

**T.C.
PAMUKKALE ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**

**KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERDE MUKAVEMET
UYUMSUZLUĞU ETKİLERİNİN İNCELENMESİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

AHMET CAN YILDIZ

DENİZLİ, NİSAN - 2021

**T.C.
PAMUKKALE ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI**



**KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERDE MUKAVEMET
UYUMSUZLUĞU ETKİLERİNİN İNCELENMESİ**

YÜKSEK LİSANS TEZİ

AHMET CAN YILDIZ

DENİZLİ, NİSAN - 2021

Bu tezin tasarımı, hazırlanması, yürütülmesi, araştırmalarının yapılması ve bulgularının analizlerinde bilimsel etiğe ve akademik kurallara özenle riayet edildiğini; bu çalışmanın doğrudan birincil ürünü olmayan bulguların, verilerin ve materyallerin bilimsel etiğe uygun olarak kaynak gösterildiğini ve alıntı yapılan çalışmalara atfedildiğine beyan ederim.



Ahmet Can YILDIZ

ÖZET

**KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERDE MUKAVEMET UYUMSUZLUĞU
ETKİLERİNİN İNCELENMESİ
YÜKSEK LİSANS TEZİ
AHMET CAN YILDIZ
PAMUKKALE ÜNİVERSİTESİ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNE MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI
(TEZ DANIŞMANI: PROF. DR. ÖZLER KARAKAŞ)**

DENİZLİ, NİSAN - 2021

Dünyada ve ülkemizde yapıların imalatında çeşitli kaynak yöntemleri hızlı ve ucuz olmaları nedeniyle oldukça yaygın olarak tercih edilmektedirler. Kaynak işleminin doğası gereği kaynaklı bileşenin kırılma ve yorulma davranışı değişir. Bu nedenle kaynak işlemi sonucunda ortaya çıkan mukavemet uyumsuzluğu koşulları yapıların yapısal bütünlüğü açısından elzemdir. Bu çalışmada, kırılma mekaniği tarihçesi ve gelişimi, kaynaklı bileşenlerde kırılma mekaniği ve standartları tanıtılmıştır, ayrıca mukavemet uyumsuzluğu ve potansiyel etkileri incelenmiştir.

3B geometrilerde çatlak ilerlemesini simüle eden yeni geliştirilen SMART yöntemi tanıtılmış ve 3 farklı senaryo ile uygulanmıştır. Birinci uygulamada, tek malzeme yaklaşımı kullanılarak üst eşleşme koşullarında 3B ve 2B sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir ve sonuç olarak çatlak direnç eğrileri elde edilmiştir. İkinci uygulamada, tek-iki-üç malzeme yaklaşımları kullanılarak, alt ve üst eşleşme koşullarında analizler gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak malzemenin çatlak ilerlemesine karşı gösterdiği direnç eğrileri elde edilmiştir. Son uygulamada ise çevrimsel yük altında yorulma çatlakları ilerlemesi incelenmiştir. Sonuç olarak bu çalışmada yeni geliştirilen bir sonlu elemanlar çatlak simülasyonunun mukavemet uyumsuzluğuna sahip 3B geometriler üzerinde uygulanabilirliği incelenmiştir. Gerçekleştirilen analiz sonuçlarında deneysel veriler ile kıyaslandığında, belirli sınırlar dahilinde uyumlu sonuçlar elde edilmiştir.

ANAHTAR KELİMELELER: Mukavemet uyumsuzluğu, kırılma mekaniği, kaynaklı birleştirme, J-integral, gerilme yoğunluk faktörü

ABSTRACT

INVESTIGATION OF MISMATCH EFFECTS IN WELDED JOINTS

MSC THESIS

AHMET CAN YILDIZ

PAMUKKALE UNIVERSITY INSTITUTE OF SCIENCE

MECHANICAL ENGINEERING

(SUPERVISOR:PROF. DR. ÖZLER KARAKAŞ)

DENİZLİ, APRIL 2021

Various welding methods are widely used in the construction of structures in the world and our country because they are fast and cheap. Due to the nature of the welding process, the fracture and fatigue behavior of the welded component changes. Therefore, the strength mismatch conditions resulting from the welding process are essential for the structural integrity of the weldments. In this study, the history and development of fracture mechanics, and standards in the welded components are introduced, as well as strength mismatch and potential effects are investigated.

The newly developed SMAT method simulating crack propagation in 3D geometries was introduced and applied with 3 different scenarios. In the first application, 3D and 2D finite element analyses were carried out under overmatching conditions using single material approaches and as a result, crack resistance curves were obtained. In the second application, using single-two-three material approaches, analyses were performed in the under and overmatching conditions. As a result, the resistance curves of the material against crack propagation were obtained. In the last application, the progress of the fatigue crack under cyclical load was examined. Consequently, in this study, the applicability of a current finite element module on 3D geometries with strength mismatch was investigated. The results of the analyses and experimental data were compared with various graphs and it was seen that these results showed consistent results within certain limitations.

KEYWORDS: Strength mismatch, fracture mechanics, welded joint, J-integral, stress intensity factor

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ÖZET.....	i
ABSTRACT	ii
İÇİNDEKİLER	iii
ŞEKİL LİSTESİ	iv
TABLO LİSTESİ	vii
SEMBOL LİSTESİ	viii
ÖNSÖZ.....	ix
1. GİRİŞ.....	1
1.1 Tezin Amacı	2
1.2 Literatür Özeti	3
2. KIRILMA MEKANİĞİ	8
2.1 Kırılma Mekanikine Giriş	8
2.2 Griffith ve Irwin Teoremleri.....	10
2.3 Kırılma.....	13
2.3.1 Kırılma Modları	14
2.3.2 Sünek Kırılma	14
2.3.3 Ayrılma Kırılması	14
2.3.4 Yorulma Kırılması	15
2.3.5 Sürünme Kırılması.....	15
2.4 Kırılma Mekanikliği Alanları	15
2.4.1 Lineer Elastik Kırılma Mekanikliği	19
2.4.2 Elastik-Plastik Kırılma Mekanikliği	20
2.5 J-integral ve Çatlak Ucu Açılma Deplasmanı	21
2.5.1 J-İntegral	22
2.5.2 Çatlak Ucu Açılma Deplasmanı (CTOD).....	24
2.6 Kırılma Mekanikliği Deneysel Yöntemler	27
3. KAYNAKLI BİLEŞENLERDE MUKAVEMET UYUMSUZLUĞU...32	32
3.1 Kaynak İşlemi ve Yapısı	32
3.2 Mukavemet Uyumsuzluğu ve Etkileri.....	36
3.2.1 Kaynak Kusurları ve Artık Gerilmeler	39
3.2.2 Mukavemet Uyumsuzluğunun Çatlak İtici Güç Üzerine Etkisi ..	43
3.2.3 Mukavemet Uyumsuzluğu ve Yorulma	44
3.2.4 Kaynaklı Bileşenlerin Deneyleri.....	46
4. SONLU ELEMANLAR UYGULAMALARI	49
4.1 Aşınma Dayanımlı Çelik ile Sonlu Elemanlar Analizi	52
4.2 Yüksek Dayanımlı Düşük Alaşımli Çelik ile Sonlu Elem. Analizi ...	70
4.3 Basınçlı Kap Çeliği ile Sonlu Elemanlar Analizi	84
5. SONUÇ VE ÖNERİLER	98
6. KAYNAKLAR.....	101
7. ÖZGEÇMİŞ	110

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

Şekil 2.1: Düzlem gerilme ve düzlem birim uzama.	13
Şekil 2.2: Kırılma Modları. (Anderson, 2005:s 43, uyarlanmıştır.)	14
Şekil 2.3: Yapıların hata toleransı ve ömür ilişkisi. (Anderson, 2005:s 16).....	16
Şekil 2.4: Klasik yak. ve kırılma mekaniği yak. karşılaştırılması	17
Şekil 2.5: Kırılma mekaniği alanları.....	18
Şekil 2.6: Çatlak ucu bölgeleri. (Gupta ve diğ., 2015'den uyarlanmıştır.).....	19
Şekil 2.7: Çatlak ucu plastik böl. (Shuck ve diğ., 2015'den uyarlanmıştır.)	20
Şekil 2.8: Çatlak ucu açılma dep. (CTOD). (Anderson, 2005:s 104 uyar.).....	21
Şekil 2.9: J-integral elde edilmesi. (Anderson, 2005:s 115.).....	23
Şekil 2.10: Küçük bölgede akma koşullarında şematik olarak CTOD gös.	25
Şekil 2.11: CTOD parametrelerinin şem. olarak üç nokta eğilme num. gös. (Anderson, 2005:s 106, uyar.).....	26
Şekil 2.12: R-direnç eğrisi. (Wilkerson, 2018:s 7, uyarlanmıştır.).....	27
Şekil 2.13: Numune geometrilerinin şematik olarak gös.; a) CT, b) SENB.....	28
Şekil 2.14: CT ve SENB numune profillerinin şematik olarak karş. (Anderson, 2005:s 301, uyarlanmıştır.).....	28
Şekil 2.15: ISO 15653'e göre kaynaklı yapılarda numune notasyonları.....	29
Şekil 2.16: Çatlak ağzı açılma dep. ölçülmesi. (Anderson, 2005:s 305, uyar.) 30	
Şekil 2.17: Jc'nin belirlenmesinin şem. olarak gös. (Joseph ve diğ., 2017:s 8, uyarlanmıştır.)	31
Şekil 3.1: Kaynak yöntemlerinin sınıflandırılması.	33
Şekil 3.2: Kaynak kabiliyeti.	34
Şekil 3.3: Kaynak bölgelerinin şematik olarak gösterilmesi.	35
Şekil 3.4: Mukavemet uyumsuzluğu faktörünün tanımlanması: a) Üst eşleşme durumu, b) Alt eşleşme durumu. (Zerbst ve diğerleri, 2014 uyarlanmıştır.)	37
Şekil 3.5: Alt ve üst eşleşme durumlarının çatlak üzerine etkileri. a) Çatlağın kaynak metalinde bulunması; b) Çatlağın ITAB ve çevresinde bulunması. (Zerbst ve diğerleri, 2014 uyarlanmıştır.).....	38
Şekil 3.6: Sertlik profilleri. a) Alt eşleşme koşullarında alüminyum alaşımı; b) Üst eşleşme koşullarında çelik. (Zerbst, 2020 ^a uyarlanmıştır.) .39	
Şekil 3.7: Potansiyel kaynak kusurları. (Gagg, 2005:s 1005 uyarlanmıştır.) ...	41
Şekil 3.8: Kaynak esnasında oluşan artık gerilme dağılımları.: a) boyuna artık gerilmeler (Hosseinzadeh ve Bouchard, 2011 uyarlanmıştır.); b) enine artık gerilmeler (Bouchard, 2008 uyarlanmıştır.).....	42
Şekil 3.9: a/W=0,5 olan SENB numuneleri için η_p düzeltme katsayısı grafiği. (Kim ve diğerleri, 2003 uyarlanmıştır.)	44
Şekil 3.10: Çatlak ilerlemesi.....	44
Şekil 3.11: Çatlak ilerleme hızı eğrisi.....	45
Şekil 3.12: Kalınlık boyunca çentik ve yüzey çentiği gösterimi ISO 15653'e göre. (Zerbst, 2020 ^b uyarlanmıştır.)	47
Şekil 4.1: Tek-iki-üç malzeme modellemelerinin şematik olarak gös.	51
Şekil 4.2: Sonlu elemanlar analiz adımları.	52
Şekil 4.3: Analizde kullanılan SENB numune geometrisi.....	53
Şekil 4.4: Ön yorulma çatlağı ölçüleri.....	54

Şekil 4.5: Malzeme kütüphanesine geçiş.....	55
Şekil 4.6: Malzeme özelliklerinin tanımlanması.	55
Şekil 4.7: Ağ yapısı komutları.	56
Şekil 4.8: Ağ kalite ölçütleri.....	57
Şekil 4.9: Model ağ yapısı.	57
Şekil 4.10: Özel ağ yapısı için tanımlanan etki küresi.....	58
Şekil 4.11: İsimlendirilmiş seçimlerin tanımlanması: a) çatlak ucunun tanımlanması b) çatlak yüzeylerinin tanımlanması c) çatlağın tanımlanması.	59
Şekil 4.12: Çatlak ve SMART teknolojisinin tanımlanması.	59
Şekil 4.13: SMART teknolojisi parametrelerinin girdileri.....	59
Şekil 4.14: Modelde tanımlanan yükleme koşulları.	60
Şekil 4.15: Çatlak ilerlemesi ve çatlak ucu böl. gelişimi; a) ön yorulma çatlağı, b) çatlak ilerlemesinin başlangıcı, c) kararlı çatlak ilerlemesi.	60
Şekil 4.16: 15NiMoCrB 4-5 Esas metal için J-R eğrisi.....	61
Şekil 4.17: 15NiMoCrB 4-5 Kaynak metali için J-R Eğrisi.....	62
Şekil 4.18: 15NiMoCrB 4-5 Deneysel ve sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen J-R eğrileri.	64
Şekil 4.19: 2B analiz tanımlanması.	64
Şekil 4.20: 2B analizde kullanılan modelin ve çatlak ucu alanının ağ yapısı...	65
Şekil 4.21: Çatlak ilerlemesinin geometri değiştirilerek elde edilmesi.	66
Şekil 4.22: 2B model yükleme koşulları.....	67
Şekil 4.23: 15NiMoCrB 4-5 esas metal için elde edilen J-R eğrileri.	68
Şekil 4.24: 15NiMoCrB 4-5 kaynak metali için elde edilen J-R eğrileri.	68
Şekil 4.25: Analizde kullanılan 3 malzeme yaklaşımının şem. olarak gös.	70
Şekil 4.26: Esas metal numunesi geometrik boyutları.....	72
Şekil 4.27: Ön yorulma çatlağı detay görünümü.....	72
Şekil 4.28: Alt eşleşme durumu için geometrik boyutlar.	73
Şekil 4.29: Üst eşleşme durumu için geometrik boyutlar.....	73
Şekil 4.30: Malzemelerde mekanik özelliklerin tanımlanması.....	74
Şekil 4.31: Numune modellerinin oluşturulması ve malzeme özelliklerinin tanımlanması; sırasıyla üç-iki-tek malzeme yaklaşımlarının şem. olarak gösterilmesi.	74
Şekil 4.32: Üst eşleşme modeli ağ yapısı.	76
Şekil 4.33: Çatlak tanımlanabilmesi için oluşturulan dögümsel seçimler, a) çatlak ucunun tanımlanması, b) çatlak yüzeylerinin tanım., c) çatlağın genel görünümü.....	76
Şekil 4.34: Alt eşleşme koşulları için SMART modülü girdileri.	77
Şekil 4.35: Üst eşleşme durumu için tanımlanan yükleme koşulları.....	78
Şekil 4.36: SMART teknolojisi ile elde edilen çatlak iler.: a) Ön yorulma çatlağı, b) çatlak ilerlemesinin başlangıcı c) çatlak ilerlemesi.	78
Şekil 4.37: S690 QL Esas metal için J-R eğrisi.....	80
Şekil 4.38: S690 QL Alt eşleşme koşulları için J-R eğrisi.	80
Şekil 4.39: S690 QL Üst eşleşme koşulları için J-R eğrisi.....	81
Şekil 4.40: Esas metal numunesi geometrik boyutları.....	85
Şekil 4.41: Numunelerde tanımlanan ön yorulma çatlağı yapısı.....	85
Şekil 4.42: Kaynaklı numunenin geometrik boyutları.....	86
Şekil 4.43: Analizlerde kullanılan moddeller; a) esas metal numunesi, b) kaynaklı numune.....	87

Şekil 4.44: Esas metal için yeni malzeme ve mekanik özel. tanımlanması.....	87
Şekil 4.45: Model ağ yapısı; a) gen. ağ yapısı, b) çatlak ucu böl. ağ yapısı.....	88
Şekil 4.46: Çatlak yapısı için gerekli düğümsel seçimler.....	89
Şekil 4.47: Kaynaklı numune için SMART modülü girdileri.	90
Şekil 4.48: Kaynaklı numune için yükleme koşulları.....	90
Şekil 4.49: Kaynaklı numune için kararlı çatlak ilerlemesi; a) 0,1 mm çatlak ilerlemesi, b) 10,4 mm çat. ilerlemesi c) 22,4 mm çat. ilerlemesi.	91
Şekil 4.50: A516 Gr 70 Esas metal için çatlak ilerleme hızı ve gerilme yoğ. faktörü aralığı arasındaki ilişki.....	92
Şekil 4.51: A516 Gr 70 Esas metal için çevrim sayısına karşılık top. çatlak ilerlemesi.	92
Şekil 4.52: A516 Gr 70 Esas metal için gerilme yoğunluğu faktörü aralığı ve toplam çatlak ilerlemesi arasındaki ilişki.	93
Şekil 4.53: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için çatlak ilerleme hızı ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı.	93
Şekil 4.54: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için top. çatlak ilerlemesi ve çevrim sayısı.....	94
Şekil 4.55: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için gerilme yoğ. faktörü aralığı ve toplam çatlak ilerlemesi.	94

TABLO LİSTESİ

Sayfa

Tablo 2.1: Bazı mühendislik malzemelerinin kırılma dav. (Anderson, 2005).	19
Tablo 3.1: Kaynak kabiliyetini etkileyen faktörler. (Vural ve diğ., 2003).....	34
Tablo 4.1: 15NiMoCrB 4-5 çeliği kimyasal bil. (Hemer ve diğ., 2019 uyar.).	53
Tablo 4.2: Oda sıcaklığında 15NiMoCrB 4-5 çeliği esas metal ve kaynak metali mek. özel. (Hemer ve diğerleri, 2019 uyarlanmıştır.)	53
Tablo 4.3: Ağ yapısı özellikleri.....	58
Tablo 4.4: 15NiMoCrB 4-5 Esas metal ve kaynak metali için sonlu elem. yöntemi ile elde edilen verilerin deneysel veriler ile karşı.....	63
Tablo 4.5: 2B ve 3B modellerin ağ yapılarının karşılaştırılması.	66
Tablo 4.6: 3B ve 2B modeller ile elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile kıyaslanması.	69
Tablo 4.7: S690 QL çekme testi ile elde edilen mek. özellikler. (Stefane ve diğerleri, 2018 uyarlanmıştır).....	71
Tablo 4.8: SENB numunelerinin çatlak karak. boyutları ve kırılma tok. değerleri. (Stefane ve diğerleri, 2018 uyarlanmıştır)	71
Tablo 4.9: Analizlerde üretilen ağ yapısının karakteristik özellikleri.	75
Tablo 4.10: Esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için elde edilen sonlu elemanlar verilerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.	82
Tablo 4.11: Üç, iki ve tek malzeme yaklaşımlarının karşılaştırılması.	83
Tablo 4.12: Esas metal ve kaynak metali mekanik özellikleri (Sarzosa ve diğ, 2013 uyarlanmıştır).	84
Tablo 4.13: Esas metal ve kaynak metali için Paris denk. malz. katsayıları (Sarzosa ve diğ, 2013 uyarlanmıştır).	85
Tablo 4.14: Üretilen ağ yapısının karakteristik özellikleri.....	88
Tablo 4.15: Esas metal numunesi için nümerik ve sonlu elem. sonuçlarının karşılaştırılması.	96
Tablo 4.16: Kaynaklı numune için nümerik ve sonlu elemanlar sonuçlarının karşılaştırılması.	96

SEMBOL LİSTESİ

a	:	Çatlak boyu
a₀	:	Ön yorulma çatlağı boyu
a₀/W	:	Göreceli çatlak uzunluğu
B	:	Numune kalınlığı
b₀	:	Çatlamamış yüzey uzunluğu
B_N	:	Net numune kalınlığı
C	:	Paris malzeme sabiti
CT	:	Kompakt gerilme numunesi
CTOD	:	Çatlak ucu açılma deplasmanı
E	:	Elastisite modülü
E*	:	Toplam enerji
EM	:	Esas metal
G	:	Enerji boşalma hızı
ITAB	:	Isı tesiri altındaki bölge
J	:	J-integral
K	:	Gerilme yoğunluğu faktörü
KM	:	Kaynak metali
M	:	Mukavemet uyumsuzluğu seviyesi
n	:	Paris malzeme sabiti
P	:	Uygulanan yük
R	:	Gerilme oranı
SENB	:	Tek kenar çentikli eğilme numunesi veya üç nokta eğilme numunesi
W	:	Numune genişliği
W_s	:	Yeni çatlak yüzeyleri meydana getirmek için gerekli iş
γ_s	:	Yüzey enerjisi
Π	:	Dış kuvvetler etkisiyle oluşan potansiyel enerji
σ	:	Gerilme
σ_f	:	Kırılmanın gerçekleştiği gerilme seviyesi
R_m	:	Çekme mukavemeti
R_e	:	Akma mukavemeti

ÖNSÖZ

Bu çalışmanın yürütülmesi esnasında yönlendirmeleri ve rehberliğiyle, her zaman desteğini esirgemeyen değerli danışman hocam Sayın Prof. Dr. Özler Karakaş'a teşekkür ederim, hayatımın sonuna kadar müteşekkir olacağım.

Ayrıca aileme ve arkadaşlarıma gösterdikleri sevgi ve sürekli destekleri için teşekkür ederim; onların katkıları tüm bu süreci değerli kıldı.

Ahmet Can YILDIZ

1. GİRİŞ

İnsanlık var olduğu tüm bu zaman boyunca, çevresindeki yapıları kendi yararına kullanmayı öğrenmiştir. İnsanlık bu yapıları kullandıkça problemler ile karşılaşmış, bu problemleri çözerek gelişimi sağlamıştır. Metalik malzemeler uzun süredir hayatımızda, bu tür malzemelerin bazılarını çok iyi şekillendirip kullanırken bazılarının kullanımını daha yeni yeni keşfetmekteyiz.

Metalik malzemelerin imalatında kaynak vazgeçilmez bir unsurdur. Kaynaklı imalat tüm dünyada hızlı ve ucuzluğu sebebiyle oldukça yaygın bir şekilde tercih edilmektedir. Bundan dolayı günümüzde oldukça çeşitli kaynak yöntemleri bulunmaktadır. Çok geniş bir skalada farklı kaynak yöntemleri uygulanmaktadır. Ancak kaynaklı bileşenlerde kaynağın yapısı gereği oldukça hassas bölgeler oluşmaktadır. Bu bölgelerde çatlaklar gibi çeşitli mikro kusurlar bulunmaktadır. Bu kusurların varlığı bileşenin yapısal bütünlüğü için ciddi tehlikeler oluşturmaktadır.

Kaynaklı bileşenlerin yaygın olarak kullanıldığı nükleer santraller, kıyı ötesi yapılar, devasa üretim tesisleri, otomotiv ve havacılık gibi sektörlerde insanların can güvenliği ve ekonomik sebeplerden dolayı hataya veya olası hasarlara karşı toleransı yoktur. Bu nedenle kaynaklı bileşenlerin kırılma davranışları, mekanik dayanımları oldukça hassas bir biçimde tayin edilmek zorundadır ve bu minvalde tasarımlar/üretimler gerçekleştirilmelidir. Geçmişe bakıldığında kaynaklı birleştirmelerin hasara uğraması sonucu yaşanan yüzlerce vahim olaya rastlanabilir. Köprülerin, tren yollarının, gemilerin hasara uğramaları sonucunda birçok insan hayatını kaybetmiş, ekonomik olarak oldukça yıpratıcı sonuçlar ortaya çıkmıştır.

Yaşadığımız dünyanın fiziksel gerçekliği nedeniyle bu kusurları malzemeden yok etmek veya görmezden gelmek mümkün değildir. Bu durumda var olan kusurlara rağmen yapısal bütünlüğe sahip, dayanıklı yapılar üretmek zorundayız. Kaynak işlemi sonucunda ortaya çıkan ısı tesiri altındaki bölge (ITAB) ve kaynak metali bölgesinin kırılma ve yorulma davranışlarının iyi bir şekilde belirlenmesi, kaynaklı bileşenlerin kullanıldığı tasarımlar için oldukça elzemdir. Kaynak işlemi nedeniyle oluşan bu bölgelerin varlığı malzemenin homojenliğini ve buna bağlı olarak mekanik özelliklerini ciddi olarak değiştirmektedir. Homojen malzeme özelliklerine göre kaynaklı bileşenlerin tasarımını yapmak oldukça kaba ve hataya müsait bir durum

doğuracaktır. Bu değişimlerin iyi bir şekilde tayin edilmesi günümüzde bile hala oldukça kompleks ve anlaşılması güçtür. Bunun nedeni iç yapı değişimlerinde kaynak yöntemi, geometri, dikiş tipi, malzeme, ısıl işlem gibi oldukça fazla parametrenin etkili olmasıdır. Bu kadar fazla parametrenin etkisinin anlaşılması ve ölçülmesi kompleks ve zorlayıcı bir süreçtir.

Günümüzde bu etkilerin anlaşılması amacıyla birçok deneysel ve nümerik yöntem mevcuttur. Deneysel yöntemlerin uzun süreler alması ve yüksek maliyetleri bulunması günümüzde sonlu elemanlar yöntemini çok değerli kılmıştır. Ancak hala deneysel yöntemler en güvenilir yoldur. Sonlu elemanlar yöntemi çok uzun yıllardır mühendisler tarafından bilinmekte ve çeşitli alanlarda uygulanmaktadır. Ancak günümüzde ve yakın gelecekte sonlu elemanlar yönteminin önemi oldukça artmıştır ve artmaya devam edecektir. Teknolojinin ve bilgi birikiminin gelişmesi sonucu artık birçok mühendislik problemi sonlu elemanlar yönteminden yararlanılarak çözülmektedir. Kaynaklı bileşenlerin sonlu elemanlar ile kırılma davranışının belirlenmesi göreceli olarak daha yeni ve gelişmeye açık bir alandır. Bu çalışmada farklı seviyede mukavemet uyumsuzluğuna sahip numunelerin farklı geometrilerde ve farklı malzemelerde sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirildi ve deneysel veriler ile karşılaştırıldı.

1.1 Tezin Amacı

Ülkemizde kaynaklı birleştirmeler ile ilgili birçok çalışma ve uygulama yapılmasına rağmen kaynak işlemi sonucunda ortaya çıkan mukavemet uyumsuzluğu (strength mismatch) olgusu tam olarak işlenmemiştir. Bu çalışmada mukavemet uyumsuzluğu olgusu kırılma mekaniği perspektifinden tanımlanacak ve kaynaklı birleştirmeler üzerindeki etkileri incelenecektir. Mukavemet uyumsuzluğu ile mevcut deneysel yöntemler, standartlar ve diğer olgularla olan etkileşimleri işlenecektir. Ayrıca 2019 yılında tanıtılan yeni bir 3B sonlu elemanlar simülasyonu tanıtılacak ve mukavemet uyumsuzluğu konseptine uygulanabilirliği incelenecektir. Bu bağlamda 3 farklı sonlu elemanlar analizi uygulaması yapılacaktır. 3 farklı malzeme ile farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyeleri çeşitli standart numune geometrileri üzerinde incelenecektir.

1.2 Literatür Özeti

Bu bölümde mukavemet uyumsuzluğuna sahip numunelerin deneysel ve sonlu elemanlar yöntemiyle ilgili olarak yapılan bazı çalışmaların özetleri sunulmuştur. Yapılan araştırmada mümkün oldukça güncel yayınlara yer verilmeye çalışılmıştır. Ülkemizde bu alanda yapılan çalışmalar çok sınırlıdır ve son 20 yılda oldukça az sayıda çalışma yapılmıştır.

Çeşitli metaller (yapı çelikleri, yüksek/düşük alaşımlı çelikler, paslanmaz çelikler, demir dışı alaşımlar gibi) farklı amaçlarla, çeşitli kaynak yöntemleri ile (toz altı, gaz altı ark kaynağı, lazer kaynağı, elektron ışını kaynağı gibi) günümüzde yaygın olarak kullanılmaktadır. Mukavemet uyumsuzluğu (strength mismatch) etkilerini tanımlamak için kırılma mekaniği parametreleri (K, J, CTOD gibi) kullanılmaktadır. Bu parametreleri deneysel veya nümerik olarak elde etmek için çeşitli standart numune tipleri bulunmaktadır. Bu numune tipleri arasından tek kenar çentikli eğilme (Single Edge Notched Bending, SENB-SE(B)) ve kompakt çekme gerilmesi (Compact Tension, CT) numuneleri en sık kullanılan geometrilerdir. Bu iki numune tipinin sonlu elemanlar yöntemiyle analiz edilmesi ve elde edilen sonuçların literatürde yapılan deneysel sonuçlarla kıyaslanması, numunelerin sonlu elemanlar ile modellenebilirliği ve uygulanabilirliği incelenecektir. Mukavemet uyumsuzluğu etkileri ile ilgili son yıllarda aşağıdaki gibi çalışmalar yapılmıştır. Yapılan çalışmalar nümerik ve deneysel olarak gerçekleştirilmiştir.

Neves ve Loureiro (2004), yüksek mukavemetli su verilmiş ve temperlenmiş çeliklerde mukavemet uyumsuzluğu etkilerini incelemişlerdir. Ayrıca bu kaynaklı birleştirmelerde farklı ısı girdileri kullanılarak ısı girdisi kaynak parametresinin potansiyel etkileri dikkate alınmıştır. Numuneler RQT 601 çeliğinden toz altı ark kaynağı ile elde edildi. Sonuç olarak elde edilen deneysel J ve CTOD değerleri ile literatürde mevcut tahmin denklemlerinden elde edilen değerler ile kıyaslandı ve öngörülen değerler ile uyumlu olduğu sunulmuştur.

Qian, Dodds ve Choo (2007), kıyı ötesi yapılarda kullanılan yüksek mukavemetli çeliklerde mukavemet uyumsuzluğu etkilerini incelemek için sonlu elemanlar simülasyonlarını gerçekleştirmişlerdir. Farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyeleri için J değerleri hesaplanmıştır.

Betegon, Penuelas ve del Coz (2008), mukavemet uyumsuzluğuna sahip kaynaklı birleştirmelerde sıcaklığın kırılma davranışı üzerine etkisini araştırmak için sonlu elemanlar simülasyonları gerçekleştirmişler ve geçiş eğrileri elde etmişlerdir. Sonuç olarak geçiş sıcaklığının en düşük olduğu, en yüksek geçiş eğrisi en düşük mukavemet uyumsuzluk oranı >1 durumunda elde edilmiştir.

Rakin ve diğerleri (2008), mukavemet uyumsuzluğuna sahip birleştirmelerde kaynak genişliğinin ve uyumsuzluk oranının çatlak ucu bölgesinde gerilme-birim uzama dağılımları üzerindeki etkisi araştırılmıştır. SENB metodu ile farklı bağıl çatlak uzunluğuna sahip numuneler deneysel ve sayısal olarak analiz edilmiştir. Esas metal olarak HSLA eliği su verilmiş ve temperlenmiş olarak, gaz altı kaynak metodu ile üretilmiştir.

Xue, Ogawa ve Shoji (2009), hafif su reaktörlerinde çatlak ucu gerilmesi ve birim uzama faktörleri tanımlanmıştır. Sonuç olarak kaynaklı birleştirmedeki mukavemet uyumsuzluğunun ve numunenin çıkartıldığı konumun, sabit ve büyüyen çatlak için çatlak ucu ve çevresindeki birim uzamayı ve gerilmeyi ciddi Şekilde etkilediği ortaya konmuştur.

Donato ve diğerleri (2009), çalışmalarında kaynak mukavemet uyumsuzluğuna sahip numunelerde J ve CTOD parametreleri için SENB tipi numuneler ile yeniden düzenlenen tahmin formülleri önerilmiştir. Yapılan sonlu elemanlar analizi ile $\pm\% 20$ uyumsuzluk aralığında J ve CTOD parametrelerinin mukavemet uyumsuzluğundan ciddi oranda etkilenmediği gösterilmiştir.

Lezcano ve diğerleri (2009), mukavemet uyumsuzluğuna sahip numuneler üzerinde farklı sıcaklıklarda gerçekleştirilen deneyler ile sünek-gevrek geçiş eğrileri elde edilmiştir. Farklı bağıl çatlak uzunlukları ile farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyeleri SENB tipi numuneler ile incelenmiştir. Sonuç olarak mukavemet uyumsuzluk oranı >1 olan durumlar, <1 olduğu durumlardan çatlak ilerlemesine karşı daha yüksek direnç göstermiştir. Ayrıca mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin kaynak genişliği ile belirginleştiği ortaya konmuştur.

Bhat ve Ukadgaonker (2010), ASTM 4340 ve MDN 250 maraging çelikleri ile üretilen mukavemet uyumsuzluğuna sahip bimetalik kaynaklı birleştirmelerde bir ara

yüzey tanımlamışlardır. Bu ara yüzey üzerinden J-ara yüzey değerleri elde edilmiştir. Yapılan sonlu elemanlar analizleriyle deneysel sonuçlar kıyaslanmıştır.

Koo ve diğerleri (2012a), J integrali parametresinin plastik bileşeni J_{pl} için yeni bir plastik eta faktörü tanımlamışlardır. Homojen malzemeler için önerilen eta faktörü değerleri, mukavemet uyumsuzluğu durumu için genişletilmiştir. Ayrıca kaynak genişliği ve çatlak konumunun etkisi göz önünde bulundurularak plastik eta faktörü değerleri hesaplanmıştır. Düşük alaşımlı çeliklerde C(T) tipi numuneler ile mukavemet uyumsuzluğu etkileri değerlendirilmiştir.

Koo, Huh ve Seok (2012b), mukavemet uyumsuzluğuna sahip SA508 kaynaklı birleştirmesinin eta faktörü üzerine etkisi değerlendirilmiştir. Çekme ve sertlik deneyleri gerçekleştirilmiş ve bu deney sonuçlarından kaynak bölgelerinin mekanik özellikleri belirlenmiştir. Ayrıca yapılan sonlu elemanlar analizleri ile bir eta faktörü denklemi önerilmiştir.

Younise ve diğerleri (2012), çalışmalarında mukavemet uyumsuzluğunun sünek çatlak başlangıcı ve yayılması üzerindeki etkisini incelemiştir. Yüksek mukavemetli düşük alaşımlı çelik, su verilmiş ve temperlenmiş koşullarda esas metal olarak kullanılmıştır. J değerleri ITAB ve kaynak metali için deneysel ve sayısal olarak elde edilmiştir. Sonuç olarak mukavemet uyumsuzluğunun sonlu elemanlar analizleri kullanılarak, kaynaklı birleştirmede sünek çatlak başlangıcı ve ilerlemesi üzerinde önemli ölçüde etkili olduğu sunulmuştur.

Rakin ve diğerleri (2013), çifte mukavemet uyumsuzluğuna sahip numuneleri incelemiştir. Bu çalışmada sünek çatlak ilerlemesi modellenmiştir. Çalışmada ayrıca farklı geometrilerin etkisi sonlu elemanlar analiziyle incelenmiştir.

Takashima ve diğerleri (2014), çalışmalarında lazer kaynak yöntemi ile üretilen kaynaklı birleştirmelerde mukavemet uyumsuzluğu etkilerini incelemiştir. SENB tipi numune geometrileri ile çatlak ucu açılma deplasmanı (crack tip opening displacement, CTOD) parametresi ve eşdeğer CTOD, β tanımlanmıştır. Mukavemet uyumsuzluğunun β ile ilişkisi araştırılmıştır. Sonuç olarak artan mukavemet uyumsuzluğu oranıyla β 'nın arttığı görülmüştür.

Chen ve diğlerleri (2014), mukavemet uyumsuzluğuna sahip kaynaklı birleştirmelerde sürünme çatlak büyümesini (creep crack growth, CCG) incelemişlerdir. Mukavemet uyumsuzluğu üzerinde sürünme koşullarının etkileri araştırılmıştır. Ayrıca kaynaklı birleştirmeler arasında CCG hızı, kırılma ömrü, kırılma tokluğu gibi parametreler belirlenmiştir. Sonuç olarak CCG hızının düşmesinin kırılma ömrünü uzattığı ortaya konmuştur.

Kumar ve diğlerleri (2014), SENB numunelerinde kompliyans tekniğini kullanarak kırılma ve yorulma çatlak ilerlemesini değerlendirmişlerdir. ASTM E1820’de verilen homojen malzemeler için kompliyans fonksiyonlarını mukavemet uyumsuzluğuna sahip durumlar için yeniden düzenlemişlerdir. Farklı bağlı çatlak uzunluğuna sahip (a/W) durumlar için sonlu elemanlar analizi gerçekleştirmişlerdir.

Ling ve diğlerleri (2015), mukavemet uyumsuzluğunu daha iyi tanımlamak, ITAB etkisini dikkate almak için ideal bir üç malzeme varsayımı sunulmuştur. J integral ve C integral kırılma mekaniği parametreleri ABAQUS programı ile elde edilmiştir. Mekanik özellik ve geometrinin, numunenin J ve C integral parametreleri üzerindeki etkisi incelenmiştir.

Fan ve diğlerleri (2016), bimetalik kaynaklı birleştirmeler için Gurson-Tvergaard-Needleman hasar mekaniği modeline dayanan sonlu elemanlar simülasyonları gerçekleştirmişlerdir. Yapılan simülasyonlar sonucunda farklı çatlakların kırılma direncinin ve çatlak ilerleme yollarının mukavemet uyumsuzluğundan önemli ölçüde etkilendiği sunulmuştur.

Sarikka ve diğlerleri (2017), modern basınçlı su reaktöründe kullanılan AISI 304, SA508, Alaşım 52 ve 182 malzemelerinden üretilen kaynaklı birleştirmeleri incelemişlerdir. Mukavemet uyumsuzluğuna sahip parçayı modellemek için kaynak sonrası ısıl işlem görmüş bir prototip üretilmiştir. Yapılan çalışmada farklı kaynak bölgeleri için kırılma tokluğu değerleri elde edilmiş ve çatlak ilerlemeleri incelenmiştir.

Nikhil ve diğlerleri (2018), ASTM ve ISO standartları tarafından önerilen plastik “eta” faktörü için mukavemet uyumsuzluğuna sahip durumlar için uyarlamışlardır. Modelleme için doğrusal olmayan sonlu elemanlar simülasyonu

gerçekleştirdiler ve farklı uyumsuzluk seviyeleri için eta faktörleri değerleri elde edilmiştir. Sonuç olarak ASTM E1820 standardı eta değerleri ile hesaplanan eta değerleri karşılaştırılmış ve değerlerin %4~%16 arasında değiştiği görülmüştür.

Lindqvist ve diğerleri (2018), mukavemet uyumsuzluğuna sahip numunelerde çatlak ilerleme yolunu ve değişimini incelemiştir. Malzeme olarak alaşım 52 (alloy 52) kullanılarak kırılma mekanik testi ve çatlak ilerleme yolu analizleri yapılmıştır. Çalışmadan elde edilen sonuçlara göre, ergime sınırına yakın ITAB çatlaklarının kırılma direncinin diğer çatlaklardan daha büyük olduğu belirlenmiştir.

Midawi ve diğerleri (2018), endüstride oldukça yaygın kullanılan API-X80 boru hattı çeliğini, boru hatlarının birim uzama esaslı tasarımı (Strain-based design, SBD) açısından incelemiştir. Boru hattı çeliğini robotik gaz-metal ark kaynağı ile kaynak etmişlerdir. Çalışmada üç farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyesini incelemek için farklı kaynak dolguları kullanılmıştır. Ayrıca kaynak metali ve ITAB'ın sertlik dağılımları belirlendi, akma mukavemetleri deneysel olarak belirlenmiş ve nümerik tahminler ile kıyaslanmıştır.

Stefane ve diğerleri (2019), mukavemet uyumsuzluğuna sahip numunelerde yorulma çatlakları oluşturarak SENB numune tipi ile sonuçlar elde etmişlerdir. S690 QL malzemesinden MAG kaynağı ile kaynaklı birleştirmeler üretmişlerdir. Yorulma çatlak düzlemini, gerilme üç eksenliliğini ASTM E1820 standardına göre değerlendirmişler ve J-integral değerleri elde etmişlerdir.

Ran ve diğerleri (2019), yüksek dayanımlı çelik (high strength steel, HSS) malzemenin farklı seviyede mukavemet uyumsuzluğuna sahip 108 numunenin çekme gerilmesi altında deneyini gerçekleştirmişlerdir. Dijital görüntü korelasyon (Digital Image Correlation, DIC) tekniği ile numuneler üzerindeki birim uzama, gerilme dağılımı gelişimlerini araştırmışlardır. Ayrıca bu çalışmada kaynak metali, esas metal ve ısı tesiri altındaki bölgenin (ITAB) sertlik dağılım modelleri tanımlanmıştır.

2. KIRILMA MEKANIĞİ

Kırılma mekaniği genel olarak malzemelerin içerisinde üretimden gelen veya doğal olarak bulunan hataların, kusurların mühendislik yapılarının yapısal bütünlüğü üzerine olan etkisini inceler. Kırılma mekaniği, bu kusurların mekanik davranış üzerine etkisini, çatlakların nasıl oluştuğu, hangi koşullarda ilerlediği, kırılma tiplerini belirlemek gibi problemler ile ilgilenir. Bu bölümde kırılma mekaniğinin ana esasları ve teoremleri, mukavemet uyumsuzluğuna sahip kaynaklı birleştirmelerde kullanılan kırılma mekaniği parametrelerinin tanımlanması, deney yöntemleri ve esaslarından kısaca bahsedilecektir.

2.1 Kırılma Mekaniğine Giriş

İnsanlık ağlar boyunca çevresindeki malzemeleri şekillendirerek kendi çıkarına kullanmayı öğrenmiştir. Bu süreç boyunca çeşitli problemlerle karşılaşmış ve bu sorunlara çözüm geliştirerek yeni teknolojiler üretmiştir. İnsanların metali kullanmaya başladığı eski çağlardan bu yana malzemenin kullanım esnasında kırılması en önde gelen problemlerden biri olmuştur. Bugün modern anlamda kırılma mekaniğinin temelleri 1920’li yıllarda Griffith tarafından atılmış olmasına rağmen (Griffith, 1920), kırılma mekaniğinin literatürde kendine bir bilim dalı olarak yer edinmesi 2. Dünya Savaşı zamanlarına dayanmaktadır.

Böyle bir alanın literatürde kendine yer bulması 2. Dünya Savaşında yaşanan vahim bir olaya ve sonrasında yapılan değerli araştırmalara borçludur. 2. Dünya Savaşı savaş koşulları ve sanayileşmenin hızlandığı zamanlar olması nedeniyle dünyaya birçok yeni bilgi ve teknoloji katmıştır. 2.Dünya Savaşı sırasında İngiltere’nin çok ihtiyaç duyduğu ikmal gemileri Alman Donanması tarafından üretimine göre 3 kat daha yüksek bir oranda batırılmaktaydı. İngiltere bu sürdürülemez durumdan dolayı A.B.D’ye 2700 adet gemi siparişi verir. O dönem koşullarında gemiler yaygın olarak perçinli olarak üretiliyordu. Ancak bu sayıda gemi üretiminin savaş koşullarında kısa sürelerde üretmek mümkün değildi. Bu durumda Henry Kaiser önderliğinde A.B.D. gemi üretiminde hızlanmak için devrim niteliğinde bir yöntem geliştirdi. İngiltere’nin ihtiyacını karşılamak için gemiler kaynaklı olarak üretilmeye başlandı. Liberty

Gemileri olarak adlandırılan bu gemilerin gövdeleri perçin yerine kaynaklı olarak üretildi. Ancak bu gemilerin yaklaşık 90 tanesi denizde ikiye ayrılarak battı. Üretilen toplam 2700 Liberty Gemisinin yaklaşık %30 ise ciddi hasara uğradı. Perçinli gövdelerde kırılmaların ilerlemesi mümkün olmadığı için aynı çalışma şartlarında problem yaratmıyordu ancak kaynaklı bir yapı tek bir gövde gibi olduğu için çatlaklar bazen gövdenin tümüne yayılabiliyordu. Bu vahim olaydan sonra A.B.D. Deniz Kuvvetleri Araştırma Laboratuvarları Dr. Irwin ve bir grup araştırmacıya bu olayın araştırılması görevi verildi. Savaştan sonraki 10 yıl boyunca bu araştırmacıların çalışmaları sonucunda bugün kırılma mekaniği olarak bildiğimiz alan ortaya çıktı (Williams ve Ellinger, 1953).

