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

MAGNEZYUMDAN KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN ENERJİ YÖNTEMLERİNE DAYANARAK YORULMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

NAİL TÜZÜN

DENİZLİ, TEMMUZ - 2015

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

MAGNEZYUMDAN KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN ENERJİ YÖNTEMLERİNE DAYANARAK YORULMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

NAİL TÜZÜN

DENİZLİ, TEMMUZ - 2015

KABUL VE ONAY SAYFASI

Nail TÜZÜN tarafından hazırlanan "**MAGNEZYUMDAN KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN ENERJİ YÖNTEMLERİNE DAYANARAK YORULMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ**" adlı tez çalışmasının savunma sınavı 30.06.2015 tarihinde yapılmış olup aşağıda verilen jüri tarafından oy birliği ile Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makina Mühendisliği Anabilim Dalı Yüksek Lisans Tezi olarak kabul edilmiştir.

Jüri Üyeleri	İmza
Danışman Doç. Dr. Özler KARAKAŞ	....
Üye Prof. Dr. Alper GÜLSÖZ	....
Üye Yrd. Doç. Dr. Arzum ULUKÖY	....

Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu'nun 22.07.2015 tarih ve 27/07 sayılı kararıyla onaylanmıştır.

....

Prof. Dr. Orhan KARABULUT

Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü

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.

Nail TÜZÜN

ÖZET

MAGNEZYUMDAN KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN ENERJİ YÖNTEMLERİNE DAYANARAK YORULMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ
YÜKSEK LİSANS TEZİ
NAİL TÜZÜN
PAMUKKALE ÜNİVERSİTESİ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ
MAKİNA MÜHENDİSLİĞİ ANABİLİM DALI

(TEZ DANIŞMANI: DOÇ. DR. ÖZLER KARAKAŞ)

DENİZLİ, TEMMUZ - 2015

Mekanik bileşenlerin yorulma dikkate alınarak tasarlanması, yorulma ile oluşabilecek ani ve beklenmedik hasarların yaratabileceği olumsuz sonuçların önüne geçilebilmesi için büyük önem taşır. Bu tip tasarımların yapılabilmesi için yorulma ömrünü hassas ve etkili biçimde tespit edebilecek yöntemlere ihtiyaç duyulmaktadır.

Son yıllarda daha da öne çıkan magnezyum ve alaşımları, yüksek özgül dayanım ve düşük yoğunluğu sayesinde hafif ve dayanıklı tasarımlar yapılabilmesine olanak sağlamaktadır. Özellikle ağırlığın önemli olduğu uygulama alanlarında tercih edilen magnezyum alaşımlarının yorulma davranışlarının incelenmesi, bu tip uygulamalardaki tasarımlara büyük katkı sağlayacaktır. Bu sebeple magnezyum alaşımlarının kaynaklı bileşenlerinin yorulma davranışlarının incelenmesi de aynı derecede önem taşır.

Bu çalışmada yorulma yüklemelerine maruz kalan malzemelerin elasto-plastik davranışlarından dolayı açığa çıkan enerjilerin hesaplama yöntemleri incelenmiştir. Birden fazla yöntemle hesaplanan enerji değerleri yorulma ömürleri ile ilişkilendirilmiş ve bu enerji değerlerinin yorulma ömrü değerlendirilmesinde bir parametre olarak kullanılabilmesi konusuna değinilmiştir.

ANAHTAR KELİMELER: Yorulma davranışı, enerji yöntemleri, magnezyum, kaynaklı birleştirmeler

ABSTRACT

FATIGUE ASSESSMENT OF MAGNESIUM WELDED JOINTS BASED ON ENERGY METHODS
MSC THESIS
NAİL TÜZÜN
PAMUKKALE UNIVERSITY INSTITUTE OF SCIENCE
MECHANICAL ENGINEERING

(SUPERVISOR:ASSOC. PROF. DR. ÖZLER KARAKAŞ)

DENİZLİ, JULY 2015

Considering fatigue during the design of mechanical components is vitally important to prevent the negative outcomes that might occur due to sudden and unexpected fatigue damage. In order to design against fatigue, methods that can accurately and effectively evaluate the fatigue life are required.

Magnesium and its alloys, which became even more prominent in recent years, allow light and durable designs due to their high specific strength and low density. Evaluating the fatigue behaviour of magnesium alloys that is especially preferred in fields of application where weight is important can benefit the designs of such applications immensely. Therefore researching the fatigue behaviour of welded joints of the magnesium alloys is equally important.

In this study, calculation of energy that is formed due to the elasto-plastic behaviour of the materials subjected to fatigue loading is evaluated. Energy values that are calculated via several methods correlated to the fatigue life and the possibility of using these energy values as a parameter in order to evaluate fatigue life is considered.

KEYWORDS: Fatigue behaviour, energy methods, magnesium, welded joints

İÇİNDEKİLER

Sayfa

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa

TABLO LİSTESİ

Sayfa

SEMBOL LİSTESİ

$\boldsymbol{\sigma}$	:	Yerel gerilme
$\boldsymbol{S}$	:	Uzak alan gerilmesi
$\boldsymbol{\varepsilon}$	:	Yerel şekil değiştirme
$\boldsymbol{e}$	:	Uzak alan şekil değiştirmesi
$\boldsymbol{K_t}$	:	Elastik (Teorik) gerilme konsantrasyonu faktörü
$\boldsymbol{W_e}$	:	Elastik şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{W_p}$	:	Elasto-plastik şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{K_\sigma}$	:	Gerilme konsantrasyon faktörü
$\boldsymbol{K_\varepsilon}$	:	Şekil değiştirme konsantrasyon faktörü
$\boldsymbol{E}$	:	Elastisite modülü
$\boldsymbol{G}$	:	Kayma modülü
$\boldsymbol{K}$	:	Dayanım katsayısı
$\boldsymbol{n}$	:	Şekil değiştirme sertleşme (pekleşme) üssü
$\boldsymbol{\bar{\sigma}}$	:	Gerçek gerilme
$\boldsymbol{\bar{\varepsilon}}$	:	Gerçek şekil değiştirme
$\Delta\boldsymbol{\sigma}$	:	Gerilme aralığı
$\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$	:	Şekil değiştirme aralığı
$\boldsymbol{\sigma_{eş}}$	:	Eşdeğer von Mises gerilmesi
$\boldsymbol{\varepsilon_{eş}}$	:	Eşdeğer von Mises şekil değiştirmesi
$\boldsymbol{\nu}$	:	Poisson oranı
$\boldsymbol{p}$	:	Biriken plastik şekil değiştirme
$\boldsymbol{R(p)}$	:	İzotropik sertleşme yasası
$\boldsymbol{\sigma_y}$	:	Akma gerilmesi
$\boldsymbol{\sigma_H}$	:	Hidrostatik gerilme
$\boldsymbol{Tr}$	:	Gerilme üç-eksenlilik oranı
$\boldsymbol{R_\nu}$	:	Üç-eksenlilik fonksiyonu
$\boldsymbol{W_o}$	:	Şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{W_\sigma}$	:	Yerel şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{W_S}$	:	Uzak alan şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{\delta W}$	:	İş artımı
$\boldsymbol{\vec{T}}$	:	Çekim kuvveti
$\boldsymbol{\delta\vec{u}}$	:	Yer değişimi
$\boldsymbol{dS}$	:	Belirli hacim bölümü
$\boldsymbol{\sigma_{ij}}$	:	Yerel gerilme bileşeni
$\boldsymbol{\varepsilon_{ij}}$	:	Toplam şekil değiştirme bileşeni
$\boldsymbol{\varepsilon_{ij}^e}$	:	Elastik şekil değiştirme bileşeni
$\boldsymbol{\varepsilon_{ij}^p}$	:	Plastik şekil değiştirme bileşeni
$\boldsymbol{E_s}$	:	Plastik şekil değiştirme eğrisine karşı efektif gerilmenin sekant modülü
$\boldsymbol{\sigma_e}$	:	Efektif gerilme
$\boldsymbol{\varepsilon_e^e}$	:	Efektif plastik şekil değiştirme
$\boldsymbol{\varepsilon_e^p}$	:	Efektif plastik şekil değiştirme
$\boldsymbol{s_{ij}}$	:	Gerilme deviatör tensörü
$\Delta\boldsymbol{W_p}$	:	Plastik şekil değiştirme enerjisi aralığı
$\Delta\boldsymbol{\varepsilon_p}$	:	Plastik şekil değiştirme aralığı

$\boldsymbol{n'}$	:	Çevrimsel şekil değiştirme sertleşmesi üssü
$\boldsymbol{\sigma_f'}$	:	Yorulma dayanım katsayısı
$\boldsymbol{\varepsilon_f'}$	:	Yorulma süneklik katsayısı
$\boldsymbol{N_f}$	:	Çatlak başlangıcına kadar çevrim sayısı
$\boldsymbol{b}$	:	Yorulma dayanım üssü
$\boldsymbol{c}$	:	Yorulma süneklik üssü
$\boldsymbol{\overline{W}_d}$	:	Deviatorik şekil değiştirme enerji yoğunluğu
$\boldsymbol{\rho}$	:	Gerçek kaynak dikiş geçiş bölgesi açısı
$\boldsymbol{e_{d1,2,3}}$	:	Açısal fonksiyon integralleri
$\boldsymbol{\lambda_{1,2,3}}$	:	Özdeğerler
$\boldsymbol{K_{1,2,3}}$	:	Çentik gerilme şiddet faktörleri
$\boldsymbol{R_c}$	:	Silindirik bölge yarıçapı
$\boldsymbol{\sigma_A}$	:	Yorulma dayanımı
$\boldsymbol{K_A}$	:	Kaynak dikiş geçiş bölgesi yorulma dayanımı
$\boldsymbol{t}$	:	Esas plaka kalınlığı
$\boldsymbol{k_1}$	:	Geometrik faktör
$\boldsymbol{\sigma_n}$	:	Normal çekme gerilmesi
$\Delta\boldsymbol{\tau_{maks}}$	:	Maksimum kesme gerilmesi aralığı
$\Delta\boldsymbol{\gamma_{maks}}$	:	Maksimum kesme şekil değiştirmesi aralığı
$\boldsymbol{\tau_f'}$	:	Kesme yorulma dayanım katsayısı
$\boldsymbol{\gamma_f'}$	:	Kesme yorulma süneklik katsayısı
$\boldsymbol{K_f}$	:	Yorulma çentik gerilme konsantrasyon faktörü
$\boldsymbol{r}$	:	Çentik yarıçapı
$\boldsymbol{r_v}$	:	Varsayımsal çentik yarıçapı
$\boldsymbol{R_{p0,2}}$	:	Akma sınırı
$\boldsymbol{R_m}$	:	Maksimum çekme dayanımı
$\boldsymbol{A_5}$	:	Kopma şekil değiştirmesi

KISALTMALAR LİSTESİ

ÇGŞF	**:**	Çentik gerilme şiddet faktörü
ŞDEY	**:**	Şekil değiştirme enerji yoğunluğu
EŞDEY	**:**	Eşdeğer şekil değiştirme enerji yoğunluğu
3B	**:**	3 boyutlu
VÇY	**:**	Varsayımsal çentik yuvarlama
ITAB	**:**	Isı tesiri altındaki bölge

ÖNSÖZ

Bu çalışmada magnezyum alaşımlarından üretilmiş kaynaklı birleştirmelerin yorulma davranışları yorulma deneylerinden elde edilen veriler kullanılarak enerji yöntemleri ile incelenmiştir.

Kendi doktora çalışması için yaptığı deneylerden elde ettiği deney verilerinin kullanılmasına izin vererek bu çalışmanın gerçekleştirilmesine olanak tanıyan ve ayrıca çalışma süresince her türlü yardım ve desteğini esirgemeyen danışman hocam Sayın Doç. Dr. Özler KARAKAŞ'a teşekkürlerimi sunarım.

1. GİRİŞ

Magnezyum ve alaşımları göreceli olarak düşük yoğunluklarına rağmen iyi dayanım değerlerine sahip olduklarından dolayı modern hafif yapılar için önemli bir malzemedir. Magnezyum alaşımlarının özgül dayanımlarının, yani dayanım/ağırlık değerlerinin yüksek olması hafifliğin önem taşıdığı sanayi dalları için çok elverişli bir malzeme olması anlamına gelmektedir.

Birçok makine bileşeni çalışma ömürleri boyunca değişken yüklere maruz kalırlar. Bu değişken yüklerin çıktığı en yüksek gerilme, malzemenin dayanımının altında kalmasına rağmen, yüklerin uygulanmaya devam ettiği çevrim sayısı belli bir değere ulaştığında bileşenlerin aniden yapısal hasara uğramasına sebep olur. İşte görülen bu olaya yorulma adı verilir.

Yorulma tekrarlı yüklemeler altındaki malzemelerde ilerleyen çatlaklar halinde kendisini gösteren bir hasara yol açar. Daha önce bahsedilen ani hasarın sebebi, malzemede ilerleyen bu çatlakların giderek malzemenin dayanımını düşürmesi ve beklenmedik bir şekilde normal şartlardaki dayanımının çok altındaki bir yük değerine dayanamaz hale gelerek kopmasıdır.

Yorulma tekrarlı yüklerin etkisindeki her alanda ortaya çıkabildiğinden ve birçok yapısal bileşen tekrarlı yüklemelere maruz kaldığından, neredeyse bütün mühendislik alanları için yorulmaya karşı tasarımlar üretmek hayati önem taşır. Ayrıca yorulma başlangıcı hasarlarının gözlem yolu ile tespiti oldukça zordur ve çoğunlukla yapısal bileşen kullanılmaz hale gelene kadar fark edilemez. Bu sebeple yapısal elemanların yorulma ömürlerinin tasarım ve geliştirme aşamasında belirlenmesi, kullanım sırasında uğrayabilecekleri beklenmedik hasar riskinin büyük oranda azalmasını sağlar. Bundan dolayı yorulma ömrünü isabetli şekilde tahmin edebilecek, güvenilir yöntemlere ihtiyaç vardır.

Ancak yorulma ömrünü belirleyecek tek bir yöntem bulmak farklı yüklemeler ve farklı tasarımların varlığından dolayı çok zordur. İstenilen durumlara uyum sağlayacak, birleştirilmiş ve genel olarak kabul gören bir yöntemin bulunması, yorulma ömrünün her tasarım için ayrı ayrı belirlenmesindeki zorlukları ortadan kaldırarak, yorulmaya karşı tasarım sürecini kolaylaştırır.

Ömrün değerlendirilmesinde kullanılan enerji yöntemleri, malzemedeki hasar birikimi sırasında deformasyon ve gerilme arasında bir ilişki kurar. Dağılan özgül enerji, malzemenin değişken gerilmelerdeki davranışını gösteren fiziksel temelli parametre olarak kullanılır. Bu yayılan enerji fonksiyonu, malzeme parametreleri ve gerilme arasında bir bağlantı kurulabileceğini gösterir.

Yaygın bir üretim yöntemi olan kaynaklı birleştirmelerin magnezyum ve alaşımlarından üretilen konstrüksiyonlar için yorulma özelliklerinin araştırılması büyük önem taşır. Özellikle taşıt endüstrisi gibi hafifliğin önemli olduğu, dinamik yükler altında çalışan ve kaynaklı birleştirmeler sıkça kullanılan sanayilerde, bu alaşımlardan üretilmiş kaynaklı birleştirmelerin yorulma davranışlarının incelenmesi tasarım sürecinin iyileştirilmesinde daha büyük bir rol oynamaktadır.

Enerji yöntemlerinin temelleri 1960'lı yıllarda Neuber'in yaptığı çalışmalara ve 1980'li yıllardaki Glinka'nın çalışmalarına dayanmaktadır. Yakın dönemde konu üzerine yapılan çalışmalar sınırlı olmakla birlikte literatürde konuya ilişkin kapsamlı yayınlar da bulmak mümkündür. Bu yayınlar Glinka ve Neuber'in teorilerinin uygulanabilirliğini incelemekle birlikte, teorilerin genişletilerek ilk önerilerden farklı durumlar için de uygulanabilmelerini sağlamışlardır (Knop ve diğ. 2000, Duyi Ye ve diğ. 2003). Bunun yanı sıra şekil değiştirme enerji yoğunluğunun farklı yükleme durumları için bir yorulma ve hasar parametresi olarak kullanılabilirliği çeşitli bilim insanları tarafından incelenmiştir (Macha ve Sonsino 1999, Łagoda 2001a, Łagoda 2001b, Łagoda ve Ogonowski 2007, Łagoda ve diğ. 2009, Shahrooi ve diğ. 2010). Son olarak şekil değiştirme enerji yoğunluğunun hesaplanması ile ilgili alternatif yöntemler önerilmiş ve bu yöntemlerin farklı durumlar için uygulanabilirliği incelenmiştir (Tchankov ve Vesselinov 1998, Lazzarin ve diğ. 2010). Ayrıca magnezyumun kaynaklı birleştirmelerinin yorulma davranışını farklı yöntemler ile inceleyen yayınlar da bulunmaktadır (Karakaş ve diğ. 2008, Karakaş ve diğ. 2010, Karakaş 2013)

Bu tez çalışmasında yüksek lisans tez danışmanım Doç. Dr. Özler Karakaş'ın "Biçimlenebilen Magnezyum Alaşımlarından Kaynaklı Yapı Elemanlarının Yorulma

Dayanımı Değerlendirmelerinde Çentik Gerilmesi Yönteminin Uygulanması” (2006) isimli doktora tezi için Fraunhofer İşletme Dayanımı ve Sistem Güvenilirliği Enstitüsü’nde (Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF) gerçekleştirilen kapsamlı deneylerden elde edilen deney sonuçlarından yararlanılarak magnezyumlu kaynaklı birleştirmelerin kaynak dikiş geçiş bölgesindeki enerji değerleri hesaplanmıştır. İlk olarak enerji hesaplamalarının teorik temeli açıklanmış ve çeşitli enerji yöntemlerine değinilmiştir. Daha sonra histerezis eğrileri yöntemi ve çentik gerilme şiddet faktörü yöntemi kullanılarak kaynaklı birleştirmelerin enerji değerleri hesaplanmış ve bu enerji değerlerine karşılık gelen yorulma ömürleri ile eşleştirilerek enerji-yorulma ömrü (W-N) diyagramları sunulmuştur.

1.1 Tezin Amacı

Yorulma yüklemelerine maruz kalan kaynaklı magnezyum birleştirme geometrilerinin deneylerinden elde edilen veriler kullanılarak elasto-plastik davranışlarından dolayı açığa çıkan ve artık gerilmeler olarak yapılarında kalan enerjiler temel hesaplama yöntemleri kullanılarak hesaplanmıştır. Bu enerjiler malzemelerin belirlenen kritik bir bölgede, çatlak başlangıcına kadar depolayabilecekleri en yüksek enerji değerlerine karşılık gelmektedir. Bu enerjilerin yorulma ömrü değerlendirilmesinde bir parametre olarak kullanılarak, yorulmaya karşı tasarımda kullanılabilecek enerji-yorulma ömrü diyagramlarının oluşturulması amaçlanmaktadır.

1.2 Literatür Özeti

Bruhns (2014); Prandtl-Reuss teorisinin uygulanabilirliğini günümüzde halen uygulanabilirliğini incelemiş ve küçük elastik deformasyonlar dışında da kullanılabileceğini bulmuştur.

Coffin (1954); sünek malzemelerde çevrimsel termal gerilmelerin oluşturduğu plastik şekil değiştirmeler ile kopmaya kadarki çevrim sayısı arasında bir ilişki kurmuştur.

Desmorat (2002); hızlı hesaplamalar ile yorulmaya dayanıklı tasarımların eldesi amacıyla basit elastik sonlu eleman hesaplamalarını takip eden art-hesaplamaların kullanımı ile yerelleşmiş plastisite ve hasarın belirlenmesini önermektedir. Bu çalışmada Neuber, şekil değiştirme enerji yoğunluğu veya tamamlayıcı enerji yoğunluğu gibi enerji yöntemleri yoldan bağımsız integrallerin kullanımı ile küçük ölçekli akma için doğrulanmıştır.

Dziubiński (1991); düşük alaşımlı çeliklerden yapılan kaynaklı birleştirmelerinin plastik şekil değiştirme histerezis enerji yoğunluğunu hesaplamak için bir yöntem önermiş ve bu yöntemi deneysel olarak doğrulamıştır

Gasiak ve Pawliczek (2003); çevrimsel yükleme altındaki malzeme davranışını, yorulma sürecini de dikkate alarak inceleyen bir matematiksel model geliştirmişlerdir ve bu modeli ortalama gerilmenin yorulma ömrü üzerindeki etkisini hesaba katmak için bir enerji kriterini geliştirmekte kullanmışlardır.

Glinka (1985); çentik ve çatlaklar etrafındaki elastik-plastik şekil değiştirme ve gerilmelerin hesaplanması için enerji esaslı bir yöntem geliştirmiştir. Bu yöntem çentikte plastik bölgedeki şekil değiştirme enerji yoğunluğunun elastik hesaplamalar ile bulunabileceği esasına dayanır.

Karakaş (2013); magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımlarına ortalama gerilmenin etkisini incelemiştir. Bunun için Smith Watson Topper hasar parametresi ve referans çentik yarıçapı konseptini kullanmıştır.

Karakaş ve diğ. (2010); magnezyum alaşımından yapılmış numunelerin uzama kontrollü yorulma deneylerinden elde edilen veriler kullanılarak, yerel şekil değiştirme konsepti yardımıyla yorulma davranışlarını incelemiştir.

Karakaş ve diğ. (2008); magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmeler incelenmiş ve varsayımsal çentik yarıçapı yardımıyla yerel gerilme konsepti uygulanmıştır.

