

EKLER

BORU ÇELİKLERİNİN KIRILMA TOKLUĞUNUN J-INTEGRAL YÖNTEMİYLE BELİRLENMESİ

C B Ü Soma Meslek Yüksekokulu Teknik Bilimler Dergisi Yıl:2007 Cilt: 1 Sayı: 7

Dr. Zakir TAŞ¹

Ar. Gör. Aytekin POLAT²

Özet

Bu çalışmada elasto-plastik kırılma mekaniği metotlarıyla boru çeliklerinin kırılma mekaniği özelliklerinin karakterizasyonu ön plana alınmış; bu amaçla J-integral konsepti kullanılmıştır. Kırılma mekaniği deneyleri üç nokta eğme numunelerinde oda sıcaklığında yapılmıştır. Çatlak mukavemet eğrileri çoklu numune yöntemi kullanılarak elde edilmiştir. Kırılma tokluğu ile, belirlenmesi nispeten daha basit olan çentik darbe tokluğu arasındaki bağıntı araştırılmıştır.

Anahtar Kelimeler: Kırılma tokluğu, çentik darbe tokluğu, J-integral, çoklu numune metodu.

Abstract

in this study, the characterization of the fracture-mechanics behavior of pipe line steels was done by using elastic-plastic fracture mechanics method. For this purpose, j-integral concept was used. The fracture mechanics experiments were accomplished by using three point bending samples at room temperature. For the determination of the crack growth resistance curves, multi-sample method was used in the experiments. Connection between fracture toughness and notched impact toughness which its determination relatively is simple to fracture toughness was examined. Keywords: Fracture toughness, impact toughness, j-integral, multi-sample method.

1. GİRİŞ

Petrol ve doğal gaz nakil boru hatlarında, sistemin güvenliği için API 5L standardına uygun sertifikalı borular tercih edilmektedir. Bu çeliklerin gelişimindeki itici güç, petrol ve doğal gaz taşınmasında boru hattı işletmecilerinin özellikle emniyet ve ekonomik taleplerinden kaynaklanmıştır. Yüksek mukavemet ve et kalınlığına sahip yeni çeliklerin kullanıma sunulmasıyla oldukça düşük yatırım ve işletme maliyetleri mümkün olabilmektedir. Boru hattı boyunca ilerleyen tok çatlakları durdurmak için, artan iç basınçla birlikte aynı zamanda asgari çentik vurma tokluğunun da (Hulka ve Heisterkamp, 1989, s. 1) yükseltilmesi gerekmektedir.

Konstrüksiyon malzemelerinin mekanik özelliklerinin tamamen kullanılabilmesi için, işletme koşullarındaki bir parçanın zorlanma davranışına uygun ve çeşitli kırılma ihtimallerine karşı yeterli emniyeti sağlayan hesaplama ve test metotlarının kullanılması gereklidir. Mekanik zorlanmaya maruz bir konstrüksiyon için en tehlikeli durum, fazla miktarda can ve mal kaybı ile beraber hasarla sonuçlanan kırılma halidir. Yüksek emniyet ve çevre taleplerinden dolayı kırılmaların fiziksel ve metalürjik nedenleri üzerindeki araştırmaların yoğunlaşmasına yol açmıştır (Blumenauer ve Pusch, 1993, s. 10).

¹ Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsü Mühendislik Fakültesi, Gebze-Kocaeli, tas@gyte.edu.tr

² Gebze Yüksek Teknoloji Enstitüsü Mühendislik Fakültesi, Gebze-Kocaeli, apolat@gyte.edu.tr

Kırılmayı tanımlayan K_{Ic} parametresi gevrek malzemelerde çatlak ucunda meydana gelen plastik bölgenin büyüklüğüne göre malzemenin kırılmaya karşı direncini ifade eden bir büyüklük olarak kullanılmaktadır. Ancak çatlak ucunda meydana gelen plastik bölgenin büyümesi ya da malzemenin süneklik göstermesi nedeniyle K_{Ic} nin yetersiz kalması neticesi elasto-plastik kırılma mekaniği parametreleri geliştirilmiştir.

Kırılma mekaniği hesaplamaları çatlak ucundaki plastik şekil değişiminin küçük olduğu varsayımıyla elde edilmiştir. Çatlak ucunda büyük akma bölgelerinin ortaya çıkması ve böylece de plastik zonun yarıçapının, çatlak boyu ve numune ebatlarına nazaran küçük olmaması durumunda lineer elastik kırılma mekaniği konsepti geçerliliğini kaybetmektedir (Pardun, 1998, s. 22). Akma mukavemeti 1200 N/mm^2 den küçük çelikler için lineer elastik kırılma mekaniği doğrudan kullanılamaz (Strassburger, 1976, s. 77).

