot verilerek elde edilmiştir. 70°C ise, sıcaklığı bir termostatlara kontrol edilen yağ banyo kullanarak gerçekleştirilmiştir. Numunelerin ön çatlatımı MTS Model 810 test makinasında yapılmıştır. Önce 2000 kg yük ile başlamış ve çatlak ilerlemeye başladıktan sonra yük 1000 kg'a düşürülerek çatlak yavaş ilerlemesi sağlanmıştır. Yorulma sırasında çatlak ilerlemesini izlemek için numunenin her iki yüzeyi parlatılmış ve 0.5 mm aralıklı çizgiler çizilmiştir. Çatlak ilerlemesi milimetrik taksimatlı büyüteçle izlenmiştir. Deneylerden sonra çatlak yeniden yorulma ile büyütülmüş ve numune iki parçaya ayrıldıktan sonra kırık yüzeyler üzerinde çatlak uzunluğu hassas bir şekilde ölçülmüştür.

Ön çatlaklı numunelerde uygulanan üç noktalı eğme deneylerinde çapraz başlık hızı 0.5 mm/dak olarak sabit tutulmuştur. Yüklemeden önce numuneler, sıcaklığı kontrol edilen ortam içinde 30 dakika tutulmuştur. Sıcaklığın ölçülmesi için çatlak ucuna yakın bir konuma yerleştirilen bakır-konstantan termo elemanından yararlanılmıştır. Deney sırasında yük-sehim (çapraz başlığın aldığı yol) (P-Δ) ve çatlak ağzı açınımlı-zaman eğrileri (V-t) elde edilmiştir. Yükleme, maksimum yüke ulaşıncaya kadar devam etmiştir.

Deneyler 70, 25, 0, -20, -40, -60 ve -80°C sıcaklıklarda yapılmıştır. Her bir çatlak uzunluğu için birer tane olmak üzere her sıcaklıkta 4 adet numune test edilmiştir.

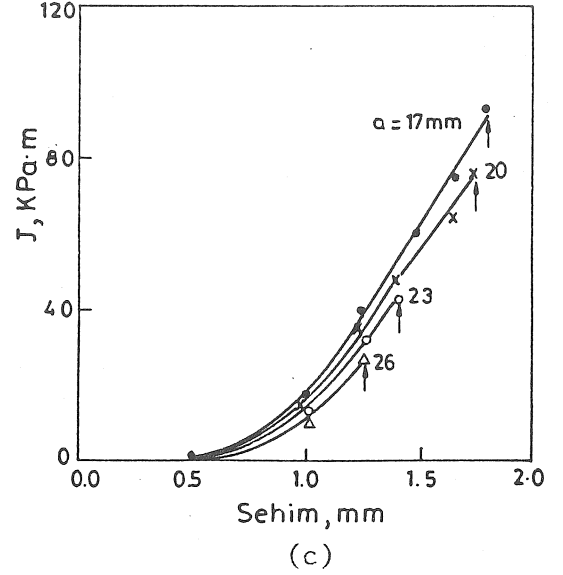
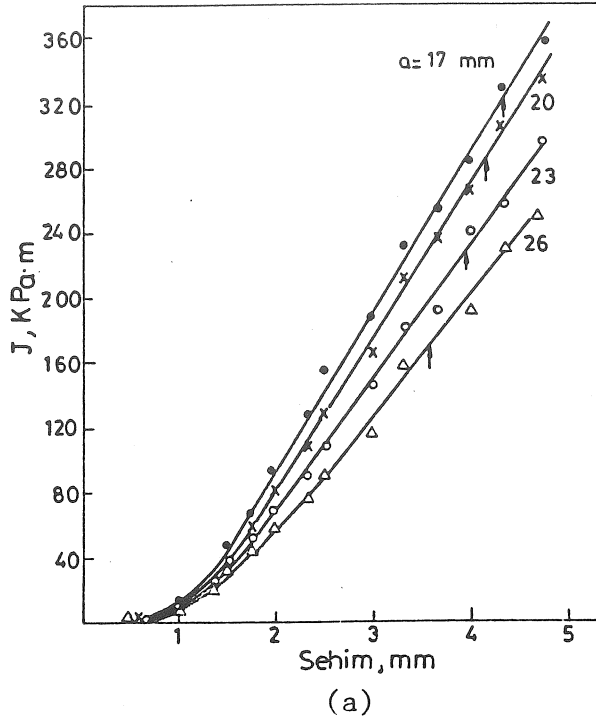
Yükleme sırasında meydana gelen çatlak büyümesi (Δa), yüzeyin pürüzlü ve mat oluşu ile parlak ve oldukça pürüzsüz olan yorulma ön ve son çatlama bölgelerinden kolayca ayırdedilebilmektedir. Çatlak ilerlemesinin en fazla olduğu yer numune kalınlığının orta kısmıdır.

DENEY SONUÇLARI

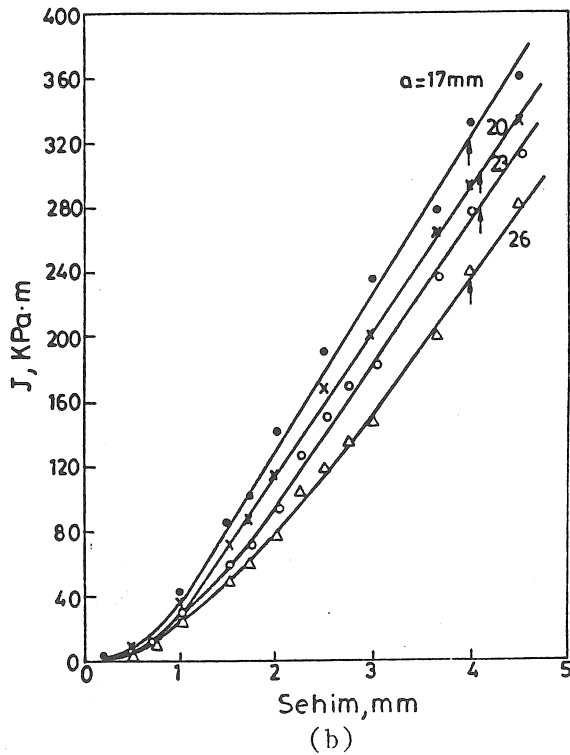
J-Entegralinin Bulunması

J-entegralinin değerlendirilmesinde kullanılan yaklaşımlardan ilki Begley ve Landes [2] tarafından önerilen kompiyans metodudur. Bu tür değerlendirmenin ilk basamağı yük-sehim (P-Δ) eğrilerinden enerji-çatlak uzunluğu (U-a) ilişkilerini türetmektir. J-entegrali bu eğrilerin eğiminden, herhangi bir çatlak uzunluğu için ve Δ'nın bir fonksiyonu olarak bulunmuştur (Denklemler 1). Çeşitli sıcaklıklarda elde edilen J-Δ eğrilerinden üç örnek Şekil 5'de görülmektedir.

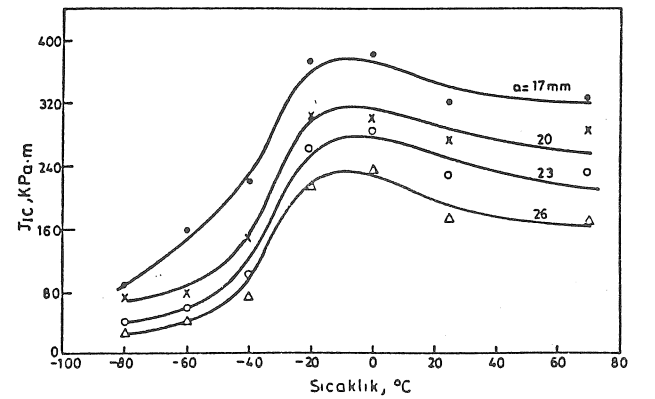
Çatlakın büyümeye başladığı kritik J-değerinin (J_{IC}) bulunması için önce kritik sehim (Δ_c) belirlenmiştir. Bu ise kritik yüke, yani maksimum yükün % 95'ine uyan değer olarak kabul edilmiştir. J_{IC}, Δ_c'e ilişkin verileri J-Δ eğrilerinde yerine koyarak bulunmuş ve kullanılan numune boyutlarında düzensel gerinim durumuna çok yaklaşıldığı için bu



Şekil 5 Ön çatlaklı numunelerin yavaş yüklenmesi ile elde edilen J- Δ eğrilerinden örnekler: a) 70°C, b) 0°C ve c) -80°C için

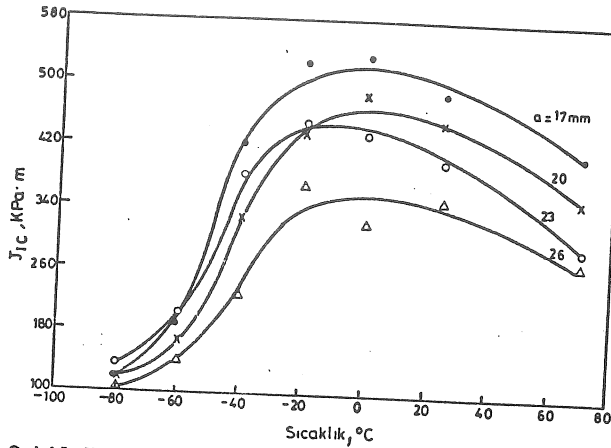


değerler J_{IC} olarak ifade edilmişlerdir. -60 ve -80°C sıcaklıklarda yapılan deneylerde numunelerin genel akma sınırına çok yakın yerlerde kırılma tarzda koptukları görülmüştür. Bu numunelerin kırık yüzeylerinde tarama elektron mikroskobu ile yapılan incelemelerde, yavaş (kararlı) çatlak büyümesine rastlanmamıştır. Bu nedenle, kritik yük olarak doğrudan kırılma yükü alınarak J_{IC} değerlendirilmiştir. Komplians metodu ile bulunan J_{IC} değerlerinin, çeşitli çatlak uzunluklarında, sıcaklık ile değişimi Şekil 6'da verilmektedir.



Şekil 6 Komplians metodu ile bulunan J_{IC} -değerlerinin çeşitli çatlak uzunluklarında sıcaklık ile değişimi

Komplians metoduna seçenек olarak, bu çalışmada, J_{IC} 'nin değerlendirilmesi için Denklem 3 ve 4' den yararlanılmıştır. Kritik yüke uyan enerjiyi (U_C) kullanarak, önce, Denklem 3'den J_{IC} -değerleri hesaplanmış ve Şekil 7'de, çeşitli

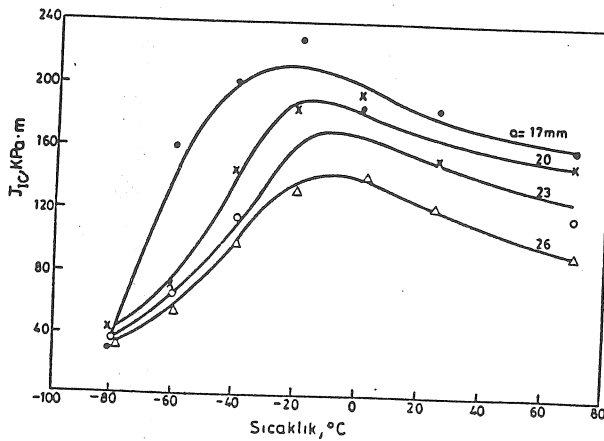


Şekil 7 Analitik metotla (Denklem 3) hesaplanan J_{IC} -değerlerinin çeşitli çatlak uzunluklarında sıcaklık ile değişmesi

çatlak uzunlukları için sıcaklığa bağlı olarak gösterilmiştir. Denklem 4'ün uygulanmasında ise yavaş çatlak büyümesinin görülmeyen -80 ve 60°C sıcaklıklar için yük-sehim eğrisinin altındaki toplam alana eşdeğer enerji U_M olarak alınmıştır. Yavaş çatlak büyümesinin tarama elektron mikroskobu altında görülebildiği diğer sıcaklıklar için ise, U_M yerine U_C kullanarak K_{IC} -değerleri hesaplanmıştır. K_{IC} -değerleri

$$J_{IC} = \frac{K_{IC}^2 (1-\gamma^2)}{E}$$

denklemleri yardımı ile J_{IC} -değerlerine dönüştürülmüş ve çeşitli çatlak uzunluklarında, sıcaklığa bağlı olarak Şekil 8'de verilmiştir. Yukarıdaki ifade, E deney sıcaklığında malzemenin elastik modülünü ve γ 'de poisson oranını göstermektedir.



Şekil 8 Eşdeğer enerji metodundan (Denklem 4) hesaplanan J_{IC} -değerlerinin çeşitli çatlak uzunluklarında sıcaklık ile değişmesi

Ayrıca, çeşitli sıcaklıklarda yapılan deneylerden elde edilen kırık yüzeylerin tarama elektron mikroskobunda çekilen fotoğrafları Şekil 9'da görülmektedir.

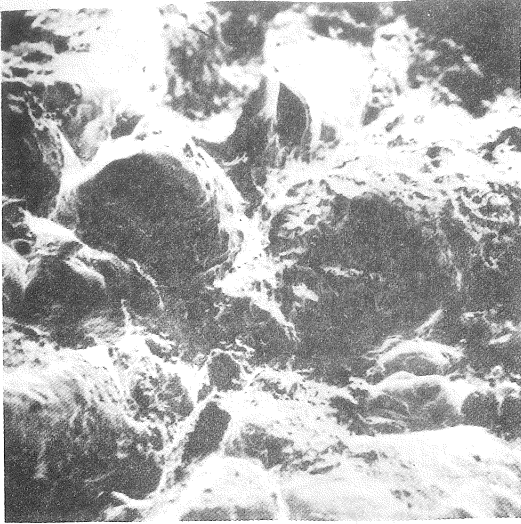
SONUÇLARIN TARTIŞILMASI

J_{IC} -sıcaklık eğrileri ile kırık yüzey fotoğrafları birlikte incelendiğinde 0°C ve üstündeki sıcaklıklarda çatlakların sünek tarzda büyümeye başladığı görülmür. Büyüme sırasında çatlakların önünde bir dizi mikroboşluklar oluşur. Yüksek deney sıcaklıklarında (25 ve 70°C) boşluk çaplarının büyüdüğü görülür. Bu bölge üst dönüşüm sıcaklık alanı olarak tanımlanabilir. Buna karşılık -60 ve -80°C sıcaklıklarda çatlakların kırılğan tarzda büyümeye başladığı ve aynı mekanizma ile yayılarak ayrılma (klivaj) türü kırılmaya neden olduğu gözlenmektedir. Bu ikinci bölge ise alt dönüşüm sıcak alanı olarak kabul edilebilir. Bu iki bölge bir dönüşüm sıcaklık aralığı ile birbirine bağlanır. Nitekim -40 ve -20°C sıcaklıklarda çatlak sünek tarzda büyümeye başlamakta, ancak, malzeme içindeki yayılması kırılğan tarzda oluşmaktadır.