Savaş sonrası Irwin, Griffith teorisinden yararlanarak çatlak ucu gerilmelerinin ve şekil değişimlerinin, enerji ile ilişkisini tek bir parametre vasıtasıyla tanımladı. Bu parametreye daha sonra “Gerilme Şiddet Katsayısı” veya “Gerilme Yoğunluk Katsayısı” olarak isimlendirildi (Irwin, 1957).

Kırılma mekaniği alanı açısından bundan sonraki gelişmeler A.B.D.’de 70’li yıllarda nükleer enerji enerji endüstrisinin aktif araştırma konusu olmasıyla direkt olarak alakalıdır. Eğer bu durum olmasaydı kırılma mekaniği alanının günümüzdeki haline gelmesi pek mümkün olmazdı. Begley ve Landes (1972) çalışmasında çeliklerin kırılma tokluğunu J-integral parametresiyle belirlemişlerdir. Bu çalışma çok başarılı bulunmuş ve sonraki süreçlerde J-integral çeliklerin kırılma davranışı araştırmalarında vazgeçilmez olmuştur ve standartlarda yerini almıştır.

Kırılma tokluğu, kırılma mekaniğinin ilgi alanlarından yalnızca biridir. Farklı bakış açıları da mevcuttur. Kırılma mekaniği yaklaşımına göre tasarım yapmak için gerilme, hata boyutu, tokluk ve geometri gibi farklı parametrelerin etkileri de dikkate alınmalıdır. J-integrale dayanan ilk analizlerden biri Shih ve Hutchinson (1976) tarafından gerçekleştirilmiştir.

Buraya kadar kırılma mekaniği alanının tarihsel geçmişi ve mevcut konumuna ulaşana kadar yapılan önemli çalışmalar özetlendi. Daha detaylı bilgi için bu alanda çok önemli bir yeri olan Anderson (2005) çalışmasına bakılabilir.

2.2 Griffith ve Irwin Teoremleri

Griffith gevrek malzemeler için enerji dengesine bağlı olarak malzemenin kırılmaya karşı dayanımını tayin etti. Griffith çalışmasında cam tüpler kullanmıştır. Cam tüplerin boyu uzadığında kırılmadan dayanabileceği gerilmenin azaldığını keşfetti. Bu durumu ise, cam tüplerin boyutları arttıkça hata bulundurma olasılıklarının arttığını, kusurların artarak cam tüpün dayanımını azalttığını keşfetmiştir. Griffith aşağıdaki şekilde enerji dengesi kurmuştur.

$$\frac{dE}{dA} = \frac{d\Pi}{dA} + \frac{dW_s}{dA} = 0 \quad (2.1)$$

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{dW_s}{dA} \quad (2.2)$$

$$-\frac{d\Pi}{dA} = \frac{\pi\sigma^2 a}{E^*} \quad (2.3)$$

$$-\frac{dW_s}{dA} = 2\gamma_s \quad (2.4)$$

E: Toplam enerji

Π : Dış kuvvetler etkisiyle oluşan potansiyel enerji

W_s : Yeni çatlak yüzeyleri meydana getirmek için gerekli iş

E^* : Elastisite modülü

γ_s : Yüzey enerjisi

a : Çatlak boyunun yarısı

Griffith, çatlak bulunduran düzlem gerilme durumunda ki bir plaka için denklem 2.2 ve 2.3 birbirine eşitleyip kırılma için çözerek aşağıdaki bağıntıyı tanımlamıştır.

$$\sigma_f = \left(\frac{2E\gamma_s}{\pi a} \right)^{1/2} \quad (2.5)$$

σ_f : Kırılmanın gerçekleştiği gerilme

E : Elastisite modülü

Denklem 2.5'den görüleceği üzere kırılmanın gerçekleştiği gerilme değeri, çatlak boyu ile ters orantılıdır. Diğer bir deyişle çatlak boyunun uzaması kırılmanın gerçekleştiği gerilme değerini azaltacaktır. Burada yüzey enerjisi γ_s ifadesi yerine “G” parametresi kullanılmaktadır. G parametresi enerji boşalma hızı olarak tanımlanmaktadır. Buradaki hız ifadesi zamana göre bir türevi göstermez. Burada enerjinin çatlak alanına göre değişim hızını ifade etmektedir. Ayrıca çatlak büyüme kuvveti olarak da isimlendirilebilir. Sonuç olarak çatlaklarda iki yüzey bulunduğu için G ile yüzey enerjisi γ_s arasında aşağıdaki gibi bir ilişki kurulabilir.

$$G = \frac{-d\Pi}{dA} = 2\gamma_s \quad (2.6)$$

Denklem 2.6 ifadesi denklem 2.5’de yerine yazılarak genel ifade elde edilir. $G=G_c$ eşitliği sağlandığında, yani kırılma anı G’nin kritik bir değeri olan G_c noktasında meydana gelir.

$$\sigma_f = \left(\frac{EG_c}{\pi a} \right)^{1/2} \quad (2.7)$$

Sonuç olarak Griffith kırılma anını, çatlağın birim uzunlukta ilerlemesi için gerekli olan kuvvet olarak tanımlayabilmiştir. Bu nedenle G parametresinin birimi N/m olarak kullanılabilir. Burada dikkat edilmesi gereken bir husus G parametresi yükleme durumuna, geometriye ve çatlak yapısına bağlıdır yani malzemeye direkt olarak bağlı bir parametre değildir. Ancak $G = G_c$ eşitliğinin hangi seviyede sağlanacağı yani diğer bir ifadeyle kırılmanın gerçekleştiği G_c tokluk ise bir malzeme sabitidir.

Irwin yaptığı çalışmada Griffith’in teorisini mühendislik uygulamalarına daha kolay uygulanabilir hale getirmek için daha farklı bir açıdan yaklaşmıştır. Irwin,

Griffith'in enerji yaklaşımı yerine çatlak ucu bölgesinde oluşan gerilme alanlarına bağlı olarak bir yaklaşım geliştirmiştir. Denklem 2.7 aşağıdaki gibi yeniden yazılırsa;

$$\sigma_f \sqrt{\pi a} = \sqrt{E G_c} \quad (2.8)$$

ifadesi elde edilir. Burada denklem 2.8 ifadesinin sol kısmı için çatlak ilerlemesi için gerekli olan gerilme olarak düşünülürse, bu kısım “gerilme şiddet faktörü” veya “gerilme yoğunluğu katsayısı” şeklinde ifade edilmiştir. Sonuç olarak denklem 2.8 yeniden düzenlenirse;

$$K = \sqrt{E G_c} \quad (2.9)$$

denklem 2.9 ifadesi elde edilir. Kırılma yine aynı şekilde K'nın kritik bir değeri olan K_c noktasında meydana gelir. Gerilme yoğunluğu katsayısı K değerinin birimi yaygın olarak $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ kullanılır.

Yine aynı şekilde K parametresi yüklemenin durumuna, çatlak boyutuna bağlı iken K_c parametresi, yani kırılmanın gerçekleştiği kırılma tokluğu değeri bir malzeme özelliğidir.

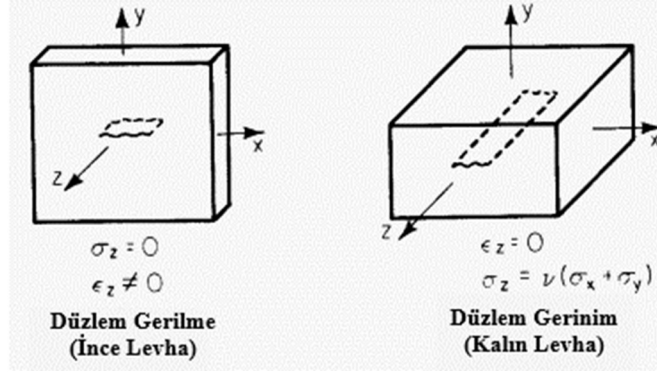
Sonuç olarak Griffith, enerji yaklaşımını tanımlarken Irwin gerilme şiddet katsayısı yaklaşımını tanımlamıştır. Enerji yaklaşımı çok küçük çatlak büyümesine göre enerji değişimini ifade ederken, gerilme yoğunluk katsayısı çatlak ucundaki gerilme alanlarını, şekil değiştirmeleri karakterize eder yani enerji boşalma hızı daha genel bir davranışı tanımlarken, gerilme şiddeti katsayısı daha yerel bir tanımlama yapar. Bu yaklaşımlar oldukça ideal malzeme davranışlarını tanımlamaktadır diğer bir deyişle yalnızca lineer elastik malzemeler için geçerlidir. Bu yüzden yüksek mukavemete sahip malzemeler için belirli sınırlar çerçevesinde uygulanabilirken yüksek süneklik gösteren orta ve düşük mukavemetli malzemeler için yeterli değildir.

Denklem 2.9 ayrıca K ve G arasındaki ilişkiyi de tanımlamaktadır. Ancak hatırlatmakta fayda var ki bu ifade oldukça ideal lineer elastik malzemeler için geçerlidir. Bu yaklaşımlar günümüzde orta ve düşük mukavemetli metal malzemelerin kırılma davranışlarını tanımlamak için yetersizdir. Denklem 2.9 yeniden düzenlenirse K ve G arasındaki ilişki aşağıdaki şekilde daha düzgün bir biçimde ifade edilebilir.

Sonuç olarak ideal lineer elastik malzemeler için enerji yaklaşımı ve gerilme şiddeti katsayısı yaklaşımı esas olarak birbirlerine eşdeğerdir.

$$G = \frac{K^2}{E'} \quad (2.10)$$

E' : Düzlem gerilme için $E' = E$, Düzlem birim uzama için $E' = E/(1-\nu^2)$. İnce levhalarda Z doğrultusunda gerilme kayda değer bir değişim göstermediği için sıfır kabul edilir ve bu durum düzlem gerilme koşulları olarak tanımlanır. Kalın levhalarda ise kalınlık boyunca birim uzama sınırlandırılmıştır ve sıfır kabul edilir, bu durum da düzlem birim uzama koşulları olarak tanımlanır. Şekil 2.1'de şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.1: Düzlem gerilme ve düzlem birim uzama.

2.3 Kırılma

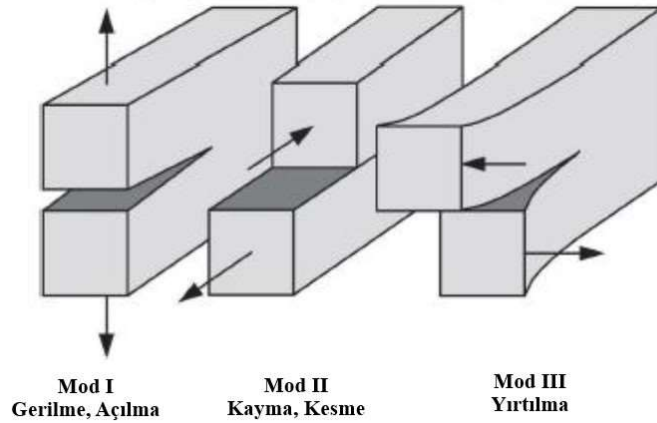
Kırılma olayı genel olarak yapının veya malzemenin yapısal bütünlüğünü koruyamadığı, birden çok parçaya ayrıldığı durum olarak tanımlanabilir. Kırılma olayı yükleme durumu ve şekli, çevresel etkiler (sıcaklık, korozyon gibi), yapı geometrisi, malzeme kusurları gibi etkenlerden etkilenir ve bu durum farklı kırılma mekanizmalarına yol açar. Bu bölümde kırılma olayının temelleri açıklanacaktır. Kırılma olayı dört farklı karakterde sınıflandırılır bunlar; sünek kırılma, ayrılma kırılması, yorulma kırılması ve sürünme kırılmasıdır.

2.3.1 Kırılma Modları

Kırılma modları yapının yükleme şeklini ve tipini belirtirler. Gerilme yoğunluk katsayısı K genelde alt indisinde bulunan “I, II ve III” ifadelerinden biri ile gösterilir. Bu ifadeler kırılma modlarını ifade etmektedir. Mod I en yaygın kullanılan yükleme tipidir, çekme gerilmesi altındaki durumlar için kullanılır. Mod II yükleme tipi kayma gerilmelerinin etkili olduğu düzlem içi kesme durumunu ifade etmektedir. Mod III yükleme tipi ise yine kayma gerilmeleri etkisindedir ancak bu tip yüklemelerde yırtılma gözlenir. Şekil 2.2’de şematik olarak yükleme modları gösterilmiştir.

2.3.2 Sünek Kırılma

Sünek kırılma tipi metallerde en yaygın görülen 4 kırılma tipinden bir tanesidir. Adından da anlaşılacağı üzere genelde sünek malzemelerde görülen, çatlak ilerlemesi esnasında yüksek plastik deformasyon gösteren kırılma tiplerine denir. Genelde kırılma olayı sünek malzemelerde, mikroskobik boşlukların oluşması, birleşmesi ve büyümesi sonucunda gerçekleşir.



Şekil 2.2: Kırılma Modları. (Anderson, 2005:s 43, uyarlanmıştır.)

2.3.3 Ayrılma Kırılması

Ayrılma kırılması ya da daha yaygın olarak gevrek kırılma olarak bilinen kırılma tipi, genelde gevrek malzemelerde görülen kırılmadır. Çatlak ilerlemesi esnasında sünek kırılmaya göre çok az plastik deformasyon gösteren veya hiç

göstermeyen kırılma tipidir. Sünek kırılmaya göre ayrılma kırılması çok daha hızlı ve ani olarak gerçekleşebilir.

2.3.4 Yorulma Kırılması

Çevrimsel yükler altında kalan malzemede oluşan yorulma çatlakları sonrasında görülen kırılma tipine verilen isimdir. Günümüzde karşılaşılan hasarların büyük bir nedenini yorulma çatlakları oluşturmaktadır. Yorulma olayı daha önceki kırılma tiplerine göre çok daha kompleks bir yapıdadır. Yorulma çatlakları oluştuğundan sonra çatlak ilerlemesi aşamasında sünek kırılma durumuna benzer yüksek plastik deformasyon bölgeleri görülebilir fakat yorulma kırılmalarında yüklemeye periyotlarına göre çatlak davranışı değişir. Yorulma çatlakları ve kırılması üzerine kırılma mekaniği yöntemleri ile karakterize etmek için ilk olarak Paris ve Erdoğan (1960) ve Paris, Gomez ve Anderson (1961) çalışmalarında gerçekleştirilmiştir. Gerilme yoğunluk katsayısı K 'ya bağlı olarak yorulma çatlaklarının büyümesini tanımlayan Paris-Erdoğan denklemi ortaya konmuştur.

2.3.5 Sürünme Kırılması

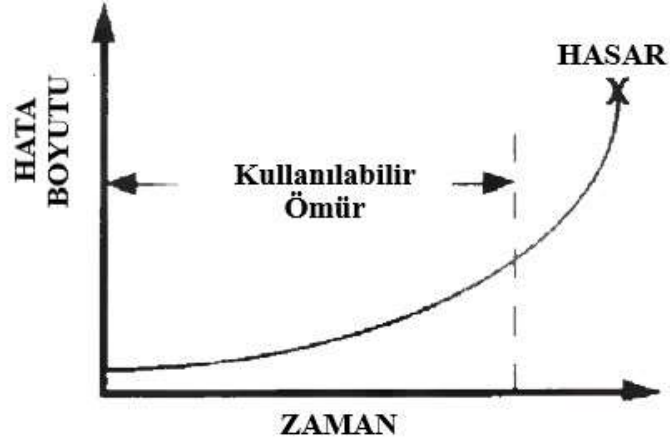
Yüksek sıcaklıklarda malzemenin statik yük altında deformasyonu sonucunda oluşan kırılma tipine verilen isimdir. Yüksek sıcaklıklarda malzemeler daha sünek bir davranış sergilediklerinden dolayı sünek kırılmayla benzerlikler gösterir. Çatlak ilerlemelerinde yüksek oranda plastik deformasyon görülür.

2.4 Kırılma Mekaniği Alanları

Kırılma mekaniği genel bir alan olarak, çatlak gibi kusur içeren malzemeler gibi özel durumlar için ölçülebilir cevaplar sağlamaya çalışmaktadır. Kırılma mekaniği temelde bize çatlakların davranışı dolaylı olarak malzemenin davranışı hakkında cevaplar sağlar. Bir çatlak malzeme içerisinde nasıl ilerler, hangi çatlak boyutu tolere edilebilir ya da diğer bir deyişle hangi çatlak boyutuna kadar malzeme

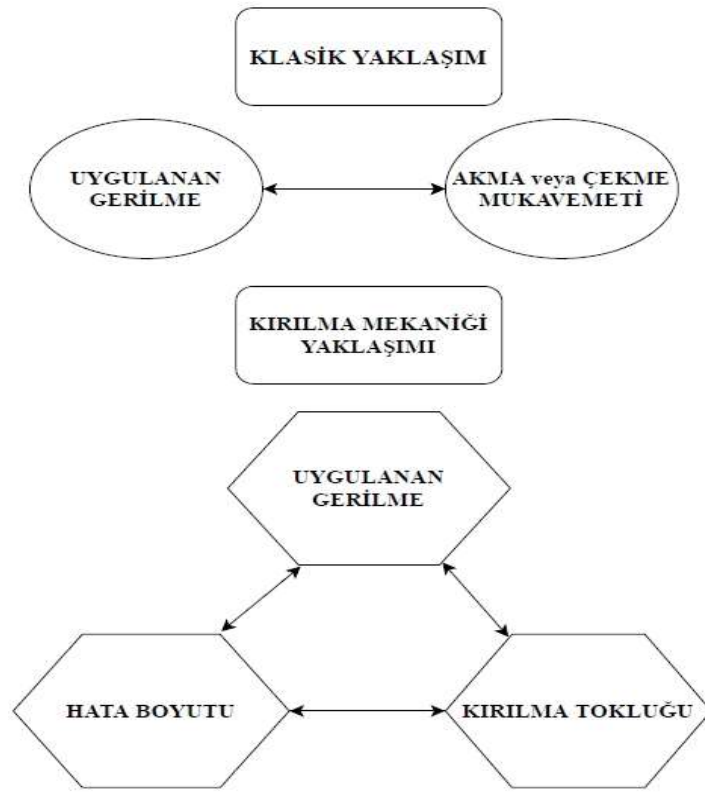
görevini devam ettirebilir, çatlaklı yapıların ömürleri ne kadardır gibi soruların cevaplarını bulmaya çalışmaktadır.

Çeşitli mühendislik malzemeleri üretim aşamalarından dolayı doğal olarak farklı kusurlara sahiptir. Bir yapıdaki hatanın (örn. yorulma çatlağı) bulunduğu veya bulunma olasılığı bilinmektedir, ancak bu çatlağın hangi koşullarda büyüyeceği, nasıl hasara yol açacağını önceden kestirebilmek oldukça zor bir işlemdir. Bu işlem genelde oluşan çatlağın tahribatsız yöntemlerle boyutunun belirlenmesiyle başlar. Daha sonra kırılma tokluğu ve yük etkileriyle kırılma deneyi gerçekleştirilen numunelerden kritik çatlak boyutu ve çatlak davranışı öğrenilir. Bu aşamadan sonra kabul edilebilir çatlak boyutu kritik çatlak boyutunun, yani kırılmanın gerçekleşmek üzere olduğu çatlak boyu, bir güvenlik katsayısına bölünerek hesaplanabilir. Daha sonrasında malzemenin çatlak gelişiminin izin verilebilir çatlak boyuna ulaşması için geçen süre belirlenerek o malzemenin kırılma davranışı ve o yapının tahmini kullanım ömrü ortaya çıkartılabilir. Şekil 2.3’de şematik olarak tasarım için yapıların kullanım ömrü gösterilmiştir.



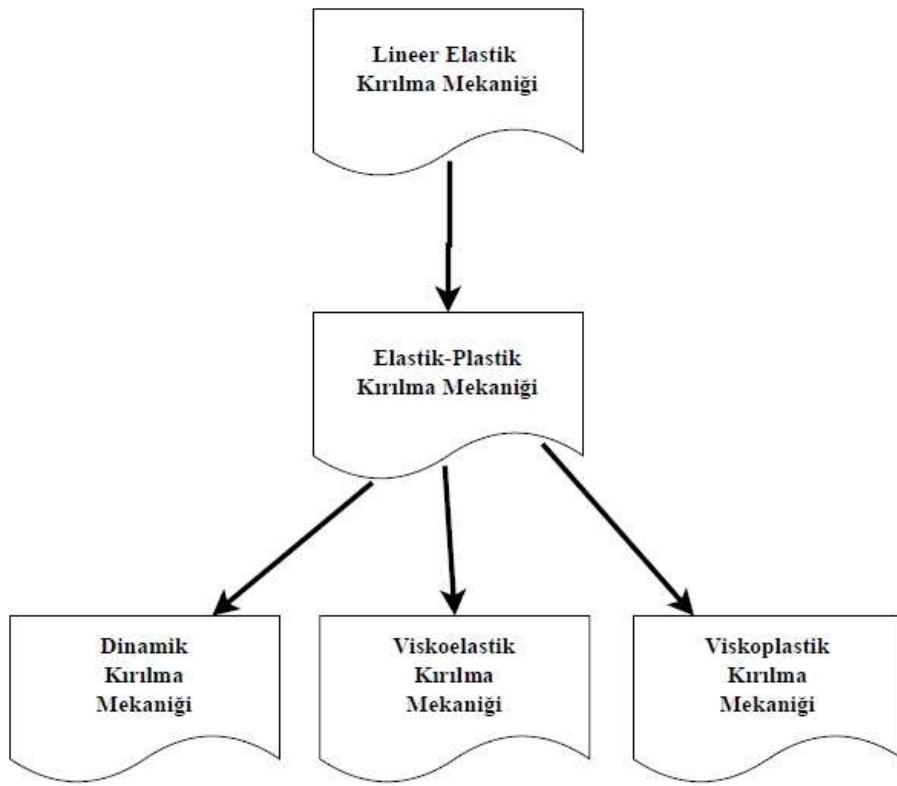
Şekil 2.3: Yapıların hata toleransı ve ömür ilişkisi.
(Anderson, 2005:s 16)

Kırılma mekaniği, klasik yaklaşım ile kıyaslanırsa; klasik yaklaşımda genelde tek parametre üzerinden gidilmektedir. Bu malzemenin akma veya çekme mukavemeti olur genelde. Tasarım aşamasında yapı üzerinde oluşması beklenen gerilme değeri malzemenin mukavemet değeri ile kıyaslanır ve daha düşük olması durumunda yapının yeterli olduğu sonucuna varılır. Ancak bu yaklaşımda birçok yerel etkiler, kusurlar görmezden gelinmektedir. Kırılma mekaniğinin yaptığı yaklaşım ise yerel parametreler tanımlayarak, bunların arasındaki ilişkileri sayısal olarak ifade edip, daha özel koşullar için yanıt aramaktır. Şekil 2.4’de şematik olarak bu kıyaslama gösterilmiştir.



Şekil 2.4: Klasik yaklaşım ve kırılma mekaniği yaklaşımının karşılaştırılması

Şekil 2.5'te kırılma mekaniği alanının basitleştirilmiş bir biçimdeki alt bölümleri şematik olarak gösterilmiştir. Lineer elastik kırılma mekaniği alanı, zamandan bağımsız ve sadece elastik özellikleri dikkate alan bir kırılma mekaniği alanıdır. Çatlak ucu bölgesindeki plastiklik etkileri çok küçük olduğu sürece yok sayılır. Elastik-plastik kırılma mekaniği alanı ise, çatlak ucu bölgesindeki plastiklik etkilerinin yok sayılmayacak kadar büyük olduğu durumlar için geçerlidir. Bu alanda da zamandan bağımsız çalışmalar yürütülmektedir. Zamana bağlı alanlar ise dinamik kırılma mekaniği, viskoelastik ve viskoplastik kırılma mekaniği alanları olarak ayrılmıştır.



Şekil 2.5: Kırılma mekaniği alanları.

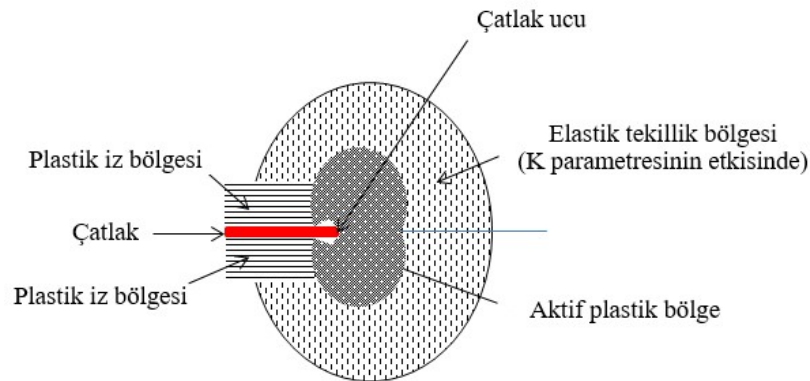
Tablo 2.1’de bazı mühendislik malzemelerinin tipik kırılma davranışları gösterilmektedir.

Tablo 2.1: Bazı mühendislik malzemelerinin kırılma davranışları. (Anderson, 2005)

Malzeme	Tipik Kırılma Davranışı
Yüksek mukavemetli çelik	Lineer Elastik
Düşük ve orta mukavemetli çelik	Elastik-Plastik
Ostenitik paslanmaz çelik	Elastik-Plastik
Çökeltme sertleştirmesine uğramış alüminyum alaşımı	Lineer Elastik
Yüksek sıcaklıktaki metaller	Viskoplastik
Polimerler	Viskoelastik
Seramikler	Lineer Elastik

2.4.1 Lineer Elastik Kırılma Mekanîği

Lineer elastik kırılma mekanîği (LEKM) daha önce bahsedilen K ve G parametreleriyle çatlakın yeterince iyi bir şekilde tanımlandığı durumları kapsayan bir kırılma mekanîği alt alanıdır. Diğer bir deyişle LEKM küçük boyutta akma koşullarında yani çatlak boyutuna göre plastik bölgenin oldukça küçük olması durumunda çatlakı yeteri kadar iyi tanımlar. Bu durum genellikle oldukça gevrek yapılarda gözlenmektedir.

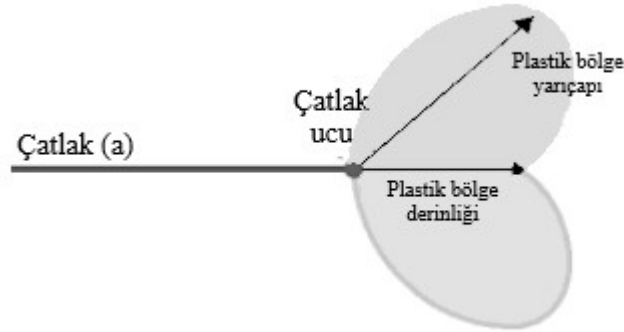


Şekil 2.6: Çatlak ucu bölgeleri. (Gupta ve diğerleri, 2015’den uyarlanmıştır.)

LEKM’de en yaygın iki yaklaşım türü vardır ve bu yaklaşımlar birbirlerine eşdeğerdir. Bu yaklaşımlar enerji yaklaşımı ve gerilme yoğunluğu katsayısı yaklaşımlarıdır. Şekil 2.6’da çatlak ucu bölgelerinin şematik olarak gösterimi sunulmuştur.

2.4.2 Elastik-Plastik Kırılma Mekanîği

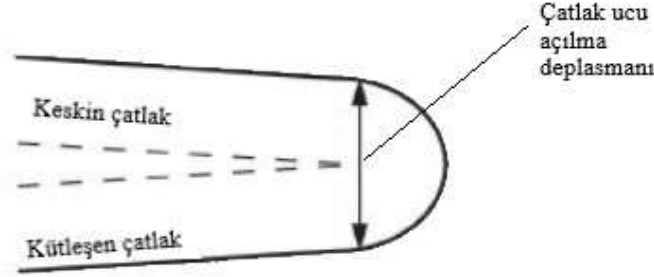
Çatlak ucundaki aktif plastik bölge, elastik tekillik bölgesine göre daha büyükse, diğer bir ifadeyle çatlak ucu küçük bölgede akma koşulları ile tanımlanamayacak kadar plastiklik etkisi içeriyorsa bu durum LEKM ile düzgün bir biçimde karakterize edilemez. Bu tarz durumlar için elastik plastik kırılma mekanîği (EPKM) yaklaşımları gereklidir. Ancak EPKM daha karmaşık durumlar içerdiği için LEKM kadar iyi geliştirilemedi. Şekil 2.7’de çatlak ucundaki plastik bölge şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.7: Çatlak ucu plastik bölgesi. (Shuck ve diğerleri, 2015’den uyarlanmıştır.)

Wells (1961) çalışmasında bazı yapı çeliklerinin kırılma tokluklarını belirlemeye çalıştı. Ancak üzerinde çalıştığı çeliklerin kırılma toklukları LEFM ile karakterize edilemeyecek kadar yüksek olduğunun farkına vardı. Wells deneydeki numunelerinde çatlak yüzeylerinin kırılmaya kadar geçen süreçte birbirlerinden uzaklaştığını fark etti. Şekil 2.8’de şematik olarak gösterildiği gibi, tokluk arttıkça keskin çatlak hızlı bir şekilde yük altında kütleşme göstermekteydi. Wells bu gözlem sonucunda “çatlak ucu açılma deplasmanı” ifadesini tanımladı. CTOD parametresi

günümüzde oldukça yaygın bir şekilde kırılma tokluğunun bir ölçütü olarak kullanılmaktadır.



Şekil 2.8: Çatlak ucu açılma deplasmanı (CTOD). (Anderson, 2005:s 104 uyarlanmıştır.)

Rice (1968) çalışmasında J-integrali bir kırılma mekaniği parametresi olarak tanıtarak büyük bir başarı kazandı. Rice, çatlak ilerlemesi esnasında potansiyel enerji değişimini lineer olmayan elastik malzemelere uyguladı. Rice, J-integrali enerji yaklaşımına benzer şekilde lineer olmayan enerji boşalma hızı olarak tanımladı ve yoldan bağımsız olarak bir çizgisel integral olarak yazılabileceğini göstermiştir. Aynı zamanda J'nin çatlak ucundaki gerilme dağılımını oldukça iyi karakterize ettiği de ortaya konmuştur (Rice ve Rosengren, 1968).

Basit yükleme ve geometriler için analitik olarak çeşitli J-integral hesaplama yöntemleri geliştirilmiştir ancak günümüzde sonlu elemanlar yöntemi oldukça yaygın bir biçimde kullanılmaktadır ve gereklidir. J-integral LEKM uygulamaları için de enerji veya gerilme şiddeti parametresi olarak kullanılabilir.

2.5 J-integral ve Çatlak Ucu Açılma Deplasmanı

Bu bölümde J-integral ve CTOD kırılma mekaniği parametreleri incelenecektir. Bu parametreler aslında aynı ifadeyi farklı yaklaşımlar ile açıklamaktadır. Malzemenin kırılma tokluğunun ve kırılma davranışının bir

ölçütüdürler. Bu bölümde J-integral ve CTOD'un teorik temelleri, aralarındaki ilişkiler üzerinde durulacaktır.

2.5.1 J-İntegral

Kırılma mekaniği alanında en sık kullanılan ve karşılaşılan parametredir J-integral. Elastik malzemeler için veya plastiklik etkilerinin yok sayılabildiği durumlarda J-integral, enerji boşalma hızı G'nin daha genel bir ifadesidir. Diğer bir deyişle G ile gerilme yoğunluğu faktörü K ile arasında belirli bir ilişki olduğu için J ile K arasında da basit bir ilişki ifadesi tanımlanabilir. Lineer olmayan veya plastiklik etkileri yok sayılamayacak kadar etkili olan durumlar için J-integral tanımlanması biraz daha zor bir iştir. Bu durumda uygulanan yük ile J-integral arasında doğrusal bir ilişki bulunmaz ve J-integral, çatlak uzunluğu ve yük arasında basit bir ilişki kurmak zordur.

Lineer elastik davranış gösteren malzemeler için $J=G$ olduğu için, denklem 2.11 şeklinde ifade edilebilir.

$$J = G = \frac{K_I^2}{E'} \quad (2.11)$$

Begley ve Landes (1972) yaptıkları çalışmada aynı boyut, geometri ve malzemeden bir dizi deney gerçekleştirmiştir. Şekil 2.9'da J-integral elde etme adımları şematik olarak gösterilmektedir. Yük-deplasman grafiğinden J-integral elde edilmesi için denklem 2.12'i geliştirmişlerdir.

$$J = -\frac{1}{B} \left(\frac{\partial U}{\partial a} \right)_{\Delta} \quad (2.12)$$

Yük-deplasman eğrisinden yapılan hesaplamalarda J-integral bileşenlerine ayrılabilir.

$$J = J_{el} + J_{pl} \quad (2.13)$$

J_{el} elastik bileşeni, J_{pl} plastik bileşeni ifade etmektedir. Elastik bileşen için denklem 2.10 kullanılabilir. Buradaki K_I ifadesi denklem 2.14 ile ifade edilir.

$$K_I = \frac{P}{\sqrt{B B_N W}} f(a/W) \quad (2.14)$$

Plastik bileşen için ise denklem 2.15 ile ifade edilmektedir.

$$J_{pl} = \frac{\eta A_{pl}}{B_N b_0} \quad (2.15)$$

Buradaki denklemlerde;

B: Numune kalınlığı

B_N: Net numune kalınlığı (eğer yan çentik yoksa B_N=B)

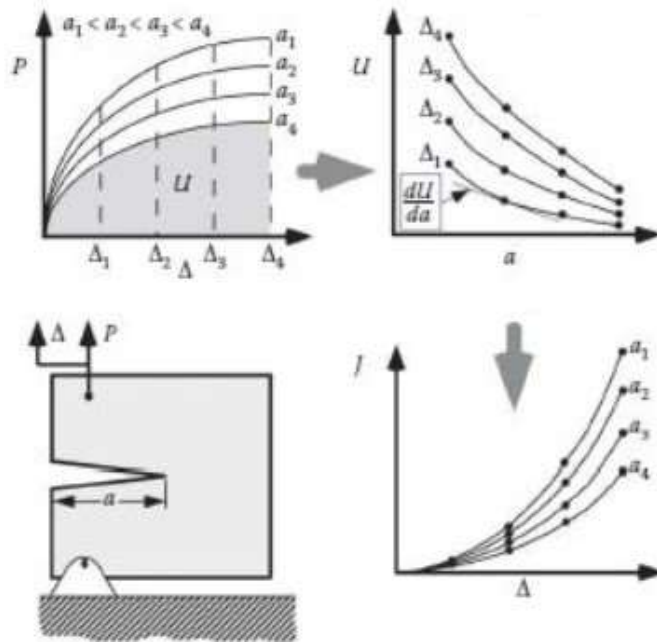
W: Numune genişliği

P: Uygulanan yük

b₀: Çatlamamış yüzey uzunluğu

η: Boyutsuz bir sabit, SENB numuneleri için 2, CT numuneleri için denklem 2.16 kullanılır.

$$\eta = 2 + 0,522 b_0/W \quad (2.16)$$



Şekil 2.9: J-integral elde edilmesi. (Anderson, 2005:s 115.)

2.5.2 Çatlak Ucu Açılma Deplasmanı (CTOD)

Çatlak ucu açılma deplasmanı veya çatlak açılma deplasmanı (COD), ilk olarak Wells tarafından tanımlandı. Çatlağın kütleleşme derecesini ölçen CTOD parametresi, çatlak ucu bölgesini tanımlamak için kullanılır ve kırılma tokluğunun alternatif bir ölçüsüdür. Esas olarak EPKM alanının bir parametresi olan CTOD aynı zamanda lineer elastik malzemeler için de tanımlanabilir.

LEFM'de çatlak yüzeylerinin yer değiştirmesi μ_y denklem 2.17'de verilmiştir.

$$\mu_y = \frac{4K_I}{E'} \sqrt{\frac{r_y}{2\pi}} \quad (2.17)$$

$$r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}} \right)^2 \quad (2.18)$$

Burada r_y çatlak ucunda oluşan küçük akma bölgesinin yarı çapını ifade etmektedir. Denklem 2.17, denklem 2.16'da yerine yazılırsa;

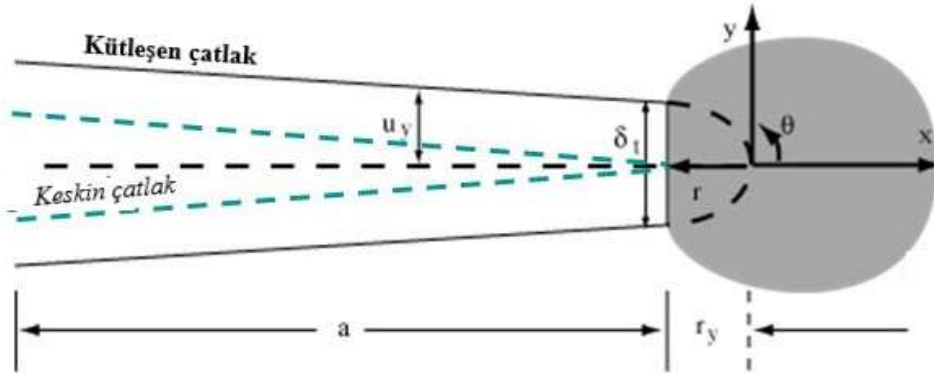
$$\mu_y = \frac{2K_I^2}{E\sigma_{ys}\pi} \quad (2.19)$$

ifadesi elde edilir. Bu ifade tek bir çatlak yüzeyinin yer değiştirmesini göstermektedir ancak çatlaklarda 2 çatlak yüzeyi bulunmaktadır. Bundan dolayı çatlak ucu açılma deplasmanı küçük bölgede akma koşullarında diğer bir ifadeyle LEKM koşullarında denklem 2.19 ile ifade edilir.

$$\delta = 2\mu_y = \frac{4K_I^2}{E\sigma_{ys}\pi} = \frac{4G}{\sigma_{ys}\pi} \quad (2.20)$$

Şekil 2.10'da küçük bölgede akma gösteren çatlak şematik olarak gösterilmiştir. Denklem 2.19 sadece küçük bölgede akma gösteren ideal malzemelerin davranışlarını tanımlamaktadır ancak bu tanıma birçok malzeme davranışı uymaz.

Bu durumdan dolayı EPKM durumları için diğerk bir deyişle çatlak ucundaki plastik bölgenin çatlak boyutuna göre oldukça büyük olduğu durumlarda yeni bir CTOD ifadesine ihtiyaç vardır.



Şekil 2.10: Küçük bölgede akma koşullarında şematik olarak CTOD gösterimi.

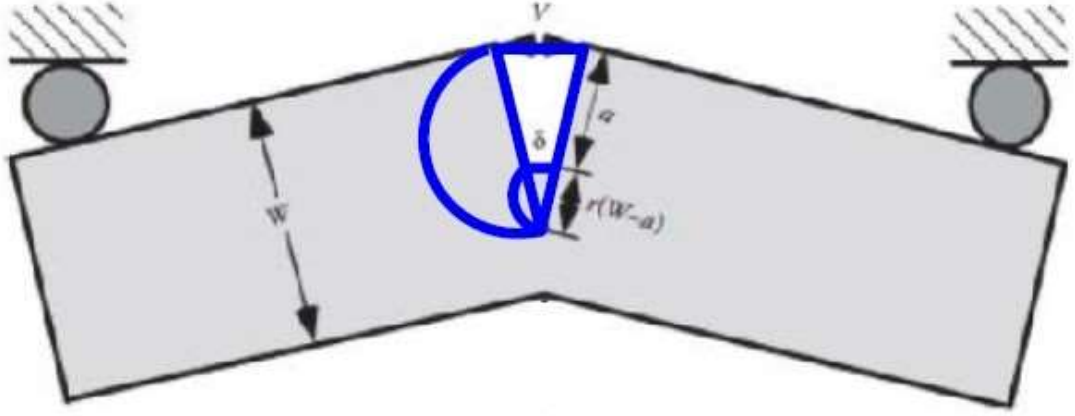
EPKM koşullarında CTOD tahmin edilmesi için genelde deney esnasında alınan ölçümler kullanılır. Şekil 2.11’de şematik bir üç nokta eğilme deneyi esnasında CTOD hesaplamak için gerekli parametreler gösterilmiştir. Burada ki üçgen benzerliği kullanılarak CTOD çentik ağzının açılması V ’ye bağlı olarak tahmin edilebilir.

Üçgen benzerliğinden denklem 2.20 yazılabilir.

$$\frac{r(W - a)}{r(W - a) + a} = \frac{\delta}{V} \quad (2.21)$$

Burada ki CTOD ifadesi elastik ve plastik bileşenlerine ayrılabilir. Denklem 2.20 yeniden düzenlenirse, EPKM koşullarında geçerli CTOD’u hesaplamada kullanılan denklem 2.21 elde edilir. Denklem 2.19’dan elastik kısmın biraz farklı olduğu görülecektir. Buradaki m boyutsuz bir düzeltme katsayıdır. Düzlem gerilme için 1, düzlem şekil değıştirme için 2 alınır. Buradaki düzeltme, çatlak ucunda yüksek derecede plastiklik etkileri olduğu için malzemenin pekleşmesi göz önüne alınmaktadır.

$$\delta = \delta_{el} + \delta_{pl} = \frac{4K_I^2}{mE\sigma_{ys}\pi} + \frac{V_p r_p(W - a)}{r_p(W - a) + a} \quad (2.22)$$



Şekil 2.11: CTOD parametrelerinin şematik olarak üç nokta eğilme numunesinde gösterilmesi. (Anderson, 2005:s 106, uyarlanmıştır.)

J-integral ve CTOD farklı yollarla elde edilmesine rağmen, malzemenin kırılma davranışının tanımlanması için eşdeğer şekilde geçerlidir. Bir malzemenin kırılma davranışı ve kırılma tokluğu J_c veya $CTOD_i$ ile tanımlanabilir.

Lineer elastik koşullarda J ve CTOD arasında çok net bir ilişki bulunmaktadır. Küçük bölgede akma koşullarında $J=G$ olduğundan ve denklem 2.20’de CTOD ve G arasındaki ilişki tanımlanmıştır, bu durumda J ile CTOD arasındaki ilişki denklem 2.23 ile ifade edilebilir.