Sünek malzemelerin elasto-plastik kırılma mekaniğine göre kırılma tokluğunun belirlenmesi, uzun zaman alan, zor, yorucu ve maliyetli bir çalışmayı gerektirmektedir. Bu çalışmanın amacı, boru hattı çeliklerinin kırılma tokluğunun j-integral yöntemiyle belirlenmesi ve belirlenmesi nispeten daha basit olan çentik darbe tokluğu ile kırılma tokluğu arasındaki bağıntıların araştırılmasıdır. Böylece çentik darbe tokluğunun bilinmesi veya deneysel olarak elde edilmesi durumunda kırılma tokluğunun tahmin edilmesiyle zaman ve maliyet tasarrufu sağlanması mümkündür.

2. MATERYAL VE YÖNTEM

Deney Malzemeleri ve Numunelerin Hazırlanması

Deneysel çalışmalarda standart karşılığı API5L olan X52, X60 ve iki farklı X65 tipi boru çelikleri kullanılmıştır. Bu çalışmada kullanılan çeliklerin kimyasal bileşimleri Tablo 1'de verilmiştir. Kırılma özelliklerinin belirlenmesi için çentik darbe ve üç nokta eğme deneyleri öngörülmüş ve bu çeliklerden ASTM 399-90 standardında belirtilen ölçülere göre üç nokta eğme numuneleri, DIN 50 115'e göre de çentik darbe numuneleri hazırlanmıştır.

Üç nokta eğme numunelerine $a/W = 0.4$ olacak şekilde freze tezgahında 60° lik freze çakısıyla çentikler açılmıştır. Bazı numunelerde freze çakısının sivri ucunda meydana gelen körelmeleri telafi etmek amacıyla çentik uç yarıçapının mümkün olduğunca küçük olması için kalınlığı 0.4 mm olan hassas numune testeresi kullanılmıştır. Zira çentik uç yarıçapının yeterli derecede küçük olmaması, yorulma çatlakları oluşturma esnasında birbirinden bağımsız birden fazla yerde çatak oluşumuna yol açmakta; bu da numunenin ıskartaya çıkmasına neden olmaktadır.

Talaşlı işleme açılan çentik uçlarında çatlak oluşması genelde çok uzun süreler gerektirmektedir. Bu sebeple, deneylere bir ön yorulma çatlakları ile başlamak deney süresini kısaltan etkili bir yaklaşım (Abachi vd., 1991, s. 133) olarak ortaya çıkmaktadır. Numuneler 10 Hz frekanslı yorulma yükü altında $a/W = 0.5 - 0.65$ arası olacak şekilde ön çatlaklama işlemine tabi tutulmuştur. Buradaki amaç, çentik ucundaki yarıçapın mümkün olduğunca küçük olmasını sağlamaktır.

Tablo 1: Çeliklerin kimyasal kompozisyonu.

Kimyasal Bileşim										
API 5L	C	Mn	Si	Nb	V	P	S	Cr	Cu	Al
X65 (D)	0.043	1.03	0.177	0.053	0.056	0.012	0.0044	0.023	0.017	0.032
X65 (n)	0.066	1.44	0.185	0.046	0.026	0.010	0.0042	0.014	0.009	0.037
X60	0.096	1.33	0.174	0.044	0.022	0.013	0.0062	0.034	0.020	0.025
X52	0.106	0.91	0.24	0.020	0.0017	0.013	0.007	0.017	0.021	0.039

Kırılma yüzeyleri, EDS donanımlı tarama elektron mikroskobu (SEM) ile incelenmiştir. Stretchzon ve çatlak ilerleme bölgeleri, SEM çalışmaları ve kısmen de optik mikroskopta belirlenmiştir.

Elasto-Plastik Kırılma Mekanikliği

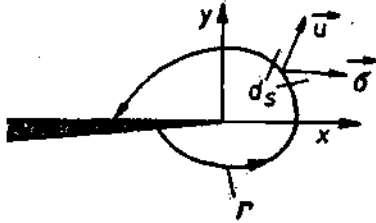
Belirli bir kritik yüklemmeden sonra çatlak ilerlemeye başlar. Böyle bir durumda, eğer büyük plastik bölgeler ortaya çıkmışsa, lineer kırılma mekaniği artık kullanılamaz. Lineer elastik kırılma davranışına dayanan K-konsepti gibi kırılma parametreleri ve kırılma konseptleri, önemini kaybetmektedirler. Bu durumda daha büyük alanlarda ortaya çıkan plastik malzeme davranışlarını hesaba katan parametre ve konseptler dikkate alınmalıdır. Elasto-plastik kırılma mekaniğinde çatlak ucu durumunun karakterizasyonu için iki alternatif parametre ortaya konmuştur. Bunlardan birisi, deformasyon veya gerilme yoğunlaşma faktörünü kullanan J-İntegral; ikincisi ise çatlak ucundaki deformasyon durumu için ölçü olan çatlak ucu açınımları δ 'dir. Her iki büyüklükte çoğunlukla birbirlerine çevrilebilir (Gross ve Seeling, 2001, s. 133).