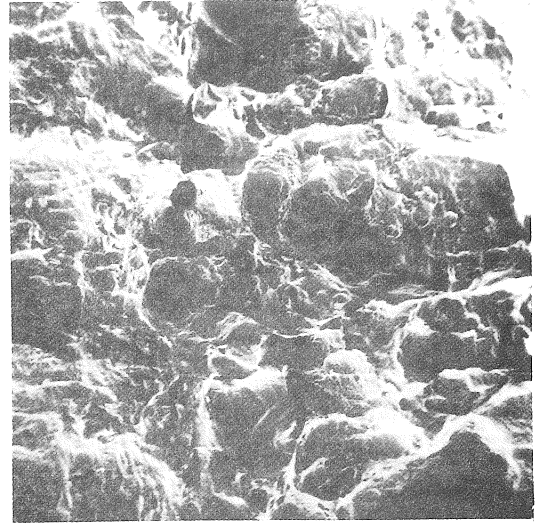
Farklı yaklaşımlarla elde edilen kırılma tokluğu değerlerinin mukayesesine geçmeden önce kırılmanın mekanizmasına ilişkin bazı gözlemlere açıklık getirmekte yarar vardır. 0°C ve üstündeki sıcaklıklarda, kırık yüzeyler giderek artan miktarda sünek görünüm vermektedirler (Şekil 9a). Bu çatlak ucundaki deformasyonun artmasının bir sonucudur. Özellikle plastik şekil değiştirmenin tüm kesite yayıldığı genel akma durumundan sonra, numunenin makroskopik şekil değiştirmesi giderek etkinleşen düzlemsel gerilim durumu tarafından kontrol edilir [8]. Bu gelişme, bir yandan çatlak ucundaki plastik bölgenin büyümesine ve diğer yandan da numune üzerinde gözlenen sehimin büyük ölçüde artmasına neden olur. O halde, bu bölgede yükte küçük bir artış J-değerinde önemli bir yükselmeyi beraberinde getirecektir.

Çatlak büyümesinin sünek bir tarzda olduğu durumlarda önce çatlak önünde iç boşluklar oluşmakta ve bunlar daha sonra birbirleriyle ve ana çatlakla birleşmektedir. Çatlak önünde boşlukların oluşması ve büyümesi üç eksenli gerilme durumunun etkinliğini giderek kaybetmesinin bir sonucudur. Kırık yüzeylerin incelenmesinden de açıkça görüldüğü gibi, sünek tarzda kararlı çatlak büyümesi düzlemsel gerilim durumunun ağırlıkta olduğu numune yüzeylerine yakın yerlerde oluşur. Kırık yüzey merkezine doğru çatlakların kavilenecek yayılması üç eksenli gerilim durumunun etkinleşmesinin doğal bir sonucudur. Numunenin gerilme artışının çok sınırlı olduğu dış yüzeylerinde, sünek kayma, çatlama düzlemine 45° açılı eğik yüzeylerle kendini gösterir.

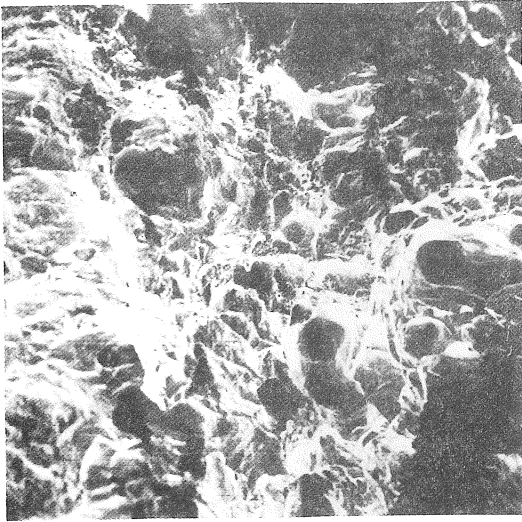
-20 ve -40°C sıcaklıklarda üç eksenli gerilim durumunun deformasyon üzerindeki kısıtlayıcı etkisi, çatlakların kavis yerine düz bir çizgi şeklinde oluşmasının temel nedenidir. Bu sıcaklıklarda yavaş çatlak büyümesi, çatlak ucundan gerilme durumuna bağlı



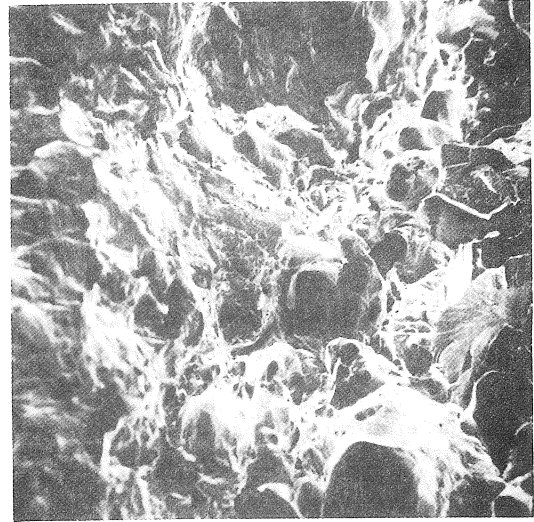
a



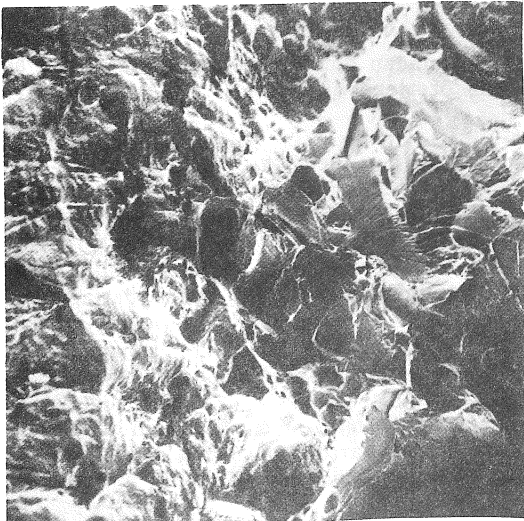
b



c



d



e



f

Şekil 9 Kırık yüzeylerin tarama elektron mikroskobu ile çekilen fotoğrafları: a) 70°C, b) 0°C, c) -20°C, d) -40°C, e) -60°C ve f) -80°C için

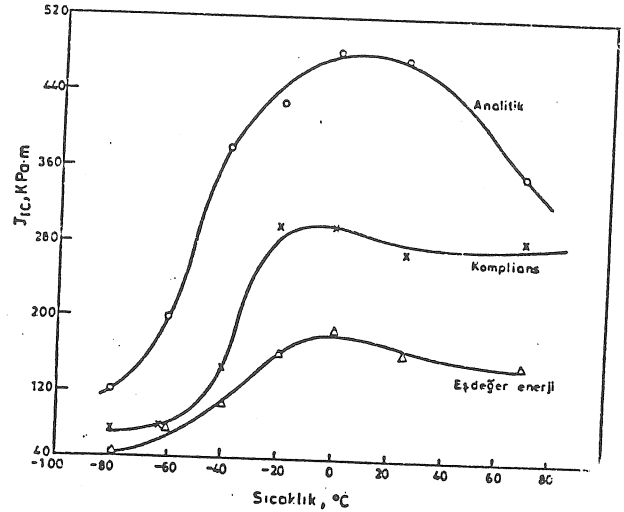
belirli uzaklıklarda, kritik miktarlarda plastik deformasyonun oluşmasını gerektirir [9-11]. Böylece başlayan çatlak büyümesi daha sonra yerini gevrek tarzda büyümeye terketmiştir. Bu oluşumları, numunenin kalınlık yönünde deformasyonun azalması ve sonuçla çatlak ucu çevresinde üç eksenli gerilme durumunun etkinlik kazanmasına bağlamak mümkündür [12]. Bütün bu gelişmeler klivajı destekler niteliktedir. Böylece sünek tarzda başlayan çatlak büyümesinin gevrek hızlı kırılmaya dönüşmesi kaçınılmaz bir olgu olarak ortaya çıkmaktadır.

Üst dönüşüm sıcaklık alanında (25-70°C) J_{IC} -sıcaklık ilişkisinde düşme görülmektedir (Şekil 6-8). Diğer araştırmacılar (örneğin [13]) tarafından da gözlenen bu tavrın yorumlanmasında yarar görülmektedir. Bu bölgede malzemenin kırılma tokluğunun artan sıcaklıkta azalmasını malzeme davranışı ve gerilme durumu gibi temel faktörlere bağlamak mümkün değildir. Burada J_{IC} 'nin değerlendirilmesinde esas alınan $P_C=0.95 P_{mak}$ ilişkisi üzerinde durmak gerekir. Yük-sehim eğrisinin artan sıcaklıkla giderek yataylaştığı üst dönüşüm sıcaklık alanında, $P_C=0.95 P_{mak}$ kriteri çatlakın çok küçük bir sehim altında oluşabildiği varsayımını beraberinde getirmektedir. Bu ise çatlakın küçük bir enerji ile büyümeye başladığı anlamındadır. Oysa ki, kırık yüzeyler üzerinde görülen büyük çukurcuklar, çatlak büyümeye başlamadan önce malzeme içinde, önemli ölçüde, plastik deformasyonun oluştuğunun bir kanıtıdır. Bu çatlak büyümesinin, $P_C=0.95 P_{mak}$ kriterinden elde edilen küçük sehimler altında başlamadığını açıkça göstermektedir. Sünek tarzda başlayan çatlak büyümesi için $P_C=P_{mak}$ kriteri esas alınabilir miydi? Bu sorunun yanıtı için maksimum yükte ölçülen çatlak büyümelerine (bütün numunelerde 1.32-2.77 mm arasında değişmiştir) bakmak gerekir. Diğer yandan, J_{IC} 'nin değerlendirilmesinde esas olan kritik yük ve kritik sehimin bulunmasında ana kriter çatlakın kanıtlanabilir düzeyde bir büyümeye ($\Delta a=0.05$ mm) göstermesidir [14]. Maksimum yükte ölçülen çatlak büyümeler bu değerin hayli üstündedir. O halde çatlaklar, yük, maksimum yüke ulaşmadan önce büyümeye başlamışlardır. Sonuç olarak denebilir ki, kritik yükün seçiminde esas alınacak kriter, özellikle çatlamanın sünek tarzda başladığı ve gene sünek tarzda devam ettiği üst dönüşüm sıcaklık alanında, sonuçlayabileceği hatalar nedeni ile önem taşımaktadır.

Üç farklı metotla bulunan J_{IC} -değerlerinin sıcaklık ile nasıl değiştikleri karşılaştırmalı olarak Şekil 10'da verilmiştir. Görüldüğü gibi bütün sıcaklıklarda, eşdeğer enerji metodu ile bulunan J_{IC} -değerleri komplians ve analitik metotlarla bulunanlardan daha düşüktür. -80°C sıcaklıktan başlayarak eğriler artan sıcaklıkla yükselmekte, ancak yukarıda belirtilen nedenlerle, 0°C'ın üstündeki sıcaklıklarda düşme göstermektedirler. Şekil 10'da görülen karşılaştırmadan çıkarılacak önemli sonuç, eşdeğer enerji metodu ile bulunan K_{IC} değerlerinin kırılma tokluğu olarak diğerlerine tercih edilerek kırılma olgusuna dayalı tasarımda kullanılabileceğidir. Bu değerlendirmede eşdeğer enerji metodunu destekleyen bir başka olgu J_{IC} için geçerlilik kriteri olarak alınan

$$a, B \geq 25 \frac{J_{IC}}{\frac{1}{2}(\delta a + \delta c)}$$

ilişkisinin, tüm sıcaklıklarda, bu metotla elde edilen J_{IC} -değerleri ile sağlanabilmiş olmasıdır. (Bu ilişkide δa ve δc sırası ile, malzemenin söz konusu sıcaklıklarda ölçülen akma ve çekme dayanımı göstermektedir.) Diğer iki metotda ise, yukarıdaki ilişki yalnız -40, -60 ve -80°C sıcaklıklarda sağlanmıştır.



Şekil 10 Aynı çatlak uzunluğunda komplians, analitik ve eşdeğer enerji metodu ile bulunan J_{IC} -değerlerinin karşılaştırılması ($a=20$ mm)

SONUÇ

Bu çalışmadan elde edilen önemli sonuçlar aşağıdaki gibi özetlenebilir:

1. Üç farklı metotla bulunan J_{IC} -sıcaklık ilişkileri sünek-kırılma dönüşümü göstermektedir.
2. Çatlak büyüme tavrı esas alınarak, taranan sıcaklık alanı içinde, üst dönüşüm ve alt dönüşüm sıcaklık alanları ile dönüşüm sıcaklık aralığı arasında ayırım yapılmıştır. Yaklaşık olarak, çatlakın sünek tarzda başladığı ve devam ettiği 25 ile 70°C sıcaklık alanı üst dönüşüm, buna karşılık çatlakın kırılma alanı üst dönüşüm, buna karşılık çatlakın kırılma alanı olarak tanımlanmıştır. Çatlakın sünek olarak başlayıp kırılma tarzda büyüdüğü -20 ile -40°C sıcaklık alanı ise, dönüşüm sıcaklık aralığını vermektedir.
3. Üst dönüşüm sıcaklık alanında J_{IC} -değerlerinin artan sıcaklıkla düşmeleri değerlendirilmede kullanılan çatlak büyümesinin başladığı yük kriterinden kaynaklanmaktadır.

4. Deneylerin yapıldığı bütün sıcaklıklarda analitik metot ile bulunan J_{IC} -değerlerinin en büyük, eşdeğer enerji metodu ile bulunanların ise, en küçük olduğu görülmüştür.

5. Geçerli doğrusal-elastik kırılma tokluğunun (K_{IC}) bulunmasında eşdeğer enerji metodu öncelikle kullanılmalıdır.

DETERMINATION OF INITIATION FRACTURE TOUGHNESS (J_{IC}) OF LOW-STRENGTH STEELS

In this study three-point slow bend tests were performed on precracked specimens taken from a low-strength steel. Tests were conducted over the temperature range -80 to 70°C. Using compliance, analytic and equivalent energy methods, values of J-integral were determined. The fracture initiation toughness (J_{IC}) corresponding to a critical load taken to be 0.95 P_{mak} were plotted against the test temperature for different crack lengths.