Karakaş (2006); mikro destek ve farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemleri uygulanarak magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin yorulma davranışları incelenmiştir.

Knop ve diğ. (2000); yerelleşmiş çentik şekil değiştirmelerini hesaplamak için modern asli teori ile Neuber veya Glinka yaklaşımlarını birleştirecek basit bir yöntem geliştirmişlerdir.

Łagoda (2001a); tek eksenli gerilme halinde yorulma ömrünün belirlenmesi için kullanılan enerji modelleri incelenmiş ve yeni bir model önerilmiştir.

Łagoda (2001b); yorulma ömrünün belirlenmesinde tek eksenli değişken yüklemeler için kullanılan enerji modellerini doğrulamıştır.

Łagoda ve Ogonowski (2007); karmaşık gerilme durumu ve gerilme yığılmaları altındaki kritik düzlemi temel alan bir enerji hasar parametresini incelemişler ve normal ve kesme şekil değiştirme enerji yoğunluğu parametrelerinin kombinasyonlarını da içeren iki kriter önerilmiştir.

Łagoda ve diğ. (2009); sinterlenmiş Fe-Cu alaşımı (1,5% Cu) ve üç tip sinterlenmiş Fe-Cu-Ni alaşımından imal edilmiş numuneleri yorulma testlerine tabii tutmuş ve bütün sonuçları kritik düzlemde şekil değiştirme enerji yoğunluğu parametreleri kriterinde değerlendirmiştir.

Lazzarin ve Tovo (1998); kaynak dikiş geçiş bölgesinde gerilme dağılımını gösteren çentik gerilme şiddek faktörününe dayanan bir gerilme bölgesi yaklaşımı ortaya koymuştur.

Lazzarin ve diğ. (2010); ŞDEY ve ÇGŞF arasındaki ilişkiyi V çentikli bazı tipik kaynak geometrilerini inceleyerek, ŞDEY- esaslı prosedürün delik, U ve V çentikleri için teorik gerilme konsantrasyon faktörlerinin bulunmasındaki başarısını ortaya koymuştur.

Lazzarin ve diğ. (2008); kaynak dikiş geçiş bölgesi keskin V-çentiği şeklinde modellenmiş ve düzlem problemlerindeki yerel gerilme dağılımları ilgili mod I ve mod II çentik gerilme şiddet faktörleri (ÇGŞFler) temelinde verilmiş, kaynaklı numunelerde çentik gerilme şiddet yaklaşımı kullanılarak yorulma incelemesi yapmışlardır.

Lazzarin ve diğ. (2004); ÇGŞF yöntemini birleşik yüklemelere maruz kalan numunelerin çok eksenli yorulma hali için genişleterek, eşdeğer bir ÇGŞF önermişlerdir.

Macha ve Sonsino (1999); çok eksenli yorulmanın enerji esaslı kriterini, hasar parametresi olarak alınan her çevrim için şekil değiştirme enerji yoğunluğu türüne göre incelemiştir.

Manson (1954); termal gerilmelere maruz kalan malzemelerin davranışlarını incelemiş ve malzemenin fiziksel özellikleri ile termal şok dayanımı arasında ilişki kuran bir formül önermiştir.

Molski ve Glinka (1981); çentik kökündeki elastik şekil değiştirme enerjisi ile elastik gerilme konsantrasyon faktörü arasında ilişki kurarak enerji esaslı bir yerel plastik gerilme-şekil değiştirme hesaplama yöntemi geliştirmişlerdir.

Neuber (1946); Hooke kanununun uygulanamadığı gerilme konsantrasyonlarında gerilme-şekil değiştirme ilişkilerinin belirlenmesi için bir formül geliştirmiştir.

Radaj ve diğ. (2009); üç çeşit kaynaklı birleştirmeyi yorulma dayanımları açısından şekil değiştirme enerji yoğunluğu (ŞDEY) ve varsayımsal çentik yuvarlatma (VÇY) kavramlarını kullanarak kıyaslamıştır.

Ramberg ve Osgood (1943); gerilme-şekil değiştirme eğrilerini tanımlayan bir eşitlik bulmuşlardır.

Varvani-Farahani (2000); kritik düzlemde hesaplanan enerji değerlerinin toplamından oluşan yeni bir çok eksenli yorulma parametresi önermiştir.

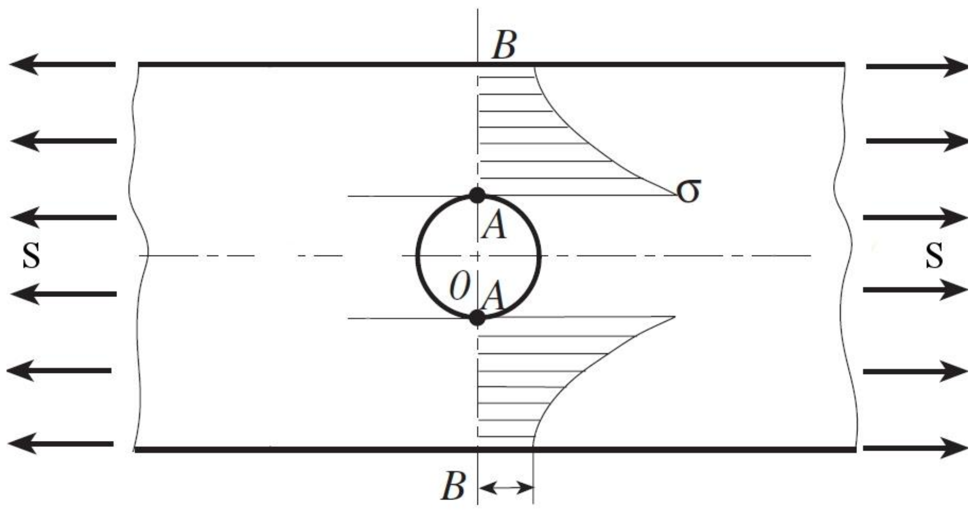
Ye ve diğ. (2004); monotonik ve çevrimsel yüklemeler altındaki elastik-plastik bir gövdenin enerji temelindeki analizinin Neuber kuralı ile eşlenik şekil değiştirme enerji yoğunluğu (EŞDEY) yöntemi arasında fiziksel bir alaka olduğunu ortaya koymuştur.

2. ENERJİ YÖNTEMLERİNİN TEORİK TEMELİ

Enerji yöntemlerinin temelleri Neuber ve Glinka'nın çalışmalarına dayanmaktadır. Bu sebeple bu çalışmaların incelenmesi, enerji yöntemlerinin anlaşılması için büyük önem taşır.

2.1 Gerilme Konsantrasyon Faktörü

Gerilme konsantrasyonları, herhangi bir yüklü malzeme için yerel olarak uzak alan gerilmelerinden daha yüksek olan gerilmelerdir. Gerilmeler bir parçanın geometrisine göre artıp azalır ve ani geometrik değişimlerin oluştuğu bölgelerde uzak alan gerilmelerinden iki-üç kat daha büyük olabilir. Parçadaki delik ve çentikler bu tip ani geometrik değişimlere örnektir. Şekil 2.1'de çentikli bir numunede gerilmeler gösterilmiştir.



Şekil 2.1: Çentikli bir numune örneği ve oluşan gerilmeler.

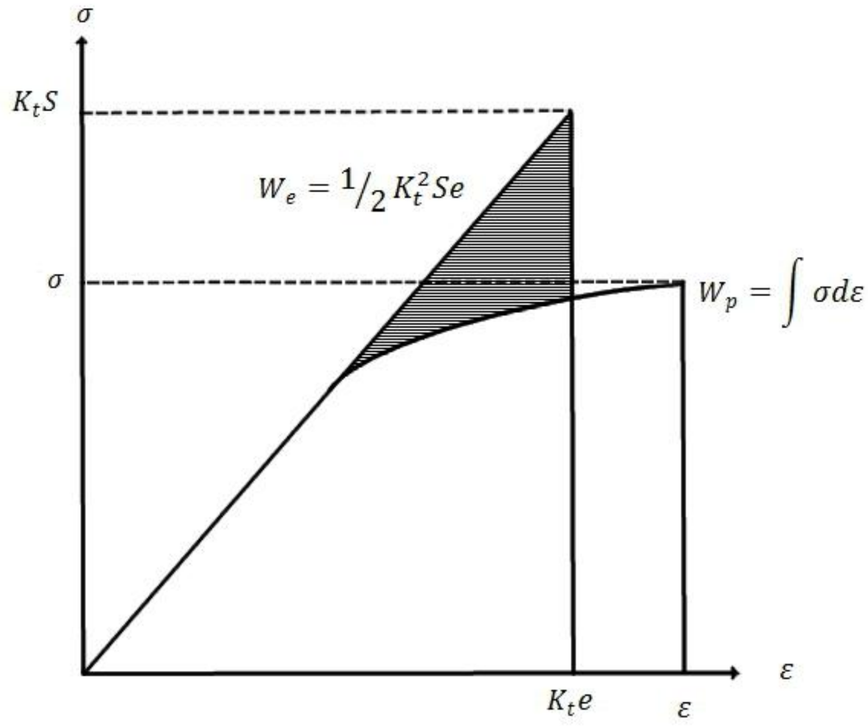
Tanımlanmış bir geometri ve uygulanan yükler verildiğinde yerel (çentik kökü) gerilme σ ile uzak alan gerilmesi S oranı belirlenebilir ve bu oran σ ve S gerilme-şekil değiştirme eğrisinin doğrusal bölgesinde kaldığı sürece sabittir. Çentikli bir numune için maksimum gerilme çentik kökünde oluşur. Maksimum gerilmenin nominal gerilmeye oranı gerilme konsantrasyon faktörüdür ve bu (2.1) eşitliği ile ifade edilmiştir.

$$K_t = \frac{\sigma}{S} \tag{2.1}$$

Burada esas alınan K_t, elastik modeli esas alan teorik gerilme konsantrasyon faktörüdür. Bu değer teorik olarak adlandırılmasına rağmen değeri analitik çözümlerden veya sonlu eleman analizlerinden hesaplanabilir. Yöntemden bağımsız olarak bu değer sabittir ve elastik aralıktaki her gerilme için doğrudur.

Çentik veya delik gibi geometriler için gerilmenin hesaplanmasındaki zorluklar yerel akma oluştuğunda gerçekleşir. Her ne kadar gerilme konsantrasyon faktörü elastik bölgede sabit kalsa da plastik akma gerçekleştiği anda çentik etrafındaki akma bölgesinin de artmasıyla bu gerilme konsantrasyon faktörü küçülür. Buna yerel akmaların tamamen engellendiği yapısal olarak etkin tasarımların üretilmesinin çok zor olduğu veya mümkün olmadığı durumlarda rastlanır. Yerel gerilmeler gerilme-şekil değiştirme eğrisinin doğrusal kısmını geçtiğinde çentik kökündeki yerel gerilme ve şekil değiştirmelerin hesaplanması daha zor hale gelir. Her ne kadar sonlu eleman hesaplamaları ile bu değerler bulunabilse de çok tekrarlı yüklemenin düşünülmesi gereken yorulma hesaplamalarında bu zahmetli ve zaman alan bir işlemdir.

1961'de, H. Neuber plastik bölgeye kadar yüklenmiş bir çentikteki gerilme ve şekil değiştirmeler arasında bir ilişki ortaya koydu (Neuber 1961). Neuber'in çıkarımlarının ilk hali zamanla genişletilerek genel çentik problemlerine uygulanmıştır. Özellikle 1980'lere gelindiğinde yorulma analizlerinde kullanılan temel yöntem haline gelmiştir. Ancak yıllar geçtikçe, özellikle de kullanımı yaygınlaşınca alternatif yöntemler önerilmiştir.



Şekil 2.2: Şekil değiştirme enerji yoğunluğu eşitliğinin gösterimi.

Bu önerilerden biri olan Glinka'nın (1981) yaklaşımı malzemenin akma bölgesindeki şekil değiştirme enerji yoğunluğunun malzemenin elastik olduğu düşünüldüğünde bulunan şekil değiştirme enerji yoğunluğuna eşit olduğu esasına dayanır. Bu durum Şekil 2.2'de gösterilmiştir. Burada W_e malzemenin elastik olduğu farz edildiğinde bulunan şekil değiştirme enerji yoğunluğudur ve doğrusal eğrinin altındaki bölgeye eşittir. W_p ise elasto-plastik malzeme için şekil değiştirme enerji yoğunluğudur ve doğrusal olmayan eğrinin altında kalan alana eşittir. Bu varsayım elastik modelin şekil değiştirme enerji yoğunluğundan elasto-plastik bölgede gerilme konsantrasyon faktörünün hesaplanabilmesine olanak sağlamıştır. Bu öneri yerel plastik akmanın oluşturduğu plastik kısmı çevreleyen malzemenin elastik bölgede büyük bir hacminin bulunduğu esasına dayanır. Glinka (1985) ilerleyen yıllarda çalışmalarını ilerleterek önerilerini düzlem gerilme ve şekil değiştirme problemlerine uygulanacak şekilde genişletti.

2.2 Neuber Modeli

Neuber’in önerisine göre plastik akmaya maruz kalan çentik kökünde elastik gerilme konsantrasyon faktörü, gerilme konsantrasyon faktörü ve şekil değiştirme konsantrasyon faktörünün geometrik ortalamasıdır ve (2.2) eşitliği ile ifade edilir (Neuber 1961).

$$K_t = \sqrt{K_\sigma K_\varepsilon} \tag{2.2}$$

Burada;

$$K_\sigma = \frac{\sigma}{S} \quad ve \quad K_\varepsilon = \frac{\varepsilon}{e}$$

K_t elastik gerilme konsantrasyon faktörü, K_σ gerilme konsantrasyon faktörü, K_ε şekil değiştirme konsantrasyon faktörü, S uzak-alan gerilmesidir.

Eğer dolaylı gerilme doğrusal aralıkta ise, (2.2) eşitliği aşağıdaki gibi düzenlenerek (2.3) eşitliği elde edilir.

$$K_t^2 = K_\sigma K_\varepsilon$$
$$K_t^2 = \frac{\sigma}{S}\frac{\varepsilon}{e}$$
$$K_t^2 = \frac{\sigma}{S}\frac{\varepsilon E}{S}$$
$$(K_t S)^2 = E\sigma\varepsilon \tag{2.3}$$

(2.3) eşitliğinde σ ve ε olmak üzere iki bilinmeyen bulunmaktadır. (2.3) eşitliğinin çözülebilmesi için gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin tanımlanması gereklidir. En yaygın gerilme-şekil değiştirme ilişkilerinden biri olan Ramberg-Osgood eğrileri (2.3) eşitliğine uygulanabilir. Tek eksenli gerilme durumu için (2.4) eşitliği yazılabilir.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{2.4}$$

Burada elastisite modülü E , dayanım katsayısı K ve şekil değiştirme sertleşme üssü n tek eksenli gerilme-şekil değiştirme eğrisine uygulanan bir eğri uydurma işleminden elde edilmiştir. Eşitlik (2.3), eşitlik (2.4) kullanılarak yeniden düzenlendiğinde (2.5) eşitliği elde edilmiştir.

$$\frac{(K_t S)^2}{E} = \frac{\sigma^2}{E} + \sigma\left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \qquad (2.5)$$

Yukarıda elde edilen eşitlikte Ramberg-Osgood eğrisi kullanılan gerilme-şekil değiştirme ilişkisinde gerçek gerilme $\bar{\sigma}$ ve gerçek şekil değiştirme $\bar{\varepsilon}$ esas alınmıştır. Ancak sonlu eleman analizi esaslı hesaplamalar mühendislik gerilme σ ve şekil değiştirme ε değerlerini kullanmaktadır. Gerçek ile mühendislik gerilme-şekil değiştirme değerleri arasındaki, boyunlanma başlangıcına kadar geçerli ilişki (2.6) eşitliklerinde verilmiştir.

$$\bar{\varepsilon} = \ln(1+\varepsilon) \qquad \bar{\sigma} = \sigma(1+\varepsilon) \qquad (2.6)$$

Küçük şekil değiştirme değerleri için gerçek ve mühendislik gerilme-şekil değiştirme değerleri arasındaki fark göz ardı edilebilir miktardadır. Bu nedenle kayda değer hatalara sebep olmadan mühendislik değerleri, gerçek değerlerin yerine kullanılabilir.

Neuber kuralı çentik gerilme ve şekil değiştirmelerini hesaplamakta kullanılan iyi oturmuş bir mühendislik aracı olmasına rağmen, bu değerleri olduğundan daha büyük hesapladığı bilinmektedir (Molski ve Glinka 1981). Yorulma hesaplamaları için şekil değiştirme değerlerinin doğru belirlenmesi büyük önem taşıdığından, daha hassas bir yöntemin kullanılması yorulmaya karşı yapılan tasarımları geliştirecektir.

2.3 Genişletilmiş Neuber yöntemi

Neuber yöntemi başlangıçta kesme kuvveti için önerilmiştir (Neuber 1961) ve aynı yüklere maruz kalan aynı geometrinin elastik ve elasto-plastik hesaplamaları arasındaki enerji eşitliği esasına dayanır. Tek boyutlu gerilme halleri için elastisitedeki gerilme şekil değiştirme çarpımının elasto-plastik analizler ile hesaplanan aynı çarpıma yerel olarak özdeş olduğu varsayılmıştır. Plastik hal ise iki temel eşitliğin gerilme şekil değiştirme çarpımının sabit olduğu hiperbol ile eşleştirilmesi sonucunda belirlenir.

Gerilmenin üç boyutlu halleri için temel hipotez monotonik ve çevrimsel yükleme için sırasıyla (2.7) ve (2.8) eşitliklerinde verilmiştir.

- Monotonik yükleme:

$$\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij} = \left(\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij}\right)_{elas} \tag{2.7}$$

- Çevrimsel yükleme:

$$\Delta\sigma_{ij}\,\Delta\varepsilon_{ij} = \left(\Delta\sigma_{ij}\,\Delta\varepsilon_{ij}\right)_{elas} \tag{2.8}$$

Burada $\Delta\sigma$ ve $\Delta\varepsilon$ çevrimsel yükleme sırasındaki gerilme ve şekil değiştirme aralıklarıdır. Alt indisi "elas." olan ve $(\ldots)_{elas}$ şeklinde gösterilen değerler elastik hesaplamalardan elde edilen değerlerdir. Eşitlik (2.7), buna göre yeniden düzenlendiğinde eşitlik (2.9) elde edilir.

$$\sigma_{eş}\varepsilon_{eş} = \left(\sigma_{eş}\varepsilon_{eş}\right)_{elas} \tag{2.9}$$

Burada $\sigma_{eş}$ ve $\varepsilon_{eş}$ gerilme ve şekil değiştirmenin von Mises eşleniğidir. Serbest kenarlar söz konusu olduğu sürece eşitlik (2.7), eşitlik (2.9) yerine kullanılabilir (Desmorat 2002).

Plastik davranışlar ise Hencky-Mises yasasının birleştirilmesi ile eşitlik (2.10) ve (2.11) ile ifade edilir.

$$\sigma_{ij} = E_{ijkl}\,\varepsilon_{kl} - 3G\,\frac{\sigma_{ij}^{D}}{\sigma_{eş}}\,g(\sigma_{eş}) \tag{2.10}$$

$$p = g\left(\sigma_{eş}\right) = R^{-1}\left(\sigma_{eş} - \sigma_y\right) \tag{2.11}$$

Burada E_{ijkl} izotropik Hooke tensörü, E ve G elastisite ve kesme modülleri, ν Poisson oranı, p biriken plastik şekil değiştirme, $R(p)$ izotropik sertleşme yasası ve σ_y akma gerilmesidir. Eşitlik (2.11) $f = \sigma_{eş} - R(p) - \sigma_y = 0$ akma kriterine karşılık gelir.

Eşdeğer von Mises gerilmesi ile doğrusal olmayan eşitlik (2.7) yeniden düzenlendiğinde (2.12) eşitliği elde edilir.

$$\frac{\sigma_{eş}^2}{3G} + g(\sigma_{eş})\sigma_{eş} = \frac{(\sigma_{eş})_{elas}^2}{3G} + \frac{3(1-2\nu)}{E}\left[(\sigma_H)_{elas}^2 - \sigma_H^2\right] \tag{2.12}$$

Elastik ve plastik çözümlerin hidrostatik gerilmelerinin ($(\sigma_H)_{elas}$ ve σ_H) birbirine yakın oldukları varsayılmıştır (Lemaitre ve Chaboche 1994). Genel durumlarda bu değerler farklıdırlar ve gerilme üç-eksenlilik oranından türetilebilirler. Gerilme üç-eksenlilik oranı Tr, (2.13) eşitliğinde gösterildiği gibi hidrostatik gerilmenin eşlenik gerilmeye bölümü olarak tanımlanır (Rice ve Tracey 1969).

$$Tr = \frac{\sigma_H}{\sigma_{eş}} \qquad \sigma_H = \frac{\sigma_{kk}}{3} \tag{2.13}$$

Neuber yönteminin uygulanmasında bu oranın bilinmesi bir anahtar görevi görür. Üç-eksenlilik fonksiyonu R_ν (2.14) eşitliği ile tanımlanır.

$$R_\nu = \frac{2}{3}(1+\nu) + 3(1-2\nu)Tr^2 \tag{2.14}$$

Neuber'in 3B yükleme için eşdeğer von Mises gerilmesi $R_\nu(Tr)$ 'nin belirlendiği (2.15) eşitliğinin çözümüdür.

$$\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij} = \frac{\sigma_{eş}^2 R_\nu(Tr)}{E} + g(\sigma_{eş})\sigma_{eş} = (\sigma_{ij}\,\varepsilon_{ij})_{elas} = \frac{(\sigma_{eş})_{elas}^2 (R_\nu)_{elas}}{E} \tag{2.15}$$

2.4 Glinka Modeli

Glinka elasto-plastik temel yasalara göre hesaplanan çentik kökündeki enerji yoğunluğunun, eşdeğer uzak-alan yükleme için doğrusal elastik temel yasaları esas alana eşit olduğunu önermiştir.

$$W_o = \int_0^\varepsilon \sigma\, d\varepsilon \tag{2.16}$$

Şekil değiştirme enerji yoğunluğunun (2.16) eşitliğinde açıklanan tanımı kullanılarak, çentik ve uzak alan bölgelerindeki şekil değiştirme enerjileri hesaplanmıştır. Bu hesaplamalarda doğrusal elastik bir gerilme-şekil değiştirme ilişkisi ($\sigma = E\varepsilon$) kullanılmıştır.