δ -Konsepti Cottrell ve Wels tarafından ortaya atılan J-Konsepti şu önkabule dayanmaktadır: Sünek malzemelerde kırılma davranışları gerilme yoğunlaşması tarafından değil, aksine çatlak ucundaki plastik deformasyon tarafından kontrol edilmektedir. Bunun ölçüsü, çatlak ucu yer değişimi veya çatlak açınımları δ olarak ifade edilen çatlak ucunun genişlemesidir. Plastik deformasyonla köreltilmiş çatlak ucunda kritik bir çatlak açınımları δ_c 'ye ulaşıldıktan sonra -malzeme ve zorlanma şartlarına bağlı olarak- kararsız veya kararlı çatlak ilerlemesi ortaya çıkmaktadır.

J-integral J-integrali Rice tarafından geliştirilmiş olup, çatlak içeren bir parçada çatlak ucu etrafındaki çizgisel integrali olarak tarif edilmektedir. Genel olarak J-integrali, çatlak ilerlemesi esnasındaki potansiyel enerjinin düşüşüne eşittir.

J-integral elasto-plastik uygulamalarda çatlak ucu gerilme ve şekil değiştirme alanlarının şiddetini belirleyen bir parametre olup, lineer elastik kırılma mekaniğindeki K'ya karşılık gelir. Yani kritik K_{IC} değerinden sonra çatlak hızı ilerlemeye başlayacak ve kırılma oluşacaktır (Keleşoğlu ve Ünal, 1991, s. 60).

Rice, J-integrali Şekil 1 'de görüldüğü gibi x-y düzleminde çatlak ucu iki boyutlu olarak ele alındığında yoldan bağımsız çizgisel integral olarak (1) tanımlamıştır.



Şekil 1: J-integralin tanımı.

a : Kontura etki eden gerilme vektörü, u: yer değiştirme vektörü, T : Kontur, ds: kontur etrafındaki ilerleme, x, y: çatlak ucundaki koordinat sistemidir.

$$J = \int \left[W_\epsilon dy - \sigma \left(\frac{du}{dx} \right) ds \right]$$

(1)

Eşitlikteki W_ϵ birim hacim için yapılan iş veya elastik durumdaki gerinim enerji yoğunluğunu simgelemektedir.

Rice daha sonraki çalışmalarında doğrusal tutum göstermeyen malzemelerde J-integralin çatlak uzunluğundaki artışına göre potansiyel enerjideki değişme (potansiyel enerjinin boşalma hızı) olarak tanımlanabileceğini

$$J = -\left(\frac{1}{B}\right)\left(\frac{dU}{dA}\right) \quad (2)$$

eşitliği ile göstermiştir.

J-integralin hesaplanması için (DVM 002, 1987, s. 18) standardında (3) eşitliği verilmiştir:

$$J = \left(\frac{\eta U}{B(W - a_0)}\right) \quad (3)$$

W: Numune eni, a₀: Başlangıç çatlak uzunluğu, B: numune kalınlığı, n: yükleme v< numune geometrisine bağlı şekil faktörü, W-a₀: deney başlangıcındaki çatlak önündek kesit, U potansiyel enerji.

Deformasyon enerjisi U için şu ilişki geçerlidir:

$$U = \int_0^f Fdf \quad (4)$$

Eşitlikteki integral, kuvvet (F) - kayma (f: sehim) eğrisi altındaki alandan farksız olduğundan, bu şekilde, standart üç nokta eğme numunesinden kuvvet ve kaymanın ölçülmesiyle J-integralinin hesap edilmesi mümkündür.

J-integralin Çatlak Mukavemet Eğrisi Elasto-plastik kırılma mekaniği metoduyla bir malzemenin tokluk davranışının karakterizasyonu için çatlak mukavemet eğrileri oluşturulur. Elasto-plastik kırılma mekaniğinin çatlak mukavemet eğrisi, kırılma mekaniği zorlama parametresi J ile kararlı çatlak ilerlemesi Δa arasındaki ilişkiyi temsil etmektedir. J-kontrollü çatlak ilerlemesi için belirli sınırlar içinde J_R-eğrisi, sünek kırılma bölgesinde çatlak mukavemetini karakterize etmektedir. J-Δa eğrileriyle çatlak köreltme, çatlak harekete geçirme ve kararlı çatlak ilerlemesinin birbirini takip eden adımları kaydedilir (Şekil 2). Önce yoğun plastik şekil değişimi yoluyla çatlak ucunda bir körelme ve stretchzon biçiminde bir kıvrılma meydana gelir. J_R-eğrisinde (J- Δa) bu davranış, doğrusal bir artışla kendini ifade eder (çatlak köreltme doğrusu, blunting line). Çatlak köreltme doğrusunun (5) belirlenmesinde farklı değerlendirmeler mevcuttur:

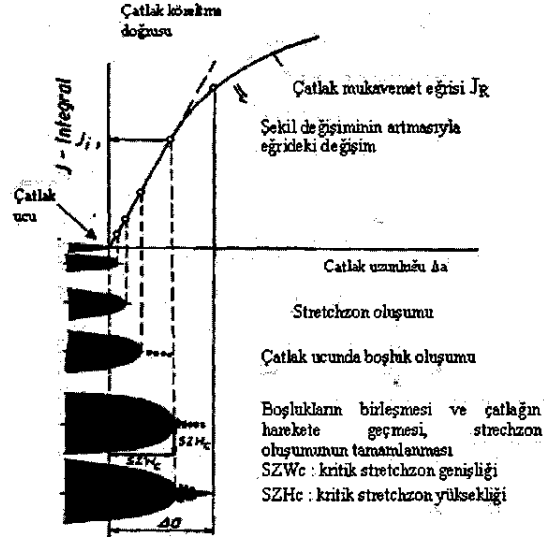
$$J = \beta \sigma_f \Delta a \quad (5)$$

ASTM 813'te p=2 olarak verilirken; Blumenauer ve Pusch'a (1993, s. 71) göre ise P faktörü malzemeye bağlı olup, sünek çelikler için 3 -5 arasındadır. σ_f, akma ve çekme gerilmesinin ortalamasını ifade etmektedir. DVM 002'ye (1987) göre ise, çatlak harekete geçme tokluğu J_{IC} ortalama kritik stretchzon genişliği Δa(szw_c) ile veya analitik çatlak köreltme doğrusunun kesişim noktasıyla belirlenmektedir. Çatlak köreltme doğrusu ile, statik dış zorlanmalar altındaki bir yorulma çatlağının artan körelmesi kaydedilmektedir.

Stretchzonun kritik değere ulaşmasıyla (szw_c)> çatlak harekete geçer. Çatlağın harekete geçmesinden sonra J-Δa eğrisinin dikliği değişir, burada hafif yataylaşan eğri üslü fonksiyonla (6) yaklaşık olarak ifade edilebilir (Regener vd., 2000, s. 8):

$$J = c_1 \Delta a^{c_2} \quad (6)$$

Burada c₁, c₂: malzemeye bağlı sabitlerdir.



Şekil 2: Çatlak ucundaki değişimleri gösteren çatlak direnç eğrisi (Blumenauer ve Pusch, 1993, s. 72).

Çatlak Mukavemet Eğrisinin Belirlenmesi İçin J-Δa Noktalarının Elde Edilme Metotları

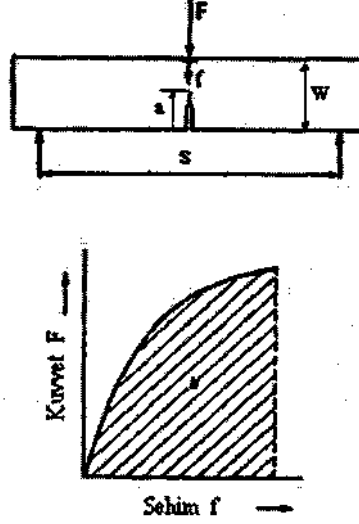
Çatlak uzunluğunun ölçümü için bir dizi yöntem geliştirilmiştir; örneğin optik yöntemler, elektriksel yöntemler (dalgalı ve doğru akım potansiyel metodu), akustik yöntemler (ultrason, dalga emisyonu), mekanik yöntemler (kısmi yük boşaltma metodu, çoklu numune metodu). Bu yöntemler duruma göre tekli ve çoklu numunede uygulanmaktadır.

Tekli numune metodunda çatlak boyunun dolaylı olarak ölçüldüğü yöntemler (elektriksel, optik, akustik) kullanılmaktadır. Bu yöntemde bir numunede çatlak boyu deney esnasında sürekli ölçülmek zorundadır. Böylece bir numunede birçok J-Δa noktası belirlenmektedir. Sınırlı numune sayılarında ve numuneden numuneye değişen büyük malzeme dağılımlarında malzemedeki çatlak ilerlemesine karşı mukavemetin dağılımıyla ilgili olarak daha fazla bilgi elde edilmektedir.