It was found that for all the test temperatures J_{IC} -values determined by the analytical method are the highest and J_{IC} -values obtained from the equivalent energy method are the lowest. The fractographic examination of fracture surfaces revealed a relationship between the experimental J_{IC} -values and the fracture initiation mode. Furthermore, the fracture initiation toughness exhibited a ductile-to-brittle transition with decreasing temperature.

KAYNAKÇA

- 1 Rice, J.R., Journal of Applied Mechanics, Transactions, American Society of Mechanical Engineers, (1968), 379-386.
- 2 Begley, L.A. and Landes, J.D., Fracture Toughness, ASTM STP 514, American Society for Testing and Materials (1972), 1-20.
- 3 Landes, J.D. and Begley, J.A., Developments in Fracture Mechanics Test Methods Standardization, ASTM STP 632, W.R. Brown, Jr. and J.G. Kaufman, Eds., American Society for Testing and Materials, (1977), 57-81.
- 4 Rice, J.R., Paris, P.C. and Merkle, J.G., Some Further Results of J-Integral Analysis and Estimates, ASTM STP 536, (1972), 231-245.
- 5 Witt, F.J. and Mager, T.R., A Procedure for Determining Bounding Values on Fracture Toughness K_{IC} at any Temperature, Report ORNL-TM 3894, Oak Ridge National Laboratory, 1972.
- 6 Witt, F.J. and Mager, T.R., Nuclear Engineering and Design, 17 (1971), 91-102.
- 7 Harrison, R.P., Loosemore, K. and Milne, I., Assessment of the Integrity of Structures Containing Defects, Rev. 1, Berkley Nuclear Laboratories and Central Electricity Research Laboratories, 1977.
- 8 Anderson, H., Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 20 (1972), 23.
- 9 Rice, J.R. and Johnson, M.A. in Inelastic Behavior of Solids, M.F. Kanninen et al, Eds., McGraw-Hill, New York, (1970) 641.
- 10 McClintock, F.A., International Journal of Fracture Mechanics, 4 (1968), 101.
- 11 MacKenzie, A.C., Hancock, J.W. and Brown, D.K., Engineering Fracture Mechanics, 9 (1977), 167.
- 12 Hancock, J.W. and Cowling, M.J., Fracture, 4th International Conference on Fracture, D.M.R. Taplin, Ed., University of Waterloo, Waterloo, Ont., Canada, 2 (1977).
- 13 Joyce, J.A., Hasson, D.F., Engineering Fracture Mechanics, 13 (1980), 417.
- 14 Arıkan, R., Doruk, M., 1. Ulusal Kırılma Konferansı Bildirileri, Ed., M. Doruk ve O. Aksoğan, ODTÜ, Ankara, (1981), 107.

Teknik Kurusürtünmeli Ötektoidaltı Çelik/Çelik Sisteminde Aşınma Dayanımı Yüzey Bölgesi Sertliği ve % C-İlişkisi

A. Halim DEMİRCİ

Doç. Dr.

Mühendislik Fakültesi

Makina Bölümü

Uludağ Üniversitesi

Bursa

Aşınma miktarının sertlik ve C-oranına bağlı olarak değişimi ötektoidaltı alaşımsız çelik malzeme çiftlerinde teknik kuru kayma sürtünmeli bir deney cihazında incelendi. Sistematik Sertlik değişimi uygulamada su verme sonu temperleme sıcaklığının değişimi ile sağlandı. Aşınmanın C-miktarına bağımlılığının tayininde deney elemanlarının sertlik değerlerinin sabit tutulmasına dikkat edildi.

Aynı sistemde aynı yüzey sertliğinde bile olsa, karbon oranına bağlı olarak aşınma direncinin arttığı ve bu artma miktarının yüksek sertlik değerlerinde daha da büyüdüğü görülmektedir.

GİRİŞ

Malzemelerin aşınması ancak sürtünme doğuracak bir izafi hareketin varolduğu sistemler için söz konusudur. Bu bakımdan sürtünme ve aşınma davranışı sadece bir malzeme özelliği değil, bir sistem özelliği olarak değerlendirilmelidir. Bu sistem özelliği ayrı ayrı sürtünme elemanlarının aşınma özelliklerinin süperpozisyonu şeklinde hesaba katılamayacağından, verilen bir sürtünme ve aşınma özelliğinin, belirli bir tribolojik sistem için geçerli olacağı açıktır. Bu noktadan hareketle, bu çalışmada, tarif edilen bir tribosistemde, teknik önemi dolayısıyla ve sistematik deneylere elvereceği varsayımıyla seçilen bir malzeme grubunda-ötektoidaltı çeliklerde-belirtilen ısıtma işlem şartlarına bağlı olarak aşınma davranışları incelendi. Tekrarlanabilir deney sonuçlarına ve ölçme hassasiyetine izin verecek şekilde imal edilen bir deney düzeneğinde [1], sistemin diğer faktörleri sabit tutularak aşınma direnci-yüzey bölgesi sertliği ve % C-ilişkisi gösterilmeye çalışıldı. Ayrıca önemli bir malzeme karakteristiği sayılan sertlik değerinin, kolaylık bakımından birçok durumlarda aşınma için bir kriter olarak kullanılageldiği bilindiği için, bu kullanımın, burada verilen bir tribosistemde ne derece geçerli ve/veya yaklaşık olduğu, söz konusu malzeme grubu yardımıyla belirlenmeye çalışılmıştır.

Karbon oranı farklı çeliklerin seçilmesi ile de aşınmanın verilen sistemde, % C-bağımlılığını belirlemek yanında, aşınma için sertlik kriterinin geçerliliği hakkında bulunacak sonuçlar desteklenmek istenmiştir.

MATERYAL VE METOD

Tribolojik Sistem

Deney sisteminde, bir tribosistemi oluşturan

her dört unsur (temel ve karşı sürtünme elemanları, yağlama elemanı veya ara madde, çevre) mevcuttur. Sistemde yağlama ve çevre değişikliği öngörülmemiştir. Çevre olarak atmosfer ve deney boyunca bilinçli olarak, bütünlük için temizlenmeyen-aşınma tozlarından oluşan bir ara maddesi söz konusudur. Bu bakımdan burada verilen sistem için kuru sürtünme yerine teknik kuru sürtünme terimini kullanmak doğru olacaktır.

Kayma, bütün önemli sürtünme sistemlerinde en az bir komponent olarak var olduğundan deney düzeneğinde esas alınmıştır. Kayma hızının sürtünme süresindeki değişimi yaklaşık sinüs değişiminde olup, 0.15 [m/s] ortalama değerindedir.

Yükleme basıncı 16 [N/cm²] olup kayma yolu 150 mm alınmıştır. Bütün deneylerde alt numuneler aynı yarı mamul parçadan alınan 60 SiMn5 yay çeliğindendir. Sabit tutulan alt numune malzemesi değişken bir faktör olarak sisteme girmeyip analizi şöyledir:

% C:0.60 % Si:1.40 % Mn:0.80 % P ve % S:0.035

Deney Malzemesi ve İlgili İşlemler

Sürtünme-aşınma deneylerinde temel sürtünme elemanları için karbon oranları değişik alaşımsız perlitaltı çelikler kullanılmıştır (% C:0.15; 0.30; 0.39; 0.49; 0.50).

Ayrıca deney sonuçları hafif alaşımlı 37 MnSi5 çeliğinin aynı tribosistemde programa alınmasıyla desteklenmek istenmiştir.

Bütün deney parçaları, imalat ve diğer ön işlemler sırasında bozulması söz konusu normal

yapılarını tekrar kazandırmak için önce normalize edilmişlerdir (bütün parçalar için normalizasyon sıcaklığı $T_A=A_3+50^\circ\text{C}$ ve tutma zamanı 45 dakika alınmıştır [2]). Sonraki ısı işlem programı parçalara su verildikten sonra (su verme sıcaklığı $T_S=A_3+45^\circ\text{C}$ ve γ -bölgesinde tutma süresi 45 dakika) çeşitli sıcaklıklarda temperlemek esasına dayanır (temperleme süresi 1.5 saat).

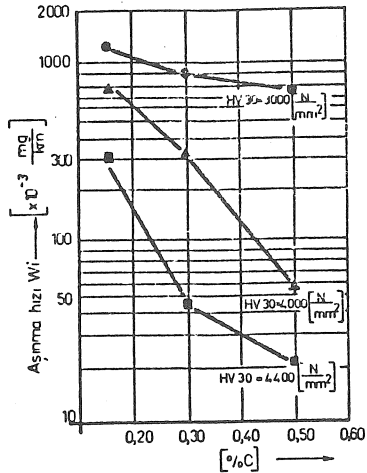
Deneylerden önce temel ve karşı sürtünme elemanlarının sürtünme yüzeyleri $R=0.3\ \mu\text{m}$ ve $R_t=3\ \mu\text{m}$ değerleriyle verilen belirli bir başlangıç yüzey pürüzlülüğüne getirilmiştir.

Aşınma miktarı ağırlık farkı ölçümüyle (tartı hassasiyeti $10^{-4}\ \text{g}$) ve gerektiği hallerde sürtünme kuvveti ise bağlantı çubuklarına yapıştırılmış ölçme dirençleri (strain-gauge Rozetleri) yardımıyla belirlenmiştir. Elemanların aşınma davranışının tayin edilmesi için ölçülen aşınma miktarları toplam sürtünme yoluna ilave edilmiştir (aşınma hızı).

DENEY SONUÇLARI

Aşınma Intensitesinin Karbon Oranına (% C) Bağlı Olarak Değişimi

Eşit yüzey sertliği ve sabit diğer tribolojik şartlar altında, seçilen ötektoidaltı çeliklerin C-miktarına bağlı olarak 2.1 km'lik bir sürtünme yolu intervalindeki aşınma hızı değişimi Şekil 1'de görülmektedir.



Şekil 1 Çeşitli sertlikteki ötektoidaltı çelik malzemelerin C-oranına bağlı olarak aşınma intensitesi değişimi ($l_w=2100\ \text{m}$; $p=16\ \text{N/cm}^2$; $v_0=0.15\ \text{m/s}$)

Söz konusu çeliklerde aynı sertlik değerleri (HV 30:3000 N/mm²; 400 N/mm²; 4400 N/mm²) değişik ısı işlem uygulanmasıyla sağlandı. Yüksek ve düşük % C'lu çeliklerin aşınma hızları arasındaki fark yüzey sertliğiyle birlikte artmaktadır. Yüzey sertlikleri eşit bile olsa % 0.15 C'lu çeliğin aşınma hızı, HV=4400 N/mm² yüzey sertliği değerinde, yük-

sek karbonlu (% 0.30 C) alaşıma göre 15 katı kadar daha fazladır; bu aşınma hızı farkı ortak sertliğin küçük olduğu değerlerde hemen hemen ortadan kalkar (HV=3000 N/mm² değerinde sadece yaklaşık 1.5 katı).

Aynı sertlik değerinde alınan bu sonuçlar iç yapı bağımlılığı ile ilgilidir. Yüksek karbonlu çeliklerin su verme işleminden sonra diğerleriyle aynı sertliğe sahip olabilmeleri, daha fazla temperlenmiş martenite sahip olmasını gerektirir. Bu ise, aşınma mukavemetini artırıcı yönde etki eder (ve diğer iyileştirilmiş mekanik özelliklere sahip olması bakımından da istenir). İç yapı bağımlılığı ile ilgili benzeri sonuçlar küresel grafitli dökme demirler üzerinde yapılan çalışmalarda da elde edilmiştir. İzoterm dönüşüm sonunda elde edilen beyritik yapı aynı sertlikteki temperlenmiş martensitik yapıya göre % 20 kadar daha fazla aşınma mukavemeti gösterir. Bu sonuç ise, daha fazla kalıntı ostenit (restostenit) oranı ile ilgili bulunmuştur [3]. Aşınma hızının C-miktarı ile belirtilen ilgisi ötektoidaltı alaşımsız çelikler için geçerlidir. Daha yüksek karbonlu çelik malzemeler için (% C 0.8) yapıda II. sementin (tane sınırı sementiti) oluşması dolayısıyla bir süreksizlik söz konusudur. Aynı şekilde yapıda kalıntı ostenidin (restostenit) var olması ve miktarı, yüksek deformasyon kabiliyeti ve yumuşaklığı yüzünden değişik özellikler doğurur. Bu iç yapı değişiklikleri aşınma için C-oranından bağımsız olarak yeni bir etken faktör oluşturur. II. sementin fazının ısı işlemleriyle yuvarlatılmış olması veya tane sınırları boyunca ince tabaka oluşturmaları halinde, miktarları aynı bile olsa, aşınmaya etkilerinin büyük olması beklenir.

Sistem Özelliği Olarak Aşınma-Yüzey Sertliği İlişkisi

Aşınma ile önemli bir malzeme karakteristiği sayılan sertlik değerlerinin bağımlılık durumunu belirlemek için karşı sürtünme elemanları tüm malzeme karakteristikleriyle sabit tutulmuştur; alt numunelerin deney başlangıcı taşlanmış yüzeylerinin sertlikleri, bütün deneyler için HV30=3150 N/mm² (ve HRC=35) değerindedir. Şekil 2-4'de, genel olarak, yükselen sertlikle toplam aşınmanın azaldığı görülmektedir.

Aynı şekilde muayene edilen bütün malzemeler için esas sürtünme elemanlarının (üst numunelerin) 2.1 km sürtünme yolu sonundaki aşınma miktarları yüzey sertliği düştükçe, artmaktadır. Buna karşılık karşı sürtünme elemanları (alt numuneler) esas elemanların artan sertlikleriyle (diğer deney faktörlerinin sabit kalması halinde) sürekli bir artış veya düşüş göstermemektedir. Alt numune aşınması açısından sistem ele alınacak olursa, aşınmanın değişimi yüzey sertliğiyle orantılı değildir. Örnek olarak % 0.15 oranında C-bulunduran çeliğin 300°C'deki temperleme sıcaklığı sonunda elde edilen sertlik değeri (HV30=3250 N/mm²) karşı eleman için minimum aşınma miktarını doğurduğu verilebilir; üst elemanın daha düşük sertlik değerlerinde karşı elemanın aşınma miktarı azalmadığı gibi, tam tersine artmaktadır (Şekil 2). Malzeme ve sertlik değerleri sabit kalan alt numunelerin % 0.30 C'lu çelik malzeme elemanlarıyla beraber çalışması halinde ise

önleyecek temel malzeme özelliği (sertliği) kalmamıştır. $HV=4000 \text{ N/mm}^2$ (Fe_2O_3) ve $HV=5000 \text{ N/mm}^2$ (Fe_3O_4) sertlik değerlerindeki oksit tabakalarından kopan aşınma tozları kendisinden daha az veya eşdeğer sertlikteki sürtünme elemanları temel malzemesini çizebilecek ve mikro talaş kaldırma olayı başlatacaktır. Abrasiv aşınma mekanizmasının hakim olduğu bu bölge, çok ani bir aşınma yükselmesiyle bütün deney malzemelerinde kendini gösterir.