Çentik kökü için gerilme-şekil değiştirme ilişkisine göre eşitlik (2.16) yeniden yazıldığında eşitlik (2.17). Bu eşitliğin çözümü ve yeniden düzenlenmesi sonucunda elde edilen eşitlikler sırasıyla eşitlik (2.18) ve (2.19) ile gösterilmiştir:

$$W_\sigma = \int_0^\varepsilon E\varepsilon \, d\varepsilon \qquad (2.17)$$

$$W_\sigma = E\frac{\varepsilon^2}{2} \qquad (2.18)$$

$$W_\sigma = \frac{\sigma^2}{2E} \qquad (2.19)$$

Uzak alan bölgeleri için $\sigma = S$ ve $\varepsilon = e$ alındığında eşitlik (2.20) ve bu eşitliğin düzenlenmesi sonucunda eşitlik (2.21) elde edilmiştir.

$$W_S = E\frac{e^2}{2} \qquad (2.20)$$

$$W_S = \frac{S^2}{2E} \qquad (2.21)$$

Gerilmelerin şekil değiştirme enerjisi cinsinden yeniden yazılması ve bu değerlerin teorik gerilme konsantrasyon faktöründe yerine yazılması sonucu eşitlik (2.22) elde edilir.

$$K_t = \sqrt{\frac{W_\sigma}{W_S}} \qquad (2.22)$$

Ancak Glinka’nın hipotezine göre kökteki şekil değiştirme enerji yoğunluğu, hesaplamaların doğrusal elastik malzeme ve elasto-plastik malzeme için yapılmasına bakılmaksızın aynı değeri verir. Dolayısıyla bu oran çentik kökünde yerel akma gerçekleşirken dahi sabit kalır. Buradaki sav yerel akma bölgesi küçük ve büyük hacimde elastik malzeme ile çevrili ise yerel akma oluştuğunda enerji dağılımı kayda değer miktarda değişmez.

Gerilme-şekil değiştirme ilişkisi için W_σ (2.16) eşitliğinin integrandının değiştirilmesi ile bulunur:

$$\sigma d\varepsilon = \varepsilon d\sigma + \sigma d\varepsilon - \varepsilon d\sigma = d(\sigma\varepsilon) - \varepsilon d\sigma \tag{2.23}$$

(2.23) eşitliğinin (2.16) eşitliğinde yerine yazılması ile (2.24) eşitliği elde edilir.

$$W_\sigma = \int [d(\sigma\varepsilon) - \varepsilon d\sigma] = \sigma\varepsilon - \int_0^\sigma \varepsilon \, d\sigma \tag{2.24}$$

Ramberg-Osgood gerilme-şekil değiştirme ilişkisinin (2.24) eşitliğinde yerine yazılması ile yerel tek eksenli gerilme cinsinden şekil değiştirme enerji yoğunluğu elde edilir. Bu düzenleme aşamalar halinde (2.25), (2.26) ve (2.27) eşitliklerinde verilmiştir.

$$W_\sigma = \frac{\sigma^2}{E} + \left(\frac{1}{K}\right)^{\frac{1}{n}} (\sigma)^{\frac{1}{n}+1} - \int \left[\frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}}\right] d\sigma \tag{2.25}$$

$$W_\sigma = \frac{\sigma^2}{E} + \left(\frac{1}{K}\right)^{\frac{1}{n}} (\sigma)^{\frac{1}{n}+1} - \left[\frac{\sigma^2}{2E} + \left(\frac{1}{K}\right)^{\frac{1}{n}} (\sigma)^{\frac{1}{n}+1} \left(\frac{1}{\frac{1}{n}+1}\right)\right] \tag{2.26}$$

$$W_\sigma = \frac{\sigma^2}{2E} + \left(\frac{\sigma}{1+n}\right)\left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{2.27}$$

K_t oranının (Eşitlik 2.22) (2.27) eşitliğine göre yeniden düzenlenmesi ile uzak alan gerilmesi S, malzeme özellikleri E, n ve K cinsinden olan eşitlik (2.28) elde edilir ve teorik gerilme konsantrasyon faktörü K_t, yerel gerilme σ için sayısal olarak çözülebilir.

$$\frac{(K_t S)^2}{E} = \frac{\sigma^2}{E} + \frac{2\sigma}{1+n}\left(\frac{\sigma}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{2.28}$$

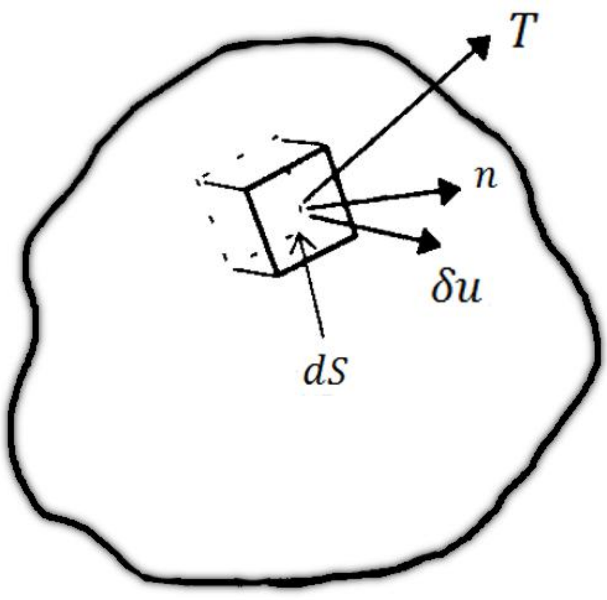
Bu ifade sadece tek eksenli durumlara uygulanabilir.

Glinka'dan (2.28) eşitliği ve Neuber eşitliği (Eşitlik 2.5) incelendiğinde şekil değiştirme enerji yoğunluğu modelinde tek farkın $2/(1+n)$ katsayısı olduğu gözlenebilir. $n < 1$ olduğundan bu katsayı 1'den büyüktür. Dolayısıyla (2.28) eşitliği ile Neuber eşitliğinin sol kısmının birbirine eşit olabilmesi için Glinka modelinde esas alınan yerel gerilmelerin Neuber modelinde esas alınan yerel gerilmelere kıyasla daha küçük olmaları gerekmektedir. Glinka'nın yayınları da bu durumu doğrulamakta ve Neuber metodu ile hesaplanan yerel gerilme ve şekil değiştirmelerin olduğundan yüksek hesaplandığını belirtmektedir (Molski ve Glinka 1981).

2.5 Şekil değiştirme Enerjisi

2.5.1 Şekil değiştirme Enerjisi Prensibi

Genel olarak şekil değiştirebilen bir hacim için dışarıdan uygulanan yükler bir dengeye ulaşılana dek iç gerilme ve şekil değiştirmeler oluşturmaya devam ederler. Sonuç içsel potansiyel enerji veya iş yapabilen depolanmış enerjidir. Başka bir deyişle potansiyel şekil değiştirme enerjisi, şekil değiştirebilen hacmin sıfır gerilme hali referans alındığında iç gerilmelerden dolayı oluşan potansiyel enerjidir. Kayıpların olmadığı bir sistemde iş, sisteme dahil edilen potansiyel enerjiye eşittir. Şekil değiştirme enerjisi ilişkisini tanımlamak için dışarıdan uygulanan yüklere sahip genel bir hacim düşünülebilir (Şekil 2.3).



Şekil 2.3: Şekil değiştirebilen genel bir yapıdaki dış yükler.

Hacmin dS bölümünde etkili çekim gücü T, dışa doğru normal n ve yerdeğişimi δu olarak alındığında, iş artımı (2.29) eşitliği ile gösterilir.

$$\delta W = \iint_S (\vec{T} \cdot \delta\vec{u}) dS \tag{2.29}$$

Potansiyel şekil değiştirme enerjisinin oluşturulması için gerekli temel eşitlikler sınır koşulları eşitlik (2.30), denge eşitlikleri eşitlik (2.31) ve şekil değiştirme – yer değiştirme ilişkileri eşitlik (2.32) olmak üzere tanımlanmıştır.

Sınır koşulları:

$$\begin{aligned} T_x &= \sigma_{xx} n_x + \sigma_{xy} n_y + \sigma_{xz} n_z \\ T_y &= \sigma_{xy} n_x + \sigma_{yy} n_y + \sigma_{yz} n_z \\ T_z &= \sigma_{xz} n_x + \sigma_{yz} n_y + \sigma_{zz} n_z \end{aligned} \tag{2.30}$$

Denge eşitlikleri:

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \sigma_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_{zz}}{\partial z} &= 0 \end{aligned} \tag{2.31}$$

Şekil değiştirme-yer değiştirme ilişkisi (Mühendislik şekil değiştirmeleri):

$$\begin{array}{lll} \varepsilon_{xx} = \dfrac{du}{dx} & \varepsilon_{yy} = \dfrac{dv}{dy} & \varepsilon_{zz} = \dfrac{dw}{dz} \\ \varepsilon_{xy} = \dfrac{dv}{dx} + \dfrac{du}{dy} & \varepsilon_{xz} = \dfrac{dw}{dx} + \dfrac{du}{dz} & \varepsilon_{yz} = \dfrac{dw}{dy} + \dfrac{dv}{dz} \end{array} \tag{2.32}$$

2.5.2 Şekil değiştirme Enerji İlişkisinin Türevi

Bu bölüm için tensör gösterimleri şekil değiştirme enerji terimlerini oluşturmak için kısa gösterim olarak kullanılmıştır. Temel eşitlikler aşağıda yeniden yazılmıştır. Tek değişiklik kesme şekil değiştirmesi terimleridir. Burada tensör kesme şekil değiştirmesi mühendislik kesme şekil değiştirmesi değerinin yarısı kadardır.

Sınır koşulları (Eşitlik 2.33):

$$T_i = \sigma_{ij} n_j \tag{2.33}$$

Denge eşitlikleri (Eşitlik 2.34):

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = \sigma_{ij,j} = 0 \tag{2.34}$$

Şekil değiştirme yer değiştirme ilişkisi (Eşitlik 2.35):

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}\left(u_{i,j} + u_{j,i}\right) \tag{2.35}$$

(2.29) eşitliği sınır koşulları (Eşitlik 2.33) ile değiştirilerek genişletildiğinde (2.36) eşitliği, bu eşitliğin düzenlenmesi ile (2.37) eşitliği ve sonucunda (2.38) eşitliği elde edilir.

$$dW = \iint_S T_i \delta u_i dS \tag{2.36}$$

$$dW = \iint_S \left(\sigma_{ij} n_j\right) \delta u_i dS \tag{2.37}$$

$$dW = \iint_S \left(\sigma_{ij} \delta u_i\right) n_j dS \tag{2.38}$$

Bu noktada Gauss-diverjans teoremi uygulanarak (2.39) eşitliği elde edilir ve düzenlendiğinde iç şekil değiştirme enerjisinin dıştan uygulanan yüklerden elde edildiği (2.40) eşitliği bulunmuş olur.

$$\delta W = \iiint_V \left(\sigma_{ij} \delta u_i\right)_{,j} dV \tag{2.39}$$

$$\delta W = \iiint_V \left(\sigma_{ij,j} \delta u_i + \sigma_{ij} \delta u_{i,j}\right) dV \tag{2.40}$$

Denge eşitlikleri (Eşitlik 2.34), (2.40) eşitliği ile yeniden düzenlendiğinde, ilk terim sıfıra eşitlenir. Sonuçlar simetrik ve ters simetrik matrisler oluşturacak şekilde, (2.41), (2.42) ve (2.43) eşitliklerinde belirtildiği gibi genişletilebilir.

$$\delta W = \iiint_V \sigma_{ij} \left(\frac{1}{2}\delta u_{i,j} + \frac{1}{2}\delta u_{i,j}\right) dV \tag{2.41}$$

$$\delta W = \iiint_V \sigma_{ij} \left[\frac{1}{2}\left(\delta u_{i,j} + \delta u_{j,i}\right) + \frac{1}{2}\left(\delta u_{i,j} + \delta u_{j,i}\right)\right] dV \tag{2.42}$$

$$\delta W = \iiint_V \sigma_{ij} \left(\delta \varepsilon_{i,j} + \delta \omega_{i,j}\right) dV \tag{2.43}$$

Burada ω (2.44) eşitliğindeki gibi tanımlanır.

$$\omega = \frac{1}{2}\left(u_{i,j} - u_{j,i}\right) \tag{2.44}$$

Ancak, ω ters simetrik matris olduğundan ve ters simetrik matrisin simetrik matris ile çarpımı 0'a eşit olduğundan dolayı (2.43) eşitliğinde son terimler kaybolur. Buna göre yeniden düzenlenen eşitlik, (2.45) eşitliğinde verilmiştir.

$$\delta W = \iiint_V \sigma_{ij}\, \delta \varepsilon_{ij}\, dV \tag{2.45}$$

2.6 Şekil değiştirme Enerji Yoğunluğu

(2.45) eşitliği diferansiyel şekil değiştirme enerjisidir. Toplam şekil değiştirme enerjisinin bulunabilmesi için, her şekil değiştirmedeki integrasyon hacim integrali içerisinde gerçekleştirilebilir. Şekil değiştirme enerji yoğunluğu, birim hacimdeki şekil değiştirme enerjisidir ve (2.45) eşitliğinin integrandı olarak gösterilebilir. δ işleci diferansiyele çevrildiğinde ve sıfır gerilme halinde düşünüldüğünde (2.46) eşitliği elde edilir.

$$W_o = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij} \tag{2.46}$$

Burada ε_{ij} son gerilme halindeki şekil değiştirme değeridir.

2.6.1 Elastik Durum için Şekil değiştirme Enerji Yoğunluğu

Elastik durumlar için şekil değiştirme enerji yoğunluğunu hesaplamak amacıyla (2.47) eşitliğinde verilen elastik gerilme-şekil değiştirme ilişkisi esas alınarak eşitlik (2.45) yeniden düzenlenmiştir.

$$\sigma_{ij} = 2G\varepsilon_{ij} + \lambda\varepsilon_{ij}\delta_{ij} \tag{2.47}$$

λ (2.48) eşitliği ile tanımlanır.

$$\lambda = \frac{vE}{(1+v)(1-2v)}; \quad G = \frac{E}{2(1+v)} \quad ve \quad \delta_{ij} = \begin{cases} 1; i = j \\ 0; i \neq j \end{cases} \tag{2.48}$$

İntegralin değerlendirilmesi ise doğrudan, (2.49), (2.50), (2.51) ve (2.52) eşitliklerinde verildiği gibidir.

$$W_o^e = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \left(2G\varepsilon_{ij} + \lambda\varepsilon_{kk}\delta_{ij}\right)d\varepsilon_{ij} \tag{2.49}$$

$$W_o^e = G\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij} + \frac{\lambda\varepsilon_{kk}^2}{2} \tag{2.50}$$

$$W_o^e = G\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij} + \frac{\lambda\varepsilon_{kk}\varepsilon_{ij}}{2}\delta_{ij} \tag{2.51}$$

$$W_o^e = \frac{\varepsilon_{ij}}{2}\left(2G\varepsilon_{ij} + \lambda\varepsilon_{ij}\delta_{ij}\right) \tag{2.52}$$

Parantez içindeki terimin tekrar elastik gerilme-şekil değiştirme ilişkisi ile değiştirilmesi sonucu şekil değiştirme enerji yoğunluğu (2.53) eşitliği şeklinde yazılabilir.

$$W_o^e = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij} \tag{2.53}$$

Geometrik olarak bu tek eksenli çekme durumu için doğrusal gerilme-şekil değiştirme eğrisinin altında kalan alana karşılık gelir.

2.6.2 Plastik Durum İçin Şekil değiştirme Enerji Yoğunluğu

Plastik durum için şekil değiştirme enerji yoğunluğunun incelenmesi için şekil değiştirme enerji yoğunluğu ilişkisi olan eşitlik (2.46), elastik terim ve plastik terim olarak ayrılarak (2.54) eşitliğinde yeniden yazılmıştır.

$$W_o = W_o^e + W_o^p = \int \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij}^e + \int \sigma_{ij}\, d\varepsilon_{ij}^p \tag{2.54}$$

İlk terim eşitlik (2.53) ile aynıdır. İkinci terim ise eşitlik (2.24) ile aynı şekilde yeniden düzenlendiğinde elde edilen (2.55) eşitliği elde edilir.

$$W_o = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\, \varepsilon_{ij}^e + \sigma_{ij}\, \varepsilon_{ij}^p - \int \varepsilon_{ij}^p\, d\sigma_{ij} \tag{2.55}$$

Prandtl-Reuss eşitliklerine dayanan deformasyon teorisi için elasto-plastik davranışın gerilme-şekil değiştirme ilişkisi (2.56) eşitliğinde verilmiştir (Bruhns 2014):

$$\varepsilon_{ij} = \left[\frac{1}{2G}\sigma_{ij} - \frac{v}{E}\sigma_{kk}\,\delta_{ij}\right] + \frac{3}{2}\frac{1}{E_s}\left[\sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\,\delta_{ij}\right] \tag{2.56}$$

Burada E_s plastik şekil değiştirme eğrisine karşı efektif gerilmenin sekant modülüdür ve (2.57) eşitliğinde tanımlanmıştır.

$$E_s = \frac{\sigma_e}{\varepsilon_e^p} \tag{2.57}$$

Burada σ_e efektif gerilme ve ε_e^p efektif plastik şekil değiştirmedir ve bu iki değer sırasıyla (2.58) ve (2.59) eşitliklerinde tanımlanmışlardır.

Efektif gerilme:

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} s_{ij}\, s_{ij}} \tag{2.58}$$

Efektif plastik şekil değiştirme:

$$\varepsilon_e^p = \sqrt{\frac{2}{3}\varepsilon_{ij}^p \varepsilon_{ij}^p} \tag{2.59}$$

Buradaki gerilme deviatör tensörü (2.60) eşitliğinde verilmiştir.

$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\delta_{ij} \tag{2.60}$$

(2.56) eşitliğinde verilen ilişkinin plastik şekil değiştirme bileşeninin (2.55) eşitliğinde yerine yazılması ile şekil değiştirme enerji yoğunluğunu tanımlayan (2.61) eşitliği elde edilir.

$$W_o = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}^e + \sigma_{ij}\left[\frac{3}{2E_s}\left(\sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\delta_{ij}\right)\right] - \int \frac{3}{2E_s}\left(\sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\delta_{ij}\right) d\sigma_{ij} \tag{2.61}$$

Ramberg-Osgood'un (1943) tek eksenli gerilme-şekil değiştirme eğrisi efektif gerilme ve efektif şekil değiştirme için yeniden düzenlendiğinde (2.62) eşitliği elde edilir.

$$\varepsilon_e = \varepsilon_e^e + \varepsilon_e^p = \frac{\sigma_e}{E} + \left(\frac{\sigma_e}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{2.62}$$

(2.62) eşitliğinde verilen Ramberg-Osgood ilişkisindeki efektif şekil değiştirmenin plastik kısmı, sekant plastik modülünün tanımı (2.57) eşitliğindeki yerine yazıldığında bu eşitlik efektif gerilme ve Ramberg-Osgood malzeme sabitleri cinsinden yeniden düzenlenebilir. Yapılan bu düzenleme sonucunda (2.63) eşitliği elde edilmiş olur.

$$\frac{1}{E_s} = \frac{\left(\frac{\sigma_e}{K}\right)^{\frac{1}{n}}}{\sigma_e} = \left(\frac{1}{K}\right)^{\frac{1}{n}} \sigma_e^{\frac{1-n}{n}} \tag{2.63}$$

Bulunan bu değer tekrar (2.61) eşitliğinde yerine yazıldığında şekil değiştirme enerji yoğunluğu ilişkisi sadece Ramberg-Osgood gerilme-şekil değiştirme eğrisine dayanan gerilmeler cinsinden (2.64) eşitliğinde tanımlanmış olur.

$$W_o = \frac{1}{2}\sigma_{ij}\varepsilon_{ij}^{e} + \sigma_{ij}\left[\frac{3}{2K^{\frac{1}{n}}}(\sigma_e)^{\left(\frac{1-n}{n}\right)}\left(\sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\delta_{ij}\right)\right] - \int \frac{3}{2K^{\frac{1}{n}}}(\sigma_e)^{\left(\frac{1-n}{n}\right)}\left(\sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3}\delta_{ij}\right)d\sigma_{ij} \tag{2.64}$$

2.7 Enerji Yöntemleri

Gerilme ve şekil değiştirme esaslı kriterler malzemelerin yorulma davranışlarını detaylı bir biçimde açıklamak için yeterli değildirler. Yorulma çevrimleri sırasında hem elastik hem de plastik şekil değiştirme bileşenleri ve onlara karşılık gelen gerilme değerleri test edilen malzemedeki yorulma hasar olgusunu uygun şekilde tarif edebilir. Hasar yaklaşımlarının geliştirilmesi için yorulma yaklaşımları hem gerilme hem de şekil değiştirme bileşenlerini içermelidir. Elasto-plastik davranış gösteren malzemelerde enerji esaslı yapılan yorulma değerlendirmeleri bu koşulu sağlamaktadır.

