



**BİÇİMLENEBİLEN MAGNEZYUM ALAŞIMLARINDAN
KAYNAKLI YAPI ELEMANLARININ YORULMA DAYANIMI
DEĞERLENDİRMELERİNDE ÇENTİK GERİLMESİ YÖNTEMİNİN
UYGULANMASI**

Özler KARAKAŞ

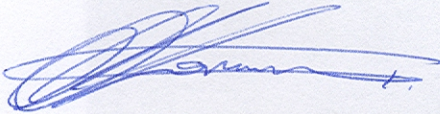
**Aralık 2006
DENİZLİ**

DOKTORA TEZİ ONAY FORMU

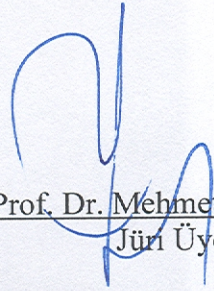
Özler KARAKAŞ tarafından Prof. Dr. Alper GÜLSÖZ ve Prof. Dr.Ç.Morris SONSİNO yönetiminde hazırlanan **‘Biçimlenebilen Magnezyum Alaşımlarından Kaynaklı Yapı Elemanlarının Yorulma Dayanımı Değerlendirmelerinde Çentik Gerilmesi Yönteminin Uygulanması’** başlıklı tez tarafımdan okunmuş, kapsamı ve niteliği açısından bir Doktora tezi olarak kabul edilmiştir.




Prof. Dr. Alper GÜLSÖZ
Jüri Başkanı (I.Danışman)



Prof. Dr. Ç. Morris SONSİNO
Jüri Üyesi (II.Danışman)

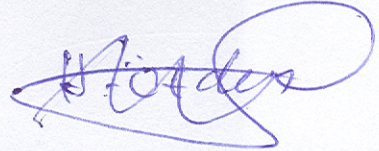


Prof. Dr. Mehmet YÜKSEL
Jüri Üyesi



Prof. Dr. Muzaffere TOPÇU
Jüri Üyesi

Yard. Doç. Dr. Hüseyin ÖZDEN
Jüri Üyesi



Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Yönetim Kurulu'nun
.... / / ve sayılı kararıyla onaylanmıştır.

Prof. Dr. Mehmet Ali SARIGÖL
Müdür

Bu tezin tasarımı, hazırlanması, yürütülmesi, araştırmalarının yapılması ve bulguların 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 atfedildiğini beyan ederim.

İmza

: 

Öğrenci Adı Soyadı : Özler KARAKAŞ

TEŞEKKÜR

Doktora tezi birinci danışmanım Sayın Prof.Dr.-Ing. Alper GÜLSÖZ (Pamukkale Üniversitesi) ve ikinci danışmanım Sayın Prof.Dr.-Ing. Çetin Morris SONSİNO'ya (Fraunhofer İşletme Dayanımı ve Sistem Güvenilirliği Enstitüsü, LBF / Darmstadt ve Darmstadt Teknik Üniversitesi Sistem Güvenilirliği ve Makine Akustiği Anabilim Dalı) danışmanlıkları, görüşleri, destekleri, tecrübelerini benimle paylaşarak yön verip, ufkumu genişlettikleri için çok teşekkür ediyorum.

Doktora tezimin deneysel kısımlarını, Fraunhofer İşletme Dayanımı ve Sistem Güvenilirliği Enstitüsü'nde (LBF) gerçekleştirme sevincini bana yaşattıkları için Enstitü Müdürü Sayın Prof.Dr.-Ing. Holger HANSELKA'ya ve Enstitü Müdür Yardımcısı ve Otomotiv / Transport İş Bölümü Yöneticisi Sayın Prof.Dr.-Ing. Çetin Morris SONSİNO'ya özel teşekkürlerimi sunuyorum.

Kısım şefimiz Sayın Dr.-Ing. Heinz KAUFMANN'a, arkadaşlığı ile her zaman yanımda olan, bana destek veren Sayın Dr.-Ing. Christoph MORGENSTERN'e çok teşekkür ediyorum.

Sonlu Elemanlar Yöntemi (SEY) yardımıyla çentik faktörlerinin hesaplanmasında ve kaynak dikişi geometrilerinin modellenmesindeki destekleri için Sayın Dr.-Ing. Ulrich MAY'e, Braunschweig Teknik Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsünden (ifs, Braunschweig) Dipl.-Ing. Martin VOGT'a ve Dr.-Ing. Francesco SORBO'ya (GE Oil & Gas Nuovo Pignone – Floransa, İTALYA) çok teşekkür ederim.

Geniş kapsamlı deneylerin gerçekleştirilmesindeki emeklerinden ötürü Sayın Helmut KOHLBACHER, Kurt BAYER ve Milan BÜHN'e çok teşekkür ediyorum.

Metalografik incelemelerle malzeme iç yapılarının tespitini gerçekleştiren Bayan Angelika TILL'e, sekreterlerimiz Bayan Jutta SCHEUCH'a ve Suzanne Siegert GAO'ya teşekkür ediyorum.

Aynı şekilde, çok sayıdaki magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı deneylerinin yapılmasında ve sertlik ölçümlerinin gerçekleştirilmesinde bana yardımcı olan Braunschweig Teknik Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsü Müdürü Sayın Prof.Dr.-Ing. Klaus DILGER'e ve Sayın Dipl.-Ing. Martin VOGT'a çok teşekkür ederim.

Doktora çalışmam, 'Biçimlenebilen Magnezyum Alaşımlarından Kaynaklı Yapı Elemanlarının Yorulma Dayanımı Değerlendirmelerinde Çentik Gerilmesi Yönteminin Pratik Olarak Uygulanması İçin Esasların Elde Edilmesi' isimli proje kapsamında gerçekleştirilmiştir. Projemizi destekleyen Alman Kaynak Tekniği Birliğine (Deutscher Verband für Schweißtechnik, DVS-Nr. 9.036) ve Endüstriyel Araştırma Birliği Çalışma Grubu'na (Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen 'Otto von Guericke' e.V., AiF-Nr. 13.457 N) verdikleri destek için çok teşekkür ederim. Biçimlenebilen magnezyum alaşımı AZ31'i tedarik ettikleri için Meinerzhagen kentinde bulunan Otto Fuchs Firmasına ve ilave kaynak metali magnezyum alaşımı AZ61 A'yı tedarik ettikleri için Neuenrade kentinde bulunan Elisental Firması'na çok teşekkür ederim.

Doktora çalışmam için beni yurtdışına Türkiye Cumhuriyeti'nin bir görevlisi olarak gönderen Pamukkale Üniversitesine ve beni finanse eden Türkiye Cumhuriyetine sonsuz teşekkürlerimi sunuyorum.

Teşekkürlerimi hakeden birileri daha var... Sevgileriyle, heyecanlarıyla, maddi ve manevi destekleriyle her zaman yanımda olduklarını hissettiğim Anneme, Babama ve Kardeşime en özel teşekkürlerimi sunmayı yerine getirilmesi zevkli bir görev kabul ediyorum.

Özler KARAKAŞ

ÖZET

BİÇİMLENEBİLEN MAGNEZYUM ALAŞIMLARINDAN KAYNAKLI YAPI ELEMANLARININ YORULMA DAYANIMI DEĞERLENDİRMELERİNDE ÇENTİK GERİLMESİ YÖNTEMİNİN UYGULANMASI

KARAKAŞ, Özler

Doktora Tezi, Makine Mühendisliği ABD

Tez Yöneticileri : Prof.Dr.-Ing. Alper GÜLSÖZ, Prof.Dr.-Ing. Çetin Morris SONSİNO

Aralık 2006, 167 Sayfa

Kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı hakkında güvenli ve doğru olan hükümlere varılabilmesinde, denenmiş güvenilir nominal gerilme yöntemine tamamlayıcı veya alternatif olacak şekilde yapısal gerilme yöntemi ve lokal (yerel) hesaplama yöntemleri ortaya çıkmıştır. Yapısal gerilme yöntemi nominal gerilme yöntemi karşısında önemli avantajlar sunmakla beraber, kaynak dikiş bölgesinin geometrik oluşumuna bağlı olan tanım değerlerinden dolayı ve alaşım cinslerinin farklı davranışlarının yetersiz olarak dikkate alınmasından dolayı bir dezavantaj göstermektedir. Lokal yöntemler içerisinden mikro destek teorisini esas alan çentik gerilmesi yöntemi, lokal mikro yapı ile ilgili olarak kaynaklı birleştirmelerin yorumlanmasında en uygun hesaplama yöntemi olarak görülmektedir.

Bu doktora tezinde, magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin yorulma ömrünü değerlendirmek için çentik gerilmesi yöntemleri olan mikro destek ve farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemleri uygulanmıştır.

Sonuçlara bakıldığında, magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin ölçülendirilmesi amacıyla mikro destek yönteminin lokal yorulma dayanımının hesabında kullanılması, yorulma çatlağının başladığı bütün malzeme durumları veya mikro iç yapılar için ortak bir mikro destek sabiti ρ^* olmadığından tavsiye edilmemektedir. Bunun yanında mikro destek yöntemiyle hesaplama suretiyle elde edilen yorulma dayanımı değerleri ile deneyler sonucu elde edilen yorulma dayanımı değerleri de her zaman birbiriyle uygun düşmemektedir.

Sonuçlar, $r_f = 1,0$ mm farzedilen çentik yarıçaplı lokal gerilme yönteminin kaynak geometrisinden bağımsız olarak 5,3 mm kalınlığındaki magnezyumdan kaynaklı birleştirmelere uygulanabileceğini göstermiştir. İç gerilmelerin ve yük azaltıcı ortalama gerilmelerin etkilerini dikkate almak suretiyle çeşitli gerilme oranlarında ($R=-1$, $R=0$ ve $R=0,5$) örnek Wöhler eğrileri türetilmiştir. IIW-Tavsiyeleri için FAT-sınıfı olarak da $\Delta\sigma = 28$ MPa önerilmiştir.

Anahtar kelimeler: Magnezyum alaşımı, kaynaklı birleştirme, yorulma dayanımı, çentik gerilmesi yöntemi, mikro destek, farzedilen eşdeğer yarıçap, sonlu elemanlar yöntemi, örnek Wöhler eğrisi, IIW-Tavsiyeleri

Prof.Dr. Alper GÜLSÖZ

Prof.Dr. Çetin Morris SONSİNO

Prof.Dr. Mehmet YÜKSEL

Prof.Dr. Muzaffer TOPÇU

Yard. Doç.Dr. Hüseyin ÖZDEN

ABSTRACT**APPLICATION OF THE NOTCH STRESS CONCEPT IN THE FATIGUE STRENGTH EVALUATION OF WELDED STRUCTURES FROM WROUGHT MAGNESIUM ALLOYS**

KARAKAŞ, Özler

Ph.D. Thesis in Mechanical Engineering

Supervisors: Prof.Dr. Alper GÜLSÖZ, Prof.Dr. Çetin Morris SONSİNO

December 2006, 167 Pages

For a reliable and more precise assessment of the fatigue strength of welded joints, the structural stress and the local stress concepts have been developed as an alternative to the nominal stress concept. Although the structural stress concept already offers substantial advantages over the nominal stress concept, it has the disadvantage that beside the geometrical shape of the welded joint, the influence of the microstructure at the weld is not properly considered. Therefore, amongst the local concepts, the notch stress concept, based on the micro-support theory thus seems to be the most suitable calculation concept for the assessment of welded joints with respect to the local microstructure.

In this dissertation, notch stress concept, (micro-support concept and fictitious notch radius concept) was applied to assess a fatigue life of magnesium welded joints.

Based on these results, the micro-support concept for the calculation of the local fatigue strength cannot be recommended for the fatigue design of welded wrought magnesium alloys, because on the one hand there exist no uniform micro-support constant ρ^* for all material states or microstructures in which the fatigue cracks are initiated and on the other hand the precision of the calculated fatigue strength is not always adequate.

The evaluation of the results showed that the local stress concept using the fictitious notch radius of $r_f = 1.0$ mm can be applied to magnesium welded joints from plates with thickness $t = 5,3$ mm independently from the weld geometries (fully or partially penetrated butt welds, transversal stiffener). Master design curves are proposed for different stress ratios, i.e. $R = -1, 0$ and 0.5 , which allow the consideration of residual stresses as well as load induced mean stresses. The results also permit the suggestion of $\Delta\sigma = 28$ MPa as FAT-value for the IIW-Fatigue Design Recommendations.

Keywords : Magnesium alloy, welded joints, fatigue strength, notch stress concept, micro-support, fictitious notch radius, finite elements method, master Wöhler curve, IIW-Fatigue Design Recommendation

Prof.Dr. Alper GÜLSÖZ
Prof.Dr. Çetin Morris SONSİNO
Prof.Dr. Mehmet YÜKSEL
Prof.Dr. Muzaffer TOPÇU
Asst. Prof.Dr. Hüseyin ÖZDEN

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
Doktora Tezi Onay Formu	i
Bilimsel Etik Sayfası	ii
Teşekkür	iii
Özet	v
Abstract	vi
İçindekiler	vii
Şekiller Dizini	x
Tablolar Dizini	xvi
Simge ve Kısaltmalar Dizini	xviii
1. GİRİŞ	1
2. KAYNAKLI YAPI ELEMANLARININ YORULMA DAYANIMI KONTROLLERİNDE BİLİMSEL VE TEKNİK DURUM	7
2.1. Nominal Gerilme Yöntemi	8
2.2. Yapısal Zorlama Yöntemi	14
2.2.1. Kalın parçalar için yapısal gerilme yöntemi	16
2.2.2. Dong'a göre yapısal gerilme yöntemi	20
2.2.3. Xiao ve Yamada'ya göre yapısal gerilme yöntemi	22
2.2.4. İnce levhalar için Fermer ve Svensson'a göre yapısal gerilme yöntemi	24
2.2.5. Dijkstra ve de Back'e göre Hot-Spot gerilme yöntemi	25
2.2.6. Haibach'a göre yapısal uzama yöntemi	26
2.3. Çentik Zorlama Yöntemleri	27
2.3.1. Çentik uzama yöntemi	27
2.3.1.1. Elastik plastik malzeme davranışının tanımlanması	29
2.3.1.2. Lokal zorlamanın ve çatlak başlangıcı yorulma ömrünün belirlenmesi	30
2.3.2. Radaj'a göre çentik gerilme yöntemi	32
2.3.2.1. Mikro destek etkisi	33
2.3.3. Neuber'e göre eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesi	34
2.3.4. Radaj'a göre eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesi	36
2.3.5. Seeger'e göre farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik dibi yöntemi	37
2.3.5.1. Kalın levhalar için $r_f = 1,0$ mm farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik gerilmesi yöntemi (Ortalama değer saçılma yöntemi)	38
2.3.5.2. İnce levhalar için $r_f = 0,05$ mm farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik gerilmesi yöntemi (Ortalama değer dağılım yöntemi)	40
2.4. Sonsino'ya Göre Malzeme Hacim Yöntemi	41
2.5. Kırılma Mekaniği Yöntemi	43
2.5.1. Çatlak yayılma yöntemi	43
2.5.2. Gerilme şiddeti yöntemi	47
2.5.3. Henrysson'a göre nokta kaynaklı birleştirmeler için kapsamlı çatlak yayılması yöntemi	49
2.6. Hasar Parametresi	51

2.7. Değişken İşletme Yüklemeleri Altında Yorulma Ömrü Tahmini.....	53
2.7.1. Çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi için dayanım hipotezleri.....	57
3. MALZEME, NUMUNELER VE DENEYLERİN GERÇEKLEŞTİRİLMESİ	61
3.1. Malzeme ve Numuneler	61
3.1.1. Numune formu ve numunelerin imal edilmesi.....	62
3.1.2. Kaynaklı birleştirmelerin imalatı için kaynak donanımı.....	67
3.1.2.1. Kök aralıksız alın birleştirme (Çift V-Dikişi).....	67
3.1.2.2. Kök aralıklı alın birleştirme (Çift V-Dikişi)	68
3.1.2.3. Enine dikmeler (Köşe dikişleri)	69
3.1.2.4. ITAB numunelerinin fiziksel simülasyonu	69
3.1.3. İç yapı gözlemleri.....	71
3.1.3.1. Sertlik ölçümleri.....	71
3.1.3.2. Makro ve mikro kesit görünümleri	74
3.1.3.3. Elektron mikroskopuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu	78
3.1.4. Kaynak dikişlerinin geometrik olarak tanımlanması ve çentik faktörlerinin hesabı	82
3.2. Deney Teknikleri.....	90
3.2.1. Deneylerin yapılması	90
3.2.2. Çatlağın belirlenmesi	93
3.2.2.1. Yol sensörüyle çatlağın belirlenmesi	93
3.2.2.2. Kuvvet azalması yoluyla çatlağın belirlenmesi.....	93
4. YORULMA DAYANIMI DENEYLERİ	95
4.1. Düz Numunelerin (Esas Malzeme, Kaynak Metali, Isı Tesiri Altındaki bölge) Yorulma Dayanımı	95
4.1.1. Uzama kontrolü altında çentiksiz durumda elastik – plastik malzeme davranışı	95
4.1.2. Yük kontrolü altında çentikli ve çentiksiz durumda yorulma dayanımı davranışı	100
4.1.3. Eşdeğer yapısal uzunluğun (ρ^*) hesaplanması	106
4.1.4. Elde edilen eşdeğer yapısal uzunlukların literatür ile karşılaştırılması... 109	
4.2. Yük Kontrolü Altında Kaynaklı Birleştirmelerin Yorulma Dayanımı Davranışı	112
5. KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN YORULMA DAYANIMLARININ HESAPLANMASI İÇİN ÇENTİK GERİLME YÖNTEMİNİN UYGULANMASI.....	123
5.1 Mikro Destek Etkisi Yöntemi	123
5.2 Farzedilen Eşdeğer Yarıçap Yöntemi	130
6. ULUSLARARASI KAYNAK ENSTİTÜSÜNE (IIW) BİR ÖNERİ	142
7. SONUÇLAR	152
KAYNAKLAR	156
ÖZGEÇMİŞ	167

ŞEKİLLER DİZİNİ

	Sayfa
Şekil 1.1 Otomobillerde magnezyum alaşımlarının kullanıldığı kısımlar	2
Şekil 1.2 Otomobil endüstrisinde kullanılan bazı magnezyumdan yapı parçaları.....	3
Şekil 1.3 Bir arabanın biçimlenebilen magnezyum alaşımından (AZ31B) motor kaportasının iç kısmı, kalınlık = 1,3 mm	4
Şekil 1.4 Dökme magnezyum ve levha magnezyumdan (AM50 alaşımı) birleştirme suretiyle elde edilen hibrid konstrüksiyonu	4
Şekil 2.1 Kaynaklı yapı elemanlarının yorulma kontrol yöntemleri.....	7
Şekil 2.2 Nominal gerilme Wöhler eğrileriyle yorulma ömrünün belirlenmesi	8
Şekil 2.3 Nominal gerilme yöntemi	10
Şekil 2.4 Çelikten kaynaklı birleştirmeler için Wöhler eğrileri.....	11
Şekil 2.5 Alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için Wöhler eğrileri	11
Şekil 2.6 IIW-Tavsiyeleri için standartlaştırılmış Wöhler diyagramı.....	12
Şekil 2.7 Ortalama gerilmelerin yorulma dayanımına etkisi	13
Şekil 2.8 Çekme iç gerilmelerinin ve ortalama gerilmelerin müsaade edilebilir FAT sınıflarına etkisinin dikkate alınması	13
Şekil 2.9 Kaynaklı birleştirmelerde gerilmelerin tanımlanması	15
Şekil 2.10 Bir sonlu elemanlar modellemesinde iç lineerleştirme ve yüzey gerilmelerinin lineer ekstrapolasyonu	17
Şekil 2.11 Kuvvet taşıyan ve taşımayan köşe dikişleri için dayanılabilir yapısal gerilmeler	18
Şekil 2.12 Dong'a göre farklı durumlar için yapısal gerilmelerin tanımlanması	20
Şekil 2.13 Dong'a göre yapısal gerilme parametresinin ΔS_s fonksiyonu olarak örnek Wöhler eğrisi.....	22
Şekil 2.14 Sonlu elemanlar hesaplamasıyla elde edilen gerilme dağılımı.....	23
Şekil 2.15 Dikiş geçişinin 1 mm altında elde edilen uzunlamasına gerilmelere bağlı olarak değişik yapısal detayların dayanılabilir yorulma ömürleri.....	23
Şekil 2.16 Kaynaklı ince levhalar için yapısal gerilme yöntemi	25
Şekil 2.17 Kıyı ötesi yapılardaki boru düğümlerinde Hot-Spot yöntemi	26
Şekil 2.18 Haibach'a göre yapısal uzama yöntemi.....	27
Şekil 2.19 Şekil değişiminin simulasyonu için çentiksiz numune.....	29
Şekil 2.20 Yapısal gerilme yönteminin uygulama sınırları	30
Şekil 2.21 Çentik uzama yönteminin akış şeması.....	30
Şekil 2.22 Kaynaklı birleştirmelerde mikro destek etkisi yöntemi.....	34
Şekil 2.23 Neuber'e göre ortalama değer oluşması	35
Şekil 2.24 Yapı çelikleri için $r_f = 1,0$ mm eşdeğer yarıçapında dayanılabilir gerilmeler	38
Şekil 2.25 Farzedilen çentik dibi yarıçapı $r_f = 1,0$ mm için Alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerin yerel Wöhler eğrileri.....	39
Şekil 2.26 İnce levhalarda farzedilen çentik yarıçapı $r_f = 0,05$ mm için sonlu elemanlar modeli ve modelleme talimatı	40

Şekil 2.27 İnce levhali çelik ve alüminyumdan yapılmış lazer ışını kaynaklı birleştirmeler için farzedilen yarıçap $r_f = 0,05$ mm olan çentik gerilmesi yöntemine göre örnek Wöhler eğrileri	41
Şekil 2.28 En fazla zorlanan malzeme hacminin tanımlanması	42
Şekil 2.29 Malzeme hacim yöntemi	42
Şekil 2.30 Kırılma mekaniği yöntemi	45
Şekil 2.31 Boru düğümlerinin dikiş geçiş bölgesi çentiklerinde kritik çatlak bölgeleri	46
Şekil 2.32 Deney ve hesaplarda çatlak yayılmasının mukayesesi	47
Şekil 2.33 Sektör yüzeylerinin gösterimi	48
Şekil 2.34 Eksenel ve eğilme zorlamaları altında köşe dikişiyle kaynaklanmış enine dikmelerde çentik zorlama yöntemine göre sonuçlar	49
Şekil 2.35 Henrysson'a göre nokta kaynaklı birleştirmelerin hesabında izlenen yol	50
Şekil 2.36 Uygulanan nokta kaynağı numunelerine bir bakış	51
Şekil 2.37 Aynı bir saçılma (dağılma) bandında sonuçların gösterimi	51
Şekil 2.38 Hasar parametrelerinin hesabında kullanılan büyüklükler	52
Şekil 2.39 Yorulma ömrünün hesaplanması (şematik olarak)	53
Şekil 2.40 Gerçek hasar toplamının dağılımı ve ortalama değerleri	54
Şekil 2.41 Hasar toplamı için Wöhler eğrilerinin türetilmesi	55
Şekil 2.42 Eğilme ve burulma zorlamaları altında çelikten kaynaklı birleştirmeler için çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi	59
Şekil 2.43 Eğilme ve burulma zorlamaları altında alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi	59
Şekil 3.1 Esas malzemeden çentiksiz düz numunelerin geometrisi	63
Şekil 3.2 Kaynak metalinden çentiksiz düz numunelerin geometrisi	63
Şekil 3.3 Isı tesiri altındaki bölgeden çentiksiz düz numunelerin geometrisi	63
Şekil 3.4 Esas malzemeden keskin çentikli düz numunelerin geometrisi	64
Şekil 3.5 Kaynak metalinden keskin çentikli düz numunelerin geometrisi	64
Şekil 3.6 Isı tesiri altındaki bölge keskin çentikli düz numunelerin geometrisi	64
Şekil 3.7 Kök aralıksız çift V-dikişli alın dikişi	65
Şekil 3.8 Kök aralıklı alın dikişi	65
Şekil 3.9 Köşe dikişli enine dikme	65
Şekil 3.10 MIG yönteminde akım ve gerilim akışı	68
Şekil 3.11 Kök aralıklı alın birleştirmede kırılma durumları	69
Şekil 3.12 MIG yönteminde sıcaklık ölçümü için termoelemanların düzeni	70
Şekil 3.13 ITAB numunelerinin kaynak simülasyonu için sıcaklık bölgesi ölçümü	70
Şekil 3.14 ITAB numunelerinin fiziksel simülasyonu ile sıcaklık bölgesi ölçümünün kaynak prosesi ile mukayesesi	71
Şekil 3.15 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Kök aralıksız alın dikişi	72
Şekil 3.16 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Kök aralıklı alın dikişi	72
Şekil 3.17 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Köşe dikişli enine dikme	73
Şekil 3.18 Yüzeysel sertlik dağılımı – Kök aralıksız alın dikişi	73
Şekil 3.19 Yüzeysel sertlik dağılımı – Kök aralıklı alın dikişi	73
Şekil 3.20 Yüzeysel sertlik dağılımı – Köşe dikişli enine dikme	74
Şekil 3.21 Kök aralıksız alın dikişinde iç yapı dokümantasyonu	75
Şekil 3.22 Kök aralıklı alın dikişinde iç yapı dokümantasyonu	75
Şekil 3.23 Köşe dikişli enine dikmede iç yapı dokümantasyonu	76
Şekil 3.24 Hasara uğrayan bir kök aralıklı alın dikişinde iç yapılar	77
Şekil 3.25 Fiziksel kaynak simülasyonuna göre elde edilen ısı tesiri altındaki bölgenin iç yapı dokümantasyonu	78

Şekil 3.26 Kök aralıksız alın dikişinde hasar yerleri	79
Şekil 3.27 Kök aralıksız alın dikişinde elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu	79
Şekil 3.28 Kök aralıklı alın dikişinde hasar yerleri	80
Şekil 3.29 Kök aralıklı alın dikişinde elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu	80
Şekil 3.30 Köşe dikişli enine dikmede hasar yerleri.....	81
Şekil 3.31 Köşe dikişli enine dikmede elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu	82
Şekil 3.32 Kök aralıksız alın birleştirmesi için sonlu elemanlar modellemeleri.....	86
Şekil 3.33 Kök aralığına sahip alın birleştirmesi için sonlu elemanlar modellemeleri .	86
Şekil 3.34 Köşe dikişli enine dikme için sonlu elemanlar modellemeleri.....	87
Şekil 3.35 Uzama kontrollü deney düzeneği	91
Şekil 3.36 Yük kontrollü deney düzeneği.....	92
Şekil 3.37 Yol sensörü yardımıyla çatlağın belirlenme şekilleri	93
Şekil 4.1 Esas malzemenin gerilme – uzama ($\sigma - \epsilon$) eğrileri	95
Şekil 4.2 Kaynak metalinin gerilme – uzama ($\sigma - \epsilon$) eğrileri	96
Şekil 4.3 Isı tesiri altındaki bölgenin gerilme – uzama ($\sigma - \epsilon$) eğrileri	96
Şekil 4.4 Esas malzemenin uzama Wöhler eğrileri	98
Şekil 4.5 Kaynak metalinin uzama Wöhler eğrileri.....	98
Şekil 4.6 Isı tesiri altındaki bölgenin Wöhler eğrileri.....	99
Şekil 4.7 Esas malzemenin $R = -1$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri	100
Şekil 4.8 Esas malzemenin $R = 0$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri.....	101
Şekil 4.9 Kaynak metalinin $R = -1$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri.....	101
Şekil 4.10 Kaynak metalinin $R = 0$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri	102
Şekil 4.11 Isı tesiri altındaki bölgenin $R = -1$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri	102
Şekil 4.12 Isı tesiri altındaki bölgenin $R = 0$ için Wöhler ($\sigma - N$) eğrileri.....	103
Şekil 4.13 Esas malzemeye ait Haigh Diyagramı.....	105
Şekil 4.14 Kaynak metaline ait Haigh Diyagramı	106
Şekil 4.15 Isı tesiri altındaki bölge numunelerine ait Haigh Diyagramı	106
Şekil 4.16 $R = -1$ gerilme oranı için çentik etki sayıları	107
Şekil 4.17 $R = 0$ gerilme oranı için çentik etki sayıları	107
Şekil 4.18 $R=-1$ için Radaj'ın formülüne göre hesaplanan eşdeğer yapısal uzunluklar.....	108
Şekil 4.19 $R = 0$ için Radaj'ın formülüne göre hesaplanan eşdeğer yapısal uzunluklar.....	108
Şekil 4.20 Neuber'e göre akma sınırına $R_{p,02}$ bağlı olarak değişik malzemelerin eşdeğer yapısal uzunlukları	110
Şekil 4.21 Kök aralıksız alın birleştirmelerin yorulma dayanımı dayanımı sonuçları .	114
Şekil 4.22 Kök aralıklı alın birleştirmelerin yorulma dayanımı dayanımı sonuçları....	114
Şekil 4.23 Köşe dikişli enine dikmelerin yorulma dayanımı dayanımı sonuçları	115
Şekil 4.24 $R = -1$ için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları ...	115
Şekil 4.25 $R = 0$ için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları	116
Şekil 4.26 $R = 0,5$ için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları... 116	116
Şekil 4.27 $R = -1$ için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	117
Şekil 4.28 $R = 0$ için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	117
Şekil 4.29 $R = 0,5$ için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	118

Şekil 4.30 R = -1 için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	118
Şekil 4.31 R = 0 için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	119
Şekil 4.32 R = 0,5 için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	119
Şekil 4.33 R = -1 için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	120
Şekil 4.34 R = 0 için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	120
Şekil 4.35 R = 0,5 için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı	121
Şekil 4.36 Kök aralıksız alın birleştirmeleri için Haigh Diyagramı	121
Şekil 4.37 Kök aralıklı alın birleştirmeleri için Haigh Diyagramı	122
Şekil 4.38 Köşe dikişli enine dikmeler için Haigh Diyagramı	122
Şekil 5.1 Kaynaklı birleştirmelerin kırılma durumları	125
Şekil 5.2 Kök aralıksız alın dikişi için deneysel ve hesaplama yoluyla ($\rho = 0$) elde edilen kırılma ve çatlak Wöhler eğrileri	125
Şekil 5.3 Kök aralıksız alın dikişi için deneysel ve hesaplama yoluyla ($\rho = \rho_r$) elde edilen kırılma ve çatlak Wöhler eğrileri	126
Şekil 5.4 Kök aralıklı alın dikişi için deneysel ve hesaplama ($\rho = 0$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak Wöhler eğrileri	127
Şekil 5.5 Kök aralıklı alın dikişi için deneysel ve hesaplama ($\rho = \rho_r$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak Wöhler eğrileri	127
Şekil 5.6 Köşe dikişli enine dikme için deneysel ve hesaplama ($\rho = 0$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak Wöhler eğrileri	128
Şekil 5.7 Köşe dikişli enine dikme için deneysel ve hesaplama ($\rho = \rho_r$) yoluyla elde edilen çatlak Wöhler eğrileri	128
Şekil 5.8 Mikro destek etkisi yöntemine göre deneylerle ve hesaplamalarla elde edilen yorulma dayanımlarının mukayesesi, R = -1	129
Şekil 5.9 Mikro destek etkisi yöntemine göre deneylerle ve hesaplamalarla elde edilen yorulma dayanımlarının mukayesesi, R = 0	129
Şekil 5.10 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için ve R = - 1 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	134
Şekil 5.11 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için ve R = 0 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	134
Şekil 5.12 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için ve R = 0,5 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	135
Şekil 5.13 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için ve R = -1 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	135
Şekil 5.14 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için ve R = 0 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	136
Şekil 5.15 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için ve R = 0,5 gerilme oranında Wöhler Diyagramı	136
Şekil 5.16 Wöhler eğrileri yerel mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa (r_f) bağlılığı, R = -1	137
Şekil 5.17 Wöhler eğrileri yerel mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa (r_f) bağlılığı, R = 0	137
Şekil 5.18 Wöhler eğrileri yerel mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa (r_f) bağlılığı, R = 0,5	138

Şekil 5.19 Saçılma ($1 / T_{\sigma}$) üzerinde farzedilen eşdeğer yarıçapın etkisi	140
Şekil 5.20 Ortalama gerilmeye bağlı olarak dayanılabilen gerilme genliğinin saçılması	140
Şekil 6.1 Emniyet faktörü j_{σ} 'nın türetilmesi için P ağırları	145
Şekil 6.2 Kaynaklı birleştirmelere ait Haigh Diyagramı	146
Şekil 6.3 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için örnek Wöhler diyagramı	146
Şekil 6.4 IIW-Tavsiyeleri için standartlaştırılmış Wöhler diyagramı	149
Şekil 6.5 Magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelere yönelik IIW – Tavsiyeleri için mutlak Wöhler diyagramı	149
Şekil 6.6 Çelik, alüminyum ve magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin $r_f = 0,05$ mm için emniyetli gerilme genişliklerinin elastisite modülüne bağlılığı	150
Şekil 6.7 Çelik, alüminyum ve magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin $r_f = 1,0$ mm için emniyetli gerilme genişliklerinin elastisite modülüne bağlılığı	150

TABLOLAR DİZİNİ

	Sayfa
Tablo 2.1 IIW-Talimatnamesine göre çentik sınıfları (FAT- değerleri)	10
Tablo 2.2 IIW-Talimatnamesine göre yapısal gerilme alanı	19
Tablo 2.3 Mikro destek etkisi faktörünün hasar hipotezlerine bağlılığı.....	35
Tablo 2.4 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için emniyetli çentik gerilmesi gerilme genişliği (alanı)	39
Tablo 2.5 IIW-Talimatnamesine göre çatlak ilerleme hesaplamaları için kırılma mekaniği tanım değerleri.....	45
Tablo 2.6 Çelikten ve alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerde çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi için tavsiyeler	58
Tablo 3.1 Magnezyum alaşımı AZ31'in kimyasal bileşimi	61
Tablo 3.2 İlave kaynak metali AZ61'in kimyasal bileşimi	61
Tablo 3.3 Magnezyum alaşımı AZ31'in mekanik tanım değerleri	62
Tablo 3.4 Çentiksiz ve çentikli düz numunelerin geometrik özellikleri	62
Tablo 3.5 Farklı kaynaklı birleştirmeler için ortalama çentik yarıçapları ve çentik form sayıları	66
Tablo 3.6 Kaynaklı birleştirmelerin geometrik tanım büyüklükleri.....	83
Tablo 3.7 Kök aralıksız alın dikişi için Model LBF ve Model ifs'e göre elde edilen çentik form sayıları	84
Tablo 3.8 Kök aralıklı alın dikişi için Model LBF ve Model ifs'e göre elde edilen çentik form sayıları	84
Tablo 3.9 Köşe dikişli enine dikme için Model LBF ve Model ifs'e göre elde edilen çentik form sayıları	85
Tablo 3.10 Çentik form sayılarının hayali yarıçap r_f 'ye bağlılığı (Model LBF'e göre). 85	85
Tablo 3.11 Anthes'in formülüne göre köşe dikişli enine dikmelerin çentik faktörlerinin hesabında kullanılan katsayılar	88
Tablo 3.12 Kök aralıksız alın dikişlerinde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları.....	88
Tablo 3.13 Kök aralıklı alın dikişlerinde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları.....	89
Tablo 3.14 Köşe dikişli enine dikmelerde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları.....	89
Tablo 3.15 Sabit genlikli yüklemeler altında düz numuneler için deney programı.....	90
Tablo 3.16 Sabit genlikli yüklemeler altında kaynaklı birleştirmelerin deney programı	91
Tablo 4.1 Elastik – plastik malzeme davranışı tanım değerleri.....	99
Tablo 4.2 Düz numunelerin Wöhler eğrilerinin tanım değerleri.....	105
Tablo 4.3 Radaj'a göre eşdeğer yapısal uzunluklar.....	109
Tablo 4.4 Kaynaklı birleştirmelerde mikro destek etkisi yönteminin uygulanması.....	111
Tablo 4.5 Kaynaklı birleştirmeler için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri.....	113
Tablo 5.1 Mikro destek etkisi yöntemine göre hesaplama ve deneysel olarak elde edilen Wöhler eğrilerinin tanım değerleri	124

Tablo 5.2 Değişik r_f değerleri için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri ($R = -1$ ve $R = 0$)	132
Tablo 5.3 Değişik r_f değerleri için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri ($R = 0,5$)	133
Tablo 5.4 Magnezyum AZ31 alaşımından kaynaklı birleştirmelerin farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için yerel ve emniyetli tanım değerleri.....	138
Tablo 5.5 Magnezyum AZ31 alaşımından kaynaklı birleştirmelerin farzedilen eşdeğer yarıçapı $r_f = 1,0$ mm için yerel ve emniyetli tanım değerleri.....	139
Tablo 6.1 Emniyetli lokal gerilme genişlikleri $\Delta\sigma_{v,lok}$	147

SİMGELER VE KISALTMALAR DİZİNİ

a	Çatlak uzunluğu (mm)
A	Kopma uzaması (%)
b	Numune genişliği, kaynak dikiş genişliği (mm), periyodik gerilme üssü
c	Periyodik uzama üssü
C	Kırılma mekaniği sabiti [$\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ ve m], Güvenilirlik olasılığı(%)
ÇGŞF	Çentik gerilme şiddet faktörü
D	Hasar toplamı
D_{ger}	Emniyetli hasar birikimi
E	Elastisite modülü (MPa)
EM	Esas malzeme
f	Deney frekansı (s^{-1})
F	Çatlak geometrisinin düzeltme faktörü
F_a	Yük genliği (N)
F	Kuvvet, geometri faktörü
FAT	Yorulma dayanımı sınıfları (çentik sınıfları)
GŞF	Gerilme şiddet faktörü
h	Kaynak dikiş yüksekliği (mm)
H_{TF}	Blok uzunluğu (n_i değerlerinin toplamını)
H_0	Kollektifin büyüklüğü
HV	Vickers sertliği
ifs	Braunschweig Teknik Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsü, Braunschweig
IIW	Uluslararası Kaynak Enstitüsü
ITAB	Isı tesiri altındaki bölge
$I(r)$	Çatlak yayılması integral değeri
j	Emniyet faktörü
k	Wöhler eğrilerinin eğimi, çok eksenli gerilme durumunda gerilme üssü
k^*	Bükülme noktasından sonra Wöhler eğrisinin eğimi (sabit genlikler için)
k'	Bükülme noktasından sonra Wöhler eğrisinin eğimi (değişken genlikler için)

$k_{\text{çat}}$	Çatlak başlangıcı çevrim sayısı
K	Gerilme şiddeti ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$), statik gerilme katsayısı (MPa)
K'	Periyodik gerilme katsayısı (MPa)
$K_{\text{eş}}$	Eşdeğer gerilme şiddet faktörü ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)
ΔK	Periyodik gerilme şiddeti ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)
ΔK_c	Kritik gerilme şiddeti ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)
ΔK_0	Gerilme şiddetinin eşik değeri ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)
ΔK_{th}	Periyodik gerilme şiddeti faktörünün eşik değeri ($\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$)
K_I ve K_{II}	Gerilme şiddeti faktörleri
K_f	Çentik etki sayısı
K_t	Çentik form sayısı
$K_{t,a}$	Eksenel yükleme altında çentik form sayısı
KM	Kaynak metali
LBF	Fraunhofer – İşletme Dayanımı ve Sistem Güvenilirliği Enstitüsü, Darmstadt
m	Kırılma mekaniği sabiti, gerilme-çatlak çevrim sayısı eğrisinin eğimi, Paris üssü
M	Ortalama gerilme hassasiyeti ($-1 < R < 0$)
M'	Ortalama gerilme hassasiyeti ($0 < R < 0,5$)
MIG	Ergiyen elektrotlarla asal gaz kullanılarak yapılan kaynak yöntemi
n, n'	Statik, periyodik sertleşme katsayısı
n_i	Kısmi yük çevrimi
N	Çevrim sayısı
N_i	Dayanılabılır yük çevrim sayısı
N_A	Çatlak başlangıcı çevrim sayısı
N_B	Kırılma çevrim sayısı
N_{FAT}	$2 \cdot 10^6$ 'daki çevrim sayısı
$N_{K,\text{FAT}}$	$1 \cdot 10^7$ 'deki çevrim sayısı
N_K	Wöhler eğrisinin bükülme noktasındaki çevrim sayısı
N_{den}	Değişken genlikli deneylerle elde edilen yorulma ömrü
P	Hasar parametresi
$P_{\text{Ü}}$	Kırılmama olasılığı
P_{SWT}	Smith, Watson ve Topper'e göre hasar parametresi
r_f	Farzedilen eşdeğer yarıçap (Seeger'e göre farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi)
r_r	Gerçek çentik yuvarlatma yarıçapı (Seeger'e göre farzedilen eşdeğer

	yarıçap yöntemi)
R	Yük, uzama ve gerilme oranı
R_m	Çekme dayanımı (MPa)
$R_{p0,2}$	Akma sınırı (MPa)
R_σ	Yük kontrollü deneyde gerilme oranı
R_ϵ	Uzama kontrollü deneyde gerilme oranı
s	Kök aralığının uzunluğu (mm), Mikro destek etkisi faktörü, zaman (s)
S_s	Dong'a göre yapısal gerilme (MPa)
SEY	Sonlu elemanlar yöntemi
t	Levha kalınlığı, numune kalınlığı (mm)
T_σ, T_N	Gerilme ve çevrim sayısının saçılması
T_E	Termo eleman
UÖŞ	Uzama ölçüm şeridi
$V_{\%90}$	En fazla zorlanan malzeme hacmi (mm ³)
WIG	Ergimeyen elektrotlarla asal gaz kullanılarak yapılan kaynak yöntemi
α	Dikiş açısı (°)
Δ	Toplam titreşim genişliği
ΔS_s	Yapısal gerilme parametresi
ϵ	Uzama (%)
$\epsilon_{a,el}, \epsilon_{a,pl}$	Elastik uzama, plastik uzama (%)
ϵ'_f	Periyodik uzama katsayısı
δ	Faz
σ	Gerilme (MPa)
σ_a	Gerilme genliği (MPa)
$\sigma_{a,n}$	Nominal gerilme genliği (MPa)
$\sigma_{a,v,lok}$	Lokal mukayese gerilme genliği (MPa)
$\sigma_{eş}$	Eşdeğer gerilme genişliği (MPa)
σ_E	Dayanma sınırı (MPa)
σ'_f	Periyodik gerilme katsayısı (MPa)
σ_{hs}	Hot-Spot gerilmesi (MPa)
σ_s	Yapısal gerilme (MPa)
$\sigma_{H,s}$	Haibach'a göre yapısal gerilme (MPa)
$\Delta\sigma_s$	Yapısal gerilme genişliği (MPa)
σ_k	Çentik gerilmesi, Bükülme noktasındaki gerilme (MPa)

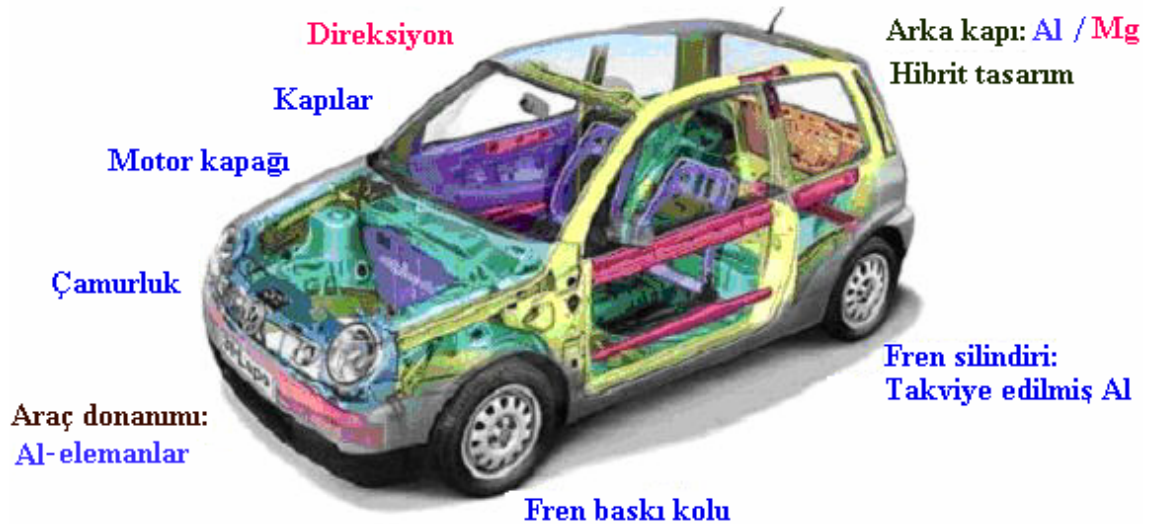
σ_m	Ortalama gerilme (MPa)
$\sigma_{m,n}$	Nominal ortalama gerilme (MPa)
σ_x	Maksimum çentik gerilmesi (MPa)
σ_v	Mukayese gerilmesi (MPa)
σ_{em}, τ_{em}	Emniyetli nominal ve kayma gerilmeleri (MPa)
$\Delta\sigma_{lok,v.Mises}$	Lokal mukayese gerilme genişliği (MPa)
$\Delta\sigma_{v,lok}$	Emniyetli lokal gerilme genişliği (MPa)
ε_f'	Periyodik uzama katsayısı
σ_f'	Periyodik gerilme katsayısı (MPa)
ρ	Çentik yuvarlatma yarıçapı (mm)
ρ_1	Dikiş geçiş çentiği (mm)
ρ_2	Dikiş kökü çentiği (mm)
ρ_f	Farzedilen yarıçap (mm) (Neuber/ Radaj'a göre mikro destek etkisi yöntemi)
ρ_r	Gerçek farzedilen yarıçap (mm) (Neuber / Radaj'a göre mikro destek etkisi yöntemi)
ρ^*	Eşdeğer yapısal uzunluk (mm) (Neuber / Radaj'a göre mikro destek etkisi yöntemi)
θ	Dikiş yükselme açısı (°)
ν	Poisson oranı

1. GİRİŞ

Magnezyum ve alaşımları günümüzde modern hafif yapılar için önemli bir malzeme olarak görülmekte ve bundan dolayı özellikle otomobil endüstrisinde geniş bir kullanım alanına sahip olmaktadır (Şekil 1.1). Magnezyumun yoğunluğu $1,7 \text{ g / cm}^3$ (alüminyumun yoğunluğu = $2,7 \text{ g / cm}^3$, çeliğin yoğunluğu = $7,8 \text{ g / cm}^3$) olmasına rağmen alüminyum ile hemen hemen aynı dayanım değerlerine sahiptir (200 – 250 MPa). Hatta bazı magnezyum alaşımları, alüminyum alaşımlarına göre % 35 daha hafif olmasına rağmen dayanım/ağırlık yani özgül dayanım değerleri alüminyuma göre daha yüksek değerlere ulaşabilmektedir. Böylece magnezyum alaşımları hafifliğin önem kazandığı kara ve hava taşıtları, el aletleri, spor gereçleri, ev ve büro malzemeleri, elektronik birimlerde ve daha birçok makine ve cihazların imalinde gittikçe artan bir şekilde kullanılmaya başlanmıştır. Özellikle taşıt tekniğinde artan rekabete paralel olarak, ağırlığın azaltılması ihtiyacı hafif malzeme kullanımını teşvik etmiş ve bunun sonucunda da yüksek özgül dayanımın ve rijitliğin ön plana çıktığı magnezyum alaşımları gittikçe artan bir şekilde önem kazanmaya başlamıştır. Bazı magnezyum alaşımlarının özgül dayanım ve rijitlik özelliği, taşıt tekniği uygulamalarında çelik ve alüminyumla kıyaslanabilir durumdadır. Bunun sonucu olarak son zamanlarda magnezyum alaşımlarının hava ve kara taşıtlarında kullanımı ile ilgili olarak araştırma konularının arttığı gözlenmektedir. Başta gelişmiş Avrupa ülkeleri olmak üzere tüm dünyada magnezyum alaşımlarının özelliklerini belirlemek ve endüstriyel uygulamalarda kullanmak için pek çok çalışmalar yapılmıştır. Ancak magnezyum alaşımlarının çeşitli alanlardaki uygulamalarında bilinmeyen ve aydınlatılmayı bekleyen daha birçok konu bulunmaktadır.