SONUÇ

Deney sonuçları ısıtma işlemi uygulanarak aşınma davranışı iyileştirilmek istenen sürtünme elemanlarının, çalışacağı karşı elemana göre ve toplam sistem veya temel eleman aşınması açısından, işlem görmemiş elemanlardan daha kötü sonuçlar verebileceğini ifade etmektedir. Şekil 3, 150°C temperleme sıcaklığında, temel eleman ve sistem aşınması bakımından optimum aşınma davranışı çıktığını göstermektedir. Şekil 2'de 300°C temperleme sıcaklığında karşı eleman açısından minimum aşınma hızının ortaya çıkışı, çelik malzemeler için, genel olarak eşit sertlikteki çiftlerin uygunluğu sonuçlarıyla paralellik içindedir [5]. Abrasiv aşınmanın hakim olduğu bölgelerde bile aşınma direncinin sadece sertliğe bağlı olmadığı bu çalışma çerçevesinde (eşit sertlik bölgelerindeki pek farklı aşınmalar: Şekil 2-4'deki $HV=3000 \text{ N/mm}^2$ civarı) ve ilgili literatürden çok sayıdaki çalışmalarda açıkça görülmektedir [6-9].

Burada sadece sertlik artışı değil, sürtünme yüzey bölgesinin deformasyon kabiliyeti ve yumuşak tavlama soğuk şekil değiştirmiş çeliklere doğru artan içgerilme ve tekstür değişimi, sonuçların yorumlanmasında göz önüne alınması gereken faktörlerdir. Diğer malzeme karakteristikleri hesaba katılmadan ve ölçülmeden bir sürtünme elemanına verilen sertlik yükseltilmesi, sistemin durumuna göre olumsuz etki yaparak aşınma miktarını artırıcı olabilir.

RELATIONSHIP OF WEAR RESISTANCE-SURFACE HARDNESS AND % C IN TECHNICAL DRY SLIDING OF HYPO-EUTECTOID STEEL/STEEL SYSTEM

The research detailed in this paper is concerned with the determination of wear value changes, depending on hardness and % C. It is examined with a technical dry-sliding test apparatus with the hypoeutectoid non-alloy steel material couples. The systematical change of hardness is obtained with change of tempering temperature after quenching. The particular consideration is given to keep the value of hardness constant at the determination of the dependent of % C on wear. It is seen that the resistance of wear increases depending on % C, even for the same surface hardness at given tribological system.

KAYNAKÇA

- 1 Demirci, H., Teknik Kuru Sürtünmeli Bir Deney Düzenegi Tasarım ve İmalatı, Mühendis ve Makina, 29-330 (1987), 24-29.
- 2 Atlas zur Warmbehandlung der Stähle, Hrsg. Max-Planck Institut für Eisenforschung. Verlag Stahleisen M.B.H. Düsseldorf 1961/1972.
- 3 Zum Gahr, K.-H., Wagner, R., Abrasiver Verschleisswiderstand von Gusseisen mit Kugelgraphit bei unterschiedlichen sekundergefüge. Arch. Eisenhüttenwes. 50 (1979), 315-320.
- 4 Habig, K.-H., Verschleiss und Härte von Werkstoffen, Carl Hanser Verlag München-Wien-1980.
- 5 Uetz, H., Föhl, J., Beeinflussung des Verschleisses durch richtige Paarung von Werkstoff und Schmierstoff. VDI-Berichte, 185 (1972), 35-44.
- 6 Poll, G., Der Einfluss der realen Systemeigenschaften auf die Kraftschlussgesetze bei walzender Relativbewegung. Diss. RWTH-Aachen 1983.
- 7 Krause, H., Demirci, A.H., The Texture Changes in the Running Surfaces as the Result of Frictional Stress, Wear 61 (1978) 2, 325-332.
- 8 Krause, H., Demirci, A.H., Plastische Verformungen hervorgerufen durch Reibungsbeanspruchung im Kontaktflächenbereich eines Walzsystems. Zeitschrift für Metallkunde, 70 (1979) 8, 496-499.
- 9 Tackenberg, W., Verbesserung der Verschleisslebensdauer hochbeanspruchter ebener Gleitpaarungen, Diss. RWTH-Aachen 1979.
- 10 Demirci, A.H., Perlitli Alaşimsız Çeliklerde Isıl İşlemlerle Aşınma Mukavemeti Değiminin İncelenmesi, I. Ulusal Makina Tasarım ve İmalat Kongresi, 19-21 Eylül 1984, ODTÜ, Ankara, 539-548.

Cihat AKSOY
Makina Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Ankara

Bilgin KAFTANOĞLU

Prof.Dr.
Makina Mühendisliği Bölümü
Orta Doğu Teknik Üniversitesi
Ankara

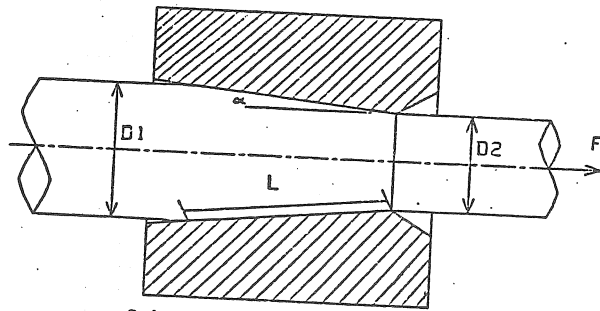
Tel Çekme İşleminin Bilgisayar Yardımı ile Modelleştirilmesi

Bu çalışmada, kalıp içindeki plastik gerilme ve şekil değiştirmelerin bulunması için sayısal bir çözüm geliştirilmiştir. Sayısal çözüm, sonlu farklar yöntemini kullanmakta ve plastisite denklemleri aracılığı ile tel çekme bölgesindeki gerilme ve birim şekil değiştirmeleri konuma bağlı olarak incelemektedir. Problem üç boyutlu bir gerilme problemi olarak ele alınmış, anizotrop ve şekil değiştirme ile pekleşen bir malzeme modeli kullanılmıştır.

GİRİŞ

Metal şekillendirme yöntemlerinden biri olan tel çekme, telin kalıp içerisinden geçirilmesi ile kesit alanının düzenli bir şekilde azaltılarak istenen çap ve şekile getirilmesi istemidir. Çekme işleminde tel üzerine uygulanan kuvvet malzemenin kalıp içerisinde plastik şekil değiştirmesine yetecek bir gerilme oluşturmakta olup tel çapının, kalıptan bir geçişindeki azaltılacağı miktar teli koparmadan uygulanabilecek çekme kuvveti ile sınırlıdır. Bu nedenle tel genellikle birden fazla farklı kalıplardan geçirilerek istenen çapta malzeme elde edilir [1]. Çekme işlemi genelde 5-8 mm'lik çubuk malzemeden başlar ve 0.1 mm çapa kadar çekilebilir. Tel kesit alanındaki yüzde azaltma miktarı % 10-45 arasındadır. Çekme hızı kalıba, malzemeye ve çekme çapına bağlı olarak 0.5 m/s'den 40 m/s'ye kadar değişebilir [2].

Toplam kalıp açılarını 5° ile 25° arasında değiştirmekte olup, 15° 'nin altındaki kalıp açısı, telin kopması yönünden emniyetli kabul edilmektedir [3]. Kalıp malzemesi olarak büyük ölçüler için sertleştirilmiş çelik, orta ölçüler için karpit ve küçük ölçülerde de elmas kullanılmaktadır [4,5]. Başlıca ıslak ve kuru olmak üzere iki çekme yöntemi kullanılmaktadır [2,6], (Şekil 1).



Şekil 1 Tel çekme kalıbı

Kullanımı, elektrik enerjisi üretimi ve dağıtımından elektronik elemanlara, elektrik tren yollarına kadar uzanan teller bütün dünyada vazgeçilmez bir malzeme özelliğini korumaktadır.

Tel çekme işlemi konusundaki çalışmaların en eskisi Smith'indir (1837). Thompson ve Francis [7,8] çekme kuvveti ile tel kesit alanının azaltılması arasında bir oran bulunduğunu göstermişlerdir. Tel çekme problemini matematiksel olarak ele alıp inceleyen pek çok araştırmacının ilki Sachs'dır (1927) [9]. Sachs çekme kuvvetini ve tel ile kalıp ortak yüzeyinde oluşan basınç dağılımını formüle etmiş, sürtünme katsayısını hesaplamıştır. Davis ve Dokos [7] şekil değiştirme ile pekleşen malzeme modelini ele almışlardır. İşlemin mekanik konusundaki en detaylı çalışma Wistreich [2] tarafından yapılmıştır. Geniş bir deneysel çalışma rapor etmiştir (1955). Yang, aynı kalıp tekniğini kullanarak sürtünme katsayılarını hesaplamış, kuramsal çekme gerilimini bulmuş ve deneysel neticelerle karşılaştırmıştır. Shield, şekil değiştirme ile pekleşmeyen malzeme modeli kabul etmiş, malzemenin şekil değiştirmesine bir katkısı olmayan kaymaların (redundant shear) sadece kalıp girişinde ve çıkışında meydana geldiğini varsaymış ve dolayısıyla malzeme kesit alanındaki azalmayı homojen olarak ele almıştır [1]. Hill-Tupper-Green teorisinde ise, tel çekme işlemi iki boyutlu olarak kabul edilmiştir. Siebel (1947) geliştirdiği tel çekme teorisinde gerçek şekil değiştirme, sürtünme ve tel çapının azaltılmasına bir katkısı olmayan kaymaları toplamsal olarak düşünmüş ve Shield'inkine benzer bir gerilme dağılımı elde etmiştir. Whitton (1958) ise, kuramsal ve deneysel verileri karşılaştırarak emprical bir denklem elde etmiştir. Daha önce ihmal edilmiş olan kayma gerilimleri etkisi daha sonraki makalenin konusu olmuş, Caddell ve Atkins [10] çalışmalarında bu konuyla ilgilenmişlerdir.

TEORİ

Sayısal Çözüm

Şekil değiştirme değişkenlerini bulunduğu yerin bir fonksiyonu olarak tanımlayabilmek için çekme bölgesi başlangıçta dikdörtgen olan elemanlara bölünmüştür. Tel şekil değiştirdikçe bu elemanlar da eğrisel bir yapıya dönüşürler.

Sınır Koşulları

1. Eksenel simetri çizgisi,

i) Bu çizgi üzerinde kayma değerleri sıfırdır.

$$\epsilon_{\alpha\beta} = \epsilon_{\beta\alpha} = 0$$

ii) Sonuç olarak kayma gerilimleri de sıfırdır.

$$P_{\alpha\beta} = P_{\beta\alpha} = 0$$

iii) $Y = 0$

$$iv) \delta(x)/\delta\beta = 0$$

(x): Değişkenlerden herhangi biri

v) Eğri yarıçapı $r_{\alpha\gamma} \rightarrow \infty$

olduğundan;

$$1/r_{\alpha\gamma} = 0$$

Sayısal çözüme başlamadan önce α yönündeki (çekme yönü) birim uzama ($\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$) değeri kabul edilir. Çözüm kalıp ve telin birleştiği ortak yüzeye varıncaya kadar β -eğrisi (çekme yönüne dik) boyunca devam eder ve burda kontrol edilir. Eğer bu noktanın koordinatı (Beta (I,J)) küçültülmüş yarıçapa (R_{di} (I,J)) eşit değilse çözüm yöntemi tekrar α çizgisine dönülerek yeni bir $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$ kabul etmek suretiyle Beta (I,J) = R_{di} (I,J) şartı sağlanıncaya kadar devam ettirilir.

2. Kalıp girişi,

Üç yöndeki birim uzama ve gerilme değerleri olan $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$, $\delta\epsilon_{\beta\beta}$, $\delta\epsilon_{\gamma\gamma}$, $P_{\alpha\alpha}$, $P_{\beta\beta}$, $P_{\gamma\gamma}$ ve $P_{\beta\alpha}$ sıfırdır.

3. Kalıp ve telin tesişim çizgisi,

$$P_{\alpha\beta} = P_{\beta\beta} - \mu$$

Burada $P_{\beta\beta}$ kayma gerilmesi $P_{\beta\beta}$ β yönündeki gerilme ve μ 'de sürtünme katsayısıdır.

Problemin Formüle Edilmesi

Bunun için aşağıdaki kurallar uygulanmıştır.

1. Malzeme anizotropudur,
2. Malzeme şekil değiştirme ile pekleşir (Swift kuralı),
3. Anizotrop ve şekil değiştirme ile pekleşen malzeme modeli için Hill'in genelleştirilmiş bünye

denklemleri kullanılır,

4. Gerilmeler ve uzamalar üç boyutludur,
5. Elemanlar boyunca, birim uzamaların değişimi doğrusal olarak kabul edilir.
6. Kayma gerilmelerin değişimleri de ikinci dereceden polinomlarla ifade edilir.
7. Şekil değiştiren elemanların eğrisel kenarları da ikinci dereceden polinomlar,

olarak ele alınır.

Anizotrop ve şekil değiştirme ile pekleşen malzeme için genelleştirilmiş gerilim ve birim uzama ilişkileri.

Burada Hill'in eşdeğer gerilme denklemi kullanılmıştır [6]. $P_{\alpha\gamma}$ ve $P_{\gamma\beta}$ kayma gerilmeleri sıfır olduğundan ve α eksenini etrafında eksenel simetriden dolayı denklem

$$\bar{P} = \sqrt{3/2} [(R(P_{\beta\beta} - P_{\gamma\gamma})^2 + (P_{\gamma\gamma} - P_{\alpha\alpha})^2 + (P_{\alpha\alpha} - P_{\beta\beta})^2 + 2NP_{\beta\alpha}^2)/(2+R)]^{1/2} \quad (1)$$

şeklini alır.

Burada R anizotropi sabiti, N ise anizotropi parametresidir.

Genelleştirilmiş birim uzama denklemi yine eksenel simetriden dolayı [6]:

$$d\bar{\epsilon} = \sqrt{2/3} [(2+R)/(1+2R)^2 \{(d\epsilon_{\gamma\gamma} - R d\epsilon_{\alpha\alpha}) + (d\epsilon_{\beta\beta} - R d\epsilon_{\alpha\alpha}) + R(d\epsilon_{\beta\beta} - d\epsilon_{\gamma\gamma})^2\}]^{1/2} \quad (2)$$

şeklini alır.