Çoklu numune metodunda çatlak uzunlukları kırılma yüzeylerinin doğrudan ölçülmesiyle elde edilir. Bir numuneden sadece bir J-Δa noktası elde edildiğinden, J-çatlak mukavemet eğrisinin elde edilmesi için birçok numuneye gereksinim vardır. J-Δa noktalarından bir J-çatlak mukavemet eğrisi belirlenmesi için sadece aynı geometri ve ölçülere sahip numuneler kullanılabilir.

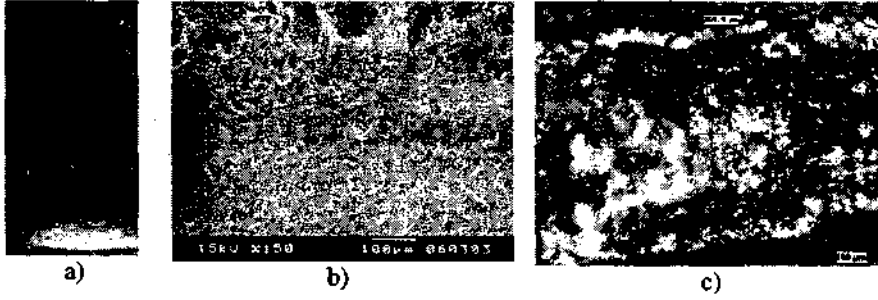
Üç Nokta Eğme Deneyi

Kırılma mekaniği deneyleri öncelikli olarak, gerek numunelerin hazırlanmasında sağladığı kolaylık bakımından, gerekse deneylerin gerçekleştirilebileceği cihazlara ulaşabilmek açısından, üç nokta eğme numunelerinde çekme - basma cihazında gerçekleştirilmiştir. Deneyler esnasında numunelerdeki çatlak ilerlemesi, uygulanan yüke bağlı olarak yük-sehim eğrileri ve bunlara ait veriler kaydedilmiştir. Deneylerinin gerçekleştirilmesi kuvvet etkime noktasının ilerleme oranı, numune genişliği W'ye bağlı olarak 0.1 W/dk. olacak şekilde, mesafe kontrollü olarak, oda sıcaklığında yapılmıştır.

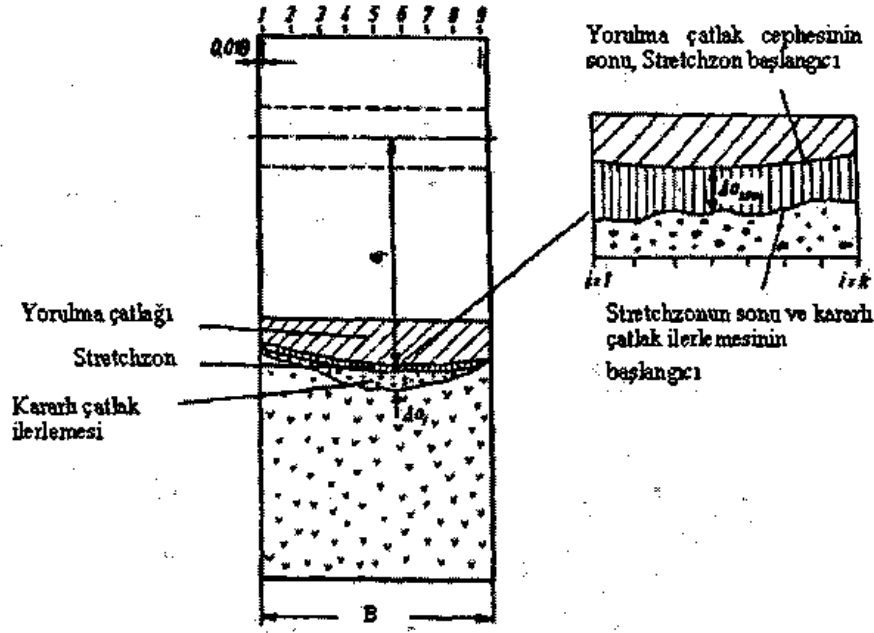


Şekil 3: Üç nokta eğme deneyi ve kuvvet-sehim eğrisinin şematik olarak gösterilişi.

Çatlak gerilim eğrisi J_R 'nin kaydedilmesi, yüke bağımlı J - Δa değerlerinin deneysel olarak belirlenmesini gerektirmektedir. J değerleri, kaydedilen kuvvet-mesafe eğrileri (Şekil 3) üzerinden belirlenmektedir. Numuneler birbirlerinden farklı kuvvet ve sehimlerde kırılmıştır. İlk numune maksimum yük-sehim oranına dek yüklenmiş, daha sonraki numunelerde ise bu oran sürekli düşürülerek, birbirinden farklı çatlak ilerleme uzunlukları elde edilmeye çalışılmıştır.



