

HMK KAFESLİ METAL VE ALAŞIMLARIN KIRILMA TOKLUĞU ÜZERİNE BİR STANDART PROJESİNİN GELİŞTİRİLMESİ

Galip SAİD, Halil AYTEKİN

Afyon Kocatepe Üniversitesi, Metal Eğitimi Bölümü, A.N. Sezer Kampüsü, Afyon, Türkiye

ÖZET

Kırılma mekaniğinin (KM) temel amaçlarından biri malzemenin kırılma tokluğunu (K_{Ic}) sayısal olarak tayin etmektir. Bu nedenle ASTM E399 Standardı geliştirilmiştir. Fakat bu standarda göre, az karbonlu düşük alaşımlı çeliklerin (düşük ve orta dayanımlı çelikler) kırılma tokluğunu tayin etmek için büyük boyutlara sahip olan numuneler deney yapılmalıdır. Aynı zamanda bu standart kırılma tokluğunun doğasını açıklamaz ve dolayısıyla çeliklerin bu önemli özelliğini iyileştirme imkânını sağlamaz.

ASTM E399 Standardının bu yetersizliklerini ortadan kaldırmak amacıyla tarafımızdan bir yöntem geliştirilmiştir. Bu yöntemin geçerliliği ulusal ve uluslar arası dergilerde yayınlanıp konferanslarda sunulurken ispatlanmıştır. Bu yöntem sayesinde söz konusu çeliklerin kırılma tokluğu, tek eksenli çekme deneyi ve metalografik inceleme sonuçları ile basit ve çok düşük maliyetle saptanmaktadır.

Bu çalışmanın amacı, tarafımızdan geliştirilmiş olan yöntemin temelini oluşturan teorik formüllerin 7 marka çeliğin deney sonuçları ile daha bir defa kontrol edilmesidir. Böylece uluslar arası platformda kırılma tokluğu üzerinde ASTM E399 Standardına alternatif bir standart projesi geliştirmektedir.

Anahtar kelimeler: ASTM E399 Standardı, Kırılma Tokluğu.

DEVELOPMENT OF A STANDARD PROJECT ON FRACTURE TOUGHNESS OF BCC METALS AND ALLOYS

ABSTRACT

One of the fundamental aims of fracture mechanics is to define fracture toughness K_{Ic} of a material. Hence ASTM E399 Standard was developed. However according to the standard, big size specimens are required to define the fracture toughness of low alloyed steels with low carbon (low and medium strength steels). Moreover this standard does not explain the nature of fracture toughness and hence does not enable to enhance this property of the steels.

We have developed a method to eradicate the incapacities of the ASTM E399 Standard. Applicability of the method is proven by the published papers in national and international journals as well as in conference proceedings. By the use of this method, the fracture toughness of the steels is defined by unidirectional tension tests and the results of metallographic investigations with ease and reduced cost.

The purpose of the work is to compare the results of the theoretical formulations of the method developed to the experimental results of seven steels. And hence an alternativ

standard project, which will be accepted worldwide, to ASTM E399 Standard on fracture toughness, will be developed.

Keywords: ASTM E399 Standard, Fracture Toughness.