Anizotrop malzemeler için plastik akma kuralı (birim uzama ve kayma) [6], α -ekseni etrafındaki eksenel simetriyi kullanarak;

$$d\epsilon_{\alpha\alpha}^p = d\lambda G [(P_{\alpha\alpha} - P_{\beta\beta}) + (P_{\alpha\alpha} - P_{\gamma\gamma})] \quad (3)$$

$$d\epsilon_{\beta\beta}^p = d\lambda G [(P_{\beta\beta} - P_{\gamma\gamma}) + (P_{\gamma\gamma} - P_{\alpha\alpha})] \quad (4)$$

$$d\epsilon_{\gamma\gamma}^p = d\lambda G [(P_{\gamma\gamma} - P_{\alpha\alpha}) + R(P_{\gamma\gamma} - P_{\beta\beta})] \quad (5)$$

$$d\epsilon_{\beta\gamma}^p = d\lambda L P_{\beta\gamma} \quad (6)$$

$$d\epsilon_{\gamma\alpha}^p = d\lambda M P_{\gamma\alpha} \quad (7)$$

$$d\epsilon_{\alpha\beta}^p = d\lambda N P_{\alpha\beta} \quad (8)$$

denklemler elde edilir.

Burada, G, L, M ve N yine anizotropi parametre-

leridir.

$d\lambda$ sabitini yok etmek için aşağıdaki gerilim oranları tanımlanmıştır;

$$X = P_{\beta\beta}/P_{\alpha\alpha} \quad (9)$$

$$K = P_{\gamma\gamma}/P_{\alpha\alpha} \quad (10)$$

$$Z = P_{\beta\alpha}/P_{\alpha\alpha} \quad (11)$$

(3), (4) ve (5)'i kullanarak,

$$\frac{d\epsilon_{\alpha\alpha}}{d\epsilon_{\beta\beta}} = \frac{(1-X) + (1-K)}{R(X-K) + (X-1)}$$

$$\frac{d\epsilon_{\alpha\alpha}}{d\epsilon_{\gamma\gamma}} = \frac{(1-X) + (1-K)}{(K-1) + R(K-X)}$$

$$\frac{d\epsilon_{\alpha\alpha}}{d\gamma_{\beta\alpha}} = \frac{G}{NZ} [(1-X) + (1-K)] \quad (14)$$

elde edilir. Ayrıca,

$$R_{45^\circ} = \frac{2N - (F+G)}{2(F+G)}$$

veya

$$\frac{N}{G} = (R_{45^\circ} + 1/2)(1 + R_0/R_{90^\circ})$$

olduğundan ve

$$R_0 = R_{90^\circ}$$

kabul ederek

$$N/G = 2R + 1$$

bulunur.

Bu durumda (14)

$$\frac{d\epsilon_{\alpha\alpha}}{d\gamma_{\beta\alpha}} = \frac{1}{(2R+1)Z} [(1-X) + (1-K)] \quad (15)$$

şeklini alır.

(12) ve (13)'ü kullanarak,

$$K = X \frac{(d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta}) + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})R}{(d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma}) + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})R} + \frac{(d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma}) - (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})}{(d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})} \quad (16)$$

$$P_{\beta\alpha} = P_{\beta\beta} \mu \quad (17)$$

$$Z = \mu X \quad (18)$$

(15) ve (18)'den

$$K = 2 - X [1 + (\mu/\epsilon)(2R+1)] \quad (19)$$

(19) ve (15)'den (Bkz. Dip Not 1)

$$Z = X\mu \quad (21)$$

Hacim sabitliği,

$$\delta\epsilon_{\alpha\alpha} + \delta\epsilon_{\beta\beta} + \delta\epsilon_{\gamma\gamma} = 0$$

$$\delta\epsilon_{\gamma\gamma} = -(\delta\epsilon_{\alpha\alpha} + \delta\epsilon_{\beta\beta}) \quad (22)$$

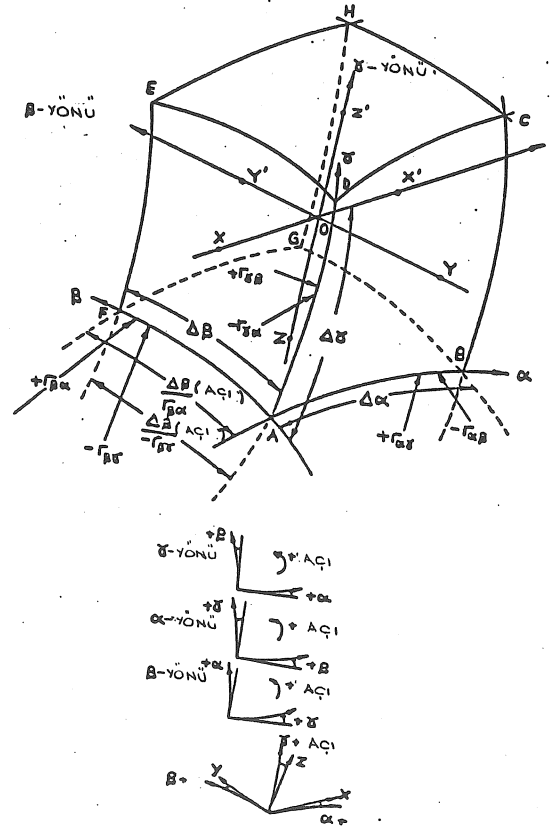
Şekil değiştirme ile pekleşen malzeme modeli kabul edilmiş ve Swift denklemi kullanılmıştır.

$$P = A(B+\epsilon) \quad (23)$$

A, B ve n malzeme özellikleridir. P ve ϵ değerleri ((1) ve (2)) yukarıdaki denklemdeki yerine konur ve $P_{\alpha\alpha}$ için çözülürse; (Bkz. Dip Not 2)

elde edilir.

Eğrisel koordinat sisteminde denge gerilme denklemleri:



Şekil 2 Üç boyutlu eğrisel eleman [1]

Şekil 2'de gösterilen eleman kullanılarak aşağıdaki denklemler verilmiştir [1].

Pozitif α -yönünde

$$\frac{\delta P_{\alpha\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{\delta P_{\beta\alpha}}{\delta\beta} + \frac{\delta P_{\gamma\alpha}}{\delta\gamma} + \frac{P_{\alpha\alpha} - P_{\beta\beta}}{r_{\beta\alpha}} - \frac{P_{\alpha\alpha} - P_{\gamma\gamma}}{r_{\gamma\alpha}} - P_{\alpha\beta} \left(\frac{2}{r_{\alpha\beta}} - \frac{1}{r_{\gamma\beta}} \right) + P_{\alpha\gamma} \left(\frac{2}{r_{\alpha\gamma}} - \frac{1}{r_{\beta\gamma}} \right) = 0 \quad (25)$$

Pozitif β -yönünde

$$\frac{\delta P_{\beta\beta}}{\delta\beta} + \frac{\delta P_{\beta\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{\delta P_{\beta\gamma}}{\delta\gamma} + \frac{P_{\beta\beta} - P_{\gamma\gamma}}{r_{\gamma\beta}} - \frac{P_{\beta\beta} - P_{\alpha\alpha}}{r_{\alpha\beta}} - P_{\beta\alpha} \left(\frac{2}{r_{\beta\alpha}} - \frac{1}{r_{\gamma\alpha}} \right) + P_{\beta\gamma} \left(\frac{2}{r_{\beta\gamma}} - \frac{1}{r_{\alpha\gamma}} \right) = 0 \quad (26)$$

Pozitif γ -yönünde

$$\frac{\delta P_{\gamma\gamma}}{\delta\gamma} + \frac{\delta P_{\gamma\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{\delta P_{\gamma\beta}}{\delta\beta} + \frac{P_{\gamma\gamma} - P_{\alpha\alpha}}{r_{\alpha\gamma}} - \frac{P_{\gamma\gamma} - P_{\beta\beta}}{r_{\beta\gamma}} - P_{\gamma\alpha} \left(\frac{2}{r_{\gamma\alpha}} - \frac{1}{r_{\beta\alpha}} \right) + P_{\gamma\beta} \left(\frac{2}{r_{\gamma\beta}} - \frac{1}{r_{\alpha\beta}} \right) = 0 \quad (27)$$

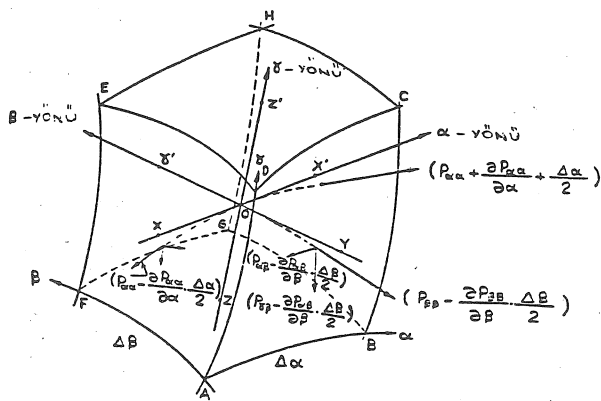
$$P_{\alpha\gamma} = 0; \quad P_{\gamma\beta} = 0; \quad r_{\gamma\alpha} \rightarrow \infty$$

$$r_{\alpha\gamma} \rightarrow \infty \text{ ve } r_{\beta\gamma} \rightarrow \infty$$

olduğundan, (3)'den:

$$K = \frac{r_{\beta\gamma} - X r_{\alpha\gamma}}{r_{\beta\gamma} - r_{\alpha\gamma}} \quad P_{\gamma\gamma} = P_{\alpha\alpha} K$$

elde edilir.



Şekil 3 Üç boyutlu eğrisel eleman

Bunları kullanarak,

α -yönünde

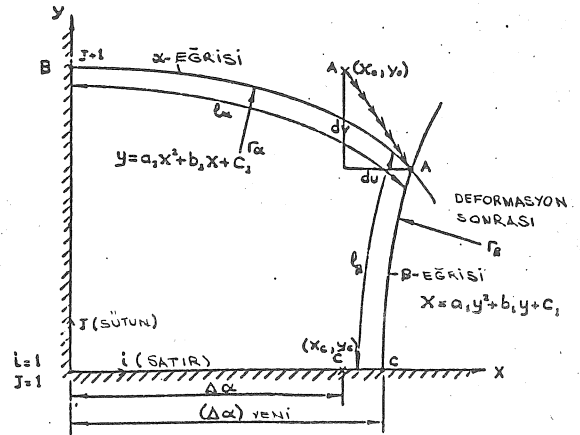
$$\frac{\delta P_{\alpha\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{\delta P_{\beta\alpha}}{\delta\beta} + \frac{P_{\alpha\alpha} - P_{\beta\beta}}{r_{\beta\alpha}} - P_{\alpha\beta} \left(\frac{2}{r_{\alpha\beta}} - \frac{1}{r_{\gamma\beta}} \right) = 0 \quad (28)$$

β -yönünde

$$\frac{\delta P_{\beta\beta}}{\delta\beta} + \frac{\delta P_{\beta\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{P_{\beta\beta} - P_{\alpha\alpha}}{r_{\alpha\beta}} - \frac{P_{\beta\beta} - P_{\gamma\gamma}}{r_{\gamma\beta}} + P_{\beta\alpha} \left(\frac{2}{r_{\beta\alpha}} - \frac{1}{r_{\gamma\alpha}} \right) = 0 \quad (29)$$

denklemleri elde edilir.

Kullanılan plastisite denklemlerinde geçen birbirinden bağımsız 11 bilinmeyen bulunmaktadır. Bunlar $P_{\alpha\alpha}$, $P_{\beta\beta}$, $P_{\gamma\gamma}$, $P_{\alpha\beta}$, $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$, $\delta\epsilon_{\beta\beta}$, $\delta\epsilon_{\gamma\gamma}$, $\delta\epsilon_{\alpha\beta}$, $r_{\alpha\beta}$, $r_{\beta\alpha}$, $r_{\gamma\gamma}$, $r_{\gamma\beta}$ dir. Bunların mevcut plastisite denklemleriyle çözümü kolay değildir. Şekil 4'de görüldüğü gibi deformasyon sonrası B ve C noktalarındaki gerilme ve birim şekil değiştirme değerlerinin bilindiğini kabul ederek bu noktalara komşu olan ve çözümü yapılacak olan A noktasını ele alalım. A noktasının yeni x ve y koordinatlarının originaline göre x yönünde du ve y yönünde ise dv kadar sapma gösterdiğini kabul edip, B, C ve A noktasının yeni koordinatlarını ve eğimlerini kullanarak C-A ve B-A eğrileri polinomlar olarak ifade edilir. Yay uzunlukları olan l_α ve l_β sayısal integral metodu ile aşağıdaki gibi hesaplanır.



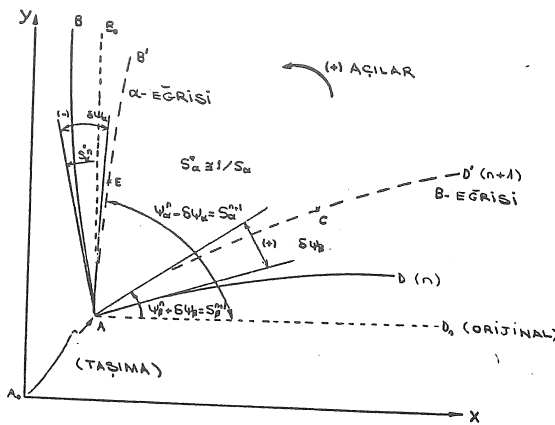
Şekil 4 Bilinmeyen A noktası için çözüm

$$l_\beta = \int_{x_b}^{x_0+du} \sqrt{1 + (dy/dx)^2} dx \quad (30)$$

veya

$$l_\alpha = \int_{x_b}^{x_0+du} \sqrt{1 + (2a_2x + b_2)^2} dx \quad (31)$$

Birim şekil değiştirmeler için aşağıdaki denklemler elde edilmiştir (Şekil 5).



Şekil 5 Plastik birim kaymalar

1. Swift denklemi ve Hill'in eşdeğer mukavemet ve birim uzama ilişkileri
2. α yönündeki denge denklemi
3. β yönündeki denge denklemi
4. Yaklaşık kriteri

du ve dv değerleri için yaklaşım sağlandıktan sonra bilinmeyen tüm değişkenler sırasıyla çözümlenir.