Taşıt tekniğinde olduğu gibi birçok endüstriyel alanda üretimin gerçekleştirilmesinde kaynaklı birleştirmeler önemli bir yer tutmaktadır. Bu nedenle magnezyum alaşımlarının kaynaklı birleştirmeleri ile ilgili araştırmaların artırılarak bunların endüstride kullanımlarının yaygınlaştırılması ön planda tutulmaktadır. Ayrıca üretilen

parçaların çoğu dinamik yükler altında çalıştığından ve kaynaklı konstrüksiyonlar da dinamik açıdan kritik konstrüksiyonlar olduğundan yorulma dayanımları da büyük önem arz etmektedir. Magnezyum alaşımlarından kaynaklı konstrüksiyonlarda dalgalı zorlanma durumları için şu anda geçerli olan hiçbir talimatname bulunmamaktadır. Buna bağlı olarak, magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin ölçülendirilmeleri için bağlayıcı esaslar ve dayanım değerleri ortaya konamamıştır



Şekil 1.1 Otomobillerde magnezyum alaşımlarının kullanıldığı kısımlar (Volkswagen AG)

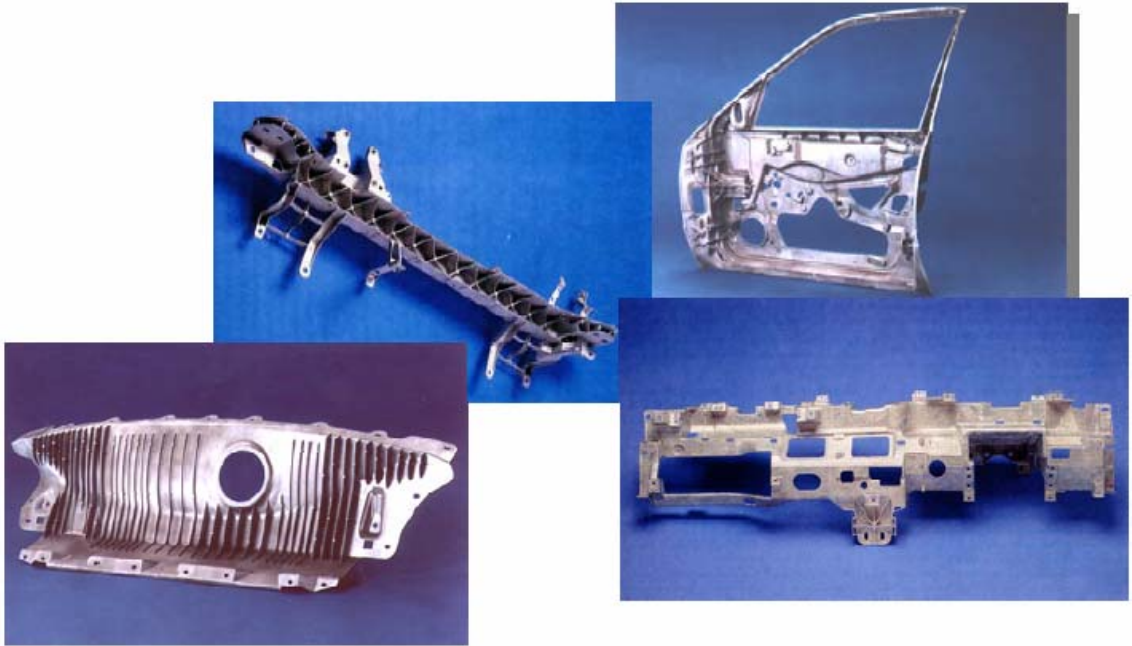
Kaynaklı birleştirmelerin hesapsal yorumlamalarında ve ölçülendirilmelerinde yaygın olarak kullanılan nominal gerilme yönteminin yanında, lokal çentik ve çatlak gerilme yöntemleri giderek önem kazanmaktadır.

Dikişli kaynaklı birleştirmelerin yüksek yük çevrim sayısı bölgesi için yorulma dayanımı tahmini, dikiş geçiş bölgesinde ve dikiş kökü çentiklerinde meydana gelen çentik gerilmelerinden yola çıkarak (elastik ve elastik-plastik çentik dibi yöntemi) son yıllarda çelik malzemeler için çok kere incelenmiştir. Bu adı geçen çentik dibi yöntemi, hesaplama suretiyle dayanım kontrolünün yapılmasında, konstrüksiyonun ve üretimin iyileştirilmesinde talimatnamelere girebilecek endüstriyel uygulanabilir bir yöntem olarak önerilmektedir. Bu yöntemin ana prensibi (Radaj 1984, Radaj 1985a, Radaj 1985b, Radaj 1988a, Radaj 1990, Radaj 1995a, Radaj 1995b, Radaj vd 1998, Radaj ve Sonsino 1998) mikro yapısal destek etkisinin belirlenebilmesi için dikiş geçiş bölgesi çentiklerinin Neuber'e göre farzedilen bir yarıçapa yuvarlatılması ve çentik dibinde elde

edilen çentik gerilmelerinin lokal yorulma dayanımı ile mukayese edilmesidir. Bu çalışmada çentik dibi yöntemi, magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerde, yüksek çevrim sayıları bölgesi ($N > 10^6$) yanında, zaman dayanımı bölgesi ($N = 5.10^4 - 10^6$) ve kısa zaman dayanımı bölgesi için de ($N < 5.10^4$) incelenmiştir.

Lokal yöntemlerin uygulanması önce sabit genlikler altında yorulma ömrü hesapları yardımıyla incelenmeli ve geliştirilmelidir.

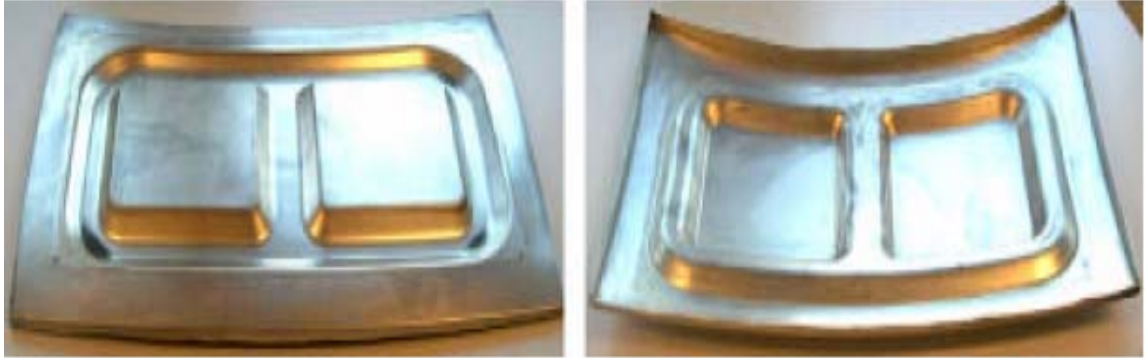
İncelenen kaynaklı birleştirmelerde rölatif olarak düşük çentik form sayısı gösteren kök aralığı olmayan alın birleştirmeleri ve kök aralığında yüksek bir gerilme konsantrasyonu (yüksek çentik form sayısı) mevcut olan kök aralıklı alın birleştirmeleri söz konusudur. Böylece gerilme konsantrasyonlarının büyük bir bölümü (düşük bir çentik form sayısından yüksek çentik form sayısına kadar), binek taşıtları, ticari taşıtlar, tesis yapıları gibi şu anda uygulamaların önceliğindeki yapı elemanları için incelenmiştir (Şekil 1.1, Şekil 1.2, Şekil 1.3, Şekil 1.4).



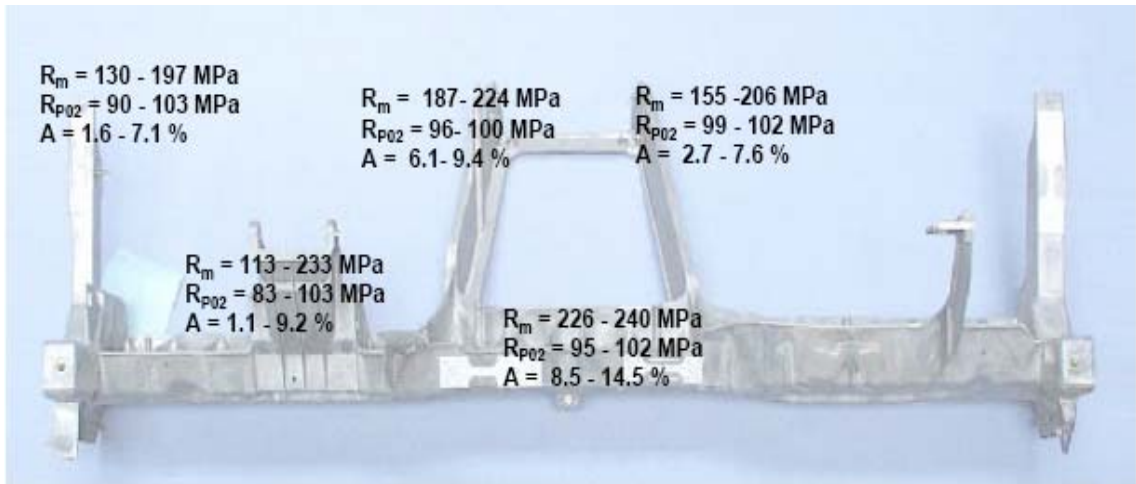
Şekil 1.2 Otomobil endüstrisinde kullanılan bazı magnezyumdan yapı parçaları

Çentik form sayısına bağlı olarak yorulma ömrü, tanımlanmış derinlikte bir teknik çatlak oluşması (örneğin $a = 0,25$ mm'den $0,50$ mm'ye kadar) ve bu çatlak yayılması aşamalarından oluşmaktadır. Kullanılan magnezyum alaşımının gerekli

malzeme tanım verileri deneysel olarak elde edilmektedir. Burada sadece esas malzemenin değil aynı zamanda kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölgenin de yorulma dayanımı davranışları incelenmelidir.



Şekil 1.3 Bir arabanın biçimlenebilen magnezyum alaşımından (AZ31B) motor kaportasının iç kısmı, kalınlık = 1,3 mm (Derin çekme suretiyle imal edilmiş)



Şekil 1.4 Dökme magnezyum ve levha magnezyumdan (AM50 alaşımı) birleştirme suretiyle elde edilen hibrid konstrüksiyonu

Bu çalışmanın amacı, teknik ve bilimin şu anki gelişmişlik düzeyini göz önüne alarak magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin yorulma ömrü tahmini için hem yüksek çevrim sayıları hem de zaman dayanımı bölgesinde geçerli olan, mümkün olduğunca alaşımdan ve lokal iç yapıdan bağımsız bir ölçülendirme yöntemi geliştirmektir. Bu çalışmayla ilk defa magnezyumdan kaynaklı birleştirmelere yönelik sistematik bir araştırma yapılmış olacaktır.

Yapılacak çalışma ile ilgili olarak detaylı çalışma adımları aşağıda gösterilmiştir.

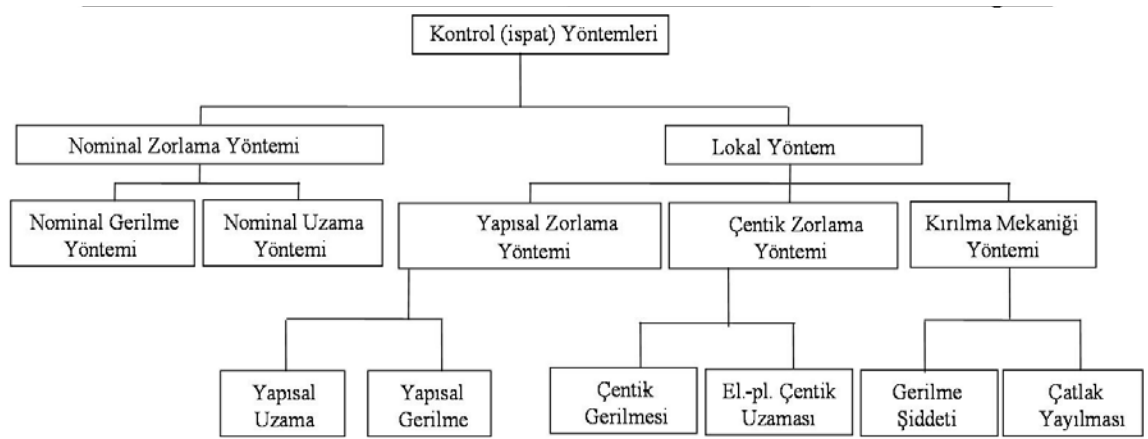
1. En çok kullanılan biçimlenebilen magnezyum alaşımlarından AZ31 (MgAl3) için çentik gerilmesi yönteminin uygulanabilirliği kontrol edilecektir.
 - 1.1 Esas malzeme (EM), ısı tesiri altındaki bölge (ITAB) ve kaynak metalinden (KM) çentiksiz ve kuvvetli çentikli numuneler için deneysel olarak gerilme Wöhler eğrileri belirlenecektir. Deney sonuçlarından, Neuber/Radaj'ın çentik dibi yöntemine göre yorulma dayanımı değerlendirilmesinde kullanılmak üzere EM, ITAB ve KM için uygun eşdeğer yapısal uzunluklar ρ^* elde edilecektir.
 - 1.2 Madde 1.1'e benzer şekilde EM, ITAB ve KM'den çentiksiz düz numuneler için uzama Wöhler eğrileri ve periyodik gerilme-uzama eğrileri belirlenecektir.
 - 1.3 Rölatif olarak zayıf çentikli bir kaynaklı birleştirmeden (Çift V-dikişli kök aralıksız alın birleştirmesi) ve rölatif olarak kuvvetli çentikli kaynaklı birleştirmeden (iç aralıklı olarak tamamen kaynaklanmamış çift V-dikişli alın birleştirmesi) ve çift köşe dikişli enine dikmeden yorulma numuneleri imal edilecektir. Kaynak dikişinde ve ITAB'ta iç yapı durumunu ve kaynak dikişi kalitesini kontrol etmek için sertlik ölçümleri ve metalografik araştırmalar yapılacaktır.
 - 1.4 Farklı çentiklere sahip kaynaklı birleştirmelerin form sayıları K_t sonlu elemanlar yöntemi (SEY) yardımıyla veya analitik ifadelerle hesaplanacaktır. Form sayılarının hesaplanması, gerçek alın birleştirmelerinde ölçülen dikiş geometrileri (özellikle çentik yarıçapları) dikkate alınarak yapılmaktadır. Eşdeğer yapı uzunluğundan yola çıkılarak, bu birleştirmeler için eşdeğer çentik yarıçapı ve bunu takiben çentik etki sayısı K_f belirlenecektir.
 - 1.5 Değişken ve dalgalı dayanım bölgesinde ($R=-1$ ve $R= 0$) her bir kaynaklı birleştirme şekli için gerilme Wöhler eğrileri deneysel olarak belirlenecektir.
 - 1.6 Madde 1.1 ve 1.2'de elde edilen sonuçların madde 1.4 ve 1.5'teki sonuçlarla birleştirilmesi suretiyle, araştırılan Mg-Alaşımlarından kaynaklı birleştirmeler için farklı malzeme durumlarında çentik gerilmesi yönteminin uygulanabilirliği gösterilecektir.
2. Mikro yapısal destek etkisine dayanan çentik gerilme yönteminin pratik uygulamaları için, dikiş geçişinde ve iç dikiş aralığında veya açık olan kök aralığında ölçü teşkil eden lokal gerilmelerin nümerik olarak hesaplanması için

farzedilen bir çentik yarıçapına sahip (eşdeğer yarıçap) eşdeğer çentik belirlenecektir.

3. Çentik uzama yönteminin pratik kullanımının kontrol edilmesi şu şekilde sağlanacaktır. Kaynak dikiş bölgesindeki lokal uzamalar gerçek çentik yarıçapı ile veya tespit edilen bir en kötü durum çentik yarıçapıyla elde edilecek ve uygun uzama Wöhler eğrileriyle koordinasyonu sağlanacaktır.
4. Magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin yorulma ömrü tahmini için mikro destek etkisi yöntemi ve ferzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi uygulanacaktır. Farzedilen eşdeğer yarıçap yönteminin uygulanmasıyla elde edilecek sonuçlarla magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin yorulma ömrü tahmini için talimatnamelere (IIW-Talimatnamesi gibi) girebilecek bir çalışma yapılacaktır.

2. KAYNAKLI YAPI ELEMANLARININ YORULMA DAYANIMI KONTROLLERİNDE BİLİMSEL VE TEKNİK DURUM

Kaynaklı yapı elemanlarının dayanım değerlendirmeleri için değişik kontrol yöntemleri geliştirilmiştir. Bunlar her defasında kullanılan yöntemle bağılı olarak kaynaklı birleştirmelerin zorlanma durumlarının tahminine müsaade etmektedir (Şekil 2.1) (Kassner ve Sonsino 2004, Sonsino ve Kassner 2005).



Şekil 2.1 Kaynaklı yapı elemanlarının yorulma değerlendirmeleri için kontrol yöntemleri (Kassner ve Sonsino 2004, Sonsino ve Kassner 2005)

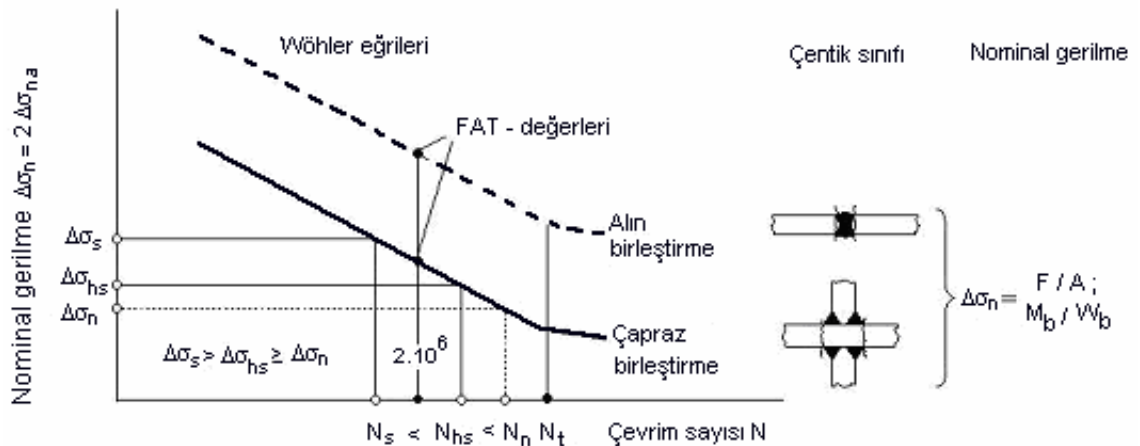
Daha önceden de olduğu gibi hala talimatnamelerin önemli bir parçası olan nominal gerilme yönteminin kontrol yöntemi olarak kısıtlı uygulanabilirliği (karmaşık geometrilere nominal gerilmeler hesap edilememekte ve çentik sınıfı bulunamamaktadır) nedeniyle (Eurocode 1992, Eurocode 1998, British Standard BS 5400 1990, Radaj 1990, Hobbacher vd 2003, Hobbacher vd 2005), kaynaklı birleştirmelerin dayanım analizlerinin detaylı bir şekilde açıklanmasını mümkün kılan yapısal ve çentik gerilmesi yöntemleri (Seeger 1996, Radaj ve Sonsino 1998, Radaj ve Sonsino 2000, Hobbacher vd 2003, Hobbacher vd 2005) ve kısmen kırılma mekanikliği yöntemi (FKM 2003) kontrol yöntemleri olarak ortaya çıkmıştır. Böylece, zorlanmaların doğrudan doğruya elde edilmesinde yapısal gerilme yöntemiyle

birleştirme bölgesinde mevcut yapı elemanı geometrisi ve çentik gerilmesi yöntemiyle birleştirme geometrisi hesaba alınmaktadır. Bu suretle titreşimli (dalgalı) olarak yüklenen kaynaklı yapı elemanlarının emniyetli ve aynı zamanda ekonomik olarak ölçülendirilmesi sağlanmaktadır. Ayrıca nümerik hesaplama imkanlarına sahip (örneğin sonlu elemanlar metodu) lokal yöntemler, hasar yerine çok yakın mesafelerdeki (yapısal) veya direkt olarak hasar yerindeki (çentik) zorlanmaların elde edilmesine müsaade etmektedir. Bu, nominal gerilme yöntemiyle mümkün değildir.

Aşağıda, temel ilkeleriyle birlikte çeşitli yöntemler tanıtılacaktır. Ancak burada sadece dikişli kaynak birleştirmeleri ele alınacaktır. Nokta kaynaklı birleştirmeler için şu literatürlere başvurulabilir (Rupp 1992, Radaj ve Sonsino 2000, Wallmichrath ve Eibl 2003, Seeger vd 2005).

2.1. Nominal Gerilme Yöntemi

Kaynaklı birleştirmelerde nominal gerilme yönteminin uygulanması için öncelikle nominal gerilme hesaplanmak suretiyle belirlenmeli ve dikiş şekline ve geometrisine uygun olan çentik sınıfına göre Wöhler diyagramı ve FAT değeri seçilerek kontrol işlemi yapılmalıdır (Şekil 2.2).



Şekil 2.2 Nominal gerilme Wöhler diyagramıyla ve çeşitli gerilmelerle (nominal, Hot-spot, yapısal) yorulma ömrünün belirlenmesi (Sonsino ve Kassner 2005)

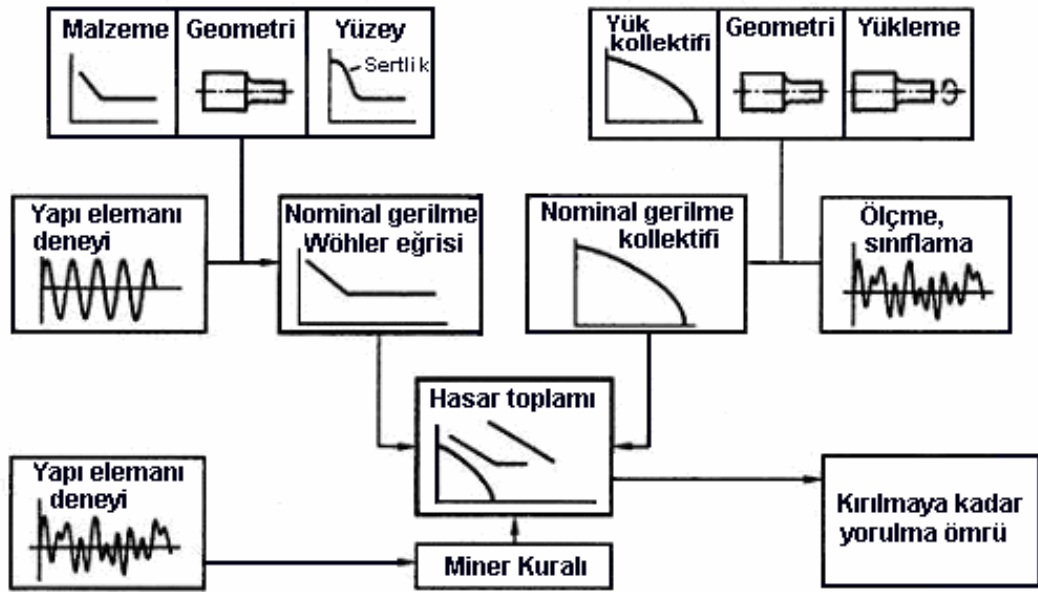
Kritik yerlerde bulunan taşıyıcı kesitlerin kontrolünde mevcut nominal gerilmelerin emniyetli nominal gerilmelerden daha küçük olması gerekir. Emniyetli nominal

gerilmelerin tespitinde dayanılabilir nominal gerilmeler bir emniyet faktörü kadar azaltılır. Yapı elemanı Wöhler diyagramının türetilmesi ilgili uygulama durumu (çentik durumu) için statik olarak emniyete alınan nominal gerilme Wöhler diyagramını şart koşmaktadır. Kaynaklı birleştirmenin çentik form sayısı K_t aracılığıyla da tanımlanabilir. Mevcut bulunan Wöhler diyagramına bağlı olarak, tanımlanmış uzunluktaki çatlak ve derinlik ya da kırılma hasar kriterini oluşturmaktadır.

Nominal gerilme yöntemi, dayanım kontrolünde yapılan masrafların düşük olması sebebiyle avantajlı olmaktadır. Nominal gerilmelerin ve çentik sınıflarının (form sayılarına bağlı olarak) kolayca tanımlandığı basit geometri yapı elemanları için nominal gerilme yöntemi ölçülendirmenin temeli olmakta (Haibach 1989, Kloos 1989, Buxbaum 1992, Radaj 1995) ve talimatnamelerde yerini almaktadır (Eurocode 1992, Eurocode 1998, Hobbacher vd 2005).




Kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımının değerlendirilmesi için gerekli olan nominal gerilme Wöhler diyagramı malzemeye, çentik sınıfına (dikiş geometrisi) ve kalite sınıfına (üretim) bağlı olarak tespit edilmektedir. Genel olarak nominal gerilme, kaynak dikişine sınır olan kesit için elde edilmektedir. Çentik sınıfı ve kalite sınıflarına göre sıralanarak standart hale getirilmiş çok sayıda nominal gerilme Wöhler diyagramları mevcuttur. Bir kaynaklı birleştirmenin değerlendirilmesinde, dikiş şekline ve geometrisine, zorlamaya ve üretim kalitesine uygun olarak standartlaştırılmış nominal gerilme Wöhler eğrisi seçilerek, bu eğri üzerinde mevcut FAT değerlerine göre kontrol işlemi gerçekleştirilir (Radaj vd 1998, Radaj ve Sonsino 1998). Rölatif Miner Kuralı ile kombine edilmek suretiyle amaca uygun olarak modifiye edilen (değiştirilen) nominal gerilme yöntemi, kaynaklı konstrüksiyonların yorulma ömrüyle ilgili eğilimi ve rölatif söylemi mümkün kılmaktadır (Şekil 2.3). Bugünkü bilgiler ışığında Wöhler diyagramı bükülme noktasından sonra da, daha düşük bir eğimle azalmaya devam etmektedir (Sonsino 2005b).

Tablo 2.1'de örnek olarak çelik ve alüminyum için IIW-Talimatnamesine göre (Hobbacher vd 2003, Hobbacher vd 2005) müsaade edilebilir nominal gerilme genişlikleri gösterilmiştir (Kırılmama olasılığı $P_u = \%95$, güvenilirlik olasılığı $C = \%75$). Bu değerler $N = 2 \cdot 10^6$ çevrim sayısı için geçerli olup yorulma dayanımı sınıflarını (FAT) vermektedir.



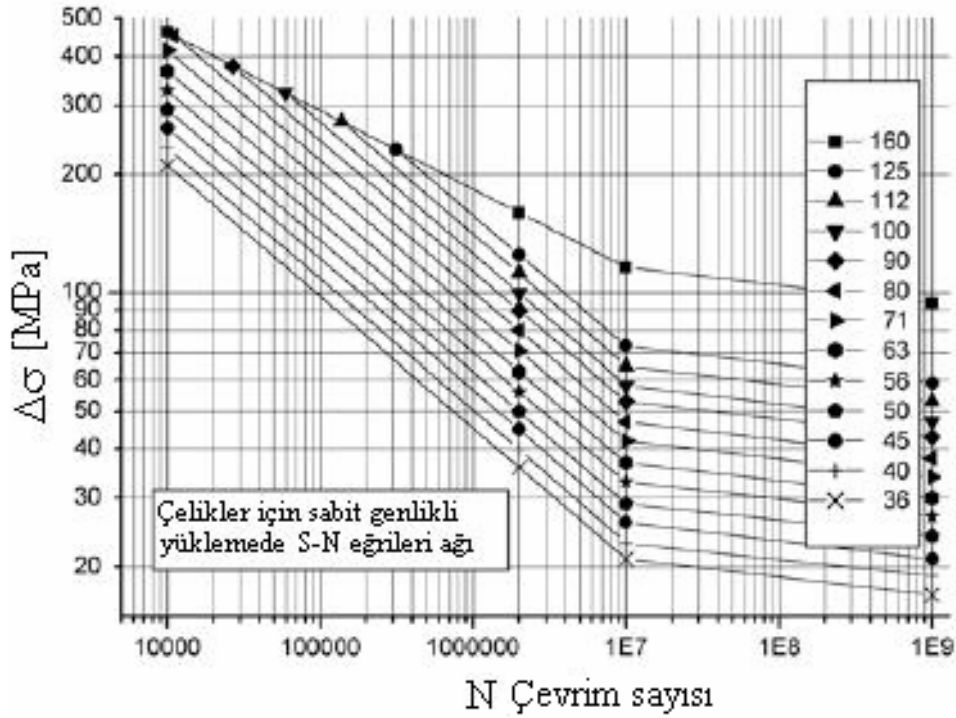
Şekil 2.3 Nominal gerilme yöntemi (Kloos 1989)

Tablo 2.1 IIW-Talimatnamesine göre çentik sınıfları (Örnek olarak ilk üç çentik sınıfının FAT değerleri)

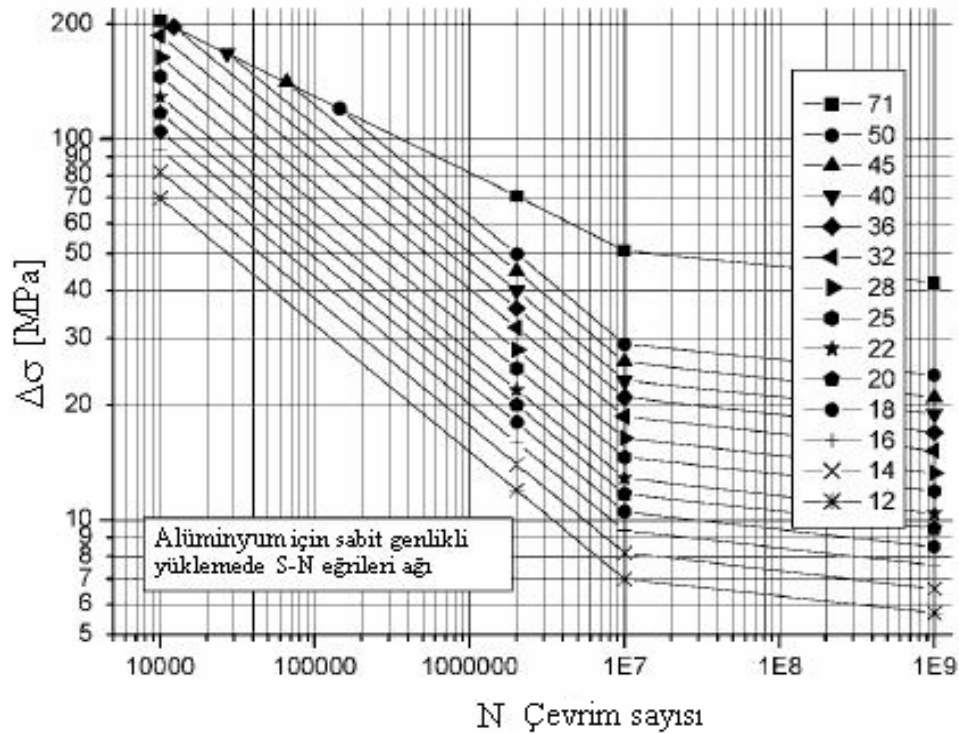
No.	Yapısal detay	Tanımlama St = Çelik ; Al = Alüminyum	FAT	FAT
			St	Al
			MPa	MPa
211		Yüzeyi işlenerek düzeltilmiş enine yüklenmiş alın dikişi (X-dikişi veya V-dikişi) %100 röntgen muayenesi	100	40
212		İşlenmemiş alın dikişi elle ark kaynağı röntgen muayenesi yapılmış dikiş açısı $< 30^\circ$	90	36
213		İşlenmemiş alın dikişi tozaltı kaynağı röntgen muayenesi yapılmış	80	32
		Al: Alın kaynağı dikiş açısı ≤ 50 Alın kaynağı dikiş açısı > 50		25

Şekil 2.4'de çelikten ve Şekil 2.5'te alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerin aksenal veya eğme zorlamaları için düzenlenen FAT-sınıfları gösterilmiştir. Burada hata kriteri kırılma olmaktadır. Bu sınıflar IIW'nin (Hobbacher vd 2005) üzerinde en son çalıştığı çalışmalar olup çelik ve alüminyum için aksenal ve eğme zorlamalarında bükülme

noktasının $N_k = 1.10^7$ çevrim sayısına kaydırılması tavsiye edilmektedir (Sonsino vd 2004b, Sonsino vd 2005a).

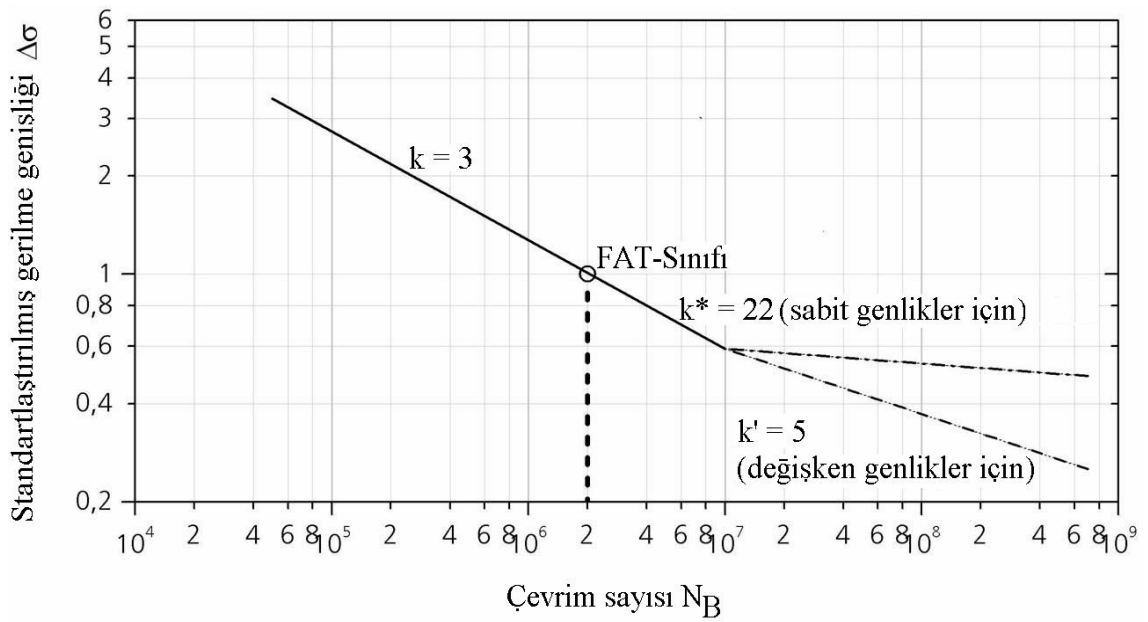


Şekil 2.4 Çelikten kaynaklı birleştirmeler için Wöhler diyagramları



Şekil 2.5 Alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için Wöhler diyagramları

Bükülme noktasından sonraki oldukça yüksek çevrim sayılarında, tek kademeli yükleme durumu için (sabit genlikler için) düşük bir eğim $k^* = 22$ ve çok kademeli yükleme durumu için (değişken genlikler için) $k' = 5$ ($k' = 2k - 1 = 5$) öngörülmüştür (Şekil 2.6) (Sonsino vd 2004b, Sonsino vd 2005a). Bu öneri ilgili IIW-Komisyonu tarafından kabul görmüştür. Çelikte ve alüminyumda yorulma dayanımı noktasının bükülme noktasına kaydırılması ve alüminyum için önerilen modifiye edilmiş Wöhler diyagramının değişimi IIW-Komisyonu tarafından karara bağlanmıştır (Hobbacher vd 2005).

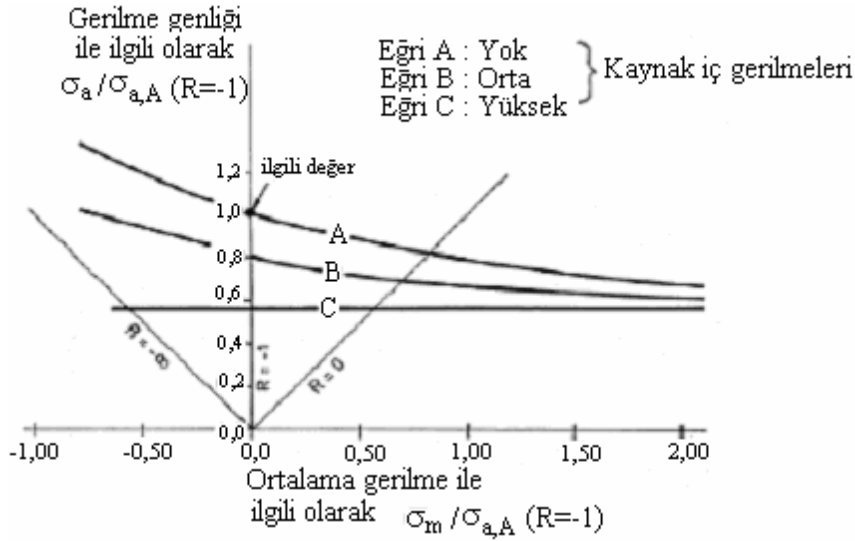


Şekil 2.6 IIW-Tavsiyeleri için standartlaştırılmış Wöhler diyagramı (Sonsino 2004b, Sonsino 2005b)

Bu Wöhler diyagramları 3 mm'den 25 mm'ye kadar olan levha kalınlıkları için geçerlidir. Daha büyük levha kalınlıklarında yorulma dayanım değerleri, IIW-Talimatnamesi içindeki verilere göre (Hobbacher vd 2005) azaltılır.

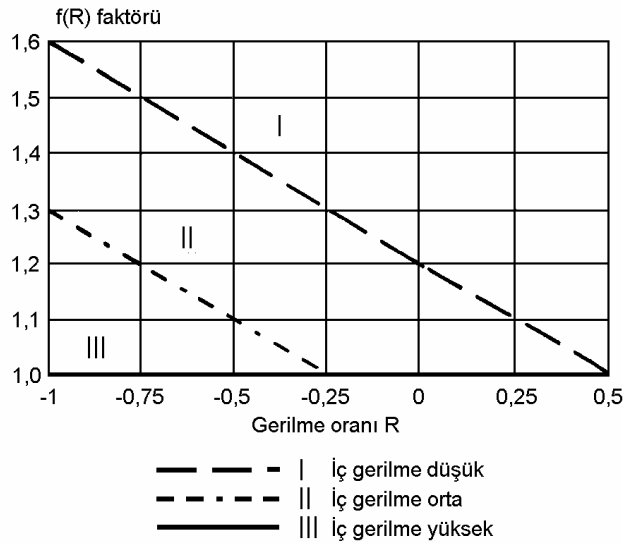
IIW-Talimatnamesinde verilen müsaade edilebilir nominal gerilme genişliği, yüksek çekme iç (artık) gerilmelerine sahip olan kaynaklı birleştirmeler için geçerlidir. Bundan dolayı bu tanım değerleri, ortalama gerilmeden ve gerilme oranı R 'den bağımsız olmaktadır. Haibach'a (2002) göre iç gerilme durumunun yüksekliğine bağlı olarak yorulma dayanımının bir ortalama gerilme etkisi ve bununla bir R değeri bağımlılığı

mevcuttur (Şekil 2.7). IIW-Talimatnamesinde bu ilişki Şekil 2.8’de gösterilen diyagramla verilmektedir.



Şekil 2.7 Ortalama gerilmelerin yorulma dayanımına etkisi (Sonsino ve Kassner 2005)

Şüphesiz burada yeni bilgiler çerçevesinde çekme iç gerilmelerinin etkilerinin farklı şekillerde gözlemlenmesinin mümkün olacağına dikkat çekilmelidir (Krebs vd 2004). Bu her şeyden önce kaynaklı birleştirmenin yüklenme durumuna ve konstrüktif oluşumuna bağlı olarak iç gerilme durumunun yüksekliğinin tahminiyle alakalıdır.



Şekil 2.8 Çekme iç gerilmelerinin ve ortalama gerilmelerin müsaade edilebilir FAT sınıflarına etkisinin dikkate alınması (Hobbacher vd 2003)

Eurocode 3 ve Eurocode 9’un (Eurocode 1993, Eurocode 1999) içerdiği yorulma dayanımı değerleri önemli ölçüde IIW-Talimatnamesindeki (Hobbacher vd 2003)

verilere uygun olmaktadır. Bu demektir ki, orada verilen FAT-Sınıfları aynı şekilde ortalama gerilmeden bağımsızdır. Burada ayrıca bu tanım değerlerinin IIW-Talimatnamesine veya Eurocode 3 ve Eurocode 9'a göre inşa yeri imalatları için en kötü durum değerleri olduğu vurgulanmalıdır. Kaliteli olarak gerçekleştirilen bir imalatta uygun kontrollerle yüksek değerlere müsaade edilebilir.

Özet olarak, farklı endüstri branşlarındaki eski talimatnameler ile Eurocode veya IIW-Talimatnamesi arasında yorulma dayanımı değerlerinin uyumsuzluğunun (farklılıklarının) açıklanması aşağıda belirtilen nedenlere dayanmaktadır.

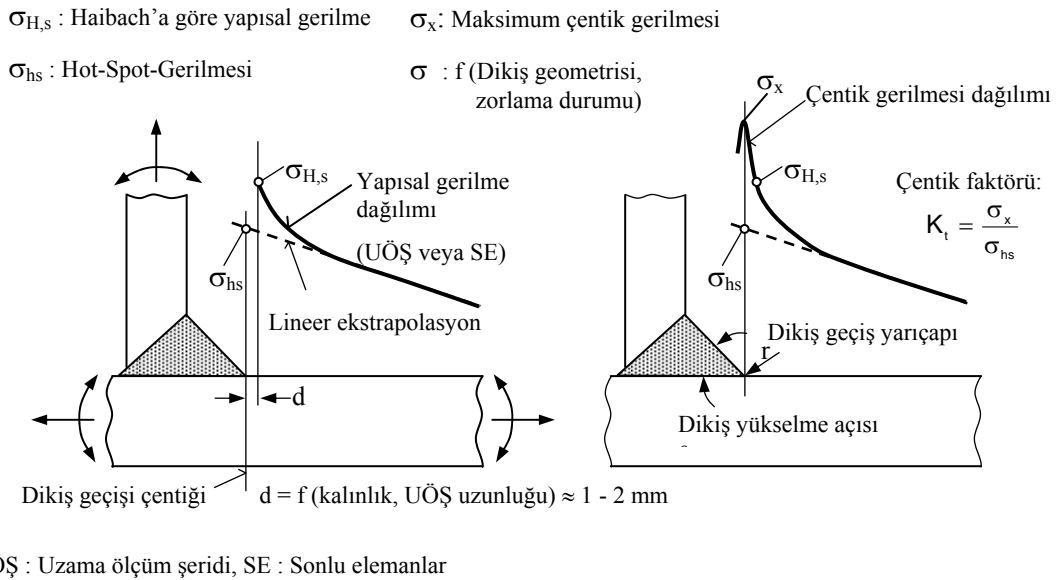
- Eurocode ve IIW-Talimatnamesine göre yorulma dayanımı değerleri yapı elemanı ile ilişkilidir. Bununla normal durum için verilen ortalama gerilme bağımsızlığı esas teşkil etmektedir. Yani değerler gerilme oranı $R = 0,5$ 'te geçerlidir.
- Yapı elemanı kalınlık bölgesi için yaklaşık 3 mm'den 25 mm'ye kadar müşterek değerler ölçü alınmaktadır.
- IIW-Talimatnamesi veya Eurocode'a göre olan değerlerle düşük kalite istekleri karşılanmaktadır.

Eski, branşlarla ilgili talimatnameler küçük numunelerle yapılan deneylere dayanan ortalama gerilmeye bağlı yorulma dayanımı değerlerini içermektedirler. Sık olarak yapı elemanı kalınlığından farklılaştırılmış bir bağımlılık oluşturulmuştur.

2.2. Yapısal Zorlama Yöntemi

Bir nominal gerilmenin tanımlanmasının ve de çentik sınıflarının belirlenmesinin zor olduğu karmaşık geometrilerde yapısal zorlama yöntemiyle daha doğru bir dayanım değerlendirmesi yapılabilmektedir. Burada yöntemle göre değişik zorlama büyüklükleri hakkında bilgi sahibi olunması gerekmektedir (Şekil 2.9).

Yapısal zorlama yöntemi Şekil 2.1’de gösterildiği gibi yapısal uzama yöntemi ve yapısal gerilme yöntemi olarak ikiye ayrılmaktadır. Yapısal zorlama yönteminin başlangıçtaki şekli yapısal uzama yöntemi olmuştur. Kaynak dikişi geçiş bölgesinde uzama ölçüm şeridi (UÖŞ) ile ölçülen uzama ve dolayısıyla buradan elde edilen gerilme dayanım kontrolüne hizmet etmektedir (Şekil 2.9) (Haibach 2002). Yapı ve kıyı ötesi tekniğinde boru düğüm noktalarındaki kaynaklı birleştirmeler için uzama ölçüm şeritlerinin kontrol yöntemi olarak yaygınca kullanılmasıyla Hot-spot gerilmesi ve daha sonra sonlu elemanlar yönteminin kullanılması ile yapısal gerilme yöntemi önemli bir hale gelmiştir. Bu yöntem, gemi yapımında kullanılan levhaların birleştirilmesinde de IIW-Tavsiyeleri çerçevesinde uygulanmıştır (Niemi 1992, Niemi 1995).



Şekil 2.9 Kaynaklı birleştirmelerde gerilmelerin tanımlanması (Sonsino ve Kassner 2004)

Yapısal zorlamanın büyüklüğü, prensip olarak birleştirilecek yapı elemanlarının düzenine ve şekline bağlı olmaktadır. Yapısal zorlama yöntemi her şeyden önce kaynak dikişine enine etki eden zorlamaların dayanım değerlendirmesinde kullanılmaktadır.

Yapısal zorlama yönteminin birçok değişik uygulama şekli mevcuttur. Günümüzde bunlardan en çok kullanılan uygulamalar aşağıdaki şekilde verilmektedir.

- Kalın levhalı birleştirmeler için Hot-Spot-Uygulaması; Burada önceden verilen bir talimatnameye göre (Eurocode 3-1993, Fricke vd 2004, Hobbacher vd 2005)

kaynak dikiş haricindeki (esas malzemedeki) gerilme akışının genellikle lineer (doğrusal) ekstrapolasyonundan bir (farzedilen) Hot-Spot gerilmesi σ_{hs} elde edilmektedir (Şekil 2.9).

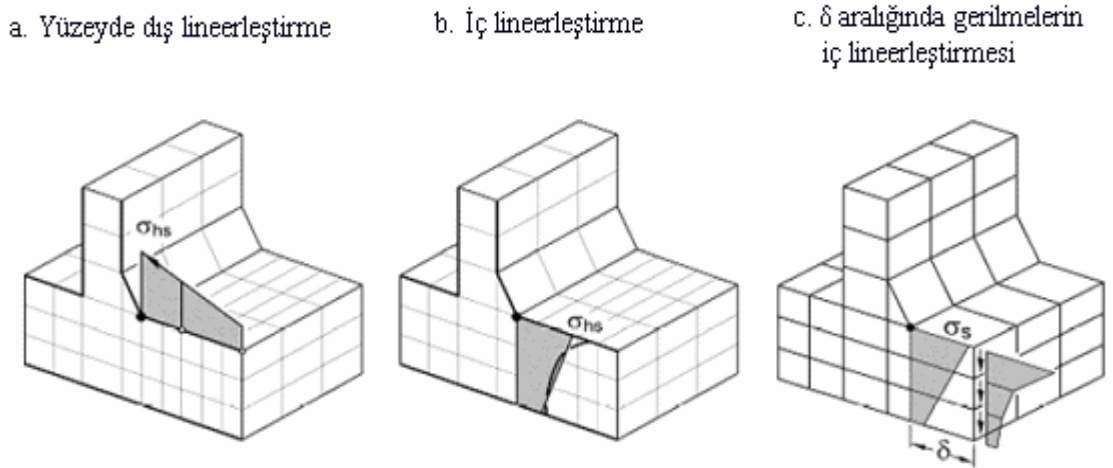
- Dong ve Xiao ile Yamada'ya göre sonlu elemanlar modelinden yapısal gerilmelerin belirlenmesi için geliştirilen yöntem iç lineerleştirmeyi esas almaktadır (Dong 2001, Dong vd 2002, Xiao ve Yamada 2004).
- Taşıt tekniğinde kullanılan ince levhalı birleştirmeler için (yapı elemanı kalınlığı $t < 3$ mm) yapısal gerilme uygulaması, kabuk elemanlardaki gerilmelerden yola çıkmaktadır (Fermer ve Svensson 2001).
- Kalın cidarlı boru düğümlerindeki birleştirmelerin uygulaması; Burada, önceden belirlenen talimata göre kaynak dikiş haricinde gerilme akışının çoğunlukla lineer ekstrapolasyonundan bir (farzedilen) Hot-spot gerilmesi σ_{hs} elde edilmektedir, (Radaj ve Sonsino 1998, Hobbacher vd 2005).
- Haibach'a göre yapısal uzama yöntemi (Haibach 2002); Burada dikiş geçişindeki çentik için parça kalınlığına bağlı bir mesafedeki (d) gerçek yapısal gerilme $\sigma_{H,s}$ tespit edilmektedir (Şekil 2.9). Burada açıklanan bu yöntem hem ince hem de kalın levhalar için uygulanmaktadır.

Çentik gerilmesi yöntemiyle bir mukayese yapılırsa, çok açık olarak düşük bir modelleme masrafı gerektirmesinden dolayı, endüstriyel yararları açısından yapısal gerilme yöntemi büyük önem arz etmektedir. Endüstriyel uygulamalarda, modern talimatnamelerin hâlihazırda bir parçası olan Hot-Spot- uygulaması öne çıkmaktadır (Eurocode 3 1992, Eurocode 9 1998, FKM Talimatnamesi 2002, Hobbacher vd 2003).

2.2.1. Kalın parçalar için yapısal gerilme yöntemi (IIW-Tavsiyelerine göre)

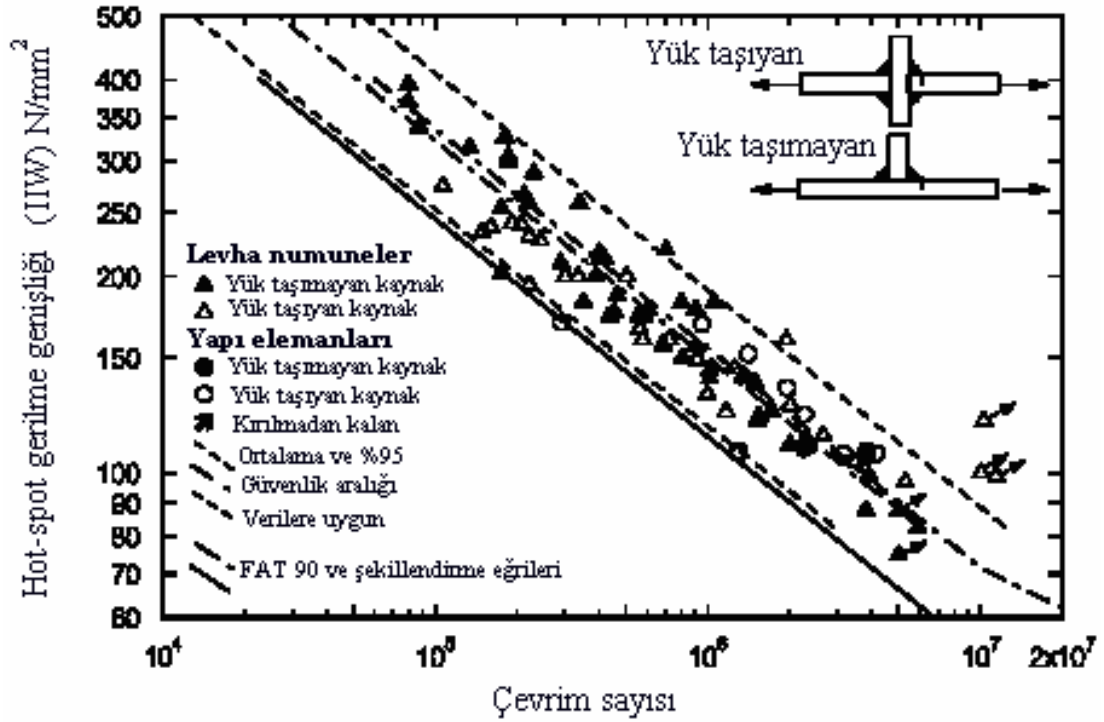
Genel olarak, boru düğümlerindeki kaynaklı birleştirmeler (Bkn. Bölüm 2.2.5.) ile diğer konstrüksiyonlardaki kaynaklı birleştirmeler arasında ayırım yapılmaktadır. Aşağıdaki açıklamalar, ikinci grup konstrüksiyonlarda uygulamaların ön planında bulunan levha şeklindeki yapılar için yapılmıştır. Bunlar IIW-Tavsiyelerini (Hobbacher vd 2005) temel almaktadır.