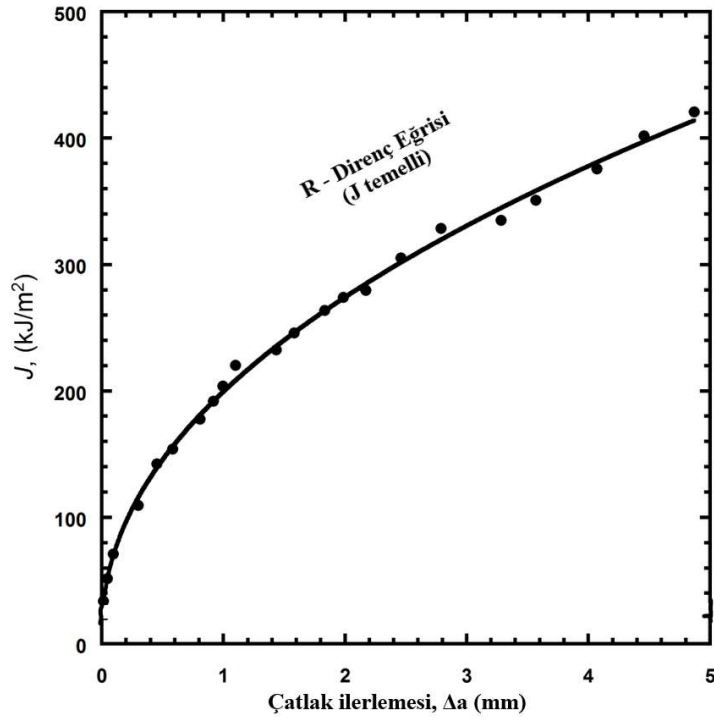
$$J = m \sigma_{ys} \delta \quad (2.23)$$

Küçük bölgede akma koşullarının geçerli olmadığı durumlar için yukarıdaki ifade geçerli değildir. Plastik bölgenin ihmal edilemeyeceği kadar büyük durumlarda diğer bir ifadeyle EPKM koşullarında J ile CTOD arasındaki ilişkiyi tanımlamak için Shih (1981) boyutsuz bir d_n katsayısı tanımladı. Çeşitli durumlar için d_n grafikleri bulunmaktadır. EPKM koşullarında Shih denklem 2.24’de belirtildiği şekilde J ve CTOD arasındaki ilişkiyi tanımlamıştır.

$$J = \frac{\sigma_{ys} \delta}{d_n} \quad (2.24)$$

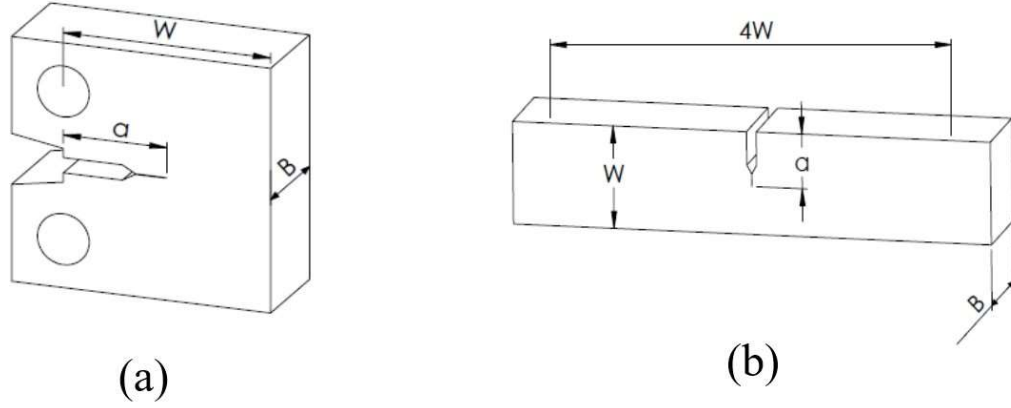
2.6 Kırılma Mekanîği Deneysel Yöntemler

Kırılma mekanîği deneylerinde amaç, küçük laboratuvar numunelerinden büyük yapıların kırılma davranışlarını belirleyebilecek yeterlilikte testler gerçekleştirmektir. Diğer bir deyişle, bu alanda yapılan bir deneyde bir malzemenin çatlak ilerlemesine gösterdiği direnci doğru bir şekilde ölçmektir. Genelde çıktı verileri olarak J - Δa veya CTOD- Δa grafikleri elde edilir. Bu grafikteki eğrilere direnç eğrisi diğer bir adıyla R-eğrileri olarak isimlendirilmektedir. Şekil 2.12’de J-integral temelli bir direnç eğrisi şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.12: R-direnç eğrisi. (Wilkerson, 2018:s 7, uyarlanmıştır.)

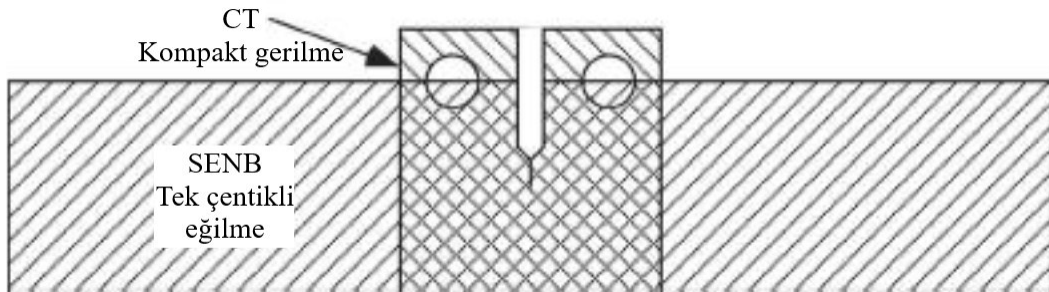
Kırılma mekanîği alanında çeşitli kuruluşların yayımladığı birçok standart mevcuttur. Bu standartlar içerisinde en yaygın kullanılan ASTM E1820 ve ISO 15653 standartları incelenecektir. Tüm kırılma mekanîği deney standartlarında deney numuneleri birbirlerine benzemektedir. Bu numune geometrileri içerisinde hem deneysel hem de nümerik çalışmalar için en yaygın iki tip numune geometrisi vardır. Birincisi kompakt gerilme CT numune geometrisi diğeri ise tek çentikli eğilme SENB numune geometrisidir. Şekil 2.13’de CT ve SENB numune geometrileri şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.13: Numune geometrilerinin şematik olarak gösterilmesi; a) CT, b) SENB.

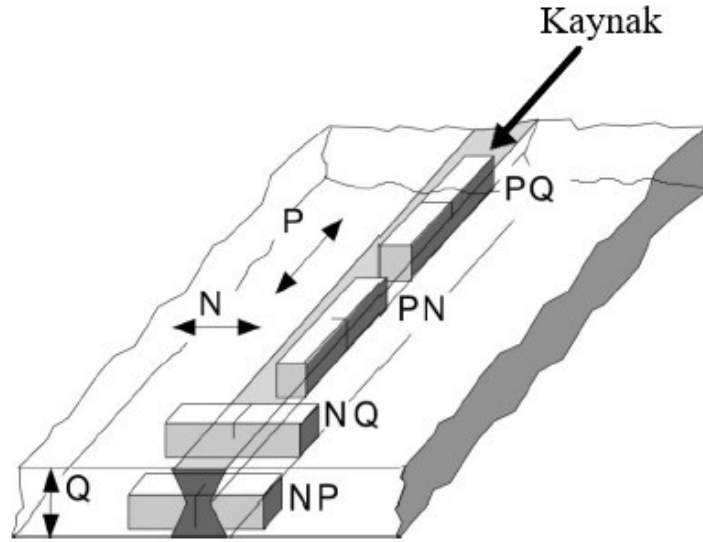
Her numune geometrisinin kendine has karakteristik boyutları vardır. Bu karakteristik boyutlar kalınlık (B), çatlak uzunluğu (a) ve genişliktir (W). Genelde CT numunelerinde $B=0,5W$ alınırken SENB numunelerinde $B=W$ olarak alınmaktadır. Karakteristik çatlak uzunluğu a/W parametresi numunelerin karakteristik özelliğini tanımlayan önemli bir numunedir. Genelde sonuç verileri J integral gibi verilirken mutlaka a/W karakteristik çatlak uzunluğu ile verilmektedir. Bunun nedeni tamamen aynı geometri ve malzemeden oluşan ancak farklı a/W karakteristik uzunluklarına sahip numuneler farklı J değerleri vermektedir.

SENB numuneleri genelde kaynaklı yapıların deneylerinde çok sık kullanılmaktadır çünkü daha az kaynak metali tüketilmektedir. Ancak CT numuneleri ise boyut açısından daha küçük olduğu için daha az malzeme kullanımına ihtiyaç duyar. Şekil 2.14’de CT ve SENB numunelerinin şematik olarak profilleri karşılaştırılmıştır.



Şekil 2.14: CT ve SENB numune profillerinin şematik olarak karşılaştırılması. (Anderson, 2005:s 301, uyarlanmıştır.)

Teoriler oluşturulurken her ne kadar malzemeler ideal ve izotrop olduğu kabul edilse de gerçekte ne yazık ki mühendislik malzemeleri bu kabulü karşılamaz. Yani malzemenin mekanik özellikleri yöne karşı duyarlıdır. Numunelerde deney öncesi yapılan haddeleme veya kaynak gibi işlemlerde kaynak ile çatlak yüzeyi arasındaki yerleşim önemlidir. ISO 15653 standardında ve diğer standartlarda bu durum için kullanılması gereken oryantasyonlar verilmektedir. Şekil 2.15'te kaynaklı bileşenlerde ISO 15653 önerdiği çatlak notasyonları şematik olarak gösterilmiştir.



Şekil 2.15: ISO 15653'e göre kaynaklı yapılarda numune notasyonları.

Burada N kaynak doğrultusuna dik, P kaynak doğrultusuna paralel, Q kaynak kalınlığı doğrultusunu ifade etmektedir. Numune isimlendirmelerinde ilk harf çatlak yüzeyine dik olan yönü, ikinci harf çatlakın ilerlemesinin beklendiği doğrultuyu ifade etmektedir. Örneğin NQ için N çatlak yüzeyinin kaynak doğrultusuna dik olduğunu Q ise çatlakın kaynak kalınlığı doğrultusunda ilerlemesinin beklendiğini ifade eder.

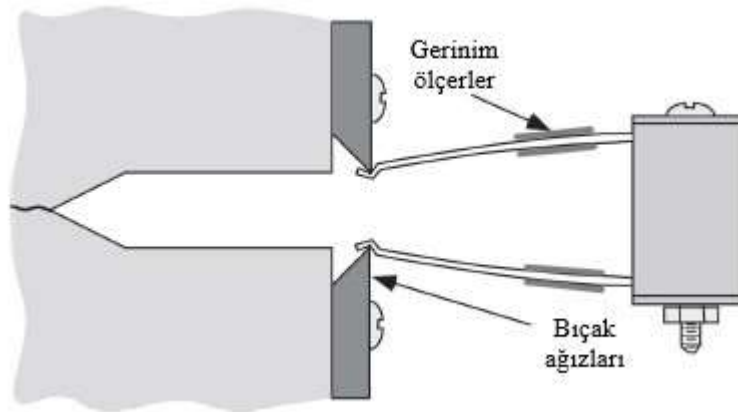
Kırılma mekaniği deneylerinde esas amaç kontrollü çatlak ilerlemesini sağlamak olduğu için tüm standartlar için ortak olan çentikler işlendikten sonra ön çatlak oluşturma aşamasıdır. Ön çatlak oluşturma aşaması neredeyse tüm çalışmalarda çevrimsel yüklemelerle ön yorulma çatlakı oluşturulur. Hedeflenen a/W oranına bağlı olarak çevrimsel yüklerle oluşturulan ön yorulma çatlakı, istenilen seviyede ilerletilir. Ancak burada dikkat edilmesi gereken bir husus, oluşturulan ön yorulma çatlakının oluşturduğu akma bölgesinin, kırılma deneyi esnasında meydana gelen akma bölgesine oldukça küçük olması gerektiğidir, diğer bir deyişle ön yorulma çatlakı

oluşturulurken malzemenin üzerinde kırılma davranışını etkileyecek ciddi etki bırakılmamalıdır.

J-integral R eğrilerinin deneysel olarak elde edilmesi konusunda birçok farklı deneysel yaklaşım mevcuttur. ASTM E1820 standardında bazı yaklaşımlar tanımlanmıştır. Ancak bu yaklaşımların en büyük dezavantajı ilave ekipmanlar gerektirmesi dolayısıyla maliyetli olmalarıdır. Bu deneysel yöntemlerde genelde birden fazla numune setleri kullanılmaktadır.

En yaygın kullanılan yöntemlerden biri kompliyans yöntemi olarak isimlendirilmektedir. Deney esnasında belirli aralıklarla numune üzerindeki yük boşaltılarak ve kompliyans ölçülerek çatlak uzunluğu hesaplanır. Kompliyans yönteminin en büyük dezavantajı sığ çatlaklar için yani $a/W < 0,5$ olan durumlarda güvenilir sonuçlar vermemektedir. Bunun için standartta $0,5 < a/W < 0,7$ olması diğer bir deyişle numunenin derin çatlaklar bulundurması şartı koşulur.

Kırılma mekaniği deneylerinde CTOD hesaplamak J-integrale göre göreceli olarak daha basittir. Özel olarak bıçaklı ölçerler numune üzerine bağlanır ve sabitlenir. Deney esnasında çatlak ilerlemesi esnasında kademeli olarak CTOD değerleri ölçülür. Şekil 2.16'da şematik olarak çatlak ağzı deplasmanı ölçümleri gösterilmiştir.



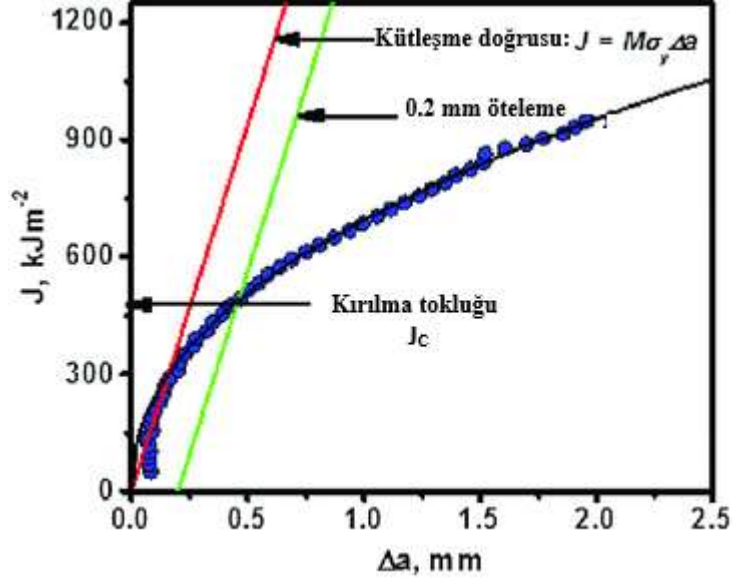
Şekil 2.16: Çatlak ağzı açılma deplasmanının ölçülmesi. (Anderson, 2005:s 305, uyarlanmıştır.)

Deneysel yollarla elde edilen R eğrileri üzerinde kırılma tokluğunu belirlemek için akma dayanımının belirlenmesinde kullanılan 0,2 mm ötelemeli doğru tekniği kullanılmaktadır. Kütleşme doğrusu adı verilen bu doğru görünür çatlak uzaması olan

0,2 veya 0,15 mm değerlerinden çizilir. Doğrunun denklemi denklem 2.25'te ifade edilmiştir.

$$J = M \sigma_Y \Delta a \quad (2.25)$$

Burada M boyutsuz bir katsayıdır, standartlarda doğrusal bir eğim sağlamak için M=2 alınması tavsiye edilir, σ_Y malzemenin akma ve çekme dayanımlarının ortalamasını ifade etmektedir, Δa ise 0,2 mm'den olan çatlak ilerlemesini ifade etmektedir. Bu çizilen doğrunun eğriyi kestiği nokta malzemenin kırılma tokluğu olarak ifade edilir. Şekil 2.17'de şematik olarak kırılma tokluğu J_c 'nin kütleşme doğrusu ile belirlenmesi gösterilmiştir.



Şekil 2.17: J_c 'nin belirlenmesinin şematik olarak gösterilmesi.
(Joseph ve diğerleri, 2017:s 8, uyarlanmıştır.)

3. KAYNAKLI BİLEŞENLERDE MUKAVEMET UYUMSUZLUĞU

Kaynaklı birleştirmeler, endüstriyel uygulamalarda üretim aşamalarında en yaygın kullanılan imalat yöntemlerinden birisidir. Çok geniş çeşitliliğe sahip olması, uygulanabilirliğinin esnek ve hızlı olması diğer imalat yöntemlerine göre esas avantajlarından birkaçıdır. Ancak kaynak işlemi oldukça karmaşık bir metalürjik süreçtir ve bu sebepten dolayı bazı önemli dezavantajları bulunmaktadır. Kaynaklı bileşenlerin kaynak bölgeleri, malzeme kusurları, çatlaklar, süreksizlikler ve artık gerilmelere karşı oldukça hassastırlar. Bu bölgelerin gösterdiği düşük tolerans nedeniyle yapısal hasara ve servis ömrünün kısalmasına neden olabilirler.

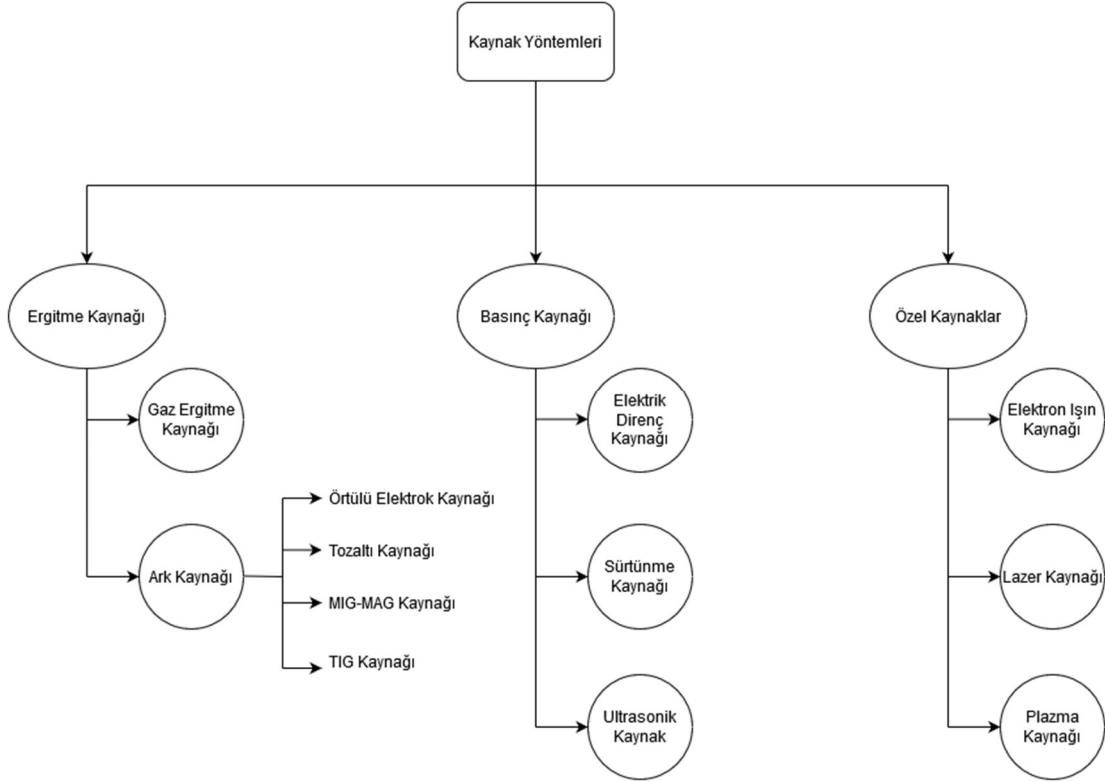
Daha önceki konuda bahsedilen kırılma mekaniği esasları homojen yapılara göre şekillenmektedir. Ancak kaynak işlemi malzemedeki heterojen bir yapı ortaya koyar bu nedenle daha önce bahsedilen esaslar olduğu haliyle kaynaklı bileşenlerin davranışını ortaya koymaktan uzaktırlar. Bu nedenle kırılma mekaniği alanında kaynaklı bileşenlerin incelenmesi ayrı bir alandır ve kaynak işleminin neden olduğu heterojenlik etkileri nedeniyle, kaynaklı olmayan yapılara göre çok daha zor ve karmaşıktır.

Bu bölümde kaynaklı bileşenlerde yapısal bütünlük esasları ve mukavemet uyumsuzluğunun etkileri tanımlanacak, kaynak yapıları incelenecektir. Bu bölümde kırılma mekaniğinin kaynaklı bileşenlere uygulanması çeşitli yönleriyle irdelenecektir.

3.1 Kaynak İşlemi ve Yapısı

Kaynak genel olarak iki metal parçanın ısı ve/veya basınç kullanılarak, ilave metal katılarak veya katılmayarak yapılan birleştirme işlemi şeklinde tanımlanabilir. Bu birleştirme işleminde ilave metal katılırsa bu malzemeye ilave metal veya dolgu metali olarak isimlendirilir.

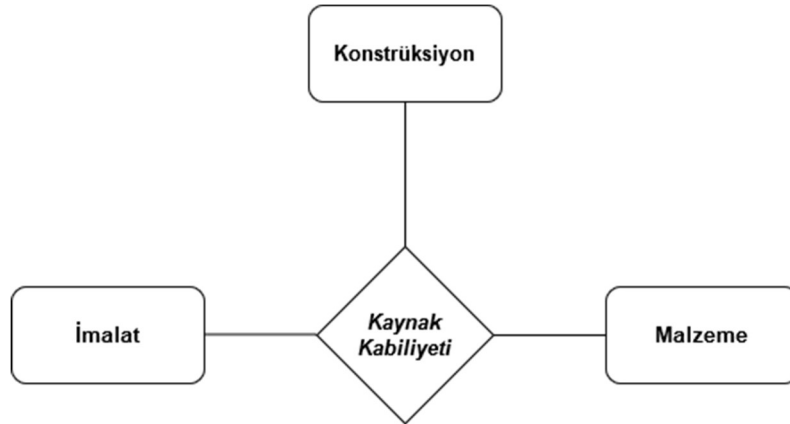
Günümüzde oldukça geniş bir yelpazede metal kaynağı çeşitleri mevcuttur. Şekil 3.1’de mevcut kaynak yöntemlerinin şematik olarak sınıflandırılması gösterilmiştir.



Şekil 3.1: Kaynak yöntemlerinin sınıflandırılması.

Kaynaklı birleştirmelerde önemli bir husus da kaynak kabiliyetidir. Kaynak kabiliyeti esasen malzemenin herhangi bir kaynak öncesi/sonrası tavlama ihtiyacı duymadan güvenilir bir birleştirme sağlayıp sağlayamayacağına bir ölçütüdür. Bir malzemenin kaynak kabiliyetinin iyi olması o malzemenin herhangi bir ek işleme ihtiyacı duymadan kaynak edilebileceğini ifade eder. Kaynak kabiliyeti birçok parametreden etkilenmektedir. Şekil 3.2’de şematik olarak kaynak kabiliyeti konsepti tanımlanmıştır. Burada malzemenin etkisi, ihtiva ettiği elementlere bağlıdır. Örneğin malzemenin kaynak sırasında aşırı sertleşmesine yol açan C, S, P, Mn gibi elementlerin oranları kaynak kabiliyetine önemli derecede etki etmektedir. Konstrüksiyon etkisine ise, yapılan kaynaklı birleştirmenin geometrisi örnek verilebilir. Bileşenin geometrisi kaynak kabiliyetini ve kalitesini direkt olarak etkilemektedir, örneğin keskin köşeli tasarımların gerilme yığılmalarına neden olması. İmalat etkisi ise, belirli bir malzemenin her kaynak yöntemiyle kaynaklanabilir olmaması örnek verilebilir. Bazı malzemeler belirli bir kaynak yöntemiyle kaynak

edilemezlerken diğerk bir yöntem ile kaynak edilmesi mümkün olur. Tablo 3.1’de kaynak kabiliyetini etkileyen faktörler verilmiştir.

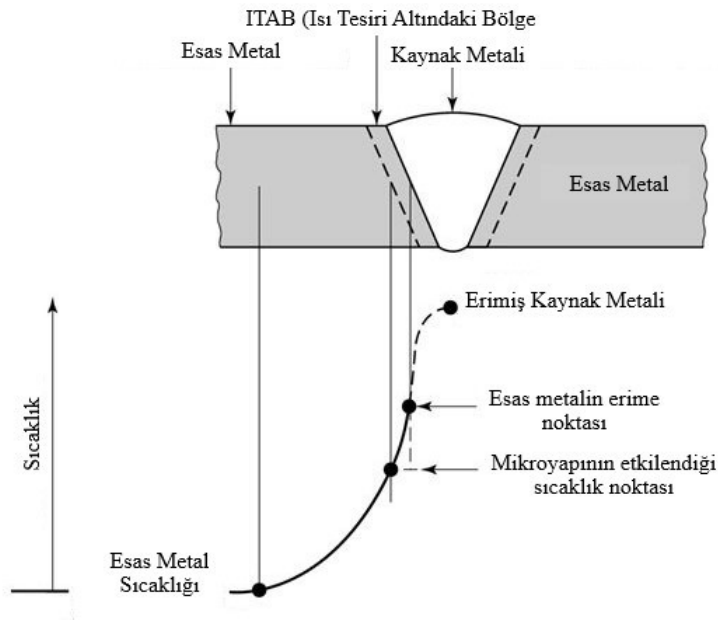


Şekil 3.2: Kaynak kabiliyeti.

Tablo 3.1: Kaynak kabiliyetini etkileyen faktörler. (Vural ve diğerkleri, 2003)

Malzeme	Kimyasal Bileşim	Sertleşme eğilimi Yaşlanma Gevrek kırılma Sıcak Çatlama Kaynak metali karışım oranı
	Metalurjik Özellikler	Segregasyon Katkışkılar Tane büyüklüğü İçyapı Anizotropi
	Fiziksel Özellikler	Genleşme Isıl iletkenlik Ergime sıcaklığı Mukavemet Tokluk
Konstrüksiyon	Geometri	Kuvvet hatlarının akışı Dikiş konumu Parça kalınlığı Çentik etkisi Rijitlik farklılıkları
	Gerilme Durumu	Gerilmelerin türü ve şiddeti Gerilmelerin eksen sayısı Zorlanma hızı Sıcaklık Korozyon
İmalat	Kaynağa Öncesi	Kaynak yöntemi İlave metal türü Birleştirme türü Ağız biçimi Ön tavlama Çalışma koşulları
	Kaynağın Uygulanması	Isı girdisi Isı uygulanışı Kaynak sırası
	Kaynak Sonrası	Isıl işlem Taşlama Temizleme

Kaynak öncesi homojen bir mikro yapıya sahip olan esas metal kaynak işlemi esnasında yüksek sıcaklık, hızlı soğuma etkileri nedeniyle farklı bölgeler ortaya çıkar. Sonuç olarak kaynaklı bileşen artık tek bir mikro yapı barındırmamaktadır. Kaynak bölgesinin yapıldığı sıcaklığın ve ısı girdisinin en yüksek olduğu eriyen bölgeye kaynak metali, kaynak metali ve esas metal arasında ısı tesiri altındaki bölge (ITAB) olarak isimlendirilen göreceli olarak kaynak metaline göre daha dar bir bölge oluşur. Genelde kaynak metalinde çok sert ve gevrek olan martenzit mikro yapısı görülür. ITAB da ise ısı girdisine bağlı olarak dolayısıyla kaynak yöntemiyle doğrudan ilişkili olarak mikro yapısı değişiklik gösterir. Yapı çeliklerinde ITAB genişliği 2 mm ile 5 mm arasında değişen esas metale bitişik bir şerit olarak görülür (Debroy ve diğerleri, 2001). Burada önemli bir husus da ITAB aslında tek bir mikro yapıya sahip olmadığıdır, ITAB aslında bir mikro yapı aralığına sahiptir. Bu aralık, kaynak metaline yaklaştıkça daha iri taneli bir içyapı esas metale yaklaşan kısımda ise daha ince taneli bir yapı göstermektedir (Zerbst ve diğerleri, 2014). Kaynak işlemi nedeniyle meydana gelen bu farklı mikro yapılar, kaynağın mekanik davranışını ve kırılma davranışını etkileyen mukavemet uyumsuzluğu durumunu ortaya koyar. Şekil 3.3'te şematik olarak kaynak bölgeleri ve sıcaklık grafikleri gösterilmiştir.



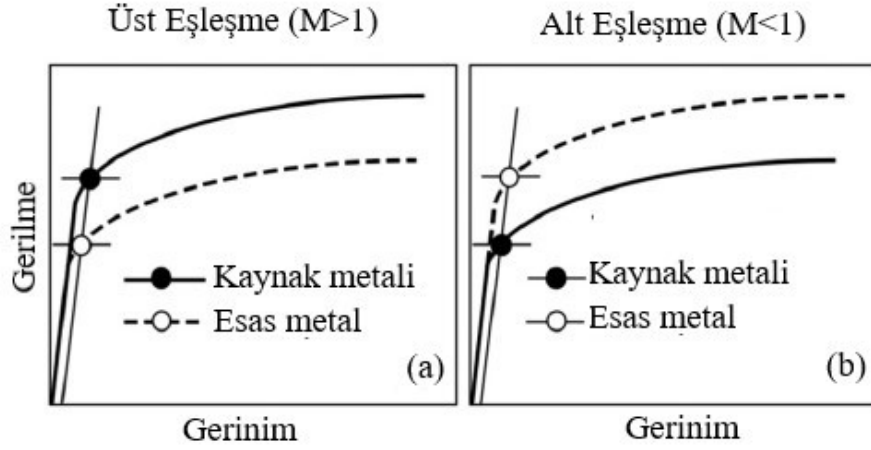
Şekil 3.3: Kaynak bölgelerinin şematik olarak gösterilmesi.

3.2 Mukavemet Uyumsuzluğu ve Etkileri

Metaller kaynak işlemi esnasında veya sonrasında farklı kaynak kusurlarına sahip olabilirler. Ayrıca kaynak işleminden kaynaklanan yüksek sıcaklık değişimleri farklı iç yapılara sahip yeni bölgeler oluşmasına yol açar. Kaynak işleminin neden olduğu tüm bu etkiler ve süreksizlikler malzemenin mekanik özelliklerini ve kırılma davranışını değiştirir. Bu davranış değişikliğini tanımlayabilmek ve etkilerini değerlendirebilmek oldukça karmaşık ve zor bir işlemdir. Esasen mukavemet uyumsuzluğu, tüm bu kaynak işleminin neden olduğu değişimlerin neden olduğu etkileri tanımlamak için kullanılan bir konsepttir. Literatürde mukavemet uyumsuzluğu genel olarak kaynak metali ve esas metalin akma dayanımlarının oranını temsil eden bir faktör ile ifade edilir.

$$M = \sigma_{KM} / \sigma_{EM} \quad (3.1)$$

Burada σ_{KM} kaynak metalinin akma dayanımını, σ_{EM} ise esas metalin akma dayanımını temsil etmektedir. Mukavemet uyumsuzluğu faktörü M için matematiksel olarak iki olasılık söz konusudur. Birinci olasılık $M < 1$ olma durumudur. Bu durum kaynak metalinin akma dayanımının esas metale göre daha düşük olması durumudur. Genelde kaynak bölgesi martenzit iç yapısına sahip olduğu için oldukça gevrek ve esas metale göre daha yüksek dayanıma sahiptir. Kaynak metalinin esas metalden daha düşük olma durumu nadir bir durumdur, bu durumun oluşmasını sağlamak için çeşitli yöntemler mevcuttur ancak en yaygın yöntem ilave metal kullanılması ve kullanılan kaynak telinin esas metale göre daha düşük bir mukavemete sahip olmasıdır. Bu koşulları sağlayan yani $M < 1$ durumları alt eşleşme durumları olarak isimlendirilir. Diğer bir olasılık ise $M > 1$ olma durumudur. Yani bu durumda kaynak metalinin akma mukavemeti esas metalin akma mukavemetine göre daha yüksek olduğu durumlardır. Bu olasılık daha genel ve beklenen bir durumdur. Literatürde $M > 1$ koşulları üst eşleşme (overmatch) durumu olarak adlandırılır. Mukavemet uyumsuzluğu kaynağın kendi doğasını temsil ettiği için kaynaklı bileşenlerde kaçınılmaz bir olgudur. Bazı durumlarda yararlı etkiler sağladığı gibi bazı durumlarda ise oldukça zararlı etkiler oluşturabilir. Şekil 3.4'te mukavemet uyumsuzluğu faktörünün gerilme- birim uzama eğrileri ile şematik olarak gösterilmiştir.



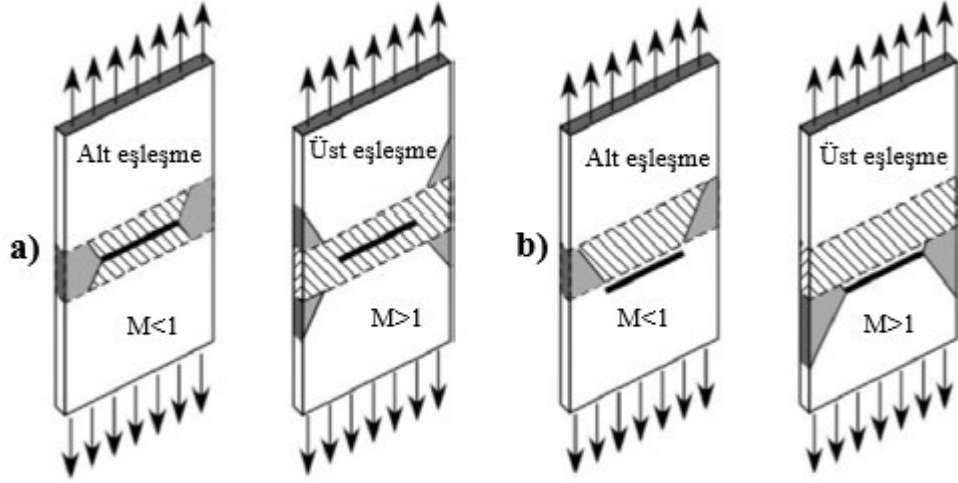
Şekil 3.4: Mukavemet uyumsuzluğu faktörünün tanımlanması: a) Üst eşleşme durumu, b) Alt eşleşme durumu. (Zerbst ve diğerleri, 2014 uyarlanmıştır.)

Kaynak işlemi sonrası malzemede belli sertleşme ve yumuşama davranışları gözlenir. Yüksek dayanımlı çelik ve alüminyum alaşımları gibi daha modern malzemelerde, yüksek mekanik dayanım geliştirmek için ileri düzey termo-mekanik işlemlere tabi tutulurlar. Kaynak işlemi sonrasında yüksek sıcaklık değişimleri ve hızlı soğuma nedeniyle bu çeliklerde ITAB bölgesi ve çevresinde ki mekanik dayanım özelliklerinde düşüş görülebilir. Düşük veya orta mukavemet sınıfındaki malzemelerde ise genelde istenmeyen ve kaynak işlemi sırasında oluşan martenzit iç yapısı kırılma tokluğu ve yorulma dayanımını artırabilir. Bu etkiler yüksek enerji girdisi olan lazer ve elektron ışını kaynağı gibi modern kaynak yöntemlerinde daha tesirli görülebilir (Zerbst ve diğerleri, 2014). Bu sertleşme ve yumuşama davranışları mukavemet uyumsuzluğunun bir etkisi olarak değerlendirilebilir. Kırılma tokluğu ve çatlak itici kuvvet gibi kırılma davranışını tanımlayan olgular kaynaklı olmayan yapılara göre bu mukavemet uyumsuzluğu koşullarından oldukça etkilenir (Wang ve diğerleri, 2013).

Endüstride mukavemet uyumsuzluğunun bilinçli olarak üretildiği özel durumlar mevcuttur. Çatlağın kaynak metalinde bulunduğu koşullar için, uygun ilave metal seçimiyle birlikte genelde bir üst eşleşme (overmatch) koşulu oluşturulur. Bu koşullarda yerel akma bölgesi esas metalde sınırlandırılır çatlak ilerlemesi açısından koruyucu bir etki ortaya koyar ve kırılma tokluğu açısından faydalıdır. Bunun tersi durumda, çatlak alt eşleşme (undermatch) durumunda kaynak metalinde oluşursa, kaynak metalinde yerel akma bölgesi oluşur ve bu bölge yerel birim uzama ve gerilme değerlerini arttırıcı etki yapar, kırılma tokluğunu olumsuz etkiler. Sonuç olarak kaynak

metalinde bulunan çatlaklar için üst eşleşme koşulları, alt eşleşmeye göre daha yararlıdır (Hübner ve Zerbst, 2016).

Çatlağın ITAB ve çevresinde bulunduğu koşullarda, üst eşleşme durumunda çatlak ucu akma bölgesi kaynak metalinin dışında oluşur ve bu durum çatlak itici gücü dolayısıyla çatlak ilerlemesini artırıcı etki yaratır, alt eşleşme (undermatch) durumunda ise çatlak ucu akma bölgesi daha yüksek mukavemetli kaynak metalinde oluşur ve çatlak ilerlemesine karşı direnç yaratan bir etki yaratır. Sonuç olarak ITAB ve çevresinde oluşan çatlaklar için alt eşleşme durumu, üst eşleşme durumuna kıyasla daha yararlıdır (Hübner ve Zerbst, 2016). Şekil 3.5’de alt eşleşme ve üst eşleşme koşullarının çatlak üzerine etkisi şematik olarak gösterilmiştir.



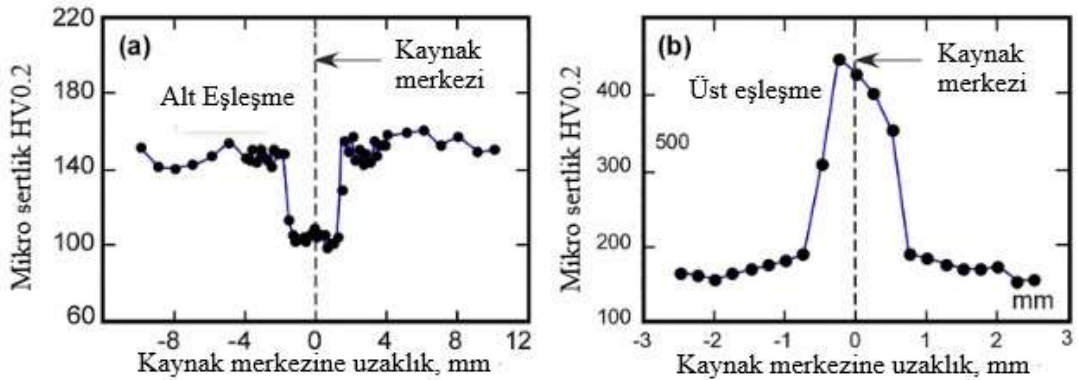
Şekil 3.5: Alt ve üst eşleşme durumlarının çatlak üzerine etkileri. a) Çatlağın kaynak metalinde bulunması; b) Çatlağın ITAB ve çevresinde bulunması. (Zerbst ve diğerleri, 2014 uyarlanmıştır.)

Mukavemet uyumsuzluğuna sahip bir kaynaklı birleştirmenin kırılma davranışı; uyumsuzluk oranına (Fu ve Shi, 1996), yükleme moduna ve büyüklüğüne, çatlağın oluştuğu bölgeye ve çatlağın büyüklüğüne, kaynak geometrisine ve yöntemine, artık gerilmelere (Dong ve Zhang, 1999) ve kırılma tokluğuyla direkt olarak alakalıdır. Diğer bir deyişle kaynaklı bileşenlerin yukarıdaki parametreler tarafından belirlenen kırılma davranışı mukavemet uyumsuzluğu olgusuyla direkt ilişkilidir (Thaulow ve diğerleri, 1997).

Mukavemet uyumsuzluğu aynı zamanda malzemenin yorulma davranışı üzerinde de etkisi bulunmaktadır. Ravi ve diğerleri (2004) yaptıkları çalışmada yüksek dayanımlı düşük alaşımlı çelikler ile hem alt hem üst eşleşme durumları için yorulma

deneyleri gerçekleştirmişlerdir. Mukavemet uyumsuzluğu faktörünün yorulma çatlak ilerlemesi üzerine etkileri incelenmiştir. Ayrıca mukavemet uyumsuzluğu etkileri sürünme koşullarında da çok ciddi etkilere yol açmaktadır. Saxena (2007) yaptığı çalışmada hem alt eşleşme hem üst eşleşme durumları için 565°C sıcaklık koşullarında deneyler gerçekleştirmiştir. Alt eşleşmeye sahip numuneler esas metale göre 60 kat daha hızlı deforme olurken bu oran üst eşleşme koşullarında 3 kat ile sınırlı kalmıştır.

Çam ve diğerleri (2000) yaptıkları çalışmada alüminyum alaşımları ile farklı alt eşleşme seviyelerinde kaynak mikro yapısını incelemişlerdir. Dos Santos ve diğerleri (1999) ise üst eşleşme koşullarında çelik kaynaklarının mikro yapılarını incelemişlerdir. Şekil 3.6'da bu çalışmaların sonuçlarından alüminyum alaşımı alt eşleşme koşulu ve çelik için üst eşleşme koşullarında sertlik dağılımları gösterilmiştir.



Şekil 3.6: Sertlik profilleri. a) Alt eşleşme koşullarında alüminyum alaşımı; b) Üst eşleşme koşullarında çelik. (Zerbst, 2020^a uyarlanmıştır.)

3.2.1 Kaynak Kusurları ve Artık Gerilmeler

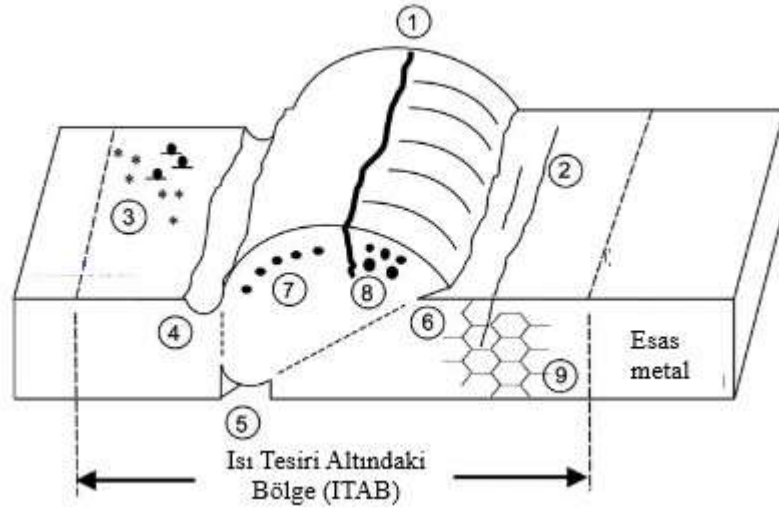
Endüstriyel uygulamalarda genelde kaynaklı yapıların en kritik bölgesi kaynak bölgesi ve çevresidir. Bu durumun esas nedeni, kaynak bölgesinin yapısal bütünlüğü ciddi şekilde etkileyen malzeme hatalarına ve kaynak kusurlarına karşı oldukça hassas olmasıdır. ISO 5817 standardında kaynaklı yapılarda 26 farklı kaynak kusuru tanımlanmıştır; çatlak, porozite, yanlış hizalama gibi kusurlar örnek olarak verilebilir. Genelde sonlu elemanlar ve analitik çözümlerde kaynaklanacak plakalar mükemmel hizalanmış varsayılır ancak uygulamalarda mutlaka aksenel kaçıklıklar bulunmaktadır

(Hobbacher, 2009). Zerbst ve diğeri (2014) ISO 5817 standardında tanımlanan 26 farklı kaynak hatasını aşağıdaki gibi dört gruba ayırdılar:

1. Çatlaklar ve çatlaksı kusurlar: Bu gruba sıcak ve soğuk çatlaklar, tam penetrasyon sağlanamaması gibi durumlar örnek verilebilir. Mukavemet uyumsuzluğu etkisindedir, malzemenin mekanik ve kırılma davranışını olumsuz etkilediği için kaçınılması gereken kusurlardır.
2. Çatlak başlangıcına neden olan bölgeler: Bu gruba cüruf kalıntıları örnek verilebilir. Mikro çatlak başlangıçlarına neden olduğu için yorulma dayanımını ciddi etkiler.
3. Yerel gerilmeleri arttıran geometrik kusurlar: Bu tarz kusurlar hem çatlak başlangıcını hem de çatlak ilerlemesi üzerinde etkileri vardır.
4. Kırılma tokluğu ve yorulma ömrü üzerinde herhangi bir etkisi olmayan kusurlar: Bu gruba örnek olarak düşük gerilme bölgelerinde oluşan porozite durumu örnek olarak verilebilir. Düşük gerilme bölgelerinde oluştukları için bu tarz kusurlar yorulma ve kırılma davranışı üzerinde muhtemel etkileri oldukça azdır veya yoktur.