Ancak (2.64) eşitliğinden de anlaşılacağı üzere, yüke maruz kalan ve elasto-plastik davranış gösteren malzemelerdeki şekil değiştirme enerji hesaplamaları oldukça karmaşıktır ve deneysel verilerin sonlu eleman analizleri ile desteklenmesi sayesinde elde edilebilecek parametreler gerektiren hesaplamalar sonucu bulunabilir. Bu tip karmaşık hesaplamalardan kaçınmak ve genelleştirilmiş enerji parametreleri elde edebilmek amacıyla çeşitli enerji yöntemleri geliştirilmiştir. Bu yöntemler prensip olarak yine çevrimsel yüke maruz kalan malzemedeki elasto-plastik enerji değişimlerinin hesaplanması esasına dayanır. Enerji esaslı yaklaşımlar çentikli ve kaynaklı bileşenlerdeki hasar birikimlerinin analizlerinde kullanılmak üzere tanıtılmıştır.

Kaynaklı birleştirmelerin, alın kaynaklı birleştirmelerden haç kesitli birleştirmelere kadar her kategorisinde kaynak dikiş geçiş bölgesi geometrisi bir açık çentiğe benzerdir. Enerji yaklaşımları, yorulma hasar ilerlemesini ilgilendiren kaynak dikiş geçiş bölgesi etrafındaki eşzamanlı gerilme şekil değiştirme davranışlarını tarif eder. Tekrarlı yüklemeye maruz bırakılan kaynaklı birleştirmelerde çatlakların başladığı ve ilerlediği yüksek gerilmeli bölgeler genelde kaynak dikiş geçiş bölgelerinde ve köklerinde bulunur. Çentik başlama noktaları civarındaki gerilme-şekil değiştirme davranışları kaynaklı birleştirmelerin enerji değerleri, yorulma dayanımı ve yorulmayı etkileyen faktörler arasında doğrudan ilişki kurabilmek için gereklidir (Lazzarin ve Tovo 1998).

Masing (1926) malzeme tipi histerezis halkası enerji yöntemi, Masing kuralının simetrik ikilemesi ile oluşturulan gerilme şekil değiştirme histerezis halkalarından hesaplanır. Bu yöntem genelde karbon çelikleri ve düşük alaşımlı çeliklerin esas metal olduğu kaynaklı birleştirmelerin yorulma hasarının incelenmesinde kullanılır (Dziubiński 1991, Karakaş 2013). Yakın dönemde kırılma mekaniği yaklaşımına dayanan çentik gerilme şiddeti yaklaşımı dikiş kaynaklı birleştirmeler için ortaya atılmıştır. Bu yaklaşım sayısal simülasyonlar ile incelenmiş ve alın kaynaklı birleştirmelerin yorulma hasarının incelenmesi için gerekli deneysel doğrulamalar yapılmıştır. Sıfırdan farklı bir kaynak dikiş geçiş bölgesi açısı için keskin V-çentikli numunede yerel şekil değiştirme enerji yoğunluğunun değerlendirilmesi oldukça güçtür. Ancak gerçek kaynak dikiş geçiş bölgesi açısı ρ ve kontrol hacminin R_c sabit tutularak yeniden modellenmesi ile yerel şekil değiştirme enerji yaklaşımı genişletilerek çentik gerilme şiddeti faktörü esaslı yaklaşımdan K_t esaslı bir yaklaşıma kademeli bir geçiş sağlar (Lazzarin ve diğ. 2006).

Kritik düzlem enerji hasar modeli, kritik düzlem üzerinde etkin olan normal ve kesme şekil değiştirme ve gerilme aralıklarını birleştirerek gerilme hallerini açıklar. Bu yöntem çentikli metal numunelerin yorulma hasarını açıklamakta başarı göstermiştir.

2.7.1 Histerezis Halkası Enerji Yöntemi

Kaynaklı birleştirmeler içeren birçok yapı ve bileşen tekrarlı yükleme karşısında genelde hasara uğrar. Gerilmiş bu bölgelerde yerel gerilme ve şekil değiştirmeler elastik limitleri aşar. Gayet yaygın olan bu tip durumlar uzun ömürlü olması istenen tasarımlarda erken kopmalara sebep olur. Bir malzeme için temel bir yorulma eğrisi tasarımcıya kopma yüklerine karşı bir tasarım için gerekli malzeme verilerini sağlar.

Çentik gerilme ve şekil değiştirmelerinin hesaplamaları, Ramberg-Osgood eşitliği ile bulunan kararlı çevrimsel gerilme şekil değiştirme eğrisine dayanır. Kararlı çevrimsel gerilme-şekil değiştirme histerezis halkası diyagramı, Masing hipotezi ile her çevrim için çevrimsel gerilme-şekil değiştirme eğrisindeki genliklerin ikiye katlanması sonucu hesaplanmıştır. Masing'in (1926) teorisi çekme ve basma karşısında simetrik davranış gösteren bir malzeme için kararlı halkanın hesaplanmasını sağlar. Halka içerisindeki alan bir çevrimde, bir birim hacim malzemenin dağılan plastik enerjiye karşılık gelir. Bu malzemeye uygulanan plastik deformasyon işi/enerjisi ölçüsünü gösterir.

Çevrim başına şekil değiştirme enerjisi histerezis halkasının alanıdır ve toplam dağılan enerji histerezis halkalarının alanlarından hesaplanır. Her malzeme belirli bir miktarda enerjiyi dağıtacak kapasiteye sahiptir ve çatlak bu limite ulaşınca, sonucu kopma olacak şekilde ilerlemeye başlar. Eğer histerezis halkaları az miktarda çevrimden (100-200 çevrim) sonra kararlı hale gelirse çevrim başına şekil değiştirme enerjisi yorulma çevrimleri süresince değişmeden kalır. Genelde plastik şekil değiştirme enerjisi histerezis halkalarından yarı ömürde hesaplanır. Plastik enerji aralığı ΔW_p , kararlı gerilme-şekil değiştirme histerezis halkalarından çıkarılan gerilme aralığı ($\Delta\sigma$) ve plastik şekil değiştirme aralığı ($\Delta\varepsilon_p$) bileşenlerinden (2.65) eşitliği kullanılarak hesaplanır:

$$\Delta W_p = \left(\frac{1-n'}{1+n'}\right)\Delta\sigma\Delta\varepsilon_p \qquad (2.65)$$

Burada n' çevrimsel sertleşme üssüdür.

Plastik şekil değiştirme aralığının Manson-Coffin eşitliğinden gerilme aralığı ile değiştirilmesi sonucu (2.65) eşitliği yeniden düzenlenerek (2.66) eşitliği elde edilir (Manson 1954, Coffin 1954).

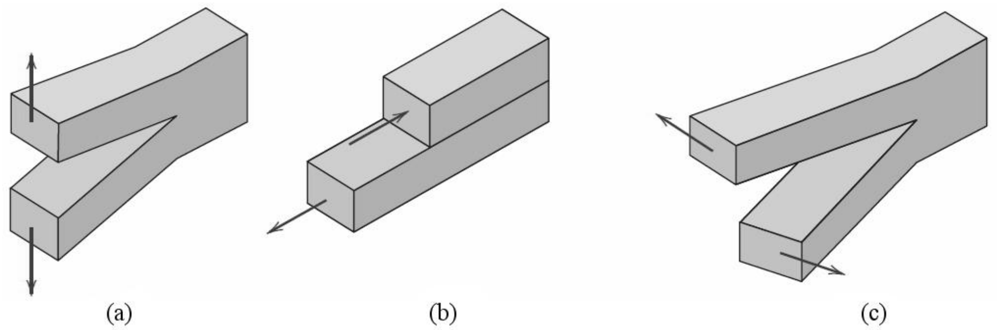
$$\Delta W_p = 4\frac{1-n'}{1+n'}\sigma_f'\varepsilon_f'\left(2N_f\right)^{b+c} \qquad (2.66)$$

Burada σ_f' yorulma dayanım katsayısı, ε_f' yorulma süneklik katsayısı, N_f çatlak başlangıcına kadar çevrim sayısı, b yorulma dayanım üssü ve c yorulma süneklik üssüdür.

Histerezis halkası enerji yönteminde kaynaklı birleştirmedeki çentik etkisinin hesaba katılmadığı dikkate alınmalıdır.

2.7.2 Çentik Gerilme Şiddet Faktörü Enerji Yöntemi

Kaynak dikiş geçiş bölgesi yüksek gerilmelerin bulunduğu, yorulma çatlak başlangıcı ve ilerlemesi için önemli bir bölgedir. Çatlak ucundaki yerel gerilmeler kırık tipleri I, II ve III için değişen çentik gerilme şiddet faktörüne dayanır. Tip I kırıklar, çatlak yüzeyine dik çekme yüklemelerinin oluşturduğu açılma tipi kırıklardır (Şekil 2.4a). Tip II kırıklar, çatlak yüzeyine paralel, çatlak alnına dik kesme gerilmelerinin oluşturduğu kayma tipi kırıklardır (Şekil 2.4b). Tip III kırıklar ise çatlak yüzeyine ve çatlak alnına paralel kesme kuvvetlerinin oluşturduğu yırtılma tipi kırıklardır (Şekil 2.4c).



Şekil 2.4: Yükleme şekillerine göre oluşan kırık tipleri a) Tip I, b) Tip II, c) Tip III (Callister ve Rethwisch 2010).

Amaç kaynak dikiş geçiş bölgesinde gerilmelerin yığıldığı V-çentiğe sahip yapı çelikleri ve alüminyum alaşımlarının kaynaklı birleştirmelerinin şekil değiştirme enerji yoğunluğu için ortalama bir değer bulmaktır. Lazzarin'in şekil değiştirme enerji yoğunluğunun kaynaklı birleştirmelerdeki yorulma hasarının tahmininde kullanılmak üzere ortaya attığı yaklaşıma göre yorulma hasarı, toplam veya deviatorik şekil değiştirme enerji yoğunluğunun ortalama değeri çentik ucu etrafında R_c yarıçapına sahip silindirik hacimsel bölgede, yükleme tipinden bağımsız olarak kritik bir değere ulaştığında oluşur. Deviatorik şekil değiştirme enerji yoğunluğu ($\overline{W}_d$) bileşenleri R_c yarıçapına sahip silindirik bölgede ortalamaları alınmıştır ve (2.67), (2.68) ve (2.69) eşitlikleri elde edilmiştir (Lazzarin ve diğ. 2004).

$$\overline{W}_{d1} = \frac{e_{d1}}{E}(K_1)^2(R_c)^{2(\lambda_1-1)} \qquad (\,Tip\ I\ kırıklar) \qquad (2.67)$$

$$\overline{W}_{d2} = \frac{e_{d2}}{E}(K_2)^2(R_c)^{2(\lambda_2-1)} \qquad (\,Tip\ II\ kırıklar) \qquad (2.68)$$

$$\overline{W}_{d3} = \frac{e_{d3}}{E}(K_3)^2(R_c)^{2(\lambda_3-1)} \qquad (\,Tip\ III\ kırıklar) \qquad (2.69)$$

Burada E elastisite modülü, e_{d1}, e_{d2} ve e_{d3} açısal fonksiyon integralleri, λ_1, λ_2 ve λ_3 özdeğerler, K_1, K_2 ve K_3 çentik gerilme şiddet faktörleridir.

Açısal fonksiyon integralleri e_{d1} , e_{d2} ve e_{d3} deviatorik ŞDEY kriteri ve toplam ŞDEY kriteri için kopma hipotezine bağlıdır ve çentik açılma açısı 2α'nın aldığı değerlere göre farklılık gösterir. Özdeğerler λ_1, λ_2 ve λ_3 de çentik açılma açısı 2α değerine göre değişir (Lazzarin ve diğ. 2008).

Tip I çentik gerilme şiddet faktörü (2.70) eşitliği ile ifade edilebilir.

$$K_1 = k_1 t^{1-\lambda_1}\sigma_n \qquad (2.70)$$

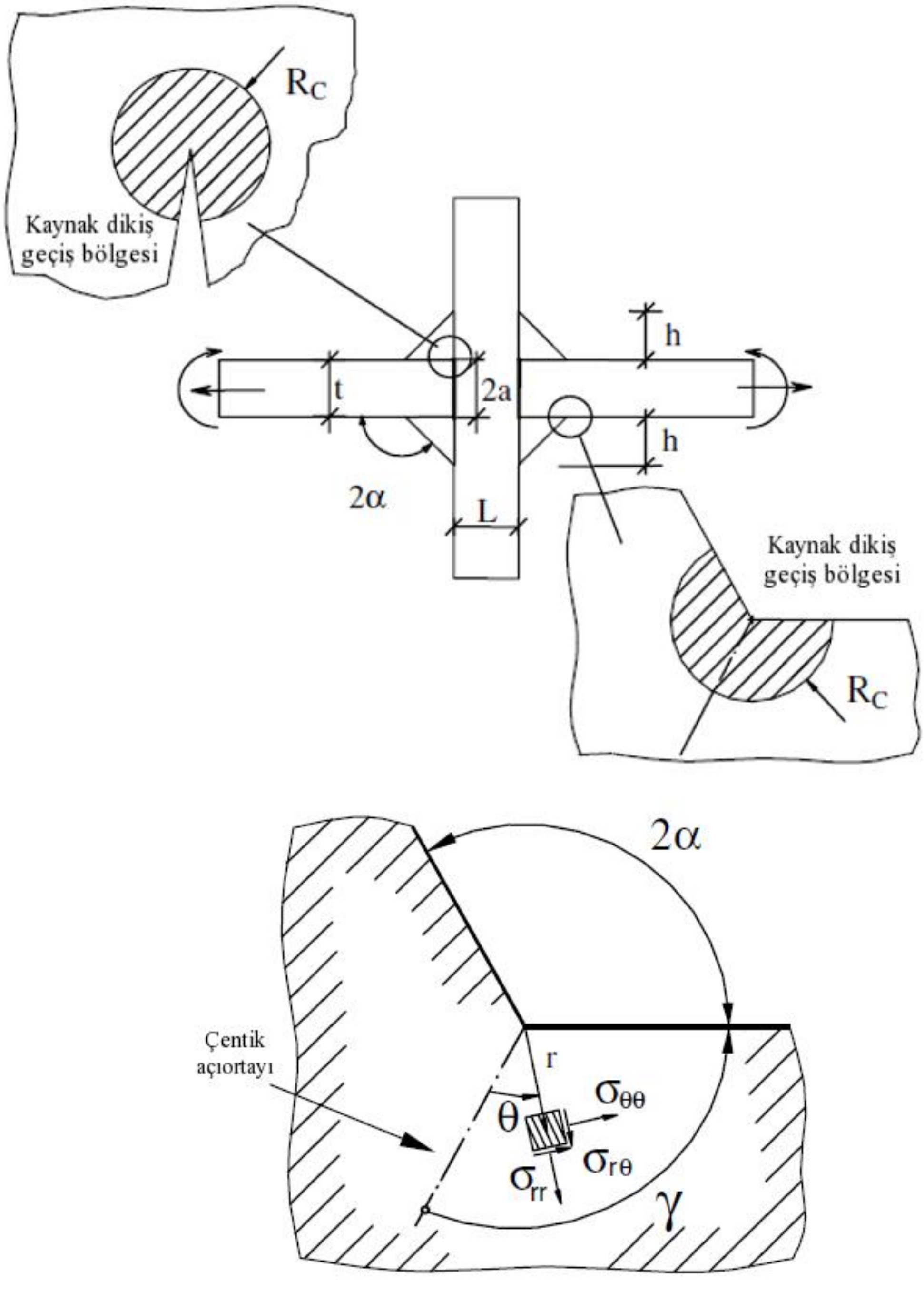
Burada t esas plaka kalınlığı, k_1 geometrik faktör ve σ_n normal çekme gerilmesidir.

Geometrik faktör, kaynaklı birleştirmenin geometrik parametrelerinden faydalanılarak oluşturulan kaynak benzeri bir geometri esas alınarak hesaplanan bir değerdir (Lazzarin ve diğ. 1998). Kaynaklı birleştirmenin dikiş yüksekliği ve dikiş genişliğinin esas metalin kalınlığına oranı dikkate alınarak belirlenir.

Merkezi kaynak dikiş geçiş bölgesinde ve yarıçapı R_c dairesel kesit üzerinde (Şekil 2.5) ortalaması alınmış toplam şekil değiştirme enerjisi ($\overline{\Delta W}$) (2.71) eşitliği ile ifade edilir.

$$\overline{\Delta W} = \frac{e_1}{E}(K_1)^2(R_c)^{2(\lambda_1-1)} + \frac{e_2}{E}(K_2)^2(R_c)^{2(\lambda_2-1)} + \frac{e_3}{E}(K_3)^2(R_c)^{2(\lambda_3-1)}$$

(2.71)



Şekil 2.5: Kaynak dikiş geçiş bölgesinin ve kritik bölgenin şematik gösterimi. (Lazzarin ve diğ. 2008)

Silindirik bölge yarıçapı R_c değeri hasar kriterine bağlıdır ve kaynaklı birleştirmelerin malzemesine göre farklılık gösterir. Silindirik bölge yarıçapı R_c (2.72) eşitliği ile gösterilebilir.

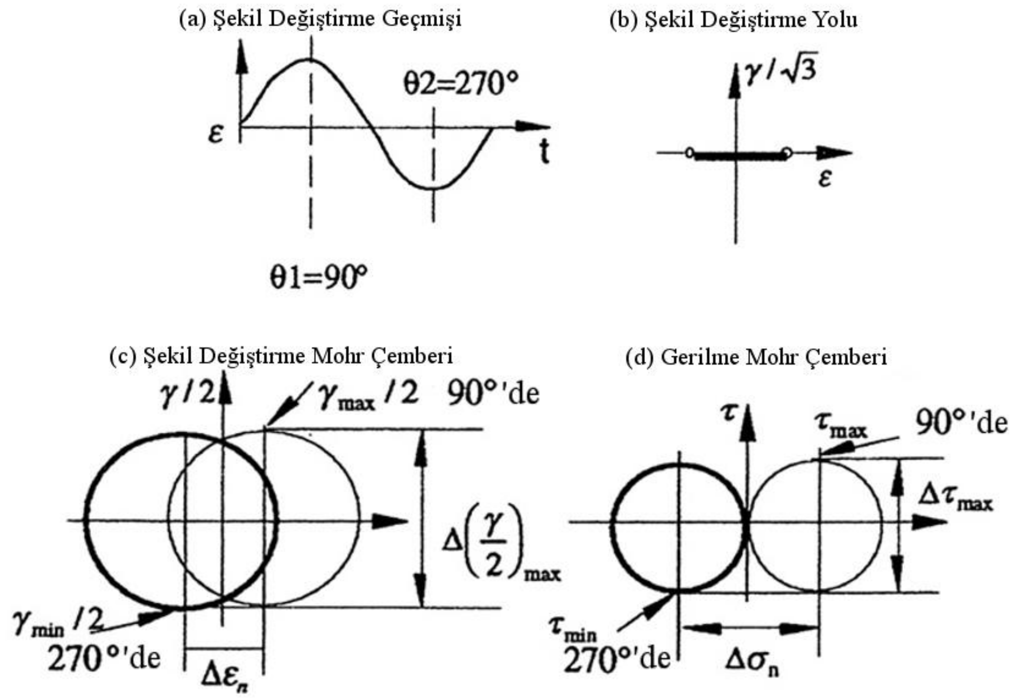
$$R_c = \left(\frac{\sqrt{2e_1}K_{1A}}{\sigma_A}\right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \tag{2.72}$$

Burada σ_A yorulma dayanımıdır. K_{1A} ise kaynak dikiş geçiş bölgesinin çentik gerilme şiddet faktörüne dayanan yorulma dayanımıdır.

Çentik gerilme şiddeti yönteminin enerji değerlerini hesaplayabilmek için (2.71) eşitliğinde gösterilen Lazzarin modeli kullanılmıştır. Bu model kaynak dikiş geçiş bölgesindeki ortalaması alınmış şekil değiştirme enerji yoğunluğuna dayanır. Toplam enerji değeri Tip I, II ve III çentik gerilme şiddet faktör enerjilerinin toplamından bulunur. Çevrimsel tek eksenli uygulanan yük için gerilme ve şekil değiştirmeler Tip I ve Tip II gerilme şiddet faktörlerine (K_1 ve K_2) bağlıdır ve düzlem dışı gerilme şiddet faktörü K_3 sıfıra eşittir. Kaynak dikiş geçiş bölgesinde gerilme ve şekil değiştirmeler esas olarak Tip I gerilme bölgesinden etkilenirler ve küçük bir değere sahip olan Tip II gerilmesinin yarattığı etki göz ardı edilebilir. Bu sebeple Tip II ve Tip III'e karşılık gelen ikinci ve üçüncü enerji terimleri dahil edilmemiş, Tip I şekil değiştirme enerjisi tek enerji ifadesi olarak bırakılmıştır. Kaynak dikiş geçiş bölgesindeki yerel gerilme σ'nın hesaplanması için nominal gerilme aralığı ΔS veya maksimum gerilme S_{maks} kullanılır ki bu yüksek gerilmeli bölgedeki tüm gerilme alanının hesaba katıldığı çentik gerilme faktörü yaklaşımına kıyasla büyük bir farklılıktır. Çentik gerilme şiddet faktörü K_1 için gerekli olan geometrik faktör k_1 kaynak benzeri geometrilerden kaynak geometrisine en yakını esas alınarak bulunan geometrik faktör seçilerek kullanılabilir.