Yapısal gerilmenin elde edilmesindeki klasik yöntem, dikiş geçişine doğru iki veya üç noktada alınan ölçü değerlerinin lineer ya da kuadratik ekstrapolasyonundan ibarettir (Şekil 2.9). Bunların yerleri ile ilgili tavsiyeler Hobbacher vd (2005)'de verilmektedir. Gerilmelerin yüzey ekstrapolasyonu sonlu elemanlar analizine uygun olarak tatbik ettirilmektedir (Şekil 2.10a). Alternatif olarak kabuk veya levha şeklindeki yapılarda iç lineerleştirme sunulmaktadır. Bu iç lineerleştirme, bir hacim modellemesinde kalınlık doğrultusunda üç veya daha fazla elemanın düzenlenmesini gerektirir (Şekil 2.10b). Sistemik seri araştırmalar (deneyler), elde edilen sonuçlarda büyük sapmaların ve güvensizliklerin önlenmesi için, sonlu elemanlar modellemesinde ve gerilmelerin değerlendirilmesinde detaylı kuralların olması gerektiğini göstermiştir (Niemi 1995, Fricke 2002, Niemi vd 2004).



Şekil 2.10 Bir sonlu elemanlar modellemesinde iç lineerleştirme ve yüzey gerilmelerinin lineer ekstrapolasyonu (Sonsino vd 2005c)

Kullanılması düşünülen taslak Wöhler diyagramları, yorulma deneylerinin (Maddox 2002) kapsamlı değerlendirmeleri sonucunda tesbit edilmiştir (Şekil 2.11). Niemi vd (2004) 'e göre normal durumda, çelikten kaynaklı birleştirmeler için yorulma dayanımı sınıfı FAT 100 ($2 \cdot 10^6$ çevrim sayısında MPa olarak $\Delta\sigma_{em}$) tavsiye edilmiştir. Kuvvet taşıyan köşe dikişleri (dikiş geçiş bölgesindeki yüksek lokal gerilme konsantrasyonu nedeniyle) ve levha kenarlarındaki uzun dikmeler ($l > 100$ mm ile) istisnaları oluşturur ve bunlar için FAT 90 geçerlidir (Şekil 2.11) (Maddox 2002). Alüminyum için bunlara uygun olarak FAT 40 ve FAT 36 sınıfları alınabilir (Tablo 2.2) (Hobbacher vd 2003). Burada IIW-Talimatnamesine göre müsaade edilebilir yapısal gerilme genişliği FAT değerleri olarak birarada gösterilmiştir.



Şekil 2.11 Kuvvet taşıyan ve taşımayan köşe dikişleri için dayanılabilir yapısal gerilmeler (Maddox 2002)


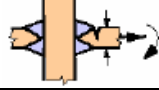
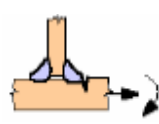

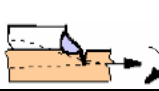
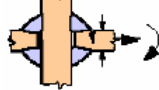
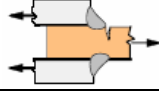
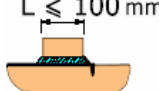
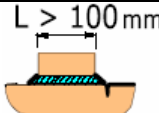
25 mm'den daha kalın olan levhalardaki kaynaklı birleştirmelerde yorulma dayanımını azaltan kalınlık etkisi, dayanılabilen (emniyetli) gerilmelerde dikkate alınmalıdır.

$$\Delta\sigma(t > 25 \text{ mm}) = \Delta\sigma(t_0 = 25 \text{ mm}) \left(\frac{t_0}{t} \right)^n \quad (2.1)$$

n üssü, levha kenarlarındaki dikiş geçişleri için $n = 0,1$, alın birleştirmeleri için $n = 0,2$ ve diğer birleştirmeler için $n = 0,3$ değerleri arasında değişmektedir (Niemi 2004).

Üretim koşullarından kaynaklanan şekil değişimleri (örneğin kenar kayması ve açılmalı çarpılmalar) büyük problem oluşturmaktadır. Taslak Wöhler diyagramlarının temeli ölçülen yapısal gerilmeler olup bunlar üzerinde deney numunelerinin olası şekil değişimlerinin yaratacağı etkileri ihtiva etmektedir. Buna karşılık, nominal gerilme yönteminde belirli bir yüksekliğe kadar Wöhler diyagramları içerisinde bulunmaktadır.

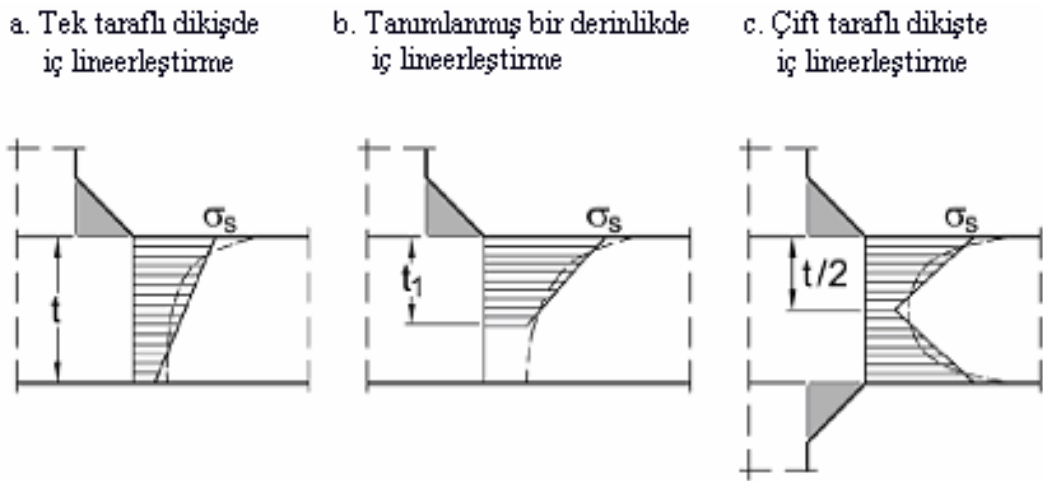
Tablo 2.2 IIW-Talimatnamesine göre yapısal gerilme genişliği (Örnek olarak)

No	Yapısal Detay	Tanımlama St: Çelik, Al:Alüminyum	Şartlar	FAT St [MPa]	FAT Al [MPa]
1		Alın birleştirme	Kaynaklı, Muayene yapılmış	100	40
2		Tamamen kaynaklanmış K alın kaynaklı çapraz birleştirme veya T birleştirme,	Lamelar yırtılma yok	100	40
3		Yük taşımayan köşe kaynağı	Enine yüklenmiş yük taşımayan uzunlamasına dikme, Esas malzemeden daha kalın değil, Kaynaklandığı gibi	100	40
4		Destek sonu, uzunlamasına dikmenin sonu	Köşe kaynağı, kaynak çevresel veya değil, Kaynaklandığı gibi	100	40
5		Koruyucu levha sonu ve benzer birleştirmeler	Köşe kaynağı, kaynak çevresel veya değil, Kaynaklandığı gibi	100	40
6		Yük taşıyan köşe kaynaklı çapraz birleştirmeler	Köşe kaynağı, Kaynaklandığı gibi	90	36
7		Yük taşıyan köşe dikişli bindirme kaynağı	Köşe kaynağı, Kaynaklandığı gibi	90	36
8		Kısa ekli ,b' birleştirmesi	Köşe kaynağı veya tam nufuziyetli kaynak, Kaynaklandığı gibi	100	40
9		Uzun ekli, b' birleştirmesi	Köşe kaynağı veya tam nufuziyetli kaynak, Kaynaklandığı gibi	90	36

Normal durumda gerilmeler, ön şekil değişiklikleri içermeyen mükemmel sonlu elemanlar modelleriyle elde edilir. Yapısal gerilmede ön şekil değiştirimin etkileri, her şeyden önce levha benzeri yapılarda alın ve çapraz birleştirmelerde (mümkün olan kaçıklık sebebiyle) ve de tek taraflı, zorlamaya karşı enine olacak şekilde olan köşe dikişlerinde (mümkün olan açısız çarpılmalar sebebiyle) göz önüne alınmalıdır. Eğer ayrıntılı değerler yoksa IIW (Hobbacher vd 2003), birleştirmelerdeki aksel gerilmenin verilen faktörlerle çarpılmasını tavsiye etmektedir. Bu, levha kalınlığının %5-15'i kadar bir yükseklikteki kenar kaymalarının etkilerini içermektedir.

2.2.2. Dong'a göre yapısal gerilme yöntemi

Levha kalınlığı üzerindeki gerilmelerin iç lineerleştirilmesi yöntemi Dong (Dong 2001, Dong vd 2002) tarafından ele alınmış, özellikle kırılma mekaniği temelinde beklenen çatlak yayılması yönünde gerilme gradyanının etkisinin dikkate alınması suretiyle genişletilmiştir. Tek taraflı (yönlü) kaynak dikişli bir levhanın kalınlığı üzerinde iç lineerleştirilme Şekil 2.12a'da gösterilmiştir. Belirli durumlarda, örnek olarak levha kenarlarındaki çatlaklarda lineerleştirme $t_1 < t$ derinliğine kadar tavsiye edilir (Şekil 2.12b). Burada t_1 , çatlağın son durumdaki uzunluğunu göstermektedir. İki taraflı kaynaklı birleştirmelerde simetrik yükleme altında, levha kalınlığının yarısı kadar bir lineerleştirme önerilmiştir ($t_1 = t / 2$). Böylece bilinen (alışılmış) yöntemle karşılık değiştirilmiş bir yapısal gerilme tanımı ortaya çıkmaktadır (Şekil 2.12c). Prensipte olarak Dong'a göre lineerleştirme sadece monoton düşen gerilme dağılımı üzerinden gerçekleşir.



Şekil 2.12 Dong'a göre farklı durumlar için yapısal gerilmelerin tanımlanması (Dong 2001)

Dong, sonlu elemanlar açısından yapısal gerilmenin elde edilmesi için, bu aşadan mümkün olduğu kadar etkilenmeyen (bağımsız) özel bir prosedür önermektedir. Eleman gerilmeleri, önemli ölçüde ağırlık sıklığına (kalitesine) bağlı olduğundan ve dikiş geçiş bölgesi yakınındaki gerilme tekilliklerinden etkilendikleri için dikiş geçişinden δ uzaklığında değerlendirilmelidir (Şekil 2.10c). Denge şartları üzerinden normal ve kayma gerilmelerinden membran ve eğme kısmı ve bununla birlikte dikiş geçişindeki kesitte lineer gerilme dağılımı elde edilebilir. Yüksek gerilme konsantrasyonunda doğru

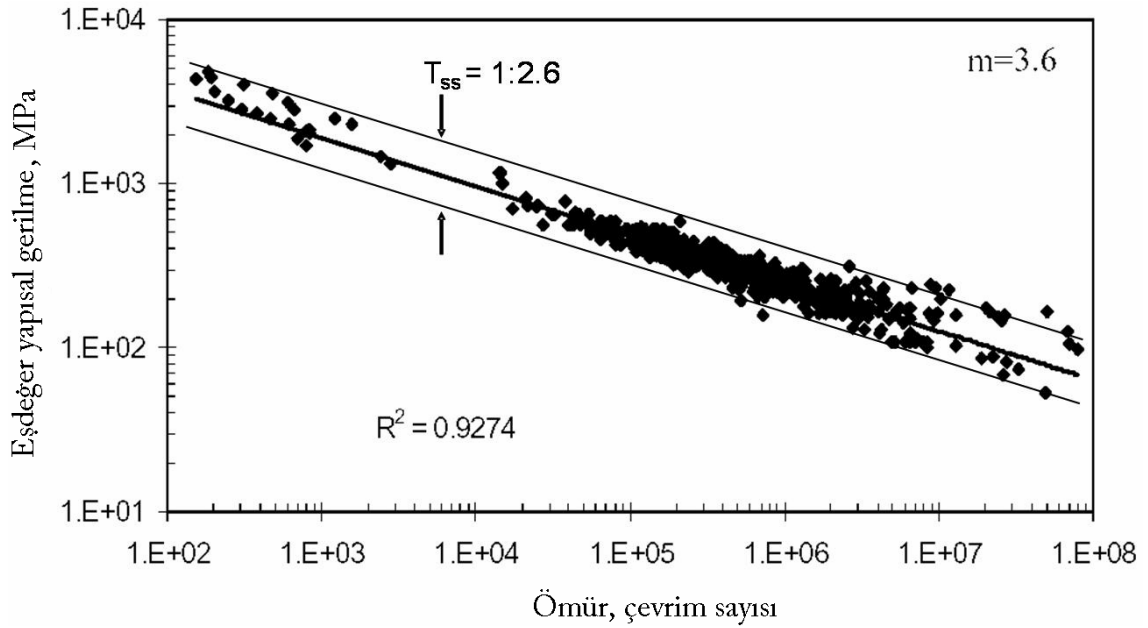
olmayan sonuçlara neden olduğu için elemanın diğer taraflarındaki gerilmeler ihmal edilir (Fricke vd 2004). t_1 derinliğine kadar olan kısmi lineerleştirmede, ilaveten $\delta \times t_1$ bölgesinin alt tarafındaki gerilme kısımları denge şartlarına dahil edilmelidir. Dong alternatif olarak yapısal gerilmelerin, dikiş geçişindeki kesitteki iç düğüm kuvvetlerinden elde edilmesini önermektedir. Çünkü bunlar, genel olarak dengeyi sağlamaktadırlar. Bu yöntem özellikle kabuk modellemesinde önerilmektedir. Ancak bunlarda, kalınlık yönündeki kısmi lineerleştirme yapılamamaktadır.

Dayanılabilen çevrim sayısının belirlenmesi için özel bir yapısal gerilme parametresi ΔS_s ile bir örnek Wöhler diyagramı kullanılmaktadır. Bu parametre, eşitlik (2.2)'de gösterildiği gibi yapısal gerilme genişliği $\Delta \sigma_s$ 'den ortaya çıkmaktadır.

$$\Delta S_s = \Delta \sigma_s \cdot \left(\frac{t}{t_0} \right)^{\frac{m-2}{m}} \cdot I(r)^{\frac{-1}{m}} \quad (2.2)$$

Burada; t levha kalınlığı, $t_0 = 1$ mm mukayese kalınlığı (Dong vd 2002'ye dayanarak genişletildi), m çatlak yayılmasının açıklanması için Paris eşitliğinin üssü (Dong'a göre $m = 3,6$), r eğilme gerilmesinin toplam yapısal gerilmeye oranı ($r = \sigma_b / (\sigma_m + \sigma_b)$) ve $I(r)$ çatlak yayılması sırasındaki sınır şartlarına bağlı olan (yük veya deformasyon kontrollü) integral değeri olmaktadır. Örnek Wöhler diyagramı (Şekil 2.13), çok sayıdaki deneyin değerlendirilmesiyle elde edilmiştir. Burada yapısal gerilme Şekil 2.12'ye ve de yapısal gerilme parametresini veren (2.2) eşitliğine uygun olarak elde edilmektedir. Gerilmenin saçılması (dağılımı) $T_{ss} = 1:1,59$ olup kaynaklı birleştirmeler için kabul edilebilir bir değerdir. Bunun ötesinde ön şekil değiştirmeleri ekstra olarak işlenmemiştir. Yani bunlar, deneylerde ortaya çıktıkları ölçüde örnek Wöhler diyagramlarını etkilerler.

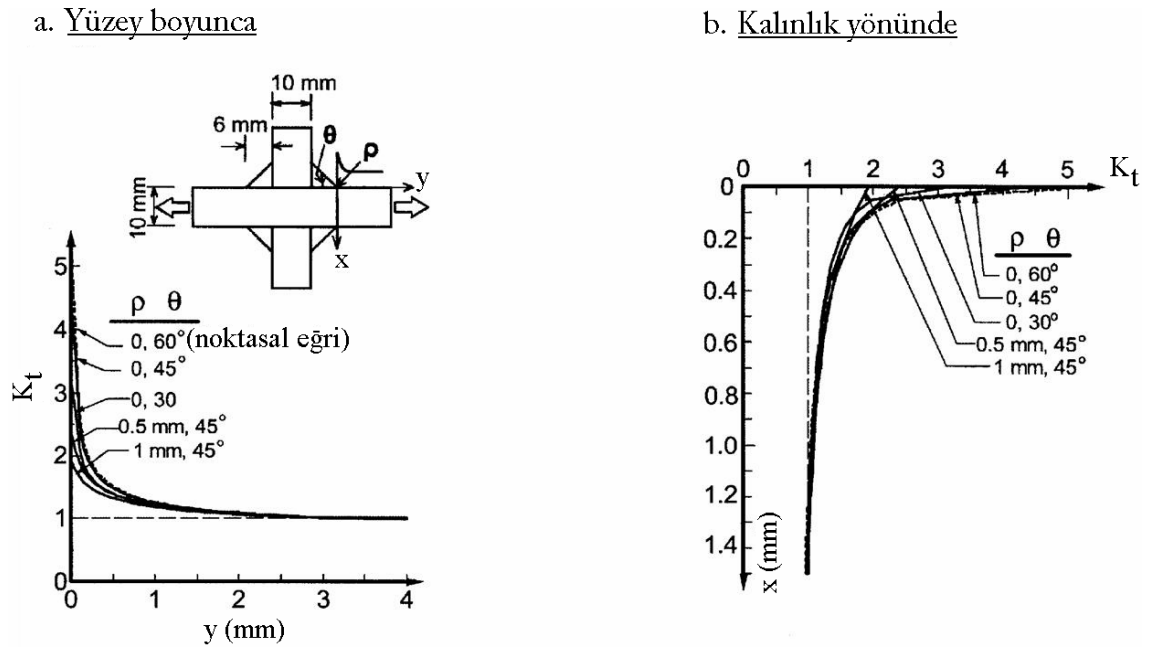
Şu anda bu yöntemin değerlendirilmesinde çok dikkatli olunmalıdır. Yapısal gerilmenin iki kez lineerleştirilmesi (veya kısmi lineerleştirilme) yorulma etkili bir temel (esas) uzunluğun tesbitini gerektirir ve bu temel uzunluk üzerinde lineerleştirme yapılabilir. Böyle bir temel uzunluk müşterek olarak değil, sadece mevcut olan deney sonuçlarına uygun bir şekilde tespit edilebilir.



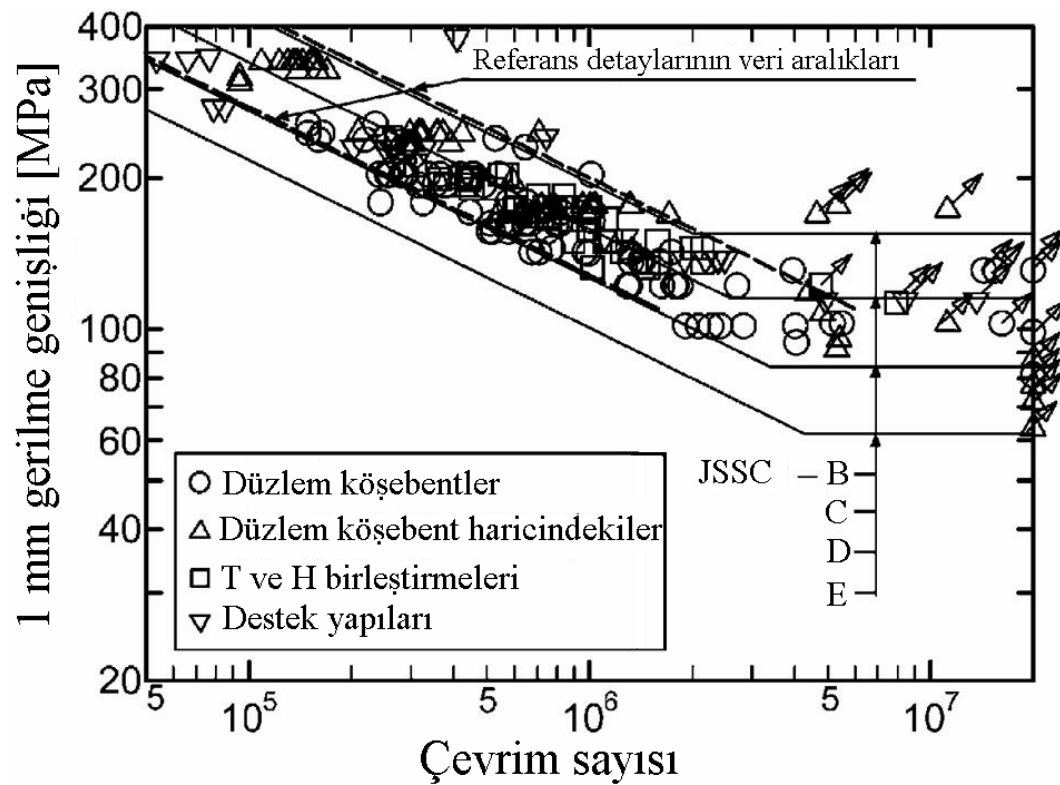
Şekil 2.13 Dong'a göre yapısal gerilme parametresinin ΔS_s fonksiyonu olarak örnek Wöhler diyagramı (Dong vd 2002)

2.2.3. Xiao ve Yamada'ya göre yapısal gerilme yöntemi

Performansı ve kullanımı giderek artan yazılım ve programlar sayesinde yakın zamanda Xiao ve Yamada (Xiao ve Yamada 2004) tarafından yeni bir yapısal gerilme yöntemi önerilmiştir. Bu yöntem, hesaplanan gerilme değerini dikiş geçişinin altında 1 mm derinliğinde, beklenen çatlak yayılması yönünde bulunan noktada, yorulma dayanımı için, şimdilik çift taraflı enine ve uzunlamasına dikmelerdeki yük taşımayan köşe dikişlerine sınırlı olmak kaydıyla, etkili parametre olarak kabul etmektedir. Referans detayları aracılığıyla, 10 mm kalınlığında çift taraflı enine dikme yardımıyla, bu noktaların seçimi yapılır (Şekil 2.14). Sonlu elemanlar hesaplamaları, referans detayının dikiş geçişindeki lokal gerilmenin derinlik yönünde yüzeye göre daha çabuk (hızlı) azaldığını göstermiştir. Yüzeyde lokal gerilme yükselmesi 2,5 mm uzaklıkta biterken (Şekil 2.14a), derinlik yönünde yaklaşık 1 mm uzaklıkta nominal gerilmeye ulaşılmaktadır. Bu da dikiş geçişinin lokal oluşumdan bağımsız olduğunu göstermektedir (Şekil 2.14b). Ayrıca 1 mm gerilmesinin, özellikle erken çatlak yayılması fazını (evresini) iyi temsil ettiği gösterilmiştir. Sonlu elemanlar analizinde 1 mm gerilmesini yeterli doğrulukta belirleyen bir ağ bölünmesi gereklidir. En yüksek eleman kenar uzunluğu olarak 1 mm'den söz edilmektedir.



Şekil 2.14 Sonlu elemanlar hesaplamasıyla elde edilen gerilme dağılımı (Xiao ve Yamada 2004)



Şekil 2.15 Dikiş geçişinin 1 mm altında elde edilen uzunlamasına gerilmelere bağlı olarak değişik yapısal detayların dayanılabilir yorulma ömürleri (Xiao ve Yamada 2004)

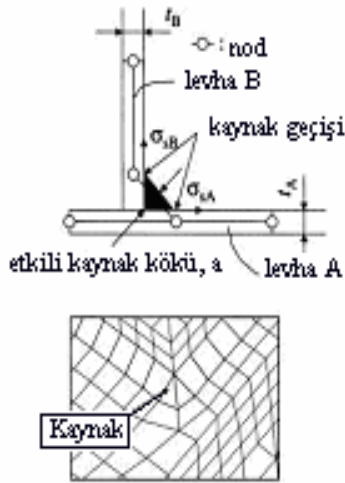
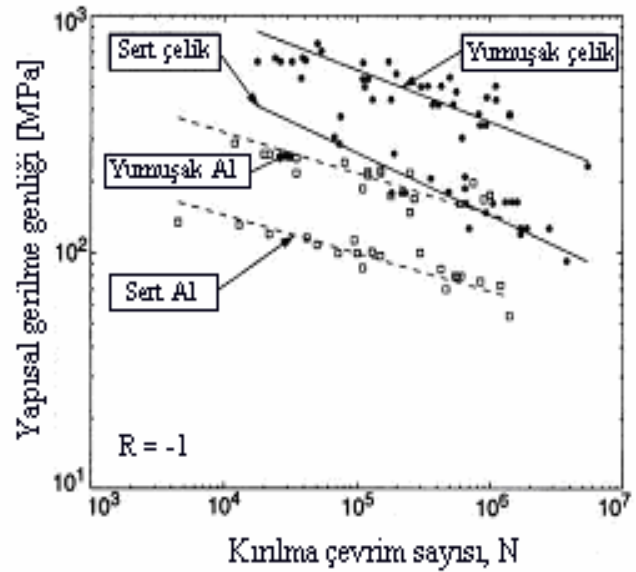
Bu yöntem, geometrileri referans detaylarına benzeyen, süreklilik arzeden levhalar üzerinde, uzunlamasına ve enine dikmelerin bulunduğu çeşitli birleştirmelere uygulanmıştır. Deneylerde elde edilen yorulma ömürleri, her seferinde hesaplanan 1 mm gerilmesine bağlı olarak oldukça dar bir saçılma bandı oluşturmaktadır. Bu dağılma bandının alt sınırı taslak Wöhler diyagramına uygun olarak JSSC-D ve FAT 100'e uymaktadır (Şekil 2.15). Ayrıca 1 mm gerilmesiyle kalınlık etkisinin, alışılmış yapısal gerilme yöntemine (IIW'ye göre kalın parçalar için yapısal gerilme yöntemi) veya Dong'un yapısal gerilme yöntemine oranla daha iyi bir şekilde dikkate alındığı gösterilmiştir.

Bu yöntemin, diğer birleştirme tiplerine (kuvvet taşıyan köşe dikişli çapraz birleştirmelere veya tek taraflı uzunlamasına veya enine dikmelere) ve yükleme durumlarına (örneğin çoğunlukla eğme) uygulanabilirliği henüz incelenmemiştir.

2.2.4. İnce levhalar için Fermer ve Svensson'a göre yapısal gerilme yöntemi

İnce levhalı birleştirmeler (Fermer ve Svensson 2001) için, $t \leq 3$ mm, taşıt tekniğine ait bu uygulama kabuk modelinden yola çıkılarak yapılmaktadır (Şekil 2.16). Yapı kabuk elemanlarıyla ağlandırılmıştır ki burada kaynak dikişi elemanının ince levhadan iki misli daha fazla kalınlıkta olması gerekmektedir. Dikiş yönünde eleman uzunluğu yaklaşık 5 mm olmalıdır. Kaynak dikişini temsil eden elemandaki gerilme, yapısal gerilme olarak değerlendirilir. Farklı kalınlıktaki levhalardan değişik numunelerle yapılan deneylerden, ölçülendirme amacıyla çelik ve alüminyum için ikişer Wöhler diyagramı bulunmaktadır. Eğer ağırlıklı olarak eğilme zorlaması mevcut ise esnek olarak adlandırılan Wöhler diyagramı geçerlidir. Aksiyal yüklemelerde ise (membran gerilme durumu) rijit Wöhler diyagramları için içine girmektedir.

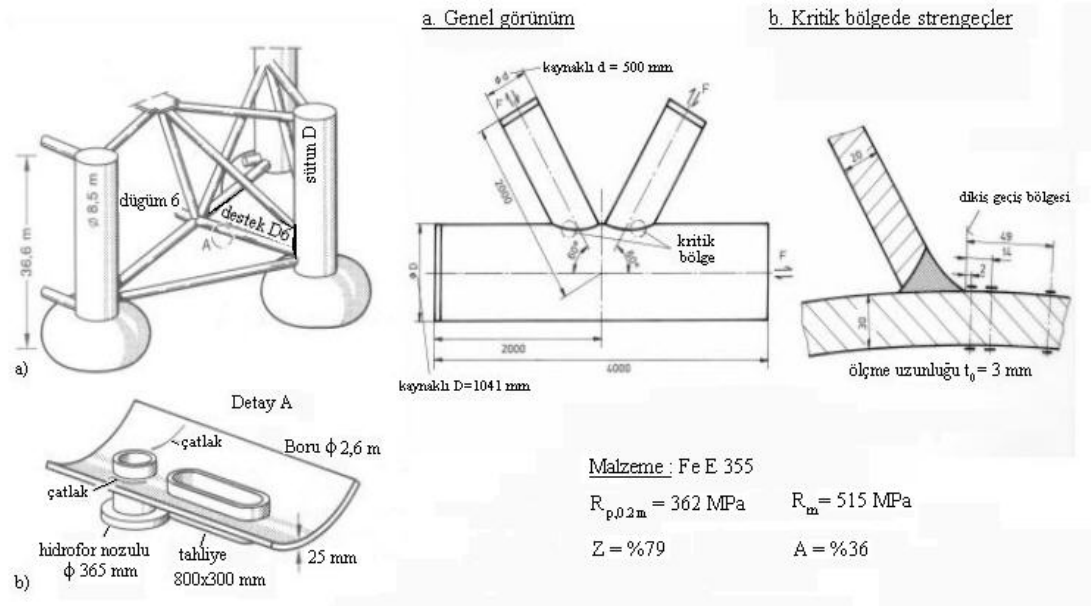
Esasen her şeyden önce yapısal gerilmenin büyüklüğü birleştirilen yapı elemanının formuna ve düzenine bağlıdır. Bunun yanında bu yapısal olay özellikle kaynak dikişindeki enine zorlamalara etki etmektedir. Böylece yapısal gerilme yöntemi her şeyden önce bu yönde meydana gelen zorlamaların dayanım değerlendirmelerine hizmet etmektedir. Kaynak dikişlerinin boylamasına zorlandığı birleştirmeler nominal gerilme yöntemine göre açıklanabilir. Bu yöntemle diğer bir uygulama Bürger vd 2001'de gösterilmiştir.

a. Modelleme ve Sonlu Eleman Ağlarıb. Wöhler eğrileri

Şekil 2.16 Kaynaklı ince levhalar için yapısal gerilme yöntemi (Fermer ve Svensson 2001)

2.2.5. Dijkstra ve de Back'e göre Hot-Spot gerilme yöntemi

Dijkstra ve Back'e göre Hot-Spot gerilme yöntemi, kıyı ötesi yapı tekniğinin kaynaklanmış boru düğümlerini esas almaktadır (Şekil 2.17). Hot-Spot kavramı, çatlak başlangıcındaki plastik şekil değiştirme sonucu ortaya çıkan lokal sıcaklık yükselmesiyle ilişkilidir. Kaynaklı boru düğümlerinin yorulma dayanımı sadece yapısal gerilmeler esas alınarak gerçekçi bir şekilde değerlendirilir. Çünkü, boru kabuklarının lokal eğilmesi nedeniyle çentik gerilmeleri yanında nominal gerilmelerde dikkate alınmayan, farklı gerilme yükselmeleri meydana gelmektedir. Bu yöntem, boru düğümünün yorulma dayanımının belirlenmesi için, geometrik olarak benzer bir kaynaklı numunenin dayanılabilir nominal gerilmesiyle kıyaslanan, çatlak başlangıç yerindeki yapısal gerilmenin belirlenmesini esas almaktadır (Radaj ve Sonsino 1998).

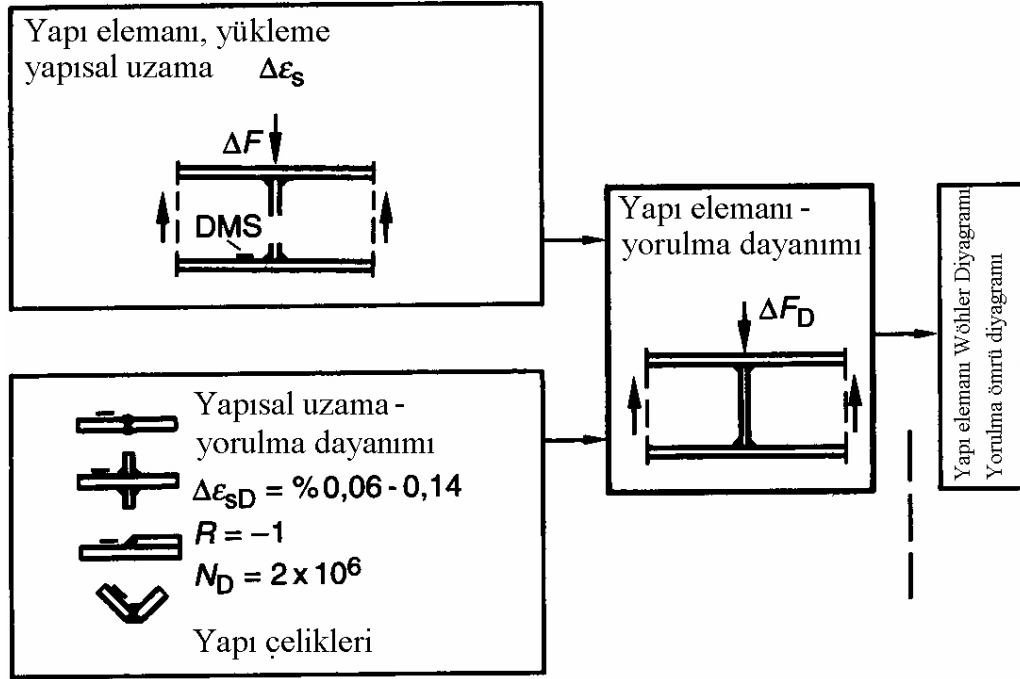


Şekil 2.17 Kırı ötesi yapılarındaki boru düğümlerinde Hot-Spot yöntemi (Radaj ve Sonsino 1998).

2.2.6. Haibach'a göre yapısal uzama yöntemi

Haibach'a göre (Haibach 1968, Haibach 1989, Radaj ve Sonsino 1998) dikiş geçiş bölgesine yakın bir uzaklıkta uzama ölçüm şeridiyle ölçülen uzama, dikiş çeşidi ve zorlama çeşidinden bağımsız olarak kaynaklı birleştirmelerin uzun zaman yorulma dayanımını gösterir (belirler). Ön koşul olarak çatlak, dikiş geçişinde başlatılır (Şekil 2.18).

Uzama ölçüm şeridinin (UÖŞ) dikiş geçiş çentiğinden uzaklığı, ölçülen yapısal gerilmenin lokal nominal gerilme olarak dikkate alınmasıyla tespit edilir. Yapısal gerilmenin dayanılabilir değeri kaynaklı numunelerin Wöhler deneylerinden elde edilir. Haibach'ın 3 mm uzunluğundaki uzama ölçüm şeridinin dikiş geçiş bölgesi çentiğinden 1,5 ÷ 2,0 mm uzaklıkta (UÖŞ'nin orta noktası) kullanılması önerisi yaklaşık 10 mm kalınlığındaki levhalar için geçerlidir. 5 mm'den daha ince levhalar için 1,5 mm uzunluğundaki uzama ölçüm şeridinin 0,75 ÷ 1,0 mm arasındaki uzaklıkta kullanılması tavsiye edilmektedir.



Şekil 2.18 Haibach'a göre yapısal uzama yöntemi

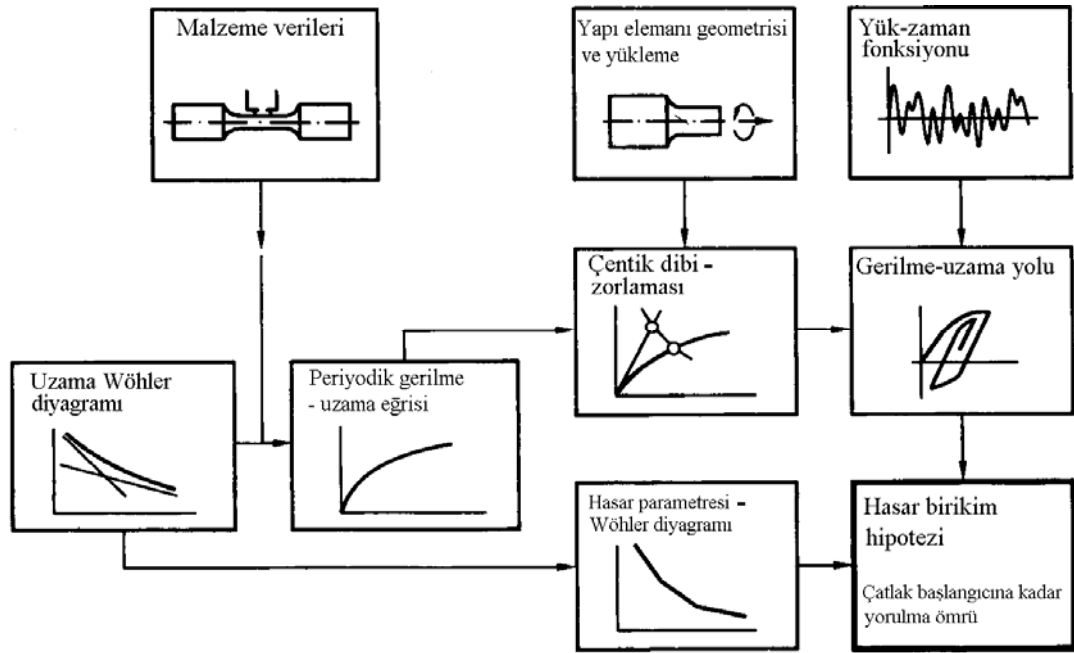
2.3. Çentik Zorlama Yöntemi

2.3.1. Çentik uzama yöntemi

Teknik bir çatlığa kadar yorulma dayanımı ve yorulma ömrünün tahmininde kullanılan çentik uzama yöntemi (çentik dibi yöntemi ve lokal yöntem olarak da adlandırılır) yapı elemanının en yüksek zorlamaya maruz bölgesinde ortaya çıkan elastik-plastik uzama genliğinden yola çıkmakta ve malzemenin uzama kontrollü olarak elde edilen Wöhler diyagramları ile karşılaştırmaktadır (Şekil 2.9). Bu yöntemdeki temel düşünce malzemenin, çentik dibinde en fazla zorlanan elemanın yorulma davranışı açısından, uzama kontrollü deneyde orada düşünülen veya gerçekten mevcut olan bir çentiksiz numunede olduğu gibi davranmasıdır (Şekil 2.19).

Nominal gerilme yöntemi karşısındaki avantajı, hasara yol açan zorlamanın kullanılması ve yorulma ömrünün hesaplanması için gerekli deneysel yorulma dayanımı tanım değerlerinin somut yapı elemanından bağımsız olmasıdır. Yapı elemanının yorulma ömrünü belirleyen etkiler (örneğin iç gerilmeler) lokal yöntem yardımıyla tanımlanabilir.

hesaplamasının yapılması gerekir (Şekil 2.21) (Brose vd 1974, Socie 1977, Dowling 1982, Seeger ve Heuler 1984, Dowling 1987, Sonsino 1993, Radaj 1995, Seeger 1996).



Şekil 2.21 Çentik uzama yönteminin akış şeması (Kloos 1989)

2.3.1.1. Elastik plastik malzeme davranışının tanımlanması

Uzama kontrollü yorulma dayanımı deneyinde çentiksiz numuneler ile belirlenen gerilme – uzama davranışı, Bölüm 4.1.1, Ramberg – Osgood ilişkisine uygun olarak sertleşme (mukavimleşme) katsayısı K , k' ve sertleşme üssü n , n' yoluyla hesaplanır (Ramberg 1943).

İlk yükleme eğrisi için:

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.3)$$

Periyodik yükleme eğrisi için:

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

Coffin, Mansow ve Morrow'a göre çatlak Wöhler eğrilerinin elastik ve plastik uzama değerleri, çift logaritmik eksen takımında bir doğru olarak tanımlanır (Coffin 1954, Manson 1965, Morrow 1965).

Elastik kısım için:

$$\varepsilon_{a,el} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2 \cdot N_A)^b \quad (2.5)$$

Burada:

σ'_f → periyodik gerilme katsayısı

b → periyodik gerilme üssü

Plastik kısım için:

$$\varepsilon_{a,pl} = \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N_A)^c \quad (2.6)$$

Burada:

ε'_f → periyodik uzama katsayısı

c → periyodik uzama üssü

Toplam uzama genliği (2.7)'deki eşitlikle ifade edilmektedir.

$$\varepsilon_{a,top} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2 \cdot N_A)^b + \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N_A)^c \quad (2.7)$$

2.3.1.2. Lokal zorlamanın ve çatlak başlangıcı yorulma ömrünün belirlenmesi

Çatlak başlangıcı yorulma ömrünün (N_A) hesaplanması çentiksiz numunelerin uzama kontrollü yorulma dayanımı davranışının bilgisini temel almaktadır (Eşitlik 2.7). Hasar yerindeki lokal zorlamanın belirlenmesi için Neuber Kuralı kullanılır.

$$K_t \cdot \sqrt{\Delta \sigma_n \cdot \Delta \varepsilon_n} = \sqrt{\Delta \sigma \cdot \Delta \varepsilon} \quad (2.8)$$

Burada $\Delta\sigma_n$ ve $\sigma\varepsilon_n$ nominal gerilme ve nominal uzama genişliğini, $\Delta\sigma$ ve $\Delta\varepsilon$ lokal zorlamayı göstermektedir. Yorulma çentik boyut etkisinin dikkate alınması ile Peterson'un teorik çentik form sayısı K_t 'den çentik etki sayısı K_f elde edilmektedir (Peterson 1959).

$$K_f = 1 + \frac{K_t(\rho) - 1}{1 + \frac{\rho^*}{\rho}} \quad (2.9)$$

Burada ρ çentik yarıçapını, ρ^* bölüm 2.3.1.2'de açıklanan ve bölüm 2.3.2.3'te elde edilen ve Radaj tarafından bulunan eşdeğer yapısal uzunluğu göstermektedir.

Dikiş geçişi yarıçapının kaynak dikişi genişliği üzerinde değişmesi ve küçük hatalarda çatlakların başlaması gözleminden yola çıkarak lokal zorlamanın kritik bir tahmini gereklidir. Sözü edilen bu hatalı bölgelerde (kaynak gözenekleri, mikro boşluklar gibi kaynak sırasında oluşabilecek hatalar) çentik yarıçapı yoluyla elde edilene nazaran önemli ölçüde daha yüksek bir lokal gerilme bulunmaktadır. Bundan dolayı Lawrence tarafından (Che 1979, Lawrence 1997) çentik yarıçapı ρ eşitlik (2.9)'da ρ^* sabiti olarak değiştirilir ve maksimum çentik faktörü $K_{f, maks}$ olarak eşitlik (2.10) bulunur.

$$K_{f, maks} = 1 + \frac{K_t(\rho^*) - 1}{2} \quad (2.10)$$

Böylece lokal zorlama eşitlik (2.11)'de görüldüğü gibi yeniden türetilir.

$$K_{f, maks} \cdot \sqrt{\Delta\sigma_n \cdot \Delta\varepsilon_n} = \sqrt{\Delta\sigma \cdot \Delta\varepsilon} \quad (2.11)$$

Malzeme ilk çevrim sırasında statik (monotonik) gerilme uzama eğrilerine ($\sigma - \varepsilon$) uygun bir davranış göstermektedir, eşitlik (2.3). Daha sonra da periyodik $\sigma - \varepsilon$ eğrisini izler, eşitlik (2.4). Kaynaklı birleştirmelerde mevcut olan iç gerilmeler lokal zorlamanın hesaplanması için ilk yükleme eğrisine dahil edilebilir.

Ortalama gerilme σ_m 'in mevcudiyeti durumunda toplam uzama genliğinin hesabında periyodik gerilme katsayısı σ_f' eşitlik (2.7)'de σ_m değeri kadar azaltılarak eşitlik (2.12) elde edilir.

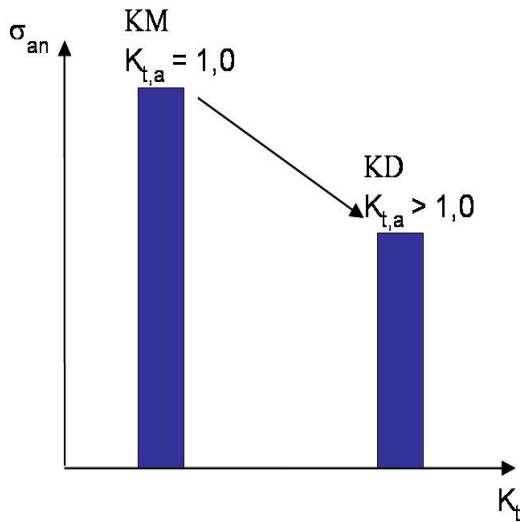
$$\varepsilon_{a,top} = \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} \cdot (2 \cdot N_A)^b + \varepsilon_f' \cdot (2 \cdot N_A)^c \quad (2.12)$$

2.3.2. Radaj'a göre çentik gerilme yöntemi

Öncelikle Radaj'ın çentik gerilme yöntemi (Radaj 1995b) kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımının elde edilmesi ile sınırlıdır. Ancak zaman dayanımı bölgesine (Werner 2001) genişletme imkanını da vermektedir. Bu yöntem Neuber'in teorisine göre kaynaklı birleştirmenin keskin geçiş bölgesi çentiklerinde mikro destek etkisinin tahminine dayanır. Yorulma etkili, tek eksenli çentik gerilmelerini elde edebilmek için keskin çentikler farzedilen bir yarıçapa yuvarlatılmaktadır. Çentik gerilmeleri, nominal gerilmeleri gözönüne alarak kaynaklı birleştirmenin çentik etki sayısı K_f 'i verir (Şekil 2.22).

$$K_f = \frac{\sigma_{a,n} (K_t = 1,0; \text{esas malzeme, kaynak metali})}{\sigma_a (\text{Kaynaklı birleş.})} \quad (2.13)$$

Bu yöntem her türlü reel yuvarlatma yarıçapına uygulanabilmektedir. Ancak en sık olarak en kötü durum gözlemi (çatlak olması durumu) için kullanılmaktadır. Burada en küçük yuvarlatma yarıçapının $\rho = 0$ olmasından hareket edilmektedir. Radaj, yapı çeliklerinden kaynaklı birleştirmelerde farzedilen çentik yuvarlatmasını 1,0 mm olarak kabul etmektedir.



KM = Kaynak metali,
KD = Kaynak dikiş

$$\sigma_{an,KD} = \frac{\sigma_{an,KM}(K_t=1,0)}{K_{N,KD}}$$

$$K_{N,KD} = f(r_{f,KD}, \text{Dikiş geometrisi})$$

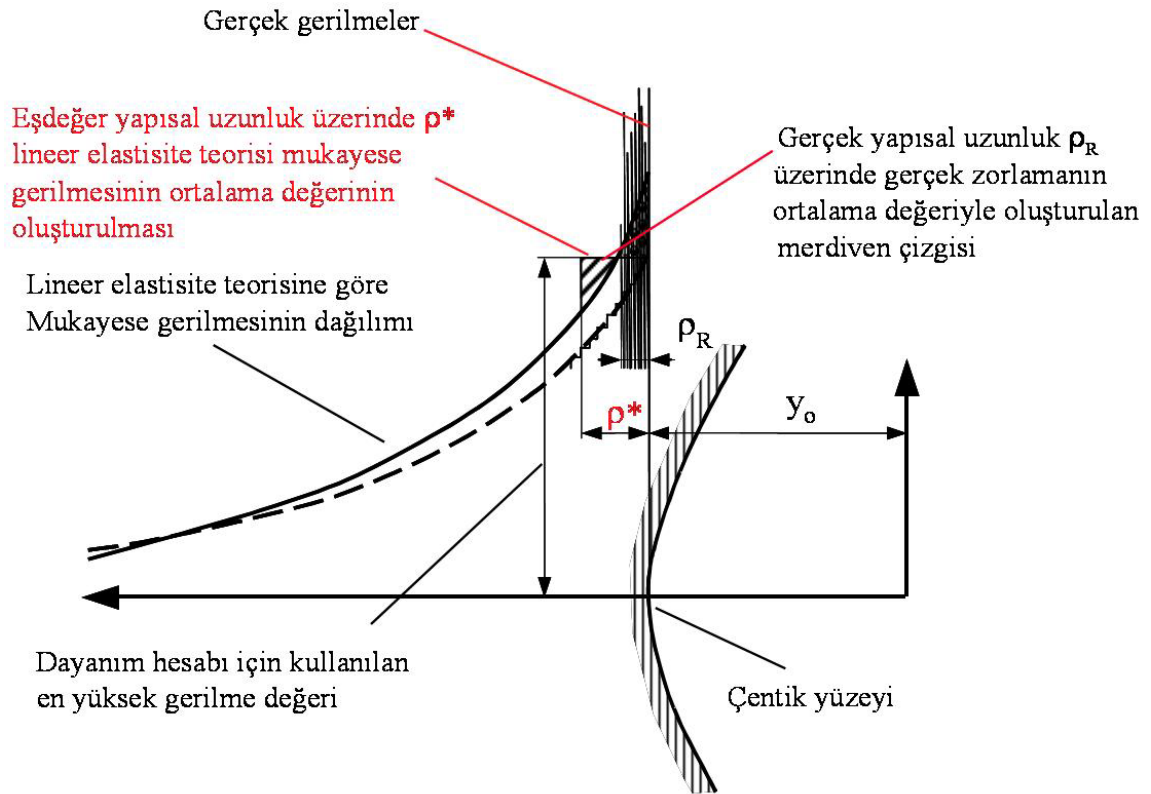
$$r_{f,KD} = \text{Kaynak dikişinin eşdeğer yarıçapı}$$

Şekil 2.22 Kaynaklı birleştirmelerde mikro destek etkisi yöntemi

2.3.2.1. Mikro destek etkisi

Çok küçük yuvarlatma yarıçaplı çentiklerde elastisite teorisine göre hesaplama işleminde gerilme tekillikleri ortaya çıkmaktadır. Yani gerilme sonsuz değerini almaktadır. Bunun sebebi, sonlu bir kuvvetin çok küçük bir alana bölünmesidir. Elastisite biliminin ön koşulu olan malzemenin belli bir yapısallığının olmaması durumu, kuvvetli yüzey kıvrımlarında doğru olmamaktadır (Neuber 1968a). Bu malzeme bölgelerindeki gerilme durumlarını daha iyi açıklayabilmek için malzeme yapısının dikkate alınması gerekir.