Kaynağın yapısından kaynaklanan farklı bölgeler oluşması ve yukarıda bahsedilen kaynak kusurlarının yerel etkisiyle yani mukavemet uyumsuzluğu etkileri malzemenin kırılma tokluğunda bir saçılmaya neden olur. Deneysel olarak belirlenen kırılma tokluğu değerleri normalde bir malzeme özelliğidir. Yani geometri, yük gibi etkenlerden bağımsız bir parametre olduğu kabul edilir. Ancak mukavemet uyumsuzluğu koşullarında malzeme içerisindeki yerel etkiler çatlak ucu bölgesini ve çatlak davranışını etkileyebilir. Diğer bir ifadeyle mukavemet uyumsuzluğu etkileri aynı malzemelerin farklı kırılma tokluğu göstermesine, yani kırılma tokluğu değerlerinin saçılmasına neden olabilir (Zerbst ve diğeri, 2014). Fairchild (1990) yaptığı çalışmada yapı çeliklerinde mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin kırılma tokluğunda sebep olduğu saçılma etkisini incelemiştir, ince taneli ITAB'a göre kaba taneli ITAB'ın kırılma tokluğunda daha yüksek saçılma etkisi yarattığı sonucuna varmıştır. Gagg (2005) yaptığı literatür çalışmasında kaynak işleminden kaynaklanan veya malzeme içerisinde bulunup kaynak işlemi ile tetiklenen/ortaya çıkan kusurları

incelemiştir. Şekil 3.7’de kaynak yapısındaki potansiyel kaynak kusurları şematik olarak gösterilmiştir.

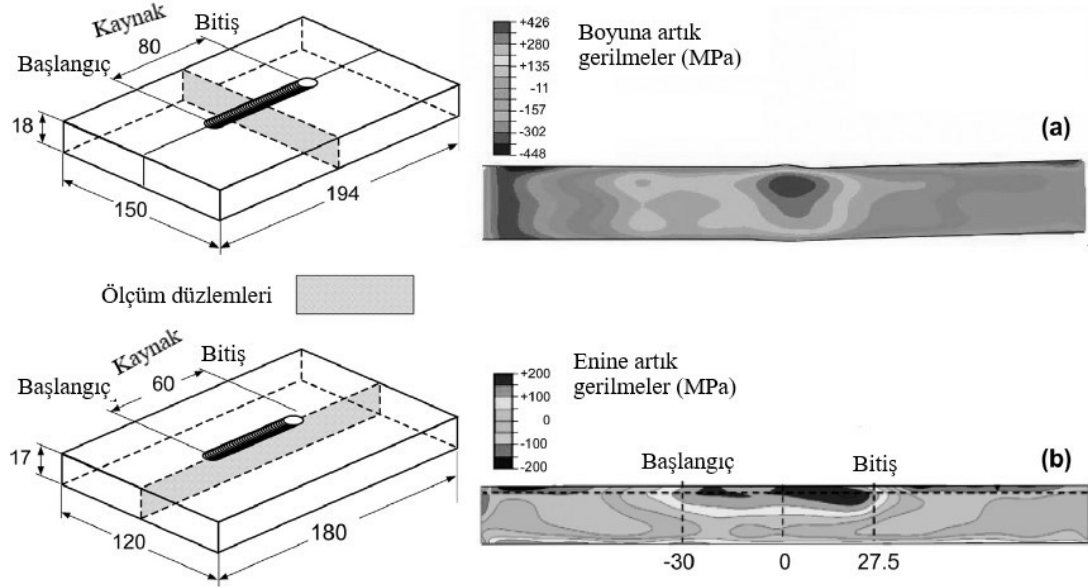


Şekil 3.7: Potansiyel kaynak kusurları. (Gagg, 2005:s 1005 uyarlanmıştır.)

1 numara merkez çatlak, 2 numara ITAB çatlak, 3 numara ark sıçramasını, 4 numara alttan oyulmayı, 5 numara penetrasyon eksikliğini, 6 numara dikiş taşmasını, 7 numara cüruf kalıntıları, 8 numara porozite oluşumunu, 9 numara martenzit yapısını göstermektedir.

Artık gerilmeler, bir yapıda dış etkiler olmadan kendi kendini dengeleyen yerel gerilmelerdir. Kaynaklı bileşenlerde kaynak işlemi sonrasında artık gerilmeler oluşur çünkü kaynak işlemi esnasında sıcaklık homojen bir dağılım sergilemez ve hızlı soğuma olur. Hızlı bir şekilde katılaştıran kaynakta büzülme görülür ve bitişindeki daha soğuk esas metal tarafından sınırlandırılır. Kaynaklı bileşenlerde yapılan çalışmalarda en büyük problemlerden biri de kaynak işlemi sonrası oluşan artık gerilmelerin büyüklüğünü ve dağılımını belirlemek oldukça zor ve kesinliği yoktur. Oluşan artık gerilmelerin büyüklüğü ve dağılımı farklı parametrelere bağlıdır. Bu parametrelere malzeme, birleştirme tipi, kullanılan kaynak tipi, geometrik boyutlar, önce ve sonra yapılan ısıl işlemler örnek verilebilir. Leggatt (2008) çalışmasında bu parametrelerin artık gerilmeler üzerine etkilerini inceledi ve artık gerilmelerin yapılan tahminlere göre genellikle değişken ve önemli ölçüde saçıldığı sonucuna varmıştır. Yaghi ve diğerleri (2006) yaptıkları çalışmada geometrinin artık gerilmeler üzerine etkilerini incelemiştir. Çalışmada farklı çaplarda paslanmaz çelik borular kullanarak oluşan artık gerilme değişimlerini sonlu elemanlar yöntemi ile tahmin ettiler. Jiang ve

Yahiaoui (2012) çalışmalarında farklı kaynak geçişlerinin artık gerilmelerin büyüklüğü ve dağılımlarına olan etkilerini 3 boyutlu termo mekanik analizler ile incelemiştir. Bouchard (2008) ve Hosseinzadeh ve Bouchard (2011) yaptıkları çalışmalarda deneysel olarak ölçülen artık gerilmelerin “kontur” yöntemi ile sonlu elemanlar kullanarak elde etmişlerdir. Şekil 3.8’de bu çalışmalar sonucunda elde edilen artık gerilme dağılımları gösterilmiştir.



Şekil 3.8: Kaynak esnasında oluşan artık gerilme dağılımları.: a) boyuna artık gerilmeler (Hosseinzadeh ve Bouchard, 2011 uyarlanmıştır.); b) enine artık gerilmeler (Bouchard, 2008 uyarlanmıştır.)

Alt veya üst eşleşme koşulları artık gerilmelerin yapısını da etkiler. Bileşende oluşan artık gerilmelerin büyüklüğüne ve yapısına bağlı olarak taşınabilir yük kapasitesini azaltabilir veya mukavemet uyumsuzluğu türüne göre bu artık gerilmelerin yerel seviyede azalmasını etkileyebilir. Enine oluşan artık gerilmeler alt veya üst eşleşme koşullarından boyuna oluşan artık gerilmelere göre daha fazla etkilenmektedirler, üst eşleşme koşulları için artık gerilmelerde önemli bir artış görülürken alt eşleşme koşulları için önemli bir azalma görülmüştür (Dong ve Zhang, 1999).

3.2.2 Mukavemet Uyumsuzluğunun Çatlak İtici Güç Üzerine Etkisi

Çatlak itici güç, çatlağın ilerlemesi için gerekli olan kuvveti veya enerjiyi temsil etmektedir. Çatlakların görünür şekilde ilerlediği (0,2 mm) eşik değeri, kırılma tokluğu olarak isimlendirilir. Kırılma tokluğu aşıldıktan sonra çatlak ilerledikçe çatlak ilerlemesi için gerekli olan kuvvet de artacaktır ve bileşenin davranışına göre belirli bir çatlak ilerlemesi sonrası kırılma görülecektir. Her malzeme farklı yükleme şartlarında farklı çatlak dirençleri gösterir diğer bir deyişle aynı geometri aynı malzeme farklı yükler altında farklı J-integral değerleri üretir. Ancak aynı kritik kuvvet noktasında çatlak ilerlemesi gözlenir. Mukavemet uyumsuzluğu etkileri dolayısıyla bileşende farklı mikro yapılara sahip, farklı mekanik davranış sergileyen bölgeler olduğu için homojen malzemelere göre farklı kırılma davranışı gösterirler.

ISO 15653'e göre belirli mukavemet uyumsuzluğu aralıklarında, homojen yapılar için türetilmiş ifadeler kullanılabilir. Ancak bu belirtilen sınırlar içinde yapılan tahminler ile yapıların gerçek davranışı arasında %10 derecelerine kadar farklılıklar görülebilir. Kaynak metalinde bulunan bir çatlak için mukavemet uyumsuzluğu oranı M aşağıdaki aralıklarda olduğunda farklı bir düzeltmeye ihtiyaç duyulmaz.

CTOD tahminleri için: $0,5 < M < 1,5$

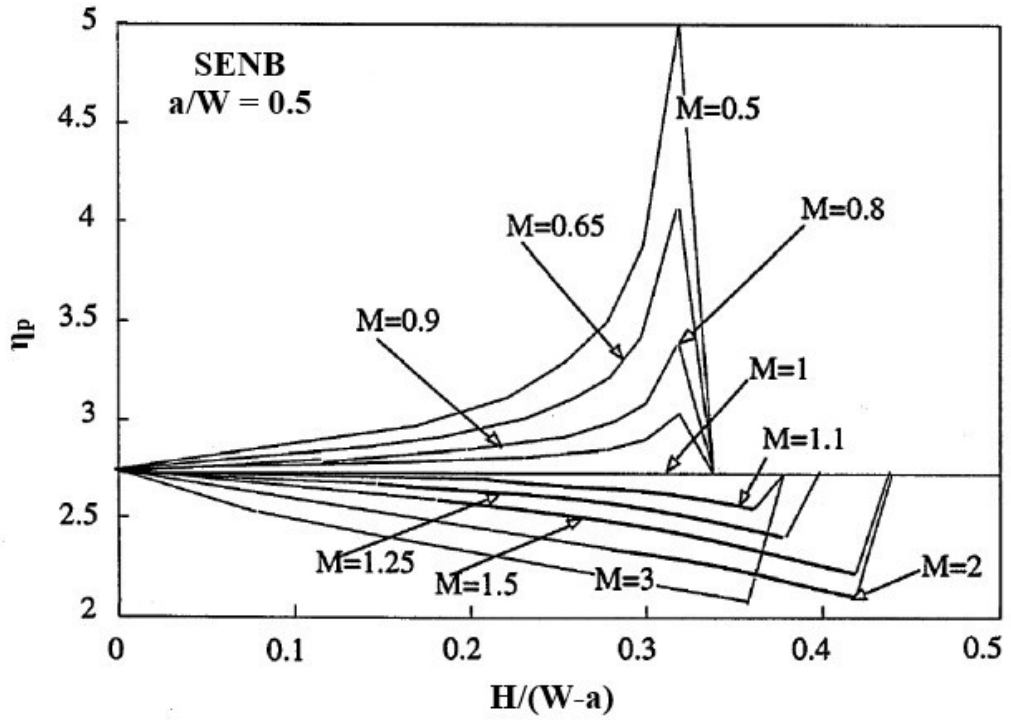
J-integral tahminleri için: $0,5 < M < 1,25$

Bu sınırların ötesinde olan koşullar için yapılan tahminlerin daha yüksek oranda tutarsızlık sergileyebileceğine dikkat edilmelidir. Zerbst ve diğerleri (2014) yapılan çalışmalara göre bu aralığı bir miktar daha genişlettiler. Aşağıda verilen mukavemet uyumsuzluğu oranı M aralığında geçerli; J için $\pm\%5$, CTOD için ise %20'den %10'a kadar hata oranları olabileceği ifade edilmiştir.

$0,7 < M < 2,5$

Bu sınırların dışına çıkıldığında yapılan tahminler için açık bir düzeltme yapılması gereklidir. Bu düzeltme katsayısı η_p şeklinde tanımlanır. Düzeltme katsayısı farklı numune geometrileri için değişmektedir bu yüzden her numune için geçerli tek bir düzeltme katsayısını veren ifade standartlarda tanımlanmamıştır. Bundan dolayı araştırmacıların yaptığı çalışmalar kıyaslanarak kullanılan geometrilere göre

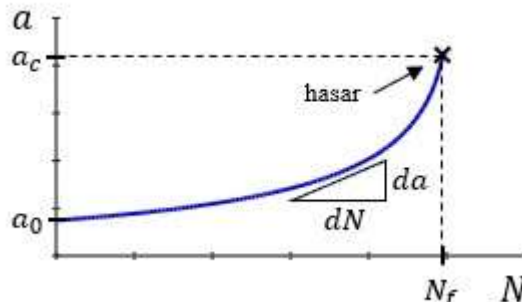
belirlenmelidir. Şekil 3.9’da göreceli çatlak uzunluğu (a/W) 0,5 olan SENB numuneleri için örnek bir düzeltme katsayısı η_p grafiği verilmiştir.



Şekil 3.9: $a/W=0,5$ olan SENB numuneleri için η_p düzeltme katsayısı grafiği. (Kim ve diğerleri, 2003 uyarlanmıştır.)

3.2.3 Mukavemet Uyumsuzluğu ve Yorulma

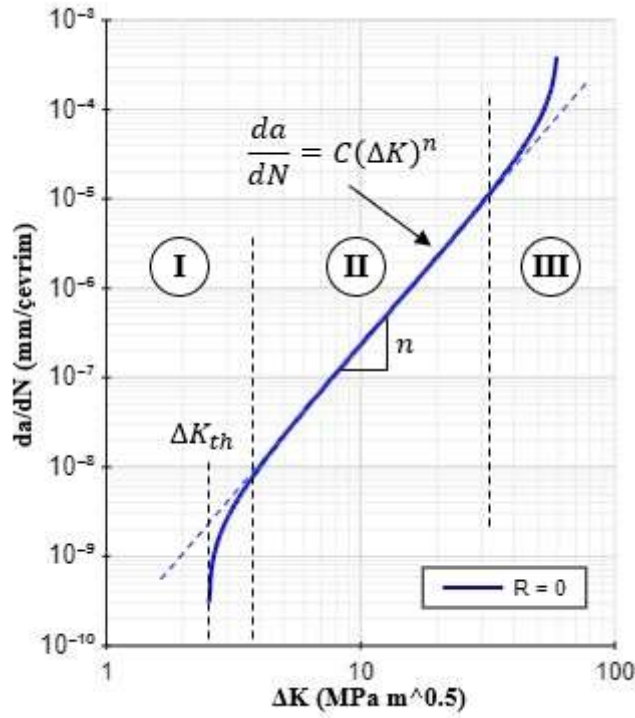
Mühendislik yapılarında çatlaklar tipik olarak önceden var olan kusurların ve yerel etkilerin etkisi ile oluşurlar. Genellikle mikro boyutlarda oluşan çatlaklar işletme sırasında büyürler. Çatlaklar yapıların yük taşıma kabiliyetini önemli ölçüde azaltır ve hasara neden olabilir. Çevrimsel yüklerden dolayı büyüyen çatlaklara yorulma çatlak büyümesi denir. Şekil 3.10’da tipik bir çatlak ilerlemesi şematik olarak sunulmuştur.



Şekil 3.10: Çatlak ilerlemesi.

a çatlak boyunu, 0 alt indisi başlangıcı c alt indisi ise hasarın gerçekleştiği kritik çatlak uzunluğunu ifade etmektedir, N ise çevrim sayısını f alt indisi ise kırılmanın gerçekleştiği kritik çevrim sayısını gösterir. da/dN ifadesi çatlak ilerleme hızını ifade etmektedir. Şekilden de anlaşılacağı üzere çatlak boyu arttıkça büyüme hızlanmaktadır. Buradaki hızlı yükselişin sebebi çatlak ucundaki gerilme yoğunluğu faktörünün (K) artmasıdır. K arttıkça çatlak ilerlemesi hızlanarak artacaktır ve kritik bir çatlak uzunluğunda kırılma olayı gerçekleşecektir.

Çevrimsel yüklemelerde çatlak ilerlemesi 3 aşamaya ayrılmıştır. İlk aşamada çatlak oluşumu ve gerilme yoğunluk faktörünün eşik değerinin aşılması ile çatlak ilerlemesinin başlaması görülür. İkinci aşama diğer bir ifadeyle Paris rejiminin etkin olduğu aşamada kararlı çatlak ilerlemesi görülür. Üçüncü aşamada ise hasara kadar olan maksimum hızda çatlak ilerlemesi görülmektedir. Şekil 3.11’de şematik olarak çatlak ilerleme hızı gösterilmiştir.



Şekil 3.11: Çatlak ilerleme hızı eğrisi.

Paris eğrisi denklem 3.1 şeklinde tanımlanır.

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^n \quad (3.1)$$

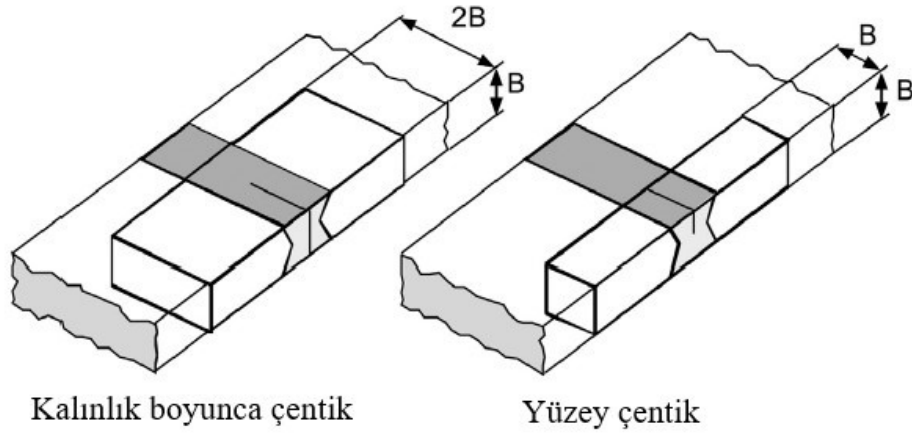
Burada C ve n (bazı kaynaklarda m olarak da kullanılır) malzeme sabitleridir. n doğrunun eğimini ifade etmektedir, C ise yüklemeye, malzemeye ve çevresel koşullara bağlı bir sabittir. R yükleme oranı ($\sigma_{min}/\sigma_{max}$ veya K_{min}/K_{max}), C'yi dolayısıyla çatlak ilerleme hızını etkilemektedir. Ancak n üzerinde direkt bir etkisi yoktur. ΔK_{th} gerilme yoğunluğunun eşik değeridir yani çatlak ilerlemesinin başladığı gerilme yoğunluğu seviyesini ifade eder.

Bugüne kadar mukavemet uyumsuzluğu ve etkileri ile yorulma çatlağı ilerlemesi arasındaki ilişki konusunda oldukça az çalışma yapıldı. Ancak literatürde mukavemet uyumsuzluğunun yani bölgesel mikro yapı ve sertlik değişimlerinin, artık gerilmelerin yorulma çatlağı ilerlemesinde önemli bir etkisi olduğu yaygın kabul gören bir görüştür. Pouget ve Reynolds (2007) yaptıkları çalışmalarında 2050 alüminyum alaşımlarında yorulma çatlağı ile artık gerilmeler ve mikro yapı değişimlerinin etkilerini incelemişlerdir. Yorulma çatlağı ilerlemesi oranı artık gerilmeler ve farklı mikro yapılardan oldukça etkilendiği ve çatlak ilerleme hızının arttığı sonucuna vardılar. Biallas (2013) yaptığı çalışmada 2024 ve 6013 serisi alüminyum kaynaklı bileşenlerinde artık gerilmelerin gerilme yoğunluğu eşik değerine etkisini incelemiştir. ITAB ve kaynak metalinde oluşan artık gerilmelerin gerilme yoğunluğu eşik değerini esas metale göre önemli ölçüde arttırdığı sonucuna ulaşmıştır. Ohta ve diğerleri (1986) farklı kaynak teknikleri ile üretilen alın kaynaklı birleştirmeler üzerinde esas metal çatlaklarının kaynak metali ve ITAB çatlaklarına göre gerilme yoğunluğu eşik değerinin daha yüksek olduğu sonucunu sunmuşlardır.

3.2.4 Kaynaklı Bileşenlerin Deneyleri

Daha önce Bölüm 2.6'da kırılma mekaniğinde deneysel yöntemler kapsam olarak belirtilmişti. Bu bölümde özel olarak kaynaklı bileşenlerde yapılan deneylerde neler farklılık gösteriyor onun üzerinde durulması amaçlanmaktadır. Günümüzde kaynaklı bileşenlerin kırılma dayanımlarını kapsayan en önemli standart, Kaynak Enstitüsü çalışmalarına dayanan ISO 15653 tarafından sağlanmaktadır. Daha önce Şekil 2.15'de kaynaklı bileşenlerde numune yerleşimleri gösterildi. Bu standartta kaynaklı bileşenlerin kırılma tokluğu deneylerinde çentik yerleşimleri ile ilgili iki adet genel konsept tanıtılmıştır. Bunlar kalınlık boyunca çentikli ve yüzey çentik

konseptleridir. Şekil 3.12’de şematik olarak yüzey çentik ve kalınlık boyunca çentik gösterilmiştir.



Şekil 3.12: Kalınlık boyunca çentik ve yüzey çentiği gösterimi ISO 15653'e göre.
(Zerbst, 2020^b uyarlanmıştır.)

Gösterimden de anlaşılacağı üzere iki konsept arasında kalınlıkların farklı olması aralarındaki en önemli farktır. Ayrıca doğrultularında farklı olduğu görülmektedir. Bu kaynak yönüne göre doğrultu farklılıkları yani numunenin hangi doğrultuda elde edildiği elde edilen sonuçlar için önemlidir ve değişkenlik göstermektedir.

Kırılma tokluğu deneylerinden kaynaklı bileşenlerin ayrıldığı bir diğer husus ise belirli mikro yapıların sığ çatlaklı ($0,1 < a_0/W < 0,45$) numunelerde daha kolay ayırt edilebilir olmasıdır (Zerbst ve diğerleri, 2014). Bu durumdan dolayı standartta K, CTOD ve J-integral için çözümlerde verilmektedir. Tagawa ve diğerleri (2010) yaptıkları çalışmada derin çatlaklı ($0,45 < a_0/W < 0,7$) numunelerde yapılan deneylerde J-temelli CTOD tahmini ve deneysel elde edilen değerlerin belirgin olarak farklı olduğu sonucunu elde etmişlerdir.

Kaynaklı bileşenlerin esas metal ve kaynak metali için olmak üzere, gerilme-birim uzama eğrilerinin belirlenmesi deneysel olarak mümkün değil ise, yapılan sertlik ölçümleri ile Vickers sertlik cinsinden akma ve çekme dayanımlarını ampirik olan elde etmeye yarayan ifadeler bulunmaktadır. ISO 15653 bu ifadeleri aşağıdaki şekilde vermiştir;

$$\text{Esas Metal:} \quad R_e = 3,28 \text{ HV10} - 221 \quad 160 < \text{HV10} < 495 \quad (3.2)$$

$$R_m = 3,3 \text{ HV10} - 8 \quad 100 < \text{HV10} < 400 \quad (3.3)$$

$$\text{Kaynak Metali:} \quad R_e = 2,35 \text{ HV10} + 62 \quad 170 < \text{HV10} < 330 \quad (3.4)$$

$$R_m = 3 \text{ HV10} + 22,1 \quad 170 < \text{HV10} < 330 \quad (3.3)$$

4. SONLU ELEMANLAR UYGULAMALARI

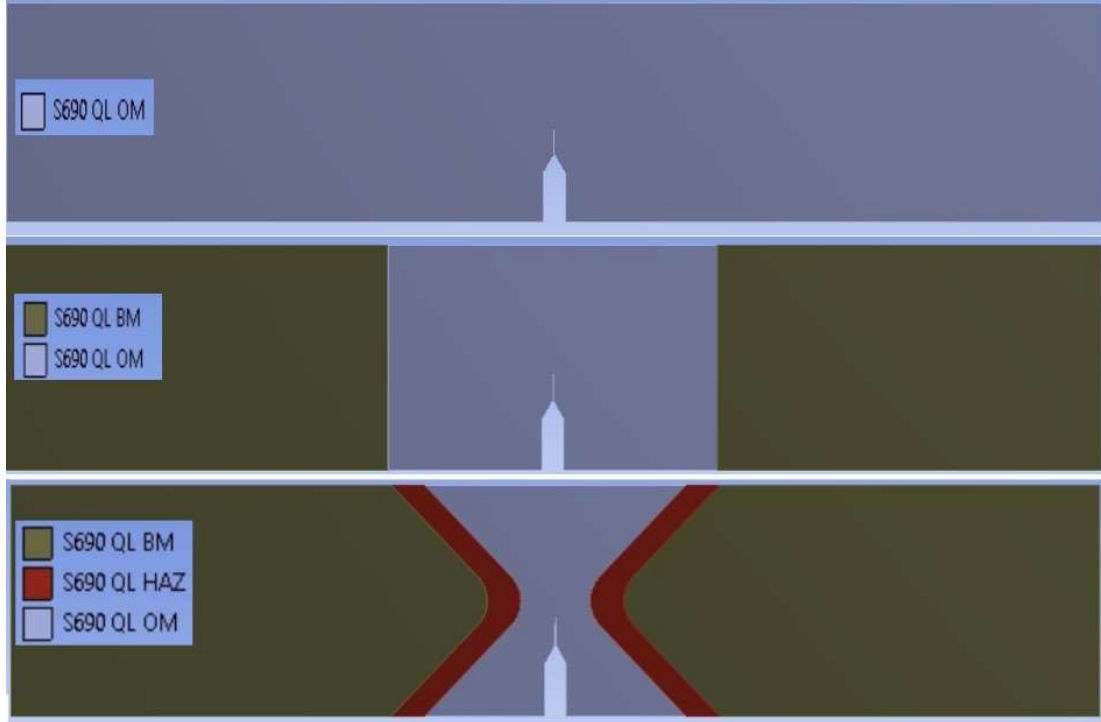
Sonlu elemanlar yöntemi geçen yıllar ile birlikte mühendislik problemlerinde yaygınlaşarak kullanılmaya devam eden bir yöntemdir. Kırılma mekaniği alanında ise sonlu elemanlar yöntemi, uygulanabilirliğin ve deneysel verilerin desteklenmesi amacıyla vazgeçilmez bir yöntemdir. Günümüzdeki problemlerin karmaşıklığı nedeniyle analitik yöntemler ile hassas sonuçlar elde etmek oldukça güçtür. Bu nedenlerden dolayı sonlu elemanlar yöntemi tüm dünyada çeşitli alanlarda oldukça yaygın bir biçimde kullanılmaktadır.

Bu bölümde sonlu elemanlar paket programı ANSYS üzerinden yapılan kaynaklı birleştirmelerde mukavemet uyumsuzluğunun kırılma ve yorulma davranışları üzerindeki etkileri incelenecektir. 2019 yılında ANSYS tarafından tanıtılan, çatlak ilerlemesini ve diğer parametreleri eş zamanlı olarak üç boyutlu geometrilerde incelenebilmesini sağlayan SMART ismiyle yeni bir modül tanıtılmıştır. Günümüzde kırılma mekaniği analizleri, 2B yoğunluklu olmak üzere 2B-3B modeller ile ABAQUS, ANSYS, FranC3D gibi farklı sonlu elemanlar paket programları üzerinden yapılabilmektedir. Ancak bu 2B analiz yöntemlerinde eş zamanlı olarak çatlak ilerlemesi elde edilememektedir ve çatlak ilerlemesine bağlı parametrelerin değişimlerini elde etmek oldukça güç ve karmaşık olan analiz ön işleme işlemlerine ihtiyaç duymaktadır. Çatlak ağ yapısının ve çatlak geometrisinin işlenmesi, çatlağın manuel olarak farklı analizler ile ilerletilmesi gibi işlemler analiz ön işlemlerine örnek verilebilir.

Yeni tanıtılan SMART yöntemi ile 3B modeller üzerinde tanımlanan çatlak ve mekanik özellikler ile direnç eğrileri, J-K gibi kırılma parametreleri, çatlak ilerlemesi değerleri tek bir analiz ile elde edilebilmektedir. SMART yöntemi karmaşık ön işleme işlemlerine ihtiyaç duymaması, gerçek yapı modellerine uygulanabilir olması, yorulma analizlerinin gerçekleştirilebilmesi gibi önemli avantajlar sağlamaktadır.

Bu çalışmada SMART yöntemi ile 3B modeller üzerinde mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin belirlenmesi amaçlanmaktadır. Bu nedenle toplam üç farklı analiz gerçekleştirildi. Her bir analizde farklı malzemeler, farklı göreceli çatlak uzunlukları (a/W), farklı geometriler ve farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyeleri incelenmektedir.

Mühendislik problemlerinin sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak çözülmesinde ve modellenmesinde, problemin karmaşıklığına göre belirli basite indirgeme işlemleri ve kabuller yapılması sık başvurulan bir olgudur. Bu yüksek lisans tezinin konusu olan kaynaklı birleştirmeler için de farklı yaklaşımlar literatürde mevcuttur. Kaynak geometrisi yapısı gereği heterojen bir malzeme yapısına sahiptir, diğer bir ifadeyle kaynaklı bileşen tek bir homojen malzemedен oluşmaz. Kaynaklı bileşenler farklı iç yapıya sahip dolayısıyla farklı mekanik özellikler sergileyen esas metal, ısı tesiri altındaki bölge ve kaynak metali olarak tanımlanan üç farklı malzeme yapısından oluşmaktadır. Ancak bu kompleks kaynak yapısı farklı kabuller ile daha basit yapılara indirgenebilir. Literatürde kaynaklı bileşenlerin sonlu elemanlar ile modellenmesi açısından yaygın kabul gören üç farklı yaklaşım mevcuttur. Bu yaklaşımlar tek malzeme, iki malzeme ve üç malzeme yaklaşımları olarak tanımlanabilir. Tek malzeme yaklaşımı kaynaklı bileşenin heterojen yapısını tamamen kaynak metalinden oluşan homojen geometriler gibi kabul eder. İki malzeme yaklaşımı ise kaynaklı bileşeni esas metal ve kaynak metalinden oluşan çift malzemeli bir yapı olarak kabul eder. Üç malzeme yaklaşımı ise esas metali, kaynak metalini ve ısı tesiri altındaki bölgeyi dikkate alan yaklaşımdır. Dolayısıyla üç malzeme yaklaşımı kaynak yapısını en gerçekçi şekilde modellemeye çalışırken tek malzeme yaklaşımı ise en basite indirgeyen yaklaşımdır. Üç malzeme yaklaşımında daha kompleks bir yapı modellendiğinden dolayı ağ yapısı daha yüksek elemana ve düğüme sahiptir dolayısıyla daha hassas bir modellemedir. Tek malzeme yaklaşımında ise çok daha az elemana ve düğüm noktasına sahip olduğu için daha kaba bir ağ yapısına sahiptir. Bu nedenle üç malzeme yaklaşımı daha yüksek işlem gücü gerektirirken, tek malzeme yaklaşımı çok daha düşük işlem gücüne ihtiyaç duyar. Aynı zamanda çözüm süreleri ağ yapısı hassaslaştıkça çok daha artmaktadır. Şekil 4.1’de şematik olarak sırasıyla tek, iki ve üç malzeme yaklaşımının modellenmeleri gösterilmektedir. Şekilde görüleceği üzere iki malzeme yaklaşımında kaynak dikişi üç malzeme yaklaşımına göre daha basitleştirilmiştir. Üç malzeme yaklaşımında geometrinin kompleks yapıda olması nedeniyle çözüm süresi ve işlem gücü ihtiyacı artarken, tek malzeme yaklaşımı ile kaynaklı birleştirmelerin modellenmesi hatalı sonuçların elde edilmesine neden olabilir.



Şekil 4.1: Tek-iki-üç malzeme modellemelerinin şematik olarak gösterilmesi.

İlk uygulamada aşınma dayanımlı çelik 15NiMoCrB4-5 malzemesi kullanılmıştır. Analiz tamamen esas metal ve tamamen kaynak metalinden oluşan iki farklı üç nokta eğilme (SENB) geometrisi ile gerçekleştirildi. Mukavemet uyumsuzluk faktörü yaklaşık 1,15'tir. 2B ve 3B geometriler ile gerçekleştirilen analizler deneysel sonuçlar ile kıyaslanmıştır. İkinci uygulamada yüksek dayanımlı düşük alaşımlı genel yapı çeliği S690 QL malzemesi kullanılmıştır. Analiz tamamen esas metalden oluşan, üst eşleşme koşulları ve alt eşleşme koşullarını sergileyen üç farklı üç nokta eğilme (SENB) geometrisi ile gerçekleştirildi. Gerçekleştirilen bu analizde ayrıca ITAB bölgesi de tanımlanmıştır. Ayrıca tek-iki malzeme yaklaşımları da kullanılmış ve üç malzeme yaklaşımı ile kıyaslanmıştır. Üçüncü analizde basınçlı kap çeliği A516 Gr 70 (P355 benzer) malzemesi kullanılmıştır. Bu analizde diğer analizlerden farklı olarak yorulma çatlak ilerlemesi incelenmiştir. Tamamen esas metalden oluşan ve kaynak metalinin dahil olduğu iki farklı kompakt çekme (CT) geometrisi ile gerçekleştirilmiştir. Elde edilen tüm analiz sonuçları deneysel sonuçlar ile karşılaştırılmıştır. Tüm analizlerde kullanılan genel analiz adımları Şekil 4.2'de gösterilmiştir.



Şekil 4.2: Sonlu elemanlar analiz adımları.

4.1 Aşınma Dayanımlı Çelik ile Sonlu Elemanlar Analizi

Bu analizde aşınma dayanımlı çelik 15NiMoCrB 4-5 (1.3241) malzemesi incelenmiştir. Aşınma dayanımlı çelikler, yüksek seviyede mekanik aşınmaya karşı dayanım ve ağır abrazif aşınma koşullarında uygun bir kullanım sağlarlar. Ticari kullanımı kazı ve maden ekipmanları, tarım makineleri, kırma ekipmanları gibi çeşitli alanlarda yoğun olarak kullanılır. Ticari adıyla DUROSTAT çelikleri olarak bilinen çelik sınıfına benzer özellikler sergilemektedir. Tablo 4.1’de 15NiMoCrB 4-5 çeliğinin kimyasal bileşenleri verilmiştir. Tablo 4.2’de oda sıcaklığındaki mekanik özellikleri gösterilmiştir.

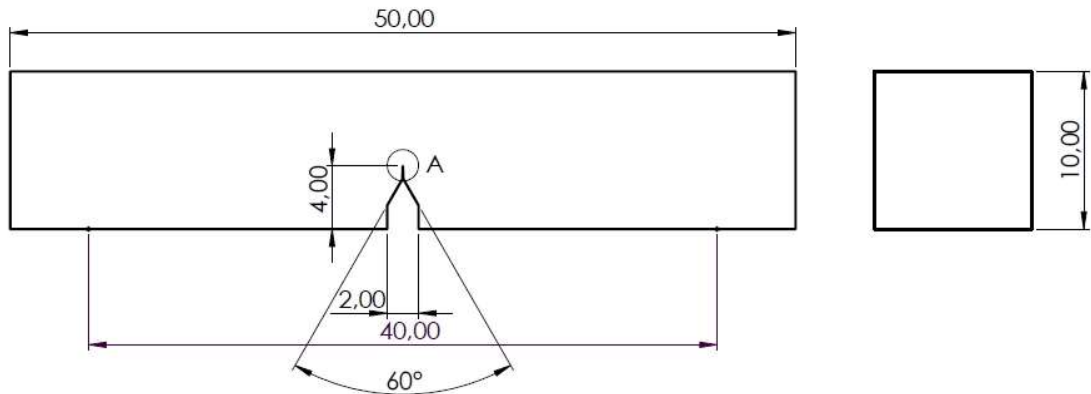
Tablo 4.1: 15NiMoCrB 4-5 çeliği kimyasal bileşenleri. (Hemer ve diğerleri, 2019 uyarlanmıştır.)

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Mo	V
0,109	0,314	0,828	0,011	<0,001	0,082	0,469	0,469	0,026

Tablo 4.2: Oda sıcaklığında 15NiMoCrB 4-5 çeliği esas metal ve kaynak metali mekanik özellikleri (Hemer ve diğerleri, 2019 uyarlanmıştır.)

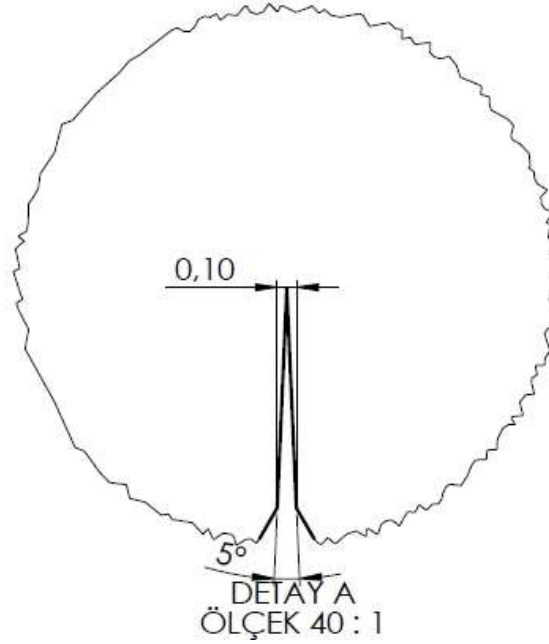
Malzeme	Akma Dayanımı R_e , MPa	Çekme Dayanımı R_m , MPa	Elastisite Modülü E , GPa	J_{IC} (N/mm)
Esas Metal	668	820	183	530
Kaynak Metali	767	837	197	240

Analizde SENB geometrisi kullanılmıştır. Standartlara uygun olarak genişlik (W) 10 mm, kalınlık (B) 10 mm, mesnetler arası mesafe (4W) 40 mm ve toplam boy (5W) 50 mm olarak belirlenmiştir. Yükün uygulandığı ve mesnet noktaları analiz aşamasında daha rahat tespit edilebilmesi için geometri oluşturulurken yüzey ayırma işlemleri uygulanmıştır. Çentik bölgesi standartlarda belirtildiği üzere 60° düzenlendi. Şekil 4.3'te analizde kullanılan numune geometrisi şematik olarak gösterilmiştir. Numunenin 3B modellenmesi SolidWorks 2019 programı ile gerçekleştirilmiştir.



Şekil 4.3: Analizde kullanılan SENB numune geometrisi.

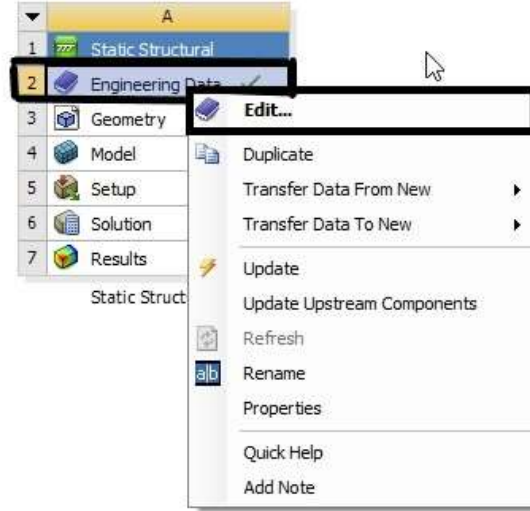
Yorulma ön çatlağı da bu aşamada oluşturulmuştur. Yorulma ön çatlağı detay gösterimi Şekil 4.4'de verilmiştir. Yorulma ön çatlağı, göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,4$ olacak şekilde düzenlendi. 5° keskin bir çatlak yapısı oluşturuldu. Esas metal ve kaynak metali analizleri için aynı geometriler kullanılmıştır.



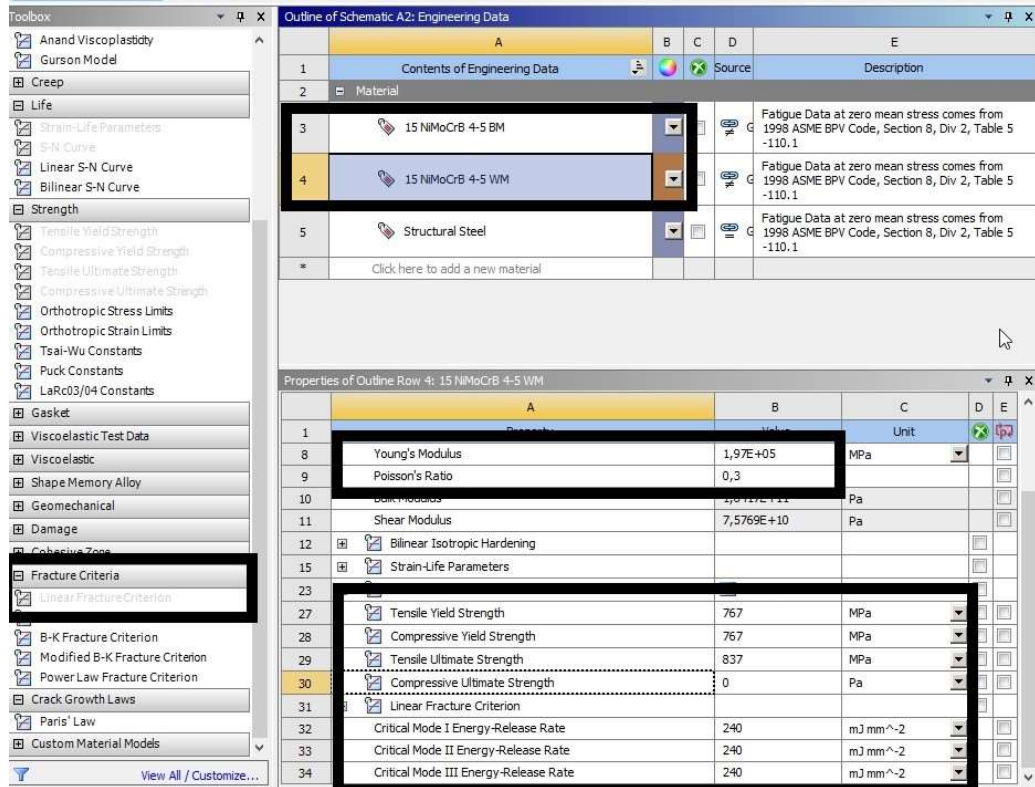
Şekil 4.4: Ön yorulma çatlağı ölçüleri.