1. GİRİŞ

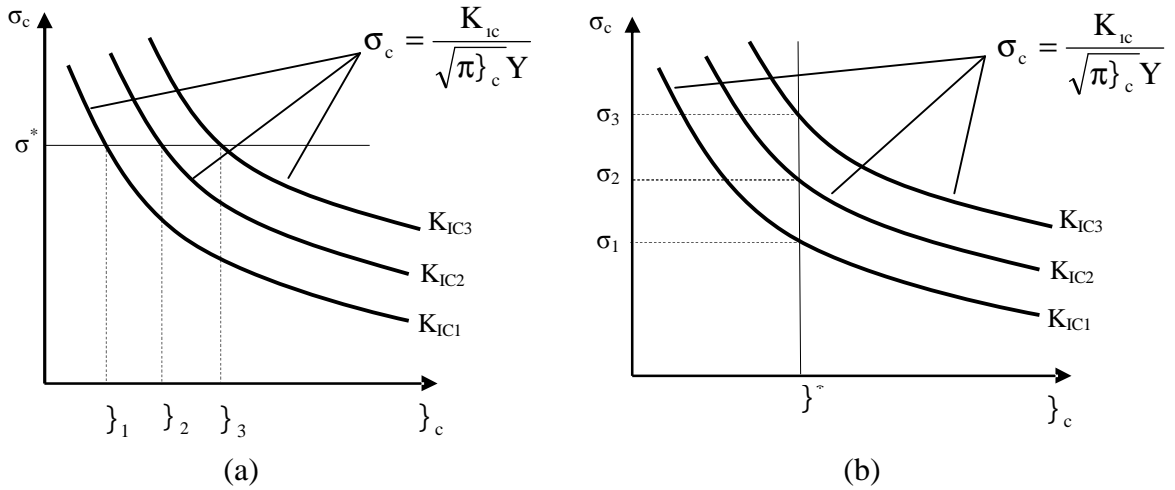
Kırılma mekaniğinin (KM) temel amaçlarından biri kırılma tokluğu (K_{Ic}) aracılığıyla malzeme seçimidir. Kırılma tokluğu aracılığıyla malzeme seçimini, çatlak ucundaki kritik gerilim (σ_c) ve çatlakın kritik uzunluğu (ℓ_c) arasındaki bağlantıyı sağlayan, aşağıdaki formül oluşturur

$$K_{Ic} = \sigma_c \sqrt{\pi} \ell_c Y \quad \text{veya} \quad \sigma_c = \frac{K_{Ic}}{\sqrt{\pi} \ell_c Y} \quad (1)$$

burada Y – düzeltme fonksiyonu.

Formül (1)' e göre malzeme seçimi prensibi şematik olarak şekil 1,a ve 1,b' de açıklanmıştır.

Farklı kırılma tokluğuna sahip olan üç adet malzemenin yapılması gereken ve σ^* gerilimi etkisi altında çalışan bir makine parçası için malzeme seçimi talep edilmektedir. Şekil 1, a' dan görüldüğü gibi, en uzun çatlak (ℓ_3^*) 3 nolu malzeme temin eder. Müsaade edilen çatlak uzunluğu bir malzemenin yapılmış olan bir parçanın ömür uzunluğunu ifade eder. Diğer taraftan, şekil 1, b' de gösterildiği gibi, parçada bulunan bir çatlak uzunluğu (ℓ^*) için en yüksek gerilimi (σ_3^*) 3 nolu malzeme temin eder. Böylelikle, 3 nolu malzeme kırılma açısından daha avantajlıdır, yani bu malzemenin yapılmış olan herhangi bir parça daha büyük ömür uzunluğuna sahip olur.



Şekil 1. Malzeme seçimi prensibi üzerine yorumlar (şema)

Böylelikle, malzemenin kırılma tokluğunu sayısal olarak tayin etme malzeme anabilim dalında büyük önem taşır. Bu amaç için ASTM E399 Standardı [1] geliştirilmiştir. Ancak sanayide ve özellikle makine yapımında geniş alanda kullanılan az karbonlu düşük alaşımlı çeliklerin (düşük ve orta mukavemetli çelikler) söz konusu standarda göre kırılma tokluğunu tayin etmek için büyük boyutlara sahip olan çatlaklı numuneler deney yapılmalıdır. Kırılma mekaniğinin kriterleri, malzemeleri sadece kırılma tokluğu değerine göre karşılaştırma imkanını sağlar. Aynı zamanda KM kriterleri bir malzemenin neden belli bir kırılma tokluğuna sahip olduğunu ve bu kırılma tokluğunu arttırmanın ne şekilde mümkün olduğu

gibi sorulara cevap vermez. Kırılma mekaniğinin bu özelliği metallerin kırılma tokluğuna sıcaklık ve deformasyon hızının etkisinin analizinde net olarak ortaya çıkar. Bilindiği üzere, sıcaklık ve deformasyon hızı (yükleme hızı) malzemenin sünek durumdan gevrek duruma geçmesinde temel rol oynar. Ancak KM kriterlerinde sıcaklık ve deformasyon hızı gibi parametreler net bir şekilde yer almaz. Tarafımızdan geliştirilmiş ve [2-6] çalışmalarda açıklanmış olan yöntem, kırılma mekaniğinin ve ASTM E399 Standardının yetersizliklerini ortadan kaldırma imkanını sağlar.

Bu çalışma, [2-6]' in devamı olarak, kırılma tokluğunu ifade eden matematiksel formüllerin geçerli olduğunu bir kez daha kontrol etmek içindir.