Belirli, küçük malzeme bölgelerinde iç yapıdaki değişimlerin sonucu olarak farklı şiddette sertleşmeler meydana gelmekte ve bu suretle daha kuvvetli şekil değiştirme dirençleri oluşmaktadır. Bu malzeme bölgeleri, blok olarak çevresinden destek bulmaktadır. Neuber, bu etkiyi mikro destek etkisi olarak nitelemiş (Neuber 1957, Neuber 1961, 1968a, Neuber 1968b, Neuber 1985) ve bir eşdeğer yapısal uzunluk (ρ^*) tanımlayarak konuya dahil etmiştir (Şekil 2.23).



Şekil 2.23 Neuber'e göre ortalama değer oluşması

Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* , öncelikle malzemenin bileşimine ve yapısına bağlı olan uzunluk boyutlu bir malzeme sabitidir. Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* mikro destek etkisi teorisine göre çentik dibinde gerçekten etkili olan gerilmenin hesaplanmasına yaramaktadır. Bunun için gerilmenin ortalama değeri, eşdeğer yapısal uzunluk üzerinden oluşturulur. Burada en büyük normal gerilme yerine kullanılan dayanım hipotezinden elde edilen mukayese gerilmesi gözönüne alınmaktadır. Böylece, lokal zorlamanın çok eksenliliği hesaplama dahil edilmiş olmaktadır (Neuber 1958).

2.3.3. Neuber'e göre eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesi

Eşdeğer yapısal uzunluğun (ρ^*) belirlenmesinde kullanılan farklı yöntemler, Neuber'e göre mikro destek etkisini dikkate alan çentik faktörü K_N 'nin çentik etki sayısı K_f 'ye eşit olduğu esasına dayanmaktadır.

$$K_N = K_f = \frac{\sigma_{a,n}(K_t = 1,0)}{\sigma_{a,n}(K_t > 1,0)} \quad (2.14)$$

Ayrıca Neuber tarafından takdim edilen farzedilen yuvarlatma yarıçapı ρ_f uygulamalarda kullanılmaktadır. Böylece klasik elastisite teorisinin formül ve sonuçları (özellikle form sayısı formülleri) geçerliliğini sürdürmektedir (Neuber 1958).

$$\rho_f = \rho_r + s \cdot \rho^* \quad (2.15)$$

Mikro destek etkisi faktörü s , dayanım hipotezine, zorlamanın çeşidine ve numune formuna bağlıdır. Tablo 2.3'te, mikro destek etkisi faktörünün hasar hipotezlerine bağlılığı gösterilmiştir (Neuber 1968a, Radaj 1988a). Sünek malzemelerde ve sabit asal gerilme doğrultularında hasar hipotezi olarak şekil değiştirme enerjisi hipotezi geçerli olmaktadır. Dolayısıyla, Magnezyum AZ31 (MgAl3) malzemesi için şekil değiştirme enerjisi hipotezi (ŞDEH) doğru dayanım hipotezi olarak seçildiğinde mikro destek etkisi faktörü 2,5 olmaktadır.

Tablo 2.3 Mikro destek etkisi faktörünün (s) hasar hipotezlerine bağlılığı (Neuber'e göre)

Dayanım hipotezi	Mikro destek etkisi faktörü s		
	Çekme-basma veya eğme		Kayma ve burulma
	Düz numuneler	Çentikli, yuvarlak numuneler	
Normal gerilme hipotezi	2	2	1
Kayma gerilmesi hipotezi	2	$\frac{2-v}{1-v}$	1
Kayma gerilmesi hipotezi ve şekil değiştirme enerjisi hipotezi	5 / 2	$\frac{5-2 \cdot v+2 \cdot v^2}{2-2 \cdot v+2 \cdot v^2}$	1
Uzama hipotezi	2+v	$\frac{2-v}{1-v}$	1

$v \rightarrow$ Poisson oranı

Mikro destek etkisinin dikkate alınması için Neuber eşitlik (2.16)'yı geliştirmiştir (Neuber 1968a).

$$K_N = K_t \cdot \sqrt{\frac{\rho_r}{\rho_f}} \quad (2.16)$$

Eşitlik (2.15) ve (2.16) yardımıyla eşdeğer yapısal uzunluk eşitlik (2.17)'deki şekilde ifade edilir (Werner 1999a).

$$\rho^* = \frac{\rho_r}{s} \left[\left(\frac{K_t}{K_f} \right)^2 - 1 \right] \quad (2.17)$$

2.3.4. Radaj'a göre eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesi

Neuber, gerçek yuvarlatma (eğrilik) yarıçapı yerine farzedilen yuvarlatma yarıçapının kullanılması ile, çentik faktörü K_N 'nin şiddetli küçük yuvarlatma yarıçaplarında çentik form sayısı K_t 'nin yardımı ile eşitlik (2.18)'deki gibi hesaplanabileceğini göstermiştir (Neuber 1968a). Radaj çentik form sayısı K_t 'nin elde edilmesi için bu eşitliği, çubuk eksenine göre enine konumda bulunan uzun delikler için elde etmektedir.

$$K_t = 1 + 2 \cdot \sqrt{\frac{t}{\rho_r}} = 1 + 2 \cdot \sqrt{\frac{s}{2 \cdot \rho_r}} \quad (2.18)$$

Burada, t çentik derinliğini veya çentik yarı uzunluğunu ve ρ_r uzun deliğin yarıçapını gösterir. Neuber'in yaptığı ekleme, küçük eğrilik yarıçapında çentik faktörü K_N veya çentik etkisi sayısı K_f 'nin hesaplanmasında çentik form sayısından faydalanmayı mümkün kılmaktadır. Bunun için de gerçek yuvarlatma yarıçapı yerine farzedilen yuvarlatma yarıçapı kullanılmaktadır (Neuber 1968a). Eşitlik olarak (2.18)'in yardımıyla çentik etkisi sayısı K_f veya çentik faktörü K_N eşitlik (2.19)'a göre elde edilir (Neuber 1968a, Radaj 1990, Radaj 1995, Radaj ve Sonsino 1998).

$$K_N = 1 + (K_t - 1) \cdot \sqrt{\frac{\rho}{\rho_f}} \quad (2.19)$$

Eşitlik (2.15) ve (2.16) yardımıyla eşdeğer yapısal uzunluk eşitlik (2.20) 'ye göre hesaplanmaktadır.

$$\rho^* = \frac{\rho}{s} \left[\frac{(K_t - 1)^2}{(K_f - 1)^2} - 1 \right] \quad (2.20)$$

Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* , esas malzemenin, kaynak metalinin ve ısı tesiri altındaki bölgenin çentikli numunelerinden elde edilen yorulma dayanımı sonuçları yardımıyla Bölüm 4.1.3'te hesaplanmıştır.


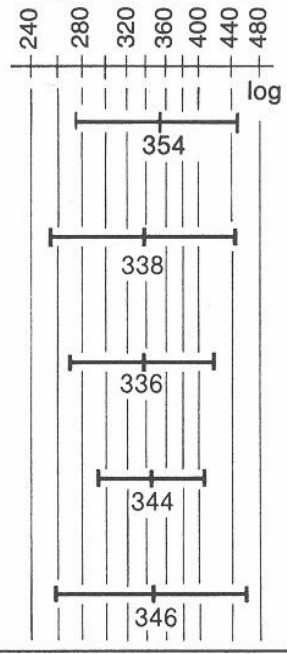


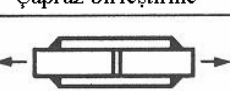


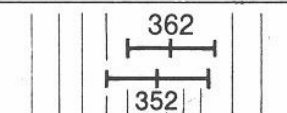
2.3.5. Seeger'e göre farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik dibi yöntemi

Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* , bir kaynaklı birleştirme durumunda kırılmanın meydana geleceği yerdeki iç yapı durumlarına bağlıdır. Yani kaynak metali iç yapısına veya ısı tesiri altındaki bölgenin iç yapısına ve ayrıca malzemenin lokal kimyasal bileşimine bağlı olmaktadır. Bu nedenle bu konseptin uygulanması, kırılmanın meydana geldiği yerdeki iç yapı ve dolayısıyla buraya ait eşdeğer yapısal uzunluk hakkında doğru bir bilgiye sahip olunmasını gerektirmektedir (Morgenstern vd 2004a, Morgenstern vd 2005). Bu değerlerin elde edilmesi büyük masrafları beraberinde getirdiğinden, bu yöntem mühendislik açısından uygun olmamaktadır.

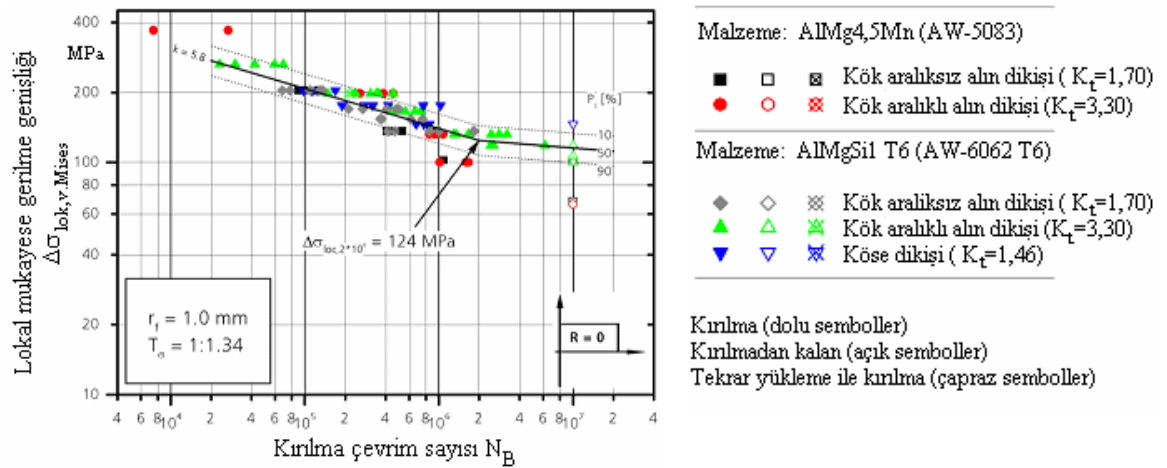
Radaj'ın mikro destek etkisi yönteminden yola çıkarak bu yöntemde farzedilen eşdeğer yarıçap malzeme mekaniğine göre değil, farklı şiddetteki çentiğe sahip kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçlarından elde edilmektedir. Kaynaklı birleştirmelerin bütün çentiklerinin yuvarlatılabileceği ve lokal gerilme sisteminde deney sonuçlarını minimum bir saçılma götüren bir yarıçap aranmaktadır. Bulunan farzedilen eşdeğer yarıçap ile bazı malzeme kalınlığı bölgelerinde bütün kaynaklı birleştirme çeşitleri lokal gerilme sisteminde bir örnek Wöhler diyagramı ile karşılaştırmak suretiyle değerlendirilir. Çelikten kaynaklı birleştirmeler için bu yöntem talimatnamelerde mevcuttur (FKM 2003, Hobbacher vd 2003). Alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerde kısa bir süredir geniş kapsamlı deneysel incelemeler yanında (Eibl ve Sonsino 2003, Grzesiuk ve Zenner 2003, Morgenstern vd 2003, Morgenstern vd 2006) IIW-Talimatnamesinde (Hobbacher vd 2005) bir kodlama da mevcuttur.

2.3.5.1. Kalın levhalar için $r_f = 1,0$ mm farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik gerilmesi yöntemi (Ortalama değer saçılma yöntemi)

Yapı çeliklerinde gerçekleştirilen geniş kapsamlı araştırmalar sayesinde levha kalınlığı $t \geq 5$ mm olan çelikten yapılmış kaynaklı birleştirmeler için $r_f = 1,0$ mm farzedilen eşdeğer yarıçapa sahip çentik dibi yöntemi ortaya çıkarılmıştır (Olivier ve Köttgen 1989, Seeger 1996). Diğer bir ifadeyle bu yarıçapı esas alan bir modelleme ile değişik kaynak dikişi geometrilerinin araştırma sonuçları dar bir Wöhler diyagramı saçılma (dağılma) bandına taşınmıştır (Şekil 2.24). Burada, $N = 2.10^6$ çevrim sayısında müsaade edilebilir çentik dibi gerilmesi olarak $\Delta\sigma = 225$ MPa verilmekte ve bu değer IIW-Talimatnamesine ait FAT çentik sınıflarından FAT 225 sınıfına uymaktadır (Tablo 2.4). Aynı farzedilen yarıçap, çelikten yapılmış kaynaklı birleştirmeler için, mikro destek etkisi teorisine göre eşitlik (2.15) yardımıyla, çok eksenlilik faktörü (mikro destek etkisi faktörü) $s = 2,5$ (von Mises Hipotezi) ve eşdeğer yapısal uzunluk $\rho^* = 0,4$ mm değerleriyle elde edilmektedir.

Kaynaklı birleştirme tipi (yapı çelikleri)	Çentik etki sayısı K_f	Global yorulma dayanımı (R=0) σ_{NA} [MPa], $P_s =$			Lokal yorulma dayanımı $\Delta\sigma_{Mk} = 2 K_f \Delta\sigma_{NA}$ [MPa]
		%10	%50	%90	
 Alın birleştirme	2,27 Dikiş geçiş bölgesi	61	78	99	
 Enine dikme	2,45 Dikiş geçiş bölgesi	52	69	91	
 Çapraz birleştirme	2,50 Dikiş geçiş bölgesi	54	67	83	
 Bindirme birleştirmesi	3,12 Dikiş geçiş bölgesi	47	55	65	
 Çapraz birleştirme (köşe)	4,03 Dikiş geçiş bölgesi	32	43	57	
 T ve Y birleştirmesi	Kran yapıları için sonuçlar	İşlem görmemiş Gerilme giderme tavı yapılmış			

Şekil 2.24 Yapı çelikleri için $r_f = 1,0$ mm eşdeğer yarıçapında dayanılabilir gerilmeler (Olivier ve Köttgen 1989)



Şekil 2.25 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerin lokal Wöhler diyagramları (Morgenstern vd 2004, Morgenstern vd 2006)

Levha kalınlığının $t \geq 5$ mm olduğu alüminyumdan yapılmış kaynaklı birleştirmeler için çelikte olduğu gibi aynı farzedilen eşdeğer yarıçap önerilmiştir. Burada bilimsel esaslar kısa bir süre önce (Zhang vd 2002, Grzesiuk ve Zenner 2003, Morgenstern vd 2004b, Morgenstern vd 2006) oluşturulmuştur. Bu, Şekil 2.25’de gösterildiği gibi $r_f = 1,0$ mm olan farzedilen eşdeğer yarıçapı yöntemiyle, farklı alaşımlardaki ve değişik birleştirme şekillerindeki alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerden elde edilen deney sonuçlarının dar bir saçılma bandında temsil edildiğinin görülmesiyle elde edilmiştir. Bu araştırmalardan alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için lokal gerilme genişliği $\Delta\sigma = 70$ MPa olarak hesaplanmış ve FAT değeri olarak bu değer yakın bir zamanda IIW-Talimatnamesinde yerini almıştır. (FAT değeri, yüksek çekme iç gerilmelerinin etkisini dikkate almak için gerilme oranı $R = 0,5$ için elde edilmektedir).

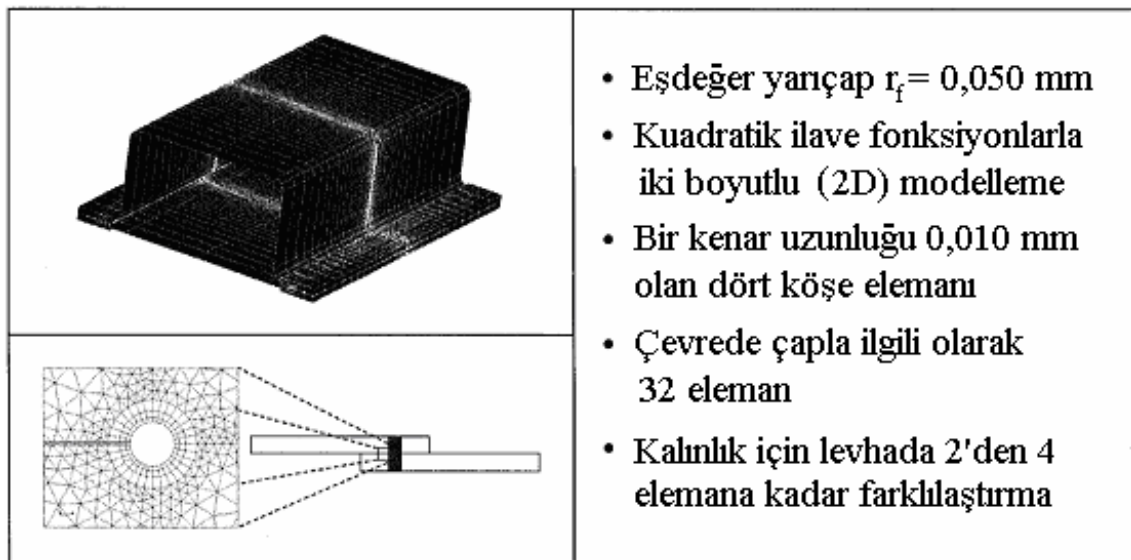
Tablo 2.4 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için emniyetli çentik gerilmesi genişliği

Malzeme	FAT-değerleri ($r_f = 1,0$ mm)
	$\Delta\sigma_{lok}$ (MPa)
Çelik	225
Alüminyum	70
$N=2.10^6$, $R=0,5$, $P_u = \%97,7$, $C = \%95$	

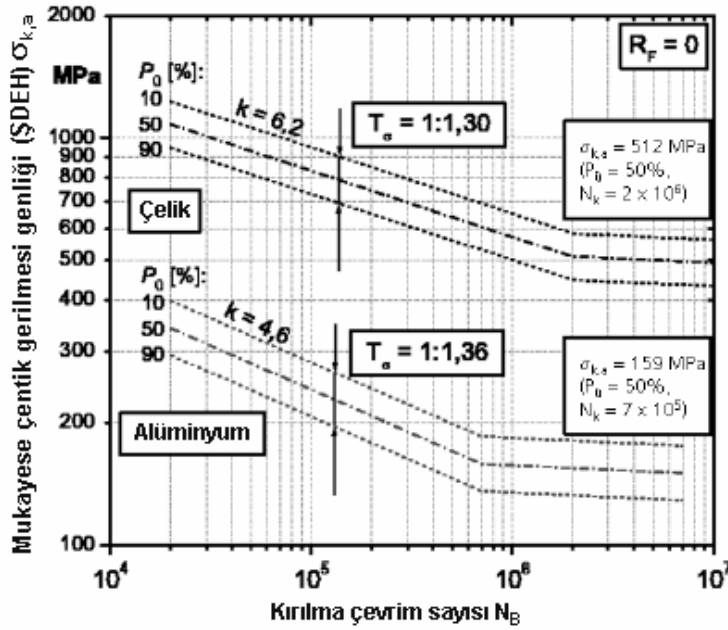
Çelik ve alüminyum için kullanılan farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm'ye göre müsaade edilebilir (emniyetli) çentik gerilmesi genişliği toplu olarak Tablo 2.4'de gösterilmektedir.

2.3.5.2. İnce levhalar için $r_f = 0,05$ mm farzedilen eşdeğer yarıçaplı çentik gerilmesi yöntemi (Ortalama değer saçılma yöntemi)

Bu yöntem ilk önce nokta kaynaklı birleştirmelerde başarıyla kullanılmış (Zhang vd 2002) ve daha sonra çelik ve alüminyumdan yapılmış ince levhalarda ($t \leq 3$ mm) lazer ışınlarıyla yapılan kaynaklı birleştirmelere de uygulanmıştır (Eibl ve Sonsino 2001, Eibl vd 2003, Eibl 2003, Schlemmer vd 2003). Şekil 2.26'de bu amaçla kullanılan sonlu elemanlar modeli gösterilmiştir. Bu modelleme ile farklı kalınlık kombinasyonlarında değişik geometriler için dar bir Wöhler diyagramları saçılım bandına ulaşılması sağlanmıştır (Şekil 2.27). Böylece çelik ve alüminyumun her biri için ölçülendirme amacına yönelik bir örnek Wöhler diyagramı bulunmaktadır (Eibl ve Sonsino 2001, Eibl vd 2003, Grzesiuk ve Zenner 2003). MIG / MAG uygulamaları için bu yöntemin uygulanabilirliği de gösterilmiştir (Zhang ve Sonsino 2005).



Şekil 2.26 İnce levhalarda farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için sonlu elemanlar modeli ve modelleme talimatı (Eibl ve Sonsino 2001)



Şekil 2.27 İnce levhalı çelik ve alüminyumdan yapılmış lazer ışını kaynaklı birleştirmeler için farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm olan çentik gerilmesi yöntemine göre örnek Wöhler diyagramları (Eibl ve Sonsino 2001)

2.4. Sonsino'ya Göre Malzeme Hacim Yöntemi

Malzeme hacim yöntemi, en fazla zorlanan malzeme hacmi ne kadar küçük ise çatlak oluşuncaya kadar olan yorulma dayanımının o kadar büyük olduğundan bahsetmektedir (Sonsino 1993). En fazla zorlanan malzeme hacminin hesaplanması için tecrübelerden yola çıkarak, maksimum asal gerilmenin %90'ından daha fazlasının hüküm sürdüğü bölge en fazla zorlanan hacim $V_{\%90}$ olarak tanımlanmaktadır (Şekil 2.28).

Kompleks geometrilere bu hacim, sonlu elemanlar hesaplarıyla elde edilen uzama ve gerilme dağılımı yardımı ile belirlenmektedir. Göreceli olarak daha basit geometrilere bu hacim, zorlama çeşidine göre asal gerilmenin gerilme düşümü üzerinden saptanabilir. Eşitlik (2.21) destek etkisi için bir ölçüdür.

$$\chi^* = \frac{d\sigma_1}{dt} \cdot \frac{1}{\sigma_{1,\max}} \quad (2.21)$$

Asal gerilme maksimumunun %10 düştüğü derinlikten (eşitlik (2.22) yoluyla belirlenmekte),

En çok zorlanan malzeme hacmi $V_{%90}$ ve yorulmaya dayanabilir gerilme arasındaki malzemeye özgü fonksiyonel ilişki üzerinden, somut bir zorlama durumu için lokal dayanılabilir gerilme hesaplanabilir (Şekil 2.29).

2.5. Kırılma Mekaniği Yöntemi

Kırılma mekaniği yöntemi farklı şekillerde uygulanabilir (Hobbacher vd 2005, Sonsino 2005c). Keskin bir çentikteki, bir kök aralığındaki veya bir düzensizlikteki (hatadaki) gerilme konsantrasyonunu bir gerilme şiddeti vasıtasıyla tanımlamak için (Radaj vd 1998, Zhang vd 2002, Hobbacher vd 2003) ve bunun ötesinde bir çatlak yayılması hesabı için (Radaj ve Sonsino 1998, FKM 2002, Hobbacher vd 2003, Zerbst ve Hübner 2004) kırılma mekaniği yönteminden yararlanılmaktadır.

Bir gerilme şiddeti yardımıyla dayanımın değerlendirilebilmesi için, uygun deneyler ile elde edilen gerilme şiddeti Wöhler diyagramı mevcut olmalıdır.

2.5.1. Çatlak yayılma yöntemi

Kırılma mekaniği, özellikle emniyet açısından önemlilik arzeden kaynaklı birleştirmelerde, uygun yöntemlerle doğru bir şekilde tanımlanan düzensizliklerin değerlendirilmesinde ve de çatlak yayılma hesapları yardımıyla kontrol zaman aralıklarının tespiti ve onarım önlemlerinin planlanmasında yararlı bir araç olmaktadır.

Çatlağın yayılması birinci ve ikinci evre olmak üzere ikiye ayrılabilir. Genel olarak, yorulma çatlakları malzeme yüzeyinde oluşmaktadır. Ancak çatlaklar, homojen olmayan durumlarda (örneğin kaba olarak yüzeyin altında birikmiş katışkılarda, hava kabarcıklarında ve sertleşmiş yüzey tabakalarında) oluşabilmektedir. Birçok metalik malzeme için tipik ve en tanınmış durum yorulma kayma bandlarındaki çatlak oluşumudur. Bu çatlak oluşumu çatlak yayılmasının ilk evresinin içine girmektedir. Burada çatlak, yüzeyden yola çıkarak kayma düzlemleri boyunca numune içine genişlemektedir. Sadece yönlenmiş kayma sistemleri yorulma kayma bandları ürettikleri için çatlaklar en yüksek kayma gerilmesi düzleminin yakınında ortaya çıkmaktadırlar. Bir ya da daha çok tane bu şekilde geçildikten sonra çoğunlukla çatlak yayılmasının ikinci evresi başlamaktadır. Çatlak, yüzeye etkiyen gerilmeye dikey konumda bulunan

ve kristallografik olarak tanımlanmayan bir makroskobik düzlemi izler. Evre 2’de çatlak yayılmasına dikey olarak seyreden titreşim şeritleri yorulma kırılma yüzeyinin karakteristik bir özelliğini göstermektedir. Bu titreşim şeritleri 10^{-5} mm / çevrim sayısından büyük olan çatlak yayılma hızında ortaya çıkmaktadır.

Çatlak yayılmasının incelenmesinde, genel olarak çatlak uzunluğu a çevrim sayısı N ’nin bir fonksiyonu olarak ölçülür ve çatlak yayılma hızı elde edilir. Çatlak yayılma hızının gerilme şiddeti K ile ilişkisi, yorulma çatlaklarının yayılmasının önemli ölçüde çatlak ucundaki periyodik plastik deformasyonlar tarafından belirlendiği düşüncesini esas almaktadır. Bu yorulma çatlakları periyodik gerilme şiddeti ΔK tarafından yönlendirilir. Periyodik gerilme şiddeti, ilgili numune ve çatlak geometrisi için geometri faktörü F ’nin kullanılmasıyla eşitlik (2.23) yardımıyla tanımlanır.

$$\Delta K = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F \quad (2.23)$$

Periyodik gerilme şiddeti ΔK , kritik gerilme şiddeti ΔK_c ’ye ulaştığında kırılma başlar.

Çift logaritmik koordinat sisteminde çatlak yayılma hızı da/dN ’nin ΔK üzerinden taşınmasında Şekil 2.30’de gösterilen S şeklinde eğri ortaya çıkmaktadır. Düşük gerilme yoğunluğu olan birinci bölgede eğri, sınır değeri ΔK_0 ’a (gerilme şiddetinin eşik değeri) yaklaşır. Periyodik gerilme şiddeti ΔK , gerilme şiddetinin eşik değeri ΔK_0 ’dan küçük ise çatlak yayılması olmamaktadır. Çatlak yayılma deneylerinin çoğunluğunun yapıldığı ikinci bölgede $\log (da / dN)$ ve $\log (\Delta K)$ oranında lineer bir ilişki ortaya çıkmakta ve bu ilişki Paris eşitliğine göre tanımlanmaktadır (Paris ve Gomez 1961).

$$\frac{da}{dN} = C_o \cdot \Delta K^m \quad (2.24)$$

Gerilme oranı R ’nin ($R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = K_{\min} / K_{\max}$) çatlak yayılma oranına etkisi Şekil 2.30’de şematik olarak gösterilmiştir. Eğri, R değeri büyüdükçe sağa doğru kaymaktadır. Çatlak yayılma hızı bu yönde büyümektedir. Buna uygun olarak da ΔK_0

ve ΔK_c değişmektedir. Orta bölge için gerilme oranının etkisi Forman eşitliğine göre tanımlanabilir (Forman 1967).

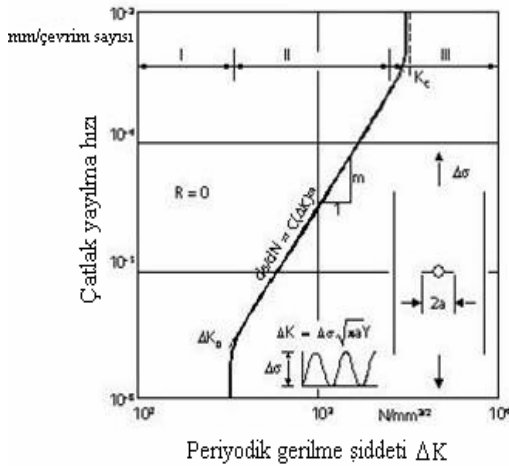
$$\frac{da}{dN} = \frac{C'(K)^m}{(1-R) \cdot K_c - \Delta K} = \frac{C'(\Delta K)^m}{(1-R) \cdot (K_c - K_{max})} \quad (2.25)$$

C ve m sabitleri malzemeye bağlıdır (Tablo 2.5). Üçüncü bölgede kritik gerilme şiddetine (K_c) ulaşıldıktan sonra meydana gelen kararlı olmayan geri kalan kırık ikinci bölgeye sınır olmaktadır.

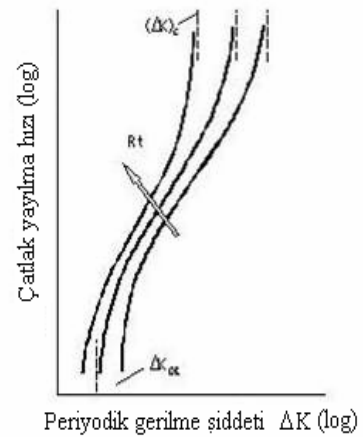
Tablo 2.5 IIW - Talimatnamesine göre çatlak yayılma hesaplamaları için kırılma mekaniği tanım değerleri

Sabitler	Çelik	Alüminyum
m	3	3
C_0 [MPa.m ^{1/2} ve m]	$1,58 \cdot 10^{-11}$	$1,27 \cdot 10^{-9}$
ΔK_{th} [MPa.m ^{1/2}]	6,0-4,56.R ≥ 2	2,0-1,5.R ≥ 0.7

a. Periyodik gerilme şiddetinin fonksiyonu olarak çatlak yayılması



b. Çatlak yayılmasına gerilme oranının etkisi

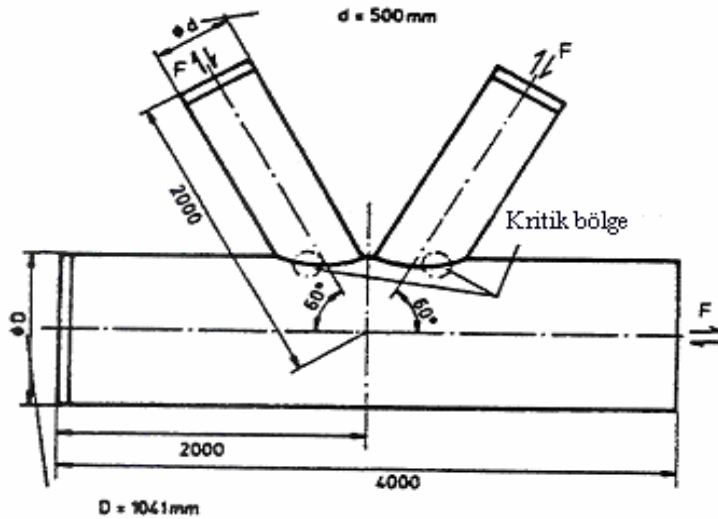


Şekil 2.30 Kırılma mekaniği yöntemi

Geniş kapsamlı birçok deney (Schijve 1981, Newman 1984, Kemper vd 1989, Vormwald ve Seeger 1991, Finney ve Deirmendjian 1992, Savaidis ve Seeger 1994) çatlağın özellikle bası zorlamaları altında kapandığını ve ancak çatlak açma gerilmesi olarak tanımlanan bir gerilmeden itibaren tekrar çatlağın açıldığını göstermektedir.

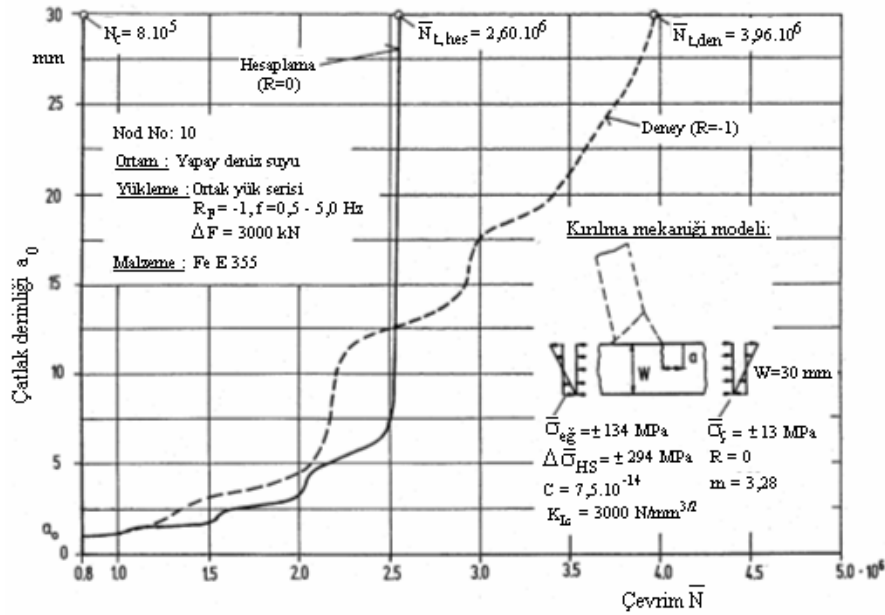
Böylece çatlak yayılmaya devam etmektedir. Burada çatlak açma gerilmesi, gerilme oranı R 'ye ve zorlama seviyesinin yüksekliğine bağlıdır. Çatlak yayılması, toplam gerilme genişliği $\Delta\sigma$ 'nın işin içine girdiği ΔK tarafından değil bilakis efektif değer ΔK_{ef} tarafından kontrol edilmektedir. Çatlak kapanmasının, değişken genlikli yüklemeler altında yorulma dayanımı ve yorulma ömrü üzerindeki büyük etkisi (Elb 1970, Elb 1971)'de ayrıntılı olarak anlatılmıştır.

Periyodik gerilme şiddeti, çatlak ucundaki plastik bölgelerin çatlak uzunluğuna göre küçük olması şartı altında uygulanır. Çatlak ön tarafında daha büyük plastik bölgede lineer-elastik kırılma mekaniği şartları oluşmamaktadır. Periyodik gerilme şiddeti ΔK yerine periyodik J-integrali ΔJ alınmaktadır.



Şekil 2.31 Boru düğümlerinin dikiş geçiş bölgesi çentiklerinde kritik çatlak bölgeleri (FKM 2002)

Kırılma mekaniği dayanım kontrolüne ilişkin olarak FKM talimatnamesinde çatlak yayılma yönteminin uygulanması için örnekler bulunmaktadır (FKM 2002). Burada özellikle kalite kontrolündeki uygulamalar dikkate alınmaktadır. Bu uygulamalarda, düzenli kontrollerde tahribatsız malzeme muayenesiyle gerçekleştirilen çentik uzunlukları tespit edilmektedir. Denizden etkilenen kıyı ötesi konstrüksiyonlardaki boru düğümleri örnek olarak gösterilebilir (Şekil 2.31). Hesaplama ve deney sonuçlarının mukayesesi yoluyla çatlak yayılmasının tahmini geri kalan ömrün değerlendirilmesi için kullanılabilir (Şekil 2.32).



Şekil 2.32 Deney ve hesaplarda çatlak yayılmasının mukayesesi (Sonsino ve Vormwald 2005f)

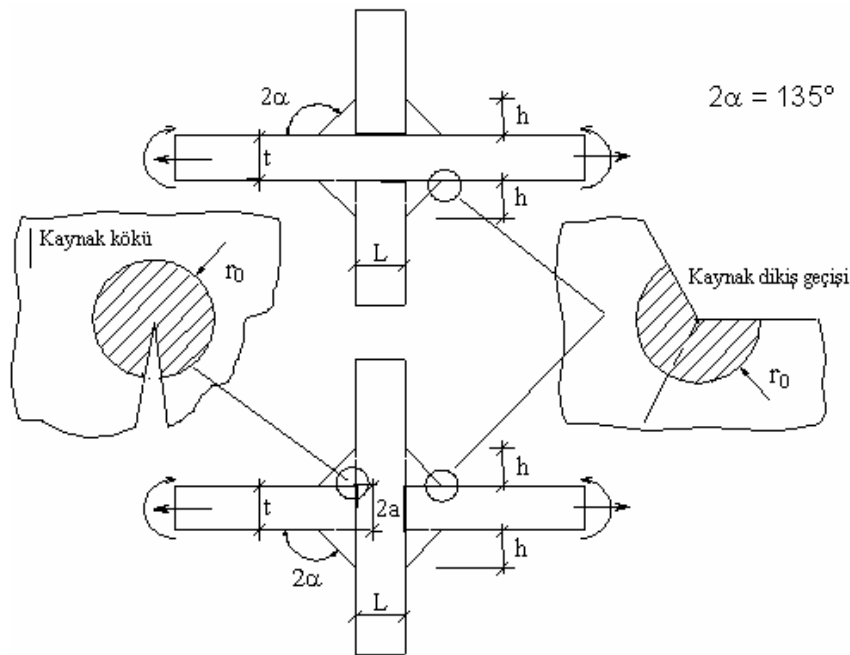
2.5.2. Gerilme şiddeti yöntemi

Keskin, dışa açılan köşe çentiklerindeki (V çentikleri) tek eksenli gerilme durumu, çentik gerilme şiddeti faktörleri aracılığıyla (ÇGŞF) açıklanabilir (Livieri ve Lazzarin 2004). Bu durumda çatlak benzeri çentik sifıra yaklaşan çentik açılış açısıyla özel bir durum olarak kendini gösterir. Bu açıklama tam anlamıyla yok olmaya (kaybolmaya) giden çentik yuvarlatma açısı için geçerlidir. Köşe dikişine geçiş, ortalama 135° açılı çentik olarak kendini gösterir (Şekil 2.33). Bundan dolayı, dikiş geçişindeki lokal gerilme alanı çentik gerilmesi şiddet faktörünün verilmesiyle hesaplanabilir. Çentik gerilmesi şiddet faktörü, geçiş bölgesindeki yapısal gerilmeye (membran ve eğilme kısmı), yüklemeye koşullarına ve levha kalınlığına (büyüklük etkisi) bağlıdır. Burada üç esas zorlama durumu I, II, III vardır ve bunlar birbirini kapsamaktadır.

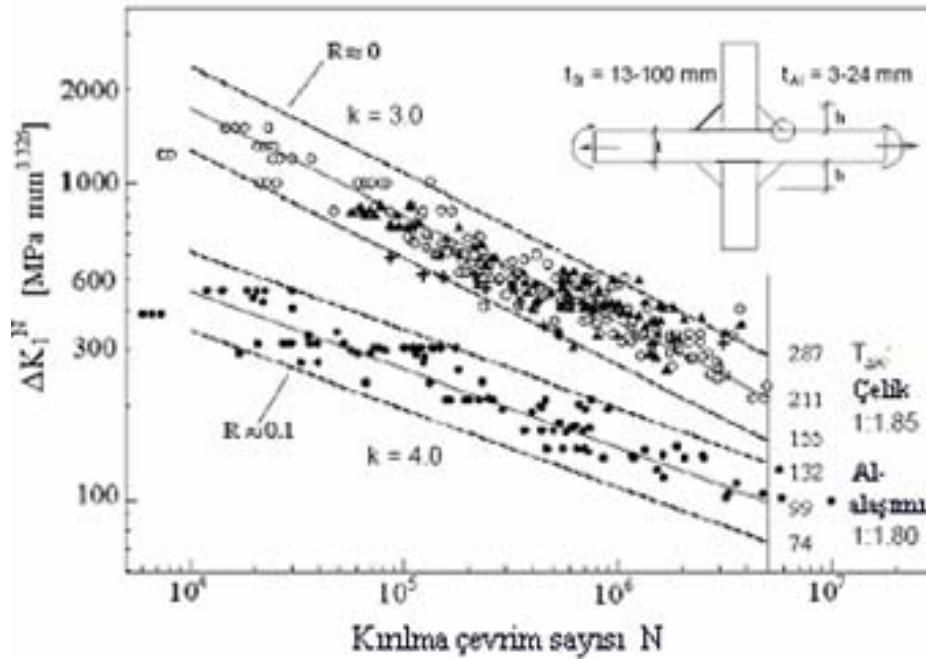
Çapraz ve bindirme numunelerindeki köşe dikişlerinde çekme veya eğme yüklemeleri altında çoğunlukla zorlama durumu I geçerli olmaktadır (135°'lik çentik açıklığında zorlama durumu II tekil değildir). Numunelerin yorulma dayanımlarının, kuvvetli olarak çentik gerilmesi şiddet faktörünün salınım genişliğine bağlı olması beklenir. Çelik ve alüminyum alaşımlarından numunelerdeki yük taşımayan köşe dikişleri için farklı deney sonuçlarının değerlendirilmesiyle bulunan Wöhler diyagramlarından elde edilen dayanılabilir çentik gerilme şiddet faktörünün saçılma

bandı (Şekil 2.34) söz konusu kalınlık bölgesi açısından yeterince dardır. Kalınlık etkisi bu değerlerin içinde olmaktadır: Çelikler için $t = 13-100$ mm ve alüminyum alaşımları için $t = 3-24$ mm. Kalınlık etkisi, teorik üs $(1-\lambda_1 = 0,326)$ yoluyla gösterilir ve bilinen talimatnamelerdeki $0,1-0,3$ 'e kadar olan üs ile karşılaştırılabilir. Çentik gerilmesi şiddet faktörü yöntemi öncelikle çatlak başlangıcı ($a_i = 0,3$ mm) için geçerlidir. Ancak yaklaşık olarak yukarıdaki deney verilerine de uygulanabilir.

Çentik gerilmesi şiddet faktörünün boyutlarının çentik ağzı açısına bağlı olması nedeniyle çentik gerilmesi şiddet faktörü yönteminin uygulanmasında zorluklar ortaya çıkmaktadır. Örneğin, dikiş geçişinin (135°) ve dikiş kökünün (0°) gerilme şiddet faktörleri direkt olarak mukayese edilemez. Yöntemdeki bu zorluk yöntemin, çentik ve çatlak ucundaki küçük bir bölge üzerinden elde edilen şekil değiştirme enerjisi yoğunluğu kriterine genişletilmesi yoluyla çözümlenmiştir. Bu teori ayrıca, karışık zorlama durumunu, lokal akmanın ve çatlak ucunun (tepesinin) yuvarlatılmasının yorulma dayanımına etkilerini açıklamaya müsaade eder.



Şekil 2.33 Sektör yüzeylerinin gösterimi (Livieri ve Lazzarin 2004)



Şekil 2.34 Eksenel ve eğme yüklemeleri altındaki köşe dikişli kaynaklanmış enine dikmeler için çentik gerilmesi şiddeti yöntemine göre sonuçlar (Livieri ve Lazzarin 2004)

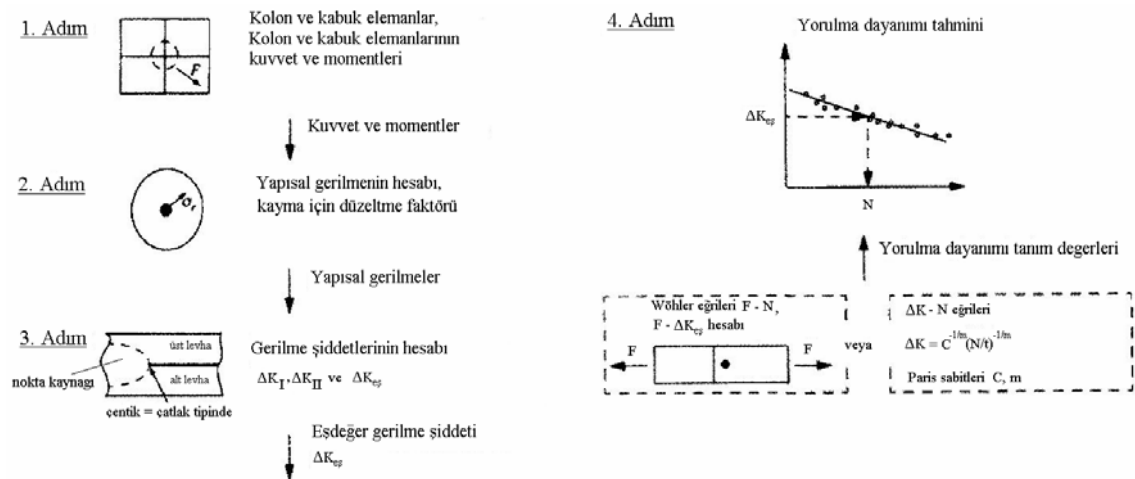
Böylelikle çentik gerilmesi şiddet faktörü yöntemi, (ayrıntılı bilgi Radaj 2005) pratik uygulamalarda kullanılabilecek bir gelişme durumuna ulaşmıştır. Tabii ki, başta yapı elemanlarında olmak üzere bundan sonra da deneylerin ve incelemelerin devam etmesi gereklidir.

2.5.3. Henrysson'a göre nokta kaynaklı birleştirmeler için kapsamlı çatlak yayılması yöntemi

Henrysson'un, çatlak yayılma yöntemine göre nokta kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımına ilişkin olarak yaptığı geniş kapsamlı araştırmalar, elastik - plastik çentik zorlama yönteminin kısmen gelişmesini sağlamıştır. Ancak bu geliştirme, tamamlayıcı değil, rekabet edici şekilde olmuştur (Henrysson 2000, Henrysson 2001, Henrysson 2002).

Henrysson'a göre çatlak yayılma yöntemi, kaynak noktasının simülasyonunda hareketsiz kolonlu seyrek (iri) ağırlı kabuk eleman modellerindeki (eleman büyüklüğü nokta kaynağı çapının yaklaşık iki katı) yapısal gerilmeleri esas almaktadır (Şekil 2.35). Bu aşağıdaki özellikleri göstermektedir.

- Kolon elemanı kuvvetleri yerine kabuk elemanı kuvvetleri kullanılmıştır (içinde var olan iç kuvvetler buna dahildir).
- Kaynak noktası kenarındaki çatlak başlangıç yerlerinde radyal yapısal gerilmeler basit yaklaşık formüllerle hesaplanır (rijit daire çekirdek modeli). Burada membran gerilmesi kısmı 2,5 ile faktörize edilir.

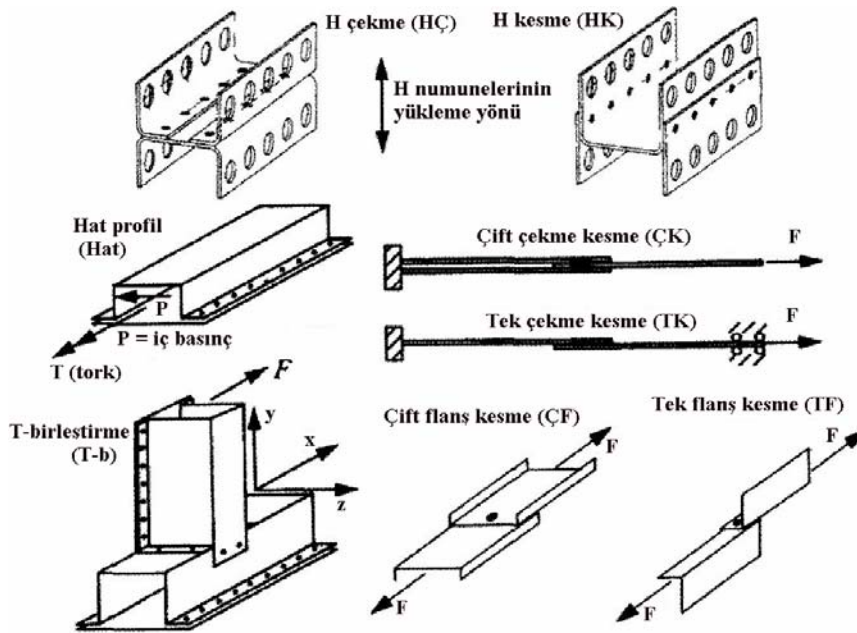


Şekil 2.35 Henrysson'a göre nokta kaynaklı birleştirmelerin hesabında izlenen yol (Henrysson 2000)

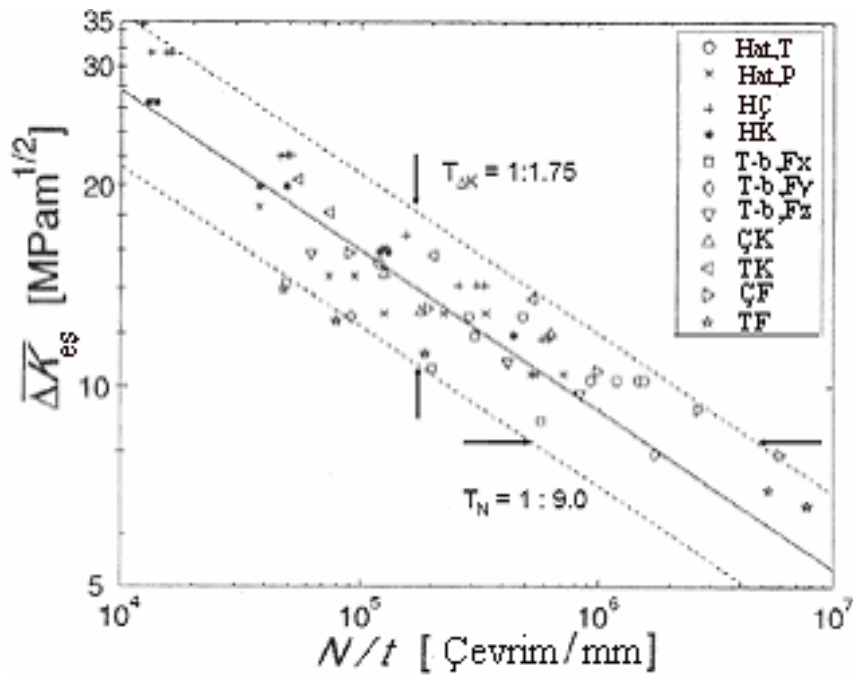
Radaj'in formülüne göre (Radaj ve Sonsino 1998, Radaj ve Sonsino 2006), gerilme şiddeti faktörleri (GŞF) K_I ve K_{II} belirlenir ve bir eşdeğer K_{es} 'de birleştirilir (teğetsel gerilme kriteri).