3B numune geometrileri ANSYS 19.2 programına aktarıldıktan sonra esas metalin ve kaynak metalinin malzeme özellikleri programa tanımlanmaktadır. ANSYS statik analiz yapısı oluşturulduktan sonra, Engineering Data > Edit > New Material yolu izlenerek malzeme kütüphanesine giriş yapılır. Burada malzemenin mekanik özellikleri (E, akma ve çekme mukavemeti) ve kırılma özellikleri tanımlanmaktadır. Esas metal analizi için akma mukavemeti 668 MPa, çekme mukavemeti 820 MPa, elastisite modülü 183 GPa ve Poisson oranı 0,3 olarak tanımlandı. Kırılma parametresi olarak J değeri, Fracture Criteria > Linear Fracture Criterion, yolu ile tanımlanmaktadır. Esas metal için $J_{ic}=530$ N/mm tanımlanmıştır. Kaynak metali için de aynı adımlar tekrar edilmektedir. Kaynak metali mekanik özellikleri için akma mukavemeti 767 MPa, çekme mukavemeti 837 MPa, elastisite modülü 197 GPa ve Poisson oranı 0,3 olarak tanımlandı. Kaynak metali için $J_{ic}=240$ N/mm tanımlanmıştır. Kırılma tokluğu ve mekanik özellikler deneysel verilerden elde edilmiştir (Hemer ve diğerleri, 2019). Kaynak metali için mekanik özellikler bilinmiyorsa daha önce

belirtilen ampirik ifadeler ile elde edilebilir. Kırılma tokluğu bilinmiyor ise literatürdeki benzer davranış sergileyen malzemelerden yararlanılabilir ancak bu yaklaşım yanıltıcı sonuçlara neden olabilir. Şekil 4.5'te ANSYS statik analiz arayüzünden malzeme özelliklerinin tanımlanması için gerekli yol gösterilmiştir. Şekil 4.6'da malzeme özelliklerinin tanımlanması gösterilmiştir.



Şekil 4.5: Malzeme kütüphanesine geçiş.



Şekil 4.6: Malzeme özelliklerinin tanımlanması.

Herhangi bir sonlu elemanlar analizinde en önemli adımlardan biri ağ yapısının oluşturulması adıdır. Sonlu elemanlar analizinde oluşturulan ağ yapısı, elde edilen sonuçların doğruluğu ve hassasiyeti ile doğrudan ilişkilidir. Sonlu elemanlar yönteminin temelinde parçadan bütüne giderek sonucun elde edilmesi vardır, ağ yapısı oluşturulması ise parçaların diğer bir deyişle elemanların oluşturulduğu adım olduğu için, elde edilen sonuçların tutarlılığı için oldukça önemlidir. Ağ yapısının kaba oluşturulması elde edilen sonuçların tutarsız olmasına neden olurken, ağ yapısının ince olması diğer bir deyişle çok sayıda elemandan oluşması ise çözüm süresini oldukça uzatırken çözüm için ihtiyaç duyulan bileşen gücü artar. Buradaki belirsizlikleri gidermek için oluşturulan ağ yapısının kalitesini belirlemek adına çeşitli ağ kaliteleri ve kriterleri geliştirildi. Günümüzde onlarca farklı ağ kalite ölçüsü olmasına rağmen yaygın olarak kullanılan iki farklı ölçüt mevcuttur, bunlar Skewness ve Orthogonal ağ kalite ölçüleridir. Şekil 4.7’de Skewness ve Orthogonal ağ kalite ölçütleri gösterilmiştir.



Şekil 4.7: Ağ yapısı komutları.

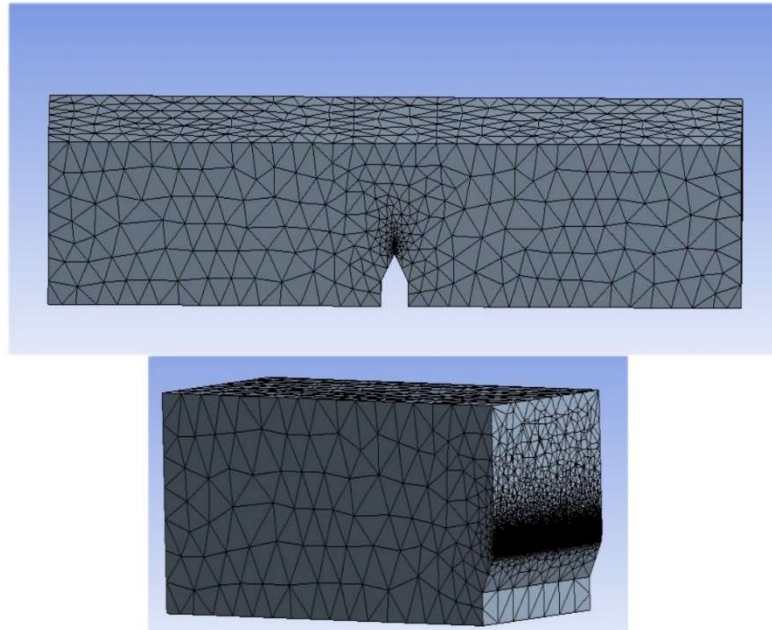
Proje unsur ağacından mesh>generate mesh yolu ile modelin genel bir ağ yapısı oluşturulur. Daha sonra mesh>insert>method yolu ile ağ yapısı için metot eklenir. SMART teknolojisi şu an için yalnızca tetrahedron elemanları (SOLID187) desteklediği için ve 3 boyutlu geometrilere tetrahedron elemanlar oldukça yaygın kullanıldığı için, method kısmına tetrahedron, algoritma olarak patch conforming seçilir. Burada modelde tetrahedron elemanlardan oluşan bir ağ yapısı oluşturuldu. Bu çalışmada çatlak ilerlemesi ve çatlak ucu bölgesi gelişimi inceleneceği için çatlak bulunduğu bölgede özel bir ağ yapısı oluşturulması gerekmektedir. Bu özel ağ yapısını oluşturmak için mesh>insert>sizing yolu izlenir. Daha sonra çatlak ucu bölgesini

içerisine alan bir küre oluşturulur. Burada oluşturulan kürenin içerisine aldığı alandaki elemanların boyutları modelin diğer kısımlarından farklı olarak belirlenebilir. Bu analizde 7 mm çapa sahip bir küre oluşturuldu ve küre içerisinde kalan elemanların boyutları 0,05 mm olarak belirlendi. Modelin diğer kısımlarında oluşturulan ağ yapısı için ise maksimum 1,5 mm boyutlu elemanlar kullanıldı. Şekil 4.8’de ağ yapısı oluşturulurken izlenen adımlar gösterilmiştir. Şekil 4.9’da çatlak ucu bölgesindeki özel ağ yapısı için oluşturulan etki küresi gösterilmiştir.

Skewness					
Mükemmel	Çok İyi	İyi	Kabul Edilebilir	Kötü	Kabul Edilemez
0-0.25	0.25-0.50	0.50-0.80	0.80-0.94	0.95-0.97	0.98-1.00

Orthogonal					
Kabul Edilemez	Kötü	Kabul Edilebilir	İyi	Çok İyi	Mükemmel
0-0.001	0.001-0.14	0.15-0.20	0.20-0.69	0.70-0.95	0.95-1.00

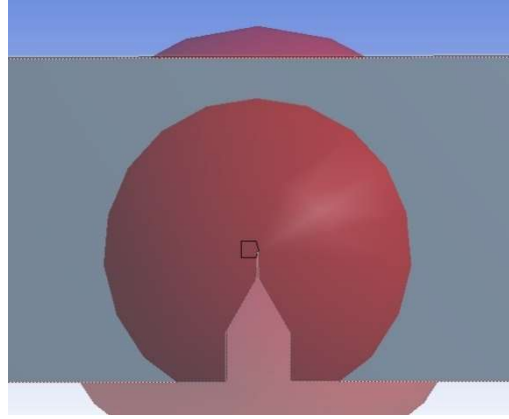
Şekil 4.8: Ağ kalite ölçütleri.



Şekil 4.9: Model ağ yapısı.

Esas metal ve kaynak metalinde yapılan analizler için aynı ağ yapısı oluşturuldu ve aynı yöntemler kullanıldı. Oluşturulan ağ yapısı sonucunda yaklaşık 390000 düğüm noktası ve 280000 eleman bulunmaktadır. Tablo 4.3’de elde edilen ağ yapısı parametreleri verilmiştir. Şekil 4.10’da modelin genel ağ yapısı gösterilmiştir.

Ağ yapısı oluşturulduktan sonra çatlak tanımlanabilmesi için isimlendirilmiş seçimler tanımlanır. Çatlak ucu ve çatlak yüzeyleri seçilerek create named selection komutu ile isimlendirilmiş seçimler oluşturulur. Daha sonra, oluşturulan isimlendirilmiş seçimlerden düğümsel seçimler oluşturulur. Bu düğümsel seçimler çatlak tanımlanması için gerekli olan bir işlemdir. Şekil 4.11’de isimlendirilmiş seçimler gösterilmiştir.



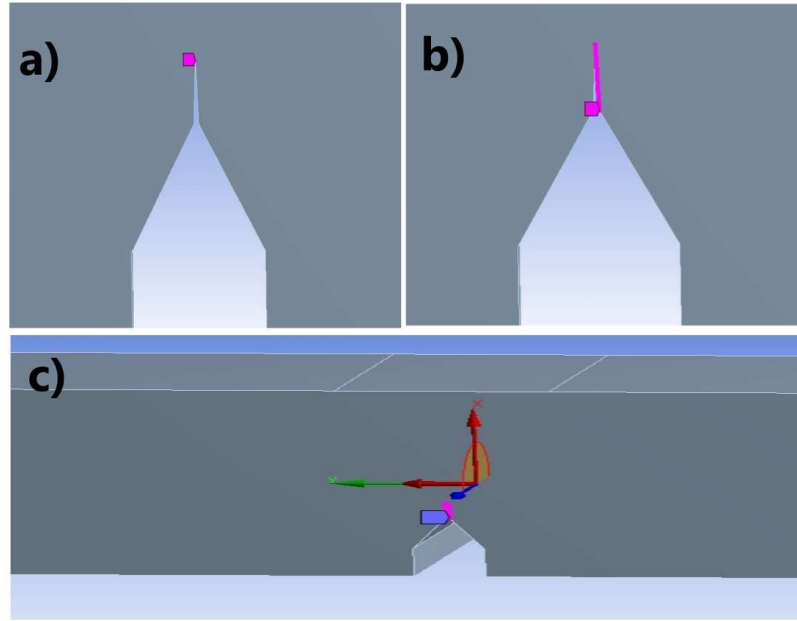
Şekil 4.10: Özel ağ yapısı için tanımlanan etki küresi.

Tablo 4.3: Ağ yapısı özellikleri.

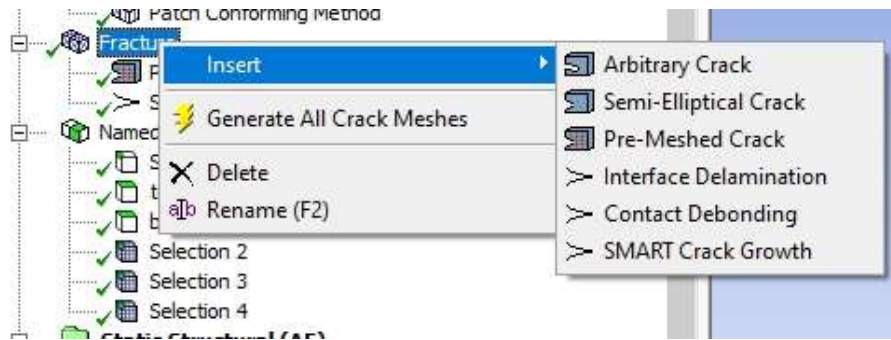
Malzeme	Düğüm Sayısı (Adet)	Eleman Sayısı (Adet)	Maksimum Eleman Boyu (mm)	Ağ Kalitesi (Skewness)	Ağ Kalitesi (Orthogonal)
Esas Metal	386307	275363	1,5	0,24	0,75
Kaynak Metali	386307	275363	1,5	0,24	0,75

Proje unsur ağacından fracture unsuru tanımlanır. Sonrasında çatlakın daha önceden ağ yapısı gerçekleştirildiği için fracture>insert>pre-meshed crack yolu ile çatlak tanımlanır. Burada çatlak ucu olarak daha önce oluşturulan düğümsel seçimler kullanılır. Yine fracture>insert>SMART Crack Growth yolu ile SMART unsuru eklenir. Başlangıç çatlağı olarak daha önce tanımlanan çatlak seçilir. Çatlak ilerlemesi statik olarak belirlenir. Burada analizin gerçekleştirilebilmesi için çatlakın ilerlemeye başlayacağı kritik oran değerinin belirlenmesi gerekmektedir. Diğer bir ifadeyle malzemenin kırılma tokluğu değeri (J_{IC} veya K_{IC}) girilir. Esas metal analizi için bu kritik değer 540 N/mm, kaynak metali için 240 N/mm olarak deneysel verilerden

belirlenmiştir. Şekil 4.12’de çatlak ve SMART teknolojisinin tanımlanma yolu gösterilmiştir. Şekil 4.13’te ise SMART teknolojisi parametrelerinin programa girdi olarak girilmesi verilmiştir.



Şekil 4.11: İsimlendirilmiş seçimlerin tanımlanması: a) çatlak ucunun tanımlanması b) çatlak yüzeylerinin tanımlanması c) çatlakın tanımlanması.

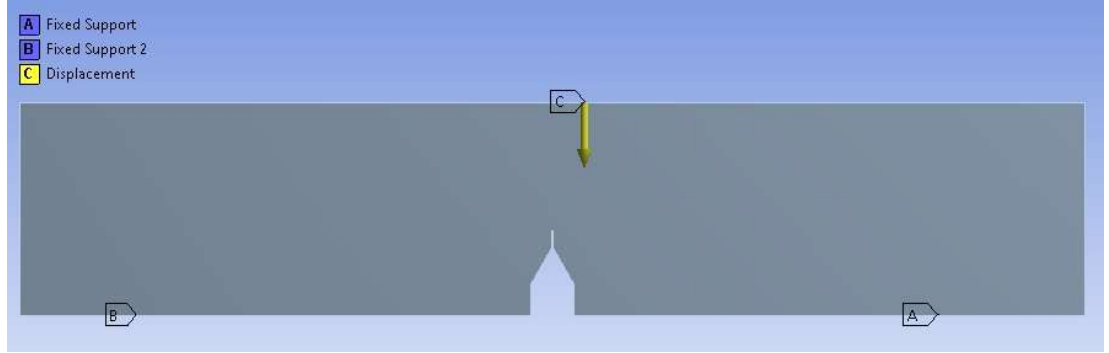


Şekil 4.12: Çatlak ve SMART teknolojisinin tanımlanması.

Details of "SMART Crack Growth"	
Definition	
Analysis	Crack Growth
Method	SMART
Suppressed	No
Options for Crack Growth	
Initial Crack	Pre-Meshed Crack
Crack Growth Option	Static
Failure Criteria Option	J-Integral
<input type="checkbox"/> Critical Rate	540, mJ/mm ²
Stop At Max Crack Extension	None
Step Controls for Crack Growth	
Auto Time Stepping	Program Controlled
Initial Time Step	1,e-003 s
Minimum Time Step	1,e-004 s
Maximum Time Step	2,e-002 s

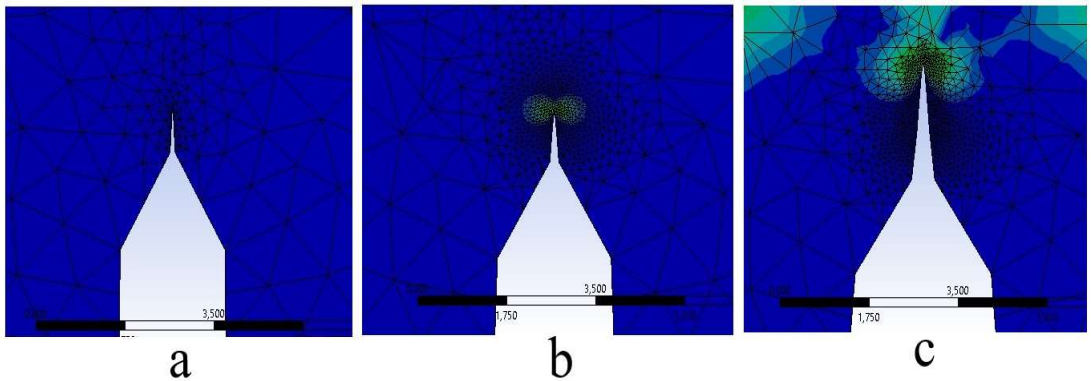
Şekil 4.13: SMART teknolojisi parametrelerinin girdileri.

Oluşturulan model 50 alt adımda çözdürüldü. Burada tek adımda yapılan çözümlerde veya daha düşük alt adım sayılarında gerçekleştirilen çözümlerde elde edilen veri sayısı azaldığı için tartışmalı sonuçlara evrilmektedir. Alt adım sayısının artması ise daha fazla veri noktası sağladığı için deneysel veriler ile daha tutarlı sonuçlar elde edilmektedir, ancak bu durum çözüm süresinin artmasına neden olmaktadır. Yük olarak belirli bir alandan kademeli olarak 2 mm deplasman yükü uygulanmıştır. İki noktadan sabit olarak mesnetler tanımlanmıştır. Şekil 4.14'te yükleme koşulları gösterilmiştir.



Şekil 4.14: Modelde tanımlanan yükleme koşulları.

SMART teknolojisinin getirdiği en büyük özelliklerden biri, tek bir analiz ile 3 boyutlu olarak çatlak ilerlemesinin eş zamanlı olarak gerçekleştirilebilmesidir. Bu çatlak ilerlemesine bağlı olarak yine tek bir analiz ile ilgili parametrelerin (J-integral gibi) hesaplanabilmektedir. Şekil 4.15'te elde edilen çatlak ilerlemesi ve çatlak ucu bölgesinin gelişimi gösterilmiştir.

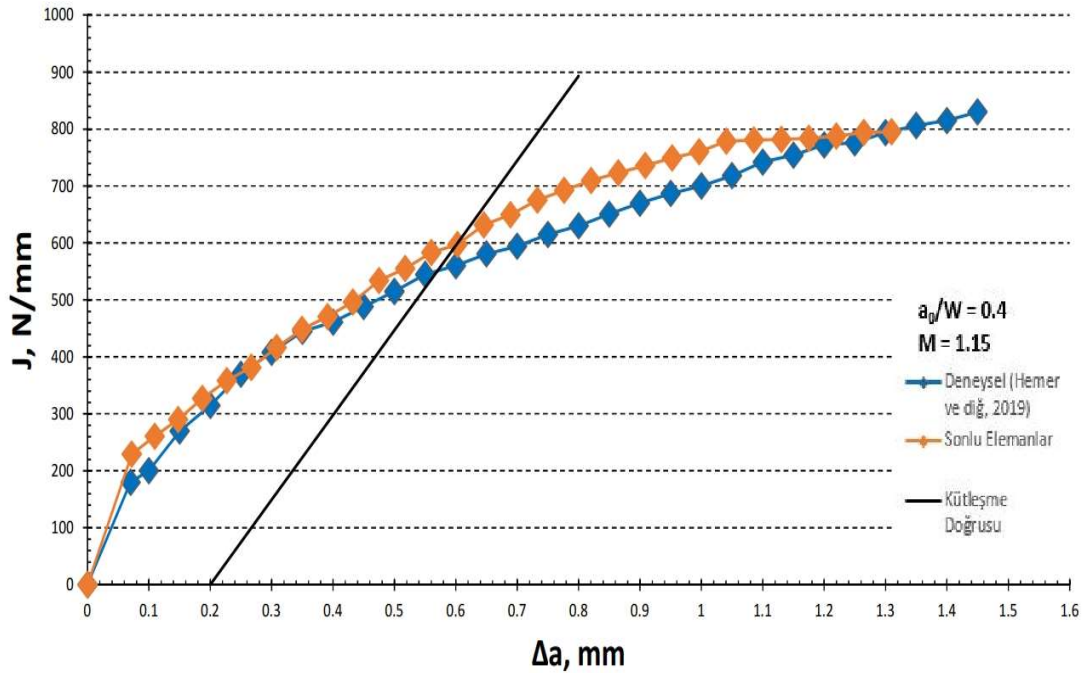


Şekil 4.15: Çatlak ilerlemesi ve çatlak ucu bölgesinin gelişimi; a) ön yorulma çatlak ucu, b) çatlak ilerlemesinin başlangıcı, c) kararlı çatlak ilerlemesi.

Şekil 4.15'te görüleceği üzere çatlak ilerlemesi belirli aşamalar ile gerçekleşmektedir. İlk aşamada (Şekil 4.15a), mevcut yorulma çatlak ucu J-integral ve K seviyesinin kritik bir seviyesine yani malzemenin kırılma tokluğuna

ulaşana kadar çatlak ilerlemesi görülmeyecektir. İkinci aşamada (Şekil 4.15b) ise kritik seviyeye ulaşıldığında ve aşıldığında kararlı çatlak ilerlemesi başlamaktadır. Bu aşamadan sonra kararlı çatlak ilerlemesi belirli bir seviyede hızlı bir şekilde gerçekleşecek ve daha sonrasında çok hızlı bir şekilde kırılma ile sonuçlanacaktır (Şekil 4.15c). SMART teknolojisi ile 3 boyutlu karmaşık geometrilerin ön/son analiz işlemlerine ihtiyaç duymadan sonuçların elde edilebilmesi sonlu elemanlar alanında büyük bir gelişmedir.

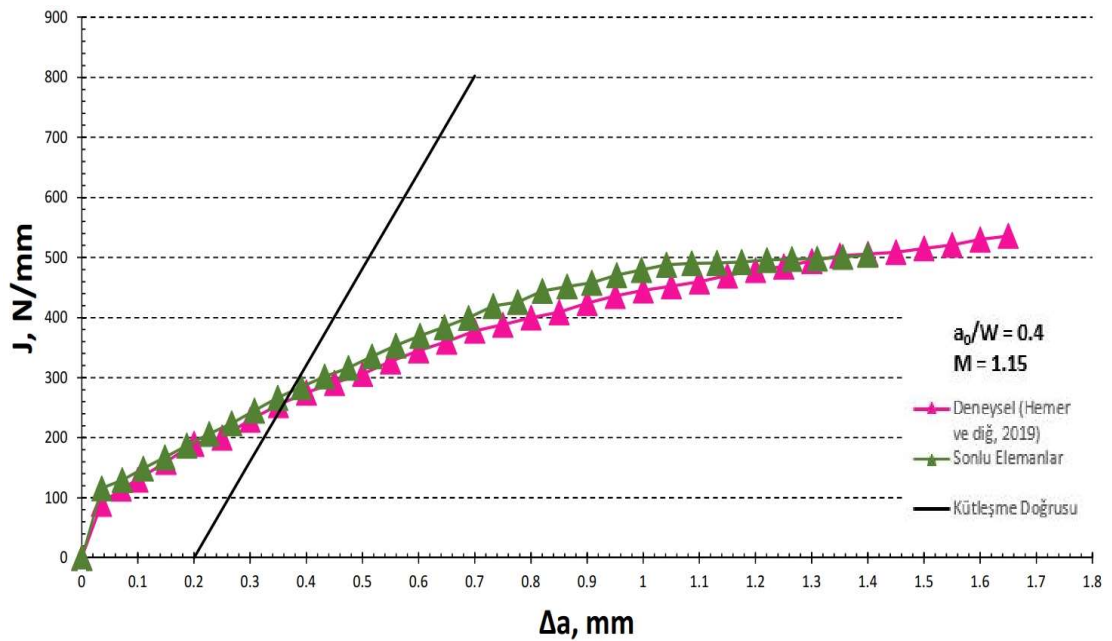
Bu analizlerde sonuç olarak, malzemenin çatlak ilerlemesine karşı gösterdiği direnci ifade eden J-R eğrileri elde edildi. Elde edilen sonuçlar, literatürdeki deneysel sonuçlar (Hemer ve diğ, 2019) ile karşılaştırıldı. Ayrıca deneysel ve sonlu elemanlar analizi ile elde edilen verilerdeki hata ve sapmalar da ayrıca ifade edilmektedir. Bu analizde göreceli çatlak uzunluğu (a_0/W) 0,4 olan ve mukavemet uyumsuzluğu faktörü 1,15 olan diğer bir deyişle üst eşleşme koşullarında esas metal ve kaynak metali ayrı ayrı homojen geometrilerde incelenmektedir. Literatürde, esas metalin ve kaynak metalinin ayrı ayrı homojen geometriler ile incelenmesine “tek malzeme yaklaşımı” olarak bilinmektedir. Şekil 4.16’da esas metal için elde edilen sonlu elemanlar ve deneysel sonuçlar verilmiştir. Şekilde görülen kütleşme doğrusu kritik J-integral seviyesini belirlemek için gösterilmiştir.



Şekil 4.16: 15NiMoCrB 4-5 Esas metal için J-R eğrisi.

Şekil 4.16’da görüleceği üzere sonlu elemanlar analizi ile elde edilen sonuçlar deneysel yollar ile elde edilen sonuçlara oldukça yakınsamaktadır. Deneysel olarak elde edilen kararlı çatlak ilerlemesine göre sonlu elemanlar analizi ile elde edilen kararlı çatlak ilerlemesi değerleri arasında 0,15 mm bir fark olduğu görülmektedir. Mukavemet uyumsuzluğu seviyesi, ISO 15653’te belirlenen sınırlar içerisinde olduğu için ek olarak bir düzeltme katsayısı ile verilerin tekrardan düzenlenmesine ihtiyaç duyulmamaktadır.

Şekil 4.17’de kaynak metalinden oluşan homojen yapıdaki numune için elde edilen J-R eğrisi ve kütleşme doğrusu verilmiştir.



Şekil 4.17: 15NiMoCrB 4-5 Kaynak metalinin için J-R Eğrisi.

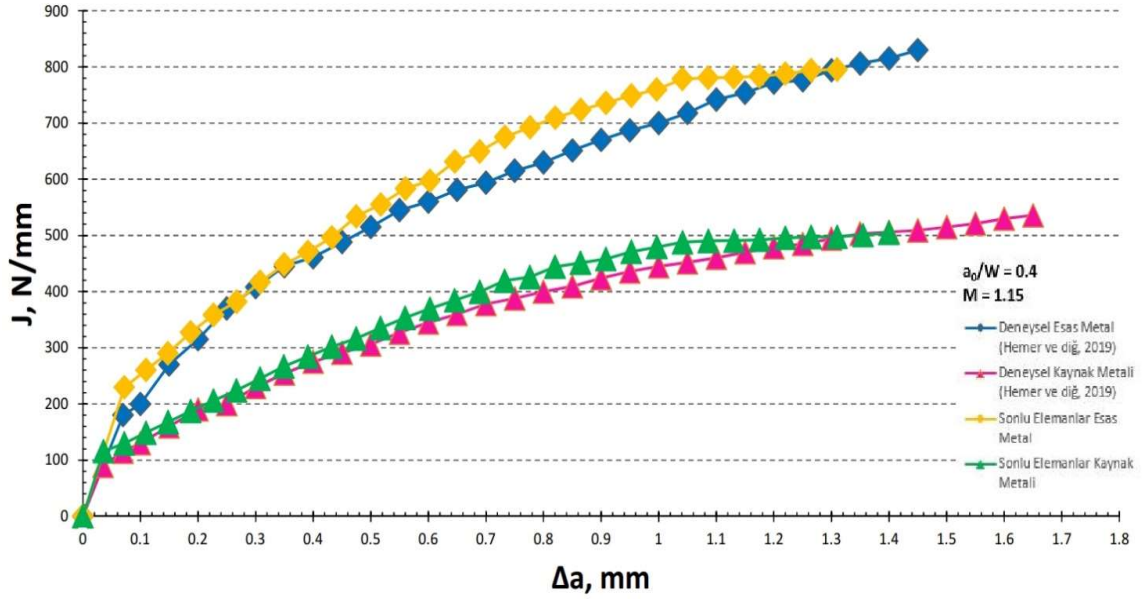
Kaynak metalinin için sonlu elemanlar analizi ile elde edilen sonuçlar ile deneysel olarak elde edilen sonuçlar karşılaştırıldığında oldukça uyumlu sonuçlar elde edildiği görülmektedir. Esas metal ve kaynak metalinin için elde edilen sonuçlar karşılaştırıldığı zaman, kaynak metalinin esas metale göre daha yüksek dayanım değerleri göstermesine rağmen, kırılma davranışı ve kırılma tokluğu değerleri neredeyse yarı yarıya daha düşüktür. Esas metal için çatlak ilerlemesinin başladığı J-integral değeri 540 N/mm iken kaynak metalinin için bu değer 240 N/mm olarak görülmektedir. Diğer bir ifadeyle kaynak metalinde oluşan bir çatlak, çatlak ilerlemesi başlangıcı için esas metale göre çok daha düşük seviyelerde enerjiye ihtiyaç duymaktadır. Bu durum kaynak metalinin, kaynak işlemi nedeniyle daha gevrek olması ve farklı iç yapı dönüşümleri geçirmesine ve yeni oluşan bu iç yapıların bölgesel olarak değişmesine

yani heterojen bir yapıda olması nedeniyle, daha düşük kırılma tokluğu seviyelerinin görülmesinin nedeni olarak açıklanabilir. Aynı malzemenin esas metalde ve kaynak metalinde farklı kırılma davranışları göstermesi, mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin bir sonucudur. Dolayısıyla bu durum kaynaklı bileşenlerin yapısal bütünlüğünü ve bileşenin servis ömrünü direkt olarak etkilemektedir. Tablo 4.4'te sonlu elemanlar analizi ile elde edilen değerler ile deneysel elde edilen J-integral değerlerinin karşılaştırılması gösterilmiştir.

Tablo 4.4: 15NiMoCrB 4-5 Esas metal ve kaynak metali için sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen verilerin deneysel veriler ile karşılaştırılması.

Esas Metal			
Δa (mm)	Deneysel J-integral değerleri (N/mm)	Sonlu elemanlar J-integral değerleri (N/mm)	Hata (%)
0,2	315	327,07	%4
0,4	461	470,8	%2
0,6	560	597,25	%7
0,9	670	736	%10
1,2	772	787,93	%2
Kaynak Metali			
0,3	230	244,87	%6
0,4	275	284,3	%3
0,6	345	369,62	%7
1	445	487,9	%10
1,3	494	497,66	%1

Tablo 4.4'deki sayısal değerlerden ve Şekil 16 ve 17'de eğrilerden görüleceği üzere, sonlu elemanlar ile elde edilen sonuçlar deneysel veriler ile kıyaslandığında hata oranı düşük, tutarlı sonuçlar elde edilmektedir. Hem esas metal hem kaynak metalinden oluşan numuneler için elde edilen değerlerde yaklaşık olarak maksimum %10 dolaylarında hata oranı bulunmaktadır. Şekil 4.18'de deneysel ve sonlu elemanlar analizi ile elde edilen, kaynak metali ve esas metal için geçerli olan değerler gösterilmiştir.



Şekil 4.18: 15NiMoCrB 4-5 Deneysel ve sonlu elemanlar yöntemi ile elde edilen J-R eğrileri.

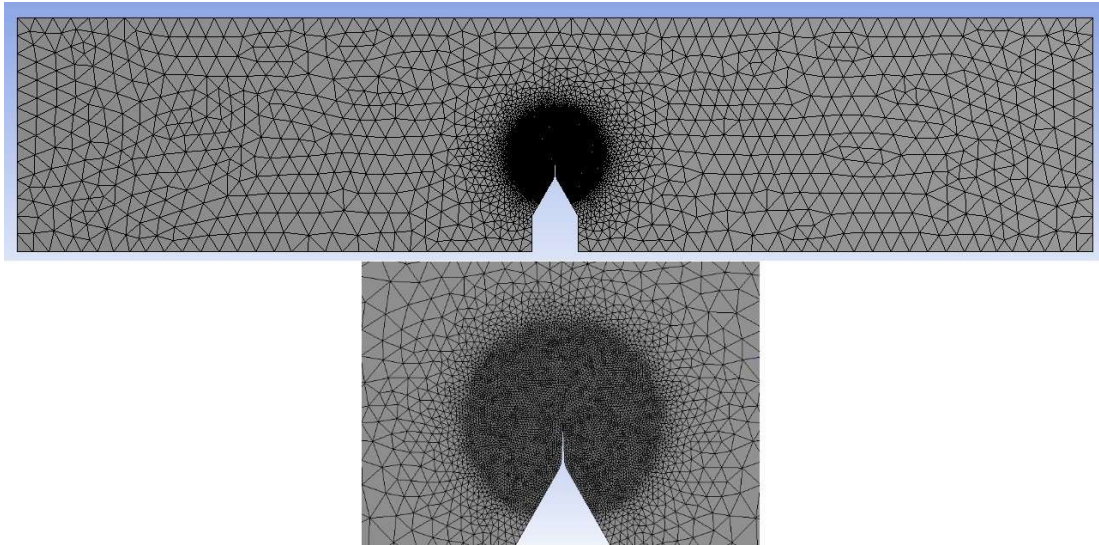
Sonuç olarak bu analizde tek malzeme yaklaşımı kullanılarak yani tamamen esas metal ve kaynak metalinden oluşan numuneler incelendi. Gerçek kaynaklı bileşen durumu düşünüldüğünde bu yaklaşım aslında oldukça basite indirgenmiş bir yaklaşımdır. Kaynak işlemi sonrasında ortaya çıkan ısı tesiri altındaki bölge dikkate alınmadı ve numune yapıları tamamen homojen kabul edildi. Bu şartlar altında, sonlu elemanlar alanında oldukça yeni olan SMART teknolojisi kullanılarak 3 boyutlu oluşturulan geometrilere analizler gerçekleştirildi. Elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlar ile karşılaştırıldığında, kabul edilebilir hata payları çerçevesinde oldukça tutarlı oldukları görülmektedir.

Yeni geliştirilen SMART teknolojisi 3B geometriler üzerinde yukarıda anlatıldığı şekilde uygulanmıştır. Aynı zamanda geleneksel olarak 2B analizlerde günümüzde hala yaygın olarak tercih edilmektedirler. Bu nedenle 2B sonlu elemanlar analizi de ayrıca tanıtılacaktır. 3B için tanımlanan malzeme özellikleri 2B analiz için de aynı şekilde kullanılmıştır. 2B analiz tanımlanması Şekil 4.19’da gösterilmektedir. 3B için kullanılan geometrik boyutlar (Şekil 4.3) aynı şekilde 2B kalınlığa sahip olmayan düzlem geometri oluşturuldu.

Advanced Geometry Options	
21	Analysis Type: 2D
22	Use Associativity: 3D
23	Import Coordinate Systems: 2D

Şekil 4.19: 2B analiz tanımlanması.

Proje unsur ağacından mesh>generate mesh yolu ile modelin genel bir ağ yapısı oluşturulur. Daha sonra mesh>insert>method yolu ile ağ yapısı için metot eklenir. Metot olarak triangles yöntemi seçilir. Tetrahedron eleman yapısının 2B hali triangle elemanlardır (PLANE 183). Çatlak ucu bölgesinde daha hassas bir ağ yapısı oluşturmak için mesh>insert>sizing yolu izlenir. Daha sonra çatlak ucu bölgesini içerisine alan bir küre oluşturulur. Burada oluşturulan kürenin içerisine aldığı alandaki elemanların boyutları modelin diğer kısımlarından farklı olarak belirlenebilir. Bu analizde 2 mm çapa sahip bir küre oluşturuldu ve küre içerisinde kalan elemanların boyutları 0,05 mm olarak belirlendi. Modelin diğer kısımlarında oluşturulan ağ yapısı için ise maksimum 0,75 mm boyutlu elemanlar kullanıldı. Şekil 4.20’de oluşturulan ağ yapısı ve çatlak ucu hassas ağ yapısı gösterilmiştir. Esas metal ve kaynak metalinde yapılan 2B analizler için aynı ağ yapısı oluşturuldu ve aynı yöntemler kullanıldı. Oluşturulan ağ yapısı sonucunda yaklaşık 30000 düğüm noktası ve 15000 eleman bulunmaktadır. Bu ağ yapısı 3B geometrinin ağ yapısı ile kıyaslandığında oldukça büyük fark olduğuna dikkat edilmelidir. Tablo 4.5’te 2B ve 3B modellerinin ağ yapısı istatistikleri sunulmaktadır. 2B modeller için verilen eleman ve düğüm sayıları yaklaşık ortalama değerlerdir. Çünkü 2B sonlu elemanlar analizlerinde çatlak ilerlemesi eş zamanlı olarak elde edilemediği için birden fazla analiz yapılması gerekmektedir bu nedenle küçük farklılara sahip farklı ağ yapıları ortaya çıkmaktadır.

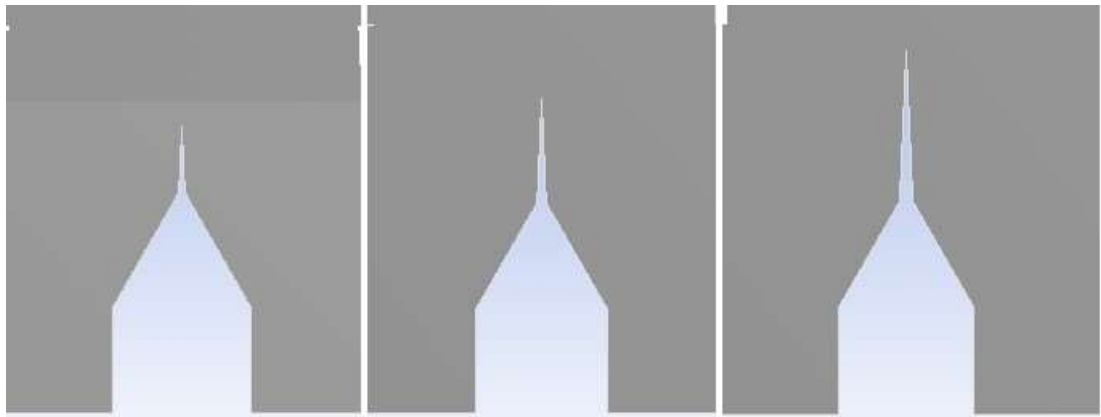


Şekil 4.20: 2B analizde kullanılan modelin ve çatlak ucu alanının ağ yapısı.

Tablo 4.5: 2B ve 3B modellerin ağ yapılarının karşılaştırılması.

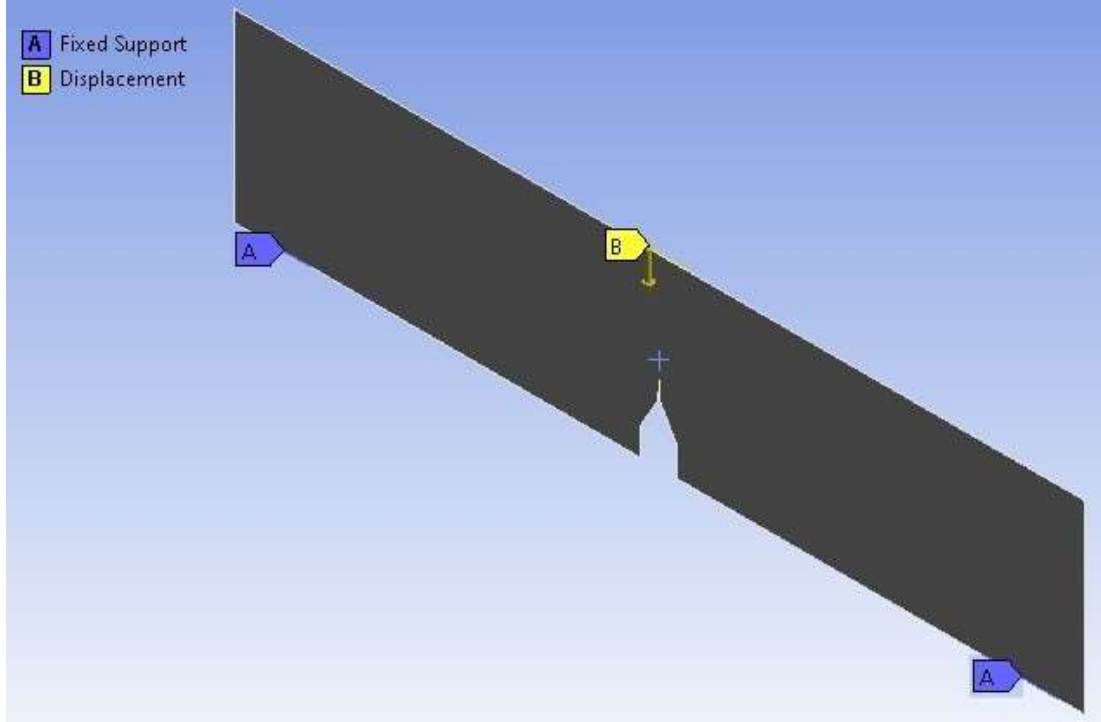
Malzeme	Düğüm Sayısı (Adet)	Eleman Sayısı (Adet)	Maksimum Eleman Boyu (mm)	Ağ Kalitesi (Skewness)
Esas Metal 3B	386307	275363	1,5	0,24
Esas Metal 2B	15000	30000	0,75	0,25
Kaynak Metali 3B	386307	275363	1,5	0,24
Kaynak Metali 2B	15000	30000	0,75	0,25

3B yöntemde tanımlandığı şekilde çatlak yapısı 2B modellemeye de aynı şekilde tanımlanır. Ancak SMART teknolojisi 2B analizlerde mevcut olmadığı için bu özellik tanımlanamaz. SMART teknolojisi tanımlanamadığı için çatlak ilerlemesi manuel olarak tanımlanmalıdır. Diğer bir ifadeyle çatlak ilerlemesi geometri üzerinden farklı değerler tanımlanarak manuel olarak ilerletilir. Her bir çatlak ilerlemesi için farklı bir geometri oluşturulur ve bu nedenle aynı ön işlemler (ağ yapısı oluşturma, malzeme tanımlama, çatlak tanımlama gibi) her bir geometri için tekrarlanır. 1,3 mm çatlak ilerlemesi için 8 farklı 2B geometri oluşturuldu dolayısıyla 8 farklı analiz tekrarlandı. Yani aynı geometride başlangıç çatlak boyu yaklaşık olarak 0,15 mm artırılarak toplam 8 farklı geometride 1,3 mm çatlak ilerlemesi elde edilmiştir. Şekil 4.21’de çatlak ilerlemesinin farklı evreleri gösterilmiştir.



Şekil 4.21: Çatlak ilerlemesinin geometri değiştirilerek elde edilmesi.