2. TEORİK TEMELLER

Az karbonlu düşük alaşımlı çelikler için ASTM E399 Standardı gereğince elde edilmiş olan K_{Ic} ' in sıcaklıkla bağımlılığı, istatistik değerlendirmeye göre, aşağıdaki ampirik formül ile ifade edilir [7]

$$K_{Ic} = B \exp (T / T_0) \text{ veya } \ln (K_{Ic} / B) = (T / T_0), \quad (2)$$

burada B ve T_0 – ampirik sabitliklerdir.

Çeliklerde kırılmanın gerçekleşmesi, mikro çatlakların kendine has bir iç yapıya sahip olan bir çelikte kritik gerilim σ_c etkisinden çatlak ucundan ρ_c mesafede mikro çatlakların meydana gelmesi ve bu mikro çatlakların birleşerek ilerlemesi ile ilgilidir. Bu durum deneylerde defalarca onaylanmıştır. Bu modele göre mikro çatlakların meydana gelme yerleri, iç yapının kusurlu olan bölgelerdir. Örneğin, metal dışı katkılar, ikinci faz partikülleri, tane sınırları ve malzemenin lokal mukavemetini belli bir σ_c değere kadar azaltan diğer hatalardır. Literatürde σ_c kritik lokal kopma gerilimi olarak adlandırılır [8]. Çekme gerilimi olan σ_c , iç yapının en zayıf bölgesinde mikro çatlakların ana çatlak ucundan ρ_c mesafede meydana gelmesini gerçekleştiren en düşük gerilimdir. Bundan dolayı, çatlakların meydana gelme ve ilerleme modeli ρ_c ve σ_c ile açıklanır ve tek bir K_{μ} parametresi ile birleştirilir. Literatürde bu parametre “ K_{μ} - modeli” olarak adlandırılır ve aşağıdaki denklikle ifade edilir

$$K_{\mu} = \sigma_c (\pi \rho_c)^{1/2} \quad (3)$$

ρ_c ve σ_c sıcaklık ve deformasyon hızına bağlı olmadığı nedeniyle, K_{μ} parametresi de sıcaklık ve deformasyon hızına bağlı değildir ve her bir marka çelik için kendine has değere sahip olan bir sabitliklerdir.

K_{μ} - model detaylı olarak [9, 10] da açıklanmıştır. Bu model kapsamında kırılma tokluğunun iç yapı ve kırılma mikro mekanizması ile bağımlılığı aşağıdaki formül ile ifade edilir

$$K_{Ic} / K_{\mu} = (\sigma_c / \sigma_y)^{(1-n)/2n} \text{ veya } \ln (K_{Ic} / K_{\mu}) = \chi \ln (\sigma_c / \sigma_y) \quad (4)$$

burada $\chi = (1-n)/2n$,

σ_y ve n – sırasıyla, çeliğin akma gerilimi ve pekleşme katsayısıdır.

Formül (3), bir taraftan sıcaklık ve deformasyon hızına bağlı olmayan iç yapı parametresi ρ_c ve kritik gerilim σ_c ' i, diğer taraftan ise sıcaklığa, deformasyon hızına ve malzemenin iç yapısına bağlı olan kırılma tokluğu K_{Ic} ve çeliğin diğer özellikleri arasında ilişki sağlar.

Ancak ρ_c ve σ_c ' in doğası ve bu parametrelerin sayısal değerini elde etme yöntemleri, bu modeli geliştirmiş olan araştırmacılar tarafından açıklanmamıştır. Yapılmış olan araştırmalar sonucunda “ ρ_c ve σ_c parametrelerinin doğasını açıklama ve bunların sayısal değerlerini saptama problemleri sonraki araştırmaların temelini oluşturmalıdır” temennisi vurgulanmıştır [9].

K_{Ic} , ρ_c ve σ_c parametrelerinin özünü (içeriğini) açıklamak için tarafımızdan, HMK kafesli metal ve alaşımların kırılma tokluğunun çatlak ucundaki plastik deformasyonun termoaktivasyon enerjisinden eksponensiyel bağımlılığı hakkında bir hipotez ortaya atılmıştır [2-6]. Bu hipotezin matematiksel ifadesi aşağıdaki gibidir

$$K_{Ic} = K_{Ic}^0 \exp(\alpha m T) \text{ veya } \ln(K_{Ic} / K_{Ic}^0) = \alpha m T \quad (5)$$

burada K_{Ic}^0 , K_{Ic} ' in $T = 0$ K sıcaklıktaki değeri,

α - akma gerilimin sıcaklık ve deformasyon hızına hassasiyetini temsil eder,

m - kırılma tokluğunun sıcaklığa hassasiyetini temsil eder.