Dayanılabilir değerler ΔK_{es} , değişik numuneler ve zorlamalarla elde edilen bağlı çevrim sayısı N / t (t levha kalınlığı) üzerinden verilir (Şekil 2.36 ve Şekil 2.37) (saçılma bandı, Rupp ve Grubisic 1994'te verilen değerlere göre açıkça daha küçüktür, ancak dar olarak nitelenemez).

Ortalama gerilme etkisi ve değişken genlikli yükleme ile ilgili araştırmalar daha ayrıntılı şekilde yapılmıştır. Hipotezin ana noktası, gerilme şiddet faktörü (GŞF) akışında çatlak kapanmasının dikkate alınmasıdır (çatlak gelişiminin değil). Amaçlandığı gibi, yorulma ömrüne ait hesaplama sonuçları 1/3 oranında deney sonuçlarının altında kalmaktadır. Yöntemin sınırlandırılması, kaynak iç gerilmeleri gibi önemli etki büyüklükleriyle çatlak başlama fazının göz ardı edilmesinden kaynaklanmaktadır.



Şekil 2.36 Uygulanan nokta kaynağı numunelerine bir bakış (Henrysson 2000)



Şekil 2.37 Aynı bir saçılma bandında sonuçların gösterimi (Henrysson 2000)

2.6. Hasar Parametresi

Hasar parametrelerinin konuya dahil edilmesiyle özellikle elastoplastik zorlamalarda, gerilme genliği yanında meydana gelen ortalama gerilme ve ortalama uzamaların da yorulma dayanımının hesaplanmasında dikkate alınması mümkün olmaktadır (Haibach

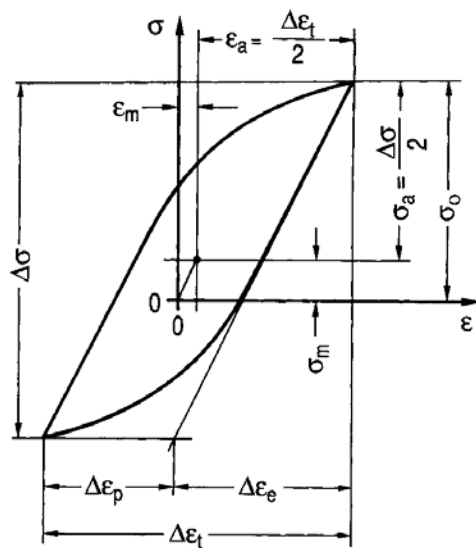
1976, Best 91). Smith, Watson ve Topper'e göre hasar parametresi P_{SWT} yaygın şekilde kullanılmaktadır (Şekil 2.38) (Smith 1970).

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_m + \sigma_a) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (2.26)$$

Bu parametre, malzemenin lokal akma davranışını ve mevcut olan ortalama gerilmenin yorulma ömrüne olan etkisini dikkate almaktadır. Bu, lokal yöntemlerin uygulanmasında en çok kullanılan genlik dönüşümü yöntemidir. Bunun yanında, büyük ortalama uzamalarda hasar parametresi P_ε 'u kullanmak yararlı olabilir (Werner 1999b).

$$P_\varepsilon = \sqrt{(\varepsilon_m + \varepsilon_a) \cdot \sigma_a \cdot E} \quad (2.27)$$

Burada uzamalar gerilmelere oranla daha ağırlıklı olarak dikkate alındığından P_ε , P_{SWT} parametresine göre daha doğru sonuçlara götürmektedir. P_J gibi kırılma mekaniği tanım değerlerini de içine alan parametreler de bulunmaktadır, (Vormvald 1989).

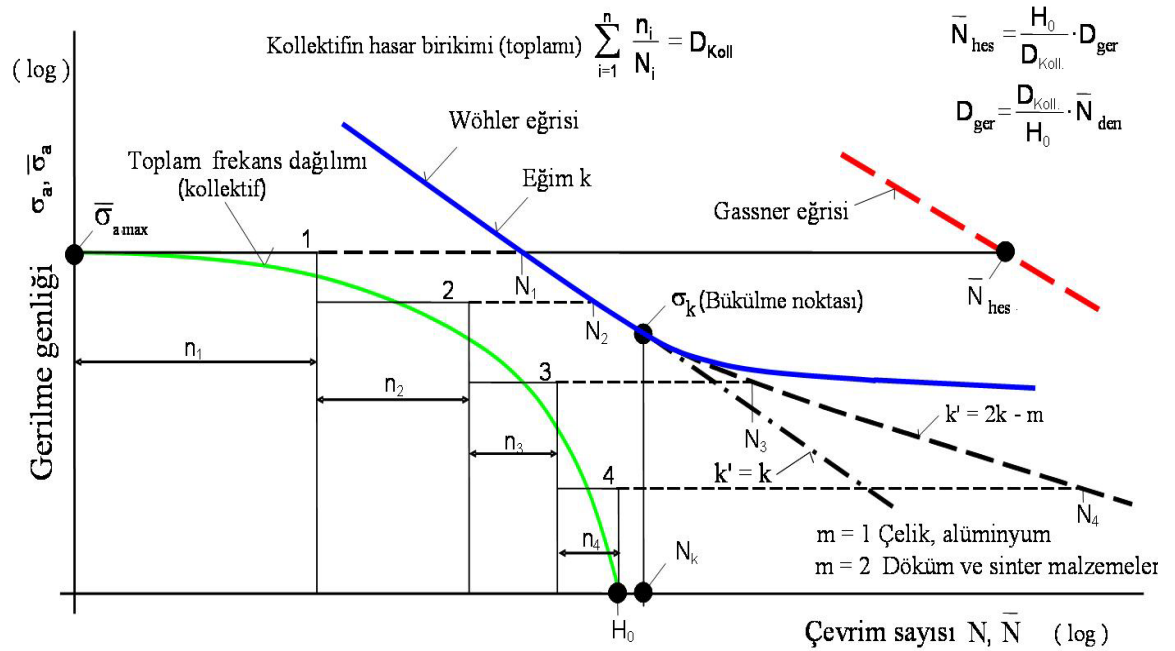


Şekil 2.38 Hasar parametrelerinin hesabında kullanılan büyüklükler

Hasar parametresi yöntemlerine göre ortalama gerilme etkisinin değerlendirilmesinde ve Haigh diyagramı aracılığıyla elde edilen ortalama gerilme hassasiyetlerinde malzemeye göre farklılıklar ortaya çıkabilir, (Schüler 1973, Buxbaum 1992, Haibach 2002).

2.7. Değişken İşletme Yüklemeleri Altında Yorulma Ömrü Tahmini

Hasar birikimi, sabit genlikli yükleme altındaki yorulma ömrü tahmininden değişken genlikli yorulma ömrü tahminine geçmeyi mümkün kılmaktadır. Bu, işletme sırasında gerçekten ortaya çıkan düzensiz yüklemeleri dikkate almak anlamına gelmektedir. Hasar birikiminde, bir kısmi yük yatayında (n_i) her bir çevrim veya yük çevrim sayısı için bir kısmi hasar D_i elde edilir. Bu kısmi yükleme yatayındaki n_i , Wöhler deneyindeki dayanılabilir yük çevrim sayısı N_i ile mukayese edilmektedir. Tek tek hasarlar toplanarak hasar birikimi D elde edilmektedir (Şekil 2.39).



Şekil 2.39 Yorulma ömrünün hesaplanması (şematik olarak)

Hasar birikimi $D = 1,0$ 'a ulaştığında teorik olarak hasar ortaya çıkar (Miner 1945).

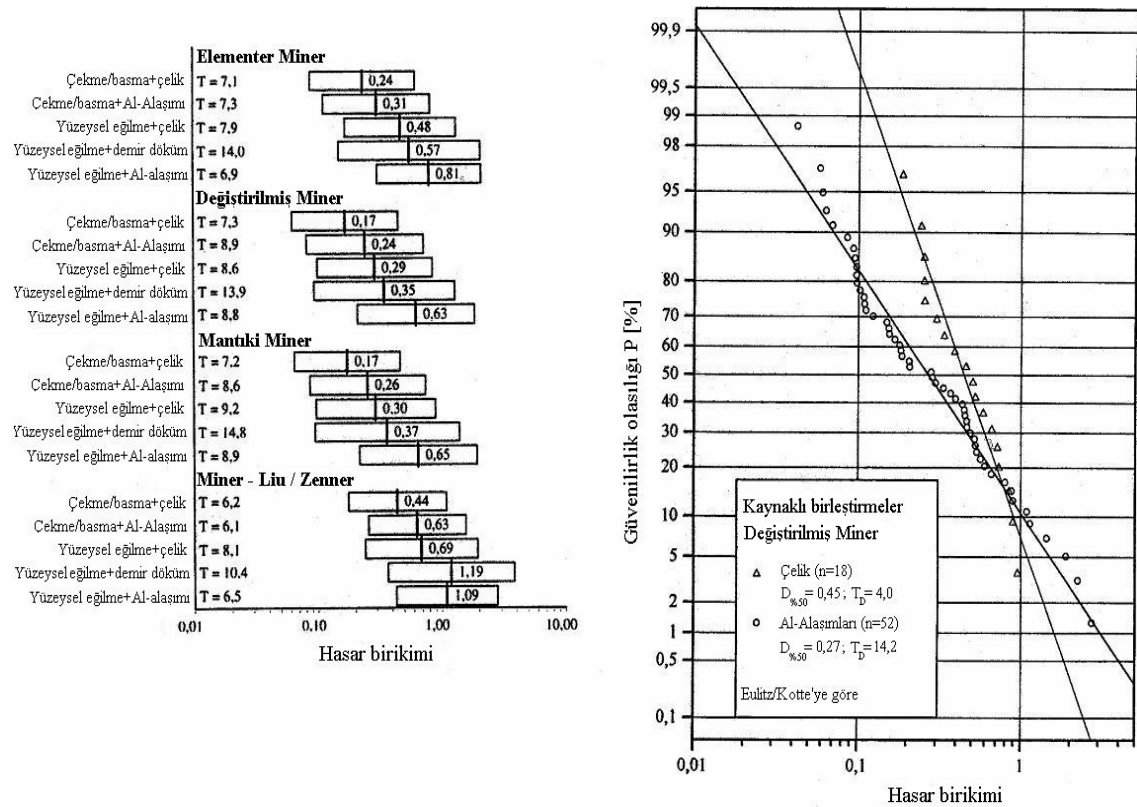
$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (2.28)$$

Ancak pratikte, gerçek hasar birikiminin 0,01 ile 10 arasındaki değerleri ve hatta bu değerlerin ötesindeki değerleri de alabildiği görülmüştür (Şekil 2.40) (Eulitz 1997a, Eulitz 1999).

Bu nedenle, tecrübi değerlerden ve deneylerden mukayese edilebilir yüklenme dağılımları ve mukayese edilebilir çentikler için emniyetli bir hasar birikimi D_{ger} tespit edilmektedir. Bu toplam 1'den büyük ya da küçük olabilir. Bu rölatif Miner kuralı olarak adlandırılır (Eşitlik 2.30) (Lowak ve Schütz 1973, Schütz ve Zenner 1973, Buch vd 1983, Grubisic ve Lowak 1988, Haibach 1989, Brand ve Sonsino 1995, Sonsino vd 1997a, Sonsino vd 1997b)

$$D_{ger} = \frac{D_i}{H_{TF}} \cdot \bar{N}_{den} \quad (2.29)$$

H_{TF} blok uzunluğunu (n_i değerlerinin toplamını) ve N_{den} yorulma dayanımı deneyinde değişken genlikli deneylerle elde edilen yorulma ömrünü göstermektedir.

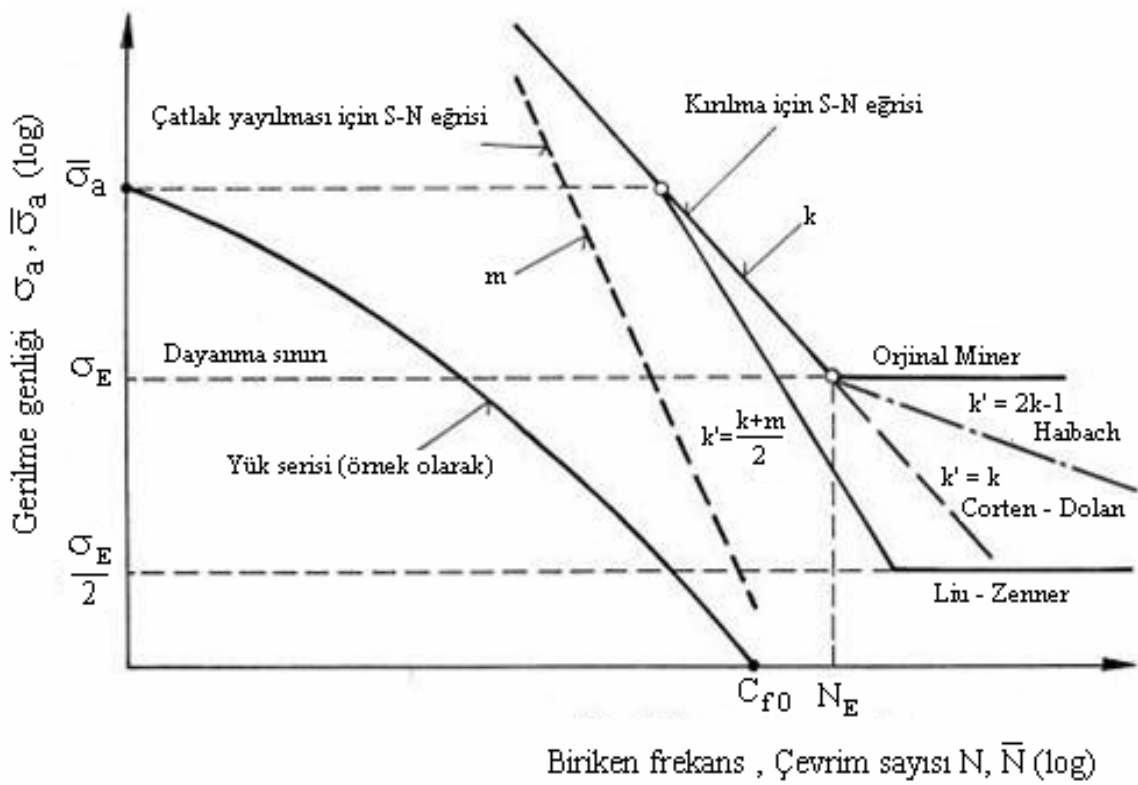


Şekil 2.40 Gerçek hasar birikiminin dağılımı ve ortalama değerleri

Orijinal Miner Kuralına göre, yorulma dayanımından daha küçük olan zorlamalarda (Wöhler diyagramlarının bükülme noktasının altındaki gerilme) çevrim sayılarının hasar üzerinde etkisi olmamaktadır (Şekil 2.39). Ancak bunun gerçeğe uygun olmadığı ortaya çıkmıştır. Palmgren ve Miner tarafından başlangıçta geliştirilen lineer hasar birikimi

hipotezi bu yüzden çok sayıda değişikliğe ve geliştirmeye uğramıştır (Haibach 1970, Dowling 1988, Brune ve Zenner 1990, Zenner ve Liu 1992, Fatemi ve Yang 1998). Bu değişiklikler ve geliştirmeler, özellikle bükülme noktasından sonraki yüksek çevrim sayılarında da yorulma dayanımının daha da düştüğü hesaba katılacak olursa gerçek malzeme davranışını daha iyi göstermektedir.

Haibach'a, Corten-Dolan'a ve Liu-Zenner'e göre yapılan değişiklikler, yorulma dayanımı altındaki genliklerde hasarın tespiti için uygulanabilir (Zenner ve Liu 1992). Haibach ve Corten-Dolan tarafından önerilen yöntemde hasar, yorulma dayanımı üzerindeki Wöhler diyagramına (Gerilme-kırılma çevrim sayısı diyagramı) göre hesaplanmaktadır. Liu-Zenner'in yönteminde ise hasarın tespiti için gerilme-çatlak çevrim sayısı Wöhler eğrisinin eğimine (m) ihtiyaç bulunmaktadır (Şekil 2.41).



Şekil 2.41 Hasar toplamı için Wöhler diyagramlarının türetilmesi

Yorulma dayanımı altında Haibach'a göre hasarın hesaplanmasında, çelik ve alüminyum için (dövülmüş, haddelenmiş) $k' = 2k - 1$ eğimli bir Wöhler diyagramı ve kaynak veya döküm durumunda $k' = 2k - 2$ eğimli bir Wöhler diyagramı alınmaktadır. Corten ve Dolan'a göre ise orijinal Wöhler diyagramı yorulma dayanımının altında sabit

bir eğim ile devam eder. Yani bükülme noktası yoktur. Bu durum Miner – Elementer olarak adlandırılır. Liu ve Zenner'in yaptığı değişikliğe göre de, orijinal Wöhler diyagramı kollektif (toplu) en yüksek değer kadar döndürülmektedir (Şekil 2.41). Yeni eğim, orijinal eğimden ve çatlak gelişme Wöhler diyagramının eğiminden ortaya çıkan ortalama değerdir. Bu hesap için esas alınan Wöhler diyagramı yarı yorulma dayanımı seviyesinde yatay olarak bükülür.

Eulitz ve Kotte, değişken genlikli yükleme altında hasar tahmininin saçılımı üzerine geniş kapsamlı araştırmalar yapmışlardır, (Eulitz 1997a, Eulitz 1997b). Burada değişik malzemeler (çelik, alüminyum, demir döküm) ve yükleme çeşitleri (çekme, basma, eğme) ayrı ayrı hasar hesabının dört yöntemine göre denenmiştir. Hasar hesabında Miner – Liu / Zenner'e göre toplam olarak saçılmanın en küçük olduğu görülmüştür. Alüminyum için elde edilen ortalama hasar toplamı yöntemine göre modifiye edilen (değiştirilen) Miner için 0,24 ile Miner – Liu / Zenner için 0,63 arasında değişmektedir. Kaynaklı birleştirmelerin araştırmalarında, alüminyum için hasar birikiminin saçılımının toplamının çelik için olandan önemli ölçüde daha büyük olduğu ortaya çıkmaktadır. Alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için ortalama hasar birikimi 0,27 olarak elde edilmiştir. Bu değer çelik için elde edilen 0,45 değerinden açık olarak daha düşük olmaktadır (Şekil 2.40).

En yeni talimatnamelerde (FKM 2003, Hobbacher vd 2005) ve güncel yayınlarda (Sonsino 2005c) yukarıda sözü edilen bilgiler ışığında aşağıdaki öneriler verilmektedir. Hem çelikten hem de alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı tahmini için gerçek hasar toplamı $D_{ger} = 0,5$, eğimi $k = 3,0$ olan bir Wöhler diyagramına göre hesaplanır. Esas alınan Wöhler diyagramı $N = 1.10^7$ çevrim sayısında bükülmektedir. Bundan sonra Wöhler diyagramı $k^* = 5,0$ eğimi ile devam eder (Sonsino vd 2004b, Eulitz vd 2005), (Bkz Şekil 2.6). Bunun dışında ortalama yük değişimlerinin yorulma ömrü üzerinde hasar bırakıcı etkisi vardır. Bu etki, önerilen gerçek hasar toplamı $D = 0,2$ aracılığıyla dikkate alınmaktadır. Bu hem çelik hem de alüminyum için geçerlidir (Sonsino vd 2004b, Sonsino vd 2005c).

Eurocode'da (Eurocode 1992, Eurocode 1998) olduğu gibi yorulma ömrü tahminine ilişkin diğer yöntemler de benzer sonuçlar göstermektedir (Sonsino 1989).

2.7.1. Çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi için dayanım hipotezleri

Bölüm 2.7’de yorulma ömrü tahmini için gösterilen yöntem nominal gerilme, yapısal gerilme ve de çentik gerilmesi yöntemi çerçevesinde aynı şekilde uygulanabilir.

Eşdeğer gerilme genişliği için eşitlik (2.30) ve (2.31)’de verilen ilişki $D = 1,0$ değerinde bir hasar toplamını almakta ve bundan dolayı birçok durumda doğru olmamaktadır (Sonsino 1989). Burada n_i bir kolektif kademedenin çevrim sayısı, H_0 kolektifin büyüklüğü (Bkz Şekil 2.39) ve k Wöhler diyagramının eğimi olmaktadır ($k = 3$).

$$\Delta\sigma_{es} = \sqrt[k]{\sum_1^h \frac{n_i \Delta\sigma_i^k}{H_0}} \quad (2.30)$$

Çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi için çeşitli talimatnamelerde sadece nominal gerilme yöntemi için değişik dayanım hipotezleri önerilmektedir. İngiliz Standardında nominal gerilme hipotezi (Galilei), ASME Standardında şekil değiştirme enerjisi hipotezi (von Mises) veya kayma gerilmesi hipotezi (Tresca), Eurocode’da (Eurocode 3 1992, Eurocode 9 1998) ve de IIW-Tavsiyelerinde (Hobbacher vd 2005) kaynak dikişine dik konumda bulunan normal gerilme genişliğinden ve kaynak dikişi uzunlamasına olan kayma gerilmesi genişliğinden oluşan basitleştirilmiş bir ilişki eşitlik (2.31) ile verilmektedir.

$$\left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_{em}} \right)^{k_\sigma} + \left(\frac{\Delta\tau}{\Delta\tau_{em}} \right)^{k_\tau} \leq D_M \quad (2.31)$$

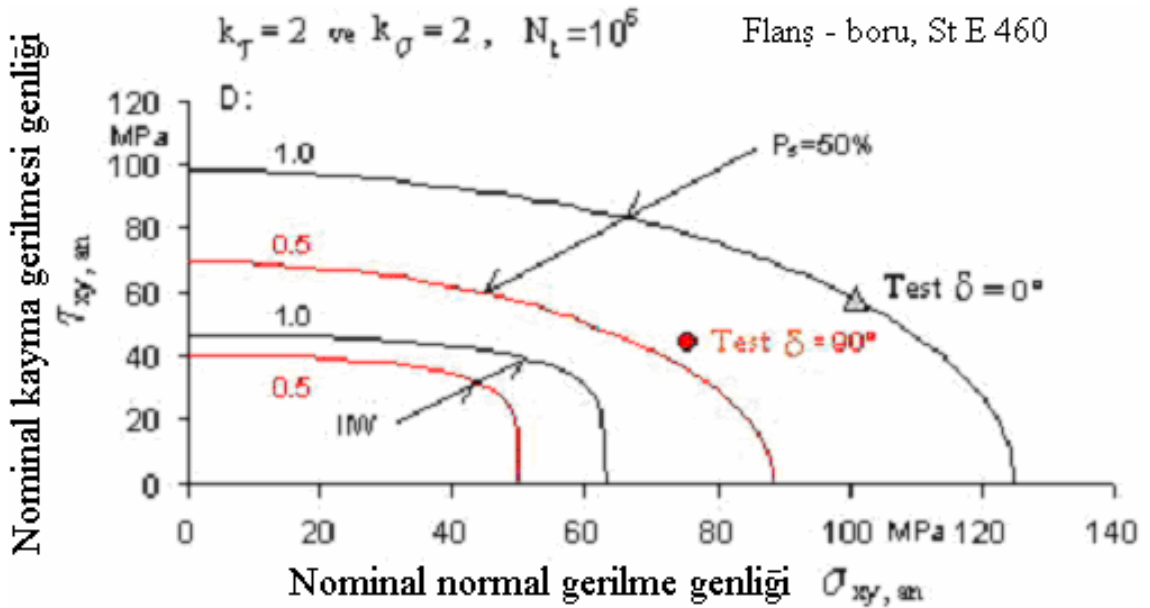
Burada $k_\sigma = 3,0$, $k_\tau = 5,0$ ve hasar birikimi $D_M = 1,0$ orantılı zorlamalar için verilmektedir. Emniyetli nominal gerilme genişlikleri ilgili çentik sınıfına göre Wöhler diyagramından alınmaktadır. Yukarıda sözü edilen dayanım hipotezleri ve eşitlik (2.31) aynı zamanda yapısal gerilmelere de uygulanabilir (Bäckström ve Marquis 2004). Eşitlik (2.31) çelikten kaynaklı birleştirmelerde (Sonsino 1995b, Sonsino ve Küppers 2000, Sonsino 2003, Bäckström ve Marquis 2004, Sonsino vd 2004c, Sonsino vd 2006) değişen asal gerilme yönleriyle çok eksenli zorlamaların yorulma ömrüne olan azaltıcı etkisinin hesabını sağlamaktadır. Bu konuda Bäckström ve Marquis 2004’te orantılı

olmayan zorlama durumları için hasar birikimi $D_M = 0,5$ önerilmektedir. Ancak alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerde orantılı olmayan zorlamalar, yorulma ömrünü ne azaltmakta ne de arttırmaktadır (Sonsino ve Küppers 2000, Sonsino 2003, Sonsino vd 2004c, Küppers ve Sonsino 2006). Bu nedenle alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için her bir durum için hasar birikimi $D_M = 1,0$ olarak önerilmektedir.

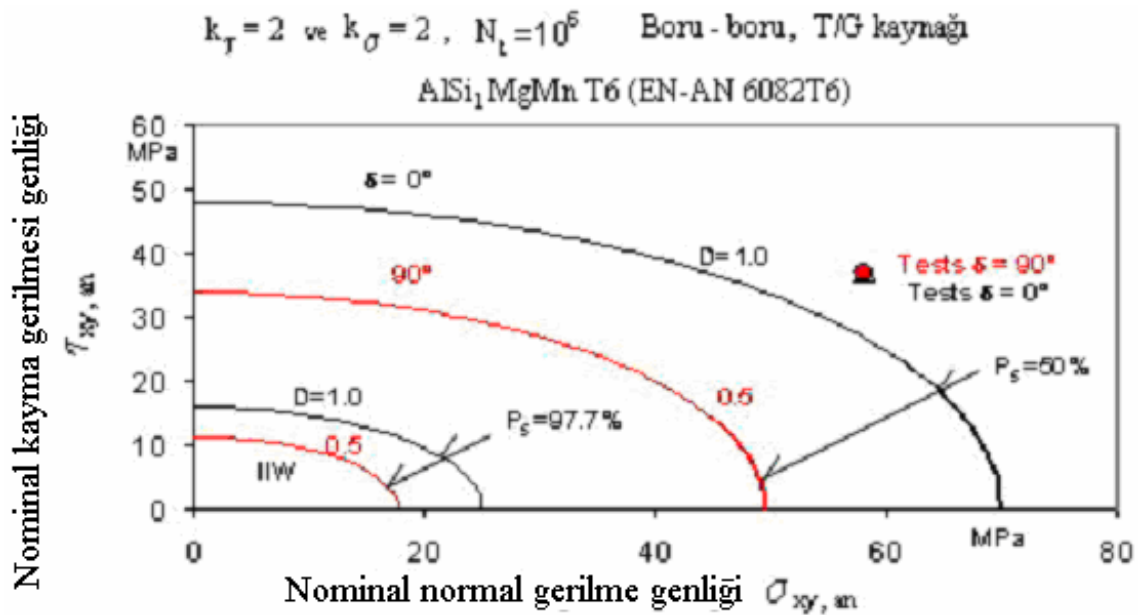
Tablo 2.6 Çelikten ve alüminyumdan kaynaklı birleştirmelerde çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi için tavsiyeler (Sonsino vd 2005e)

Üsler	$k_\sigma = k_\tau = 2$
Sabit asal gerilme doğrultuları için (orantılı eşit fazlı yükleme), çelik için (Eurocode 3 1992, IIW 2005) ve alüminyum için (IIW 2005); Dönen asal gerilme doğrultularında (faz kayması mevcut, orantılı olmayan) sadece alüminyum için (IIW 2005)	$D_M = 1,0$
Dönen asal gerilme doğrultularında (orantılı olmayan, kaymış fazlı zorlamalar), sadece çelik için (IIW 2005)	$D_M = 0,5$
Birleştirilmiş yüklemelerde nominal ve kayma gerilmesi bileşenleri	$\Delta\sigma, \Delta\tau$
Dayanılabilir veya emniyetli sıfır nominal veya sıfır kayma gerilmeleri	$\Delta\sigma_{em}, \Delta\tau_{em}$

$k_\sigma = 3,0$ ve $k_\tau = 5,0$ üsleri ile (2.31) eşitliği fiziksel bir temelden yoksundur (Sonsino vd 2005e). Ancak Finlandiya talimatnamesinde olduğu gibi, (SFS 2373 1992) $k_\sigma = k_\tau = 2$ üsleri kullanıldığında, bu Gough – Pollard Elipsine (Gough ve Pollard 1935) veya şekil değiştirme enerjisi hipotezine uygun düşmektedir. Çok sayıdaki deney sonuçlarından yukarıda sözü edilen tavsiyelerle (bunlar Tablo 2.6'da özetlenmiştir) yapılan bir değerlendirme, ölçülendirme uygulamaları için kabul edilebilir bir yöntem olduğunu göstermektedir (Şekil 2.42 ve Şekil 2.43) (Sonsino vd 2005e). Kırılmama olasılığı $P_u = \%50$ ile sonuçlara iyi bir şekilde ulaşılmaktadır. Çelikten kaynaklı birleştirmelerde normal zorlama için emniyetli IIW değeri FAT 100, kayma zorlaması için emniyetli IIW değeri FAT 80 ile 1.10^6 çevrim sayısı için hesaplanan eğriler çok konservatif olarak değerlendirilmektedir.



Şekil 2.42 Eğilme ve burulma zorlamaları altında çelikten kaynaklı birleştirmeler için çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi (Sonsino vd 2005e)



Şekil 2.43 Eğilme ve burulma zorlamaları altında alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için çok eksenli gerilme durumlarının değerlendirilmesi (Sonsino vd 2005e)

Eşitlik (2.31), nominal gerilme, yapısal gerilme ve de çentik gerilme yöntemi için uygulanabilmektedir. Emniyetli gerilmeler daima buna ait gerilme sisteminde olmalıdır. Bu eşitlik buna paralel olarak kırılma mekaniği yönteminde de uygun çentik gerilme şiddeti faktörleriyle kullanılmaktadır.

Gösterilen yöntemlerin ve modellerin hiçbiri tek başına sonuca götürmemektedir. Hangi hesaplama modelinin tercih edileceği ve onlarla hangi isabetli sonuçların alınabileceği konusunda güvenli bilgiler mevcut değildir. Yorulma ömrü tahminlerinin kalitesini artırmak için, çeşitli modellerin birleştirilmesi başarılı olabilir. Malzeme tanım değerleri elde edilirken hatalar ortaya çıkabilmektedir. Bu hatalar, yorulma ömrünün tahmininde farklı öneme ve etkilere sahip olabilir. Burada, malzeme ve üretime bağlı saçılımların doğru olarak elde edilmesi önemli olmaktadır. Bu saçılmalar da güvenlik açısından temel kabul edilmektedir (Haibach 1989, Buxbaum 1992, Haibach 2002).

Önceden de olduğu gibi, yapı elemanlarının işletme dayanımı yorumlarında çok sayıda güvensizlikler mevcuttur. Özellikle magnezyumdan yapılmış yapı elemanlarında olduğu gibi. Bu bir yerde, çeliğe ve alüminyuma oranla daha az sayıdaki deney ve tecrübelerden kaynaklanmaktadır. Bundan dolayı, deneyler yardımıyla değişik tahmin yöntemlerini onaylamak veya daha başka parametreleri dikkate alan daha doğru yöntemleri geliştirmek için ileri tecrübelerin edinilmesi gerekir. Hasar ortaya çıkması durumunda, yaşam tehlikesi içerebilen ve sorumlu üreticiyi savcı kovuşturması ile karşı karşıya getirebilecek hayati tehlikeye sahip yapı elemanlarında riske girilemez. Dolayısıyla, üretime izin verilmeden önce yorulma davranışları gerekli deneylerle incelenmeli ve kontrol edilmelidir.

3. MALZEME, NUMUNELER VE DENEYLERİN GERÇEKLEŞTİRİLMESİ

3.1. Malzeme ve Numuneler

Bu çalışmada, uygulamada sık olarak kullanılan magnezyum alaşımlarından AZ31 (MgAl3) kullanılmıştır. Malzeme ekstrüzyon profili olarak 3000×60×5,3 mm ölçülerinde Meinerzhagen kentinde bulunan Otto Fuchs Firması tarafından tedarik edilmiştir. Ekstrüzyon yöntemiyle elde edilen numuneler, hem alaşım elementlerinin dağılımı hem de mekanik özellikleri bakımından döküm malzemelere göre üstünlük sağlamaktadır. İlave kaynak metali olarak kullanılan AZ61 A magnezyum alaşımından 1,6 mm yarıçaplı kaynak teli Neuenrade kentinde bulunan Elisental Firması tarafından tedarik edilmiştir.

AZ31 magnezyum alaşımının kimyasal bileşimi Tablo 3.1’de ve mekanik özellikleri Tablo 3.3’te, ilave kaynak metali AZ61’in kimyasal bileşimi Tablo 3.2’de gösterilmiştir.

Tablo 3.1 Magnezyum alaşımı AZ31’in kimyasal bileşimi (%’de ağırlık)

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)

Malzeme	Tel çapı	Al	Si	Fe	Cu	Mn	Cr	Zn	Ti	Mg
AZ 61 A-F	Ø1,6 mm	6,17	<0,1	0,004	0,001	0,39	<0,0005	0,67	<0,0005	Gerisi
AZ 61 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

Malzeme	Kalınlık d [mm]	R _{p0,2} [MPa]	R _m [MPa]	A ₅ [%]	Sertlik [0,5HV]		
					EM	KM	ITAB
AZ31 (MgAl3)	5,3	197	247	14,7	55	58	53

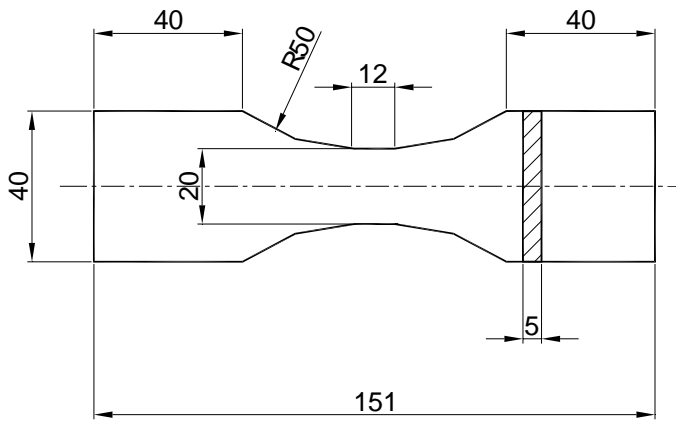
3.1.1. Numune formu ve numunelerin imal edilmesi

Esas malzeme (EM), kaynak metali (KM) ve ısı tesiri altındaki bölge (ITAB) için yorulma dayanımı davranışının belirlenmesi amacıyla her biri için bir çentiksiz ($K_t = 1,0$) (Şekil 3.1, Şekil 3.2 ve Şekil 3.3) ve bir de çatlak şeklinde keskin çentik açılmış ($K_t = 11,2$) olmak üzere (Şekil 3.4, Şekil 3.5 ve Şekil 3.6) 6 farklı numune formu (geometrisi) kullanılmıştır. Kaynak metalinin yorulma dayanımı deneyleri için kaynaklanmış alın birleştirme numuneleri kullanılmıştır. Alın kaynaklı numunelerin kaynak yüzeyleri iki taraflı olarak işlenmiş ve böylece kritik hasar bölgesi aşırı dikiş yüksekliğinden ve dikiş kök çentiklerinden arındırılmıştır. Bu suretle hasar açısından kritik bölgeler sadece kaynak metalinden oluşmaktadır.

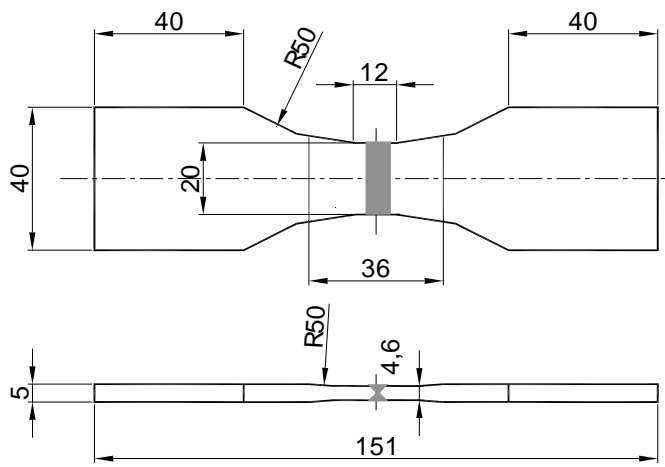
Tablo 3.4 Çentiksiz ve çentikli düz numunelerin geometrik özellikleri

Malzeme durumu	Numune formu	Çentik yarıçapı ρ [mm]	Form sayısı $K_{t,a}$
EM, KM, ITAB	Çentiksiz düz numuneler 20 x 5,3 mm ²	50	1,0
EM, KM, ITAB	Çatlak şeklinde çentik açılmış düz numuneler 40 x 5,3 mm ²	0,10	11,2

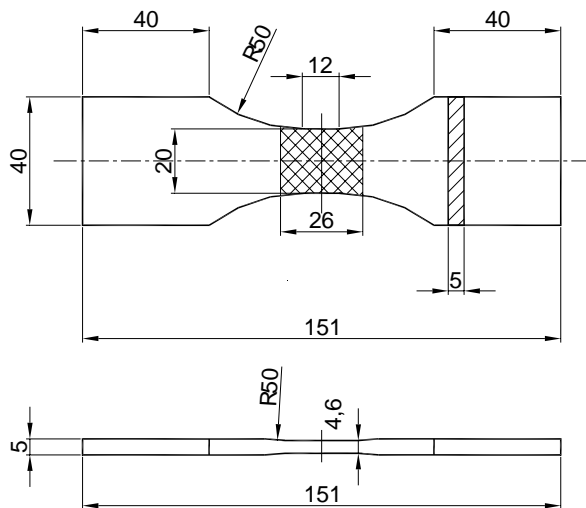
Numunelerin çatlak şeklindeki çentikleri, testere ile kesme suretiyle oluşturulmuştur. Kullanılan testere ağızlarının az orandaki farklı geometrileri sebebiyle malzeme için farklı çentik yarıçapları ve farklı çentik formları dolayısıyla farklı form sayıları ortaya çıkmıştır. Bu durum, şekil verileriyle gerçek numunelerde ölçülen geometriler arasındaki farkı da açıklamaktadır. Araştırmalar için kullanılan ve Tablo 3.4'de verilen geometri değerleri, çok sayıdaki numunenin makro çekimlerindeki ortalama değerlerdir.



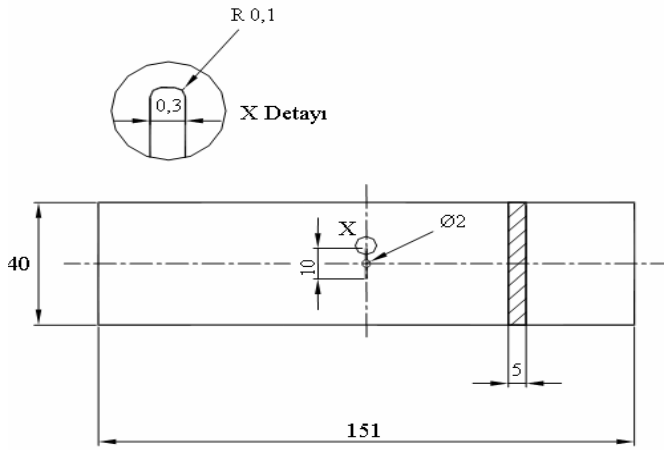
Şekil 3.1 Esas malzemedan çentiksiz düz numunelerin geometrisi



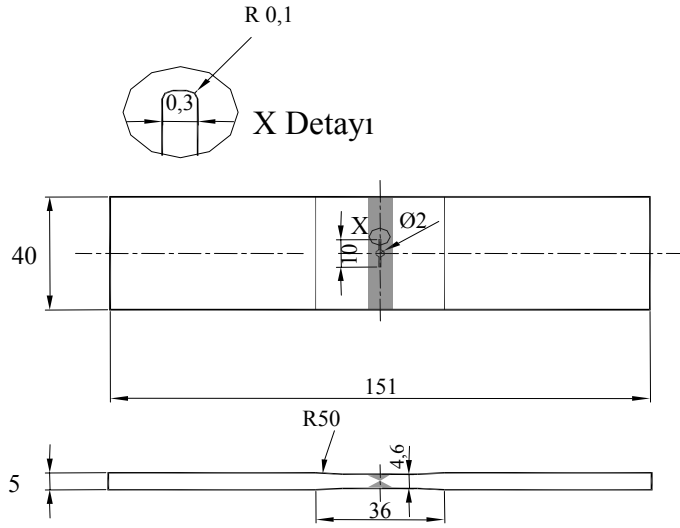
Şekil 3.2 Kaynak metalinden çentiksiz düz numunelerin geometrisi



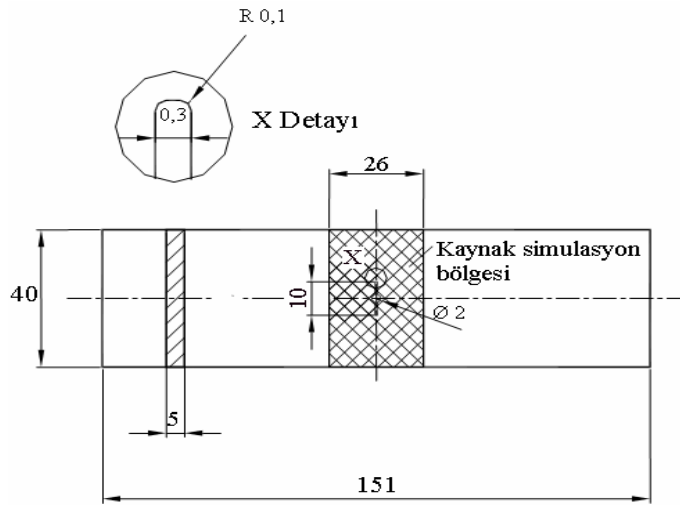
Şekil 3.3 Isı tesiri altındaki bölgeden çentiksiz düz numunelerin geometrisi (Taralı bölge fiziksel kaynak simülasyon bölgesi)



Şekil 3.4 Esas malzemeden keskin çentikli düz numunelerin geometrisi

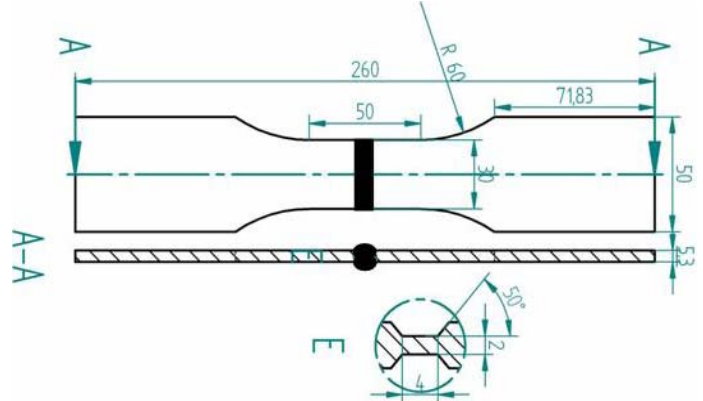


Şekil 3.5 Kaynak metalinden keskin çentikli düz numunelerin geometrisi

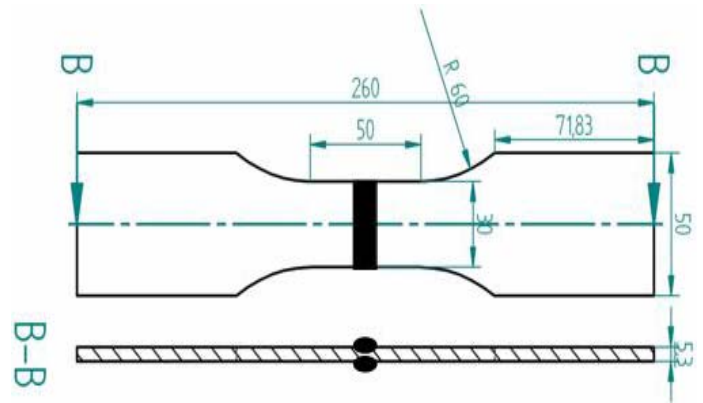


Şekil 3.6 Isı tesiri altındaki bölgeden keskin çentikli düz numunelerin geometrisi

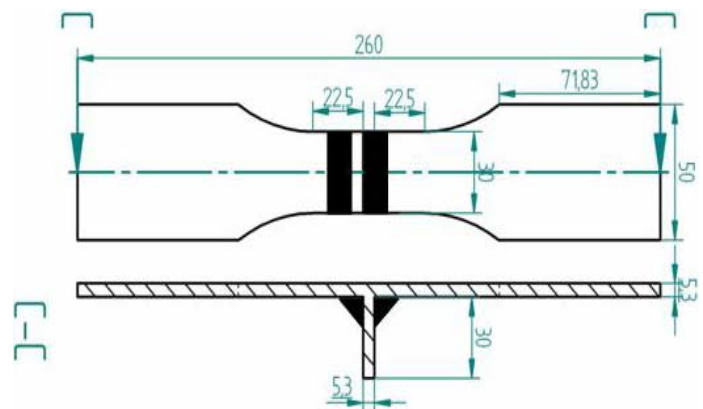
Çentikli düz numunelerin form sayıları ($K_{t,a}$) sonlu elemanlar yöntemi (ANSYS programı kullanılarak) yardımıyla hesaplamak suretiyle ve Peterson ve Neuber'in yaklaşık formülleri ile elde edilmiştir (Peterson 1974, Neuber 1985).



Şekil 3.7 Kök aralıksız çift V-dikişli alın dikişi; $\rho_{ort} = 1,72$ mm, $K_t = 1,64$



Şekil 3.8 Kök aralıklı alın dikişi; $\rho_{ort} = 0,1$ mm, $K_t = 14,19$



Şekil 3.9 Köşe dikişli enine dikme; $\rho_{ort} = 0,56$ mm, $K_t = 2,03$

Ayrıca, farklı geometrili kaynaklı birleştirmelerle (kök aralıksız alın dikişi, kök aralıklı alın dikişi ve köşe dikişli enine dikme) yorulma dayanım deneyleri gerçekleştirilmiştir. Kaynaklı numunelerin geometrik ölçüleri Şekil 3.7, Şekil 3.8 ve Şekil 3.9’da görülmektedir.

Kaynaklı birleştirmelerin form sayılarının hesabı bölüm 3.1.4’te açıklanmıştır. Farklı kaynaklı birleştirmelerde aşırı dikiş yüksekliğinin, dikiş geçiş çentiklerinin ve dikiş kök çentiklerinin farklı geometrik oluşumlarından dolayı eşit çentik yarıçaplarında değişik çentik form sayılarının elde edildiği ortaya çıkmaktadır. Tablo 3.5’te üç farklı kaynaklı birleştirme için ortalama çentik yarıçapları ve bu yarıçaplar yardımıyla sonlu elemanlar yöntemi (ANSYS programı) ile elde edilen çentik form sayıları görülmektedir.

Tablo 3.5 Farklı kaynaklı birleştirmeler için ortalama çentik yarıçapları ve çentik form sayıları

Kaynak dikişi	Malzeme	Kalınlık t [mm]	Çentik yarıçapı ρ [mm]	Çentik form sayısı K_t
Kök aralıksız	AZ31 (MgAl3)	5,3	1,72	1,64
Kök aralıklı	AZ31 (MgAl3)	5,3	0,56	2,03
Köşe dikişi	AZ31 (MgAl3)	5,3	0,10	14,19

Kaynaklı ve kaynaklı olmayan numuneler 5,3 mm kalınlığındaki magnezyum alaşımı levhalardan imal edilmiştir. Burada hadde yönü, zorlama yönünün enine doğru olmaktadır.

Magnezyum AZ31 (MgAl3) alaşımından kök aralıksız ile kök aralıklı ve enine dikmeli numunelerin kaynaklanması Braunschweig Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsünde (ifs) mekanize olarak MIG (Metal-Inert-Gas) ve WIG (Wolfram-Inert-Gas) kaynak yöntemleriyle gerçekleştirilmiştir. Kaynak parametrelerinin seçimi Rethmeier’in önceden yaptığı araştırmalara dayanmaktadır (Rethmeier 2003). Magnezyum alaşımı AZ31’in kaynaklanmasında ilave kaynak metali olarak AZ61 A-F (ϕ 1,6 mm) ve AZ 61 A (ϕ 1,6 mm) kaynak telleri kullanılmıştır.