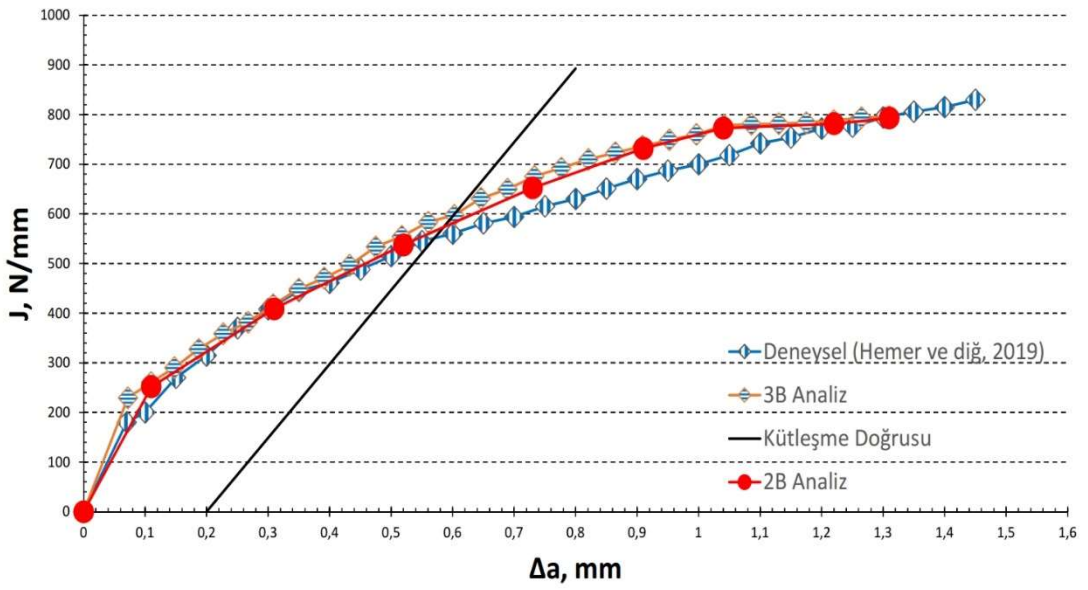
Oluşturulan 8 farklı model 100 alt adımda çözdürülmüştür. Yük olarak belirli bir alandan kademeli olarak 2 mm deplasman yükü uygulanmıştır. İki noktadan sabit olarak mesnetler tanımlanmıştır. Şekil 4.22’de yükleme koşulları gösterilmiştir. Esas metal ve kaynak metali için tek malzeme yaklaşımı kullanılarak toplam 16 farklı 2B sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir.



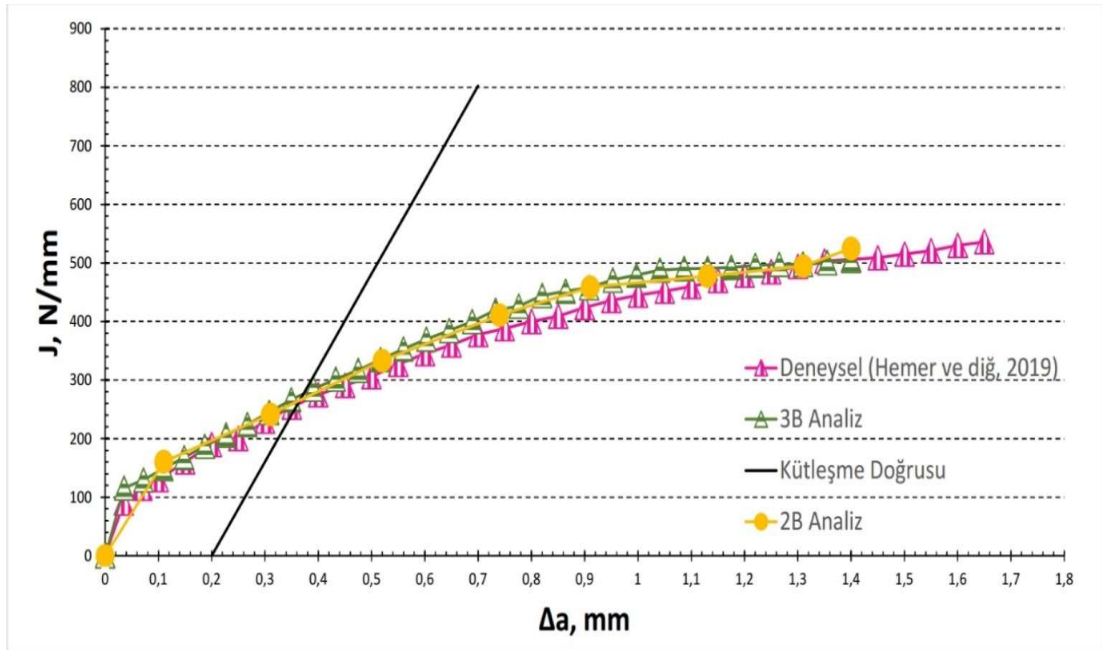
Şekil 4.22: 2B model yükleme koşulları.

Esas metal için Şekil 4.23’te kaynak metali için Şekil 4.24’te elde edilen J-integral değerleri sunulmuştur. 3B ve 2B modellemeler ile elde edilen sonuçlar kıyaslanmıştır. SMART teknolojisi ile tek bir analizde 30 veri noktası elde edilirken 2B analizlerde 8 analiz ile 8 veri noktası elde edilmiştir. 3B analizlerde 3 serbestlik derecesinde çözüm yapılırken 2B analizlerde serbestlik derecesi 2’dir. 2B analizlerde PLANE 183 eleman tipi kullanılırken 3B analizlerde SOLID 187 eleman tipi kullanılmıştır. SMART teknolojisi ile 3B modelde 44 saatlik çözüm süresinde 30 veri noktası elde edilirken, 2B modelde 20 dakikalık çözümlerle 1 veri noktası elde edilmiştir. Dolayısıyla SMART ile yaklaşık olarak 80 dakikada 1 veri noktası elde edilirken 2B model ile 20 dakikada 1 veri noktası elde edilmektedir. 2B model, SMART teknolojisine göre çok daha düşük eleman sayısına sahip olması nedeniyle daha kısa işlem süresinde ve daha düşük işleme gücüne ihtiyaç duymaktadır. Ancak 2B modellerde her bir çatlak ilerlemesi için aynı ön işlemler tekrarlanmalı ve ayrı analizler oluşturulması gerekirken, SMART teknolojisi tek bir analiz ile çatlak

ilerlemesini eş zamanlı gerçekleştirmektedir. Bu durum hata oluşma olasılığını azaltmakta ve daha verimli olmaktadır.



Şekil 4.23: 15NiMoCrB 4-5 esas metal için elde edilen J-R eğrileri.



Şekil 4.24: 15NiMoCrB 4-5 kaynak metali için elde edilen J-R eğrileri.

2B ve 3B modellemeler ile elde edilen J-integral değerleri kıyaslandığında iki modellemede deneysel veriler ile oldukça uyumludur. Tablo 4.6'da 2B ve 3B modellemeler ile elde edilen sonuçların karşılaştırılması sunulmuştur.

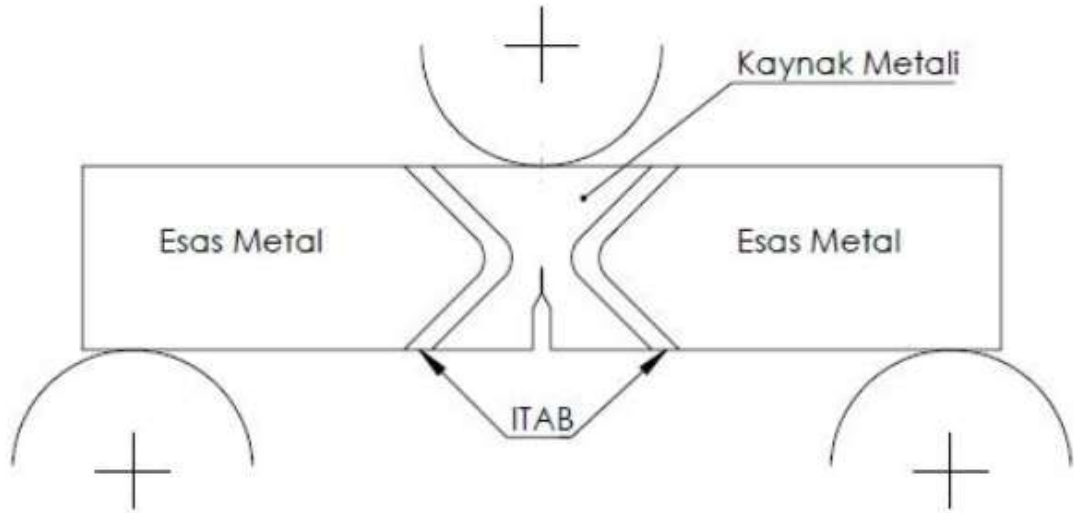
Tablo 4.6: 3B ve 2B modeller ile elde edilen sonuçların deneysel sonuçlar ile kıyaslanması.

Esas Metal					
Δa (mm)	Deneysel J-integral değerleri (N/mm)	3B J-integral değerleri (N/mm)	3B Hata (%)	2B J-integral değerleri (N/mm)	2B Hata (%)
0,10957	270	260,48	-3,53%	251,84	-6,73%
0,30808	408	416,92	2,19%	408,78	0,19%
0,51741	545	554,92	1,82%	537,35	-1,40%
0,73268	615	675,5	9,84%	652,43	6,09%
0,90843	690	736	6,67%	731,58	6,03%
1,0411	718	778,56	8,43%	772,89	7,64%
1,2198	772	787,93	2,06%	781,39	1,22%
1,3097	795	795,34	0,04%	793,26	-0,22%
Kaynak Metali					
0,11	160	148,77	-7,02%	160,59	0,37%
0,31	230	244,87	6,47%	241,06	4,81%
0,52	306	335,13	9,52%	332,92	8,80%
0,74	388	419,19	8,04%	410,71	5,85%
0,91	424	457,98	8,01%	458,68	8,18%
1,13	470	492,48	4,78%	477,53	1,60%
1,31	494	497,66	0,74%	494,55	0,11%
1,40	506	504,29	-0,34%	524,67	3,69%

2B ve 3B modeller ile elde edilen veriler kıyaslandığında yukarıda görüleceği üzere sonuçlar deneysel sonuçlar ile kıyaslandığında oldukça yakınsamaktadır. 2B modeller hızlı işlem süresi, düşük işlemci gücü gereksinimi gibi avantajlar sağlarken 3B modeller ise tek bir analiz ile yüksek hassasiyette sonuç elde etme, eş zamanlı çatlak ilerlemesi ve karmaşık geometrik yapıların modellenmesi gibi avantajlar sunar.

4.2 Yüksek Dayanımlı Düşük Alaşımli Çelik ile Sonlu Elemanlar Analizi

Gerçekleştirilen bu analizde genel yapı çeliklerinden S690 QL (1.8931) malzemesi kullanılmıştır. Daha önce yapılan analizden farklı olarak bu analizde, literatürde “3 malzeme” yaklaşımı olarak tanımlanan, esas metal-ITAB-kaynak metali bölgelerini içeren numuneler kullanıldı. 3 malzeme yaklaşımı, 2 malzeme yaklaşımına göre daha durumun daha gerçekçi ifade edilmesini sağlar. Aralarındaki en büyük fark, açıkça görülmektedir ki ITAB bölgesinin, ki kaynaklı bileşenlerde oldukça mühim gevrek bir geçiş bölgesidir, mekanik özelliklerinin analizde ayrıca tanımlanmasıdır. Bir önceki analizden farklı olarak bu uygulamada numune yapıları homojen olarak değil, heterojen olarak analiz gerçekleştirilmektedir. Yani diğer bir ifadeyle numuneler sadece esas metal, sadece kaynak metalinden oluşmamakta, gerçek duruma daha uygun olan numune 3 bölgeyi de (esas metal-ITAB-kaynak metali) içermektedir. Gerçekleştirilen analizlerde mevcut tüm yaklaşımlar (Üç-iki-tek malzeme yaklaşımları) SENB numune geometrisi ile uygulanmıştır ve kıyaslanmıştır. Şekil 4.25’te 3 malzeme yaklaşımı şematik olarak SENB numune geometrisi üzerinde gösterilmiştir.



Şekil 4.25: Analizde kullanılan 3 malzeme yaklaşımının şematik olarak gösterilmesi.

Genel yapı çelikleri endüstride farklı sektörlerde oldukça yaygın olarak kullanılmaktadır. Ağır taşımacılık, makine imalatı, çelik konstrüksiyonlar, kaldırma ekipmanları gibi sektörel örnekler verilebilir. Bu analizde farklı olarak, yalnızca esas metalden oluşan numune, 3 malzeme bölgesini de içeren üst eşleşme ($M>1$)

koşullarındaki numune ve alt eşleşme koşullarındaki numuneler incelenmektedir. Esas metal için $M = 1$ ve göreceli çatlak uzunluğu yaklaşık olarak 0,5 alınmıştır. Üst eşleşme durumu için $M = 1,31$ ve göreceli çatlak uzunluğu yaklaşık olarak 0,4 alınmıştır. Alt eşleşme durumu için ise $M = 0,74$ ve göreceli çatlak uzunluğu yaklaşık olarak 0,4 alınmıştır. Aynı malzemede üst ve alt eşleşme durumlarının oluşumu farklı kaynak tellerinin kullanımı ile mümkün olmaktadır. Tablo 4.7’de analizde kullanılan malzeme bölgelerinin mekanik özellikleri verilmiştir.

Tablo 4.7: S690 QL çekme testi ile elde edilen mekanik özellikler. (Stefane ve diğerleri, 2018 uyarlanmıştır)

Malzeme	E (GPa)	R_e (MPa)	R_m (MPa)	M (-)
Esas Metal	201	683	791	1
Kaynak Metali (Alt Eşleşme)	210	503	587	0,74
Kaynak Metali (Üst Eşleşme)	215	894	950	1,31
ITAB – İri taneli	206	864	968	1,27
ITAB – İnce taneli	228	812	1183	1,19

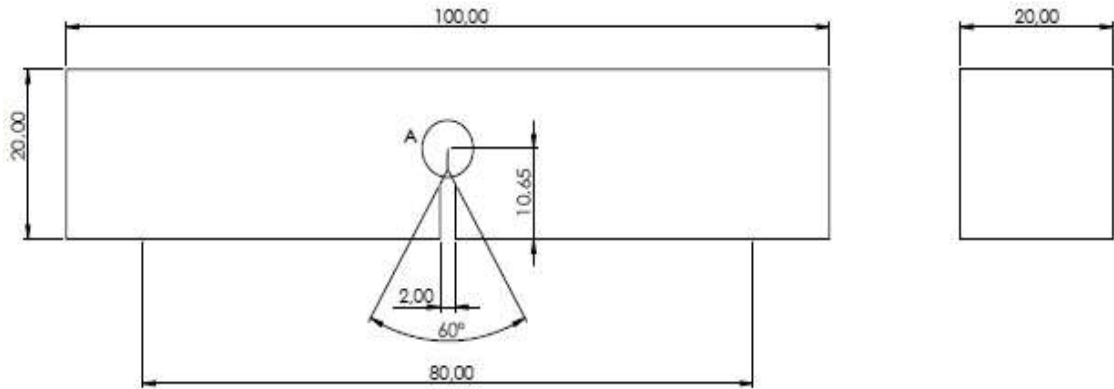
Esas metal, alt eşleşme ve üst eşleşme durumları için deneysel olarak elde edilen karakteristik çatlak özellikleri ve kırılma toklukları Tablo 4.8’de verilmiştir.

Tablo 4.8: SENB numunelerinin çatlak karakteristik boyutları ve kırılma tokluğu değerleri. (Stefane ve diğerleri, 2018 uyarlanmıştır)

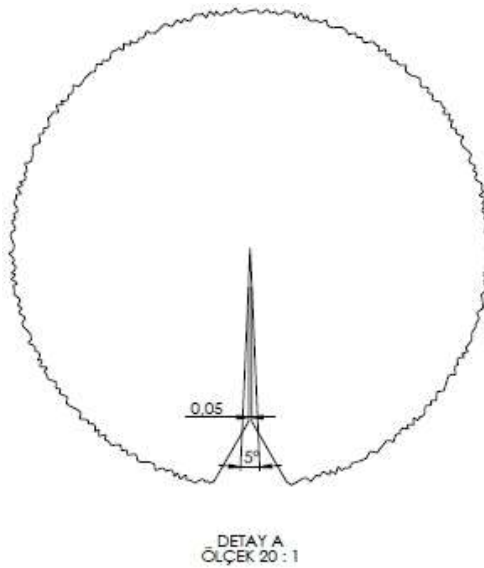
Malzeme	a₀ (mm)	a₀/W (-)	a_p (mm)	Δa (mm)	J_{IC} (kJ/m²)
Esas Metal	10,65	0,53	11,79	1,14	451
Alt Eşleşme	9,02	0,45	10,00	0,98	336
Üst Eşleşme	8,50	0,43	9,81	1,31	193

Burada a_0 numune üzerinde oluşturulan ön yorulma çatlağı boyu, a_0/W göreceli çatlak uzunluğu, a_p kararlı çatlak ilerlemesinin toplam boyu, Δa kararlı çatlak ilerlemesi ve J_{IC} ise kırılma tokluğu seviyesini belirtmektedir.

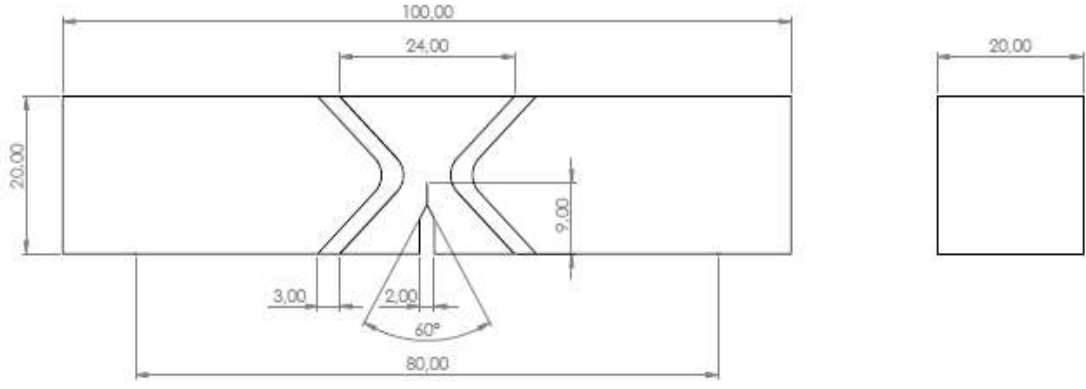
Analizde kullanılan tüm numuneler için genişlik W, kalınlık B aynıdır. Karakteristik çatlak uzunlukları esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için Tablo 4.8’de görüleceği üzere farklıdır. Esas metal, alt ve üst eşleşme koşulları için gerçekleştirilen analizlerin tümünde SENB tipi geometriler kullanıldı. Yükün uygulandığı ve mesnet noktaları analiz aşamasında daha rahat tespit edilebilmesi için geometri oluşturulurken yüzey ayırma işlemleri uygulandı. Çentik bölgesi standartlarda belirtildiği üzere 60° düzenlendi. Şekil 4.26’da esas metalden oluşan numunenin geometrik boyutları verilmiştir. Şekil 4.27’de ön yorulma çatlağı yapısı gösterilmiştir. Keskin bir çatlak yapısı oluşturmak için, 5° açığa ve maksimum 0,05 mm kalınlığa sahip bir çatlak yapısı oluşturuldu. Şekil 4.28’de alt eşleşme koşulları için, Şekil 4.29’da ise üst eşleşme koşulları için kullanılan numunelerin geometrik boyutları verilmiştir. Numunelerin 3 boyutlu modellenmesi SolidWorks 2019 programı ile gerçekleştirilmiştir.



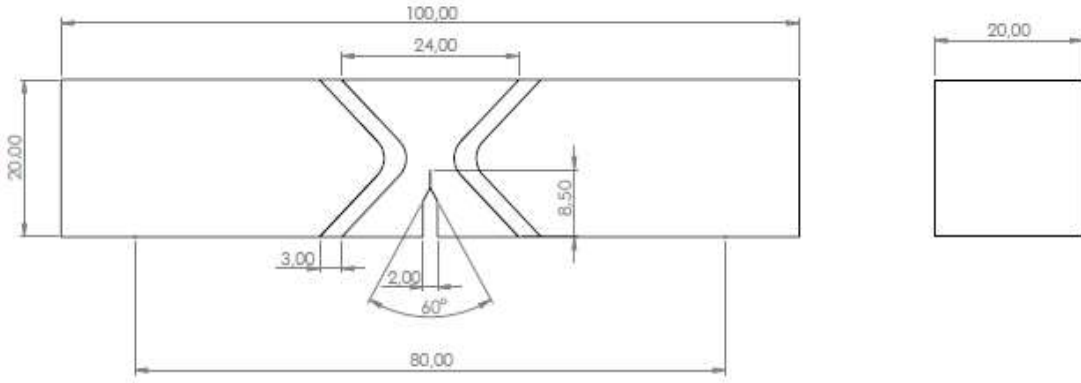
Şekil 4.26: Esas metal numunesi geometrik boyutları.



Şekil 4.27: Ön yorulma çatlağı detay görünümü.



Şekil 4.28: Alt eşleşme durumu için geometrik boyutlar.



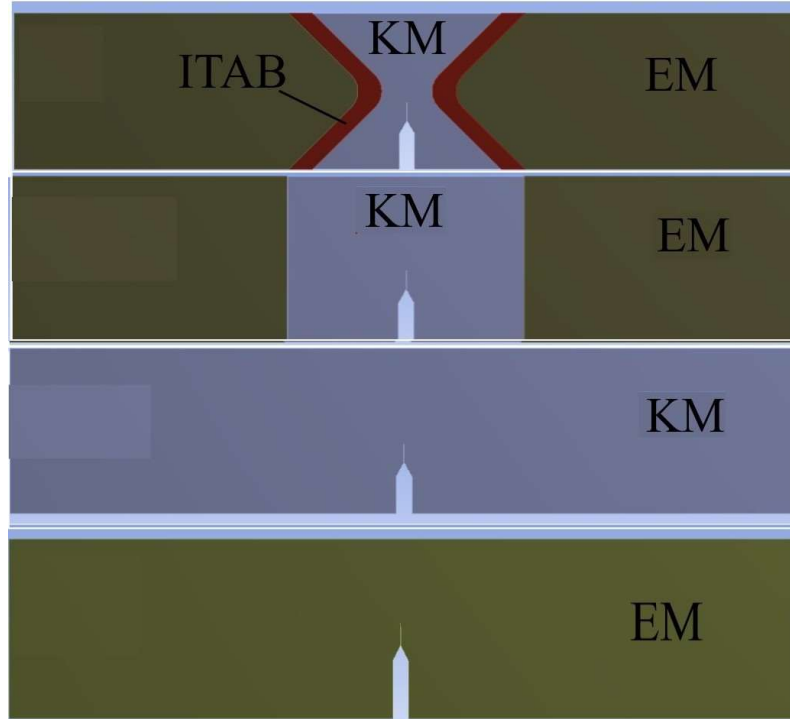
Şekil 4.29: Üst eşleşme durumu için geometrik boyutlar.

3 boyutlu olarak modellenen numuneler Ansys 19.2 sonlu elemanlar paket programına aktarıldı. Yapısal analizlerin gerçekleştirilebilmesi için 3 malzeme bölgesinin (esas metal-ITAB-kaynak metali) mekanik özelliklerinin programa girdi olarak girilmesi gerekmektedir. ITAB bölgesinde ince taneli ve iri taneli iki farklı yapı görüldüğü için ortalama değerler alındı. Engineering Data>Edit>New Material yolu izlenerek yeni malzeme tanımlanır. Gerçekleştirilen bu analizde 3 malzeme yaklaşımı uygulandığı için esas metal, ITAB, alt eşleşme kaynak metali ve üst eşleşme kaynak metali olmak üzere dört farklı malzeme tanımlandı. Burada elastisite modülü, poisson oranı, çekme mukavemeti ve akma mukavemeti her bir malzeme için ayrı ayrı tanımlanmaktadır, Tablo 4.7’de bu değerler görülmektedir. Şekil 4.30’da her bir malzeme için tanımlanan mekanik özellikler gösterilmiştir. Şekil 4.31’de esas metal ve kaynaklı durumdaki tanımlanan modeller gösterilmiştir.

Outline of Schematic A2: Engineering Data					
	A	B	C	D	E
1	Contents of Engineering Data		Source	Description	
2	Material				
3	S690 QL BM		Ger	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
4	S690 QL HAZ		Ger	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
5	S690 QL OM		Ger	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
6	S690 QL LM		Ger	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
7	Structural Steel		Ger	Fatigue Data at zero mean stress comes from 1998 ASME BPV Code, Section 8, Div 2, Table 5-110.1	
*	Click here to add a new material				

Properties of Outline Row 5: S690 QL OM					
	A	B	C	D	E
1	Property	Value	Unit		
2	Material Field Variables	Table			
3	Density	7850	kg m ⁻³		
4	Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion				
6	Isotropic Elasticity				
7	Derive from	Young's Modulus and Poisson...			
8	Young's Modulus	2,15E+05	MPa		
9	Poisson's Ratio	0,3			
10	Bulk Modulus	1,7917E+11	Pa		
11	Shear Modulus	8,2692E+10	Pa		
12	Strain-Life Parameters				
20	S-N Curve	Tabular			
24	Tensile Yield Strength	894	MPa		
25	Compressive Yield Strength	894	MPa		
26	Tensile Ultimate Strength	950	MPa		

Şekil 4.30: Malzemelerde mekanik özelliklerin tanımlanması.



Şekil 4.31: Numune modellerinin oluşturulması ve malzeme özelliklerinin tanımlanması; sırasıyla üç-iki-tek malzeme yaklaşımlarının şematik olarak gösterilmesi.

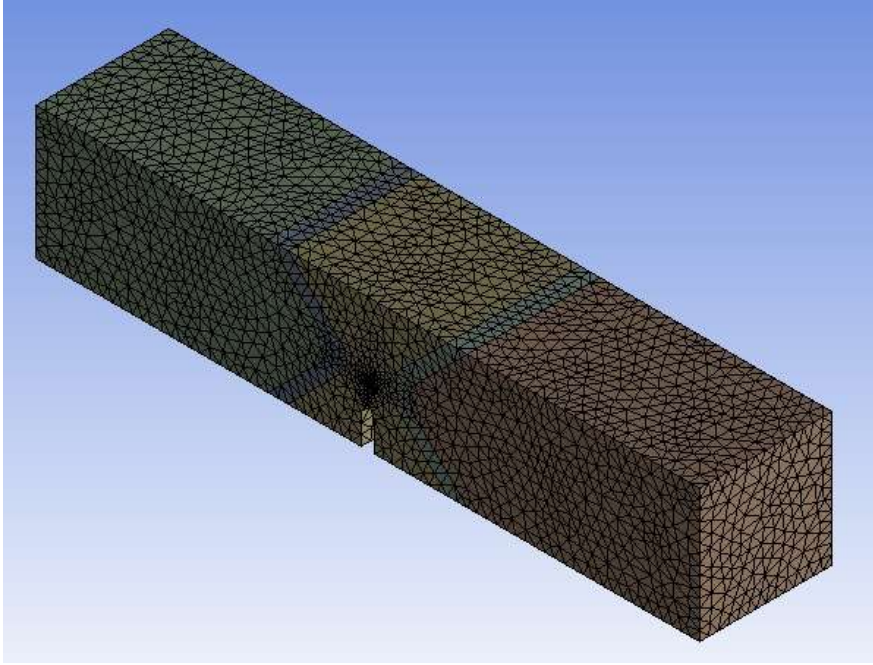
Proje ağacından mesh>generate mesh yolu ile modelin genel ağ yapısı oluşturulur. Sonrasında mesh>insert>method yolu ile metot eklenir. 3 boyutlu yapılarda tetrahedron elemanlar en yaygın kullanılan eleman tipleridir. Eleman tipi olarak tetrahedron (SOLID187) seçilir, algoritma olarak patch conforming seçilir. Buraya kadar yapılan işlemler modelin genel ağ yapısını oluşturmak amacıyla gerçekleştirildi, esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için aynı adımlar kullanıldı. Çatlak bölgesi ve çatlak ucu bölgesi özelinde daha hassas bir ağ yapısı oluşturulması gerekmektedir. Bu nedenle, mesh>insert>sizing yolu ile özel bir boyutlama fonksiyonu tanımlanır. Etki küresinin içerisinde kalan alan modelin diğer eleman boyutlarına göre oldukça küçük eleman boyutları tanımlamaya imkan vermektedir. Üst eşleşme durumu için 11 mm çapında bir etki küresi oluşturuldu ve 0,1 mm boyutlu elemanlardan oluşan bir ağ yapısı üretildi. Esas metal için 12 mm çapında bir etki küresi oluşturuldu ve eleman boyutu olarak 0,1 mm seçilmiştir. Alt eşleşme durumu için ise 13 mm çapında bir etki küresi oluşturuldu ve eleman boyutu olarak 0,1 mm seçilmiştir. Gerçekleştirilen 5 analizde de diğer bölgelerdeki eleman boyutları maksimum 1,5 mm olacak şekilde seçilmiştir. Esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için üretilen ağ yapısı karakteristik özellikleri ve kaliteleri Tablo 4.9’da gösterilmiştir. Şekil 4.32’de üst eşleşme analizinde kullanılan modelin ağ yapısı verilmiştir.

Tablo 4.9: Analizlerde üretilen ağ yapısının karakteristik özellikleri.

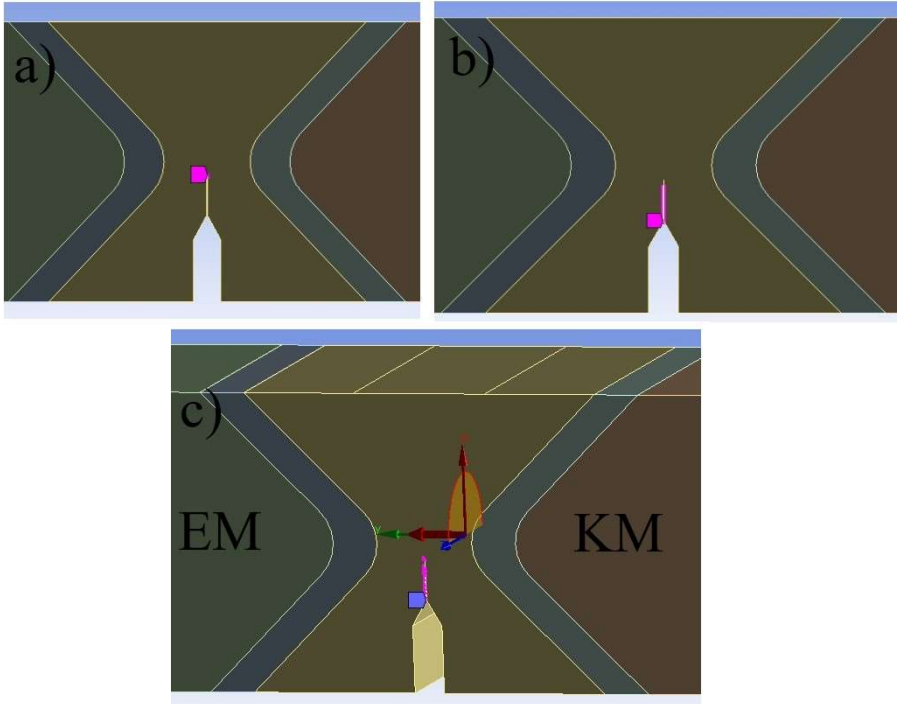
Malzeme	Düğüm Sayısı (Adet)	Eleman Sayısı (Adet)	Maksimum Eleman Boyu (mm)	Ağ Kalitesi (Skewness)	Ağ Kalitesi (Orthogonal)
Esas Metal	330997	236690	1,5	0,24	0,75
Kaynak Metali (Alt Eşleşme)	336845	236934	1,5	0,24	0,75
Kaynak Metali-3M (Üst Eşleşme)	286602	205907	1,5	0,24	0,75
Kaynak Metali-2M (Üst Eşleşme)	274648	195257	1,5	0,24	0,75
Kaynak Metali-1M (Üst Eşleşme)	268120	192127	1,5	0,24	0,75

Daha önce bahsedildiği üzere, herhangi bir geometri üzerinde çatlak tanımlanabilmesi için daha öncesinden düğümsel seçimlere ihtiyaç vardır. Çatlak ucu, çatlak yüzeyleri ayrı ayrı seçilerek create named selection > create nodal named

selection yolu ile düğümsel seçimler oluşturulur. Şekil 4.33’de düğümsel seçimler gösterilmiştir.



Şekil 4.32: Üst eşleşme modeli ağ yapısı.



Şekil 4.33: Çatlak tanımlanabilmesi için oluşturulan düğümsel seçimler, a) çatlak ucunun tanımlanması, b) çatlak yüzeylerinin tanımlanması, c) çatlağın genel görünümü.

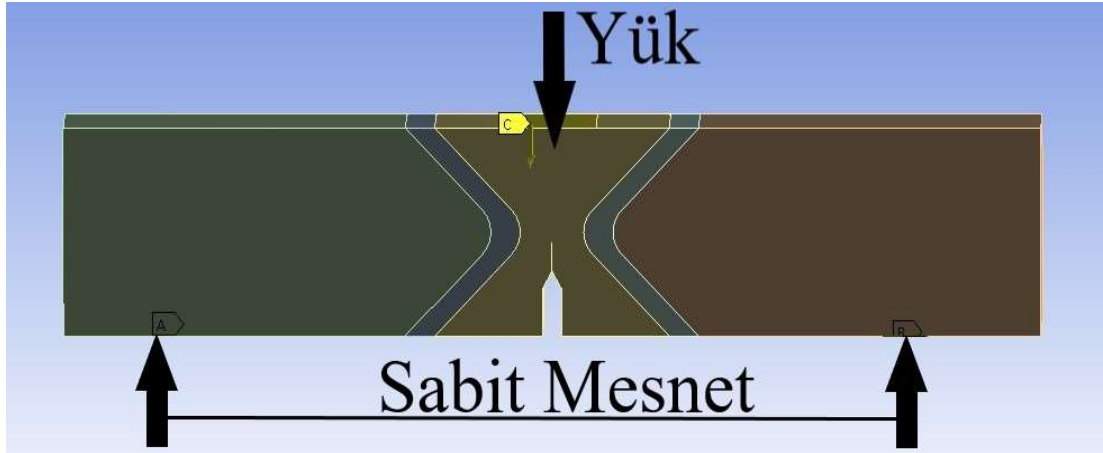
Proje ağacından fracture modülü tanımlanır. Fracture>insert>pre-meshed crack yolu ile daha önceden ağ yapısı üretilmiş çatlak tanımlanır. Daha önceden oluşturulmuş düğümsel seçimler seçilerek çatlak ucu ve çatlak yüzeyleri düğümsel olarak seçilir. Yeni SMART modülünün tanıtılması için fracture>insert>SMART crack growth yolu ile gerçekleştirilir. Çatlak ilerlemesi statik olarak seçilir, başlangıç çatlağı için daha önce tanımlanan ağ yapısı üretilen çatlak seçilir. Buraya kadar gerçekleştirilen çatlak işlemleri, analizi gerçekleştirilen esas metal ve kaynak konfigürasyonları için aynı adımlar geçerlidir. SMART teknolojisinin tanımlanabilmesi için en önemli girdilerden biri, çatlak ilerlemesinin başlayacağı kritik seviyenin diğer bir deyişle malzemenin beklenen kırılma tokluğunun critical rate sekmesinden girdi olarak tanımlanmasıdır. Burada sadece esas metalden oluşan numunenin kullanıldığı analiz için kırılma tokluğu 450 kJ/m² olarak tanımlandı. Alt eşleşme koşullarında gerçekleştirilen analiz için malzemenin kırılma tokluğu 330 kJ/m² olarak tanımlanmıştır. Üst eşleşme koşullarında gerçekleştirilen analiz için ise malzemenin kırılma tokluğu değeri 190 kJ/m² tanımlanmıştır. Kırılma tokluğu değerleri deneysel olarak belirlenmektedir ancak mevcut durumda çatlağın ilerlediği seviye deneysel veri ile elde edilemiyor ise benzer malzemelerin literatürdeki kırılma tokluğu değerleri kullanılabilir. Şekil 4.34'te üst eşleşme koşullarında gerçekleştirilen analiz için SMART modülü girdileri gösterilmiştir.

Details of "SMART Crack Growth"	
Definition	
Analysis	Crack Growth
Method	SMART
Suppressed	No
Options for Crack Growth	
Initial Crack	Pre-Meshed Crack
Crack Growth Option	Static
Failure Criteria Option	J-Integral
<input type="checkbox"/> Critical Rate	330, mJ/mm ²
Stop At Max Crack Extension	None
Step Controls for Crack Growth	

Şekil 4.34: Alt eşleşme koşulları için SMART modülü girdileri.

Numunenin 3 boyutlu modellenmesi esnasında yük ve mesnet alanlarının yüzey ayırma işlemleri gerçekleştirildiğinden dolayı, analizde bu ayrılan alanlar seçildi. Yük olarak kademeli olarak 3 mm yer değiştirme tanımlandı ve aralarında 80 mm mesafe kalacak şekilde sabit mesnetler tanımlandı. Analizi gerçekleştirilen diğer

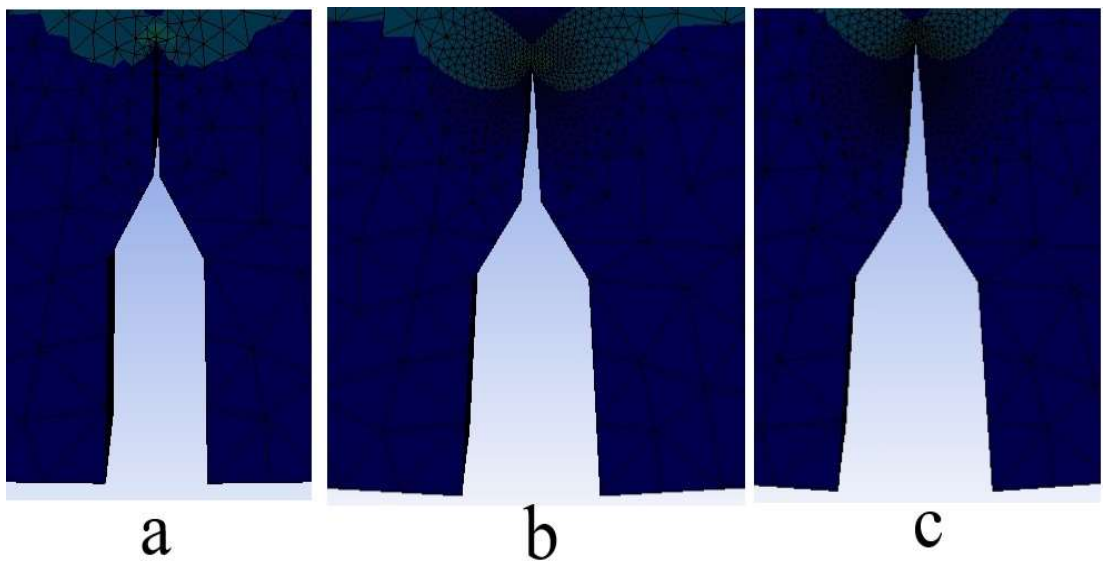
konfigürasyonlar için de aynı adımlar tekrarlanmaktadır. Şekil 4.35'te üst eşleşme koşulları için tanımlanan yükleme koşulları gösterilmiştir.



Şekil 4.35: Üst eşleşme durumu için tanımlanan yükleme koşulları.

Oluşturulan modeller, daha önceki analize benzer şekilde 50 alt adımda çözdürüldü. Alt adım sayısının, gerçekleştirilen analizlerden elde edilen sonuçların hassasiyeti ile doğrudan ilişkili olduğu daha önce bahsedildi.

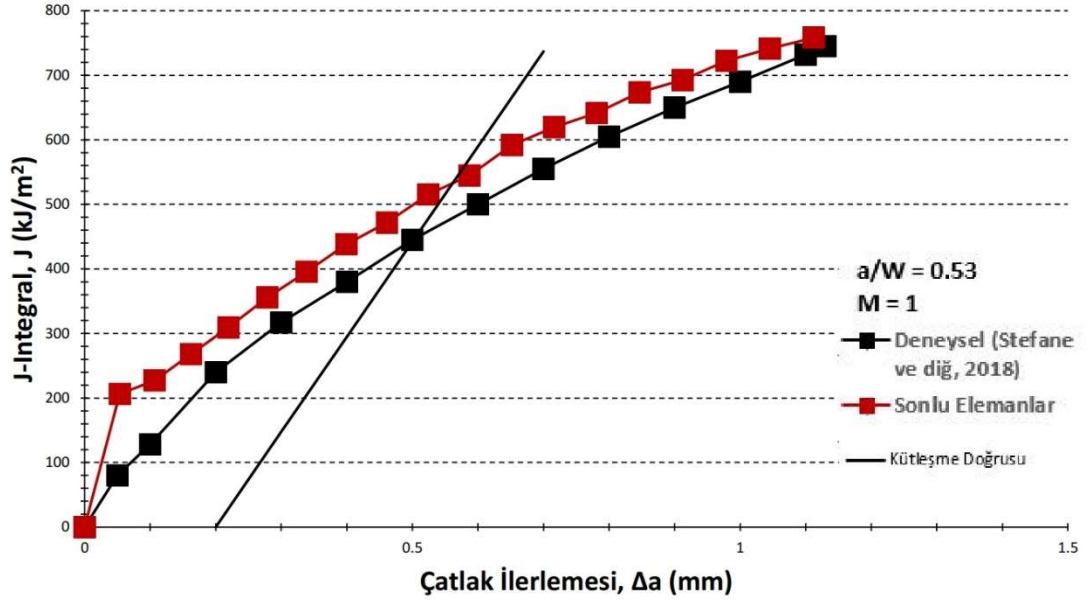
SMART teknolojisi ile tek bir analizde eş zamanlı olarak 3 boyutlu geometrilere çatlak ilerlemesini takip etmek mümkün olmuştur. Ayrıca tek bir analiz ile genel çatlak parametreleri de herhangi bir ön/son analiz işlemlerine ihtiyaç duymadan hesaplanabilmektedir. Şekil 4.36'da üst eşleşme koşullarında elde edilen çatlak başlangıcı ve ilerlemesi gösterilmiştir.