Şekil 4: Isıl renklendirmeyle markalanmış çatlak ilerleme bölgesi (a), Çatlak ilerleme uzunluğunun tarama elektron mikroskobu (b) ve optik mikroskop (c) yardımıyla belirlenmesi, (X65 (II)-çeliği).



Şekil 5: Δa çatlak ilerleme değerlerinin ölçümü (Blumenauer ve Pusch, 1993,s. 115).

Daha sonra numunelere 350 °C civarında 30 dakika tavlama işlemi uygulanarak çatlak ilerleme bölgelerinin ısıl renklendirilmesi sağlanmıştır. Bundan sonra numuneler kırılarak mikroskopik incelemeler için hazırlanmıştır. Isıl renklendirmeye markalanan çatlak ilerleme bölgelerinin görüntüleri tarama elektron mikroskopunda kaydedilmiştir. Çatlak ilerleme uzunlukları kısmen de optik mikroskopta incelenmiştir (Şekil 4). Δa yavaş çatlak ilerlemesi değerleri dokuz eşit aralıklı noktadan ölçülerek ortalaması alınmıştır (Şekil 5). Her bir çelik için elde edilen J ve Δa değerleri yardımıyla çatlak mukavemet eğrileri oluşturulmuş; kritik stretchzon genişliği yardımıyla da J_j değerleri tespit edilmiştir.

3. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

J- Δa eğrilerinin matematiksel tanımı için, deneysel olarak elde edilen noktaların gerek üslü fonksiyonla, gerekse polinom yaklaşımıyla yapılan regresyon analizleri X60 çeliğinde örnek olarak gösterilmiş (Şekil 6) ve çeliklerin her biri için elde edilen bağıntılar (7.1-7.8) eşitliklerinde verilmiştir. Çatlak mukavemet eğrilerinin matematiksel olarak üslü fonksiyonla tanımlanması yerine polinom yaklaşımı J- Δa eğrilerinin regresyonu neticesinde deneylerde elde edilen noktalara daha iyi uyum sağladığı görülmüştür. Elde edilen kırılma tokluk değerleri yanında, çentik darbe deneylerinde elde edilen çentik darbe tokluk değerleri de Tablo 2'de verilmiştir.

$$J_{65(I)} = 1036,7 (\Delta a)^{0,7249} \quad (7.1)$$

$$J_{65(II)} = -660,44\Delta a^2 + 1584\Delta a + 37,726 \quad (7.2)$$

$$J_{60} = 921,75 (\Delta a)^{0,8724} \quad (7.3)$$

$$J_{60} = -490,56(\Delta a)^2 + 1322,1 (\Delta a) \quad (7.4)$$

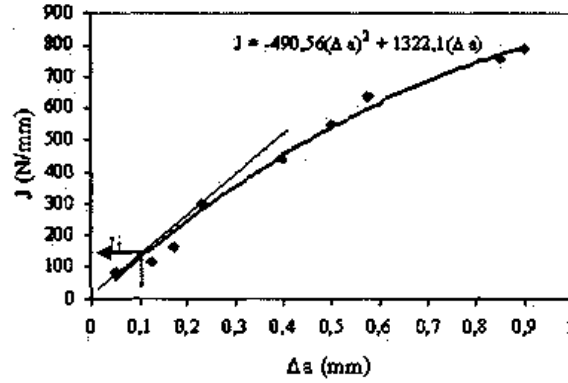
$$J_{52} = 829,01x^{0,9375} \quad (7.5)$$

$$J_{52} = -187,06(\Delta a)^2 + 972,79(\Delta a) + 4,6011 \quad (7.6)$$

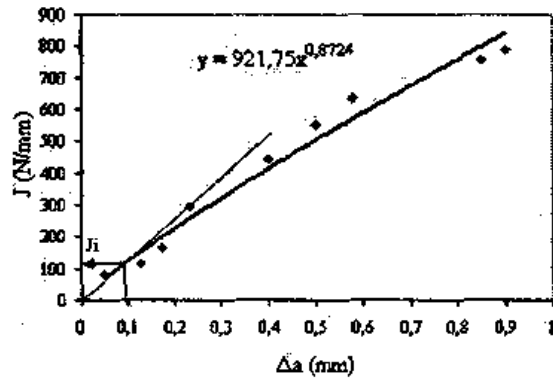
$$J_{65(III)} = -187,06(\Delta a)^2 + 972,79(\Delta a) + 4,6011 \quad (7.7)$$