ÇÖZÜM YÖNTEMİ

Çözüm kalıp girişinden başlatılır ve ilk olarak α -çizgisi üzerindeki ilk nokta için çözüm yapılır. (Şekil 4'deki C noktası) C noktası da bilindiğinden A noktası için çözüm yapılır. Bu çözüm β -eğrisi boyunca kalıp ve tel ortak yüzüne ulaşınca kadar tekrar edilir ve sonra da α -çizgisi üzerindeki diğer nokta için çözüm yapılır. Bu yöntem β -eğrisi üzerindeki son nokta çözülünceye kadar kendini tekrar eder.

$$\delta \epsilon_{\beta\beta}^{n+1} \Big|_{A-D'} = \delta \epsilon_{\beta\beta}^{n+1} \Big|_C = \ln(\overline{A-D'}/\overline{A-D}) \quad (32)$$

$$\delta \epsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} \Big|_{A-B'} = \delta \epsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} \Big|_E = \ln(\overline{A-B'}/\overline{A-B}) \quad (3)$$

$$\delta \varepsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} = \ln(\ell_{\alpha}^{n+1} / \ell_{\alpha}^n) \quad (34)$$

$$\delta \epsilon_{\beta\beta}^{n+1} = \ln(\ell_{\beta}^{n+1} / \ell_{\beta}^n) \quad (35)$$

Birim şekil değiştirmelerin yay boyunca doğrusal değişim gösterdiği kabul edilerek aşağıdaki denklemler elde edilmiştir.

$$\delta \varepsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} \Big|_A = 2 \ln(\ell_{\alpha}^{n+1} / \ell_{\alpha}^n) - \delta \varepsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} \Big|_B \quad (36)$$

$$\delta \epsilon_{\beta\beta}^{n+1} \Big|_A = 2 \ln(\ell_{\beta}^{n+1} / \ell_{\beta}^n) - \delta \epsilon_{\beta\beta}^{n+1} \Big|_B \quad (37)$$

Birim kayma şekil değiştirme (Şekil 5)

$$\epsilon_{\beta\alpha} \Big|_A^{n+1} = 1/2 (S_{\beta}^{n+1} + S_{\alpha}^{n+1}) \quad (38)$$

Böylece bilinmeyen sayısı altıya inmiş olur. Bunlar $P_{\alpha\alpha}$, $P_{\beta\beta}$, $P_{\gamma\gamma}$, $P_{\beta\alpha}$, du ve dv 'dir. du ve dv değerlerini varsayarak $P_{\alpha\alpha}$, $P_{\beta\beta}$, $P_{\gamma\gamma}$ ve $P_{\beta\alpha}$ değerleri aşağıdakiler kullanılarak bulunabilir.

Eksenel Simetri Çizgisi Üzerinde Çözüm Denge Denklemleri

 α -yönünde

$$\frac{\delta P_{\alpha\alpha}}{\delta\alpha} + \frac{P_{\alpha\alpha} - XP_{\alpha\alpha}}{r_\beta} = 0 \quad (39)$$

β -yönünde

$$\frac{P_{\beta\beta} - (K/X)P_{\beta\beta}}{r_\gamma} = 0 \quad (40)$$

$$K=X$$

$$d\epsilon_{\alpha\alpha} = -2d\epsilon_{\beta\beta} \quad (41)$$

ve

$$d\epsilon_{\gamma\gamma} = -d\epsilon_{\alpha\alpha}/2 \quad (42)$$

elde edilir.

Algoritma (Eksen Simetri İçin)

1. α -yönündeki birim uzama için bir değer kabul et ($\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$).
2. Gerilme oranı X için bir deneme değeri kabul et. İlk değer için [11]:

$$X = C - 1/C \quad (43)$$

$$C = (1 + (1/\mu \cot \alpha)) \{1 - (A/A_0)^{\mu \cot \alpha}\}$$

Burada μ sürtünme katsayısı, α kalıp açısı, A ve A₀'da kalıp giriş ve çıkışındaki kesit alanıdır.

3. $\delta\epsilon_{\beta\beta}$ ve $\delta\epsilon_{\gamma\gamma}$ değerlerini hesapla (41 ve 42'den).
4. 42'den α -yönündeki çekme gerilimi $P_{\alpha\alpha}^*$ 'yi hesapla.
5. $P_{\beta\beta}^* = P_{\alpha\alpha}^*/X$; $P_{\gamma\gamma}^* = P_{\alpha\alpha}^*/K$ değerlerini hesapla.
6. 39 no.lu denklemi kullanarak sayısal integrasyon ile $P_{\alpha\alpha}$ değerini bul.
7. Yaklaşım kriteri

$$|P_{\alpha\alpha} - P_{\alpha\alpha}^*| < \delta \quad (44)$$

Kullanarak X değerini kontrol et. X değeri bu şart sağlanıncaya kadar değiştirilir ve algoritma 2. adımdan tekrar edilir.

SAYISAL ÇÖZÜM İÇİN GELİŞTİRİLEN BİLGİSAYAR PROGRAMININ TANITILMASI

Program BASIC dilde yazılmış olup, HP9816 bilgisayarda çalıştırılmıştır. 125 Kbyte bellek gerektirmektedir.

Bilgisayar Algoritması

1. Malzeme özellikleri A,B,n,R, deneme sayısı ve X yönündeki eleman sayısı girdi olarak verilir.
2. Ayrıca sürtünme katsayısı, konik açısı, başlangıç ve çekme sonrası tel çapları girdi olarak verilir.
3. Orijinal eleman kenar uzunlukları LO ve L1 aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$L = \frac{r_f - r_{in}}{\tan\alpha} \quad (45)$$

$$LO = L/M \quad (46)$$

$$N_y = \text{INT}(D1/2LO) \quad (47)$$

$$L1 = R1/N_y \quad (48)$$

Burada r_f , r_{in} telin giriş ve çıkış yarıçapları, L kalıp uzunluğu, M X yönündeki nokta sayısıdır.

4. i) En dış eleman numarasını hesapla.

$$NG = \text{INT}(R1/L1) + 1 \quad (49)$$
- ii) Kalıp girişinde β -eğrisi boyunca her nokta için toplam plastik uzama ve gerilmeler, sınır koşulları olarak verilir.
- iii) Noktaların koordinatları x ve y belirlenir.

5. Kalıp girişindeki her eleman için r_β değerleri hesaplanır. Yardımcı program vasıtasıyla koordinatları bilinen üç nokta kullanılarak Lagrange polinomu oluşturulur ve eğri yarıçapı bulunur.

$$X = a_1y^2 + b_1y + c_1 \quad (50)$$

Eğri yarıçapı aşağıdaki denklemden bulunur.

$$1/r = \pm \frac{d^2y/dx^2}{\{1 + (dy/dx)^2\}^{3/2}} \quad (51)$$

6. Bu eksenel simetri çizgisi üzerindeki çözüm için döngünün başlangıcıdır. Burda birim uzama $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$ daha sonra kontrol edilmek üzere kabul edilir.
7. X eğrilme oranı için bir değer kabul edilir ve yaklaşım sağlandıktan sonra $P_{\alpha\alpha}$, $P_{\beta\beta}$, $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$ ve $\delta\epsilon_{\beta\beta}$ değerleri belirlenir. Noktanın yeni koordinatları aşağıdaki denklem kullanılarak bulunur.

$$du = e^{1/2} (\delta\epsilon_{\alpha\alpha}^{1+1} + \delta\epsilon_{\alpha\alpha}^{1+1}) \Delta\alpha$$

Burada dv değeri eksenel simetriden dolayı sıfırdır. Böylece C noktasının yeni koordinatları

$$C : (X_c + du, y_c)$$

olur.

8. Eksenel simetri çizgisi üzerindeki bir yan nokta β -eğrisi üzerindeki diğer noktalar için çözüm yapılır. Bunun için du deneme değeri kabul edilir. Bu ise yaklaşımın dış döngüsünü oluşturur.
9. Dv için deneme değeri kabul edilir (yaklaşım iç döngüsü). Böylece A noktasının yeni koordinatları

$$A : (X_0 + du, y_0 - dv)$$

olur.

10. C ve A noktalarını kullanarak β -eğrisi için ikinci dereceden bir polinom bulunur (langrange).

$$X = a_1y^2 + b_1y + c_1 \quad (53)$$

a_1 , b_1 ve c_1 katsayılarını bulmak için birinci noktadaki eğimi, birinci ve ikinci nokta koordinatlarını yada önceki iki nokta ve A noktasının koordinatlarını bilmek yeterlidir (langrange polinomu).

11. C-A eğrisinin yeni yay uzunluğunu bulmak için X_c ve x_0+du sınırları içerisinde sayısal integral metodu kullanılır (31 no.lu denklem).
12. Birim uzama $\delta\epsilon_{\beta\beta}^{n+1} \big|_A$ değerini hesapla (37 no.lu denklem)
13. α -eğrisine polinom uyarlamak için de 9 ile 11. adımlar arasında uygulanan yöntem tekrar edilir. ve $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}^{n+1} \big|_A$ hesaplanır (36 no.lu denklem)

$$y = a_2X^2 + b_2X + c_2 \quad (54)$$

14. A noktasındaki S_{β}^{n+1} ve S_{α}^{n+1} eğimler bulunur.

$$S_{\alpha}^{n+1} \Big|_A = 2a_2(x_0+du) + b_2 \quad (55)$$

$$S_{\beta}^{n+1} \Big|_A = 2a_1(y_0-dv) + b_1 \quad (56)$$

Kayma birim uzama da

$$\delta\epsilon_{\beta\alpha} \Big|_A^{n+1} = 1/2(S_{\beta}^{n+1} \Big|_A - S_{\alpha}^n \Big|_A) \quad (57)$$

denklemden elde edilir.

15. $\delta\epsilon_{\gamma\gamma}$ hacim sabitliği prensibinden bulunur (22 no.lu denklem)

16. X, K ve Z gerilim oranları bulunur (9,10 ve 11 no.lu denklemlerden)

17. $P_{\alpha\alpha}^*$ değeri denklem 24'den hesaplanır.

18. β -eğrisi boyunca denge denklemlerinin integrali alınır.

- i) C noktasındaki başlangıç değerleri bilinmektedir.

- ii) $P_{\beta\alpha}$, X ve K değişimleri ikinci dereceden polinomlar olarak ifade edilir.

$$P_{\beta\alpha}(y) = P_1 y^2 + P_2 y + P_3 \quad y_b, y_0-dv \quad (58)$$

sınırları arasında,

$$X(y) = X_1 y^2 + X_2 y + X_3 \quad y_b, y_0-dv \quad (59)$$

sınırları arasında

$$K(y) = K_1 y^2 + K_2 y + K_3 \quad y_b, y_0-dv \quad (60)$$

$$P_{\beta\alpha}(X) = P_1 X^2 + P_2 X + P_3 \quad X_b, X_0+du \quad (61)$$

- iii) $\beta=y$ ve $\alpha=x$ kabul edilerek β -eğrisi üzerinde $Y_c < Y < y_0-dv$ sınırları içerisinde dördüncü dereceden Runge Kutta algoritması kullanılarak 29 no.lu denge denklemi çözülür ve P bulunur.

$$C_1 = f(y_0, P_{\beta\beta} \Big|_O) \quad (62)$$

$$C_2 = f(y_0+1/2h, P_{\beta\beta} \Big|_O + 1/2C_1) \quad (63)$$

$$C_3 = f(y_0+1/2h, P_{\beta\beta} \Big|_O + 1/2C_2) \quad (64)$$

$$C_4 = f(y_0+h, P_{\beta\beta} \Big|_O + 1/2C_3) \quad (65)$$

$$h = y_1 - y \quad (66)$$

$$P_{\beta\beta} \Big|_1 = P_{\beta\beta} \Big|_O + 1/6h(C_1+2C_2+2C_3+C_4) \quad (67)$$

bulunur.

19. Bulunan bu $P_{\beta\beta}$ değeri ile $P_{\beta\beta}^*$ değeri karşılaştırılır ve dv değerinin geçerliliği araştırılır.

$$|P_{\beta\beta} - P_{\beta\beta}^*| < \delta \quad (68)$$

Bu eşitsizlik sağlanmıyorsa yeni bir dv değeri kabul edilerek 8. adımdan itibaren tekrar edilir. Kök bulmada ara değer ters interpolasyon metodları kullanılmıştır.

20. Kök bulunduktan sonra α -eğrisi üzerinde 18 ve 19. adımlarda bahsedilen şekilde denge denklemi $P_{\alpha\alpha}$ için çözülür.

21. Bu değer $P_{\alpha\alpha}^*$ ile karşılaştırılır.

$$|P_{\alpha\alpha} - P_{\alpha\alpha}^*| < \delta$$

Bu eşitsizlik sağlanıncaya kadar dış döngü 7. adımdan itibaren tekrar edilir. Kök bulunduktan sonra A noktasının yeni koordinatları belirlenmiş olur.

$$(X_A, Y_A) \equiv (x_0+du, y_0-dv)$$

22. A noktası için tüm ilgili değişkenler belleğe alınır.

23. β -eğrisi üzerindeki diğer bir noktaya ilerleyerek 7-23. adımlardaki yöntem aynen tekrar edilir. Kalıp ve tel ortak yüzeyine gelindiğinde $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$ değeri kalıp geometrisi kullanılarak kontrol edilir.

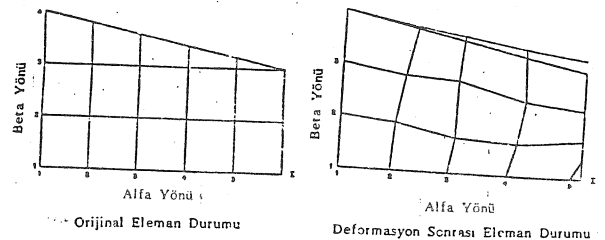
$$\text{Beta}(I,J) - R_{di}(I,J) < \delta$$

Eğer bu eşitsizlik sağlanmıyorsa 6. adıma dönerek $\delta\epsilon_{\alpha\alpha}$ değeri değiştirilir ve tüm yöntem tekrar edilir; sağlanıyorsa 7. adıma dönerek eksenel simetri çizgisi üzerindeki diğer noktanın çözümüne geçilir.

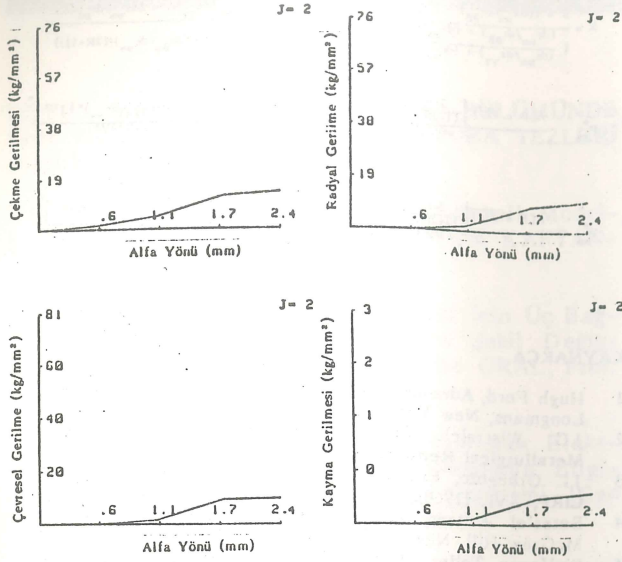
24. İşlem birden fazla aşamalı ise 4. adıma dönülür ve diğer aşama için çözüme başlanır.