2.7.3 Kritik Düzlem Enerji Yöntemi

Varvani-Fahrani'nin kritik düzlem-enerji yorulma hasar modelinde, hem normal hem de kesme enerjileri kritik düzlem adı verilen malzemenin en hasar verici düzleminde hesaplanır. Bu modelde kritik düzlem/enerji parametresi belirli düzlemlerde tanımlanır ve normal ve kesme şekil değiştirme ve gerilme aralıklarının birleştirilmesi ile gerilme hallerine açıklama getirir.



Şekil 2.6: Kritik düzlem enerji yaklaşımında etkin gerilme ve şekil değiştirme bileşenlerini gösteren a)Şekil değiştirme geçmişi, b) Şekil değiştirme yolu, c) Şekil değiştirme Mohr çemberi, d) Gerilme Mohr çemberi (Varvani-Farahani 2000).

Varvani yorulma hasar yaklaşımında, kritik düzlem Mohr çemberlerinde tersine çevrim sırasındaki en büyük kesme şekil değiştirme ve gerilmesi tarafından tanımlanır ve model kritik düzlem üzerinde etkili tensörel gerilme ve şekil değiştirme aralığı bileşenleri içerir. Maksimum kesme gerilmesi aralığı $\Delta\tau_{maks}$ ve maksimum kesme şekil değiştirmesi aralığı $\Delta(\gamma_{maks}/2)$, bir yükleme çevriminin ilk ve ikinci tersine çevrimi sırasında yükleme ve yük çekme için en büyük gerilme ve şekil değiştirme Mohr çemberlerinden bulunur. Ayrıca bu düzlemdeki ilgili normal gerilme aralığı $\Delta\sigma_n$ ve normal şekil değiştirme aralığı $\Delta\varepsilon_n$ bu yaklaşımın bileşenleridir. Bu ilişki Şekil 2.6'da gösterilmiştir. Hem normal hem de kesme gerilmesi enerjileri sırasıyla eksenel ve kesme yorulma özellikleri tarafından etkilenir ve birçok diğer modelin aksine, bu model deneysel bağlantı faktörüne ihtiyaç duymaz. Varvani'nin (2000) yorulma hasar modeli en hasar verici düzlemde etkin olan hem normal hem de kesme enerjilerini destekler ve (2.73) eşitliği ile ifade edilir.

$$W = \frac{1}{(\sigma_f'\varepsilon_f')}(\Delta\sigma_n\Delta\varepsilon_n) + \frac{1}{(\tau_f'\gamma_f')}\left(\Delta\tau_{maks}\,\Delta\left(\frac{\gamma_{maks}}{2}\right)\right) \qquad (2.73)$$

Burada $\sigma_f^{'}$ ve $\varepsilon_f^{'}$ sırasıyla eksenel yorulma dayanım ve süneklik katsayılarıdır. $\tau_f^{'}$ ve $\gamma_f^{'}$ ise sırasıyla kesme yorulma dayanım ve süneklik katsayılarıdır.

Eksenel yorulma dayanım katsayısı $\sigma_f^{'}$ ve eksenel yorulma süneklik katsayısı $\varepsilon_f^{'}$, malzeme özellikleridir ve seçilen metallerin çevrimsel gerilme-şekil değiştirme özellikleri tablosundan bulunur. Kesme yorulma dayanım katsayısı $\tau_f^{'}$ ve kesme yorulma süneklik katsayısı $\gamma_f^{'}$ ise sırasıyla $\sigma_f^{'}$ ve $\varepsilon_f^{'}$ değerlerinden, (2.74) ve (2.75) eşitlikleri ile bulunur.

$$\tau_f^{'} = \frac{\sigma_f^{'}}{\sqrt{3}} \tag{2.74}$$

$$\gamma_f^{'} = \sqrt{3} \times \varepsilon_f^{'} \tag{2.75}$$

Maksimum kesme gerilmesi aralığı $\Delta\tau_{maks}$ (2.76) eşitliği ve maksimum kesme şekil değiştirmesi aralığı $\Delta(\gamma_{maks}/2)$ (2.77) eşitliği kullanılarak hesaplanırlar:

$$\Delta\tau_{maks} = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}\right)_{yükleme} - \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2}\right)_{yük\ çekme} \tag{2.76}$$

$$\Delta\left(\frac{\gamma_{maks}}{2}\right) = \left(\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2}\right)_{yükleme} - \left(\frac{\varepsilon_1 - \varepsilon_3}{2}\right)_{yük\ çekme} \tag{2.77}$$

Normal gerilme aralığı $\Delta\sigma_n$ ve normal şekil değiştirme aralığı $\Delta\varepsilon_n$ sırasıyla (2.78) ve (2.79) eşitlikleri ile tanımlanmıştır.

$$\Delta\sigma_n = \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right)_{yükleme} - \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2}\right)_{yük\ çekme} \tag{2.78}$$

$$\Delta\varepsilon_n = \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2}\right)_{yükleme} - \left(\frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{2}\right)_{yük\ çekme} \tag{2.79}$$

Burada tersine çevrimin yükleme (90°) ve yük çekilmesinden (270°) hesaplanan σ_1 ve σ_3; maksimum ve minimum asal gerilmeler ve ε_1 ve ε_3; maksimum ve minimum asal şekil değiştirmelerdir.

(2.73) eşitliğindeki Varvani'nin (2000) kritik düzlem enerji modeli kritik düzlemde tanımlanan kesme enerjilerini de hesaba katar. Model normal ve kesme gerilme ve şekil değiştirme bileşenlerini, bu değerlerin toplamlarını kullanarak malzemelerin hasar değerlendirmelerinde hesaba katmaktadır. Kaynak dikiş geçiş bölgesindeki yerel gerilme ve şekil değiştirme bileşenleri için hasar modelini düzeltmek amacıyla yorulma katsayıları kullanılmıştır. Yerel gerilmeler, $\Delta\tau_{maks}$ ve $\Delta\sigma_n$ nominal gerilmelerinden Neuber yaklaşımı kullanılarak hesaplanır. Yorulma çentik gerilme konsantrasyon faktörü K_f, Topper (1969) tarafından önerildiği gibi Neuber (1946) kuralında K_t ile değiştirildiğinde (2.80) eşitliği ve bu eşitliğin düzenlenmesi sonucu (2.81) eşitliği elde edilmiş olur.

$$\frac{\left(K_f \Delta\sigma_n\right)^2}{E} = (\Delta\sigma\Delta\varepsilon)_{yerel} \tag{2.80}$$

$$\frac{\left(K_f \Delta\sigma_n\right)^2}{2E} = \left[\frac{\Delta\sigma^2}{2E} + \Delta\sigma\left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{1/n'}\right]_{yerel} \tag{2.81}$$

(2.81) eşitliği normal gerilme aralığı ($\Delta\sigma_n$) için Neuber formülünü ortaya koyar. Benzer bir formül kesme sabitlerine bağlı olarak kesme gerilme aralığı ($\Delta\tau_{maks}$) için de uygulanır. (2.81) eşitliğinin sağ tarafında çentik kökündeki $\Delta\varepsilon$ yerel şekil değiştirme aralığı yerine, Ramberg-Osgood eşitliği yazılmıştır. K_f yorulma çentik gerilme konsantrasyon faktörü Perterson eşitliği kullanılarak (2.82) eşitliği ile tanımlanmıştır.

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{\left(1 + \frac{a}{r}\right)} \tag{2.82}$$

Burada r çentik yarıçapı (kaynak dikiş geçiş bölgesi yarıçapı) ve $a = \left[\frac{300}{R_m\,(ksi)}\right]^{1,8} \times 10^{-3} in.$ bir malzeme sabitidir. R_m esas metalin maksimum çekme dayanımıdır. Çentik hassasiyet faktörü $q = K_f - 1/(K_t - 1)$, 0,5-0,6 civarındadır ve bütün kaynaklı birleştirmeler için aynı olduğu farz edilmiştir.

3. DENEYSEL ÇALIŞMALAR

Bu çalışmada yüksek lisans tez danışmanım Doç. Dr. Özler Karakaş'ın "Biçimlenebilen Magnezyum Alaşımlarından Kaynaklı Yapı Elemanlarının Yorulma Dayanımı Değerlendirmelerinde Çentik Gerilmesi Yönteminin Uygulanması" (2006) isimli doktora tezindeki deneylerden elde edilen deney sonuçları kullanılmıştır.

3.1 Malzeme ve Deney Numuneleri

Deneylerde magnezyum alaşımlarından AZ31 (MgAl3) kullanılmıştır. İlave kaynak metali olarak AZ61 A magnezyum alaşımından 1,6 mm yarıçaplı kaynak teli kullanılmıştır. AZ31 ve AZ61 A magnezyum alaşımlarının kimyasal bileşimleri sırasıyla, Tablo 3.1 ve Tablo 3.2'de gösterilmiştir. Ayrıca AZ31 magnezyum alaşımının mekanik özellikleri Tablo 3.3'de gösterilmiştir.

Tablo 3.1: Magnezyum alaşımı AZ31'in kimyasal bileşimi (%'de ağırlık) (Karakaş 2006).

Malzeme	Al	Si	Fe	Cu	Mn	Ni	Zn	Mg
Magnezyum AZ31	2,850	0,050	0,003	0,001	0,290	0,001	0,950	Gerisi

Tablo 3.2: İlave kaynak metali AZ61'in kimyasal bileşimi (%'de ağırlık) (Karakaş 2006).

Malzeme	Tel çapı	Al	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti	Mg
Magnezyum AZ61 A	Ø1,6 mm	6,03	0,1	0,003	0,002	0,49	<0,0005	0,76	<0,0005	Gerisi

Tablo 3.3: Magnezyum alaşımı AZ31'in mekanik özellikleri (Karakaş 2006).

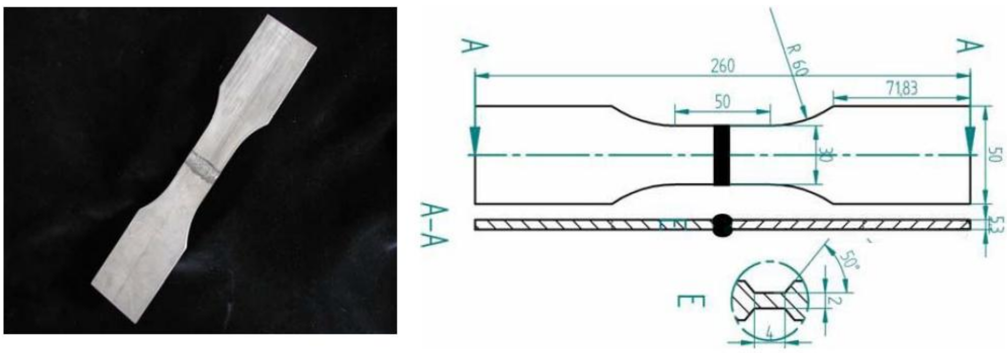
Malzeme	Kalınlık t [mm]	$R_{p0,2}$ [MPa]	R_m [MPa]	A_5 [%]
AZ31 (MgAl3)	5,3	197	247	14,7

Malzeme durumlarının (esas malzeme, kaynak metali, ITAB) yorulma davranışı üzerindeki etkisini gözlemlemek amacıyla ilk olarak çentiksiz numuneler üzerinde yorulma deneyleri gerçekleştirilmiştir. Malzeme durumlarına göre elasto-plastik malzeme verileri Tablo 3.4’te verilmiştir.

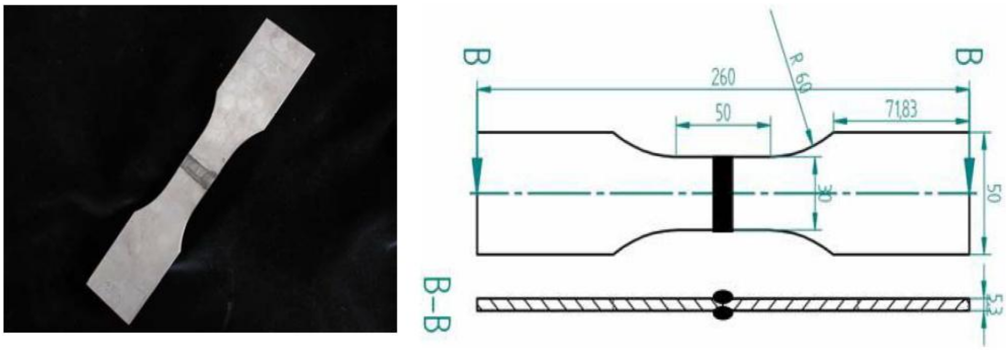
Tablo 3.4: Malzemenin durumlarına göre elasto-plastik malzeme verileri (Karakaş 2006).

Elasto-plastik Malzeme Verileri	**Malzeme İç Yapı Durumu**		
	Esas Malzeme	**Kaynak Metali**	**ITAB**
Çevrimsel sertleşme üsteli n'	0,073	0,193	0,161
Yorulma dayanım katsayısı σ_f' [MPa]	104,3	53,0	1150,4
Yorulma süneklik katsayısı ε_f'	19,2	16,26	2006,1
Yorulma dayanım üssü b	-0,201	-0,172	-0,204
Yorulma süneklik üssü c	-0,789	-0,721	-1,365
Elastisite modülü E [GPa]	44	44	43

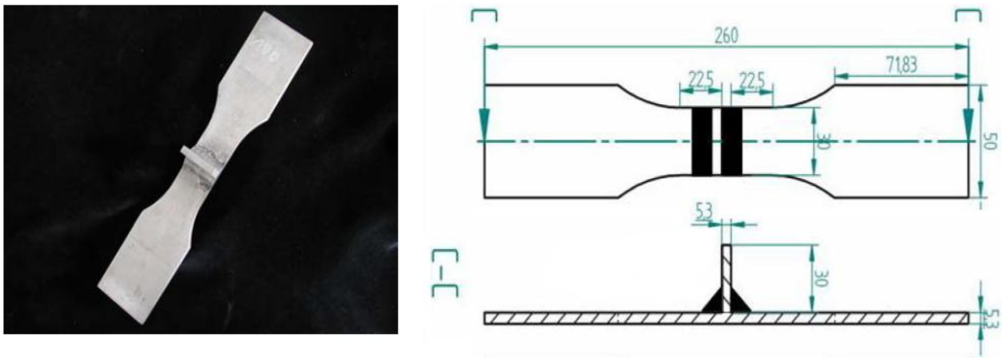
Kaynak geometrilerinin yorulma davranışı üzerinde etkisini gözlemlemek üzere farklı geometrili kaynaklı birleştirmeler ile (kök aralıksız alın dikişi, kök aralıklı alın dikişi ve köşe dikişli enine dikme) yorulma dayanım deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kaynaklı numuneler ve geometrik ölçüleri Şekil 3.7, Şekil 3.8 ve Şekil 3.9’de gösterilmiştir.



Şekil 3.7: Kök aralıksız çift V-dikişli alın dikişi; $\boldsymbol{K_t = 1,64}$ (Karakaş 2006).



Şekil 3.8: Kök aralıklı alın dikişi; $\boldsymbol{K_t = 19,43}$ (Karakaş 2006).



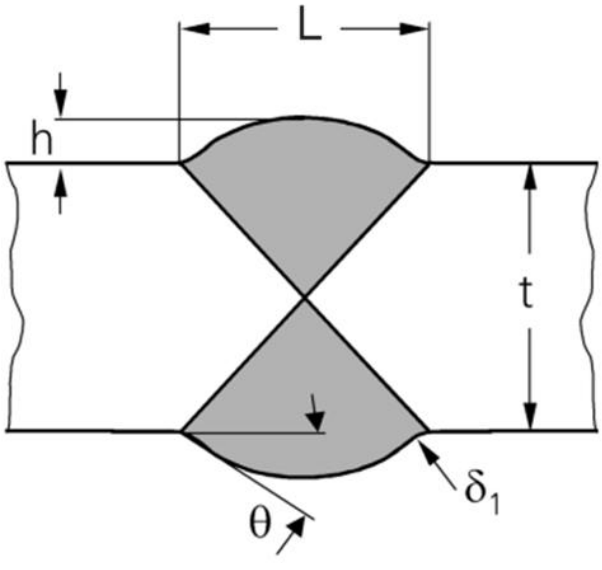
Şekil 3.9: Köşe dikişli enine dikme; $\boldsymbol{K_t = 2,03}$ (Karakaş 2006).

Ayrıca numunelerin kaynak geometrilerine göre değişen elastik gerilme konsantrasyon faktörleri Tablo 3.5'te verilmiştir.

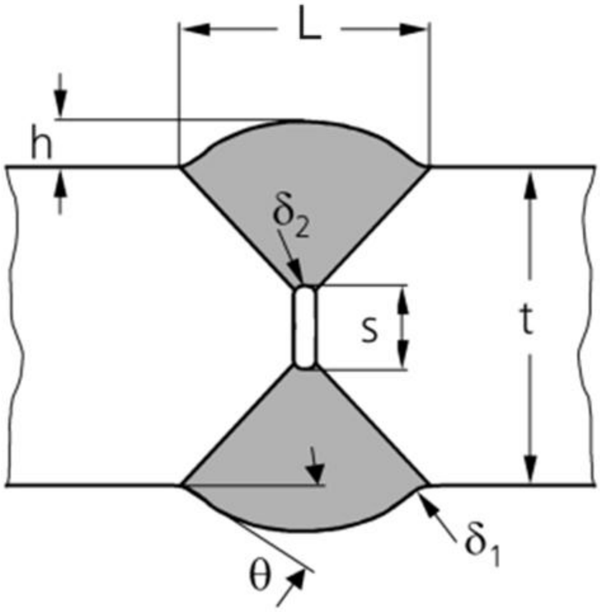
Tablo 3.5: Farklı kaynaklı birleştirmeler için gerilme konsantrasyon faktörleri (Karakaş 2006).

Kaynak geometrisi	**Kalınlık t [mm]**	**Gerilme konsantrasyon faktörü K_t**
Kök aralıksız alın dikişi	5,3	1,64
Kök aralıklı alın dikişi	5,3	19,43
Köşe dikişli enine dikme	5,3	2,03

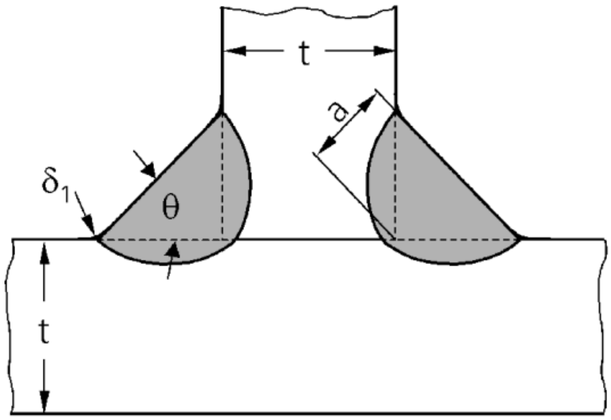
Kaynaklı numunelerinin ve kaynak dikiş geçiş bölgelerinin şematik gösterimleri Şekil 3.10, Şekil 3.11 ve Şekil 3.12'de verilmiştir. Bu şematik gösterimlerde belirtilen h,t ve L değerleri Tablo 3.6'da verilmiştir. Bu parametreler kullanılarak her numuneye karşılık gelen kaynak benzeri geometri belirlenebilir.



Şekil 3.10: Kök aralıksız alın dikişinin geometrik karakteristikleri (Karakaş 2006).



Şekil 3.11: Kök aralıklı alın dikişinin geometrik karakteristikleri (Karakaş 2006).



Şekil 3.12: Köşe dikişli enine dikmenin geometrik karakteristikleri (Karakaş 2006).

Tablo 3.6: Kaynak dikişinin geometrik parametreleri (Karakaş 2006).

Kaynak geometrisi	a [mm]	h [mm]	L [mm]	t [mm]
Kök aralıksız alın dikişi	-	2,08	8,17	5,3
Kök aralıklı alın dikişi	-	1,22	10,13	5,3
Köşe dikişli enine dikme	6,05	-	-	5,3

Belirlenen kaynak benzeri geometrileri ve kaynak dikiş geçiş bölgesi açıları dikkate alınarak kaynaklı birleştirmelerin ve k_1 geometrik faktörleri, e_1 açısal fonksiyon integralleri ve λ_1 özdeğerleri belirlenmiş ve bu değerler Tablo 3.7'de sunulmuştur.

Tablo 3.7: Kaynaklı birleştirmelerin kaynak geometrisi, kaynak dikiş geçiş bölgesi açısı ve kaynak benzeri geometrisine bağlı parametreleri (Lazzarin ve Tovo 1998, Lazzarin ve diğ. 2008)

Kaynak geometrisi	2α [°]	e_1	λ_1	k_1
Kök aralıksız alın dikişi	135	0,11721	0,674	0,55
Kök aralıklı alın dikişi	135	0,11721	0,674	0,5
Köşe dikişli enine dikme	135	0,11721	0,674	0,6

3.2 Yorulma Deneyleri

Kaynak numuneleri tek kademeli deneyler ile incelenmiştir. Bu deneyler hem değişken (Rσ = -1) hem de dalgalı (Rσ = 0) zorlamalar altında $f = 25s^{-1}$ ve $f = 30s^{-1}$ frekansları aralığında gerçekleştirilmiştir. Son olarak R = 0,5 gerilme oranına sahip (dalgalı çekme) deneyler de yapılmıştır (Karakaş 2006).