$$J_{65(III)} = 851(\Delta a)^{0,69} \quad (7.8)$$

Şekil 7'de kırılma tokluğu ile çentik darbe tokluğu arasındaki ilişki gösterilmiştir. Elasto-plastik kırılma mekanikliği değerlerinin deneysel olarak belirlenmesinin yüksek zaman ve maddi kayba yol açması nedeniyle, konvansiyonel malzeme değerleriyle mümkün olabilecek bağıntıların kurulmaya çalışılması, tekrar tekrar araştırmaların konusu olmaktadır. Hem çatlak mukavemet eğrilerinin oluşturulmasında hem de çentik darbe deneyinde sünek kırılma için karakteristik olan mikroyapısal hasar mekanizmaları plastik deformasyon, çatlağın harekete geçmesi ve çatlak ilerlemesi ortaya çıkmaktadır. Bu durum, bir bağıntı oluşturulması beklentisini doğurmaktadır (Fischer ve Pusch, 1994; Hübner ve Pusch, 2000).



a) polinom yaklaşımı

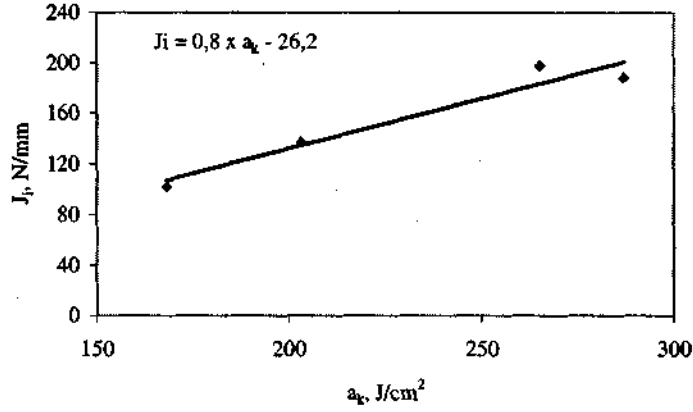


b) üslü fonksiyon yaklaşımı

Şekil 6: Çatlak mukavemet eğrileri (X60).

Tablo 2: Kırılma ve çentik darbe tokluğu değerleri.

Çelik Tini	Kırılma Tokluğu, J (N/mm)	Darbe Tokluğu, a_k (J/cm ²)
X52	102	168+6
X60	137	203 ±5
X65 (II)	179	265+3
X65 (I)	184	287 ±3



Şekil 7: Kırılma tokluğu ile çentik darbe tokluğu arasındaki ilişki.

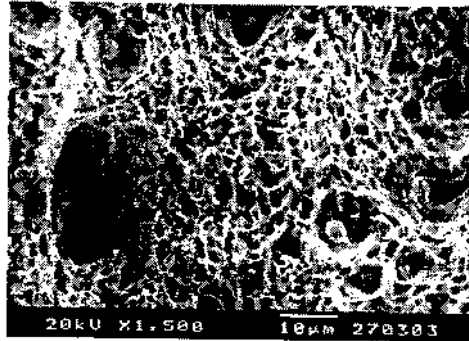
Kırılma tokluğu ile çentik darbe tokluğu arasında

$$J_i = 0,8 \cdot a_k - 26,2$$

bağıntısı elde edilmiştir.

Ancak Pardun'a (1998, s. 85) göre, değerlerdeki büyük sapmalardan dolayı memnun edici genel bir bağıntının kurulması mümkün değildir. Zira ferritik-perlitik mikroyapı iyi kırılma mekaniği özelliği gösterirken, çentik darbe deneyinde kötü özellik göstermektedir.

İncelenen çeliklerin mikroyapıları az perlitli ferritik matriksten oluşmaktadır. Mikroyapının sahip olduğu tane büyüklüğü, perlit hacim oranı ve mikroalaşım elementi oranı, kırılma davranışı üzerine etki etmektedir. Ferrit hacim oranının artmasıyla kırılma mekaniği özellikleri iyileşmektedir. X65 (I) tipi çelik gerek tane boyutunun küçüklüğü, gerekse ferrit hacim oranının yüksekliği açısından diğerleriyle karşılaştırıldığında, belirgin olarak üstündür. Tokluk, mukavemet ve kaynaklanabilirlik için en etkili yöntem tane boyutunun küçültülmesidir. İnce taneli yapının tokluğu yükseltmesi Hagedorn vd., (1990, s. 511)'e göre akma sınırının yükselmesiyle izah edilmektedir; tane büyüklüğünün düşmesiyle plastik deformasyon başlangıcı daha yüksek gerilimlere ötelenmektedir.



Şekil 8: X60 çeliğinde kırılma yüzeyi görüntüsü -sünek kırılma- (SEM).