3.1.2. Kaynaklı birleştirmelerin imalatı için kaynak donanımı

Kaynaklar altı eksenli bir endüstri robotu yardımıyla mekanize olarak MIG (Metal-Asal Gaz) yöntemiyle gerçekleştirildi. Yüksek bir kaynak hızı, yüksek bir ergime gücü (WIG yöntemiyle karşılaştırıldığında) ve iyi bir şekilde mekanize hale getirilebilmesi MIG yönteminin önemli avantajlarıdır. Bu yöntem taşıt endüstrisinde en çok kullanılan yöntemdir. Kaynak ısısının ve ilave kaynak malzemesinin birlikte sevk edilmesi sonucu aşırı yüksekliğe sahip ve çentiksiz olma ihtimali daha az olan dikiş profillerinin oluşması nedeniyle de bir dezavantaj ortaya çıkmaktadır.

Magnezyum alaşımından kaynaklı numunelerin hazırlanmasında özel olarak bu işlemler için tahsis edilen ELMATECH VARIO MIG 400 MIG-Kaynak makinesi kullanıldı.

WIG (Wolfram-Asal Gaz) yöntemiyle kaynaklar, doğrusal olarak hareket edebilen bir mekanizma yardımıyla ve yandan otomatik olarak iletilen bir ilave kaynak teli yardımıyla gerçekleştirildi. Bunun için kaynak makinesi Fronius MW 450 kullanıldı.

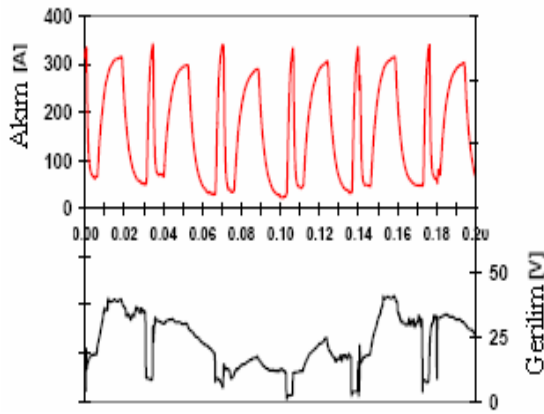
Yüzeylerinde düzensiz bir oksit tabakası bulunan bütün levhalar kaynaktan günlerce önce paslanmaz çelik fırça ile temizlendi ve bunu takiben düzenli bir oksit tabakası oluşması için bırakıldı. Numunelerin sıkıştırılması magnezyum alaşımlarının davranışıyla uyumlu bir düzenek içinde sağlandı. Kaynak dikişine mümkün olduğu kadar yakın sıkıştırma kolları ile çalışıldı. Birleştirme kenarlarında bir kaymanın meydana gelmemesi için sıkıştırma kuvveti bileşke gerilmeden daha büyük olacak şekilde uygulandı.

Bütün MIG-Kaynaklarında koruyucu gaz olarak 11 – 12 l / min hacim akışlı (debili) argon gazı kullanıldı. Kaynak hızları, kaynak dikişine ve her defasında pasoya uygun olarak ayarlandı. Darbeli kısa arkın kaynak parametreleri aynı şekilde kaynaklı birleştirmeye ve birleştirme şekline uygun olarak seçildi.

3.1.2.1. Kök aralıksız alın birleştirme (Çift V-Dikiş)

Kök aralıksız alın birleştirme numuneleri MIG yöntemi kullanılarak imal edilmiştir. Bu yöntemin uygulama bölgesi (alanı) 1,35 mm'den 5,00 mm kalınlığa kadar olan

bölgedeki levhalara kadar uzanmaktadır. Burada kullanılan 5,3 mm kalınlıktaki levha yöntemin sınır bölgesinde bulunmaktadır. Arzu edilen kaynak sonuçlarına ulaşılması açısından, kaynak ağızlarının itinalı bir şekilde hazırlanması ve WIG yönteminin kaynak parametrelerinin uygun olarak seçilmesi zorunlu olmaktadır. Numune levhalar $130 \times 60 \times 5,3$ mm ölçülerine sahiptir. Her defasında numuneye sabitlenen (bağlanan) bir başlangıç ve bir de bitiş levhası kullanıldı. Kaynak esnasında örnek olarak akım ve gerilim değerlerinin (seyirlerinin) kayıtları yapılmıştır (Şekil 3.10). Frekans önceden ayarlanmış bir parametre olmayıp, birbirini takip eden kısa devreler sonucu meydana gelmesine rağmen, bu dokümanede edilmiş akım ve gerilim seyri (akışları) gayet düzgün bir kaynak prosesinin mevzu bahis olduğunu göstermektedir.

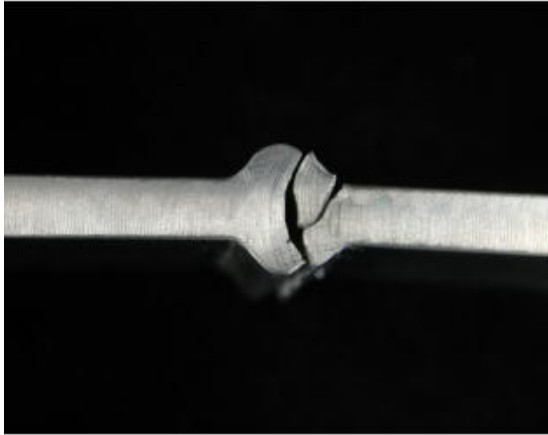


Şekil 3.10 MIG yönteminde akım ve gerilim akışı

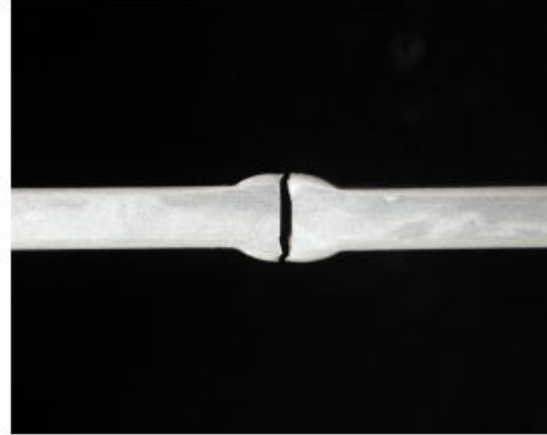
3.1.2.2. Kök aralıklı alın birleştirme (Çift V-Dikişi)

MIG yöntemiyle yapılan prosese bağlı olarak aşırı dikiş yükseklikleri meydana gelmiştir. Böylece kaynaklı kök aralığına sahip numunelerde de çatlak çoğunlukla dikiş geçişlerinden başlamıştır. Bu nedenle projeye refakat eden komisyonla yapılan görüşmeler sonucunda bu numunelerin WIG yöntemi ile imal edilmesi uygun görülmüştür (Şekil 3.11). Bununla daha düzleşmiş dikiş yüksekliklerinin elde edilmesi amaçlanmıştır. Buna ilaveten bu yöntemle levhada daha düzgün nüfuziyetlerin gerçekleştirilmesi mümkün olmaktadır.

a) Kök aralıklı alın birleştirme - MIG Yöntemi
Çatlak dikiş geçiş çentiklerinde ve kök aralığında



b) Kök aralıklı alın birleştirme - WIG Yöntemi
Çatlak sadece kök aralığında



Şekil 3.11 Kök aralıklı alın birleştirmede kırılma durumları

3.1.2.3. Enine dikmeler (Köşe dikişleri)

Yük altında olmayan (yüksüz) enine dikmelerin imalatı zor olmaktadır. Bunun nedeni burada 5,3 mm levha kalınlığında MIG yöntemiyle gerçekleştirilen köşe dikişlerinde az bir nüfuziyet meydana gelmesidir. Şimdiye kadar sadece 2,7 mm kalınlıktaki levhalar ile elde edilen tecrübeler bulunmaktadır (Vogt ve Dilger 2004). Esas metalin yaklaşık 100  C'ye kadar ısıtılması ve uygun kaynak parametrelerinin seçilmesi suretiyle kabul edilebilir sıçrama oluşumuyla n fuziyette belirgin bir Şekilde iyileşmeler görülmüştür. Köşe dikişli birleştirme levhaları kaynaktan önce, levhalarda meydana gelebilecek bir kaymayı önlemek amacıyla kaynak dikişi başlangıç ve bitiş noktalarının arka tarafından sabitlenmiştir. Buna ilaveten dikme levhası iki sıkıştırma kolu yardımıyla dikey doğrultuda sıkıştırılmıştır. Yatay levhada bir kılavuz ray (sıkıştırma rayı) ile ve aynı Şekilde iki sıkıştırma koluyla yatay konumda bir darbeye karşı iyice sıkıştırılmıştır. Kaynak masasının altlığı temperlenmiş bir bakır bloktan oluşmaktadır.

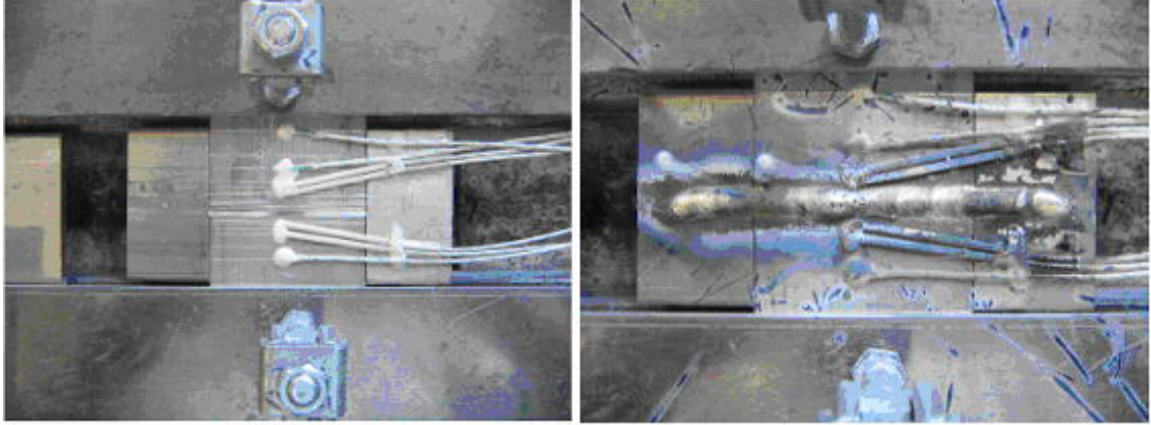
3.1.2.4. ITAB numunelerinin fiziksel simülasyonu

İç yapısı, kaynaklı numunelerin ITAB'ındaki iç yapıya uyan sıcaklık sim lasyonlu yorulma numunelerinin imali için  n Şart, kaynak işleminde (prosesinde) kaynak dikişinin enine olan sıcaklık – zaman seyri (akışı) hakkında doğru bilgiye sahip olmaktır

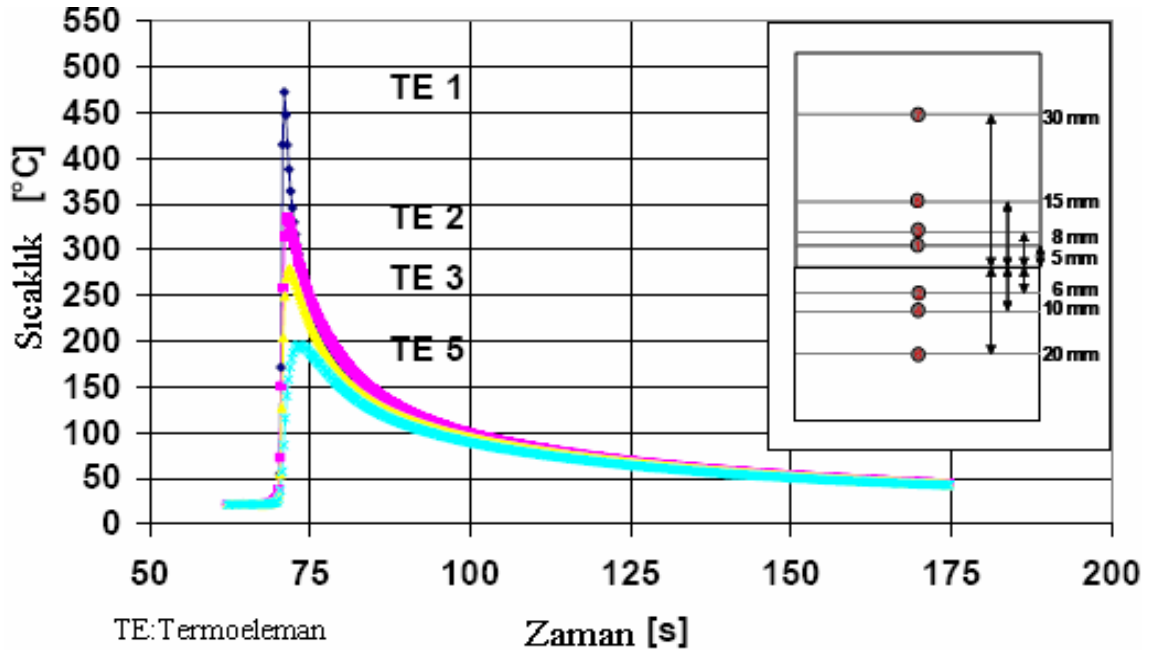
(Şekil 3.12). Bu sıcaklık – zaman akışı (sıcaklığın zamana göre değişimi), numunenin MIG ve WIG kaynaklarında termoelemanlar yardımıyla ölçülmüştür. ITAB numunelerinin fiziksel simülasyonu için referans olarak MIG prosesinin ergime sınırı bölgesindeki sıcaklık - zaman akışı kullanılmıştır (Şekil 3.13).

a) Kaynaktan önce

b) Kaynaktan sonra



Şekil 3.12 MIG yönteminde sıcaklık ölçümü için termoelemanların düzeni



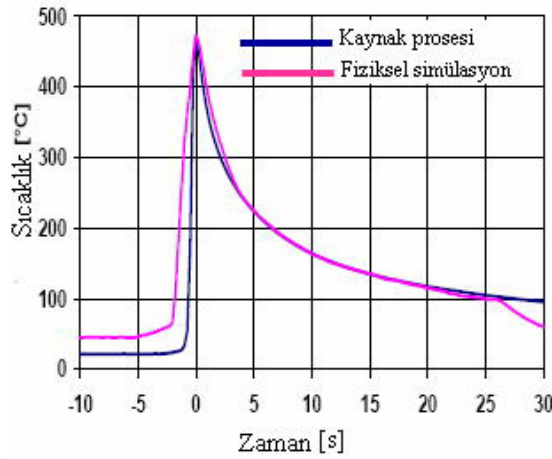
Şekil 3.13 ITAB numunelerinin kaynak simülasyonu için sıcaklık bölgesi ölçümü

Kaynak simülasyonu numunelerinin imalatı modifiye edilen bir direnç kaynağı makinesinde yapılmıştır. Bu makinede, daha önce kök aralıksız alın birleştirmelerin MIG kaynağı esnasında ITAB bölgesinde termoelemanlar yardımıyla ölçülen sıcaklık değerleri kullanılarak, otomatik kontrollü kondüktif direnç ısınması ve buna deney kesitinin tamamında otomatik kontrollü soğutmanın kombinasyonu yardımıyla bir

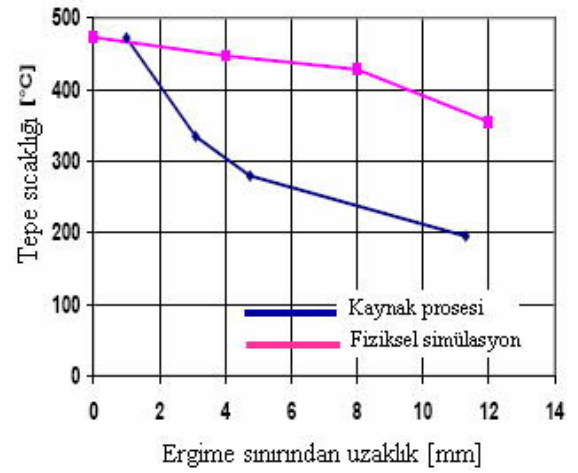
ısıtma ve soğutma çevrimi arka arkaya yapılabilmektedir. Bu suretle simülasyon numunelerinde ITAB bölgesine uygun olan bir iç yapı büyük bir bölgede oluşturulmaktadır. Bu durumdan yararlanılarak fiziksel simülasyonla ITAB yorulma numunelerinin imali mümkün olmaktadır.

Şekil 3.14, kaynak işleminin sıcaklık – zaman akışı ile soğutma bölgesindeki simülasyonun, tepe (uç) sıcaklığa ulaşıldıktan sonra çok iyi bir uyum (çakışma) sağladığını göstermektedir. Kaynak işleminin hızlı olan ısıtma şartları sadece yaklaşık olarak simüle edilebilmektedir.

a) Sıcaklık - zaman akışı



b) Tepe (maksimum) sıcaklığın düşümü



Şekil 3.14 ITAB numunelerinin fiziksel simülasyonu ile sıcaklık bölgesi ölçümünün kaynak prosesi ile mukayesesi

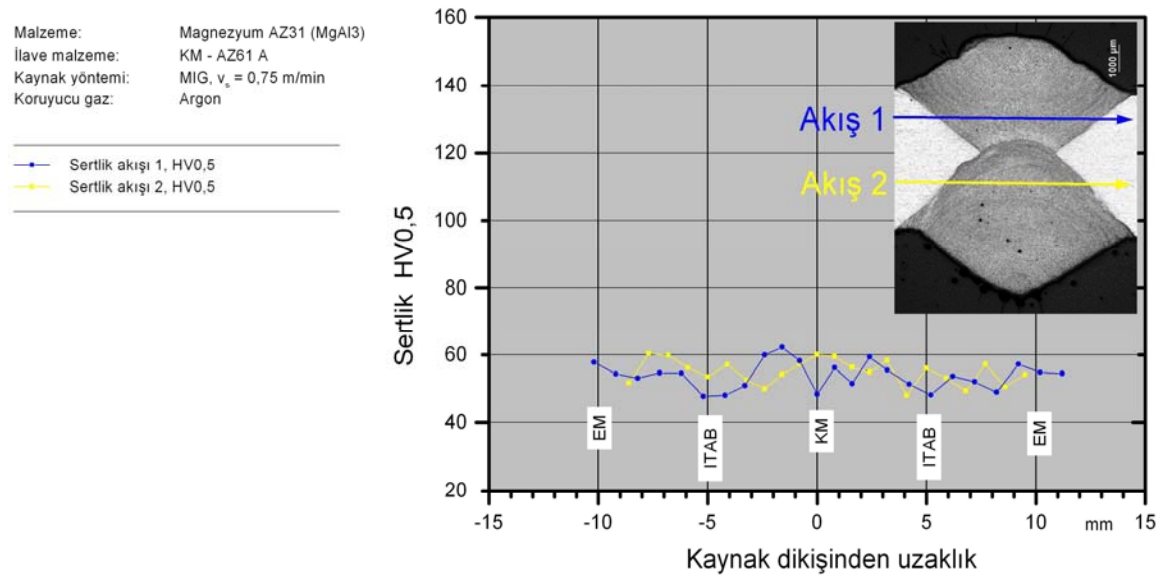
3.1.3. İç yapı gözlemleri

3.1.3.1. Sertlik ölçümleri

Kaynaklı birleştirmelerde içyapı dokümantasyonu için yüzeysel mikro sertlik ölçümleri (HV0,5) Braunschweig Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsünde (ifs) yapılmıştır.

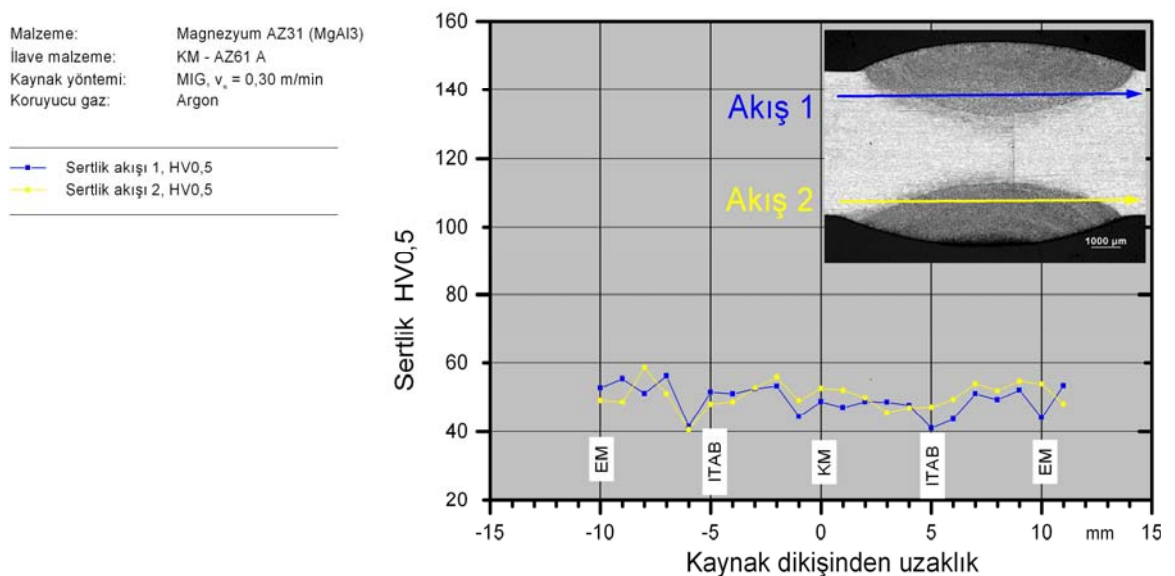
Kök aralıksız alın birleştirmesinin (çift-V dikişli, MIG kaynak yöntemi) Şekil 3.15’de çizgisel sertlik akışı ve Şekil 3.18’de yüzeysel sertlik dağılımı görülmektedir. Kaynak metali bölgesinde yüksek alaşımlı ilave kaynak metali AZ61 A kullanıldığı için sertlik değeri bu bölgede biraz daha yüksek olmaktadır. Bu bölgede sertlik değeri 50

HV 0,5 ile 60 HV 0,5 arasında bulunmaktadır. Isı tesiri altındaki bölgede bir sertlik azalmasına rastlanmamaktadır.

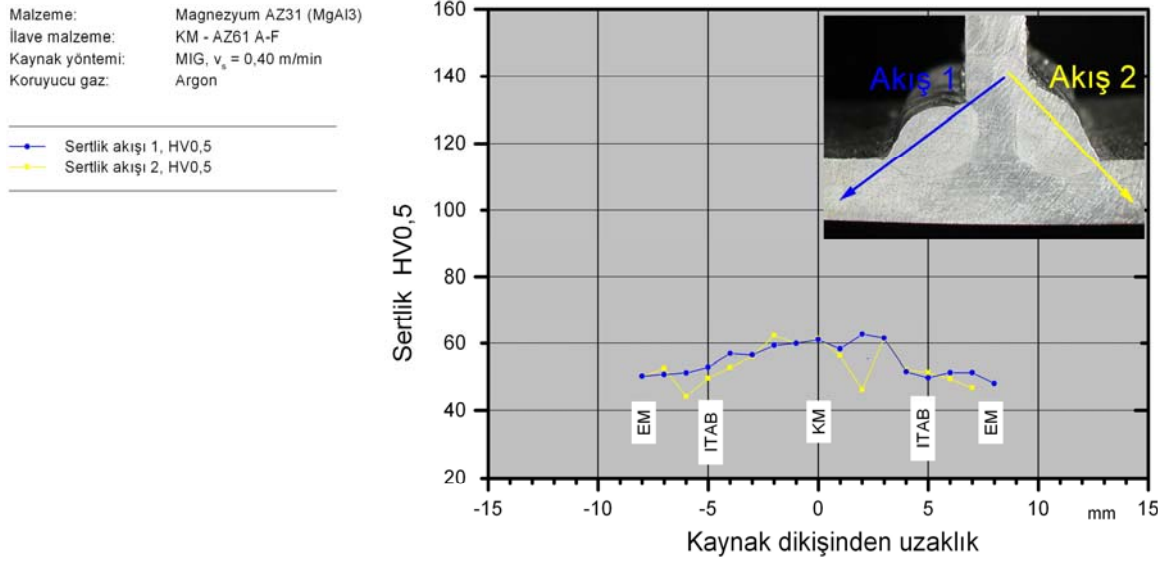


Şekil 3.15 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Kök aralıksız alın dikişi

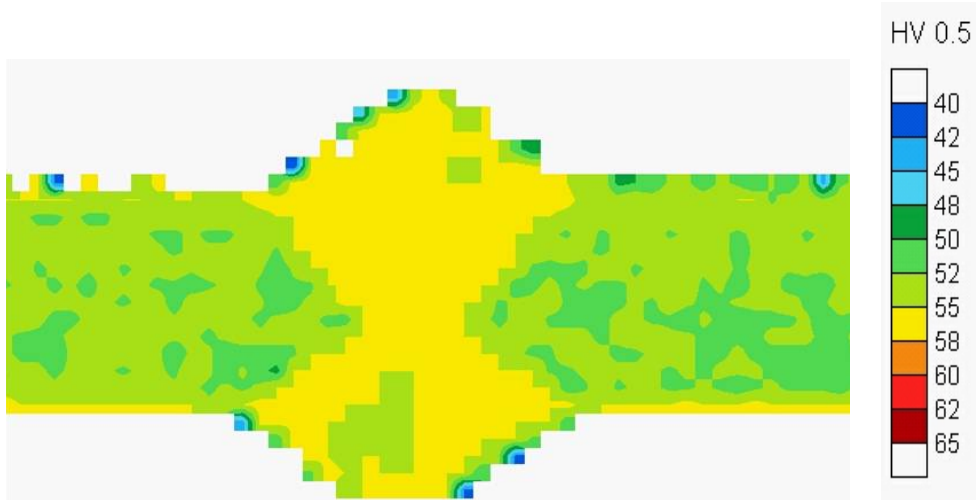
Kök aralıklı alın birleştirmesinin (çift-V dikişli, WIG kaynak yöntemi) Şekil 3.16’da çizgisel sertlik akışı ve Şekil 3.19’da yüzeysel sertlik dağılımı görülmektedir. Farklı iç yapılar sahip olan esas malzemenin, kaynak metalinin ve ısı tesiri altındaki bölgenin sertlik değerlerinde bir farklılığa rastlanmamaktadır. Burada sertlik değerleri 45 HV 0,5 ile 55 HV 0,5 arasında bulunmaktadır. Kök aralıksız alın dikişlerine nazaran kesitte daha düşük sertlik seviyeleri görülmektedir.



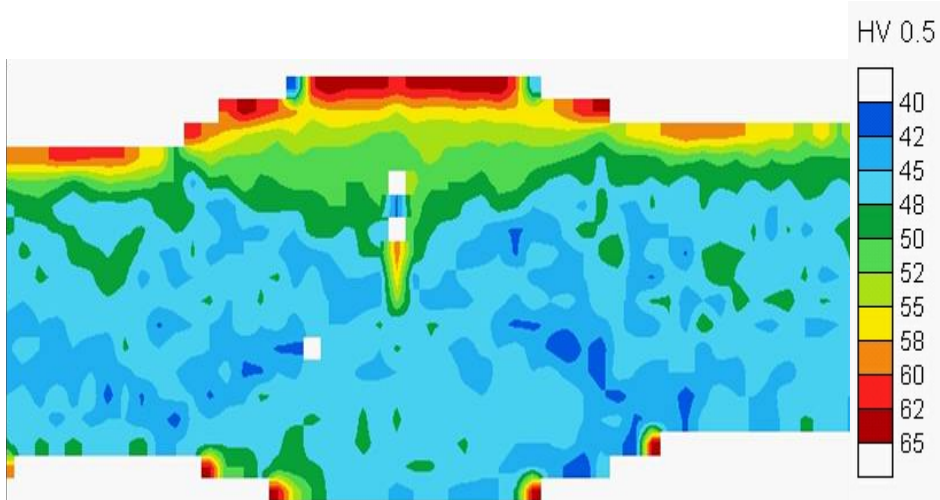
Şekil 3.16 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Kök aralıklı alın dikişi



Şekil 3.17 Kaynak dikişi üzerinde çizgisel sertlik akışı – Köşe dikişli enine dikme

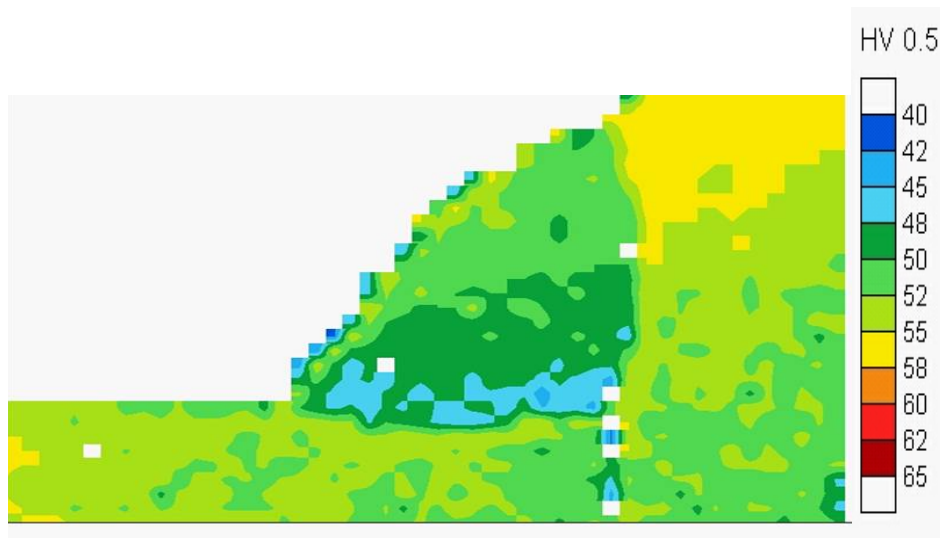


Şekil 3.18 Yüzeysel sertlik dağılımı – Kök aralıksız alın dikişi



Şekil 3.19 Yüzeysel sertlik dağılımı – Kök aralıklı alın dikişi

Enine dikmenin (köşe dikişi, MIG kaynak yöntemi) Şekil 3.17’de çizgisel sertlik akışı ve Şekil 3.20’de yüzeysel sertlik dağılımı görülmektedir. Esas malzemede köşe dikişinin nüfuziyet bölgelerinde 45 HV 0,5’in altına düşmektedir. Diğer bölgelerde sertlik dağılımı, kök aralıksız alın birleştirmesinde olduğu gibi 50 HV 0,5 ile 60 HV 0,5 arasında bulunmaktadır.

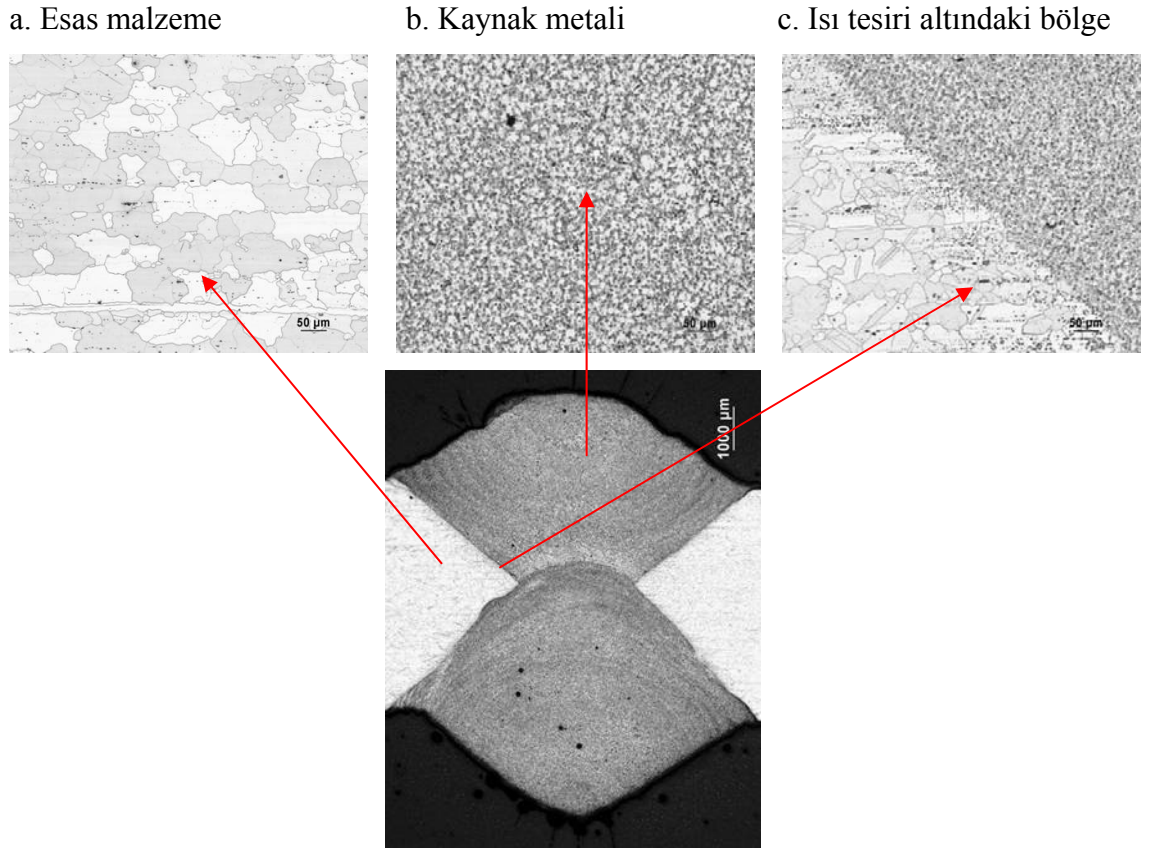


Şekil 3.20 Yüzeysel sertlik dağılımı – Köşe dikişli enine dikme

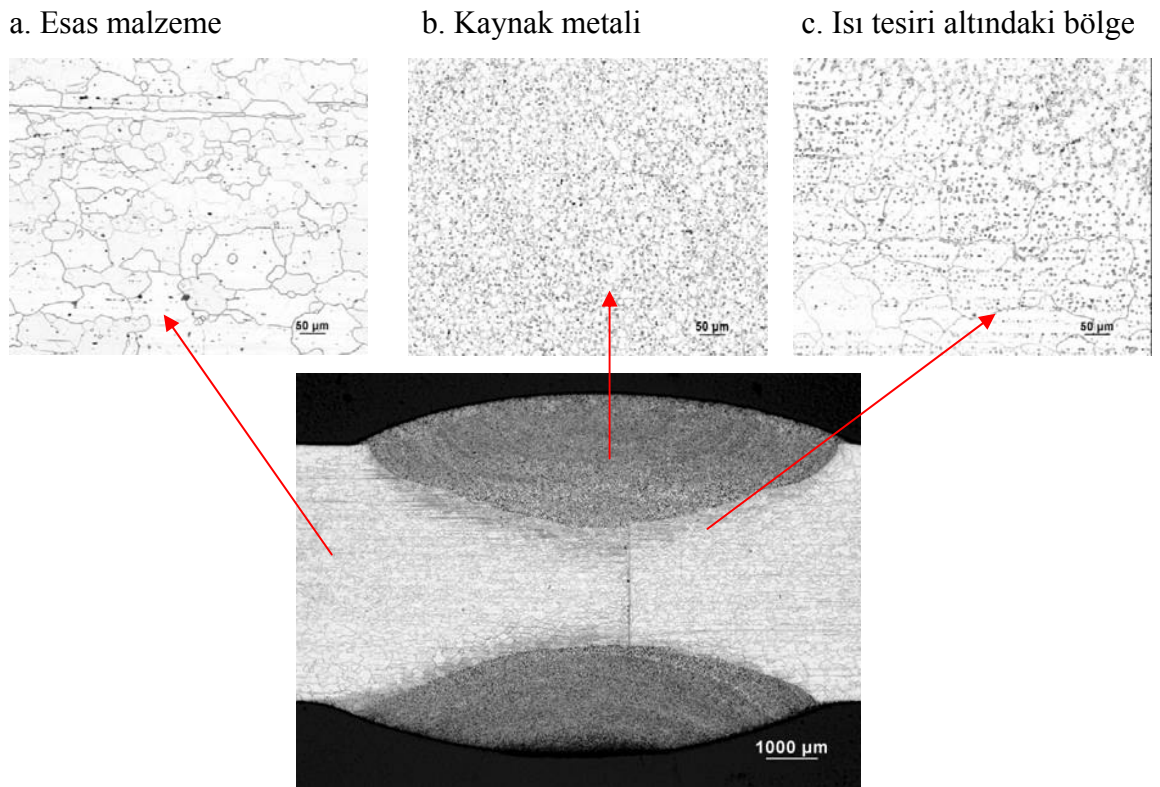
3.1.3.2. Makro ve mikro kesit görüntüleri

Malzemelerin iç yapıları kesitlerin dağlanması yoluyla ışın mikroskobu görüntülemesinde hadde yönünün enine doğru incelenmiştir. Bu iç yapılar zorlanmış kaynaklı birleştirmelerden elde edilmiştir.

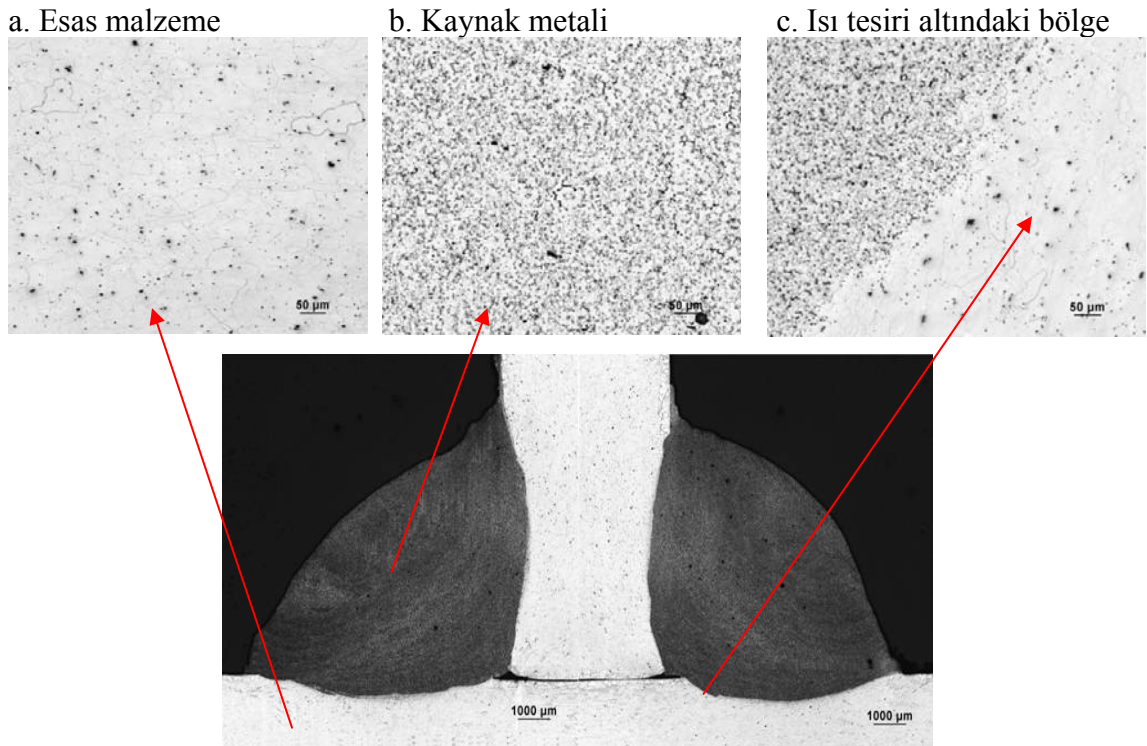
Kök aralıksız alın birleştirmesi için Şekil 3.21, kök aralıklı alın birleştirmesi için Şekil 3.22 ve enine dikmeli köşe dikişi için Şekil 3.23’de esas malzeme, kaynak metal ve ısı tesiri altındaki bölge gösterilmektedir. İç yapı dokümantasyonunun yapıldığı her üç resimde esas malzeme için düzenli bir tane yönelmesi (hadde tekstürü) olduğunu göstermektedir. Kaynak metalinde ise belli bir doğrultuda olmayan, katılmış bir döküm iç yapısı mevcut olmaktadır. Bu, malzemenin iç yapı durumuna bağlı olarak farklı yorulma dayanımı davranışlarını açıklamaktadır.



Şekil 3.21 Kök aralıksız alın dikişinde iç yapı dokümantasyonu



Şekil 3.22 Kök aralıklı alın dikişinde iç yapı dokümantasyonu

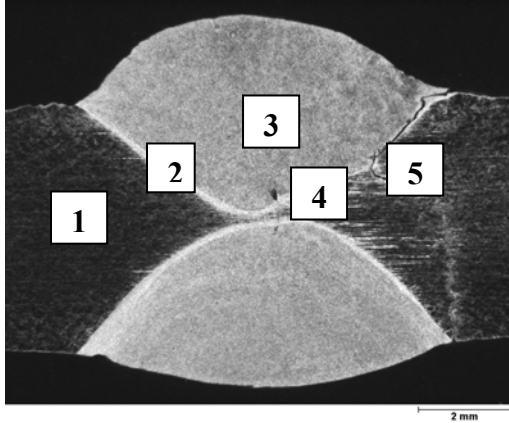


Şekil 3.23 Köşe dikişli enine dikmede iç yapı dokümantasyonu

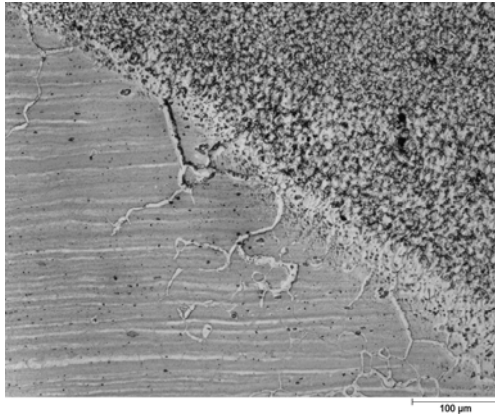
Diğer taraftan hasara uğrayan bir kök aralıklı alım dikişinde iç yapılar Şekil 3.24’de görülmektedir. Esas malzemede rekristalizasyona (yeniden kristalleşmeye) uğrayan tane sınırlarında çok sayıda ikiz oluşumu görülmektedir. Kaynak metalinde belli bir doğrultuda olmayan, düzensiz olarak katılmış bir döküm iç yapısı ve ısı tesiri altındaki bölgede tane irileşmesinin görüldüğü bir iç yapı meydana gelmektedir. Dikiş kökü bölgesinde kaynak gözenekleri ve çatlak kenarında deformasyon sonucu oluşan çok sayıda ikiz oluşumu göze çarpmaktadır.

Fiziksel kaynak simülasyonu yöntemiyle elde edilen ısı tesiri altındaki bölge numunesinin iç yapı dokümantasyonu Şekil 3.25’de gösterilmiştir. Burada kaynaklı birleştirmelerin gerçek ısı tesiri altındaki bölgesindeki mevcut olan iç yapı ile iyi bir uyumun olduğu görülmektedir.

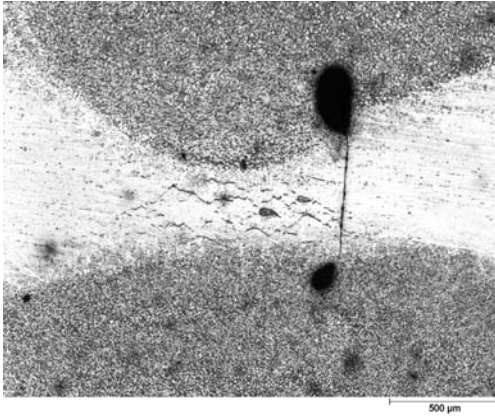
Açık renkli birincil α – katı çözültisi ve koyu renkli β – fazı $Mg_{17}Al_{12}$ gayet açık olarak görülmektedir. AZ61 A kaynak ilave malzemesindeki %6’lık yüksek alüminyum miktarı nedeniyle kaynak metalinde bir tane incilmesi meydana gelmektedir. Kaynak metali tipik bir rekristalizasyon iç yapısı göstermektedir. Tane sınırlarındaki koyu bölgelerden buralarda β - fazının arttığı anlaşılmaktadır. Sıcak çatlaklar oluşmamaktadır.



2. ITAB'ta tane irileşmesi



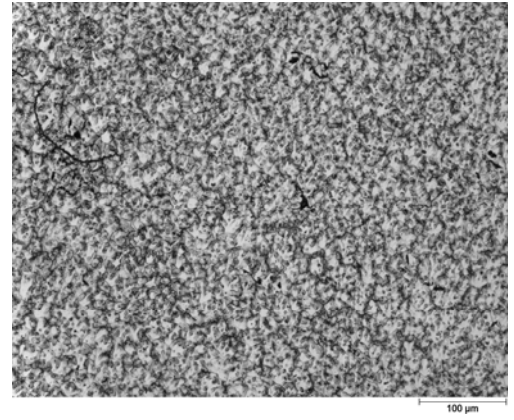
4. Kaynak kökü bölgesinde kaynak boşlukları



1. Esas malzemede iç yapı



3. Kaynak dikişinde iç yapı



5. Çatlak kenarında iç yapı

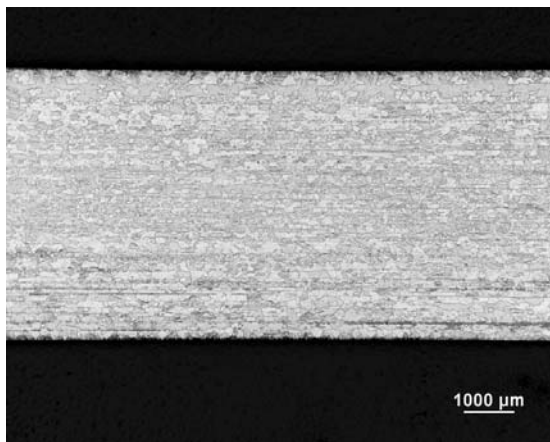


Şekil 3.24 Hasara uğrayan bir kök aralıklı alın dikişinde iç yapılar

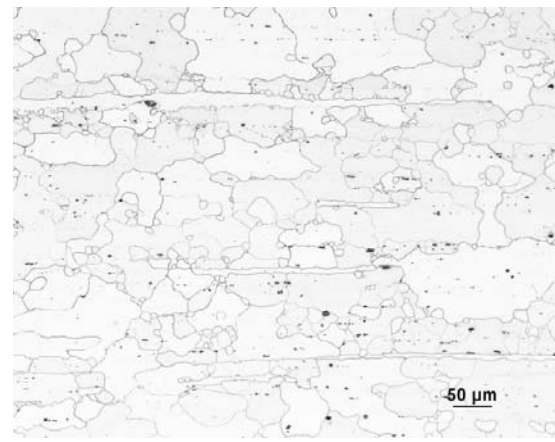
İç yapı gözleminde, gerçek ısı tesiri altındaki bölge ve kaynak simülasyonu ile elde edilen ısı tesiri altındaki bölge arasında iyi bir uyumun olması, mikro destek etkisi yönteminin uygulanması için deney ve hesap sonuçları arasında da bir uyumdan söz edilebileceğini göstermektedir. Bunun için kaynak simülasyonu yoluyla elde edilen numunelerle yapılan deneylerle ulaşılan tanım değerleri, ısı tesiri altındaki bölgeden

hasara uğrayan kaynaklı birleştirmelere uygulanmaktadır. Bu açıdan bakılacak olursa, kaynak simülasyonunun burada kullanılan şekli, gerçek ısı tesiri altındaki bölgenin yorulma dayanımı özelliklerini içinde barındıran bir iç yapının oluşturulması için uygun olmaktadır.

a. Makro çekim görünümü



b. Dağlanmış kesit görünümü

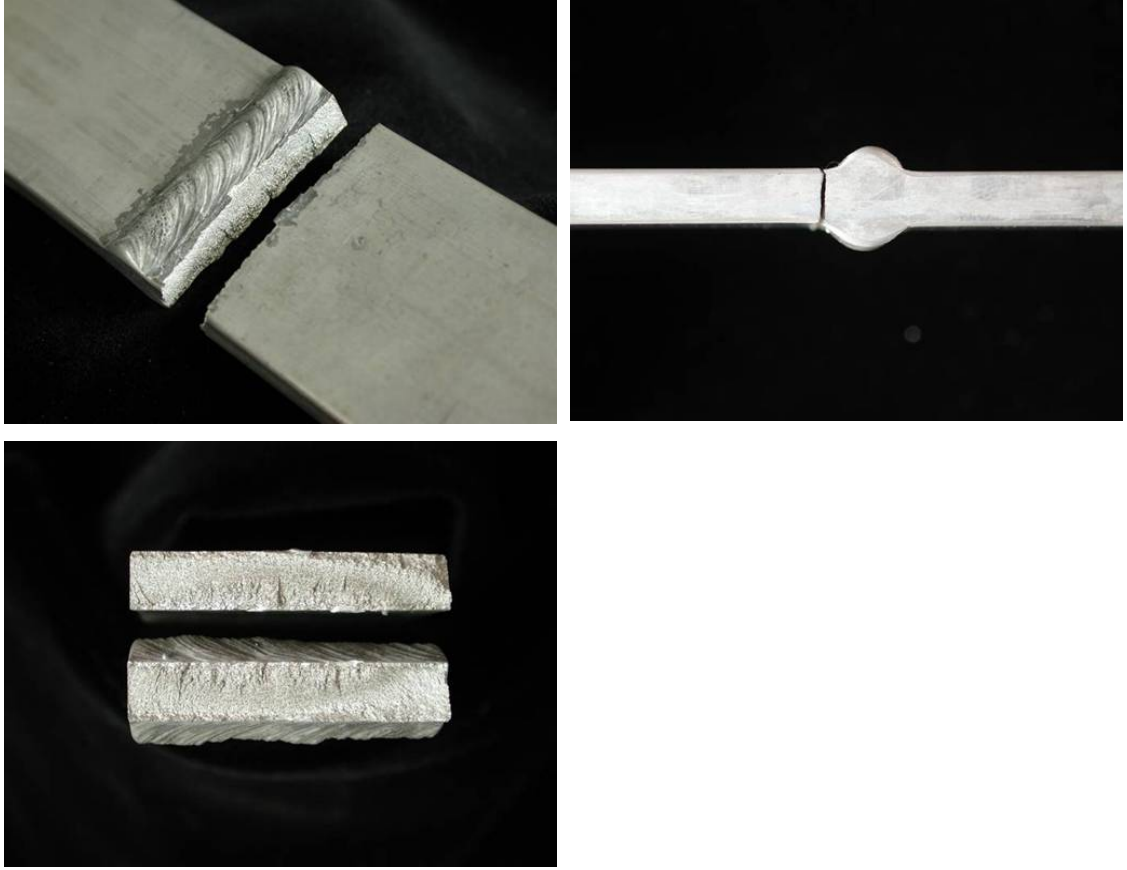


Şekil 3.25 Fiziksel kaynak simülasyonuna göre elde edilen ısı tesiri altındaki bölgenin iç yapı dokümantasyonu

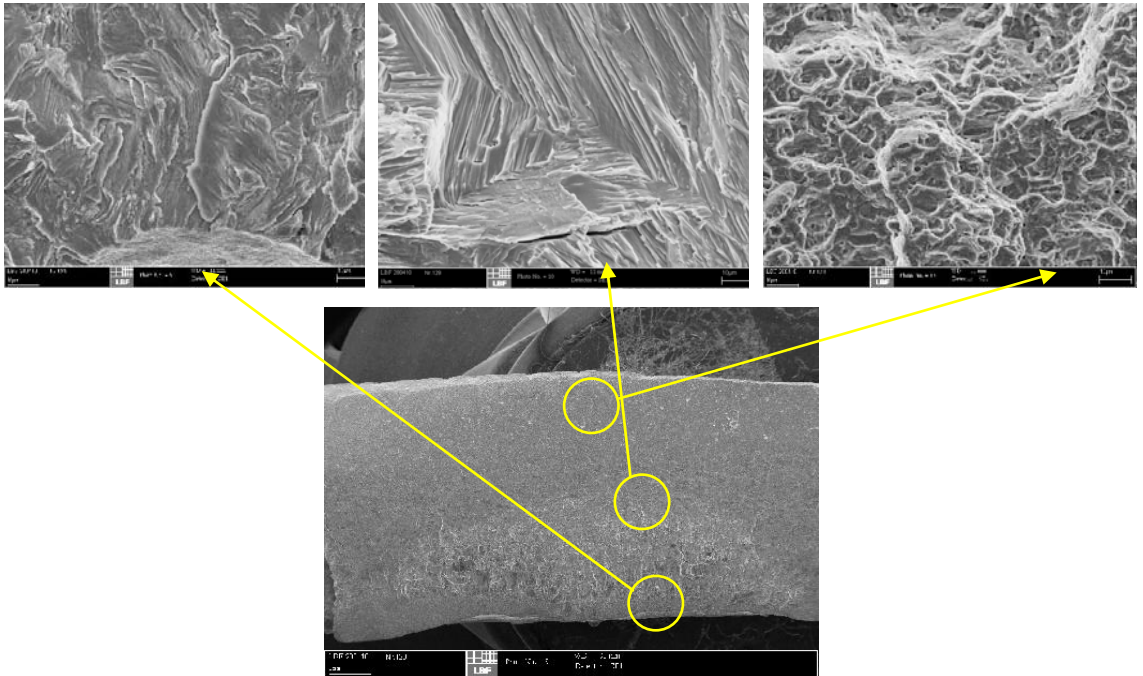
3.1.4. Elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu

Kaynaklı birleştirmelerde kırılma bölgelerinin ve yüzeylerinin dokümantasyonu için makro çekimler ile elektron mikroskobu çekimleri yapılmıştır. Kaynak dikişlerinin makro çekimleriyle kaynaklı birleştirmelerin hasar yerleri tesbit edilmiştir. Elektron mikroskobu çekimleriyle çatlak başlangıcı, çatlak yayılması ve geri kalan kırılma bölgeleri gösterilmiştir.