25. En son aşama da çözüldükten sonra program son bulur.

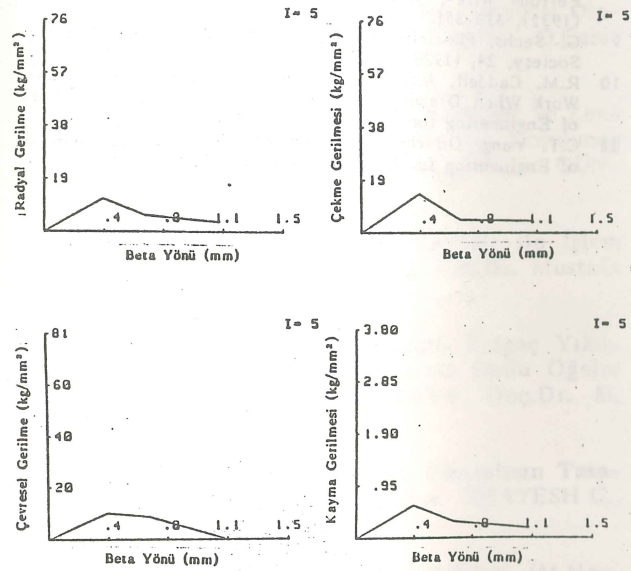
Örnek bilgisayar çıktıları aşağıdaki sayfada Şekil 6 ile Şekil 11 arasında verilmiştir.



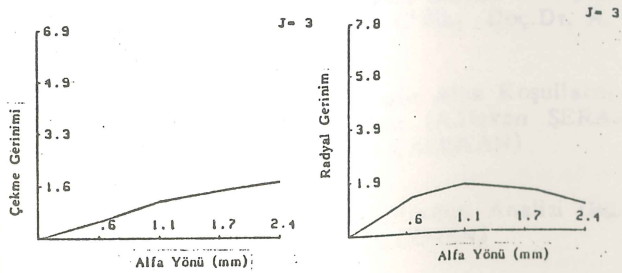
Şekil 6 Original ve deformasyon sonrası elemanların durumu



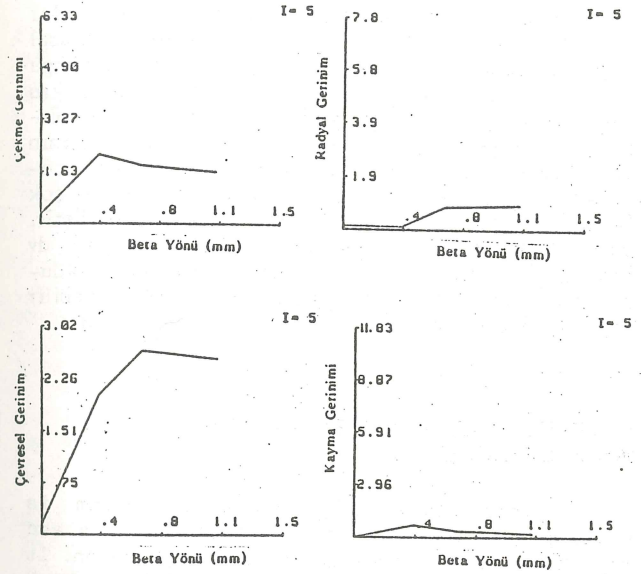
Şekil 7 α-yönündeki gerilme değişimleri



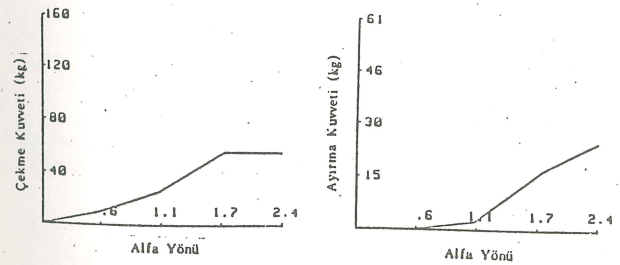
Şekil 8 β-yönündeki gerilme değişimleri



Şekil 9 α-yönündeki birim uzama değişimleri



Şekil 10 β-yönündeki birim uzama değişimleri



Şekil 11 α-yönündeki çekme kuvveti ve kap ayırma kuvvetleri

SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Bu çalışmada, tel çekme işlemini analiz edebilmek amacı ile sonlu farklar yöntemini kullanan ve üç boyutlu gerilme şartları altında izotrop olmayan ve şekil değiştirme ile pekleşen bir malzeme modelini kullanan yeni bir teori geliştirilmiş olup, tel üzerinde oluşan gerilme ve birim uzamaları eleman eleman çözmek için bir bilgisayar programı oluşturulmuştur. Karşılaştırma amacı ile mevcut teoriler kullanılarak çözümsel hesaplamalar da yapılmış ve yaklaşık sonuçlar elde edilmiştir. Program, tel çekme işlemi boyunca birim uzama, gerilme ve yer değiştirmelerin koordinatlara bağlı olarak değişimini takip etme imkânını vermektedir. Teoride, deforme olan elemanların polinomlarla ifade edilmesi çeşitli şekil değiştirmelere uyarlanabilme imkânı vermekte ve gelecekte daha kompleks kalıp geometrilerine de adapte edilebilir bir özellik sağlamaktadır.

Sayısal çözüm sınır koşullarına bağlı olup bunlar da deneysel verilerden veya diğer bölgelerin sayısal çözümlerinden elde edilir. Eleman sayısının ve döngü içindeki deneme sayısının artırılması ile daha doğru neticelerin alınabileceği gözlemlenmiştir. Fakat bilgisayar bellek kapasitesi nedeniyle eleman sayısının daha fazla artırılması mümkün değildir. Döngü içerisindeki deneme sayısı da hesaplama nedeniyle çok fazla artması nedeniyle fazla yükseltilememiştir. Yaklaşımın sağlanabilmesi büyük ölçüde du ve dv başlangıç değerlerine ve sınır koşullarına bağlı olduğundan bazı noktalarda çözüm elde edilemeyebilir veya o noktalarda doğru neticeler alınamayabilir.

COMPUTER AIDED MODELLING OF WIRE DRAWING

In this study, a numerical algorithm is developed to determine the plastic stresses and resulting deformations in the drawing region. It consists of a finite difference technique which solves the plasticity equations to compute the space variation of the stresses and strains. The problem is treated as a three-dimensional stress-strain case for an anisotropic and strain-hardening material model.

$$X = \frac{2 + ((d_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta}) - (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma}))((d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma}) + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})R)}{(d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta}) + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\gamma\gamma})R + (d\epsilon_{\alpha\alpha}/d\epsilon_{\beta\beta})R} + (1 + (u/(d\epsilon_{\beta\alpha}/d\epsilon_{\alpha\alpha}))(2R+1)))$$

$$P_{\alpha\alpha}^* = \frac{A[B + \sqrt{2/3}] \left[\frac{2+R}{(1+2R)^2} ((d\epsilon_{\gamma\gamma}-Rd\epsilon_{\alpha\alpha})^2 + (d\epsilon_{\beta\beta}-Rd\epsilon_{\alpha\alpha})^2 + R(d\epsilon_{\beta\beta}-d\epsilon_{\alpha\alpha})^2) \right]^{1/2}}{\sqrt{3/2} \{ (R(X-K))^2 + (K-1)^2 + (1-X)^2 + 2NZ^2/(2+R) \}^{1/2}}$$

$$P_{\alpha\alpha}^* = \frac{A[B + \sqrt{2/3}] \left[\frac{2+R}{(2+2R)^2} ((d\epsilon_{\gamma\gamma}-Rd\epsilon_{\alpha\alpha})^2 + (d\epsilon_{\beta\beta}-d\epsilon_{\alpha\alpha})^2 + R(d\epsilon_{\beta\beta}-d\epsilon_{\alpha\alpha})^2) \right]^{1/2}}{\sqrt{3/2} \{ 2(X-1)^2/(2+R) \}^{1/2}}$$

KAYNAKÇA

- 1 Hugh Ford, *Advanced Mechanics of Materials*, Wiley London, Longmans, New York, 1963.
- 2 J.G. Wistreich, *The Fundamentals of Wire-Drawing*, *Metallurgical Reviews*, 3, (1958), 10.
- 3 J.I. Orbegozo, *Fracture in Wire-Drawing*, *Annals of the CIRP*, XVI, (1968), 319-330.
- 4 Betzalel Avitzur, *Metel Forming Processes & Analysis*, McGraw-Hill, New York, 1968, 219-249.
- 5 Wolfgang Teller, *Present State of Wire-Drawing*, *Wire-World International*, vol.18, 1976.
- 6 W. Johnson and P.B. Mellor, *Engineering Plasticity*, John Wiley & Sons, 1983.
- 7 E.A. Davis and S.J. Dokos, *Theory of Wire-Drawing*, *Journal of Applied Mechanics*, 1944.
- 8 E.L. Francis and F.C. Thompson, *The Drawing of Non-Ferrous Wire*, *Journal of the Institute of Metals*, 46, (1931), 313-351.
- 9 G. Sachs, *Plasticity Problems in Metals*, *Trans. Faraday Society*, 24, (1928), 84-92.
- 10 R.M. Caddell, A.G. Atkins, *The Influence of Redundant Work When Drawing Rods Through Conical Dies*, *Journal of Engineering for Industry*, 1968, 411-419.
- 11 C.T. Yang, *On the Mechanics of Wire-Drawing*, *Journal of Engineering for Industry*, 1961, 523-530.

ODTÜ MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜNDE 1987 YILINDA TAMAMLANAN DOKTORA TEZLERİ
(Başlık, öğrenci, tez yöneticisi)

Bilgisayar Yardımıyla Alın Dişlilerin Dinamik Model-
lenmesi (Sahir ARIKAN, Prof.Dr. Bilgin KAFTAN-
OĞLU)

Çok Tabakalı Bileşik Levhaların Analizi İçin Üç Bağ-
lantı Noktalı Anizoparametrik Kayma Şekil Değiş-
tirmeli Bir Melez Sonlu Eleman (Suha ORAL, Prof.
Dr. Bilgin KAFTANOĞLU)

Vurum Zincir Özelliklerinden Faydalanılarak Elekt-
ro-Erozyon (EDM ile İşleme Performansının Bilgi-
sayar Yardımı ile Belirlenmesi ve Denetimi (Can
ÇOĞUN, Doç.Dr. Abdülkadir ERDEN)

ODTÜ MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜNDE 1987 YILINDA TAMAMLANAN YÜKSEK LİSANS TEZLERİ
(Başlık, öğrenci, tez yöneticisi)

Eşeksenel Jetlerin Karışma Bölgesinin Deneysel Ola-
rak İncelenmesi (Bilgin ÇELEN, Doç.Dr. O.Cahit
ERALP)

Basıncılı Su Reaktörlerinde Yakıt Uzaklığı ve Zen-
ginleşmeyi Değiştirerek En Uygun Yanma Koşulunun
Saptanması (Yousef AJWAH, Doç.Dr. Güngör GÜN-
DÜZ)

Soğuk Ekstrüzyon İçin Bilgisayar Yardımı ile İşlem
ve Kalıp Tasarımı (M.Tunç GÜNEŞ, Doç.Dr. Mustafa
İ. GÖKLER)

Bir Boru İçerisindeki Dönel Bakışlı Burgaç Yıkıl-
ması İçin Navier-Stokes Eşitliklerinin Sonlu Öğeler
Yöntemi ile Çözümü (M.Tanık KAYA, Doç.Dr. M.
Haluk AKSEL)

Eğitim Amaçlı Komple Bir Klima Santralinin Tasa-
rımı ve İmalatı (Mahmoud Mostafavi GHAYESH G.,
Doç.Dr. Arif İLERİ)

Gecikmelerin Kontrol Sistemlerine Etkileri (M.Nec-
mi MÜNGAN, Doç.Dr. M.Kemal ÖZGÖREN)

Havali Götürücülerin Bilgisayarla Tasarımı ve Ana-
lizi (Necmi AYDIN, Doç.Dr. Y.Samim ÜNLÜSOY)

Sıkıştırma Oranı ve Benzin-Metanol Karışımlarının
Buji Ateşlemeli Bir Motorun Eksoz Gazları Emisyon-
ları Üzerindeki Etkisi (Turan CİVİL, Doç.Dr. A.
Demir BAYKA)

Küremsi Ses Kaynakları İçin Özgür Alan Koşulların-
da Ses Gücü Belirleme Hataları (A.Hakan ŞERA-
FETTİNOĞLU, Doç.Dr. Mehmet ÇALIŞKAN)

Robot Kolların Kinematik ve Dinamik Analizi (Bü-
lent DAĞ, Doç.Dr. M.Kemal ÖZGÖREN)

Bilgisayar Yardımı ile Malzeme Özelliklerinin Plastik
Bölgede Modellenmesi (Metin KARAKAYA, Prof.Dr.
Bilgin KAFTANOĞLU)

Boruların Şişirilmesi İçin Bilgisayar Yardımı ile Ta-
sarım (Kutlu KARAVELİOĞLU, Y.Doç.Dr. Mustafa
İ. GÖKLER)

Bilgisayar Destekli Hidrolik Çatlama Tasarımı
(Mehmet ERHUN, Doç.Dr. O.Selçuk YAHŞI)

Yatay Bir Boruda İki Fazlı Akımların Kararsızlığı
(Syed Obaid Ul Haq HAQQI, Doç.Dr. Hafit YÜNCÜ)

Bilgisayar Yardımıyla Düz ve Helisel Dişli Tasarımı
(Oya YAHŞI, Prof.Dr. Bilgin KAFTANOĞLU)

Preslerde Saç Metal Kesme İşlemleri İçin Şerit
Malzeme Yerleşimi ve Kalıpların Bilgisayar Yardımı
ile Tasarımı (Hakan BÜYÜKBAŞ, Doç.Dr. Mustafa
İ. GÖKLER)

Çevresel Akış Bozulmasının Eksenel Kompresör Üze-
rindeki Etkisinin Deneysel İncelenmesi (Serdar DES-
TİCİOĞLU, Doç.Dr. O.Cahit ERALP)