Yapmış olduğumuz araştırmalar göstermektedir ki [2-6], lokal kritik gerilim σ_c sayısal olarak akma gerilimin etkili değeri $[\sigma_y(0) - \sigma_0]$ ' ye, mesafe ρ_c ise çeliğin ortalama tane boyutu d ' ye eşittir, yani

$$\sigma_c = [\sigma_y(0) - \sigma_0] = A \text{ ve } \rho_c = d, \quad (6)$$

burada $\sigma_y(0)$ – akma geriliminin 0 K sıcaklıktaki değeri;

σ_0 - akma gerilimin sıcaklıktan bağımsız (atermik) kısmı.

Bu denklemlerin detaylı analizi ve akma geriliminin termoaktivasyon enerjisi ile ilişkisi [2-6] ' da etraflıca açıklanmıştır. Dolayısıyla, yukarıdaki denklemler (6) göz önünde tutulursa, formül (3) aşağıdaki gibi yazılır

$$K_{Ic}^0 = A (\pi d)^{1/2} \quad (7)$$

Görüldüğü üzere, formül (2) ve (5) yapısal olarak benzerdir. Bu benzerlik, kabul edilmiş olan hipotezin gerçeği yansıtmasını, yani formül (5)' in deneylerle denetlenme imkanını sağlar. Denklemler (6) göz önünde tutularak, formül (4) ve (5) birleştirilirse aşağıdaki ifade elde edilir

$$\alpha m T = \chi \ln(A / \sigma_y) \quad (8)$$

Çatlaklı numunenin gevrek kırılma (düzlemsel deformasyon veya hacimsel gerilim şeması) sıcaklık aralığı için ($T = 0 \dots T^* \text{ K}$)

$$\alpha m = \chi^* / T^* \ln(A / \sigma_y^*) \quad (9)$$

burada $\chi^* = (1 - n^*) / 2n^*$.

Sıcaklık T^* ve akma gerilimi σ_y^* ' in değerlendirilmesi [2-6]' de açıklanmıştır.

Böylece, denklik (9) formül (5)' e konulursa, çeliğin kırılma tokluğu (K_{Ic}) ve diğer temel mekanik özellikleri arasındaki ilişki elde edilir

$$K_{Ic} = K_{Ic}^0 (A / \sigma_y^*)^{(\chi^* / T^*) T} = A (\pi d)^{1/2} (A / \sigma_y^*)^{(\chi^* / T^*) T} \quad (10)$$

Formül (10)'a göre K_{Ic} ' in sıcaklıktan (T) bağımlılığını tayin etmek için silindirik numunelerin tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen akma gerilimin sıcaklıkla bağımlılık grafiği ve çeliğin ortalama tane boyutu değeri (d) yeterlidir.

Diğer taraftan K_{Ic} ' in sıcaklıkla ilişkisi formül (5) aracılığıyla da tayin edilebilir. Formül (5) yarı logaritma koordinat alanında [$\ln(K_{Ic}/K_{Ic}^0) - T$], αm açısı altında yerleşmiş olan düz çizgiyi ifade eder (şekil 2). Kabul edilmiş hipoteze göre ASTM E399 Standardı uyarınca iki farklı sıcaklıkta (T_1 ve T_2) elde edilmiş olan deney sonuçlarından (K_{Ic1} ve K_{Ic2}) şekil 2' de gösterildiği gibi çizilmiş olan düz çizgi ile ordinat ekseninde ($T = 0$ K sıcaklığında) K_{Ic}^0 değerini tayin etme imkanı sağlanır. Genellikle, αm ve dolayısıyla K_{Ic} farklı yöntemlerle değerlendirilebilir:

- a) Silindirik numunelerin tek eksenli çekme deneylerinden elde edilen $\sigma_y - T$ grafiği üzerinde yapılan işlemler sonucunda formül (9)' ye göre

$$\alpha m = \chi^* / T^* \ln (A / \sigma_y^*); \quad (11, a)$$

- b) İki farklı sıcaklıkta çatlaklı numunelerin, ASTM E399 Standardına göre yapılmış olan deney sonuçlarına (K_{Ic1} ve K_{Ic2} ' ye) göre şekil 2' den:

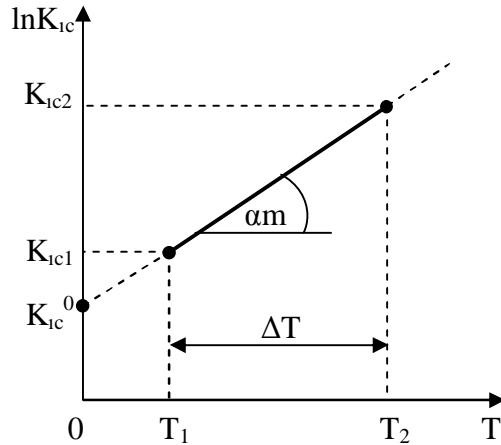
$$\alpha m = \ln(K_{Ic2} / K_{Ic1}) / \Delta T, \text{ burada } (\Delta T = T_2 - T_1); \quad (11, b)$$

- c) Çatlaklı numunenin, ASTM E399 Standardına göre, tek bir sıcaklıkta (T^*) deney sonucu olan K_{Ic}^* a göre, yani

$$K_{Ic} = K_{Ic}^* \exp (\alpha m \Delta T); \text{ burada } (\Delta T = T - T^*); \quad (11, c)$$

- d) Çeliğin tane boyutu (d)' ye göre

$$K_{Ic} = K_{Ic}^0 \exp (\alpha m T) = A(\pi d)^{1/2} \exp (\alpha m T). \quad (11, d)$$



Şekil 2. $\ln(K_{Ic}) - T$ grafiği (şema)

Böylece, kabul edilmiş hipotezin özünü ve bu hipotezin matematiksel ifadesinin temelini oluşturan αm parametresinin (formül 8, 9 veya 11 a, b) kontrolü sağlanmış olur.

3. DENEYSEL VERİLER

Bu çalışmada, formül (10)' un onayı, literatürde [8] akma gerilimi (σ_y), kırılma tokluğu (K_{Ic}), pekleşme katsayısı (n), tane boyutu (d) sayısal olarak tayin edilmiş olan 7 marka çelik üzerinde kontrol edilmiştir. Çeliklerin kimyasal bileşimi çizelge 1'de verilmiştir

Çizelge 1. Çeliklerin kimyasal bileşimi*

Çelik	C	Mn	Si	S	P	Cr	Al	Ti
BCТЗКП	0,17	0,59	0,22	0,025	0,016	-	-	-
17ГC	0,15	1,31	0,51	0,016	0,017	-	-	-
10Г2ФБ	0,10	1,60	0,33	0,004	0,020	-	-	0,021
06Г2НАБ	0,08	1,50	0,25	0,009	0,020	-	0,03	-
10ХГНМАЮ	0,12	1,20	0,26	0,010	0,010	0,04	0,13	-
10Г2ФБ - Y	0,10	1,55	0,33	0,004	0,020	-	-	0,020
X70**	0,11	1,65	0,50	0,015	0,025	-	-	-

Çizelge 1' in devamı

Çelik	As	V	Nb	Mo	Ni
BCТЗКП	0,002	-	-	-	-
17ГC	0,004	-	-	-	-
10Г2ФБ	-	0,097	0,025	-	-
06Г2НАБ	-	-	0,15	-	0,7
10ХГНМАЮ	-	-	-	0,30	1,30
10Г2ФБ - Y	-	0,096	0,025	-	-
X70**	-	0,08	0,06	0,30	-

* Çelikler GOST' a (Rusya Standardı) göre markalanmıştır.

** Japonya'da üretilmiş bir çelik

Söz konusu çeliklerde α_m parametresini formül 11, c' ye göre saptamak için gerekli olan veriler çizelge 2' de sunulmuştur. Aynı çizelgede en küçük kareler (EKK) yöntemiyle elde edilmiş olan korelasyon katsayı da verilmiştir.