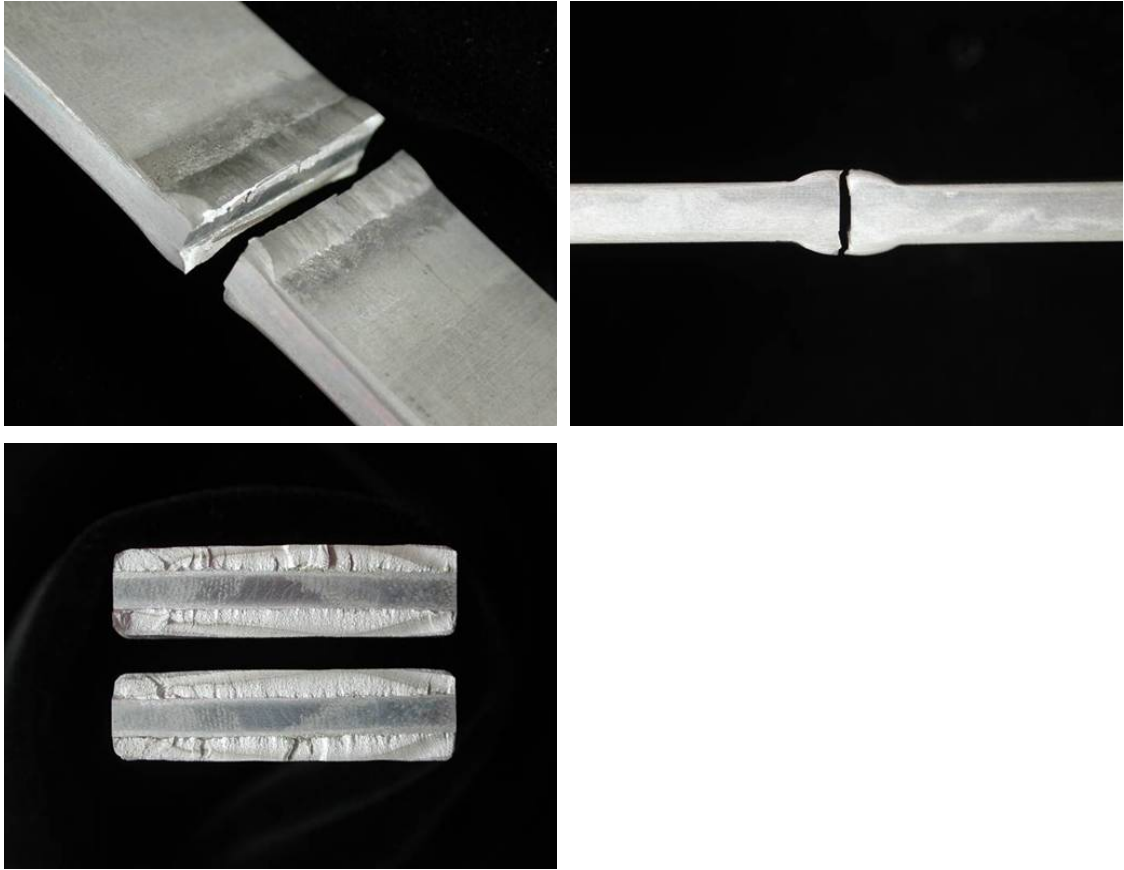
Kök aralıksız alın dikişinde çatlak başlangıcı dikiş geçiş bölgesinde olmaktadır (Şekil 3.26). Elektron mikroskobu çekiminde numune üzerinde bir çok kırılma yeri görülmektedir (Şekil 3.27). Yorulma kırığı iç yapısı ikiz oluşumuyla ve gevrek kırılmalarla kendini göstermektedir. Neredeyse bütün kesiti içine alan belirgin bir yorulma kırılması mevcuttur. Geri kalan kırılma yüzeyinde yer yer sünek olan petek şeklindeki bölgeler bulunmaktadır.



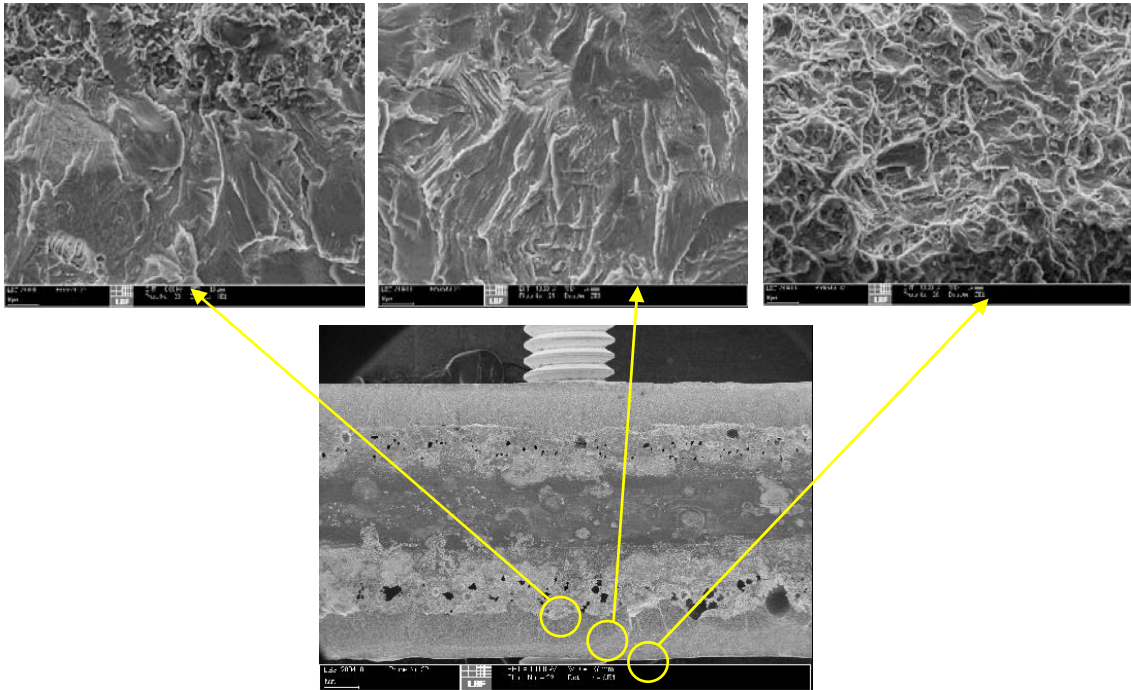
Şekil 3.26 Kök aralıksız alım dikişinde hasar yerleri



Şekil 3.27 Kök aralıksız alım dikişinde elektron mikroskopuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu



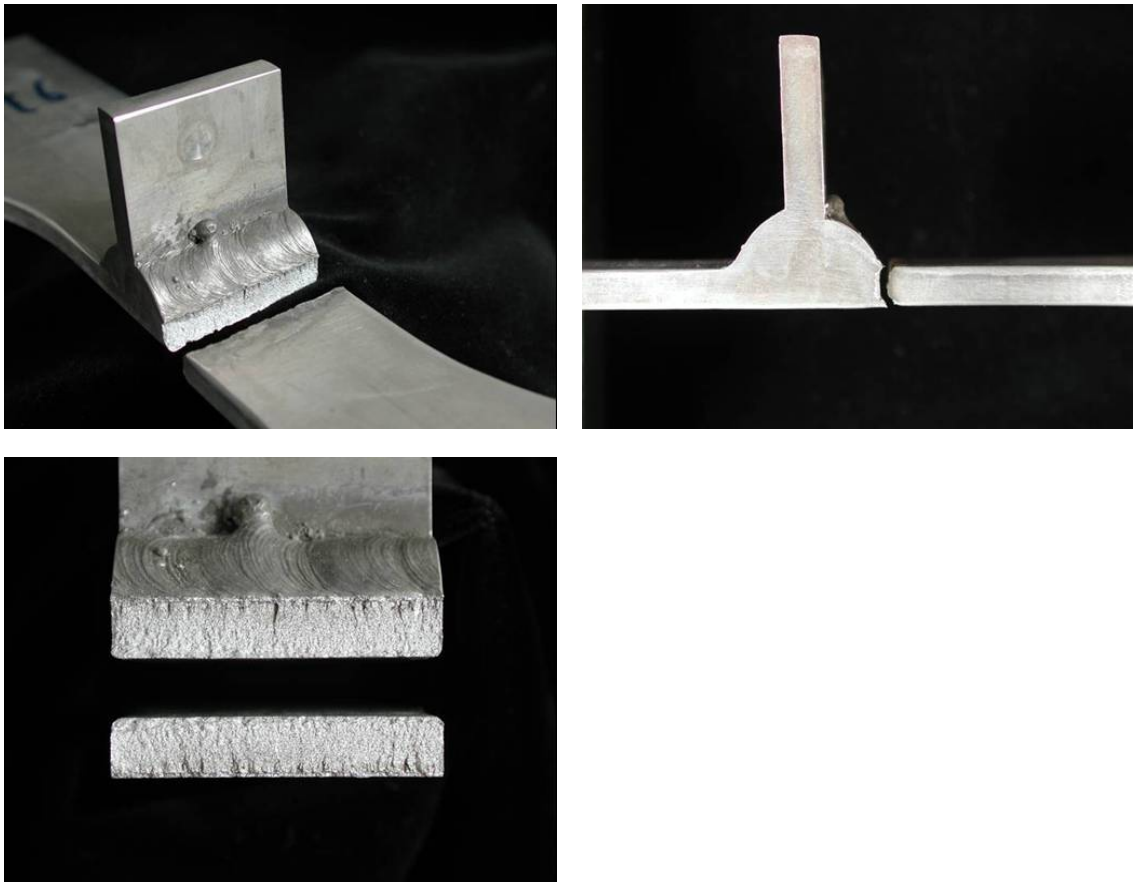
Şekil 3.28 Kök aralıklı alım dikişinde hasar yerleri



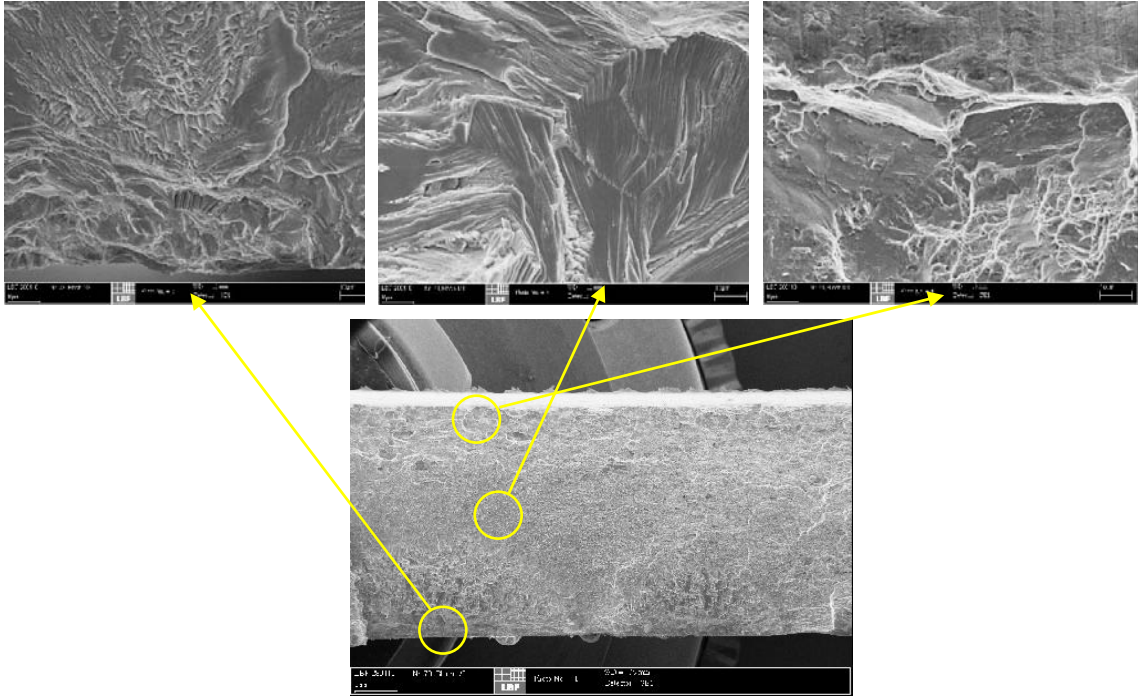
Şekil 3.29 Kök aralıklı alım dikişinde elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu

Kök aralıklı alın birleştirmesinde hasar beklenildiği gibi kök aralığı kenarında keskin kök çentiğinden meydana gelmektedir (Şekil 3.28). Kırılma çıkış yüzeyleri en çok kök aralığı sınırındaki gaz kabarcıklı bölgede bulunmaktadır (Şekil 3.29). Yorulma kırıkları gevrek görümlü iken geri kalan kırılma yüzeyi petek yapısı nedeniyle sünek bir görünüm göstermektedir.

Köşe dikişli enine dikmede hasar kök aralıksız alın dikişlerinde olduğu gibi köşe dikişinin dikiş geçiş bölgesinden meydana gelmektedir (Şekil 3.30). Yorulma kırılması bölgesi geniş bir bölgeye yayılmış olup kaynak dikişi yönünde tipik bir yorulma gevrek kırılması görülmektedir (Şekil 3.31). Yorulma kırılması bütün yüzeye yayıldığı için geri kalan kırılma yüzeyi bulunmamaktadır. Yorulma kırılma bölgesindeki görünümde iç yapıdaki ikiz oluşumları gözlenmektedir. Aynı zamanda kırılma sonunun kaynak dikişinde bulunduğu sınır bölgesi görülmektedir. Burada döküm iç yapısının gözenekleri ve dentritler tanınabilir.



Şekil 3.30 Köşe dikişli enine dikmede hasar yerleri



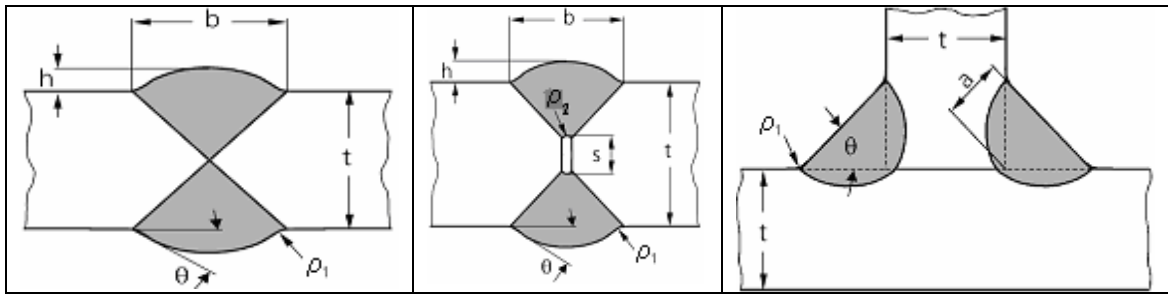
Şekil 3.31 Köşe dikişli enine dikmede elektron mikroskobuyla kırılma yüzeylerinin dokümantasyonu

3.1.5. Kaynak dikişlerinin geometrik olarak tanımlanması ve çentik faktörlerinin hesabı

Kaynaklı birleştirmelerde lokal hesaplama yöntemlerinin uygulanması için, kaynaklı birleştirmelerin geometrik parametrelerine bağlı olan çentik form sayısı K_t gereklidir.

Braunschweig Üniversitesi Kaynak Tekniği Enstitüsünde (ifs) Magnezyum AZ31 alaşımından üç tip kaynaklı birleştirme şekli için dikiş geometrileri, yüzey pürüzlülük ölçme cihazı ile kenarların taranması suretiyle elde edilmiştir. Ayrıca kök aralığına sahip alın kaynaklı birleştirmelerin geometrisi de iç kısımlardaki özel durumlar nedeniyle makroskobik çekimler vasıtasıyla elde edilmiştir.

Tablo 3.6'da gösterilen geometrik tanım değerleri, dikiş yüksekliği açısı θ ve yuvarlatma yarıçapı ρ , dikiş genişliği b ve dikiş yüksekliği h ortalama değerler olmaktadır. Bu ortalama değerler, her bir geometrideki bütün kaynak dikişlerinden alınan üç ölçümün ortalamasıdır.

Tablo 3.6 Kaynaklı birleştirmelerin geometrik tanım değerleri

A) Kök aralığı olmayan alın dikişi B) Kök aralıklı alın dikişi C) Köşe dikişli enine dikme

Tanım değerleri	Kaynaklı birleştirme şekli		
	A	B	C
Dikiş geçiş çentiği ρ_1 [mm] ₁	1,72	2,17	0,56
Dikiş kökü çentiği ρ_2 [mm]	-	0,10	-
Levha kalınlığı t [mm]	5,3	5,3	5,3
Dikiş yüksekliği açısı Θ [°]	149	161	102
Dikiş yüksekliği h [mm]	2,09	1,23	-
Dikiş genişliği b [mm]	8,17	9,70	10,13
Kök aralık uzunluğu s [mm]	-	3,18	-
a-ölçüsü [mm]	-	-	6,05

Kaynaklı birleştirmelerin ölçülen geometrilerinden yola çıkarak çentik form sayıları sonlu elemanlar yöntemiyle (ANSYS programı kullanılarak) belirlenmiştir. Burada mukayese için LBF ve ifs'de gerçekleştirilen iki farklı program kullanılmıştır. LBF'de gerçekleştirilen programda sınır şartı olarak 1 MPa'lık bir nominal gerilme uygulanmıştır. IFS'de gerçekleştirilen programda ise sınır şartı olarak %0,2'lik uzama öngörölmüştür.

Bu programlarda diğer sınır şartları olarak, iki boyutlu modellerde ağların oluşturulması kuadratik sekiz düğümlü elemanlarla, elemanın içinde kuadratik deplasman ve lineer gerilme – uzama fonksiyonuyla sağlanmıştır. Düzlemsel bir gerilme durumundan yola çıkılmış ve germe tarafındaki numunelerin uçlarında homojen bir gerilme dağılımı olduğu kabul edilmiştir. Modellerde, modelleme masraflarının azaltılması için simetrilere yararlanılmıştır. Kaynaklı birleştirmelerin en fazla zorlanan bölgesinde ağ boyutları olarak $r / 20$ kullanılmıştır. Burada r, çentik yarıçapı olmaktadır.

Kök aralıksız alın dikişleri için sonlu elemanlar yönteminin kullanılmasıyla elde edilen çentik form sayıları Tablo 3.7’de, kök aralıklı alın dikişleri için Tablo 3.8’de ve köşe dikişli enine dikmeler için Tablo 3.9’da gösterilmektedir.

Tablo 3.7 Kök aralıksız alın dikişi için LBF ve ifs modellerine göre elde edilen çentik form sayıları

Eşdeğer yarıçap r_f (mm)	LBF Modeli	ifs Modeli
0,05	3,99	4,15
0,10	3,36	3,44
0,20	2,82	2,86
0,30	2,55	2,57
0,40	2,38	2,38
0,50	2,25	2,25
0,60	2,14	2,14
0,70	2,06	2,06
0,80	1,98	1,99
0,90	1,92	1,93
1,00	1,88	1,88
1,10	1,83	1,83
1,20	1,78	1,79

Tablo 3.8 Kök aralıklı alın dikişi için LBF ve ifs modellerine göre elde edilen çentik form sayıları

Eşdeğer yarıçap r_f (mm)	LBF Modeli	ifs Modeli
0,05	19,43	17,62
0,10	14,19	12,75
0,20	10,57	9,31
0,30	9,02	7,78
0,40	8,14	6,87
0,50	7,60	6,25
0,60	7,23	5,80
0,70	6,99	5,44
0,80	6,81	5,15
0,90	6,68	4,92
1,00	6,60	4,72
1,10	6,54	4,54
1,20	6,49	4,39

Bu iki programla her bir birleştirme çeşidi için mukayese açısından elde edilen çentik form sayıları arasında iyi bir uyumun olduğu görülmüş ve LBF Model’inden elde edilen çentik form sayılarının kullanılmasına karar verilmiştir. Farklı eşdeğer çentik yarıçapları için LBF Model’inden elde edilen ve Tablo 3.10’da gösterilen çentik form

sayıları, farzedilen eşdeğer yarıçap yönteminde lokal gerilmelerin hesaplanmasında kullanılacaktır.

Tablo 3.9 Köşe dikişli enine dikme için LBF ve ifs modellerine göre elde edilen çentik form sayıları

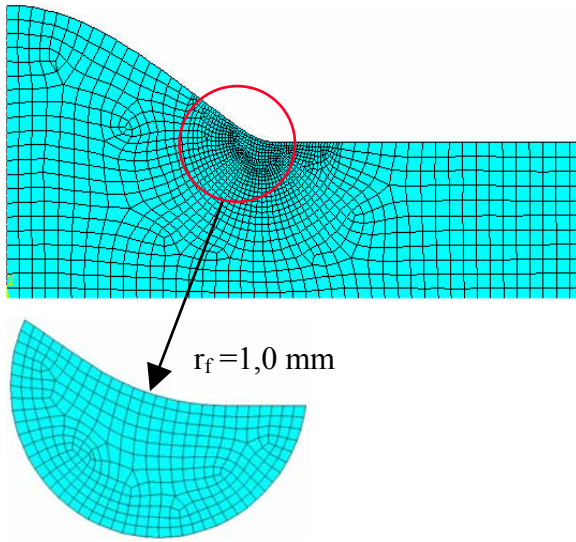
Eşdeğer yarıçap r_f (mm)	Model LBF	Model ifs
0,05	4,69	4,49
0,10	3,61	3,45
0,20	2,82	2,68
0,30	2,46	2,34
0,40	2,25	2,14
0,50	2,10	2,00
0,60	1,99	1,90
0,70	1,91	1,82
0,80	1,83	1,75
0,90	1,78	1,70
1,00	1,73	1,65
1,10	1,69	1,61
1,20	1,65	1,58

Tablo 3.10 Çentik form sayılarının farzedilen eşdeğer yarıçap r_f 'ye bağlılığı (LBF Modeli)

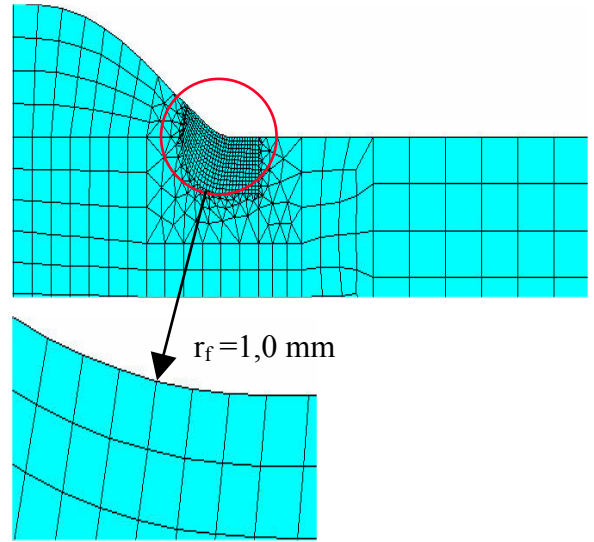
Farzedilen eşdeğer yarıçap r_f [mm]	Çentik form sayısı K_t		
	Kaynaklı birleştirme şekli		
	Kök aralıksız alın dikışı	Kök aralıklı alın dikışı	Enine dikme
0,05	3,99	19,43	4,69
0,10	3,36	14,19	3,61
0,20	2,82	10,57	2,82
0,30	2,55	9,02	2,46
0,40	2,38	8,14	2,25
0,50	2,25	7,60	2,10
0,60	2,14	7,23	1,99
0,70	2,06	6,99	1,91
0,80	1,98	6,81	1,83
0,90	1,92	6,68	1,78
1,00	1,88	6,60	1,73
1,10	1,83	6,54	1,69
1,20	1,78	6,49	1,65
1,30	1,75	6,47	1,62
1,40	1,72	6,45	1,59
1,50	1,69	6,44	1,57

Sonlu elemanlar yöntemiyle (ANSYS programı kullanılarak) elde edilen ağ yapıları kök aralığı olmayan alın birleştirmesi için Şekil 3.32’de, kök aralığına sahip alın dikişi için Şekil 3.33’de ve köşe dikişli enine dikme için Şekil 3.34’de farzedilen bir yarıçap $r_f = 1,0$ mm için gösterilmiştir.

a. LBF Modeli

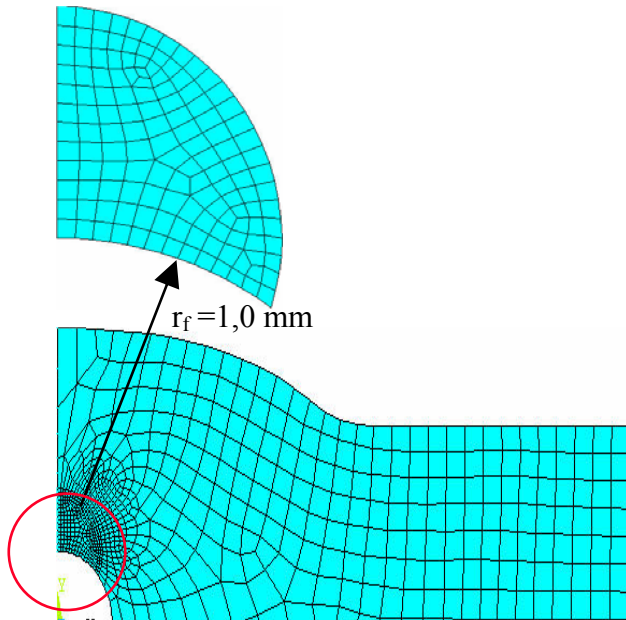


b. ifs Modeli

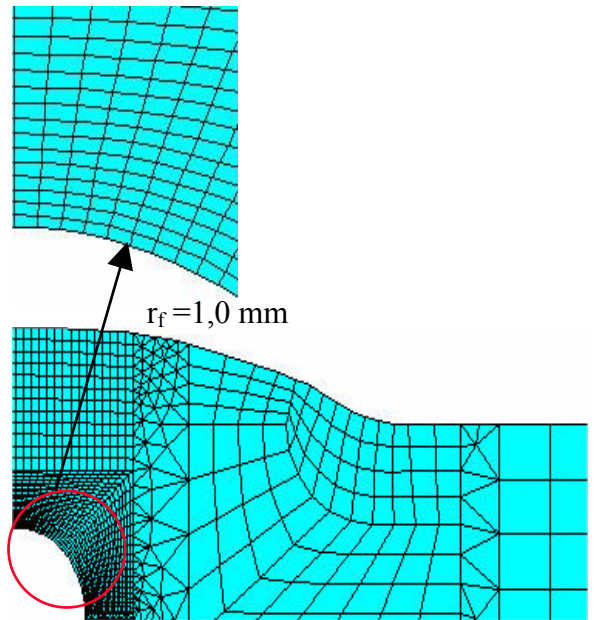


Şekil 3.32 Kök aralıksız alın birleştirmesi için sonlu elemanlar modelleri

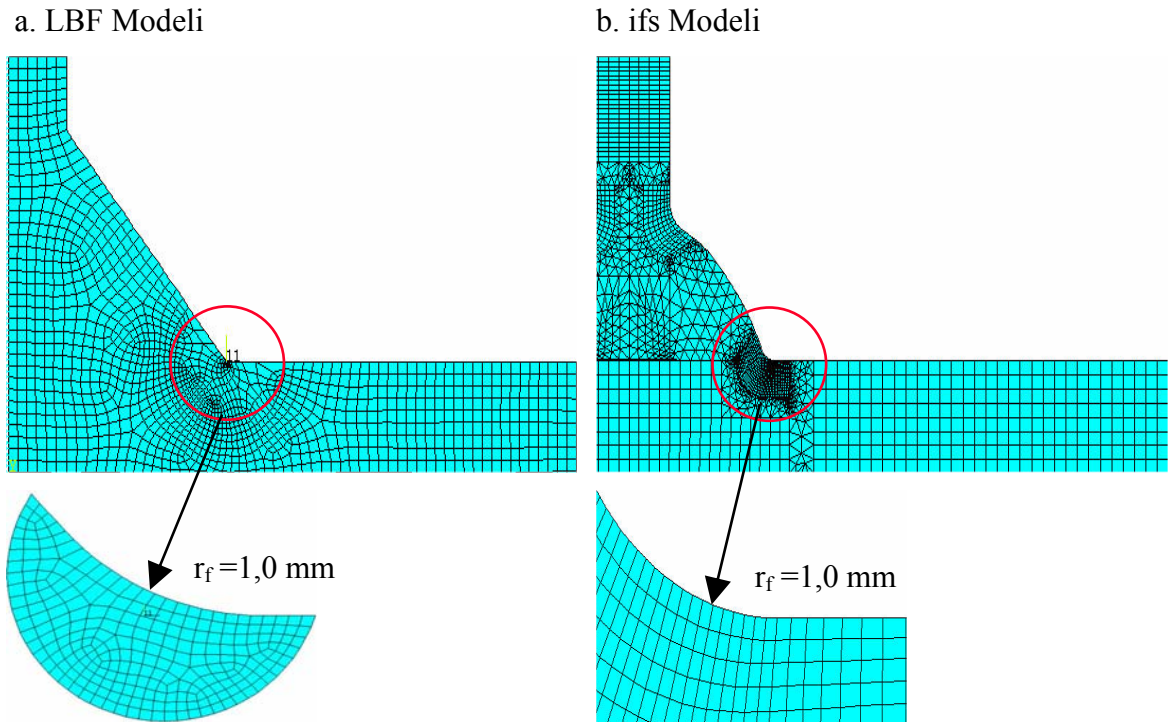
a. LBF Modeli



b. ifs Modeli



Şekil 3.33 Kök aralığına sahip alın birleştirmesi için sonlu elemanlar modelleri



Şekil 3.34 Köşe dikişli enine dikme için sonlu elemanlar modelleri

Seçilen kaynaklı dikiş geometrileri için, sonlu elemanlar yöntemi yanında analitik eşitlikler de vardır. Kök aralığı olmayan alın birleştirmelerinde Lawrence'a (Lawrence 1983) ve Yung'a (Yung ve Lawrence 1985) göre eşitlik (3.1):

$$K_t = 1 + 0,27 \cdot (\tan \theta)^{0,25} \cdot \left(\frac{t}{\rho} \right)^{0,5} \quad (3.1)$$

ya da Anthes'e (Anthes vd 1993) göre eşitlik (3.2):

$$K_t = 1 + 0,728 \cdot (\sin \theta)^{0,932} \cdot \left(\frac{t}{\rho} \right)^{0,382} \quad (3.2)$$

geçerli olmaktadır.

Kök aralığına sahip birleştirmeler için Lehrke'ye (Lehrke vd 1998, Lehrke vd 1999) göre eşitlik (3.3) geçerlidir.

$$K_t = 1 + \frac{2}{\sqrt{\cos\left(\frac{\pi \cdot s}{2 \cdot t}\right)}} \cdot \sqrt{\frac{s}{2\rho}} \quad (3.3)$$

Köşe dikişli enine dikmeler için Anthes'e (Anthes vd 1993) göre eşitlik (3.4) geçerlidir. Bu eşitlikte kullanılan katsayılar Tablo 3.11'de verilmiştir.

$$K_t = m_0 + \left(1 + m_2 \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{p_3} + m_3 \cdot (\sin(\theta))^{p_4}\right) \cdot (\sin(\theta))^{p_5} \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{p_6} \quad (3.4)$$

Tablo 3.11 Eşitlik (3.4)'e göre (Anthes vd 1993) köşe dikişli enine dikmelerin çentik form sayılarının hesabında kullanılan katsayılar

	m₀	m₂	m₃	p₃	p₄	p₅	p₆
Normal zorlama	1,538	1,455	-2,933	0,208	1,213	2,086	0,207
Eğme zorlaması	1,256	2,153	-3,738	0,154	0,481	1,723	0,172

Tablo 3.12 Kök aralıksız alın dikişlerinde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları

Eşdeğer yarıçap r _f (mm)	Analitik hesaplama [K _t]			Sonlu Elemanlar Yöntemi [K _t]	
	Anthes'e göre	Yung ve Lawrence'a göre	Lehrke'ye göre	LBF Modeli	ifs Modeli
0,05	3,30	3,45	-	3,99	4,15
0,10	2,79	2,73	-	3,36	3,44
0,20	2,37	2,22	-	2,82	2,86
0,30	2,17	2,00	-	2,55	2,57
0,40	20,5	1,86	-	2,38	2,38
0,50	1,97	1,77	-	2,25	2,25
0,60	1,90	1,71	-	2,14	2,14
0,70	1,85	1,65	-	2,06	2,06
0,80	1,81	1,61	-	1,98	1,99
0,90	1,77	1,58	-	1,92	1,93
1,00	1,74	1,55	-	1,88	1,88
1,10	1,72	1,52	-	1,83	1,83
1,20	1,69	1,50	-	1,78	1,79

Tablo 3.13 Kök aralıklı alın dikişlerinde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları

Eşdeğer yarıçap r_f (mm)	Analitik hesaplama [K_t]			Sonlu Elemanlar Yöntemi [K_t]	
	Anthes'e göre	Yung ve Lawrence'a göre	Lehrke'ye göre	LBF Modeli	ifs Modeli
0,05	-	-	11,17	19,43	17,62
0,10	-	-	8,19	14,19	12,75
0,20	-	-	6,08	10,57	9,31
0,30	-	-	5,15	9,02	7,78
0,40	-	-	4,59	8,14	6,87
0,50	-	-	4,22	7,60	6,25
0,60	-	-	3,94	7,23	5,80
0,70	-	-	3,72	6,99	5,44
0,80	-	-	3,54	6,81	5,15
0,90	-	-	3,40	6,68	4,92
1,00	-	-	3,27	6,60	4,72
1,10	-	-	3,17	6,54	4,54
1,20	-	-	3,08	6,49	4,39

Tablo 3.14 Köşe dikişli enine dikmelerde sonlu elemanlar yöntemi ve analitik eşitlikler yardımıyla elde edilen çentik form sayıları

Eşdeğer yarıçap r_f (mm)	Analitik hesaplama [K_t]			Sonlu Elemanlar Yöntemi [K_t]	
	Anthes'e göre	Yung ve Lawrence'a göre	Lehrke'ye göre	LBF Modeli	ifs Modeli
0,05	6,36	-	-	4,69	4,49
0,10	4,74	-	-	3,61	3,45
0,20	3,57	-	-	2,82	2,68
0,30	3,05	-	-	2,46	2,34
0,40	2,74	-	-	2,25	2,14
0,50	2,53	-	-	2,10	2,00
0,60	2,38	-	-	1,99	1,90
0,70	2,26	-	-	1,91	1,82
0,80	2,17	-	-	1,83	1,75
0,90	2,09	-	-	1,78	1,70
1,00	2,02	-	-	1,73	1,65
1,10	1,96	-	-	1,69	1,61
1,20	1,92	-	-	1,65	1,58

Analitik eşitlikler ve sonlu elemanlar yardımıyla elde edilen çentik form sayılarının mukayesesi kök aralıksız alın birleştirmeleri için Tablo 3.12’de, kök aralıklı alın birleştirmeleri için Tablo 3.13’te ve köşe dikişli enine dikmeler için Tablo 3.14’te verilmiştir.

Kök aralıksız alın birleştirmelerinde ve kök aralıklı alın birleştirmelerinde her iki sonlu elemanlar modeli ile yaklaşık eşit çentik form sayıları elde edilmektedir. Analitik eşitlikler ile elde edilen çentik form sayı değerleri sonlu elemanlar yöntemiyle elde edilenlere göre biraz daha düşük olmaktadır.

Köşe dikişli enine dikmelerde yine her iki sonlu elemanlar modeli ile yaklaşık eşit çentik form sayıları elde edilmektedir. Analitik eşitlikler ile elde edilen çentik form sayı değerleri sonlu elemanlar yöntemiyle elde edilenlere göre daha büyük olmaktadır.

3.2. Deney Teknikleri

3.2.1. Deneylerin yapılması

Tablo 3.15, düz numunelerle sabit genlik altında gerçekleştirilen yorulma deneylerini göstermektedir.

Tablo 3.15 Sabit genlikli yüklemeler altında düz numuneler için deney programı

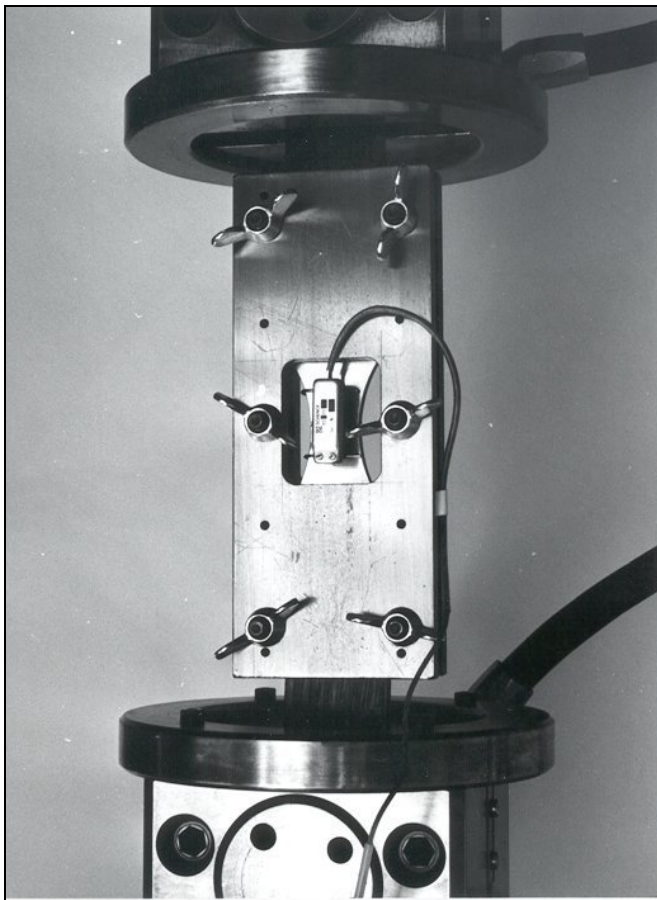
Numune çeşidi	Esas malzeme	Kaynak metali	Isı tesiri altındaki bölge
		AZ31	AZ31
Düz numuneler $K_{t,a} = 1,0$	$R_{\sigma} = -1$	$R_{\sigma} = -1$	$R_{\sigma} = -1$
	$R_{\sigma} = 0$	$R_{\sigma} = 0$	$R_{\sigma} = 0$
	$R_{\epsilon} = -1$	$R_{\epsilon} = -1$	$R_{\epsilon} = -1$
Düz numuneler $K_{t,a} = 11,2$	$R_{\sigma} = -1$	$R_{\sigma} = -1$	$R_{\sigma} = -1$
	$R_{\sigma} = 0$	$R_{\sigma} = 0$	$R_{\sigma} = 0$

Magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı davranışlarının değerlendirilmesi Tablo 3.16’da gösterilen deney programıyla yapılmıştır. Böylece, kaynak dikişi geometrisinin ve ortalama gerilmenin etkisi değerlendirmede dikkate alınabilmektedir.

Elastik-plastik malzeme davranışının belirlenmesi için tek kademeli zorlama altında çentiksiz düz numunelerle kısa zaman yorulma dayanımı bölgesinde esas malzemenin, kaynak metalinin ve ısı tesiri altındaki bölgenin uzama kontrollü deneyleri ($R_\epsilon = -1$) yapılmıştır. Bu deneylerde kullanılan numuneler Şekil 3.1, Şekil 3.2 ve Şekil 3.3’de gösterilmiştir. Deneyler Inova şirketinin 63 kN’luk Hydropuls makinesi ile $f=1s^{-1}$ ve $f=10 s^{-1}$ frekansları aralığında gerçekleştirilmiştir (Şekil 3.35). Deney esnasında sürekli olarak gerilme – uzama histerezisi (S şeklinde eğriler) kaydedilmiştir.

Tablo 3.16 Sabit genlikli yüklemeler altında kaynaklı birleştirmelerin deney programı

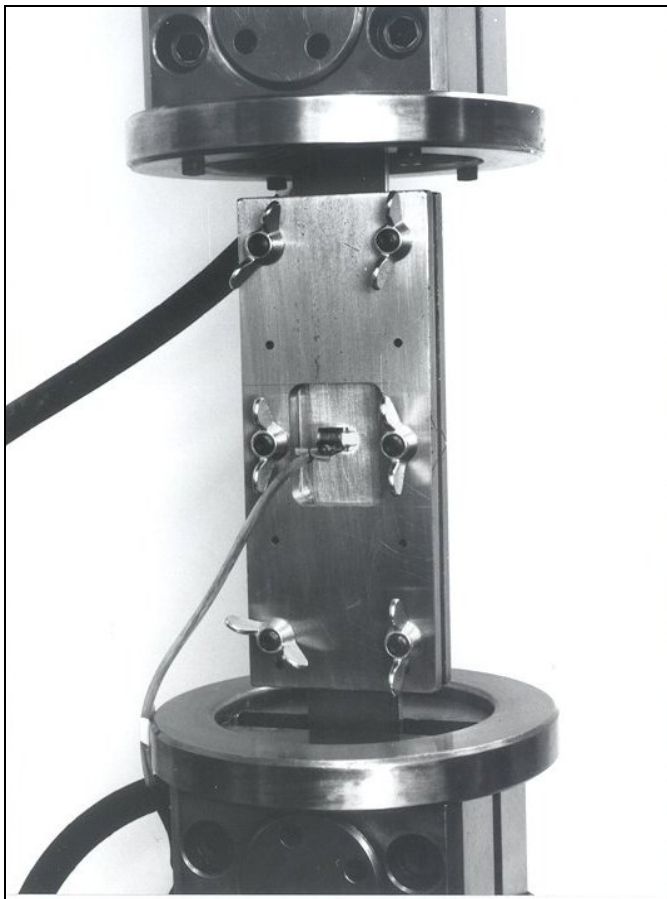
Malzeme	Kalınlık [mm]	Kaynaklı birleştirme şekli	Gerilme oranı R		
			$R_\sigma = -1$	$R_\sigma = 0$	$R_\sigma = 0,5$
Magnezyum alaşımı AZ31 (MgAl3)	5,3	Kök aralıksız alın dikişi	$R_\sigma = -1$	$R_\sigma = 0$	$R_\sigma = 0,5$
	5,3	Kök aralıklı alın dikişi	$R_\sigma = -1$	$R_\sigma = 0$	$R_\sigma = 0,5$
	5,3	Enine dikme	$R_\sigma = -1$	$R_\sigma = 0$	$R_\sigma = 0,5$



Şekil 3.35 Uzama kontrollü deney düzeneği, INOVA 63 kN

Ayrıca esas malzemeden, kaynak metalinden ve ısı tesiri altındaki bölgeden elde edilen düz numunelerin (çentik form sayıları $K_t = 1,0$ ve $K_t = 11,2$) yorulma dayanımı davranışlarını belirlemek için, tek kademeli değişken zorlama ($R_\sigma = -1$) ve dalgalı zorlama ($R_\sigma = 0$) altında, 20 s^{-1} frekanslı yük kontrollü deneyler gerçekleştirilmiştir. Bu araştırmalar için Inova şirketinin 10 kN (Şekil 3.36) ve Schenck şirketinin 63 kN'luk Hydropuls makineleri kullanılmıştır. 5,3 mm kalınlığındaki düz numunelerin bükülmesini önlemek için bükülmeye karşı bir destek uygulanmıştır.

Kaynak numunelerinin tek kademeli deneyleri hem değişken ($R_\sigma = -1$) hem de dalgalı ($R_\sigma = 0$) zorlamalar altında $f=25\text{s}^{-1}$ ve $f=30\text{s}^{-1}$ frekansları aralığında gerçekleştirilmiştir. Bunlara gerilme oranı $R = 0,5$ (dalgalı çekme) olan deneyler de eklenmiştir. Bu deney sonuçlarıyla $R = -1$ ve $R = 0$ arasında bir Haigh diyagramı çizilebilir (Bkz bölüm 4.1.2.).



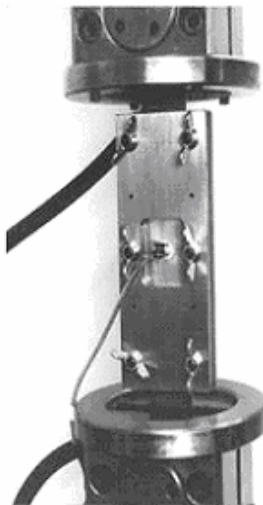
Şekil 3.36 Yük kontrollü deney düzeneği, INOVA 10 kN

3.2.2. Çatlağın belirlenmesi

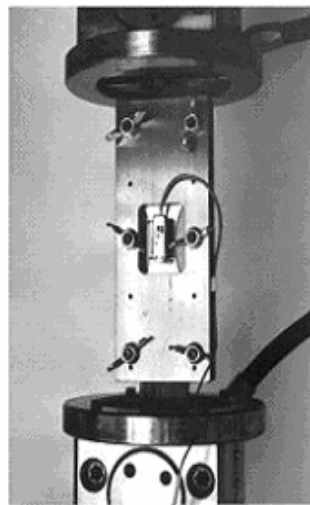
Hasar kriteri olarak kırılmanın yanında özellikle yorulma dayanımı deneylerinde, esas malzemeden, kaynak metalinden ve ısı tesiri altındaki bölgeden düz numunelerde çatlak başlangıcı da kriter olarak belirlenmektedir. Ayrıca, çatlak şeklinde çentik açılan düz numunelerde çatlak yayılma davranışı, çatlak derinliğinin $a \cong 0,25 \text{ mm} - 0,50 \text{ mm}$ 'ye ulaşması hali için belirlenmiştir. Bu verilerin elde edilmesi için numune formuna bağlı olarak değişik yöntemler mevcuttur.