4. HESAPLAMALAR

4.1 Düz Numuneler için Enerji – Yorulma Ömrü İlişkisi

Kaynak sırasında ısı etkisi ile malzeme özellikleri büyük oranda değişir. Bundan dolayı malzemenin yorulma davranışında da farklılıklar görülür. Esas malzeme, kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölgenin yorulma davranışlarını incelemek amacıyla düz numuneler kullanılmıştır (Karakaş 2006). Bu sayede malzeme durumlarının yorulma davranışlarını etkileyen en önemli faktör, bu iç yapı durumlarına ait malzeme parametreleri olacaktır. Bu sebeple özellikle malzeme parametrelerini dikkate alan ve göreceli olarak kolay uygulanabilir histerezis halkası enerji yöntemi tercih edilmiştir (bkz. Bölüm 2.7.1). Bu yöntem çentik etkisini dikkate almadığından dolayı, çentiksiz düz numuneler dışında sağlıklı sonuçlar vermeyecektir.

Histerezis halkası enerji yöntemine göre malzeme durumlarının enerji değerlerinin hesaplanması için (2.66) eşitliği kullanılmıştır. Deneylerden elde edilen elasto-plastik malzeme parametreleri Tablo 3.4'te verilmiştir.

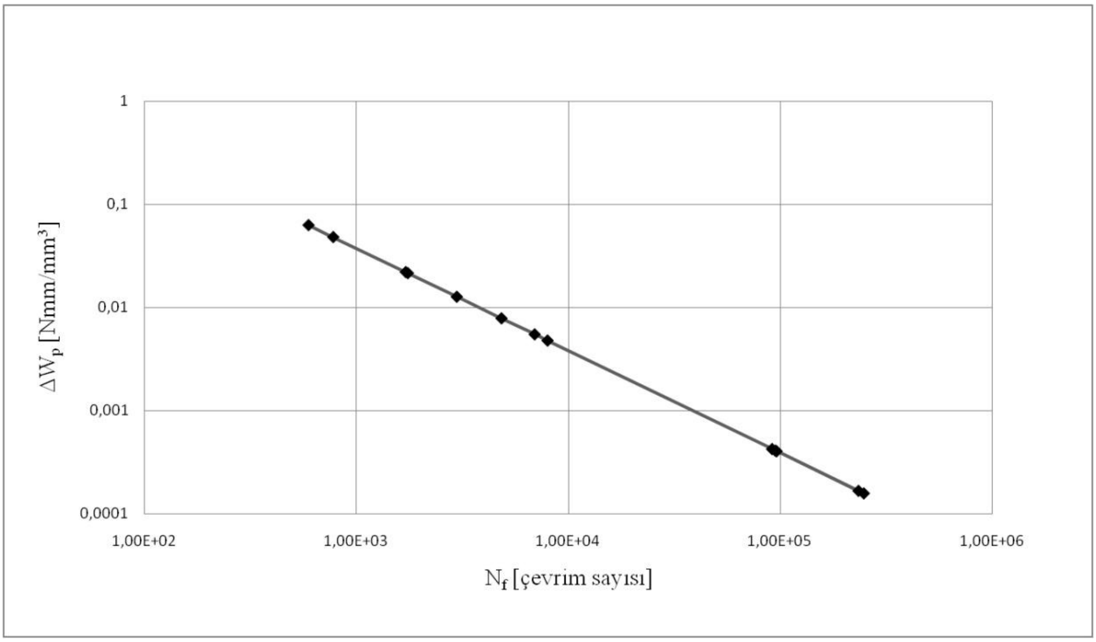
$$\Delta W_p = 4\frac{1-n'}{1+n'}\sigma_f'\varepsilon_f'\left(2N_f\right)^{b+c} \tag{2.66}$$

Her malzeme durumu için çatlak başlangıcına kadar çevrim sayısı N_f ve bu değer kullanılarak hesaplanan plastik enerji aralığı ΔW_p Tablo 4.8'de verilmiştir.

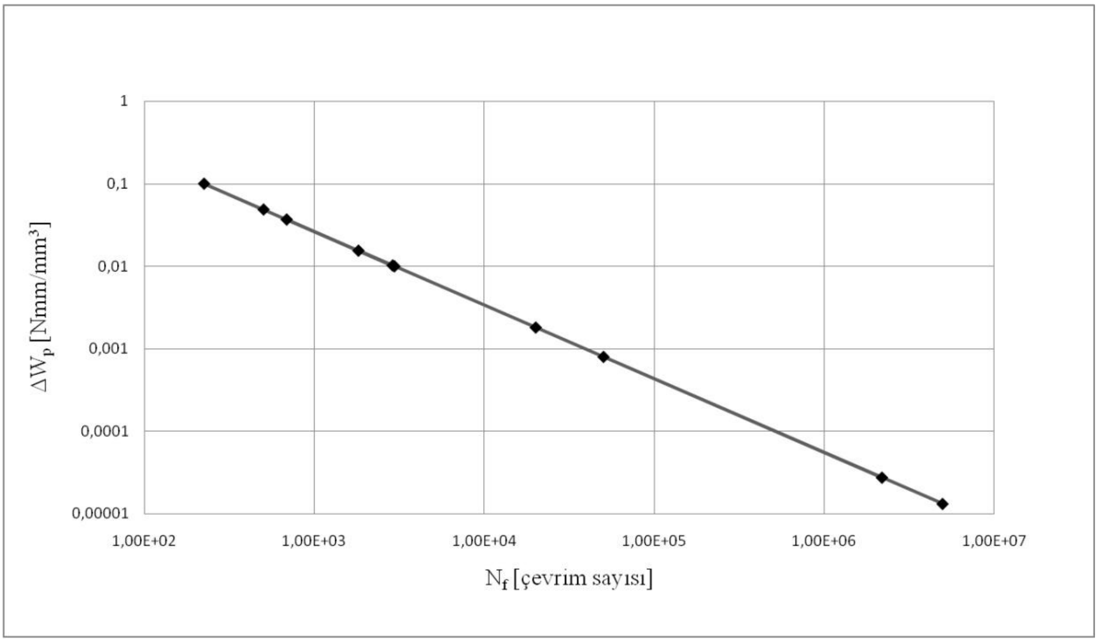
Tablo 4.8: Malzeme durumları için çatlak başlangıcına kadar çevrim sayısı ve karşılık gelen enerji değerleri.

Esas Malzeme		Kaynak Metali		ITAB	
N_f	ΔW_p [Nmm/mm^3]	N_f	ΔW_p [Nmm/mm^3]	N_f	ΔW_p [Nmm/mm^3]
595	0,062421	506	0,048313	1505	0,232445
778	0,047867	226	0,099232	1371	0,269069
1710	0,02195	2910	0,01013	2754	0,090068
1750	0,021454	692	0,03653	862	0,557268
2980	0,012666	2980	0,009917	3393	0,064922
4840	0,007836	1830	0,015329	3120	0,074054
6940	0,005485	20200	0,001796	7605	0,018299
7980	0,004777	2200000	2,72E-05	117536	0,000249
94900	0,000412	50600	0,000791	94046	0,000354
234000	0,000168	5000000	1,31E-05	2000000	2,92E-06
96100	0,000407	-	-	-	-
91500	0,000427	-	-	-	-
248000	0,000159	-	-	-	-

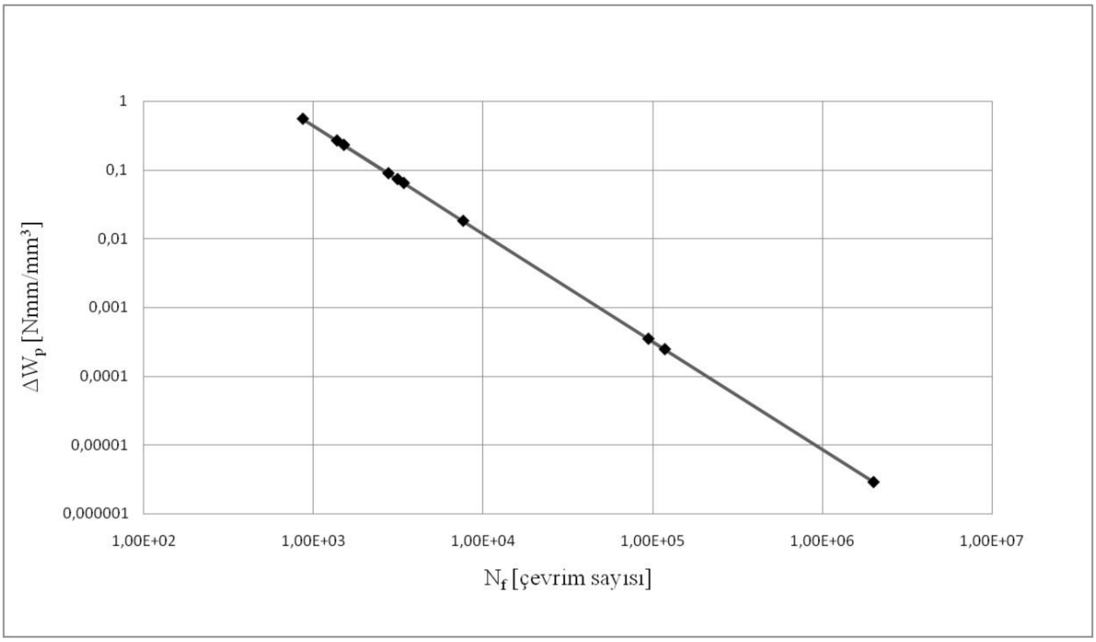
Hesaplanan enerji değerlerinin yorulma davranışı ile ilişkilendirilebilmesi amacıyla çevrim sayısına göre değişimlerinin gösterildiği, enerji-yorulma ömrü (W-N) diyagramları çizilmiştir (Şekil 4.13, Şekil 4.14 ve Şekil 4.15).



Şekil 4.13: Esas malzeme için enerji-yorulma ömrü diyagramı.

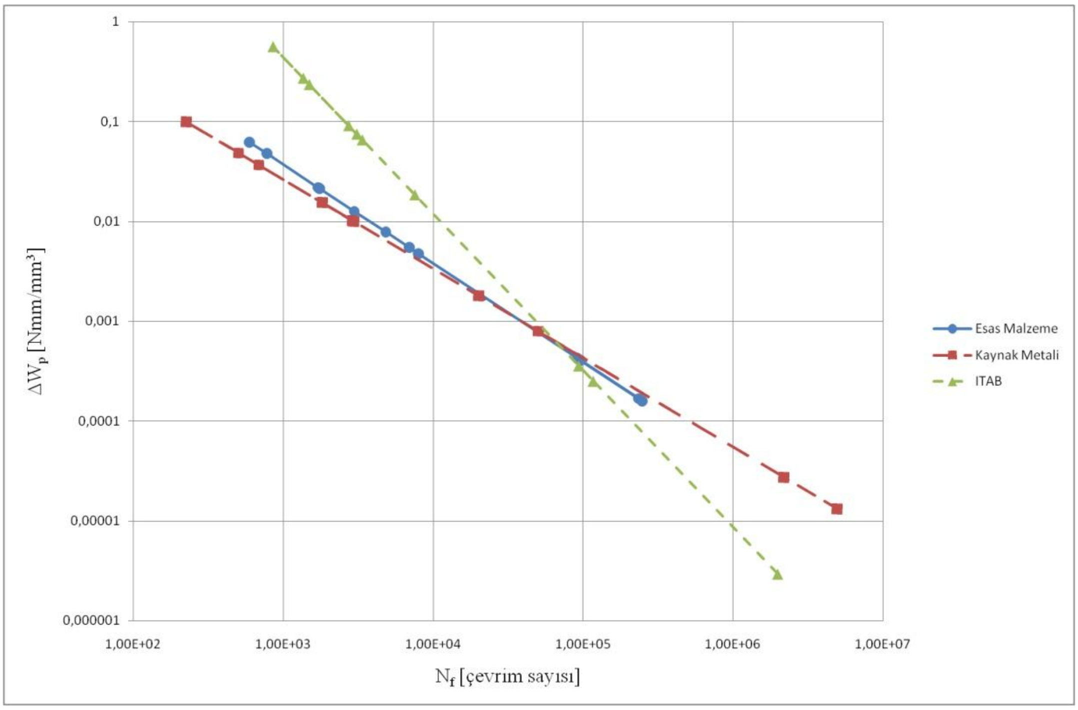


Şekil 4.14: Kaynak metali için enerji-yorulma ömrü diyagramı.



Şekil 4.15: ITAB için enerji-yorulma ömrü diyagramı.

Elde edilen enerji değerleri ve enerji-yorulma ömrü diyagramları incelendiğinde, esas malzeme ve kaynak metali için yapılan hesaplamaların göreceli olarak yakın değerler verdiği görülmüştür. Ancak bu veriler ITAB için hesaplanan değerler ile kıyaslandığında, ITAB enerji değerlerinin genel olarak daha yüksek olduğu görülmüştür. Bu da, malzeme durumları arasında ITAB'ın yorulma deneyleri sırasında daha büyük plastik şekil değiştirmelere uğradığını göstermektedir. Bunun yanı sıra ITAB için hesaplanan enerji değerlerinin en yüksek ve en düşük değeri arasında diğer malzeme durumlarına göre daha belirgin bir fark olduğu görülmektedir. Malzeme durumları arasında yapılan bu karşılaştırmalar, elde edilen enerji-yorulma ömrü verileri tek bir diyagramda toplanarak Şekil 4.16'da gösterilmiştir.



Şekil 4.16: Malzeme durumlarının enerji-yorulma ömrü değerlerinin karşılaştırması.

4.2 Kaynaklı Numuneler için Enerji- Yorulma Ömrü İlişkisi

Kaynaklı birleştirmelerde kaynak dikiş geçiş bölgesi ve kaynak kökü çentik davranışı gösterir. Bu sebeple kaynaklı numunelerin yorulma davranışları incelenirken, malzeme ile birlikte kaynak geometrisinin etkileri de dikkate alınmalıdır. Bundan dolayı kaynak dikiş geçiş bölgesi geometrisini, geometrik parametreler yardımı ile enerji hesaplamalarına dahil eden çentik gerilme şiddet faktörü (ÇGŞF) yöntemi (bkz. Bölüm 2.7.2) tercih edilmiştir. Bu yöntem üç farklı kaynak geometrisinin değişik gerilme oranları (R değerleri) için uygulanmıştır.

İlk olarak kaynaklı birleştirmelerin kaynak dikiş geçiş bölgesindeki K_{1A} çentik gerilme şiddet faktörü esaslı yorulma dayanım değerleri hesaplanmıştır. Bunun için üç farklı kaynak geometrisinin farklı R değerlerine göre referans $N_{ref} = 5 \cdot 10^6$ çevrim sayısındaki σ_A yorulma dayanımları, Tablo 3.6 ve Tablo 3.7'deki veriler ile birlikte (2.70) eşitliğinde kullanılmıştır.

$$K_1 = k_1 t^{1-\lambda_1} \sigma_n \tag{2.70}$$

Hasara neden olacak enerji birikiminin gerçekleşmesi beklenen kritik bölgenin yarıçapı R_c, elde edilen bu K_{1A} değerleri, Tablo 3.7'de verilen veriler ve (2.72) eşitliği kullanılarak hesaplanmıştır.

$$R_c = \left(\frac{\sqrt{2e_1} K_{1A}}{\sigma_A} \right)^{\frac{1}{1-\lambda_1}} \tag{2.72}$$

Her kaynak geometrisi ve R değeri için elde edilen R_c değerleri, karşılık gelen σ_A ve K_{1A} değerleri ile birlikte Tablo 4.9'da sunulmuştur. Hesaplanan bu R_c değerleri incelendiğinde, değerlerin farklı R değerleri için birbirine yakın sonuçlar verdiği ancak farklı kaynak geometrileri için daha belirgin farklar gösterdiği görülecektir. Ayrıca, kök aralıklı alın dikişi için hesaplanan R_c değerlerinin, yükleme şekline göre daha büyük farklar gösterdiği görülmüştür. Bunun sebebi çentik gerilme şiddet faktörü yöntemi için kullanılan kaynak benzeri geometrilerin, kök aralığını tam olarak tanımlayamamasıdır.

Tablo 4.9: Kaynak geometrisine göre yorulma dayanım değerleri

Kaynak geometrisi		**σ_A [MPa]**	**K_{1A} [MPa $mm^{0,326}$]**	**R_c [mm]**
Kök aralıksız alın dikişi	R=-1	11,7	11,1	0,092
	R=0	8,4	8	0,093
	R=0,5	6,75	6,4	0,092
Kök aralıklı alın dikişi	R=-1	3,75	3,2	0,066
	R=0	2,85	2,5	0,072
	R=0,5	2,35	2	0,065
Köşe dikişli enine dikme	R=-1	18,6	19,2	0,119
	R=0	12,5	12,9	0,119
	R=0,5	8,4	8,7	0,120

Kaynak dikiş geçiş bölgesinde tip I zorlama en etkili zorlama tipi olduğundan ve diğer tiplerin enerji değerleri ihmal edilebilir oranda küçük olduğundan dolayı (2.71) eşitliğinde verilen ifadenin sadece tip I zorlamaya ait kısmı hesaplamalarda kullanılmıştır. Bu hesaplamalar için K_1 çentik gerilme şiddet faktörlerinin, her numune için hesaplanması gerekmektedir. Deneylerden elde edilen normal gerilme değerleri σ_n, (2.70) eşitliğinde Tablo 3.6 ve Tablo 3.7'deki veriler ile birlikte kullanılarak K_1 değerleri hesaplanmıştır. K_1 değerleri, Tablo 3.7'de verilen veriler, daha önceden hesaplanan ve Tablo 4.9'da verilen uygun R_c değerleri ile (2.71) eşitliğinde kullanılarak $\overline{\Delta W}$ şekil değiştirme enerjisi hesaplanmıştır.

$$\overline{\Delta W} = \frac{e_1}{E}(K_1)^2(R_c)^{2(\lambda_1-1)} + \frac{e_2}{E}(K_2)^2(R_c)^{2(\lambda_2-1)} + \frac{e_3}{E}(K_3)^2(R_c)^{2(\lambda_3-1)} \tag{2.71}$$

Kullanılan σ_n değerleri ve bu değere karşılık gelen K_1 ve $\overline{\Delta W}$ değerleri kaynak geometrisi ve R değerlerine göre Tablo 4.10, Tablo 4.11, Tablo 4.12, Tablo 4.13, Tablo 4.14, Tablo 4.15, Tablo 4.16, Tablo 4.17 ve Tablo 4.18'de sunulmuştur.

Tablo 4.10: Kök aralıksız alın dikişi için $\boldsymbol{\sigma_n}$, $\boldsymbol{K_1}$ ve $\overline{\boldsymbol{\Delta W}}$ değerleri (R=-1)

R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ [Nmm/mm^3]
R=-1	20	18,95817	0,004545
	20	18,95817	0,004545
	20	18,95817	0,004545
	20	18,95817	0,004545
	22,5	21,32794	0,005752
	25	23,69771	0,007102
	25	23,69771	0,007102
	25	23,69771	0,007102
	25	23,69771	0,007102
	27,5	26,06748	0,008593
	40	37,91633	0,01818
	40	37,91633	0,01818
	40	37,91633	0,01818
	40	37,91633	0,01818
	50	47,39542	0,028407
	50	47,39542	0,028407

Tablo 4.10 (Devam)

R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=-1	50	47,39542	0,028407
	50	47,39542	0,028407
	60	56,8745	0,040906
	60	56,8745	0,040906
	50	47,39542	0,028407
	50	47,39542	0,028407
	25	23,69771	0,007102
	25	23,69771	0,007102

Tablo 4.11: Kök aralıksız alın dikişi için σ_n, K_1 ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0).

R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0	10	9,479083	0,001128
	15	14,21862	0,002539
	15	14,21862	0,002539
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	20	18,95817	0,004513
	30	28,43725	0,010155
	30	28,43725	0,010155
	30	28,43725	0,010155
	30	28,43725	0,010155
	30	28,43725	0,010155
	40	37,91633	0,018053
	40	37,91633	0,018053
	40	37,91633	0,018053
	40	37,91633	0,018053
	20	18,95817	0,004513
	40	37,91633	0,018053
	40	37,91633	0,018053
	20	18,95817	0,004513

Tablo 4.12: Kök aralıksız alın dikişi için $\boldsymbol{\sigma_n}$, $\boldsymbol{K_1}$ ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0).