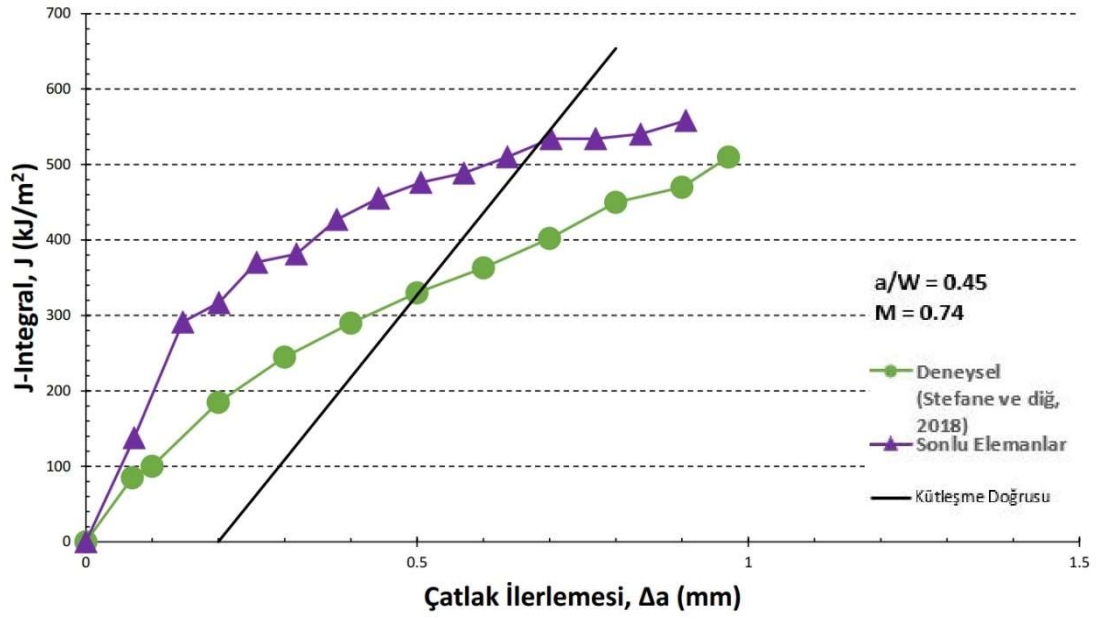
Şekil 4.36: SMART teknolojisi ile elde edilen çatlak ilerlemesi: a) Ön yorulma çatlakları, b) çatlak ilerlemesinin başlangıcı c) çatlak ilerlemesi.

Çatlak ilerlemesi genel olarak 3 evreden oluşmaktadır. İlk aşamada malzemede oluşan çatlakta, kritik bir dayanım seviyesine kadar ilerleme görülmeyecektir. İkinci aşamada kritik eşik seviyesine ulaşıldıktan sonra çatlak ilerlemesi başlamaktadır, bu durum kırılma tokluğunun da tanımıdır. Son aşamada ise çatlak bir süre kararlı ilerleme gösterecek ve daha sonrasında hızlı bir şekilde ilerleyerek kırılmaya yol açacaktır.

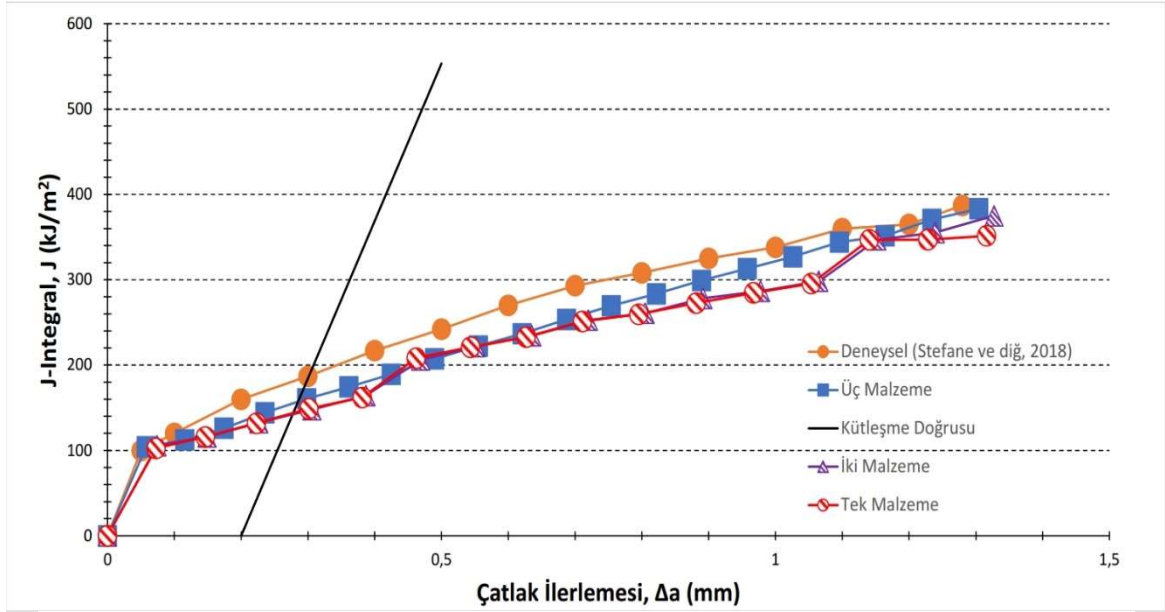
Bu uygulama da ayrı ayrı 5 farklı analiz gerçekleştirildi. İlk olarak yalnızca esas metalden oluşan numunenin analizi gerçekleştirildi, daha sonra alt eşleşme koşullarını tanımlayan ve aynı şekilde üst eşleşme koşullarını tanımlayan numuneler kullanılarak analizler gerçekleştirildi. Ayrıca üst eşleşme koşulları için iki malzeme ve tek malzeme yaklaşımları ile modellemeler yapıldı. Kaynaklı numunelerin analizinde üç-iki-tek malzeme yaklaşımları kullanıldı diğer bir ifade ile ısı tesiri altındaki bölge esas metal ve kaynak metali arasında tanımlandı. Analizlerden sonuç olarak malzemenin çatlak ilerlemesine gösterdiği direnci ifade eden J-R eğrileri elde edildi. Esas metal için gerçekleştirilen analizde $M=1$, göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,53$ 'tür. Alt eşleşme koşulları için gerçekleştirilen analizde $M=0,74$, göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,45$ 'tir. Üst eşleşme koşulları için gerçekleştirilen analizde $M=1,31$ ve göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,43$ alınmaktadır. Bu parametrelere göre gerçekleştirilen analizlerden elde edilen sonuçlar aynı şekilde deneysel olarak elde edilen sonuçlar (Stefane ve diğerleri, 2018) ile karşılaştırıldı. Karşılaştırma sonuçlarında ortaya çıkan hata ve sapmalar ayrı bir tablo olarak verildi. Şekil 4.37'de yalnızca esas metalden oluşan numune için sonlu elemanlar analizi ile elde edilen J-R eğrisi ve deneysel sonuçlar kıyaslanmaktadır. Şekil 4.37'de ayrıca malzemenin kırılma tokluğunu belirlemek için yaygın kullanılan bir yöntem olan kütleşme doğrusu da gösterilmiştir. Şekil 4.38'de alt eşleşme koşulları için sonlu elemanlar analizi ile elde edilen J-R eğrisi ve deneysel sonuçlar kıyaslanmıştır. Şekil 4.39'da ise üst eşleşme koşulları için sonlu elemanlar analizi ile elde edilen J-R eğrisi ve deneysel sonuçlar kıyaslanmıştır.



Şekil 4.37: S690 QL Esas metal için J-R eğrisi.



Şekil 4.38: S690 QL Alt eşleşme koşulları için J-R eğrisi.



Şekil 4.39: S690 QL Üst eşleşme koşulları için J-R eğrisi.

Şekil 4.37'de görülebileceği üzere yalnızca esas metalden oluşan numunenin kullanılarak elde edilen analiz sonuçları ile deneysel sonuçlar oldukça uyumludur. Deneysel sonuçlar ile sonlu elemanlar sonuçları kıyaslandığında yaklaşık olarak ortalama %15 sapma olduğu görülmektedir. Şekil 4.38'de alt eşleşme koşulları için elde edilen sonlu elemanlar sonuçları ile deneysel sonuçlar karşılaştırıldığında sonuçların daha konservatif olduğu görülmektedir. Burada yaklaşık olarak ortalama sapmalar %40'lara kadar çıkmaktadır ve bu nedenle elde edilen sonuçlar tartışmalıdır. Bunun nedeni gerçekleştirilen analizlerin göreceli olarak karmaşık olması olarak açıklanabilir. Şekil 4.39'da üst eşleşme koşulları için farklı yaklaşımlar ile elde edilen sonuçlar sunulmuştur. Burada alt eşleşme analizine göre çok daha tutarlı ve uyumlu sonuçların ortaya çıktığı görülmektedir. Yaklaşık olarak ortalama -%7 seviyesinde sonuçlarda sapma oranı görülmektedir ki bu durum gerçekleştirilen diğer analizlere göre çok daha iyi bir tutarlılık seviyesindedir. Üç malzeme yaklaşımı ile bu uygulama için iki malzeme ve tek malzeme yaklaşımlarına göre daha tutarlı sonuçlar elde edilmiştir.

Esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için elde edilen sonuçlar kıyaslandığında en yüksek kırılma dayanımının beklendiği üzere esas metal için olduğu görülmektedir. Esas metal de bulunan bir çatlakın kararlı olarak ilerlemeye başladığı kritik J-integral seviyesi 450 kJ/m^2 iken bu değer çatlakın kaynak metalinde bulunduğu durumlarda, alt eşleşme koşullarında 330 kJ/m^2 'ye düşüş gösterirken, üst eşleşme koşullarında 190 kJ/m^2 seviyelerine kadar azalış göstermektedir. Bu durum

malzemenin kırılma tokluğunun alternatif bir ölçüsüdür. Esas metalin homojen bir yapı da olması, kaynak işlemi sonrasında heterojen bir yapı oluşması ve farklı iç yapı bölgelerinin malzeme içerisinde farklı yoğunluklarda dağılması, esas metale göre kaynak işleminin malzemeyi aşırı gevrekletmesi gibi sebeplerle kırılma tokluğunda ki keskin düşüş açıklanabilir. Burada esas metale göre daha yüksek mukavemetli bir kaynak metali oluşumunun (üst eşleşme), daha düşük mukavemetli bir kaynak metali oluşumuna (alt eşleşme) göre daha iyi kırılma tokluğu gösterdiği ortaya koyulmaktadır. Burada esas etken kaynak metali akma dayanımının büyüklüğü, sertlik dağılımları ve artık gerilmeler gibi mukavemet uyumsuzluğu etkileri malzemenin kırılma tokluğunu direkt olarak etkilemektedir. Tablo 4.10'da esas metal, alt ve üst eşleşme koşulları için elde edilen sonlu elemanlar sonuçları ile deneysel sonuçların kıyaslanması ve hata oranları gösterilmiştir.

Tablo 4.10: Esas metal, alt ve üst eşleşme durumları için elde edilen sonlu elemanlar verilerinin deneysel veriler ile kıyaslanması.

Δa (mm)	Sonlu elemanlar		Hata (%)
	Deneysel J-integral değerleri (N/mm)	J-integral değerleri (N/mm)	
Esas Metal			
0,2	240	309,15	%29
0,4	380	438,51	%15
0,7	555	619,64	%12
1,1	732	758,18	%4
Alt Eşleşme Durumu			
0,2	185	316,77	%71
0,5	330	476,31	%44
0,7	402	534,23	%33
0,9	470	558,29	%19
Üst Eşleşme Durumu (3M)			
0,1	120	112,35	-%6
0,3	187	160,28	-%14
1	338	326,85	-%3
1,1	360	344,04	-%4

Bu uygulamada sonuç olarak literatürde 3 malzeme yaklaşımı olarak bilinen ısı tesiri altındaki bölgenin de numune yapısına dahil edildiği numuneler üzerinden üç farklı analiz ile farklı yaklaşımlar uygulanmıştır. Kaynaklı bileşenlerde gerçek koşullar düşünüldüğünde bir önceki uygulamada kullanılan tek malzeme yaklaşımına göre bu uygulamada kullanılan üç malzeme yaklaşımı daha gerçeğe uygun bir yaklaşımdır. Gerçekleştirilen analizlerde farklı mukavemet uyumsuzluğu seviyeleri incelenmektedir. Çatlak ilerlemesini üç boyutlu geometriler üzerinde herhangi bir ön ve son analiz işlemlerine ihtiyaç duymadan tek bir analiz ile gerçekleştirilmesini sağlayan SMART teknolojisi ile analizler gerçekleştirildi. Elde edilen sonuçlar deneysel sonuçlar ile kıyaslandığında, numune geometrisi ve yapısının karmaşıklığı göz önüne alınarak bazı durumlarda konservatif sonuçlar elde edilirken bazı durumlarda tutarlı ve uyumlu sonuçlar elde edilmektedir. Tablo 4.11’de üst eşleşme koşullarında üç farklı modelleme yaklaşımı ile elde edilen sonuçlar sunulmuştur.

Tablo 4.11: Üç, iki ve tek malzeme yaklaşımlarının karşılaştırılması.

Δa (mm)	3M J-integral değerleri (N/mm)	2M J-integral değerleri (N/mm)	2M Hata (%)	1M J- integral değerleri (N/mm)	1M Hata (%)
0,06	104,24	105,61	1,31%	102,64	-1,53%
0,12	112,35	115,94	3,20%	115,9	3,16%
0,24	144,21	132,74	-7,95%	131,91	-8,53%
0,30	160,28	147,88	-7,74%	148,98	-7,05%
0,36	174,46	164,47	-5,73%	162	-7,14%
0,49	207,49	205,89	-0,77%	208,24	0,36%
0,56	222,26	221,87	-0,18%	221,12	-0,51%
0,62	236,74	234,34	-1,01%	232,8	-1,66%
0,69	253,47	252,67	-0,32%	251,17	-0,91%
0,82	283,35	260,76	-7,97%	259,45	-8,43%
0,89	299,12	278,11	-7,02%	272,62	-8,86%
0,96	313,06	286,55	-8,47%	284,59	-9,09%
1,03	326,85	298,19	-8,77%	295,68	-9,54%
1,16	351,46	346,81	-1,32%	346,72	-1,35%
1,23	370,65	355,26	-4,15%	346,95	-6,39%
1,30	383,2	375,03	-2,13%	351,52	-8,27%

Tablo 4.11’de görüleceği üzere üç malzeme yaklaşımına göre iki ve tek malzeme yaklaşımları daha yüksek sapmalar göstermektedir. Bunun nedeni üç malzeme yaklaşımında ısı tesiri altındaki bölgenin tanımlanması sebebiyle daha yüksek eleman ve düğüm sayısına sahip olması yani daha hassas ağ yapısına sahip olması (Tablo 4.9) ile açıklanabilir. Tek malzeme yaklaşımı işlemci süresi yaklaşık olarak 35 saat iken iki malzeme yaklaşımında 36 saat, üç malzeme yaklaşımında ise 40 saat sürmektedir. Bu durum yine ağ yapısının yoğunluğu ile ilişkili bir göstergedir.

4.3 Basınçlı Kap Çeliği ile Sonlu Elemanlar Analizi

Bu sonlu elemanlar analizi uygulamasında yorulma yüklemesi altında kararlı çatlak ilerlemesi incelenmektedir. Gerçekleştirilen analizde kaynaklı basınçlı kap üretiminde çok yaygın olarak kullanılan A516 Gr 70 (1.0473) karbon çeliği kullanılmıştır. Bu uygulamada iki malzeme yaklaşımı kullanılmıştır, diğer bir ifadeyle kaynaklı numune esas metal ve kaynak metali olmak üzere iki farklı malzeme bölgesinden oluşmaktadır. Diğer uygulamalardan bu sonlu elemanlar uygulamasının en büyük farkı statik bir kırılma analizi değil yorulma analizinin gerçekleştirilmiş olmasıdır. Literatürde Paris rejimi olarak da bilinen, numunede bulunan çatlağın kararlı olarak ilerlemesi incelenmektedir. Bu uygulamada yalnızca esas metalden oluşan bir numune ve esas metal-kaynak metalinden oluşan bir numune olmak üzere iki farklı analiz gerçekleştirildi. Gerçekleştirilen iki analiz için göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,25$ olarak alınmıştır ve kaynaklı bileşen için mukavemet uyumsuzluğu seviyesi $M=1,45$ ’tir. Tablo 4.12’de esas metal ve kaynak metali için mekanik özellikler verilmiştir. Paris-Erdoğan denklemi (denklem 3.1) olarak bilinen denklemdeki malzeme sabitleri C ve n yalnızca deneysel olarak elde edilebilmektedir ve bu sabitler malzemeye bağlı olup sonlu elemanlar analizinde girdi olarak girilmektedir. Tablo 4.13’te A516 Gr 70 malzemesi için deneysel olarak elde edilen C ve n sabitleri verilmektedir (Sarzos ve diğerleri, 2013).

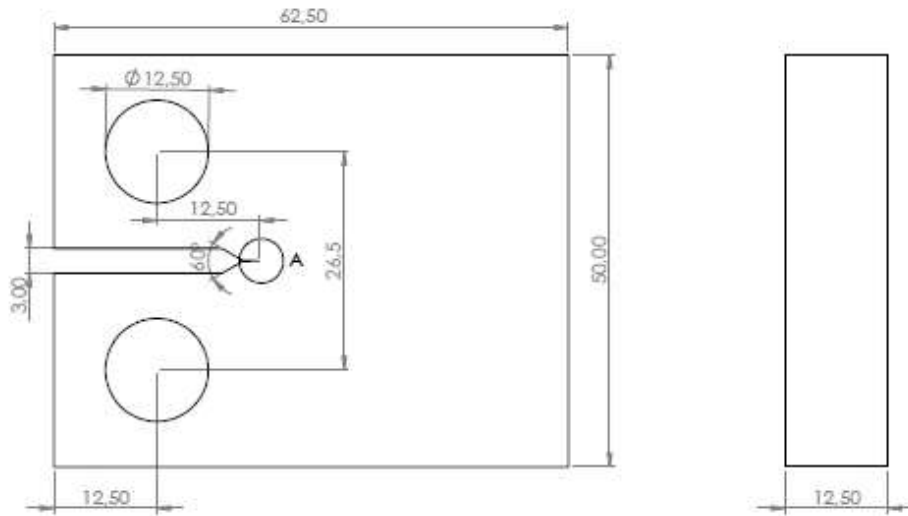
Tablo 4.12: Esas metal ve kaynak metali mekanik özellikleri (Sarzos ve diğ, 2013 uyarlanmıştır).

Malzeme	R_e (MPa)	R_m (MPa)	M (-)
Esas Metal	351	526	1,00
Kaynak Metali	511	580	1,45

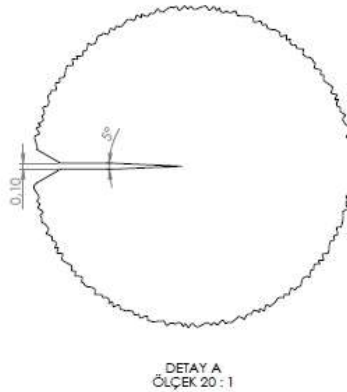
Tablo 4.13: Esas metal ve kaynak metali için Paris denklemi malzeme katsayıları (Sarzos ve diğ., 2013 uyarlanmıştır).

Malzeme	n	C
Esas Metal	3,85	$4,46 \times 10^{-10}$
%45 Üst Eşleşme	3,38	$1,92 \times 10^{-9}$

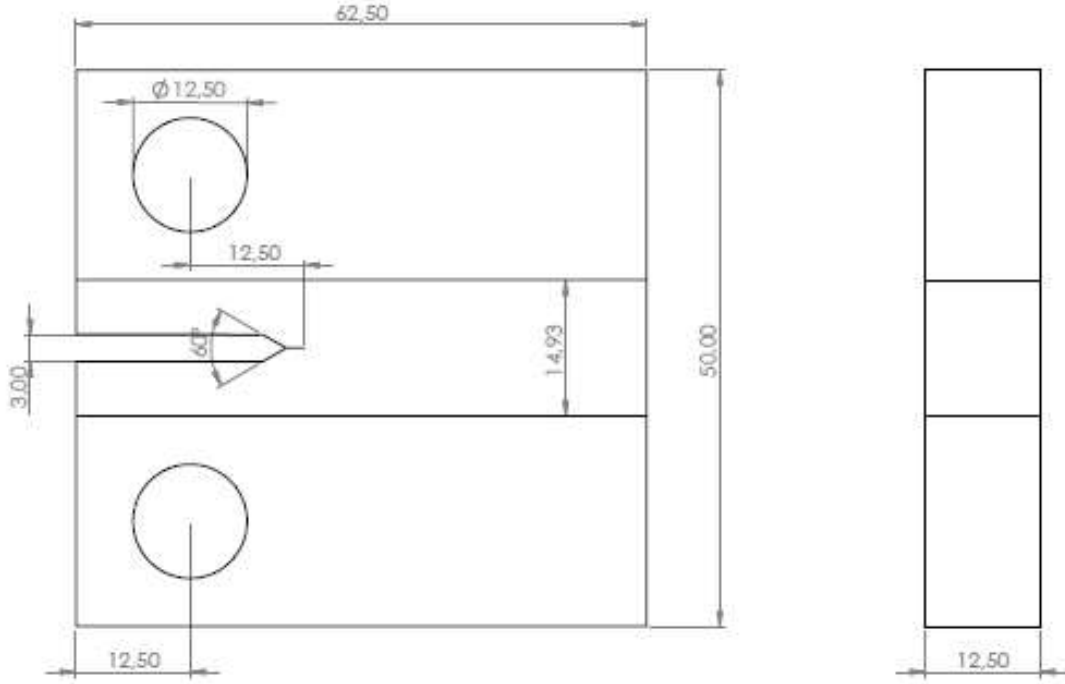
Gerçekleştirilen iki analizde de kompakt gerilme (CT) tipi numuneler kullanıldı. Standartlara uygun olarak genişlik W 50 mm, yükün uygulandığı tutma delikleri $0,25W=12,5$ mm, numunede bulunan ön yorulma çatlaklığı $a = 0,25W = 12,5$ mm, toplam genişlik $W^*=1,25W=62,5$ mm ve kalınlık $B=12,5$ mm olarak belirlenmiştir. Çentik bölgesi standartlarda tanımlandığı üzere 60° ve 3 mm genişlikte oluşturuldu. Numunelerin üç boyutlu modellenmesi SolidWorks 2019 programı ile gerçekleştirildi. Şekil 4.40'ta esas metal için geometrik boyutlar verilmiştir. Şekil 4.41'de numunelerde tanımlanan çatlak yapısı gösterilmektedir. Şekil 4.42'de ise kaynaklı numune için geometrik boyutlar verilmiştir.



Şekil 4.40: Esas metal numunesi geometrik boyutları.



Şekil 4.41: Numunelerde tanımlanan ön yorulma çatlaklığı yapısı.

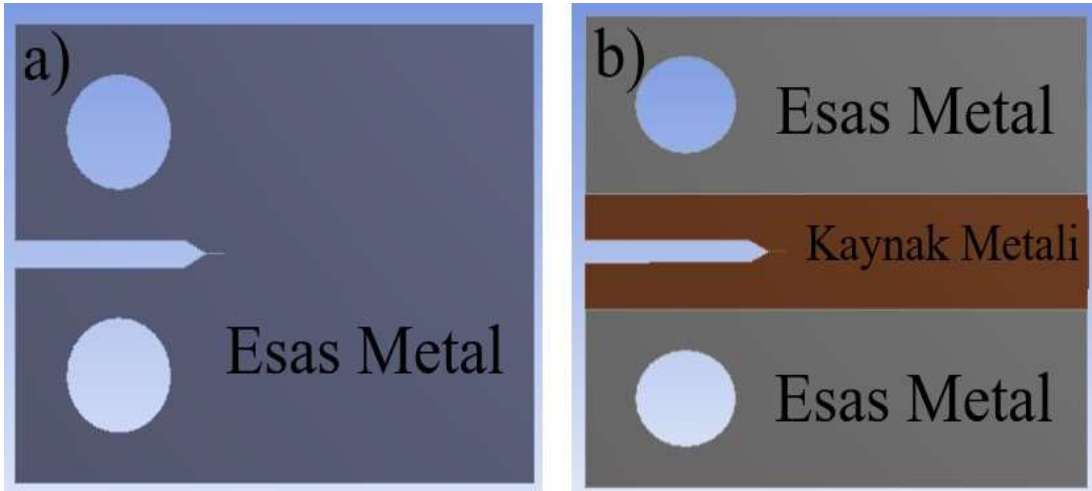


Şekil 4.42: Kaynaklı numunenin geometrik boyutları.

Numune modellerinde oluşturulan ön yorulma çatlğının göreceli çatlak uzunluğu a/W iki analiz içinde 0,25 olacak şekilde düzenlendi. Keskin bir çatlak yapısı oluşturuldu. Modellenen numune geometrileri ANSYS 19.2 sonlu elemanlar paket programına aktarıldıktan sonra esas metalin ve kaynak metalinin mekanik özelliklerinin, malzeme sabitlerinin girilebilmesi için yeni malzeme tanımlamaları yapıldı. Proje alanından statik analiz yapısı oluşturulduktan sonra, Engineering Data > Edit > New Material yolu izlenerek yeni malzeme tanımlaması yapılır. Bu aşamada ilk olarak yeni malzemenin mekanik özellikleri (elastisite modülü, çekme ve akma mukavemeti gibi) tanımlanır. A516 Gr 70 çeliği esas metal ve kaynak metali için ayrı ayrı malzemeler tanımlandı. Esas metal için akma mukavemeti 351 MPa, çekme mukavemeti 526 MPa olarak tanımlandı. Kaynak metali için akma mukavemeti 511 MPa, çekme mukavemeti 580 MPa tanımlandı. Esas metal ve kaynak metali için aynı elastisite modülü 200 GPa değeri kullanıldı. Daha sonrasında Toolbox > Crack Growth Laws > Paris Laws yolu ile Paris-Erdoğan denkleminde bulunan malzeme sabitleri (C ve n) esas metal ve kaynak metali için ayrı ayrı tanımlandı. Bu malzeme sabitleri yalnızca deneysel olarak elde edilebileceği için A516 Gr 70 malzemesi için literatürde mevcut olan, $R=0,1$ dalgalı yüklemesi altında Sarzosa ve diğerlerinin (2013) yapmış olduğu deneysel hesaplamalardan yararlandı. Esas metal için $n=3,85$, $C=7,4875 \times 10^{-16}$, kaynak metali için $n=3,38$, $C=1,6342 \times 10^{-14}$ olarak tanımlandı. Birim

olarak mm birim sistemi seçilmiştir. Şekil 4.43'te esas metal için malzeme ve mekanik özelliklerin tanımlanması gösterilmiştir.

Uygulamada iki farklı analiz gerçekleştirildi. Esas metal ve kaynaklı numunenin ayrı ayrı incelendiği analizlerde kullanılan modeller Şekil 4.44'te gösterilmiştir.



Şekil 4.43: Analizlerde kullanılan modeller; a) esas metal numunesi, b) kaynaklı numune.

Şekil 4.44, Esas metal için yeni malzeme ve mekanik özelliklerin tanımlanmasını göstermektedir. Sol tarafta özellikler listesi, ortada malzeme tablosu, sağda mekanik özellikler tablosu.

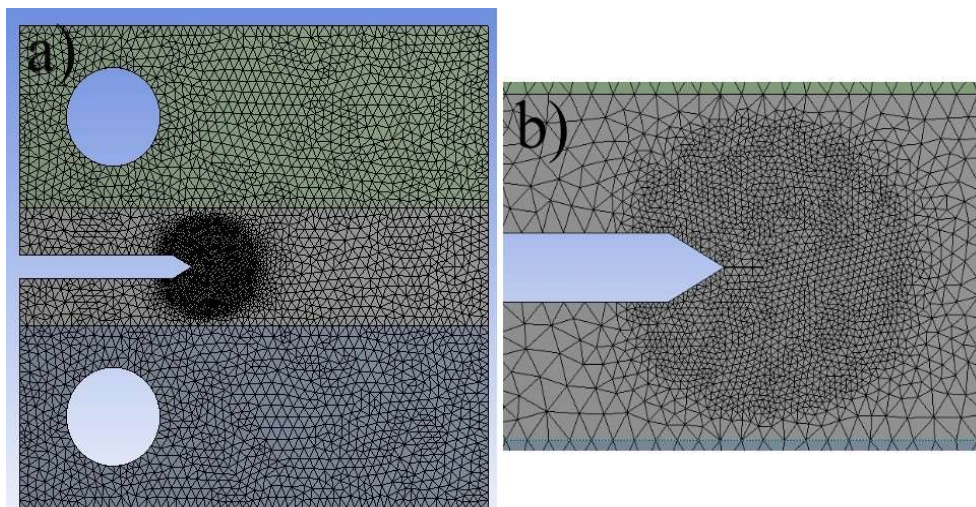
Property	Value	Unit
Material Field Variables	Table	
Density	7850	kg m ⁻³
Isotropic Secant Coefficient of Thermal Expansion		
Isotropic Elasticity		
Derive from	Young's Modulus and Poisson...	
Young's Modulus	2E+05	MPa
Poisson's Ratio	0,3	
Bulk Modulus	1,6667E+11	Pa
Shear Modulus	7,6923E+10	Pa
Tensile Yield Strength	351	MPa
Compressive Yield Strength	351	MPa
Tensile Ultimate Strength	526	MPa
Paris' Law		
Reference Units (Length, Force)	mm, tonne mm s ⁻²	
Material Constant C	7,4875E-16	
Material Constant m	3,85	

Şekil 4.44: Esas metal için yeni malzeme ve mekanik özelliklerin tanımlanması.

Sonlu elemanlar analizlerinde analiz oluşturulurken gerçekleştirilen en önemli adımlardan biri modelin ağ yapısının oluşturulmasıdır. Proje unsur ağacından mesh>generate mesh yolu ile modelde genel bir ağ yapısı oluşturulur. Daha sonra mesh>insert>method yolu ile ağ yapısı yöntemi eklenir. Bu uygulamada üç boyutlu bir model kullanıldığı için eleman tipi olarak tetrahedron (SOLID187) eleman seçilir, ağ yapısı algoritması için ise patch conforming algoritması seçilir. Bu aşamaya kadar yapılan işlemler modelin genel ağ yapısının oluşturulması için gerçekleştirilen işlemlerdir ve gerçekleştirilen iki analiz için de ortak olarak yapıldı. Çatlak ve çatlak ucu bölgesinin daha hassas bir ağ yapısı oluşturulmasına ihtiyaç vardır. Bu nedenle mesh>insert>sizing yolu ile özel bir boyut fonksiyonu tanımlanır. Bu fonksiyon model üzerinde belirli bir noktadan etki küresi tanımlamaya olanak sağlamaktadır ve bu etki küresinin içerisinde kalan alan için modelin diğer kısımlarından farklı boyutlu elemanlar tanımlanabilmektedir. Esas metal ve kaynaklı numuneler için aynı etki küreleri kullanıldı. Etki küresi merkezi çatlak ucu olarak seçildi, etki küresinin çapı 9 mm ve eleman boyutu 0,3 mm olarak seçilmiştir. Tablo 4.14’te esas metal ve kaynaklı numuneler için üretilen ağ yapısı istatistikleri verilmiştir. Şekil 4.45’te kaynaklı modelin genel ağ yapısı ve çatlak ucu ağ yapısı gösterilmiştir.

Tablo 4.14: Üretilen ağ yapısının karakteristik özellikleri.

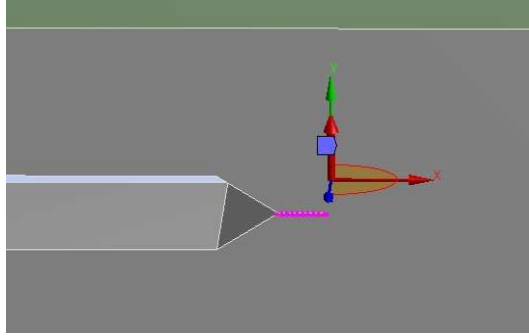
Malzeme	Düğüm Sayısı (Adet)	Eleman Sayısı (Adet)	Maksimum Eleman Boyu (mm)	Ağ Kalitesi (Skewness)	Ağ Kalitesi (Orthogonal)
Esas Metal	394874	270738	1,00	0,23	0,76
Kaynak Metali	340677	229459	1,00	0,24	0,75



Şekil 4.45: Model ağ yapısı; a) genel ağ yapısı, b) çatlak ucu bölgesi ağ yapısı.

ANSYS sonlu elemanlar paket programında model üzerindeki çatlak yapısının tanımlanabilmesi için düğümsel seçimlere ihtiyaç vardır. Burada daha önceki uygulamalarda gerçekleştirildiği üzere, çatlak ucu ve çatlak yüzeyleri ayrı ayrı seçilerek create named selection > create nodal named selection yolu izlenerek düğümsel seçimler oluşturulur. Oluşturulan düğümsel seçimler Şekil 4.46’da gösterilmiştir.

Proje unsur ağacından fracture modülü tanımlanır. Fracture>insert>pre-meshed crack yolu ile ağ yapısı üretilen çatlak tanımlanır. Daha önce tanımlanan düğümsel seçimler ile çatlak ucu ve çatlak yüzeyleri tanımlanır. SMART modülünün tanımlanması için fracture>insert> SMART crack growth yolu izlenir. Bu adıma kadar esas metal ve kaynaklı numune için aynı adımlar tekrarlanır. Bu uygulamada yorulma yükleri altında çatlak ilerlemesi inceleneceği için statik yerine yorulma seçeneği seçilir. Gerilme oranı $R=0,1$ olarak tanımlanır. Malzeme olarak esas metal analizinde esas metal için tanımlanan malzeme, kaynaklı numunede ise kaynak metali için tanımlanan malzeme seçilir. Şekil 4.47’de kaynaklı numune için SMART modülü girdileri verilmiştir.

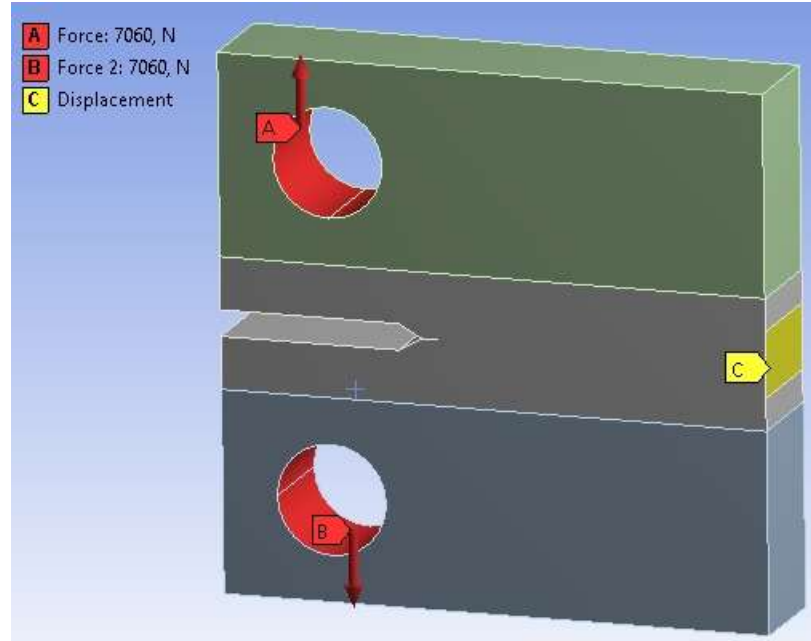


Şekil 4.46: Çatlak yapısı için gerekli düğümsel seçimler.

Esas metal ve kaynaklı numune analizleri için $R=0,1$ oranında deliklerden $F_{maks}=7060$ N ve $F_{min}=706$ N olacak şekilde yük uygulandı. Numunelerde belirli bir alanda sabit mesnet tanımlandı. Şekil 4.48’de kaynaklı numune için yükleme koşulları gösterilmiştir. Oluşturulan esas metal ve kaynak numuneleri için önceki uygulamalara benzer şekilde 50 alt adımda çözdürüldü.

Details of "SMART Crack Growth"	
Definition	
Analysis	Crack Growth
Method	SMART
Suppressed	No
Options for Crack Growth	
Initial Crack	Pre-Meshed Crack
Crack Growth Option	Fatigue
Failure Criteria Option	Material Data Table
Material	A516 GR70 WM
Crack Growth Law	Paris Law
Crack Growth Methodology	Life Cycle Prediction
Min Increment of Crack Extension	Program Controlled
Max Increment of Crack Extension	Program Controlled
Stop At Max Crack Extension	None
<input type="checkbox"/> Stress To Load Ratio	0,1

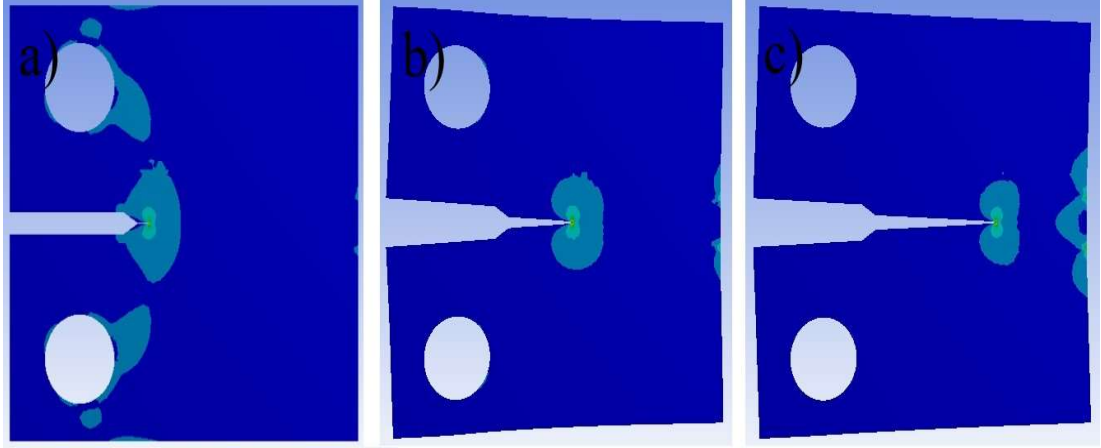
Şekil 4.47: Kaynaklı numune için SMART modülü girdileri.



Şekil 4.48: Kaynaklı numune için yükleme koşulları.

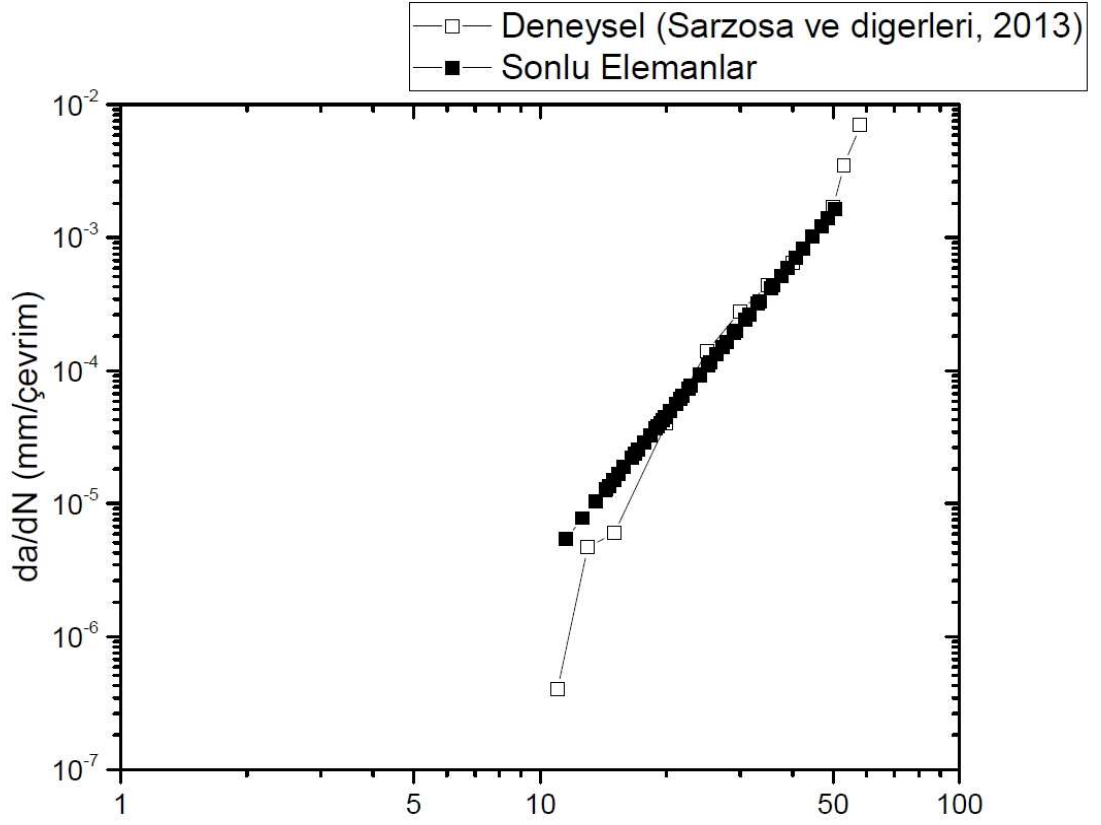
SMART teknolojisi sayesinde üç boyutlu geometriler üzerinde herhangi bir ön/son işleme ihtiyaç duymadan, tek bir analiz ile çatlak ilerlemesi ve buna bağlı parametreler elde edilebilmektedir. Çevrimsel yüklemeler altında çatlak davranışı genelde 3 kademede görülür. İlk kademede eşik değerine ulaşıncaya kadar herhangi bir çatlak ilerlemesi görülmez. İkinci kademede, ki burası Paris rejimi olarak da bilinmektedir, gerilme yoğunluk faktörü aralığının artmasıyla çatlak ilerleme hızının lineer olarak arttığı görülmektedir. Üçüncü kademede bu lineer artış, diğer bir ifadeyle kararlı çatlak ilerlemesi kritik bir seviyeden sonra oldukça hızlı bir biçimde kırılmaya

yol açmaktadır. Şekil 4.49’da SMART teknolojisi ile elde edilen kararlı çatlak ilerlemesi kademeli olarak gösterilmiştir.

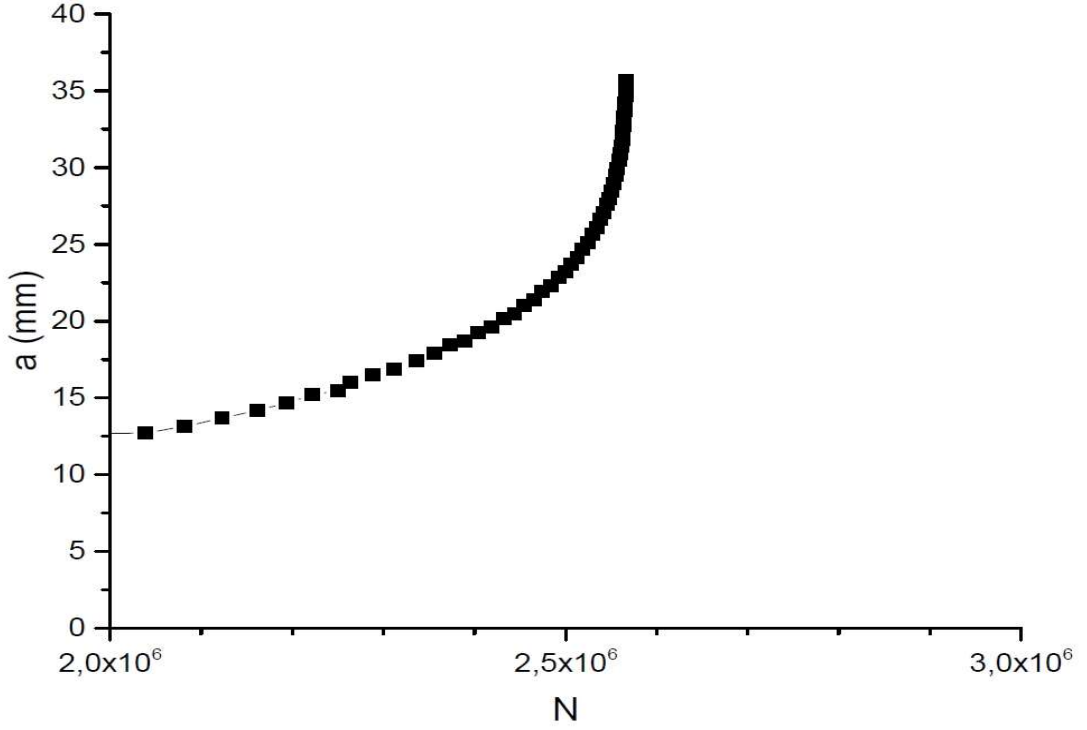


Şekil 4.49: Kaynaklı numune için kararlı çatlak ilerlemesi; a) 0,1 mm çatlak ilerlemesi, b) 10,4 mm çatlak ilerlemesi c) 22,4 mm çatlak ilerlemesi.