Çizelge 2. α_m parametresinin değerlendirilmesi ($\alpha_m = \ln(K_{Ic2}/K_{Ic1}) / \Delta T$)

Çelik	K_{Ic1} , MPa(M)	K_{Ic2} , MPa(M)	$\Delta T = (T_2 - T_1)$, K	α_m , K ⁻¹	Korelasyon Katsayı
	T ₁ , K	T ₂ , K			
BCТЗКП	28 / 77	170 / 293	216	0,00810	0,927
17ГC	28 / 77	136 / 293	216	0,00721	0,840
10Г2ФБ	40 / 77	230 / 243	166	0,01248	0,958
06Г2НАБ	38 / 77	170 / 213	136	0,01754	0,888
10ХГНМАЮ	26 / 77	154 / 213	136	0,01682	0,910
10Г2ФБ - Y	40 / 77	340 / 243	166	0,01833	0,827
X70	55 / 77	300 / 243	166	0,01365	0,833

Akma gerilimin sıcaklıkla bağımlılığı dislokasyonlar teorisi üzerinde elde edilmiş olan aşağıdaki formüle göre değerlendirilir [11]

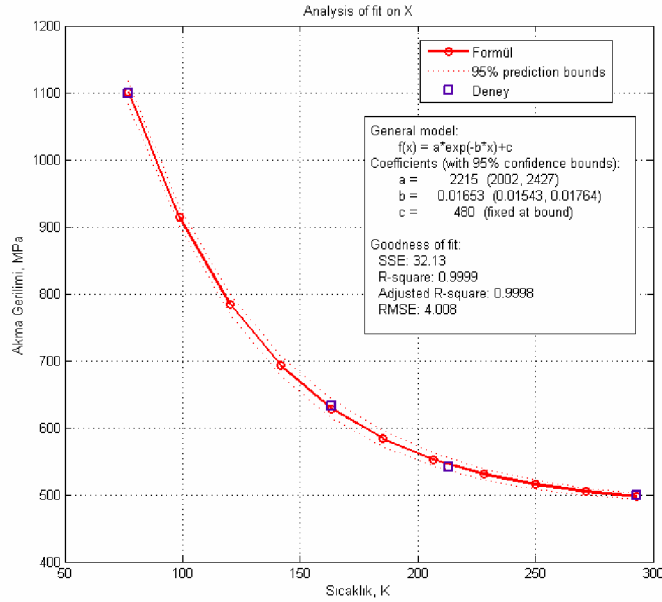
$$\sigma_y = \sigma_0 + A \exp(-\alpha T) \quad (12)$$

Söz konusu çelikler için formül (12)' de yer alan σ_0 , A, α parametrelerin değerleri ve bu formülün sayısal ifadesi çizelge 3' de verilmiştir. Akma gerilimin deney sonuçları ve formül (12)' e göre hesaplanmış olan değerleri çizelge 4' de karşılaştırılmıştır.

Çizelge 3. σ_0 , A, α parametrelerinin değerleri ve akma geriliminin sıcaklıkla bağımlılık formülleri

Çelik	σ_0 , MPa	A, MPa	α , K ⁻¹	$\sigma_y = \sigma_0 + A \exp(-\alpha T)$
BCТЗкп	180	1284	0,0084	$\sigma_y = 180 + 1284 \exp(-0,0084T)$
17ГC	335	1066	0,0099	$\sigma_y = 335 + 1066 \exp(-0,0099T)$
10Г2ФБ	420	1281	0,0112	$\sigma_y = 420 + 1281 \exp(-0,0112T)$
06Г2НАБ	330	1609	0,0172	$\sigma_y = 330 + 1609 \exp(-0,0172T)$
10ХГНМАЮ	345	1894	0,0207	$\sigma_y = 345 + 1894 \exp(-0,0207T)$
10Г2ФБ - У	420	1242	0,0094	$\sigma_y = 420 + 1242 \exp(-0,0094T)$
X70	480	2215	0,0165	$\sigma_y = 480 + 2215 \exp(-0,0165T)$