R	$\boldsymbol{\sigma_n}$ **[MPa]**	$\boldsymbol{K_1}$ **[MPa** $\boldsymbol{mm^{0,326}}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0,5	15	14,21862	0,002557
	17	16,11444	0,003284
	17	16,11444	0,003284
	20	18,95817	0,004545
	30	28,43725	0,010226
	30	28,43725	0,010226
	30	28,43725	0,010226
	20	18,95817	0,004545
	20	18,95817	0,004545

Tablo 4.13: Kök aralıklı alın dikişi için $\boldsymbol{\sigma_n}$, $\boldsymbol{K_1}$ ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=-1)

R	$\boldsymbol{\sigma_n}$ **[MPa]**	$\boldsymbol{K_1}$ **[MPa** $\boldsymbol{mm^{0,326}}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=-1	50	43,08674	0,029161
	30	25,85204	0,010498
	15	12,92602	0,002624
	15	12,92602	0,002624
	15	12,92602	0,002624
	15	12,92602	0,002624
	15	12,92602	0,002624
	15	12,92602	0,002624
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	7,5	6,463011	0,000656
	7,5	6,463011	0,000656
	7,5	6,463011	0,000656
	7,5	6,463011	0,000656
	7,5	6,463011	0,000656
	7,5	6,463011	0,000656
	6,25	5,385843	0,000456
	6,25	5,385843	0,000456
	5	4,308674	0,000292
	5	4,308674	0,000292

Tablo 4.13 (Devam)

R	σ_n **[MPa]**	K_1 **[MPa** $mm^{0,326}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=-1	15	12,92602	0,002624
	10	8,617348	0,001166
	15	12,92602	0,002624
	10	8,617348	0,001166

Tablo 4.14: Kök aralıklı alın dikişi için σ_n, K_1 ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0)

R	σ_n **[MPa]**	K_1 **[MPa** $mm^{0,326}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0	15	12,92602	0,00248
	15	12,92602	0,00248
	15	12,92602	0,00248
	15	12,92602	0,00248
	15	12,92602	0,00248
	15	12,92602	0,00248
	12,5	10,77169	0,001722
	12,5	10,77169	0,001722
	12,5	10,77169	0,001722
	12,5	10,77169	0,001722
	12,5	10,77169	0,001722
	10	8,617348	0,001102
	10	8,617348	0,001102
	10	8,617348	0,001102
	10	8,617348	0,001102
	10	8,617348	0,001102
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062
	5	4,308674	0,000276
	5	4,308674	0,000276
	5	4,308674	0,000276
	5	4,308674	0,000276
	10	8,617348	0,001102
	10	8,617348	0,001102
	7,5	6,463011	0,00062
	7,5	6,463011	0,00062

Tablo 4.15: Kök aralıklı alın dikişi için $\boldsymbol{\sigma_n}$, $\boldsymbol{K_1}$ ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0,5)

R	$\boldsymbol{\sigma_n}$ **[MPa]**	$\boldsymbol{K_1}$ **[MPa** $\boldsymbol{mm^{0,326}}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0,5	6	5,170409	0,00042
	6	5,170409	0,00042
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	10	8,617348	0,001166
	6	5,170409	0,00042
	6	5,170409	0,00042

Tablo 4.16: Köşe dikişli enine dikme için $\boldsymbol{\sigma_n}$, $\boldsymbol{K_1}$ ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=-1)

R	$\boldsymbol{\sigma_n}$ **[MPa]**	$\boldsymbol{K_1}$ **[MPa** $\boldsymbol{mm^{0,326}}$**]**	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=-1	25	25,85204	0,007521
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	35	36,19286	0,014741
	35	36,19286	0,014741
	35	36,19286	0,014741
	35	36,19286	0,014741
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	60	62,04491	0,043321
	60	62,04491	0,043321
	60	62,04491	0,043321
	60	62,04491	0,043321

Tablo 4.16 (Devam)

R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=-1	60	62,04491	0,043321
	60	62,04491	0,043321
	40	41,36327	0,019254
	60	62,04491	0,043321

Tablo 4.17: Köşe dikişli enine dikme için σ_n, K_1 ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0)

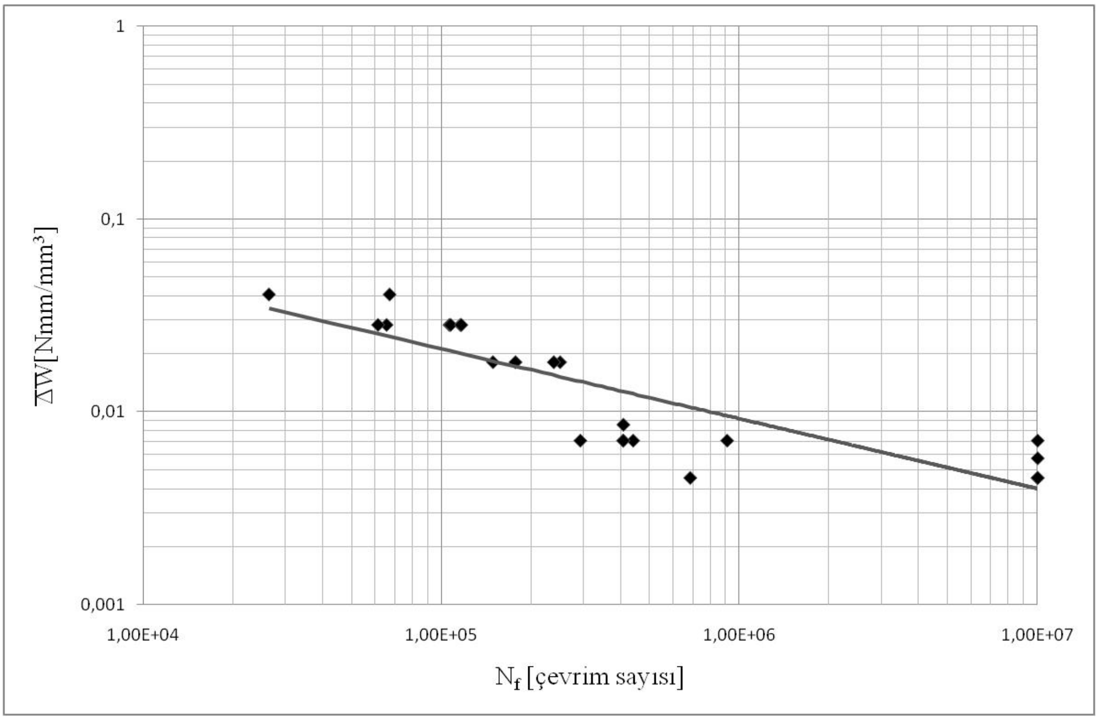
R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0	15	15,51123	0,002708
	20	20,68164	0,004813
	25	25,85204	0,007521
	25	25,85204	0,007521
	25	25,85204	0,007521
	25	25,85204	0,007521
	25	25,85204	0,007521
	25	25,85204	0,007521
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	50	51,70409	0,030084
	30	31,02245	0,01083

Tablo 4.18: Köşe dikişli enine dikme için σ_n, K_1 ve $\overline{\Delta W}$ değerleri (R=0,5)

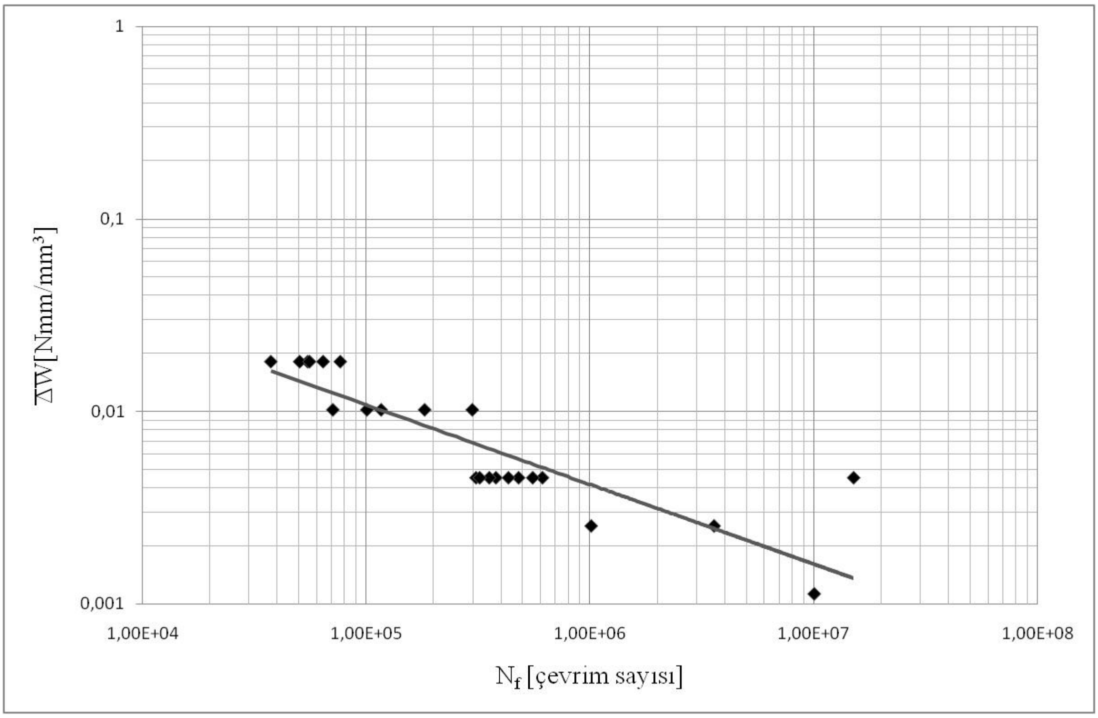
R	σ_n [MPa]	K_1 [MPa $mm^{0,326}$]	$\overline{\Delta W}$ $[Nmm/mm^3]$
R=0,5	18	18,61347	0,003899
	20	20,68164	0,004813
	20	20,68164	0,004813
	30	31,02245	0,01083
	40	41,36327	0,019254
	40	41,36327	0,019254
	20	20,68164	0,004813
	20	20,68164	0,004813
	40	41,36327	0,019254
	30	31,02245	0,01083
	30	31,02245	0,01083
	18	18,61347	0,003899
	18	18,61347	0,003899
	15	15,51123	0,002708
	40	41,36327	0,019254

Elde edilen enerji değerleri, bu değerlere karşılık gelen ve deneylerden elde edilen çentik başlangıcına kadar çevrim sayıları ile ilişkilendirilerek, enerji-yorulma ömrü (W-N) diyagramları oluşturulmuştur. Kaynak geometrisi ve yükleme şekline göre oluşturulan bu diyagramlar Şekil 4.17, Şekil 4.18, Şekil 4.19, Şekil 4.20, Şekil 4.21, Şekil 4.22, Şekil 4.23, Şekil 4.24 ve Şekil 4.25'de verilmiştir.

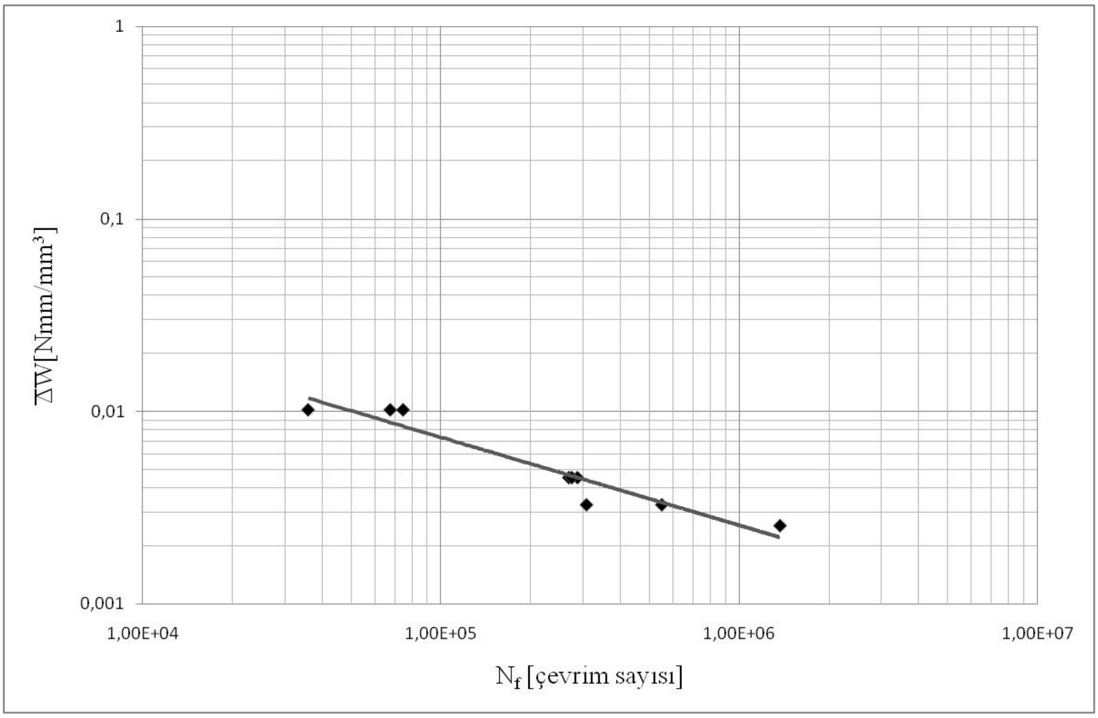
Bu diyagramlar (bkz. Şekil 4.17, Şekil 4.18, Şekil 4.19, Şekil 4.20, Şekil 4.21, Şekil 4.22, Şekil 4.23, Şekil 4.24 ve Şekil 4.25) incelendiğinde görülebileceği gibi elde edilen enerji verileri genel olarak bir saçılma bandı üzerinde ve tutarlıdır. Ancak kaynak geometrileri arasında bir karşılaştırma yapıldığında, en az saçılma görülen verilerin köşe dikişli enine dikmeler için olduğu görülür. ÇGŞF yöntemi köşe dikişlerinin enerji değerlerinin hesaplanmasında daha sağlıklı sonuçlar vermektedir. En fazla saçılmanın ise kök aralıklı alın dikişli numunelere ait verilerde olduğu görülür. Bunun sebebi ÇGŞF yönetiminin kök aralığından kaynaklanan çentik etkisini, kaynak benzeri geometriler ile tam olarak tanımlayamamasından kaynaklanmaktadır. Geometrik parametreler hassas olarak belirlenemediğinden enerjinin çatlak başlangıcına kadar biriktiği düşünülen kritik bölge tam olarak tespit edilememektedir. Bu da hesaplanan enerji değerlerinde beklenenden büyük sapmalara sebep olmaktadır.



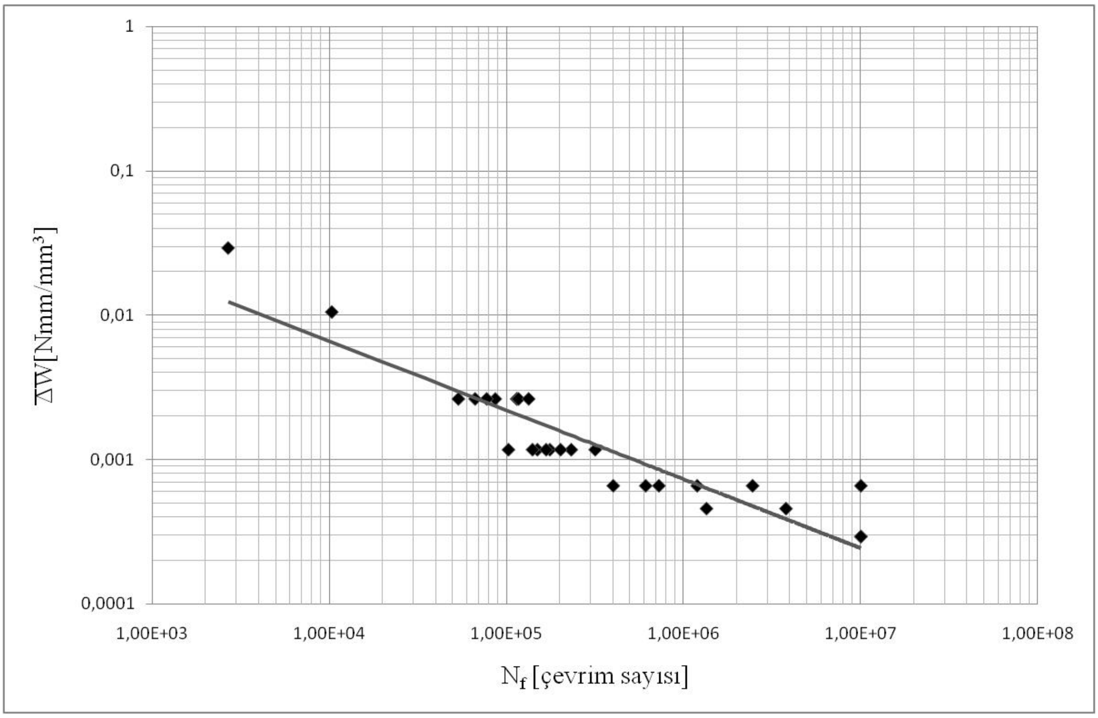
Şekil 4.17: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıksız alın dikişi için W-N diyagramı (R=-1).



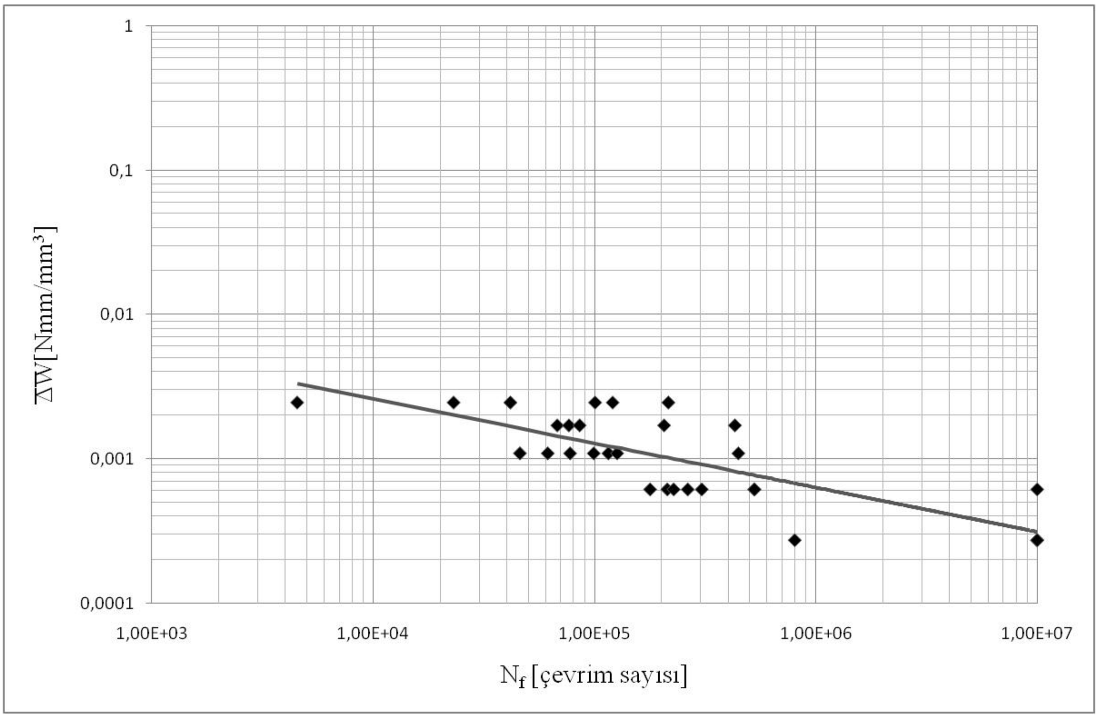
Şekil 4.18: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıksız alın dikişi için W-N diyagramı (R=0).



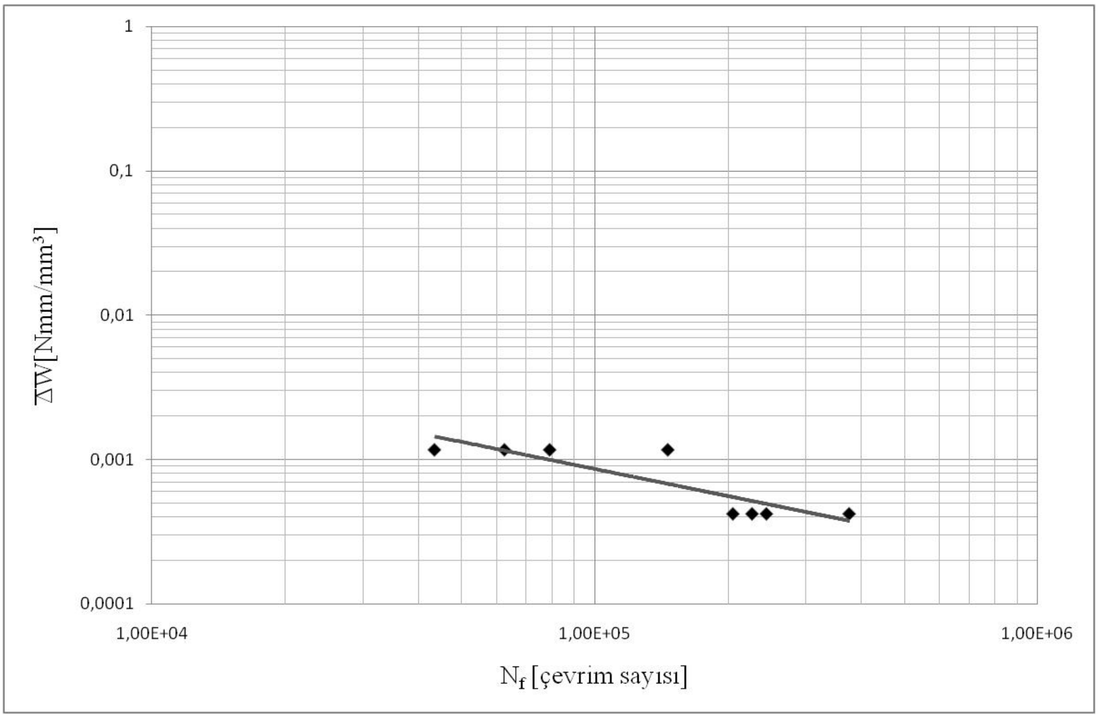
Şekil 4.19: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıksız alın dikişi için W-N diyagramı (R=0,5).