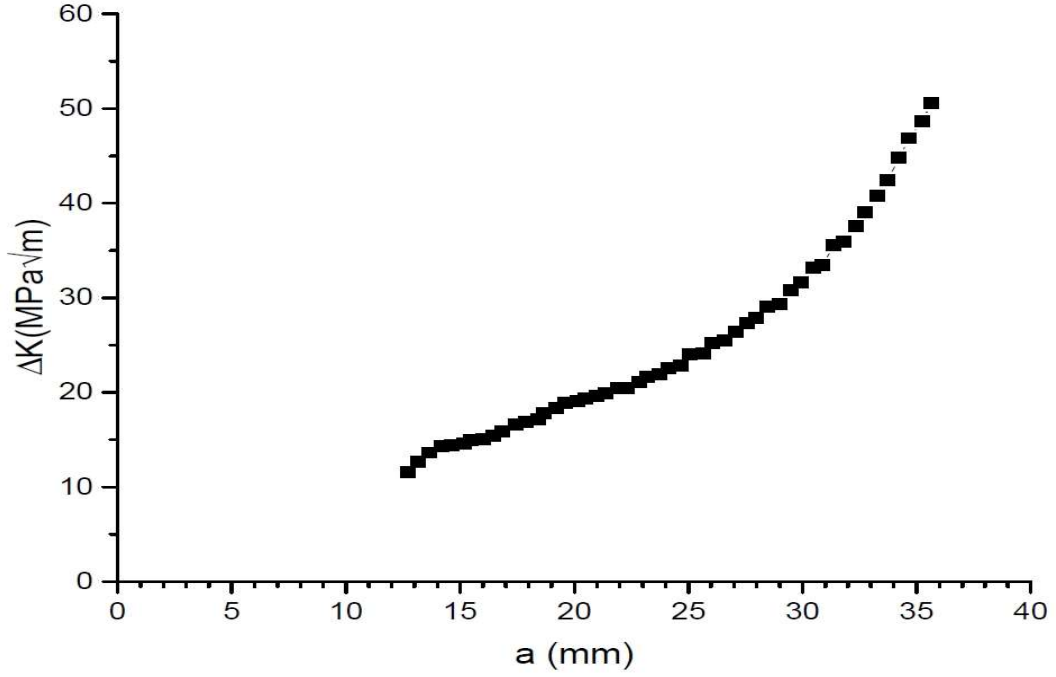
Bu uygulamada esas metal ve kaynaklı numune için ayrı ayrı iki analiz gerçekleştirildi. Kaynaklı numune analizinde iki malzeme yaklaşımı kullanıldı. Gerçekleştirilen analizler ile sonuç olarak; çatlak ilerleme hızı (da/dN) ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı (ΔK) arasındaki ilişki, çatlak boyu ile çevrim sayısı arasındaki değişim ve çatlak boyu ile gerilme yoğunluğu faktörü aralığı (ΔK) arasındaki değişim elde edildi. Esas metal ve kaynaklı numune için göreceli çatlak uzunluğu $a/W=0,25$ 'tir. Kaynaklı bileşende mukavemet uyumsuzluğu seviyesi $M=1,45$ 'tir. Elde edilen sonlu elemanlar sonuçları ile deneysel olarak elde edilen sonuçlar (Sarzoza ve diğ, 2013) karşılaştırıldı. Sonlu elemanlar ile elde edilen sonuçlar ve deneysel sonuçlar arasındaki sapmalar ayrı olarak tablo halinde verildi. Şekil 4.50'de esas metalden oluşan numune için çatlak ilerleme hızı – gerilme yoğunluğu faktörü aralığı arasındaki ilişki gösterilmiştir. Şekil 4.51'de esas metal numunesi için çevrim sayısı ve toplam çatlak ilerlemesi verilmiştir. Şekil 4.52'de esas metal için toplam çatlak ilerlemesi ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı gösterilmiştir.



Şekil 4.50: A516 Gr 70 Esas metal için çatlak ilerleme hızı ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı arasındaki ilişki.

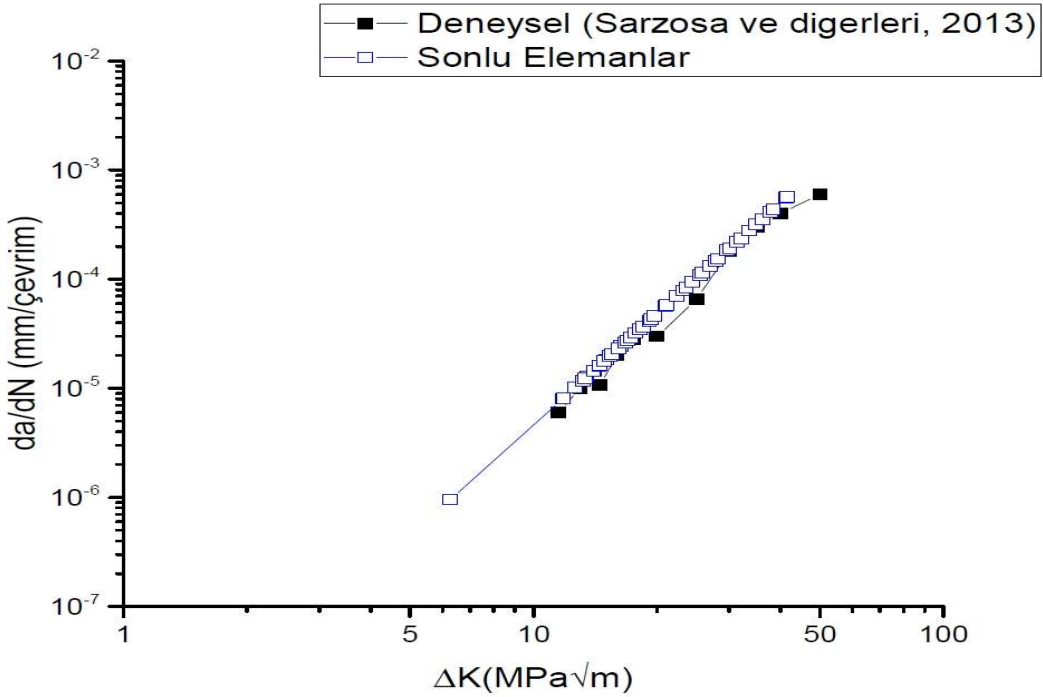


Şekil 4.51: A516 Gr 70 Esas metal için çevrim sayısına karşılık toplam çatlak ilerlemesi.

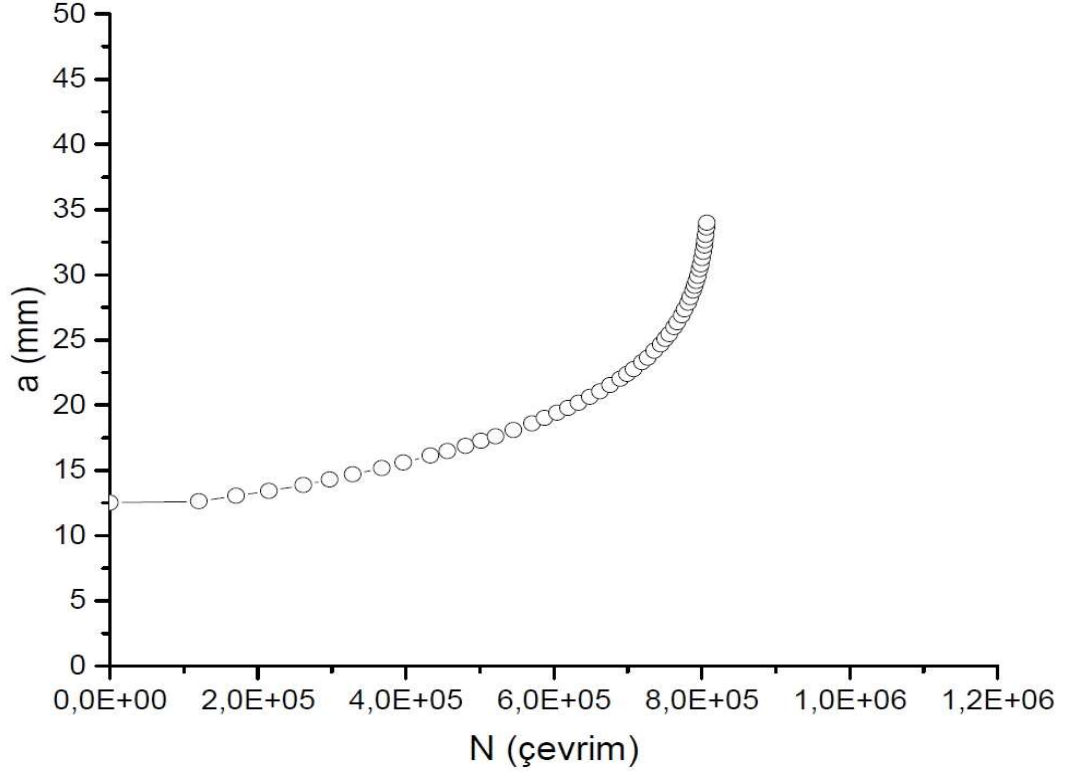


Şekil 4.52: A516 Gr 70 Esas metal için gerilme yoğunluğu faktörü aralığı ve toplam çatlak ilerlemesi arasındaki ilişki.

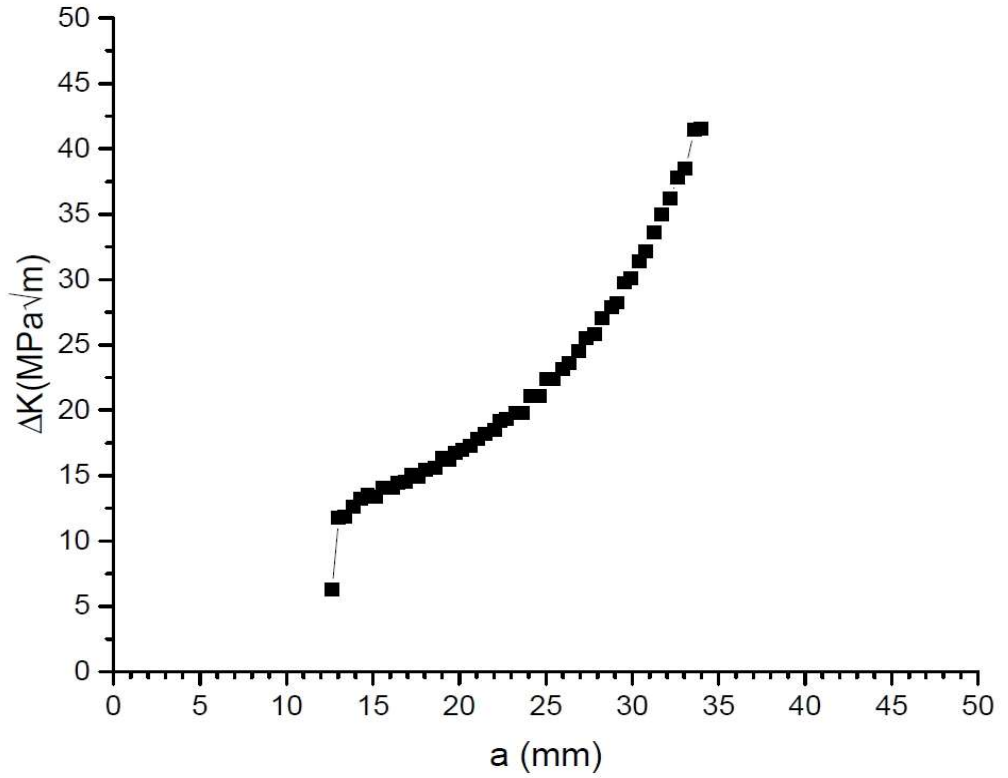
Şekil 4.53'te kaynaklı numune için çatlak ilerleme hızı-gerilme yoğunluğu faktörü aralığı arasındaki ilişki gösterilmiştir. Şekil 4.54'te kaynaklı bileşen için çevrim sayısı ve toplam çatlak ilerlemesi verilmiştir. Şekil 4.55'te ise kaynaklı numune için elde edilen toplam çatlak ilerlemesi ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı gösterilmiştir.



Şekil 4.53: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için çatlak ilerleme hızı ve gerilme yoğunluğu faktörü aralığı.



Şekil 4.54: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için toplam çatlak ilerlemesi ve çevrim sayısı.



Şekil 4.55: A516 Gr 70 Kaynaklı numune için gerilme yoğunluğu faktörü aralığı ve toplam çatlak ilerlemesi.

Esas metal için kırılma olayına kadar geçen çevrim sayısı yaklaşık olarak 2.6 milyon iken kaynaklı numuneye bakıldığında bu çevrim sayısı yaklaşık olarak 800000 çevrim seviyelerine gerilemektedir. Bu durum kaynak işlemi sonrasında malzemede farklı iç yapıların ortaya çıkması ve bu bölgelerin kendi içlerinde homojen bir dağılım göstermemesi, malzemenin gevrekleşmesi ve kırılma tokluğunun azalması gibi nedenler ile açıklanabilir. Sonuç olarak kaynaklı bileşenlerde çevrimsel yükler altında malzemenin kırılmaya kadar geçen servis ömründe önemli bir azalış olmaktadır ve bu durum mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin bir neticesidir. Esas metalde oluşan çatlak ilerleme hızı kaynak metalinin çatlak ilerleme hızına göre nispeten daha hızlı olduğu görülmektedir. Buradaki çatlağın esas metalde çok daha hızlı hareket etmesinin esas nedeni esas metalde daha yüksek gerilme yoğunluğu seviyelerine ulaşılmasıdır. Gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizi sonuçları ile deneysel veriler kıyaslandığında oldukça tutarlı ve uyumlu sonuçlar elde edildiği yukarıdaki grafiklerden görülmektedir. Bu durum SMART teknolojisinin sadece statik kırılma analizleri için değil yorulma durumunda da önemli bir alternatif olduğunu göstermektedir. Aynı yükleme koşullarında aynı geometriye sahip, kaynaklı ve homojen durumlar kıyaslandığında beklenildiği üzere kaynak işleminin malzemenin yorulma ve kırılma davranışına olumsuz bir etki yarattığı açıkça ortadadır. Denklem 4.1 ile gerilme yoğunluğu faktörü aralığı ΔK ifadesi tanımlanmaktadır (Czichos ve diğerleri, 2006).

$$\Delta K = (1 - R)K_{maks} \quad R \geq 0 \quad (4.1)$$

Burada R gerilme oranını, K_{maks} ise maksimum gerilme yoğunluğu faktörünü ifade etmektedir. K_{maks} ifadesi aşağıdaki denklem 4.2 ile hesaplanabilir.

$$K_{maks} = \frac{P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \quad (4.2)$$

Burada P uygulanan yük, B kalınlık, W genişlik, $f(a/W)$ ise geometri etkisini ifade eden katsayıdır. CT tipi numune için geometri etkisini ifade eden ampirik ifade literatürde mevcuttur (Anderson, 2005) ve denklem 4.3'de gösterilmiştir.

$$f\left(\frac{a}{W}\right) = \frac{2 + \left(\frac{a}{W}\right)}{\left(1 - \left(\frac{a}{W}\right)\right)^{3/2}} \left[0,886 + 4,64 \left(\frac{a}{W}\right) - 13,22 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14,72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5,60 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right] \quad (4.3)$$

Esas metal numunesi için nümerik olarak hesaplanan ΔK değerleri ile sonlu elemanlar analizi ile elde edilen ΔK değerleri tablo 4.15’de karşılaştırılmıştır.

Tablo 4.15: Esas metal numunesi için nümerik ve sonlu elemanlar sonuçlarının karşılaştırılması.

a (m)	a/W	f (a/W)	K_{maks} (MPa \sqrt{m})	ΔK (MPa \sqrt{m})	ΔK Sonlu Elemanlar	Hata (%)
0,01271	0,254191	4,980926101	12,58113389	11,3230205	11,5211	2%
0,015186	0,303728	5,675372686	14,3352104	12,90168936	14,61049	13%
0,018438	0,368758	6,708349961	16,94436885	15,24993196	17,17365	13%
0,020149	0,402988	7,336548398	18,53111165	16,67800049	19,06257	14%
0,023226	0,46452	8,691476179	21,95347277	19,7581255	21,61207	9%
0,025085	0,5017	9,709839599	24,52571863	22,07314677	24,0517	9%
0,027059	0,54118	11,02793087	27,85503579	25,06953222	27,3036	9%
0,030477	0,60954	14,18155261	35,82065033	32,2385853	33,14797	3%
0,033301	0,66602	18,16009939	45,869912	41,2829208	40,74123	-1%
0,035655	0,7131	23,14758326	58,46760992	52,62084893	50,57719	-4%

Kaynaklı numune için nümerik olarak elde edilen ΔK değerleri ile sonlu elemanlar analizi ile elde edilen ΔK değerleri tablo 4.16’da karşılaştırılmıştır.

Tablo 4.16: Kaynaklı numune için nümerik ve sonlu elemanlar sonuçlarının karşılaştırılması.

a (m)	a/W	f (a/W)	K_{maks} (MPa \sqrt{m})	ΔK (MPa \sqrt{m})	ΔK Sonlu Elemanlar	Hata (%)
0,01304	0,260838	5,07085476	12,80828131	11,52745318	11,774	2%
0,01518	0,303538	5,672585982	14,32817157	12,89535441	13,362	4%
0,01725	0,345096	6,311931721	15,94307093	14,34876383	15,045	5%
0,02018	0,403684	7,350105869	18,56535596	16,70882036	16,932	1%
0,02276	0,45528	8,464921475	21,38122677	19,24310409	19,365	1%
0,02507	0,50134	9,699053253	24,4984738	22,04862642	22,391	2%
0,02733	0,54668	11,23564874	28,37970256	25,5417323	25,501	0%
0,03041	0,60814	14,10200413	35,61972181	32,05774963	31,418	-2%
0,03222	0,64438	16,43635228	41,51596401	37,36436761	36,168	-3%
0,03398	0,67958	19,40008064	49,001934	44,1017406	41,578	-6%

Yukarıdaki tablolardan görüldüğü üzere esas metalde göreceli çatlak uzunluğu kaynaklı numuneye göre daha yüksektir. Diğer bir ifadeyle esas metalde çatlak ilerlemesi kaynaklı numuneye göre daha yüksektir. Buna bağlı olarak gerilme yoğunluğu faktörü aralığı seviyesi de esas metalden oluşan numunede daha yüksektir. Bu durum esas metalden oluşan numunenin daha yüksek kırılma tokluğu sergilediğini göstermektedir. Esas metal numunesi için nümerik olarak elde edilen ΔK seviyesi ile sonlu elemanlar analizinden elde edilen ΔK seviyesi karşılaştırıldığında yaklaşık olarak ortalama %7 sapma olduğu görülmektedir, kaynaklı numune için bu oran yaklaşık olarak %5 seviyelerindedir. Bu nedenle sonlu elemanlar analizi ile elde edilen sonuçların, deneysel sonuçlarla ve ampirik ifadelerden elde edilen sonuçlarla oldukça tutarlı ve uyumlu olduğu görülmektedir.

5. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu çalışmada kırılma mekaniğinin tarihçesi ve gelişimi, kaynaklı bileşenlerde kırılma mekaniği ve standartları, mukavemet uyumsuzluğu etkilerinin tanımlanması ve önemi ayrı ayrı incelenmiştir. Mukavemet uyumsuzluğu, kaynak işleminin doğasından kaynaklanan yüksek sıcaklık değişimleri sonucunda birleştirmede mikroyapısal ve mekanik özellik bakımından farklı davranış sergileyen bölgelerin oluşturduğu heterojenlik etkileri olarak tanımlanabilir. Kaynak işlemi sonucunda kaynaklı birleştirmede oluşan bu heterojenlik etkileri genellikle kırılma mekaniği parametreleri (K, J gibi) ile karakterize edilir. Bu nedenle bağlam olarak kırılma mekaniği temelleri esas alınmıştır.

Mukavemet uyumsuzluğu, kaynak metalinin dayanımına bağlı olarak farklı sınıflandırılabilir. Esas metalden daha yüksek dayanıma sahip kaynak metalinin bulunduğu durumlar üst eşleşme ile tanımlanırken, esas metalden daha düşük dayanıma sahip kaynak metalinin bulunduğu durumlar alt eşleşme ile tanımlanır. Bu farklı mukavemet uyumsuzluğu durumlarının meydana gelmesi genellikle malzeme tipine ve kullanılan kaynak telinin mekanik özelliklerine bağlıdır. Genellikle kaynak işlemi sonrasında hızlı ısınma-soğuma döngüleri nedeniyle martenzit iç yapısının geliştiği genel yapı çeliği gibi malzemelerin kaynaklı birleştirmelerinde üst eşleşme koşulları görülür. Alüminyum alaşımları ve yüksek dayanımlı çelikler gibi üretilirken yüksek sertlik ve dayanım elde etmek için çeşitli ısıl işlemlere uğrayan malzemelerin kaynağında ise alt eşleşme durumunun meydana gelmesi olasıdır. Ancak bu genellemeler farklı kaynak teli kullanımı ile aşılabılır. Kaynaklı bileşenlerde üst eşleşme koşulları, diğer bir ifadeyle daha yüksek kaynak metali dayanımı alt eşleşme durumuna göre kaynaklı birleştirmenin kırılma tokluğu seviyesini arttırır. Ancak alt eşleşme koşullarında da kaynaklı birleştirmenin süneklik özellikleri geliştirilir. Kırılma tokluğu ilk başlarda her bir malzemeye özel bir parametre olarak tanımlanmaya çalışılsa da artık bu olgunun kompleks etkileşimler sonucu çok değişken olduğu bilinmektedir. Farklı bir şekilde ifade etmek gerekirse, kaynaklı birleştirmelerin kırılma tokluğu birleştirmenin geometrisine, kaynak yöntemine, kaynak dikişi genişliğine, çatlak boyutuna ve konumuna, malzeme özelliklerine dolayısıyla mukavemet uyumsuzluğuna direkt olarak bağlıdır. Örneğin farklı kalınlığa

ve geometriye sahip numuneler aynı malzemeden üretilseler bile farklı kırılma davranışları sergilerler.

Malzemeler üzerinde mukavemet uyumsuzluğu etkileri monoton ve çevrimsel yüklemeler altında farklı davranışlara yol açar. Dolayısıyla malzemelerin süneklik-gevreklik, kırılma tokluğu gibi özellikleri monoton yükleme şartlarında gerçekleştirilen deneyler ile belirlenir. Ancak mühendislik yapıları genellikle servis koşullarında çevrimsel yüklemeye maruz kalırlar bu nedenle kaynaklı birleştirmenin kırılmaya kadar geçirdiği ömür yorulma deneyleri ile belirlenir. Bu çalışmada her iki durumda dikkate alınarak detaylı bir şekilde incelenmiştir.

Ayrıca günümüzde mühendislik uygulamalarında sonlu elemanlar oldukça önemli bir araçtır ve bu nedenden ötürü, kaynaklı bileşenlerde üç boyutlu olarak çatlak analizi gerçekleştirmeyi mümkün kılan 2019 yılında geliştirilen SMART yöntemi tanıtılmış ve farklı mukavemet uyumsuzluğu durumları için statik kırılma ve yorulma analizleri gerçekleştirilmiş ve literatürdeki güncel deneysel çalışmalar ile kıyaslanmıştır. SMART teknolojisi ile üç farklı malzeme grubundan farklı numune geometrileri ile üç farklı uygulama gerçekleştirilmiştir. İlk uygulamada, aşınma dayanımlı çelik 15NiMoCrB 4-5 malzemesinden oluşan basitleştirilmiş SENB geometriler kullanılmıştır. Tamamen esas metalden ve tamamen kaynak metalinden oluşan numunelerin ayrı ayrı 3B ve 2B sonlu elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Sonuç olarak elde edilen çatlak direnç eğrileri deneysel sonuçlar ile kıyaslanmıştır. 2B analizler kısa işlemci süresi sunarken, 3B analizler daha karmaşık geometrileri modellemeyi ve tek bir analiz ile simülasyonu gerçekleştirebilme avantajına sahiptir. Gerçekleştirilen ikinci uygulamada, S690 QL malzemesinden üç malzeme yaklaşımı kullanılarak alt ve üst eşleşme koşulları için ayrı ayrı sonlu elemanlar analizleri yapılmıştır. Ayrıca üst eşleşme koşulları için üç malzeme yaklaşımına ilaveten iki ve tek malzeme yaklaşımları da uygulanmıştır. Üç malzeme yaklaşımı ısı tesiri altındaki bölgeyi de modellediği için daha hassas ağ yapısına sahiptir ve dolayısıyla bu uygulama için iki malzeme ve tek malzeme yaklaşımına göre üç malzeme yaklaşımı ile daha hassas sonuçlar elde edilmiştir. Elde edilen kırılma direnç eğrileri deneysel veriler ile kıyaslanmıştır. Son uygulamada ise basınçlı kap çeliği A516 Gr 70 malzemesinin çevrimsel yükler altında yorulma çatlak ilerlemesi incelenmiştir. Üst eşleşme koşullarında gerçekleştirilen analizlerde elde edilen sonuçlar mevcut deneysel

sonuçlar ile ve ampirik denklemlerden elde edilen sonuçlar ile ayrı ayrı kıyaslanmıştır. Farklı şekilde ifade edilirse, bu çalışmada güncel bir sonlu elemanlar teknolojisinin mukavemet uyumsuzluğuna sahip numuneler üzerinde uygulanabilirliği ve tutarlılığı incelenmiştir

. Malzemelerin mekanik ve kırılma davranışlarının incelenmesi için en doğru ve güvenilir yöntem hala deneysel yöntemdir. Ancak maliyetler, zaman kısıtlılığı gibi sebeplerden ötürü sonlu elemanlar oldukça iyi bir alternatiftir. Ayrıca karmaşık geometrik yapıların, tasarımların deneylerinin gerçekleştirilmesi oldukça güçtür. SMART teknolojisi her ne kadar bazı durumlarda tutarsız sonuçlar sergilese de, son kullanıcı açısından n/son işlemlere duyulan ihtiyaı ortadan kaldırmakta ve göreceli olarak daha eski programlardaki işlem karmaşıklılığına son vermektedir. Gelecekte direkt olarak gerçek koşulların, gerçek yapılar, tasarımlar üzerinde çok daha tutarlı ve isabetli sonuçlar elde edebilmek mümkün olacaktır. Sonlu elemanlar ile bu analizlerin gerçekleştirilmesi zaman ve maliyet tasarrufu sağlamanın yanı sıra geometrik karmaşıklılığın arttığı durumlarda malzeme davranışlarını anlamak ve öngörebilmek için de oldukça faydalıdır.

6. KAYNAKLAR

Anderson, T.L., *Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications*, 3rd. Edition, Florida: CRC Press, (2005).

Begley, J.A., Landes, J.D., “The J-integral as a Fracture Criterion”, *ASTM STP 514*, doi: 10.1520/STP38816S, (1972).

Betegon, C., Penuelas, I., del Coz, J. J., “Numerical analysis of the influence of material mismatching in the transition curve of welded joints”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, doi: 10.1016/j.engfracmech.2007.05.005, (2008).

Bhat, S., Ukadgaonker, V. G., “Dugdale cohesive zone modelling to evaluate J-integral at the interface of strength mismatched steels: a simplified numerical approach”, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 46, doi: 10.1016/j.finel.2010.02.007, (2010).

Biallas, G., “Effect of welding residual stresses on fatigue crack growth thresholds”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 50, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2012.07.002, (2013).

Bouchard, P.J., “Code characterisation of weld residual stress levels and the problem of innate scatter”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 85, doi: 10.1016/j.ijpvp.2007.10.013, (2008).

Chen, G., Wang, G. Z., Xuan, F.Z., Tu, S.T., “Mismatch effect in creep properties on creep crack growth behavior in welded joints”, *Materials and Design*, Vol. 63, doi: 10.1016/j.matdes.2014.06.047, (2014).

Çam, G., Koçak, M., Dos Santos, J., “Developments in laser welding of metallic materials and characterization of the joints.”, *Weld World*, (1999).

Czichos, H., Saito, T., Smith, L., *Handbook of Materials Measurement Methods*, Leipzig, Germany: Springer, (2006).

Debroy, T., Kou, S., Tsai, C., “Heat Flow in Welding”, (eds: Jenney, C.L. and O’Brien, A.), *Welding Handbook*, Vol. 1, Miami, FL: American Welding Society, 105-113, (2001).

Donato, G. H. B., Magnabosco, R., Ruggieri, C., “Effects of weld strength mismatch on J and CTOD estimation procedure for SE(B) specimens”, *International Journal of Fracture*, Vol. 159, doi: 10.1007/s10704-009-9377-9, (2009).

Dong, P., Zhang, J., “Residual stress in strength-mismatched welds and implications on fracture behaviour”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 64, doi: 10.1016/S0013-7944(99)00088-0, (1999).

Dos Santos, J., Çam, G., Torster, F., Isfan, A., Rickchr, S., Ventzke, V., Koçak, M., “Properties of power beam welded steels, Al- and Ti-alloys: significance of strength mismatch.”, *Weld World*, (2000).

Fairchild, D., “Fracture Toughness Testing of Weld Heat-Affected Zones in Structural Steel”, (eds: Potter, J. and McHenry, H.), *Fatigue and Fracture Testing of Weldments*, West Conshohocken, PA: ASTM International, (1990).

Fan, K., Wang, G. Z., Xuan, F. Z., Tu, S. T., “Local failure behavior of a dissimilar metal interface region with mechanical heterogeneity”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 59, doi: 10.1016/j.engfailanal.2015.11.005, (2016).

Fu, J.Q., Shi, Y.W., “Effect of cracked weld joint and yield strength dissimilarity on crack tip stress triaxiality”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 25, doi: 10.1016/0167-8442(96)00006-7, (1996).

Gagg, C.R., “Failure of components and products by “engineered-in” defects: Case studies”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 12, doi: 10.1016/j.engfailanal.2004.12.008, (2005).

Griffith, A.A., “The Phenomena of Rupture and Flows in Solids”, *Philosophical Transactions*, Vol. 221, doi: 10.1098/rsta.1921.0006, (1920).

Gupta, M., Alderliesten, R.C., Benedictus, R., “A review of T-stress and its effects in fracture mechanics”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 134, doi: 10.1016/j.engfracmech.2014.10.013, (2015).

Hemer, A., Milovic, L., Grbovic, A., Aleksic, B., Aleksic, V., “Numerical determination and experimental validation of the fracture toughness of welded joints”, *Engineering Failure Analysis*, doi: 10.1016/j.engfailanal.2019.104220, (2019).

Hobbacher, A.F., “The new IIW recommendations for fatigue assessment of welded joints and components – A comprehensive code recently updated”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 31, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2008.04.002, (2009).

Hosseinzadeh, F., Bouchard, P.J., “Application of the contour method to validate residual stress predictions”, *2nd International Conference on Advances in Nuclear Materials*, Mumbai, India, (2011).

Hübner, P., Zerbst, U., “Fracture Mechanics Assessment of Welded Components at Static Loading”, (eds: Hütter, G. and Zybelle, L.), *Recent Trends in Fracture and Damage Mechanics*, Switzerland: Springer, 61-85, doi: 10.1007/978-3-319-21467-2_3, (2016).

Irwin, G.R., “Analysis of Stresses and Strain near the End of a Crack Transversing a Plate”, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 24, 361-364, (1957).

Jiang, W., Yahiaoui, K., “Effect of welding sequence on residual stress distribution in a multipass welded piping branch junction”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 95, doi: 10.1016/j.ijpvp.2012.05.006, (2012).

Joseph, O.O., Loto, C.A., Sivaprasad, S., Ajayi, J.A., Tarafder, S., “Comparative assessment of the fracture behaviour of micro-alloyed and API-5L X65 steels in simulated fuel grade ethanol environment”, *Engineering Fracture Mechanics*, doi: 10.1016/j.engfracmech.2017.08.012, (2017).

Kim, Y.J., Kim, J.S., Schwalbe, K.H., Kim, Y., “Numerical investigation on J-integral testing of heterogeneous fracture toughness testing specimens: Part 1 – weld metal cracks”, *Fatigue Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 26, doi: 10.1046/j.1460-2695.2003.00676.x, (2003).

Koo, J. M., Huh, Y., Seok, C. S., “Influence of the strength mismatch of a narrow gap welded joint of SA508 on the plastic η factor” *Journal of Materials Engineering and Performance.*, Vol. 21, doi: 10.1007/s11665-012-0187-2 (2012^b).

Koo, J. M., Huh, Y., Seok, C. S., “Plastic η factor considering strength mismatch and crack location in narrow gap weldments” *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 247, doi: 10.1016/j.nucengdes.2012.02.016, (2012^a).

Kumar, S., Khan, I. A., Bhasin, V., Vaze, K. K., “Influence of weld strength mismatch on crack length measurement using compliance technique”, *Procedia Engineering*, Vol. 86, doi: 10.1016/j.proeng.2014.11.034, (2014).

Leggatt, R.H., “Residual stresses in welded structures”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 85, doi: 10.1016/j.ijpvp.2007.10.004, (2008).

Lezcano, R., Rodriguez, C., Penuelas, I., Betegon, C., Belzunce, F. J., “Effect of mechanical mismatching on the ductile-to-brittle transition curve of welded joints”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 16, doi: 10.1016/j.engfailanal.2009.04.030, (2009).

Lindqvist, S., Sarikka, T., Ahonen, M., Hanninen, H., “The effect of crack path on tearing resistance of a narrow-gap Alloy 52 dissimilar metal weld”, *Engineering Fracture Mechanics*, doi: 10.1016/j.engfracmech.2018.05.043, (2018).

Ling, K., Wang, Z. D., Xuan, F. Z., “Numerical studies of estimation of fracture parameters for mismatched welded joints with haz cracks”, *International Journal of Iron and Steel Research*, Vol. 22, doi: 10.1016/S1006-706X(15)30079-0, (2015).

Midawi, A. R. H., Simha, C. H. M., Gerlich, A. P., “Assessment of yield strength mismatch in X80 pipeline steel welds using instrumented indentation”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, doi: 10.1016/j.ijpvp.2018.09.014, (2018).

Neves, J., Loureiro, A., “Fracture toughness of welds-effect of brittle zones and strength mismatch” *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 153, doi: 10.1016/j.jmatprotec.2004.04.120, (2004).

Nikhil, R., Krishnan, S. A., Sasikala, G., Shashank Dutt, B., Moitra, A., “Evaluation of plastic “eta” factor for welds of SS316L(N) with high strength mismatch ratio”, *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 28, doi: 10.1007/s11665-018-3811-y, (2018).

Ohta, A., Soya, I., Nishijima, S., Kosuge, M., “Statistical evaluation of fatigue crack propagation properties including threshold stress intensity factor”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 34, doi: 10.1016/0013-7944(86)90265-1, (1986).

Paris, P.C., Erdoğan, F., “A Critical Analysis of Crack Propagation Laws”, *Journal of Basic Engineering*, Vol. 85, doi: 10.1115/1.3656900, (1960).

Paris, P.C., Gomez, M.P., Anderson, W.P., “A Rational Analytic Theory of Fatigue”, *The Trend in Engineering*, Vol. 13, 9-14, (1961).

Pouget, G., Reynolds, A.P., “Residual stress and microstructure effects on fatigue crack growth in AA2050 friction stir welds”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 30, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2007.04.016, (2008).

Qian, X., Dodds, R. H., Choo, Y. S., “Elastic-plastic crack driving force for tubular K-joints with mismatched welds” *Engineering Structures*, Vol. 29, doi: 10.1016/j.engstruct.2006.06.024, (2007).

Rakin, M., Gubelj, N., Dobrojevic, M., Sedmak, A., “Modelling of ductile fracture initiation in strength mismatched welded joint”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 75, doi: 10.1016/j.engfracmech.2007.04.026, (2008).

Rakin, M., Medjo, B., Gubeljak, N., Sedmak, A., “Micromechanical assessment of mismatch effects on fracture of high-strength low alloyed steel welded joints”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 109, doi: 10.1016/j.engfracmech.2013.06.010, (2013).

Ran, M., Sun, F., Li, G., Kanvinde, A., Wang, Y., Xiao, R.Y., “Experimental Study on the Behavior of Mismatched Butt Welded Joints of High Strength Steel”, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 153, doi: 10.1016/j.jcsr.2018.10.003, (2019).

Ravi, S., Balasubramanian, V., Nasser, S.N., “Effect of mis-match ratio (MMR) on fatigue crack growth behaviour of HSLA steel welds”, *Engineering Failure Analysis*, Vol. 11, doi: 10.1016/j.engfailanal.2003.05.013, (2004).

Rice, J.R., “A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks”, *Journal of Applied Mechanics*, Vol. 35, doi: 10.1115/1.3601206, (1968).

Rice, J.R., Rosengren, G.F., “Plane Strain Deformation near a Crack Tip in a Power Law Hardening Material”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 16, doi: 10.1016/0022-5096(68)90013-6, (1968).

Sarikka, T., Ahonen, M., Mougnot, R., Nevasmaa, P., Karjalainen-Roikonen, P., Ehrnsten, U., Hanninen, H., “Effect of mechanical mismatch on fracture mechanical behavior of SA 508-Alloy 52 narrow gap dissimilar metal weld”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, doi: 10.1016/j.ijpvp.2017.08.003, (2017).

Saxena, A., “Role of nonlinear fracture mechanics in assessing fracture and crack growth in welds”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 74, doi: 10.1016/j.engfracmech.2006.08.020, (2007).

Sarzosa, D.F.B., Godefroid, L.B., Ruggieri, C., “Fatigue crack growth assessment in welded components including crack closure effects: Experiments and 3-D numerical modelling”, *International Journal of Fatigue*, Vol. 47, doi: 10.1016/j.ijfatigue.2012.09.009, (2013).

Schuck, A., Wallbrink, C., McDonald, M., “An investigation of an elastic plastic crack tip plastic zone size parameter for fatigue analysis in highly stressed aerospace structures”, *16th Australian International Aerospace Congress*, Barton, Australia, (2015).

Shih, C.F., “Relationship between the J-integral and the Crack Opening Displacement for Stationary and Extending Cracks”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Vol. 29, doi: 10.1016/0022-5096(81)90003-X, (1981).

Shih, C.F., Hutchinson, J.W., “Fully Plastic Solutions and Large Scale Yielding Estimates for Plane Stress Crack Problems”, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 98, doi: 10.1115/1.3443380, (1976).

Stefane, P., Naib, S., Hertele, S., Waele, W., Gubeljak, N., “Crack tip constraint analysis in welded joints with pronounced strength and toughness heterogeneity”, *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, Vol. 103, doi: 10.1016/j.tafmec.2019.102293, (2019).

Tagawa, T., Kayamori, Y., Ohata, M., Handa, T., Kawabata, T., Yamashita, Y., Tsutsumi, K., Yoshinari, H., Aihara, S., Hagihara, Y., “Comparison of CTOD standards: BS 7448-Part 1 and revised ASTM E1290”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 77, doi: 10.1016/j.engfracmech.2009.02.009, (2010).

Takashima, Y., Ohata, M., Minami, F., “CTOD toughness correction for laser welded joints with narrow hardened zone”, *Procedia Materials Science*, Vol. 3, doi: 10.1016/j.mspro.2014.06.164, (2014).

Thaulow, C., Ranestad, O., Hauge, M., Zhang, Z., Toyoda, M., Minami, F., “FE calculations of stress fields from cracks located at the fusion line of weldments”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 57, doi: 10.1016/S0013-7944(97)00055-6, (1997).

Vural, M., Piroğlu, F., Çağlayan, Ö.B., Uzgider, E., “Yapı Çeliklerinin Kaynaklanabilirliği”, *Türkiye Mühendislik Haberleri*, Sayı 426, (2003).

Wang, H.T., Wang, G.Z., Xuan, F.Z., Tu, S.T., “An experimental investigation of local fracture resistance and crack growth paths in a dissimilar metal welded joint”, *Materials and Design*, Vol. 44, doi: 10.1016/j.matdes.2012.07.067, (2013).

Wells, A.A., “Unstable Crack Propagation in Metals: Cleavage and Fast Fracture”, *Proceedings of the Crack Propagation Symposium*, Vol. 1, United Kingdom, (1961).

Wilkerson, R.P., “Biomimetic “Nacre-Like”, Metal-Compliant-Phase Ceramics Produced via Coextrusion”, PhD Thesis, *University of California*, Berkeley, CA, USA, (2018).

Williams, M.L., Ellinger, G.A., “Investigation of Structural Failures of Welded Ships”, *Welding Journal*, Vol. 32, 498-528, (1953).

Xue, H., Ogawa, K., Shoji, T., “Effect of welded mechanical heterogeneity on local stress and strain ahead of stationary and growing crack tips”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 239, doi: 10.1016/j.nucengdes.2008.12.024, (2009).

Yaghi, A., Hyde, T.H., Becker, A.A., Sun, W., Williams, J.A., “Residual stress simulation in thin and thick-walled stainless steel pipe welds including pipe diameter effects”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 83, doi: doi.org/10.1016/j.ijpvp.2006.08.014, (2006).

Younise, B., Sedmak, A., Rakin, M., Gubeljak, N., Medjo, B., Burzic, M., Zrilic, M., “Micromechanical analysis of mechanical heterogeneity effect on the ductile tearing of weldments”, *Materials and Design*, Vol. 37, doi: 10.1016/j.matdes.2012.01.001, (2012).

Zerbst, U., “Application of fracture mechanics to welds with crack origin at the weld toe: a review Part 1: Consequences of inhomogeneous microstructure for materials testing and failure assessment.”, *Weld World*, doi: 10.1007/s40194-019-00801-5, (2020^a).

Zerbst, U., “Application of fracture mechanics to welds with crack origin at the weld toe: a review Part 2: welding residual stresses. Residual and total life assessment”, *Weld World*, doi: 10.1007/s40194-019-00816-y, (2020^b).

Zerbst, U., Ainsworth, R.A., Beier, H.T., Pisarski, H., Zhang, Z.L., Nikbin, K., Nitschke-Pagel, T., Münstermann, S., Kucharczyk, P., Klingbeil, D., “Review on fracture and crack propagation in weldments – A fracture mechanics perspective”, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 132, doi: 10.1016/j.engfracmech.2014.05.012, (2014).

7. ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı : Ahmet Can YILDIZ

Doğum Yeri ve Tarihi : Aliğa, İzmir – 22/02/1997

Lisans Üniversite :Makine Mühendisliği, Mühendislik Fakültesi,
Pamukkale Üniversitesi

Elektronik posta : yildizacn@gmail.com

İletişim Adresi : Örnekköy Mahallesi 1847/6 Sokak No:17 D:7
Karşıyaka/İzmir