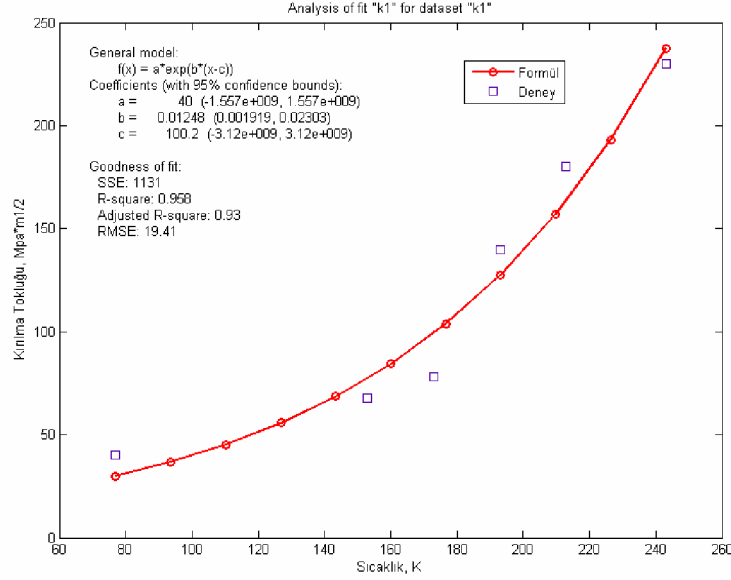
Çizelge 3' de verilmiş olan akma gerilimin sıcaklıkla bağımlılık formülleri deney sonuçlarını 0,995-0,999 korelasyon katsayısı seviyesinde onaylamaktadır. Örnek olarak, şekil 3' de, X70 çeliği için EKK yöntemi ile elde edilmiş olan σ_y - T grafiği gösterilmiştir.



Şekil 3. X70 çeliği için EKK yöntemi ile elde edilmiş olan σ_y - T grafiği

Çizelge 4' de K_{Ic} ' in farklı sıcaklıklardaki deney ve formül (11, c)'ye göre hesap değerleri gösterilmiştir. K_{Ic} ' in düşük sıcaklıklardaki ($T \leq 123-150$ K) deney değerleri ASTM E399 Standardına göre, daha yüksek sıcaklıklardaki ($T \geq 123-150$ K) deney değerleri ise J – integral aracılığıyla elde edilmiştir [8].

Çizelge 4’de verilmiş olan K_{1c}’ in hesap değerleri, EKK yöntemi ile deney sonuçlarının formül 11, c kullanılarak çizilmiş grafiğinden alınmıştır. Bu eğri formüle göre çizilmiş olan K_{1c}’ in deney değerlerinden geçen en yakın grafikdir. Bundan dolayı bazı sıcaklıklarda, özellikle 77 K sıcaklığında, deney sonucu ve K_{1c} – T grafiği arasında önemli fark olduğu görülmektedir. Örnek olarak, 10Г2ФБ çeliği için, şekil 4’ de EKK yöntemi ile elde edilmiş olan K_{1c}-T grafiği gösterilmiştir



Şekil 4. 10Г2ФБ çeliği için EKK yöntemi ile elde edilmiş olan K_{1c} - T grafiği

Çizelge 4. σ_y , ve K_{1c} ‘ in farklı sıcaklıklardaki değerleri

BCт3кп						
T, °C	σ_y , MPa (deneysel)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deneysel}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deneysel)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	280	289,6	0,97	77	28	30,8
243	370	346,8	1,07	183	50	70,0
213	400	394,6	1,01	193	92	73,0
193	400	433,8	0,92	213	-	-
77	850	852,5	1,00	243	134	118
				293	170	176,8
17ГC						
T, °C	σ_y , MPa (deneysel)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deneysel}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2}	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	397	393,6	1,01	77	28	31,4
243	449	431,2	1,04	173	48	59
213	452	464,4	0,97	183	50	68
193	498	492,8	1,01	213	106	85
77	830	832,4	0,98	243	126	107
				293	136	149