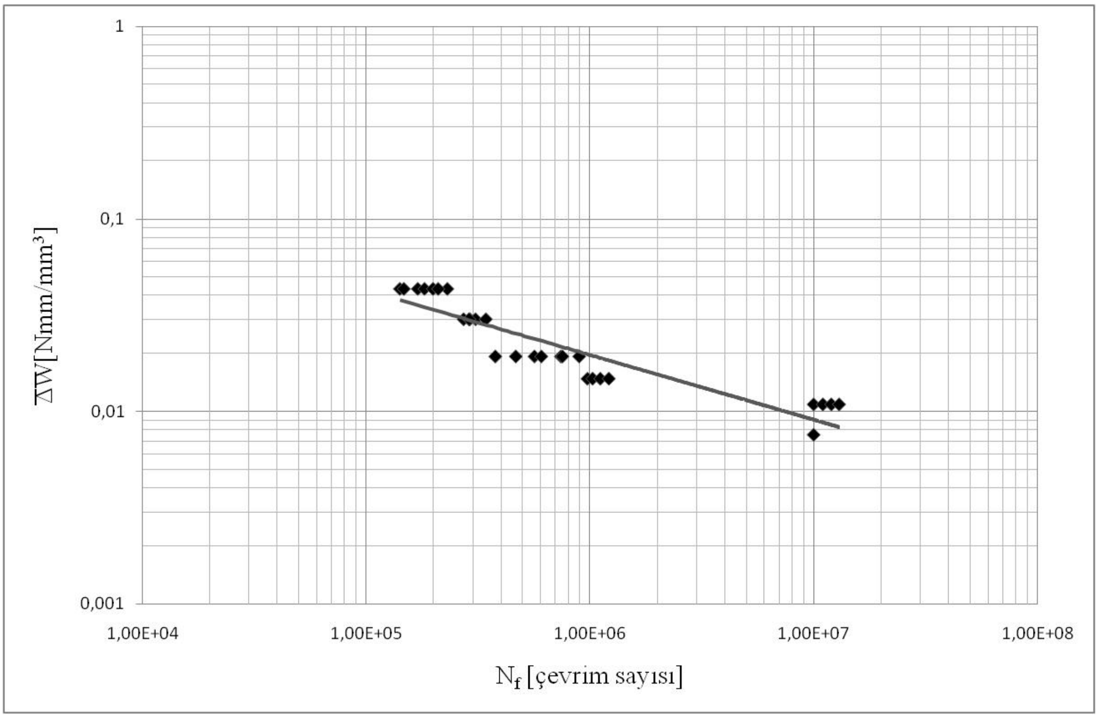
Şekil 4.20: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıklı alın dikişi için W-N diyagramı (R=-1).



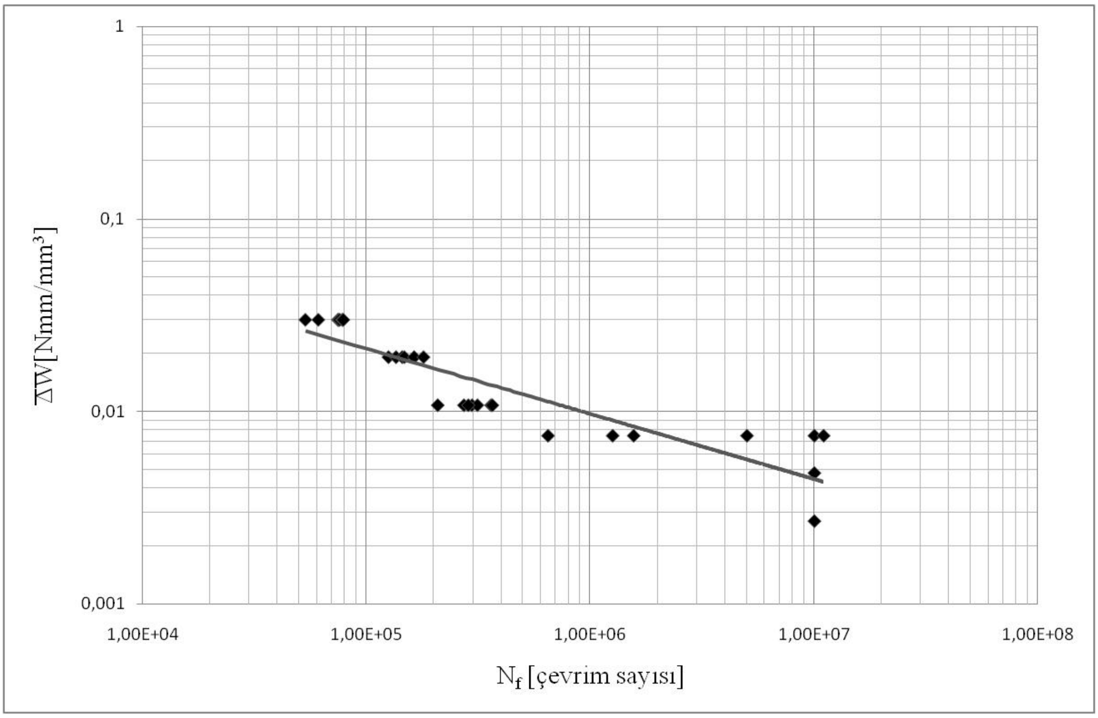
Şekil 4.21: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıklı alın dikişi için W-N diyagramı (R=0).



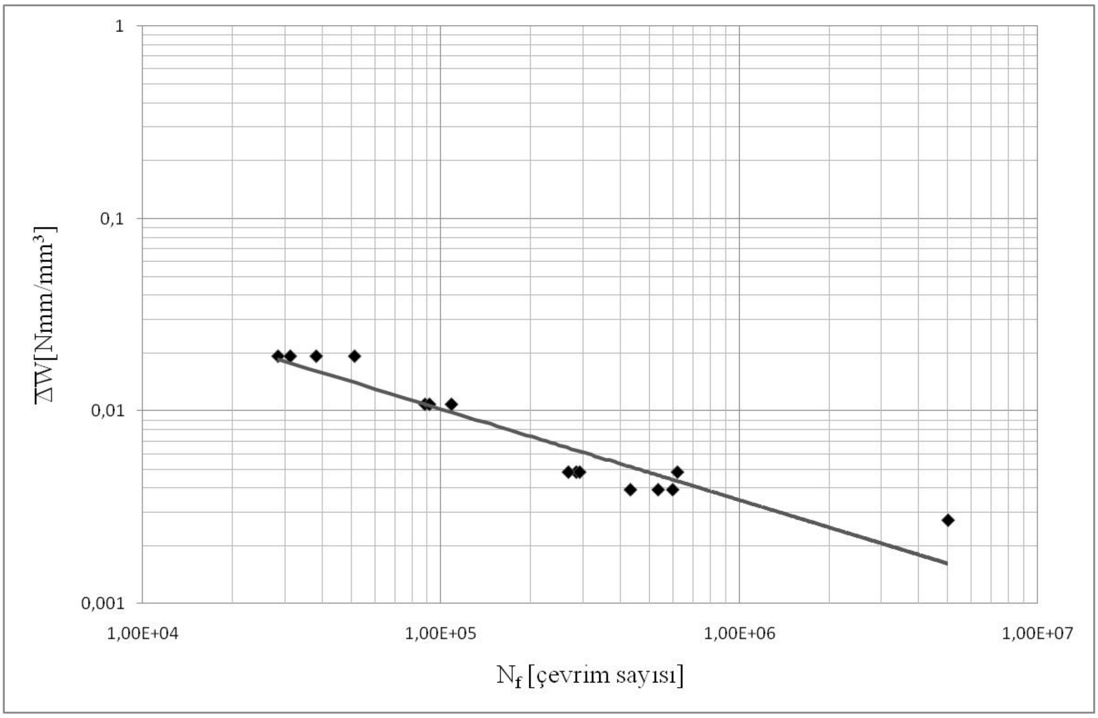
Şekil 4.22: ÇGŞF yöntemine göre kök aralıklı alın dikişi için W-N diyagramı (R=0,5).



Şekil 4.23: ÇGŞF yöntemine göre köşe dikişli enine dikme için W-N diyagramı (R=-1).



Şekil 4.24: ÇGŞF yöntemine göre köşe dikişli enine dikme için W-N diyagramı (R=0).



Şekil 4.25: ÇGŞF yöntemine göre köşe dikişli enine dikme için W-N diyagramı (R=0,5).

Bunun yanı sıra, ÇGŞF yöntemi kaynak kökünde 2α açısının ve varsayımsal çentik yarıçapının (r_v) sıfıra eşit olduğunu kabul eder. Bu ÇGŞF yönteminin en kötü durumu dikkate aldığı anlamına gelir. Bu durum yapılan hesaplamaların oldukça güvenli olacağına anlamına gelse de, bahsi geçen hesaplamaları esas alan tasarımlarda gereğinden fazla malzeme kullanılmasına neden olacaktır.

5. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

Bu çalışmada çevrimsel yüklemelere maruz kalan magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin farklı kaynak geometrileri ve gerilme oranları için yapılan deneylerinden elde edilen veriler kullanılarak elasto-plastik davranışlarından dolayı açığa çıkan enerji değerleri hesaplanmıştır. Bu enerjiler malzemelerin belirlenen kritik bir bölgede çatlak başlangıcına kadar depolayabilecekleri enerji değerleridir. Bu enerjilerin yorulma ömrü ile ilişkilendirilmesi sonucu, malzemelerin yorulma davranışının enerji değerleri ile ifade edilebilmesi amaçlanmıştır. Bunun için enerji-yorulma ömrü diyagramları oluşturulmuştur. Bu konunun ileride yapılacak deneyler ile genişletilmesi, tasarım aşamasında magnezyumdan kaynaklı birleştirmeler için enerji değerlerinin bir yorulma parametresi olarak kullanılmasına olanak tanıyacaktır.

Çevrimsel yükleme sırasında kırılma, hasarların devamlı olarak birikmesinden dolayı gerçekleşir. Bu hasarların miktarı, dağılan enerjinin miktarına doğrudan bağlıdır. Bu nedenle, kırılmanın dağılan enerjinin bir sınır değere ulaşması halinde gerçekleşeceği söylenebilir. Bu sınır enerji değerinin, çevrim sayısının bir fonksiyonu şeklinde ifadesi ile hesaplanan enerji değerleri yorulma ömrünün belirlenmesinde bir parametre olarak kullanılmıştır. Çevrim sayısı ile ilişkilendirilmek suretiyle enerji değerleri yorulma davranışını tutarlı bir şekilde ifade etmektedir. Böylece enerji yöntemlerinin bu amaçla magnezyum alaşımları için de uygulanabileceğini gösterilmiştir.

Histerezis halkası enerji yöntemi elasto-plastik malzeme parametrelerini dikkate alarak enerji değerlerini hesaplamaktadır. Malzeme parametrelerine bağlı olarak hesaplanan enerji değerleri, malzemenin farklı iç yapı durumları için farklılıklar göstermektedir. Böylece yorulma davranışının malzeme iç yapı durumuna bağlı olarak büyük değişiklikler gösterdiğini ortaya konmuştur. Masing davranışı gösteren malzemelere uygulanabilen bu yöntem, çentik etkisini ve kaynak geometrisini dikkate almadığından dolayı çentiksiz düz numunelere uygulanmıştır. Bu yöntem kullanılarak malzemelerin farklı iç yapı durumları için gösterdikleri değişik yorulma davranışları incelenmiştir. Çentik etkisi ve geometriyi göz ardı etmesinden dolayı histerezis halkası enerji yönteminin kullanılabilirliği sınırlıdır.

Ancak yorulma davranışında malzemeden kaynaklanan farklılıklar gözlemlenmek istendiğinde, göreceli olarak kolay uygulanan bu yöntem kullanılabilir.

Çentik gerilme şiddet faktörleri kaynak dikiş geçiş bölgesi ve çevresindeki yorulma davranışının belirlenmesi amacıyla şekil değiştirme enerjisinin hesaplanmasında kullanılabilir. Bu yöntem hem geometrik parametrelere hem de gerilme seviyelerine bağlı olduğundan dolayı incelenen numunelerin yorulma davranışlarını daha kapsamlı olarak inceleyebilir. Ancak bu yöntem, kaynak dikiş geçiş bölgesi açısının kaynak kökünde 2α=0 ve varsayımsal çentik yarıçapının $r_v = 0$ olduğunu varsayarak, kaynak dikiş geçiş bölgesindeki ortalama bir enerji değerini hesaplar. Bu varsayım en kötü durumun bu yöntem tarafından ele alındığı anlamına gelmektedir. Bütün bunlara rağmen ÇGŞF yöntemi tutarlı sonuçlar vermektedir. Göreceli olarak kolay uygulanabilir olması da yorulma davranışı değerlendirmeleri için önemli bir avantajdır. Ancak bu yöntemi esas alan mühendislik tasarımlarında en kötü durum esas alındığından dolayı gereğinden fazla malzeme kullanılabilir.

ÇGŞF yöntemi kaynak dikiş geçiş bölgesinin geometrisiyle doğrudan bağlantılı değerler verdiğinden çeşitli kaynak geometrileri için gerçekleştirilen çalışmalar literatüre büyük katkı sağlayacaktır. Özellikle kaynak dikiş geçiş bölgesi hakkında yaptığı kabullerden dolayı, kök aralıklı kaynak dikişlerinin detaylı incelenmesi ve yapılan kabullerin bu kaynak geometrisi için yeniden düzenlenmesi bu yöntemin geliştirilmesi için önemli bir adım olacaktır.

Deneysel çalışmalar sonucu elde edilen verilerden hesaplanan enerji değerlerinin yorulma ömrü ile ilişkilendirilmesi sayesinde, enerji değerleri yorulma davranışını açıklamakta kullanılabilir. Bu sayede tasarım aşamasında hesaplanan enerji değerleri kullanılarak kaynaklı birleştirmelerin yorulma davranışları yorumlanabilir. Bu amaçla konu hakkında deneysel çalışmalara devam edilmesi büyük önem taşımaktadır.

Ayrıca bu çalışmada kullanılan enerji yöntemlerinden farklı, sonlu elemanlar analizleri ile desteklenen enerji hesaplamalarının kıyaslamaları, en uygun enerji yönteminin belirlenmesinde literatüre büyük katkı sağlayacaktır.

Malzemelerin yorulma davranışlarının incelenmesi mühendislik tasarımlarının geleceği açısından büyük önem taşımaktadır. Özellikle kaynaklı birleştirmeler için yorulma ömürlerinin belirlenmesi çok önemli olmasına rağmen ülkemizde yeterli çalışmanın bulunmadığı bir konudur. Bunun en önemli sebeplerinden biri yorulma deneylerinin zaman alan, maliyetli ve zahmetli çalışmalar gerektirmesidir. Ülkemizde de konuyla ilgili bilim adamlarının sayısı artmalı ve bu konudaki araştırma projeleri desteklenmelidir. Öte yandan tüm dünyada örnekleri görülen yorulma enstitüleri bir an önce ülkemizde de kurulmalıdır.

6. KAYNAKLAR

Bruhns, O. T., “The Prandtl-Reuss equations revisited.” *ZAMM-Journal of Applied Mathematics and Mechanics/Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik*, 94(3), 187-202, (2014).

Callister, W. D. and Rethwisch, D. G., *Materials science and engineering: an introduction, 8th Edition* New York: Wiley, (2010).

Coffin Jr, L. F., “A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal.” *American Society of Mechanical Engineers*, 76, 931-950, (1954).

Desmorat, R., “Fast estimation of localized plasticity and damage by energetic methods.” *International Journal of Solids and Structures*, 39(12), 3289-3310, (2002).

Dziubiński, J., “Fatigue failure criterion based on plastic strain energy density applied to welds.” *International Journal of Fatigue*, 13(3), 223-226, (1991).

Gasiak, G., and Pawliczek, R. “Application of an energy model for fatigue life prediction of construction steels under bending, torsion and synchronous bending and torsion.” *International Journal of Fatigue*, 25(12), 1339-1346, (2003).

Glinka, G., “Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks.” *Engineering Fracture Mechanics*, 22(3), 485-508, (1985).

Karakas, Ö., “Consideration of mean-stress effects on fatigue life of welded magnesium joints by the application of the Smith–Watson–Topper and reference radius concepts”, *International Journal of Fatigue*, 49, 1-17, (2013).

Karakas, Ö., Gülsöz, A., Kaufmann, H., and Sonsino, C. M., “Fatigue behaviour of welded joints from magnesium alloy (AZ31) according to the local strain concept. Ermüdungsverhalten einer geschweißten Magnesiumlegierung (AZ31) nach dem örtlichen Konzept.” *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 41(2), 73-82, (2010).

Karakas, Ö., Morgenstern, C., and Sonsino, C. M., “Fatigue design of welded joints from the wrought magnesium alloy AZ31 by the local stress concept with the fictitious notch radii of r f= 1.0 and 0.05 mm.” *International Journal of Fatigue*, 30(12), 2210-2219, (2008).

Karakaş, Ö., “Biçimlenebilen magnezyum alaşımlarından kaynaklı yapı elemanlarının yorulma dayanımı değerlendirmelerinde çentik gerilmesi yönteminin uygulanması” Doktora Tezi, *Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü, Makine Mühendisliği Anabilim Dalı*, Denizli, (2006).

Knop, M., Jones, R., Molent, L., and Wang, C. “On the Glinka and Neuber methods for calculating notch tip strains under cyclic load spectra.” *International Journal of Fatigue*, 22(9), 743-755, (2000).

Łagoda, T., “Energy models for fatigue life estimation under uniaxial random loading. Part I: The model elaboration.” *International Journal of Fatigue*, 23(6), 467-480, (2001).

Łagoda, T., “Energy models for fatigue life estimation under uniaxial random loading. Part II: Verification of the model.” *International Journal of Fatigue*, 23(6), 481-489, (2001).

Łagoda, T., and Ogonowski, P., “Fatigue life estimation of notched specimens under bending and torsion with strain energy density parameter.” *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 45(2), 349-361, (2007).

Łagoda, T., Sonsino, C. M., and Ogonowski, P., “Application of the strain energy density parameter for estimation of multiaxial fatigue life of sintered steels with stress concentrators.” Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 47(1), 161-175, (2009).

Lazzarin, P. and R. Tovo. “A notch intensity factor approach to the stress analysis of welds.” *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* 21(9), 1089-1103, (1998).

Lazzarin, P., Berto, F. and Radaj, D., “Uniform fatigue strength of butt and fillet welded joints in terms of the local strain energy density.” *In Proc. Fatigue*, (2006).

Lazzarin, P., Berto, F., and Zappalorto, M., “Rapid calculations of notch stress intensity factors based on averaged strain energy density from coarse meshes: theoretical bases and applications.” *International Journal of Fatigue*, 32(10), 1559-1567, (2010).

Lazzarin, P., Livieri, P., Berto, F. and Zappalorto, M., "Local strain energy density and fatigue strength of welded joints under uniaxial and multiaxial loading." *Engineering Fracture Mechanics*, 75(7), 1875-1889, (2008).

Lazzarin, P., Sonsino, C. M. and Zambardi, R., "A notch stress intensity approach to assess the multiaxial fatigue strength of welded tube-to-flange joints subjected to combined loadings." *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 27(2), 127-140, (2004).

Lemaitre, J. and Chaboche, J. L., *Mechanics of solid materials*. Cambridge University Press, (1994).

Macha, E., and Sonsino, C. M., "Energy criteria of multiaxial fatigue failure." *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 22(12), 1053-1070, (1999).

Manson, S. S. "Behavior of materials under conditions of thermal stress." National Advisory Committee on Aeronautics, report 1170. Cleveland: Lewis Flight Propulsion Laboratory, (1954).

Masing, G., "Self-stretching and hardening for brass." *Proc. 2nd Int. Cong. Applied Mechanics*, 332-335, (1926).

Molski, K. and Glinka, G., "A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root." *Materials Science and Engineering*, 50(1), 93-100, (1981).

Neuber, H., "Theory of notch stresses: Principles for exact stress calculation" *JW Edwards*, 74, (1946).

Neuber, H., "Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law." *Journal of Applied Mechanics*, 28(4), 544-550, (1961).

Pilkey, W.D and Pilkey, D., *Peterson's Stress Concentration Factors, Third Edition*, (2008).

Radaj, D., Lazzarin, P., and Berto, F. "Fatigue assessment of welded joints under slit-parallel loading based on strain energy density or notch rounding." *International Journal of Fatigue*, 31(10), 1490-1504, (2009).

Ramberg, W. and Osgood, W. R., "Description of stress-strain curves by three parameters", (1943).

Rice, J. R. and Tracey, D. M., "On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields∗." *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 17(3), 201-217, (1969).

Rice, J. R., "A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks." *Journal of applied mechanics* 35(2), 379-386 (1968).

Shahrooi, S., Metselaar, I. H., and Huda, Z., "Evaluating a strain energy fatigue method using cyclic plasticity models." *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 33(8), 530-537, (2010).

Tchankov, D. S., and Vesselinov, K. V., Fatigue life prediction under random loading using total hysteresis energy. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 75(13), 955-960, (1998).

Topper, T. H., Wetzel, R. M. and Morrow, J., "Neubers rule applied to fatigue of notched specimens." *J MATER*, 4(1), 200-209, (1969).

Varvani-Farahani, A. "A new energy-critical plane parameter for fatigue life assessment of various metallic materials subjected to in-phase and out-of-phase multiaxial fatigue loading conditions." *International Journal of Fatigue*, 22(4), 295-305, (2000).

Ye, D., Matsuoka, S., Suzuki, N., and Maeda, Y. "Further investigation of Neuber's rule and the equivalent strain energy density (ESED) method." *International Journal of Fatigue*, 26(5), 447-455, (2004).

7. ÖZGEÇMİŞ

Adı Soyadı	: Nail TÜZÜN
Doğum Yeri ve Tarihi	: Dinar/Afyonkarahisar – 19.09.1987
Lisans Üniversite	:Balıkesir Üniversitesi Makine Mühendisliği
Elektronik posta	:nailtuzun@gmail.com
İletişim Adresi	:Kadınlar Denizi Mah. Celal Atik Cad. No: 4 Kuşadası/Aydın