İncelenen çeliklerin sünek olmasından dolayı (Şekil 8), malzeme çatlak sonunda şekil değiştirmekte ve çatlak ucu kütleleşmektedir; böylece gerilim yığılma faktörü azalmakta ve çatlakın daha da ilerlemesi engellenmektedir. Böyle durumlarda numune daha fazla enerji absorbe etmekte (Taş, 2004, s. 95) ve ana çatlakın ilerleme hızı yavaşlamaktadır; bu durum ise ölçüm değerlerinde sapmalara neden olmakta ve deney sonuçları üzerinde yanıltıcı etkiler yapabilmektedir.

Sonuç olarak;

1. Çatlak - mukavemet eğrilerinin matematiksel olarak;

$$J = c_1 \Delta a^{c_2}$$

şeklindeki bir üslü fonksiyon yerine,

$$J = c_1 \Delta a^2 + c_2 \Delta a + c_3$$

şeklinde bir polinomla tanımlanmasının deneysel olarak elde edilen sonuçlara daha uygun olduğu görülmüştür.

2. İncelenen çeliklerin kırılma tokluğu (J_i) ile çentik darbe tokluğu (a_k) arasındaki bağıntı;

$$J_i \left(\frac{N}{mm} \right) = 0,8 * a_k \left(\frac{J}{cm^2} \right) - 26,2$$

şeklinde bulunmuştur.

KAYNAKLAR

1. Hulka, K., ve Heiterkamp, F., 1989, Konzept eines kohlenstoffarmen TM-Stahls für künftige Grossrohrleitungen sowie Ergebnisse eines Betriebsversuches, BHM, 134. Jg. Heft 1, 1-7.
2. Blumenauer, H., ve Pusch, G., 1993, Technische Bruchmechanik, Dt. Veri. für Grundstoffindustrie, Leipzig, 240.
3. Pardun M., 1998, Bruchmechanische Untersuchungen von mikrolegierten Stählen mit mittleren Kohlenstoffgehalt nach TMB, Dissertation, RWTH Aachen, 135.
4. Strassburger, C, 1976, Entwicklungen der Festigkeitssteigerung der Staehle, Verlag Stahleisen, Duesseldorf, 90.
5. ASTM-E 399-90, 1993, Standard Test Method for Plain-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials, Annual book of ASTM standards, Vol. 03.01, 509-539.
6. DIN 50115 Standard, Kerbschlagbiegeversuch, 1973, DIN Taschenbuch 19, Materialprüfnormen für metallische Werkstoffe, Beuth Vrt. GmbH, Berlin, 111-113.
7. Abachi, P., Doruk, M., ve Sarıoğlu, F., 1991, Yüksek Dayançlı Alüminyum Alaşımının Sabit Yük ve 150 C Sıcaklıktaki Çatlak Büyüme Kinetiği, 3. Ulusal Kırılma Konferansı, İstanbul, 131-141.
8. Gross, D. ve Seeling, Th., 2001, Bruchmechanik mit einer Einführung in die Mikromechanik, Springer Verlag, Berlin, s. 317.
9. Keleşoğlu, E., Ünal, A., 1991, Farklı Direnç Eğrileri Yardımıyla J-İntegrale Sayısal Yaklaşım, 3. Ulusal Kırılma Konferansı, İstanbul, 59-67.
10. ASTM-E 813-89, 1993, Standard Test Method for J_{Ic} , A Measure of Fracture Toughness, Annual book of ASTM standards, Vol. 03.01, 738-752.
11. DVM 002, 1987, Ermittlung der Rissinitiierungswerten und Rissvverstandskurven bei Anwendung des J-İntegrals, DVM, Berlin, s. 53.
12. Regener D., Schick E., ve Heyse, H., 2000, Rissvverstandsverhalten von Schvveisverbindungen, Materialprüfung 1-2, München, 7-13.

13. Fischer, F., ve Pusch, G., 1994, Risseinleitungs- und Risswiderstandes hochfester Baustaehele bei statischer Beanspruchung, Stahl und Eisen 114, Nr.1 1, 125-128.
14. Hübner, P., ve Pusch, G., 2001, Sprödbrechtsicherheit bruchmechanisch beverten, MP Materialprüfung, Jahrg.42,22-25.
15. Hagedorn, K. E., Kaspar, R. ve Kleine, R., 1990, Untersuchungen zum Einfluss des Gefüges auf bruchmechanische Kennwerte, steel research 61, No: 10, : 510-517.
16. Taş, Z., 2004, Termomekanik İşlem Görmüş Mikroalaşımli Çeliklerin Kırılma Mekanığı - Kırılma Tokluğu- Açısından İncelenmesi, Doktora Tezi, YTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, İstanbul, 107.