Çizelge 4 devamı

10Г2ФБ						
T, °C	σ_y , MPa (deney)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deney}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deney)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	460	468,1	0,98	77	40	30
243	500	504,3	0,99	153	68	72
213	560	537,9	1,04	173	78	101
163	610	626,4	0,97	193	140	127.6
77	960	960,8	1,00	213	180	155
				243	230	238
06Г2НAБ						
T, °C	σ_y , MPa (deney)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deney}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deney)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	359	340,4	1,05	77	38	16
243	355	354,6	1,00	173	60	84
213	383	371,3	1,03	193	134	130
193	388	388,2	1,00	213	170	170
77	758	757,9	1,00	-	-	-
10XГHMAIO						
T, °C	σ_y , MPa (deney)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deney}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deney)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	358	349,4	1,02	77	26	16
243	354	357,4	0,99	173	60	80
213	367	368,0	1,00	193	134	123
193	365	379,9	0,96	213	154	159
77	727	729,7	1,00			
10Г2ФБ – Y						
T, °C	σ_y , MPa (deney)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deney}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deney)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	490	499,1	0,98	77	40	17
253	540	535,2	1,01	173	72	105
203	610	604,3	1,01	193	84	145
153	700	714,8	0,98	213	300	200
77	1020	1022,5	1,00	243	340	361
X70						
T, °C	σ_y , MPa (deney)	σ_y , MPa (hesap, formül 12)	$\frac{(\sigma_y)_{deney}}{(\sigma_y)_{hesap}}$	T, °C	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (deney)	K _{1c} , MPa(M) ^{1/2} (EKK yöntemi ile çizilmiş grafik)
293	500	497,6	1,00	77	55	34
243	542	520,2	1,04	153	60	74
213	541	545,9	0,99	173	66	125
163	632	630,4	1,00	193	210	165
77	1100	1101,7	1,00	213	268	190
				243	300	326

Çizelge 4' den, akma gerilimin deney ve hesap (formül 12) değerleri arasında, iyi seviyede uyum sağlandığı görülmektedir. Aynı zamanda, çizelge 4'de karşılaştırılmış olan K_{1c}' in

deney ve hesap sonuçları arasında uyum sağlanması, kabul edilmiş olan hipotezin ve bu hipotez temelinde elde edilmiş olan formül (10 ve 11)' un düzgün olduğunu ifade etmektedir.

4. SONUÇLAR

Böylelikle, az karbonlu düşük alaşımlı çeliklerin (düşük ve orta mukavemetli çelikler) kırılma tokluğunu tayin etmek için büyük boyutlara sahip olan çatlaklı numunelerin ASTM E399 Standardına göre deney yapılmasına ihtiyaç olmadığı ortaya çıkarılmıştır.

Söz konusu çeliklerin kırılma tokluğunu tayin etmek için silindirik numunelerin tek eksenli çekme deney sonuçları ve malzemenin iç yapısını temsil eden ortalama tane boyut değeri yeterlidir. Dolayısıyla, bu yöntem esas alınarak, ASTM E399 Standardına alternatif bir Standardın geliştirilmesi söz konusudur.

KAYNAKLAR

1. E399-90. Standard test method for plane-strain fracture toughness of metallic materials. Annual book of ASTM Standards, Metals test method and analytical procedures, v. 03.01, pp.451-482, 2003.
2. Saidov G.I. A Thermoactivation approach to the crack resistance of Steels. Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. **1**. pp.41-47, 1997.
3. Said G., Tasgetiren S. Fracture toughness determination of low-alloy steels by thermo activation energy method, Eng. Frac. Mech. v. 67/4, pp.345-356, 2000.
4. Said G. Tasgetiren S. An Express technique for the determination of static and dynamic fracture toughness (K_{1c}, K_{1d}) of bcc metals and alloys, Mechanics of Materials, 36, pp.1129-1142, 2004.
5. Said G. Talas S. The relationship between brittle fracture temperature and stress concentration in bcc steels, Mechanics of Materials, 36, pp.1123-1128, 2004.
6. Said G. A study on the Standards of ASTM E399 and E1921. 2006, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 29, pp.606-614, 2006.
7. Ikeda K., Kihara H. Brittle fracture strength of welded structures, Ann. Book ASTM Standards, E208-69, pp.409-428, 1980.
8. Krasowsky A. Ya. and Krasiko V. N. The Fracture Toughness of Steels of Main Pipe Lines. Kiev. Nauk. Dumka. 1990, (in Ukrainian),
9. Krasowsky A. Ya. The brittleness of metals at low temperatures. Kiev: Nauk. Dumka, 340 p. 1980. (in Ukrainian)
10. Krasowsky A. Yan. Characteristic distance as a material's structure parameter in the theory of fracture emanating from notches and cracks. Notch effects in fatigue and fracture. Kluwer Academic publishers. pp.23-38, 2001.
11. Yaraşevich V.D. and Rivkina D.G. The thermo activation character of plastically deformation of metals. Russian Solid State Physics **3**. pp.464-477, 1970, (in Russian).