Yatay Dövme Kalıplarının 2 1/2 Eksenli Sayısal De-
netimli Freze Tezgahlarında İmal Edilebilmesi İçin
Bilgisayar Yardımı ile Parça Programlarının Hazır-
lanması (Hikmet BAŞTÜRK, Doç.Dr. Mustafa İ.
GÖKLER, Doç.Dr. Hakkı ESKİCİOĞLU)

Tel Çekme İşleminin Bilgisayar Yardımı ile Analizi
ve Modelleştirilmesi (Cihat AKSOY, Prof.Dr. Bilgin
KAFTANOĞLU)

Kam İzleyicisi Zıplama Olayının Deneysel ve Anal-
itik Yöntemlerle Araştırılması (Şölen ŞEN, Doç.Dr.
Mehmet ÇALIŞKAN)

Suyun Aşırı Soğutulmuş Kabarcıklı Kaynamalı Akı-
mının Deneysel Olarak İncelenmesi (Servet TULUM,
Prof.Dr. Orhan YEŞİN)

X-Işını Floresans Analizinde Soğutma-Şiddetlendirme
Etkilerinin Düzeltilmesi İçin Kullanılan Matematiksel
Yöntemler (İsmail YAZICI, Doç.Dr. Tülay YEŞİN)

Candu Tipi Basıncılı Ağır Sulu Bir Reaktörün İvedi
Su Temin Sisteminin Hata Yapma Olasılığının İnce-
lenmesi (Taner ALTINOK, Prof.Dr. Orhan YEŞİN)

Çentikli Parçalarda Yorulma Hasarı Birikimi (Alp-
arslan GÜMÜŞ, Doç.Dr. Ö.Gündüz BİLİR)

Çözünür ve Yanar Zehirlerin PWR Kalbinin Ömrü
Üzerindeki Etkileri (Serhat ALTEN, Doç.Dr. Güngör
GÜNDÜZ)

Mikro İşlemcili İki Eksenli Denetim Birikimi Üzerine
Yazılım Geliştirilmesi (Murat USER, Doç.Dr. Hakkı
ESKİCİOĞLU)

İki Boyutlu Yapı Elemanlarının Titreşim Biçimi Çözümü (Nihat OKYAY, Doç.Dr. Mehmet ÇALIŞKAN)

Türkiye'nin Çeşitli Yörelereinden Alınan Kil Örnekleri ve Toprak Fraksiyonları Tarafından Stronsiyumun Tutulma Davranışının İncelenmesi (Sinan HATİPOĞLU, Doç.Dr. Hale GÖKTÜRK, Prof.Dr. Hasan N.ERTEN)

Boşluk Oranı Belirlenmesinde Kullanılan Bir Gamma Işınlı Ölçüm Aracının Performansının Deneyel Olarak İncelenmesi (Ahmet C.OMURTAG, Doç.Dr. Tülay YEŞİN)

Sayısal İm Çözümleri İçin Bir Yazılım Paketi (İ.Aybars KÜÇÜK, Doç.Dr. Mehmet ÇALIŞKAN)

1-M² Güneşli Su Isıtıcısının Tasarımı ve Yapımı (Suat KANYILMAZ, Prof.Dr. Suha SELAMOĞLU)

ODTÜ METALURJİ MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜNÜN 1987 YILINDA TAMAMLANAN DOKTORA TEZLERİ (Başlık, öğrenci, tez yöneticisi)

7050 T7361 Alüminyum Alaşımının Tuzlu Su Sisindeki Çatlak Büyüme Davranışının Yönere Göre Değişimi (Rıza GÜRBÜZ, Prof.Dr. Mustafa DORUK)

ODTÜ METALURJİ MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜNDE 1987 YILINDA TAMAMLANAN YÜKSEK LİSANS TEZLERİ (Başlık, öğrenci, tez yöneticisi)

Koleminitin Demir-Çelik Üretiminde Kullanımı (Abdi AYDOĞDU, Doç.Dr. Naci SEVİNÇ)

% 1V İçeren Isıl İşlem Görmüş Geliştirilmiş Östenit Manganez Çeliğinin Metalografisi (İsmet Ruşen ATALAY, Doç.Dr. Erdoğan TEKİN)

Türk Pirit Küllerinin Değerlendirilmesi (Gürsel ALBAYRAK, Doç.Dr. Ahmet GEVECİ)

Kolominitin Asidik Sinter Üretiminde Kullanımı (Hakan SARINALBANT, Doç.Dr. Yavuz TOPKAYA)

M.K.E.K. Ç 5190 Çeliğinin Aşınma Direncinde Mikroyapının Etkisi (Kazım BAYSAN, Doç.Dr. Haluk ATALA)

ODTÜ ENDÜSTRİ MÜHENDİSLİĞİ BÖLÜMÜNDE 1987 YILINDA TAMAMLANAN YÜKSEK LİSANS TEZLERİ

(Başlık, öğrenci, tez yöneticisi)

Benzetim Modellerinde Küme Ortalamaları Yöntemi ile Çıktı Analizi (Ş.Yıldırım ÜNAL, Y.Doç.Dr. Murat KÖKSALAN)

Çok Amaçlı Karar Vermede Tercih Kararları (Gamze TOKOL, Y.Doç.Dr. Murat KÖKSALAN)

Stokastik Yem Karışımı Problemi (Selçuk EREN, Y.Doç.Dr. Nesim ERKİP)

Akış Tipi Bir Üretim Sisteminde Bir Benzetişim Uygulaması (A.Celal KAPLAN, Y.Doç.Dr. Nesim ERKİP)

Yedek Çöp Toplama Kamyonlarının Planlanması İçin Bir Karar (Gülser HACISALİHOĞLU, Prof.Dr. Halim DOĞRUSÖZ)

Destekleme Fiyat Politikasının Buğday Üretimi ve Pazarı Üzerindeki Etkileri (Güneş GÜLSEN, Prof.Dr. Halim DOĞRUSÖZ)

ROLER, LÖDER, DÖKÜM KUTULARI, ÇELİK KUTULAR, TREYLERLER, YÜZLÜKLÜK
İK SAYAÇ, ÇELİK TÜRLEMLER, ÇEKME BORULAR, BAKIR, PİRİNÇ, GÜÇ GEÇERLER, KONDANSE
GALVANİZLİ DİKENLİ TELLER, GALVANİZLİ TELEFON HAT TELLERİ, KONTRTABLALAR, KONTRPLAKLAR,
ABRİK, AĞAÇ DOĞRAMA ve MOBİLYA İŞLERİ, DİNAMİTLER, DİNAMİT KAPSÜLLERİ, DİNAMİT
SÜLFİRİK ve AKÜMÜLATÖR ASİTLERİ, SELÜLOZİK, SENTETİK ve YAĞLI BOYALAR, Klor KAUC
BOYALAR, İNCETİCİLER, LAK NİTROSELÜLOZLARI, KONSANTRE LAKLAR, TROTİLLER, DİNİTROTOLO
HER GÜÇTE KURU PİLLER, BATARYALAR, AV ÇİFTLERİ, AV MALZEMELERİ, HER CİNS SİLAH ve MÜHİM
FREZE, PLANYA ve MATKAP TEZGAHLARI, DOKUMA TEZGAHLARI İPLİK EĞİRME MAKİNASI, GREYDER
ROLİK SIKIŞTIRMALI ÇÖP KAMYONU, LODER, DOZER, EKSKAVATÖR, VİBRASYONLU YOL SİLİNDİRİ TEK
SAYAÇLARI, DİŞLİLER ve DİŞLİ KUTULARI, ÇELİK KONSTRÜKSİYON BARAKALAR, TREYLERLER, ÖZEL
TÜRLEMLER, DİKİSSİZ ÇELİK ÇEKME BORULAR, BAKIR, PİRİNÇ ve BRONZ GEREÇLER, KONDANSE BORU ve
GALVANİZLİ DİKENLİ TELLER, GALVANİZLİ TELEFON HAT TELLERİ, KONTRTABLALAR, KONTRPLAKLAR, YONGA, L
KONUTLAR, AĞAÇ DOĞRAMA ve MOBİLYA İŞLERİ, DİNAMİTLER, DİNAMİT KAPSÜLLERİ, DİNAMİT FIT
SEKLERİ, SÜLFİRİK ve AKÜMÜLATÖR ASİTLERİ, SELÜLOZİK, SENTETİK ve YAĞLI BOYALAR, Klor KAUC
KALAR, İNCETİCİLER, LAK NİTROSELÜLOZLARI, KONSANTRE LAKLAR, TROTİLLER, DİNİTROTOLO
GÜÇTE KURU PİLLER, BATARYALAR, AV ÇİFTLERİ, AV MALZEMELERİ, HER CİNS SİLAH ve MÜHİM
FREZE, PLANYA ve MATKAP TEZGAHLARI, DOKUMA TEZGAHLARI İPLİK EĞİRME MAKİNASI, GREYDER
RİTİMALI ÇÖP KAMYONU, LODER, DOZER, EKSKAVATÖR, VİBRASYONLU YOL SİLİNDİRİ TEK
DİŞLİLER ve DİŞLİ KUTULARI, ÇELİK KONSTRÜKSİYON BARAKALAR, TREYLERLER, ÖZEL



CHIREK

YAYIN İLKELERİ

Amaç

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

Kapsam

a) Dergi amaçları doğrultusunda aşağıda belirtilen konularda veya bunlara yakın konulardaki yazıları yayınlar;

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 yayınlanacak 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) 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 amaçlamış-

tir. Türkiye koşullarını da gözönüne alarak, bu kalite düzeyinin sürdürülmesi için gerekli tüm çaba ve titizlik gösterilecektir. Dergiye 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.

ÇALIŞMA İLKELERİ

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

Derginin yönetimi ile ilgili "Dergi Danışma Kurulu" ve "Dergi Yayın Kurulu" olmak üzere iki organ vardır.

Dergi Danışma Kurulu olağan olarak yılda bir kez toplanır ve geçen yılın yayın politikasını belirler. Danışma Kurulu her yıl yeniden oluşturulur.

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.

REKLAM İLKELERİ

Derginin arka kapaktan önceki sayfaları reklam amacı ile firma ve kuruluşlara ayrılır. Bu sayfalarda yayınlanacak reklamlar aşağıdaki ilkeleri sağlamalıdır.

- Firmanın kendisini teknolojik, personel, ekonomik vb., açıdan tanıtan, ürünlerini ve ürünlerinin uygulama alanlarını belirten, firmanın uzmanlık konularını vurgulayan yazılar.
- Firma tarafından geliştirilen yeni bir ürün ya da teknolojiyi tanıtan yazılar.
- Makina tasarım ve imalatında kullanılacak ve firmaya özgü cetvel, abak, resim vb., bilgiler.

Yukarıda belirtilen ilkeler içinde hazırlanan reklam yazıları, yayın kurulu tarafından incelenir ve dergi yayın kalitesine uygun bulunursa basılır. Yayın kurulu gerekli gördüğü durumlarda düzeltme önerileri getirebilir.

Journal of MECHANICAL DESIGN AND PRODUCTION

Journal of Mechanical Design and Production is a quarterly 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 standart.

MAKALE GÖNDERME KOŞULLARI

Makina Tasarım ve İmalat Dergisine yurt içinden ya da yurt dışından isteyen herkes yayınlanmak 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 değerlendirilecek ve sonuç olumlu ya da olumsuz olsa da, yazarına bildirilecektir.

Makina Tasarım ve İmalat Dergisinde aşağıdaki makaleler yayınlanabilir.

- 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 ve ya bu dergide yayınlanan bir makaleyi tartışan yazılardır.

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.

Makalelerin Yapısı

Makaleler, aşağıda verilen yapıda olacak şekilde hazırlanmalıdır.

- Makalenin adı
- Yazar(lar) ad(lar)ı, ünvanları, bağlı olduğu kuruluş ve kuruluşun bulunduğu il.
- Özet
- Makalenin ana kısmı
- Teşekkür (gerekli ise)
- İngilizce başlık ve özet
- 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 bulunduğu il verilmelidir. Ayrıntılı görev ve adres ise ayrı bir kağıtta ve yazarların kısa özgeçmişleri ile birlikte belirtilmelidir.

Özette sadece sonuçlar değil fakat makalenin tümü çok kısa ve öz şekilde açıklanmalıdır. Özet, makalenin konusu, kapsamı ve sonuçları hakkında fikir verebilmeli, ilgili anahtar sözcük ve deyimleri içermelidir. 100 kelimeli geçmeyen Türkçe özeti İngilizcesi de Türkçe özetten sonra 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 tanımlı, 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 verilmesine 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 Bağıntılar

Matematiksel bağıntılar, 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 "1" (le) harfi ile "1" (bir) sayısının, "O" harfi ile "0" (sıfır) sayısının karıştırılmamasına özen gösterilmelidir. Metin içindeki bağıntılar 1 (bir)'den başlayarak sıra ile numaralandırılmalı ve bu numaralar eşitliğin bulunduğu satırın sağ kenarına parantez "()" içinde verilmelidir.

Birimler

Zorunlu olmadıkça sadece S.I. birimleri kullanılmalıdır. S.I. dışında birim kullanıldığında, fiziksel büyüklüğün S.I. eşdeğeri ve birimi parantez içinde verilmelidir.

Şekiller ve Çizelgeler

Şekiller, küçültme ve basımda sorun yaratmamak için siyah mürekkep ile, düzgün ve yeterli çizgi kalınlığında aydınlar 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.

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.

Resimler

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

Kaynakça

Makale içinde gönderme yapılan (atıfta bulunulan) her türlü basılı yayın makalede söz edildiği sırada ve köşeli parantez [] içinde verilmelidir. Dergilerde yayınlanan 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, **Trans, 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

Makaleler yaklaşık 4000 kelimeli ve 10 adet şekli ve çizelgeli aşmaya-
cak şekilde hazırlanmalıdır. 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 düzenleme-
den sonra kontrol için basımdan önce yazarına gönderilir.

Yayınlanın veya yayınlanmasın gönderilen makaleler yazarına geri
gönderilmez. Yazılardaki fikir ve görüşler yazarına, çeviriden doğacak so-
rumluluk ise çevirene aittir.

YAYIN HAKKI

Dergide yayınlanan makalelerin her türlü yayın hakkı Makina Tasarım ve
imalat Derneği'ne aittir. Dergideki yazılar, yazılı izin almadan başka yerde ya-
yınlanamaz ve çoğaltılamaz.

YAZIŞMALAR

Belirtilmemesi durumunda konuyla ilgili yazışmalar birinci yazarın adre-
sine gönderilir.

1. Örnek dip notu