3.2.2.1. Yol sensörüyle çatlağın belirlenmesi

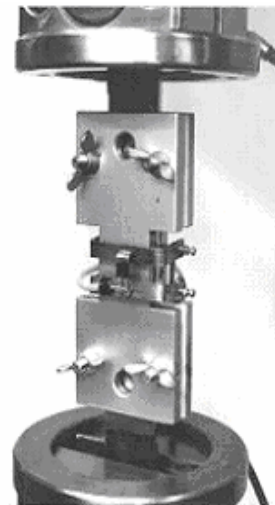
Numuneye takılan yol sensörünün sinyali kaydedilmekte ve deney kuvveti akışıyla sıfır sinyali verecek şekilde çakıştırılmaktadır. 0,5 mm ila 1,0 mm aralığındaki bir derinlikte oluşacak olan bir çatlak, yolun uzaması sonucu sıfır sinyalinden sapmak suretiyle kaydedilebilir. Bu deney cihazları Şekil 3.37'de gösterilmiştir.



Bükülmeye karşı destekli ve eğilme klipsli çentikli numune



Bükülmeye karşı destekli ve uzama sensörlü çentiksiz numune



Bükülmeye karşı destekli ve potansiyel yol sensörlü kaynaklı numune

Şekil 3.37 Yol sensörü yardımıyla çatlağın belirlenme şekilleri

3.2.2.2. Kuvvet azalması yoluyla çatlağın belirlenmesi

Düz numunelerle uzama kontrollü yorulma dayanımı deneylerinin yapılmasında % 5'lik kuvvet azalması çatlak olarak anlaşılmaktadır. Burada kullanılan 5,3 mm kalınlığındaki numunelerde bu çatlak derinliği yaklaşık $a_i = 0,25 \text{ mm}$ olmaktadır.

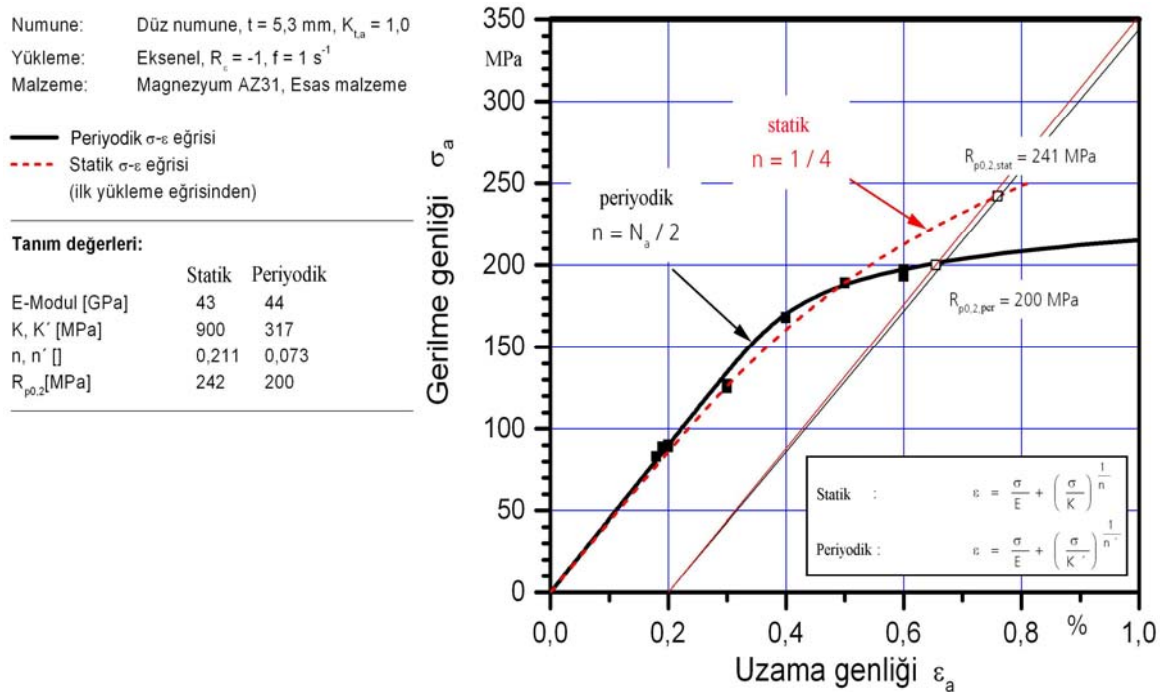
Esas malzeme, kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölge için oluşturulan düz numunelerle yük kontrollü yorulma dayanımı deneyleri için çatlak başlangıcı Wöhler eğrilerinde bir birlikteliğin sağlanması için $a_i = 0,25$ mm'den – 0,50 mm'ye kadar olan çatlak derinliklerindeki çatlak başlangıcı çevrim sayıları değerlendirilmiştir. Böylece, aynı çatlak derinliğinde yük kontrollü deneylerin, uzama kontrollü deneyler gibi değerlendirilmesi mümkün olmaktadır.

4. YORULMA DAYANIMI DENEYLERİ

4.1. Düz Numunelerin (Esas Malzeme, Kaynak Metali, Isı Tesiri Altındaki Bölge) Yorulma Dayanımı

4.1.1. Uzama kontrolü altında çentiksiz durumda elastik – plastik malzeme davranışı

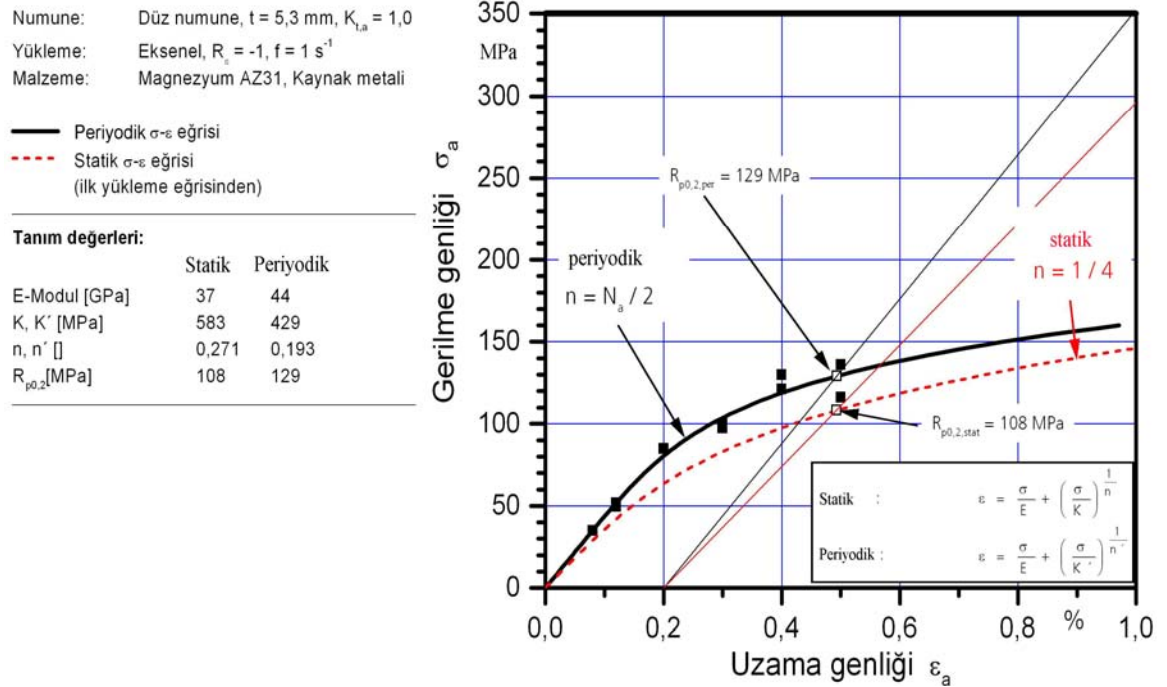
Magnezyum AZ31 alaşımından esas malzeme şekil 4.1, kaynak metali şekil 4.2, ısı tesiri altındaki bölge şekil 4.3 için zorlama altında gerilme ve uzama arasındaki ilişki statik ve periyodik $\sigma - \varepsilon$ eğrisinde gösterilmiştir.



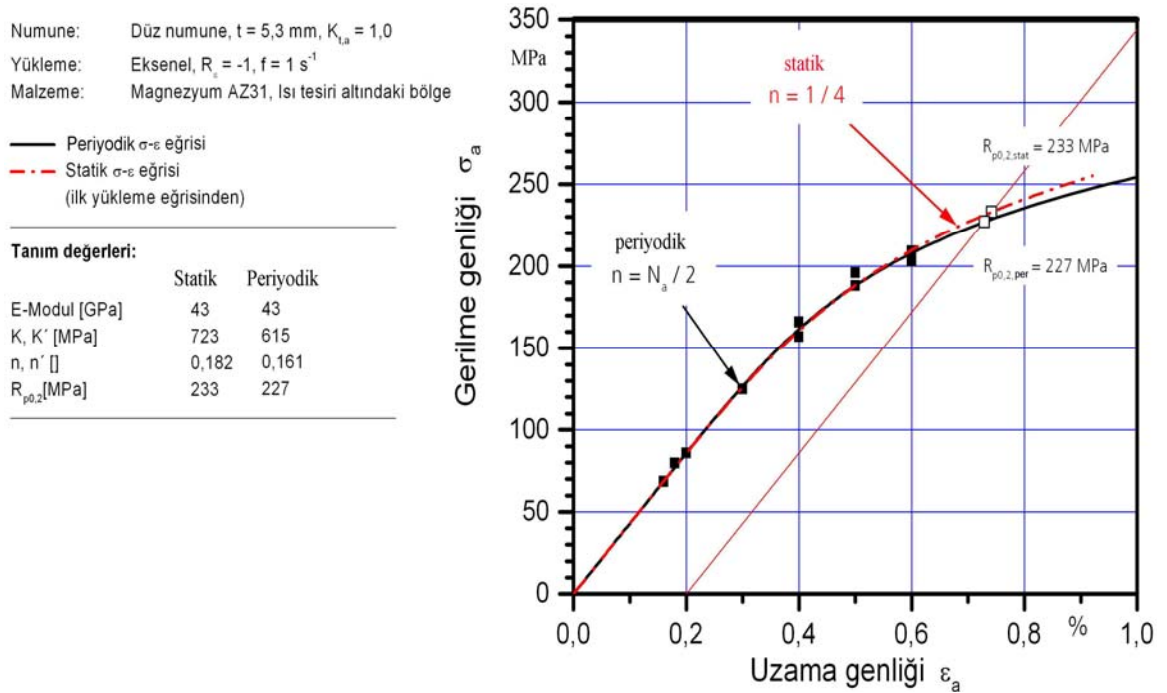
Şekil 4.1 Esas malzemenin gerilme – uzama ($\sigma - \varepsilon$) eğrileri

Statik $\sigma - \varepsilon$ eğrisi (kesikli çizgi) ilk yükleme eğrisine uymakta ve çekme deneyinden elde edilen eğri ile kıyaslanabilmektedir. Periyodik $\sigma - \varepsilon$ eğrisi (kesintisiz çizgi) yarı

çatlak başlangıcı çevrim sayısında, yani kararlı varsayılan malzeme durumunda elde edilen uzama ve buna ait gerilme genliğinden ortaya çıkmaktadır. Bu gerilme genlikleri buna ait histerizisten (S şeklindeki eğrilerden) belirlenmektedir.



Şekil 4.2 Kaynak metalinin gerilme – uzama ($\sigma - \varepsilon$) eğrileri



Şekil 4.3 Isı tesiri altındaki bölgenin gerilme – uzama ($\sigma - \varepsilon$) eğrileri

Periyodik zorlama nedeniyle, başlangıçtaki ilk yüklemeye nazaran eşit kalan uzama genliklerinde kaynaklı malzemelerde gerilme azalmakta, kaynaklı birleştirmelerde gerilme yükselmesi (dayanım artışı) ve ısı tesiri altındaki bölgede (ITAB) gerilme sabit kalmaktadır (nötral bir davranış göstermektedir). Böylece esas malzemenin (EM) düz numuneler için statik %0,2 uzama sınırı ($R_{p,0,2,stat}$) 242 MPa ve periyodik kararlı malzeme durumunda 200 MPa değerini alır. Kaynak metalinden (KM) düz numuneler için ilk yüklemeye (statik durum) 108 MPa'lık %0,2 uzama sınırı ve kararlı malzeme durumunda (dinamik durum) 129 MPa değeri ortaya çıkmaktadır. Periyodik zorlama altında esas malzemede yaklaşık 150 MPa ve kaynak metalinde yaklaşık 70 MPa'a kadar lineer-elastik malzeme davranışı mevcut olmaktadır.

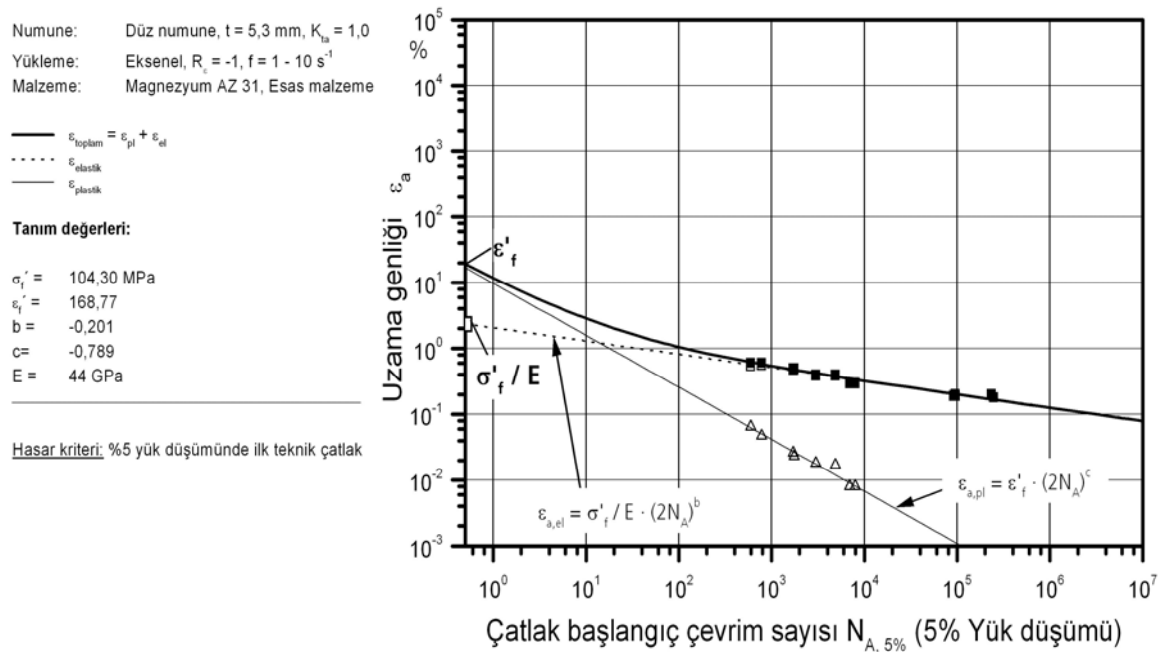
Esas malzemenin, kaynak metalinden ve ısı tesiri altındaki bölgeden her numune için ilk zorlamadan elastisite modülü ve kararlı $\sigma - \epsilon$ histerizisinden (S şeklindeki eğriler) maksimum gerilme, buna ait gerilme genliği ve elastik-plastik uzama kısımları belirlenmiştir. Periyodik gerilme – uzama eğrisi değişken şekil değişimi davranışının tespiti yanında Neuber Kuralı ya da modifikasyonlarının esas alınması yoluyla çentik dibi zorlamalarının belirlenmesini sağlar (Neuber 1968a, Beste ve Seeger 1976, Seeger vd 1977, Sonsino 1984, Sonsino 1993).

Uzama Wöhler eğrilerinde esas malzeme Şekil 4.4, kaynak metali Şekil 4.5 ve ısı tesiri altındaki bölge Şekil 4.6 için elastik – plastik zorlamalarda yorulma dayanımı davranışı gösterilmiştir.

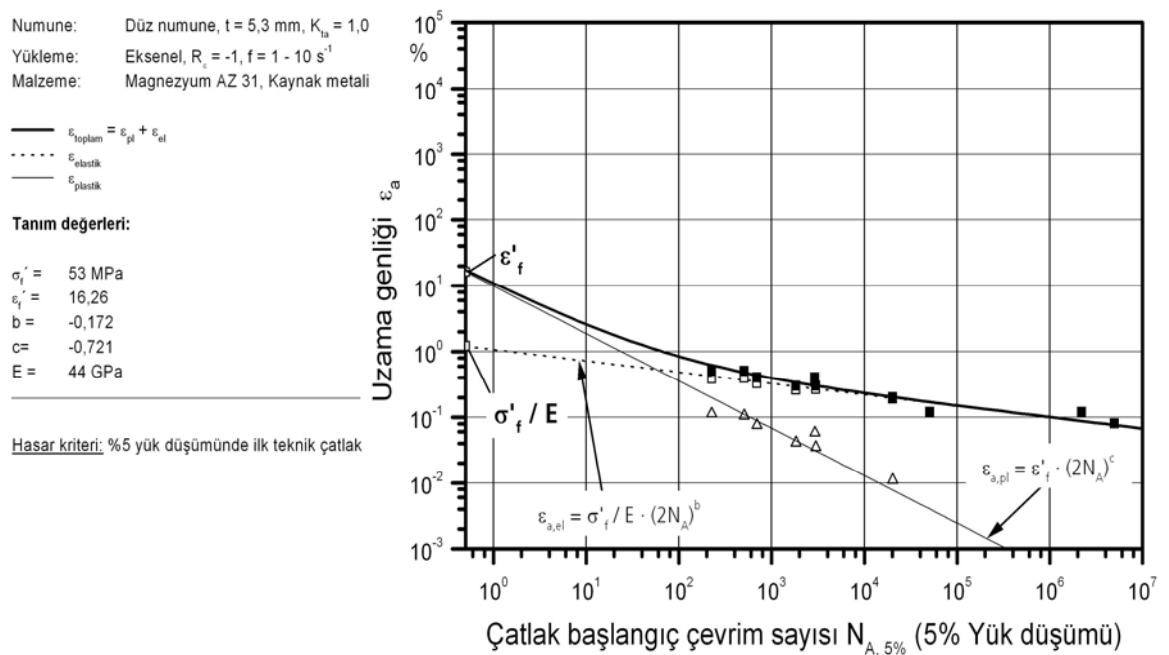
Uzama Wöhler eğrilerinde periyodik kararlı durumda toplam uzamanın genlikleri ve elastik – plastik uzama kısımları dayanılabilir çatlak çevrim sayısı N_A üzerine taşınmıştır. Çatlak çevrim sayısı N_A , maksimum gerilmenin %5 düşmesi durumunda belirlenmiştir. Bu, seçilen numune formunda $a_{tek} = 0,25 - 0,50$ mm'ye kadar derinlikteki bir ilk teknik çatlakla denk gelmektedir. Müşterek bir değerlendirme ölçeğine sahip olmak amacıyla bu çatlak derinlikleri için düz numunelerle yük kontrollü olarak gerçekleştirilen yorulma dayanım deneylerinin çatlak çevrim sayıları belirlenmiştir.

Periyodik uzama genliğinin elastik kısmı esas malzeme ve ısı tesiri altındaki bölge için az oranda farklılık gösterirken, ısı tesiri altındaki bölge için plastik kısmın esas malzeme için olandan açıkça daha yüksek olduğu görülmektedir. Böylece ısı tesiri

altındaki bölge iç yapısı daha sünek olmaktadır. Kaynak metali iç yapısı, esas malzeme ve ısı tesiri altındaki bölgeye göre daha düşük elastik dayanılabilir uzama göstermektedir. Ancak plastik davranış açısından esas malzeme ile kıyaslanabilir durumdadır. Üç malzeme durumu için, yaklaşık $5 \cdot 10^3$ çevrim sayısından itibaren lineer-elastik malzeme davranışı mevcut olmaktadır.



Şekil 4.4 Esas malzemenin uzama Wöhler eğrileri



Şekil 4.5 Kaynak metalinin uzama Wöhler eğrileri

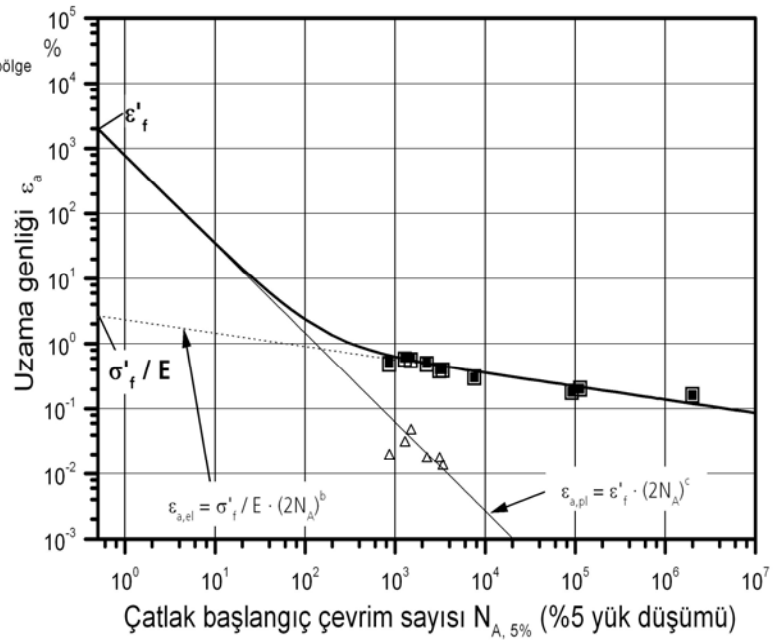
Numune: Düz numune, $t = 5,3 \text{ mm}$, $K_{ts} = 1,0$
 Yükleme: Eksenel, $R_c = -1$, $f = 1 - 10 \text{ s}^{-1}$
 Malzeme: Magnezyum AZ 31, Isı tesiri altındaki bölge

— $\epsilon_{\text{toplam}} = \epsilon_{pl} + \epsilon_{el}$
 $\epsilon_{\text{elastik}}$
 — $\epsilon_{\text{plastik}}$

Tanım değerleri:

$\sigma_f' = 1150,40 \text{ MPa}$
 $\epsilon_f' = 20061,35$
 $b = -0,204$
 $c = -1,365$
 $E = 43 \text{ GPa}$

Hasar kriteri: %5 yük düşümünde ilk teknik çatlak



Şekil 4.6 Isı tesiri altındaki bölgenin uzama Wöhler eğrileri

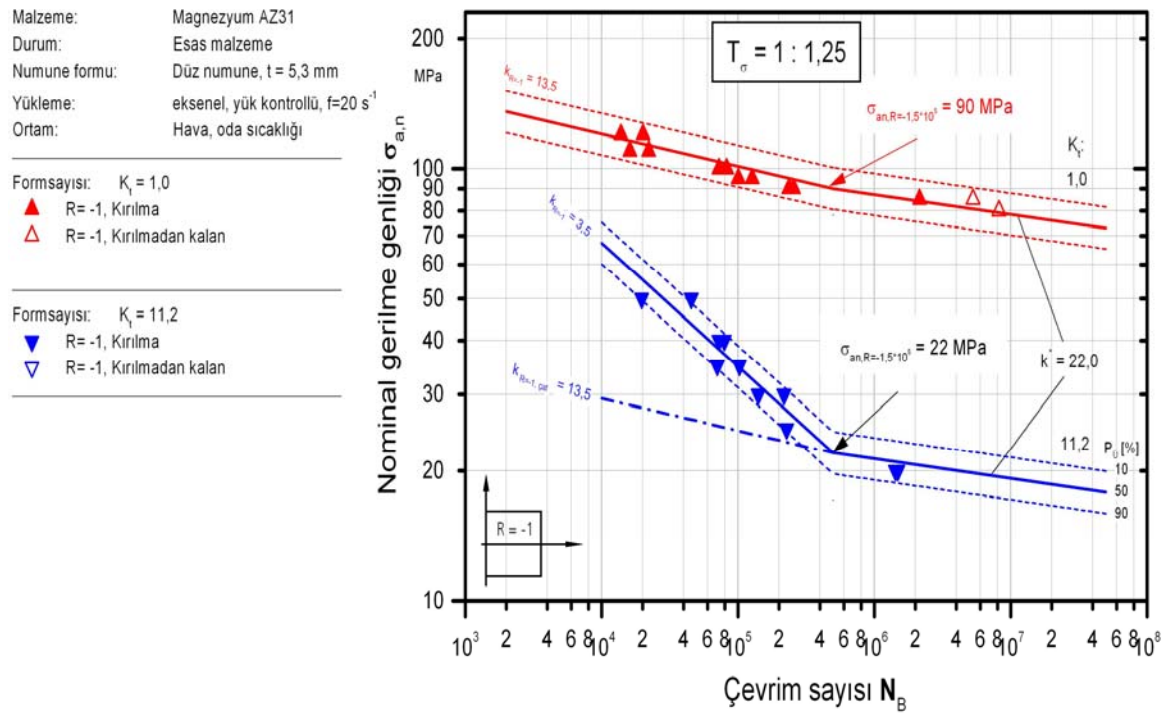
Deney sonuçlarından elde edilen sabitler buna ait diyagramlarda ve Tablo 4.1'de gösterilmiştir.

Tablo 4.1 Elastik – plastik malzeme davranışı tanım değerleri

Sabitler		Esas malzeme	Kaynak metali	Isı tesiri altındaki bölge
Elastisite modülü (Statik)	E [GPa]	43	37	43
Statik gerilme katsayısı	K [MPa]	900	583	723
Statik sertleşme üssü	n	0,211	0,271	0,182
Statik % 0,2 uzama sınırı	$R_{p0,2}$ [MPa]	241	108	233
Elastisite modülü (Periyodik)	E [GPa]	44	44	43
Periyodik gerilme katsayısı	K' [MPa]	317	428	615
Periyodik sertleşme üssü	n'	0,073	0,193	0,161
Periyodik % 0,2 uzama sınırı	$R_{p0,2}'$ [MPa]	200	129	227
Periyodik gerilme katsayısı	σ_f' [MPa]	104,3	53,0	1150,4
Periyodik gerilme üssü	b	-0,201	-0,172	-0,204
Periyodik uzama katsayısı	ϵ_f'	168,77	16,26	20061,35
Periyodik uzama üssü	c	-0,789	-0,721	-1,365

4.1.2. Yük kontrolü altında çentikli ve çentiksiz durumda yorulma dayanımı davranışı

Değişken zorlamalar altında ($R_\sigma = -1$) ve dalgalı zorlamalar altında ($R_\sigma = 0$) çentiksiz ($K_t = 1,0$) ve çentikli ($K_t = 11,2$) düz numunelerle gerçekleştirilen yük kontrollü yorulma dayanım değerlerinin sonuçları esas malzeme, kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölge için Şekil 4.7'den Şekil 4.12'ye kadar bunlara ait Wöhler eğrileriyle gösterilmiştir. Zorlama parametresi olarak nominal gerilme genliği ve hasar kriteri olarak çatlak başlangıcı ve kırılma çevrim sayısı alınmıştır.



Şekil 4.7 Esas malzemenin R = -1 için Wöhler ($\sigma - N$) diyagramı

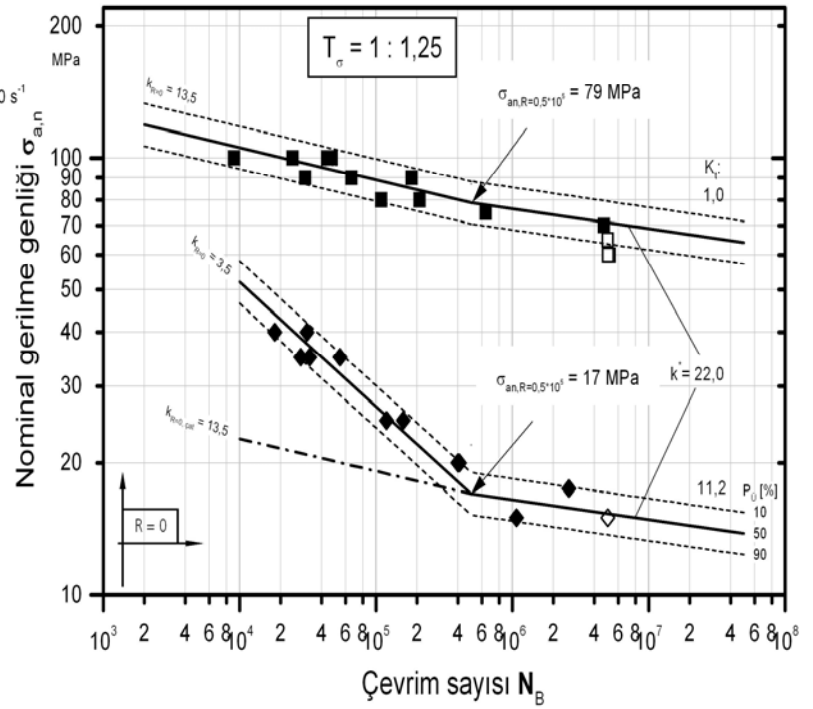
Büyüyen çentik etkisiyle kırılma Wöhler diyagramının akışı dikleşmektedir. Böylece eğim sayısı $k_{\%50}$ (Haibach 1989) azalmaktadır.

$$k_{\%50} = \frac{\Delta \log N}{\Delta \log \sigma_a} \quad (4.1)$$

Malzeme: Magnezyum AZ31
 Durum: Esas malzeme
 Numune formu: Düz numune, t = 5,3 mm
 Yükleme: aksel, yük kontrollü, f=20 s⁻¹
 Ortam: Hava, oda sıcaklığı

Formsayısı: $K_f = 1,0$
 ■ R= 0, Kırılma
 □ R= 0, Kırılmadan kalan
 ⊠ R= 0, Tekrar yükleme ile kırılma

Formzahı: $K_f = 11,2$
 ◆ R= 0, Kırılma
 ◇ R= 0, Kırılmadan kalan

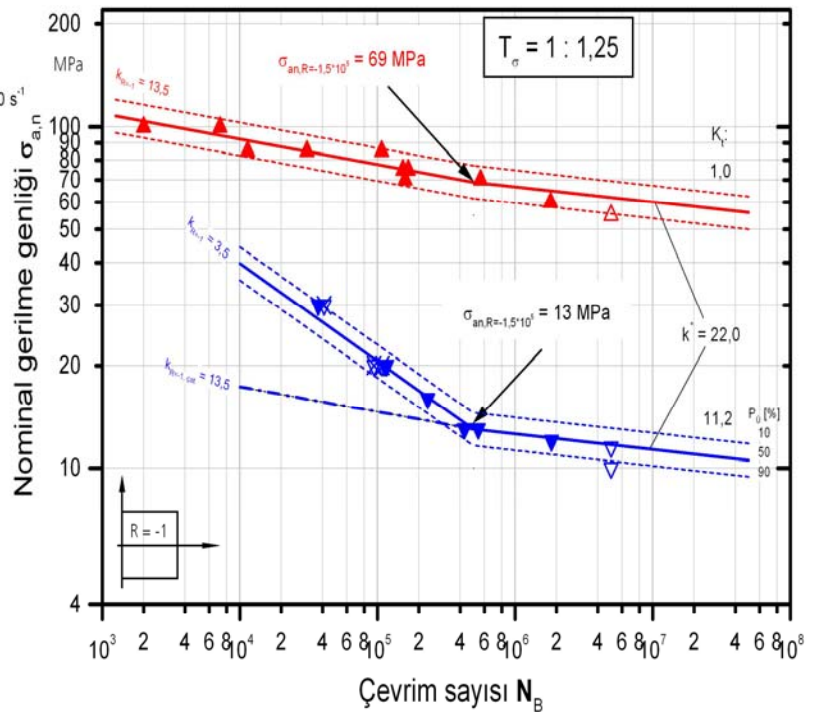


Şekil 4.8 Esas malzemenin R = 0 için Wöhler ($\sigma - N$) diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31
 Durum: Kaynak metalı
 Numune formu: Düz numune, t = 4,6 mm
 Yükleme: aksel, yük kontrollü, f=20 s⁻¹
 Ortam: Hava, oda sıcaklığı

Formsayısı: $K_f = 1,0$
 ▲ R= -1, Kırılma
 △ R= -1, Kırılmadan kalan

Formsayısı: $K_f = 11,2$
 ▼ R= -1, Kırılma
 ▽ R= -1, Kırılmadan kalan
 ⊠ R= -1, Tekrar yükleme ile kırılma

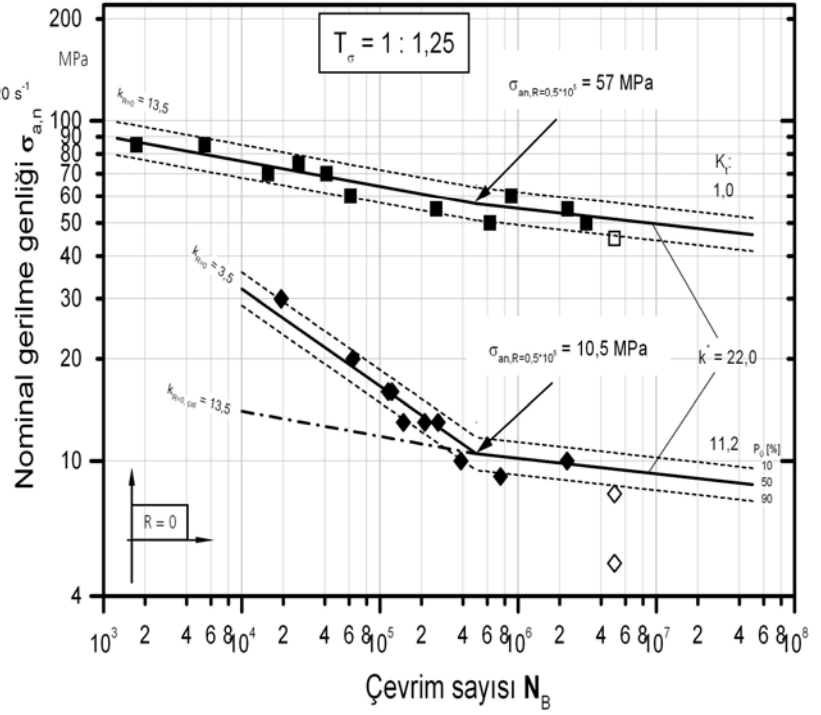


Şekil 4.9 Kaynak metalinin R = -1 için Wöhler ($\sigma - N$) diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31
 Durum: Kaynak metali
 Numune formu: Düz numune, t = 4,6 mm
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, f=20 s⁻¹
 Ortam: Hava, oda sıcaklığı

Formsayı: K_f = 1,0
 ■ R = -1, Kırılma
 □ R = -1, Kırılmadan kalan

Formsayı: K_f = 11,2
 ◆ R = -1, Kırılma
 ◇ R = -1, Kırılmadan kalan

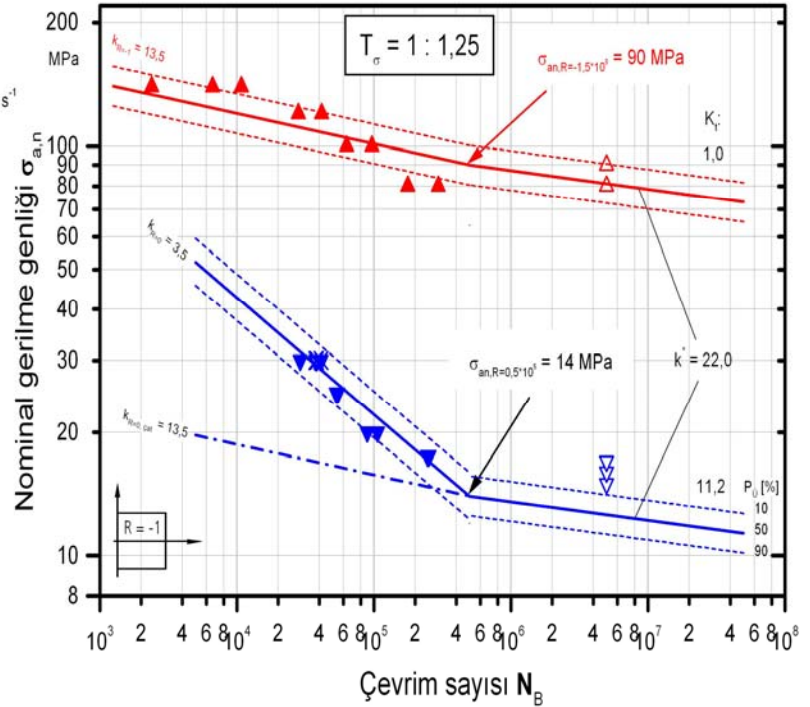


Şekil 4.10 Kaynak metalinin R = 0 için Wöhler (σ - N) diyagramı

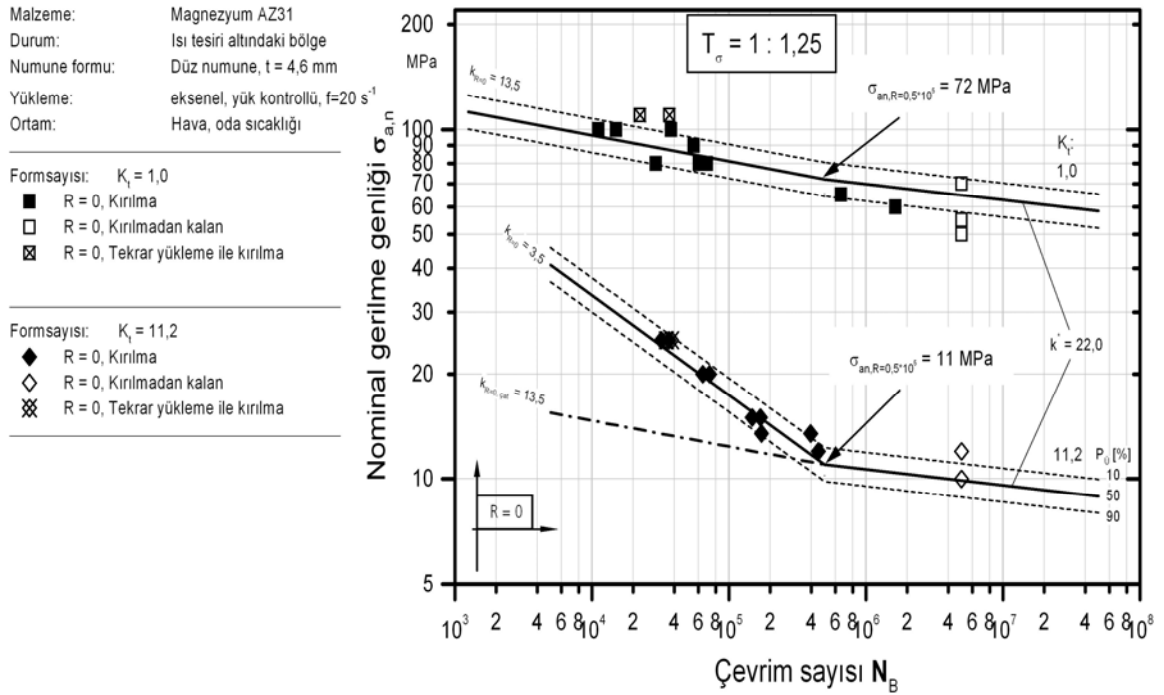
Malzeme: Magnezyum AZ31
 Durum: Isı tesiri altındaki bölge
 Numune formu: Düz numune, t = 4,6 mm
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, f=20 s⁻¹
 Ortam: Hava, oda sıcaklığı

Formsayı: K_f = 1,0
 ▲ R = -1, Kırılma
 △ R = -1, Kırılmadan kalan
 ⊗ R = -1, Tekrar yükleme ile kırılma

Formsayı: K_f = 11,2
 ▼ R = -1, Kırılma
 ▽ R = -1, Kırılmadan kalan
 ⊗ R = -1, Tekrar yükleme ile kırılma



Şekil 4.11 Isı tesiri altındaki bölgenin R = -1 için Wöhler (σ - N) diyagramı



Şekil 4.12 Isı tesiri altındaki bölgenin R = 0 için Wöhler ($\sigma - N$) diyagramı

Wöhler diyagramlarının bükülme noktası müştereken $N_k=5 \cdot 10^5$ olarak belirlenmiştir. Bükülme noktasından sonra da yorulma dayanımındaki düşme hesaba alınmaktadır. Ancak bu düşme zaman dayanımı bölgesindeki düşmeden daha az olmaktadır. Daha önceleri varsayıldığı gibi, belirgin bir sürekli dayanım (yorulma dayanımı) ne çelik, ne alüminyum ve ne de magnezyum için mevcut değildir (Sonsino 2005b).

Tecrübelerle dayanarak magnezyum alaşımları için bükülme noktasından sonra her on dekatta (örneğin magnezyum alaşımlarında bükülme noktası olarak belirlenen $5 \cdot 10^5$ çevrim sayısından $5 \cdot 10^6$ çevrim sayısına gidildiğinde) yorulma dayanımının % 10 düşmesi hesaba mutlaka alınmalıdır. Bundan dolayı deneyler $5 \cdot 10^6$ sınır çevrim sayısına kadar gerçekleştirilmiştir. Burada kırılmayan numuneler, kırılmadan kalan olarak adlandırılmaktadır. Bunlarla ilgili gösterimler Wöhler diyagramlarında açık sembollerle ifade edilmektedir. Bu numuneler yeni bir deneyde, daha yüksek bir gerilme genliği seviyesinde ikinci kez zorlanmış ve açık sembollerin üzerine çapraz işareti konulmak suretiyle ifade edilmiştir (tekrar yükleme ile kırılma).

Elde edilen çatlak çevrim sayıları yaklaşık 0,25'den 0,50 mm'ye kadar bir çatlak derinliğini esas almaktadır. Çatlak yayılma ömrünün rölatif kısmı, yani çatlak başlangıcı

ve kırılma çevrim sayıları arasındaki fark, azalan ömürle ve yükselen çentik form sayısı ile artmaktadır. Keskin çentikli birleştirmelerde çatlak başlangıç çevrim sayısı toplam ömrün yaklaşık %90'ına tekabül etmektedir. Bundan dolayı 5,3 mm kalınlığındaki çentiksiz numunelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler eğrileri için aynı eğim alınmıştır.

Çevrim sayısı $N =$ sabit olmak üzere saçılma (dağılma) bandı olarak eşitlik (4.2) kullanılmaktadır (Haibach 1989, Buxbaum 1992).

$$T_{\sigma_a} = 1 : \frac{\sigma_a(P_U = 10\%)}{\sigma_a(P_U = 90\%)} \quad (4.2)$$

Esas malzemenin, kaynak metalinin ve ısı tesiri altındaki bölgeden düz numunelerin Wöhler eğrileri için müşterek bir saçılma bandı $T_\sigma = 1 : 1,25$ alınmıştır. Müşterek saçılma ölçülerinin alınması standartlaştırılmış Wöhler eğrileri yöntemine dayanmakta (Haibach 2002) olup alüminyum ve magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerde elde edilen tecrübe değerlerini desteklemektedir (Schüler 1968, Rethmeier 2003, Sonsino vd 2005a).

Tablo 4.2'de ortalama Wöhler eğrilerinin (kırılmama olasılığı $P_u = \%50$) eğim sayıları ve Wöhler eğrisinin bükülme noktasında elde edilen yorulma dayanımı değerleri EM, KM ve ITAB için verilmiştir.

Yorulma dayanımı davranışının farklılıkları, ergime nedeniyle kaynak metali gözenekli, döküm benzeri bir iç yapı gösterirken esas malzemede haddeme sonucu homojen, yönlendirilmiş bir iç yapının mevcut olmasında aranmalıdır (Bkz bölüm 3.1.3).

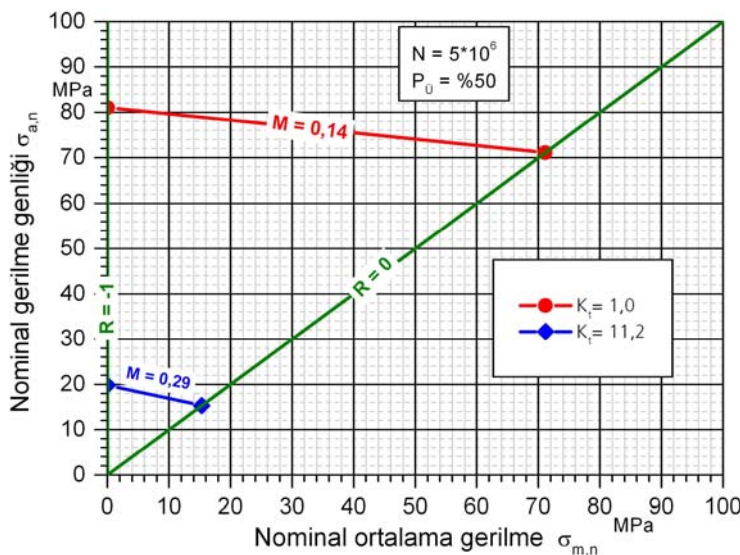
Ortalama gerilme hassasiyeti M eşitlik (4.3) ile verilmektedir.

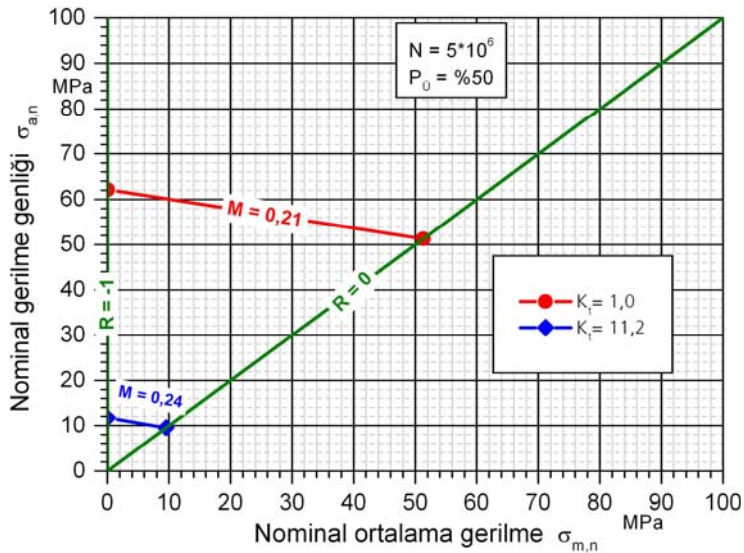
$$M = \frac{\sigma_a(R = -1)}{\sigma_a(R = 0)} - 1 \quad (4.3)$$

Tablo 4.2 Düz numunelerin Wöhler eğrilerinin tanım değerleri

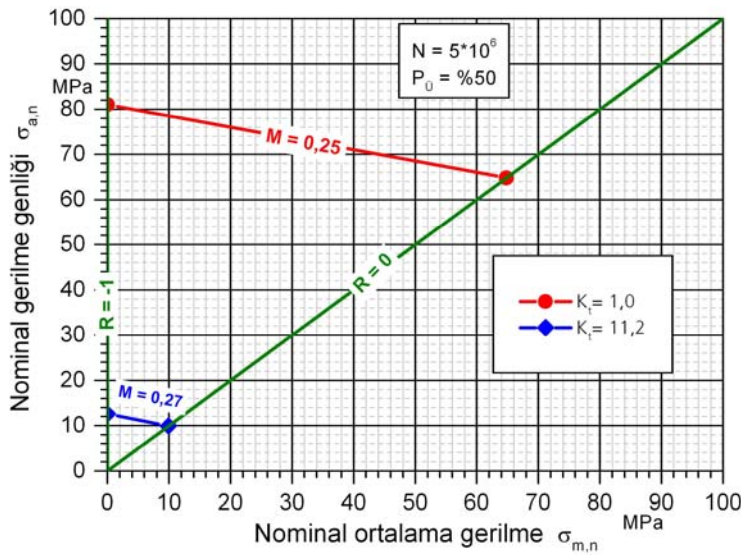
	Çentik durumu	Esas Malzeme (EM)				Kaynak metali (KM)				Isı tesiri altındaki bölge (ITAB)			
		N_k	$\sigma_{an,k}$ [MPa]	$\sigma_{an,5Mil}$ [MPa]	$k_{50\%,kır}$ $k_{50\%,cat}$	N_k	$\sigma_{an,k}$ [MPa]	$\sigma_{an,5Mil}$ [MPa]	$k_{50\%,kır}$ $k_{50\%,cat}$	N_k	$\sigma_{an,k}$ [MPa]	$\sigma_{an,5Mil}$ [MPa]	$k_{50\%,kır}$ $k_{50\%,cat}$
R=-1	$K_t=1,0$	$5 \cdot 10^5$	90,0	81,0	13,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	69,0	62,1	13,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	90,0	81,0	13,5 13,5
	$K_t=11,2$	$5 \cdot 10^5$	22,0	19,8	3,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	13,0	11,7	3,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	14,0	12,6	3,5 13,5
R=0	$K_t=1,0$	$5 \cdot 10^5$	79,0	71,1	13,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	57,0	51,3	13,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	72,0	64,8	13,5 13,5
	$K_t=11,2$	$5 \cdot 10^5$	17,0	15,3	3,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	10,5	9,5	3,5 13,5	$5 \cdot 10^5$	11,0	9,9	3,5 13,5
Ortalama gerilme hassasiyeti (M), $N = 5 \cdot 10^6$													
	$K_t=1,0$	0,14				0,21				0,25			
	$K_t=11,2$	0,29				0,24				0,27			

$5 \cdot 10^6$ çevrim sayısında, her üç iç yapı durumu ve her iki çentik durumu için ($K_t = 1,0$ ve $11,2$) $M = 0,14$ ile $0,29$ arasında bulunmaktadır. Çatlak benzeri çentikli numunelerde ($K_t = 11,2$) ortalama gerilme hassasiyeti daha yüksektir. Şekil 4.13 esas malzeme, Şekil 4.14 kaynak metali ve Şekil 4.15 ısı tesiri altındaki bölge numuneleri için elde edilen Haigh Diyagramlarını (gerilme genliğinin ortalama gerilmeye bağıllığı) göstermektedir. Ortalama gerilme hassasiyeti M , çatlak şeklinde çentik açılmış numunelerde genel olarak yüksek olmaktadır. Çentiksiz ve keskin çentikli numuneler arasındaki ortalama gerilme hassasiyetindeki fark esas malzemede en belirgin şekilde ($M = 0,14$ ve $M = 0,29$) ortaya çıkmaktadır.

**Şekil 4.13** Esas malzeme numunelerine ait Haigh Diyagramı



Şekil 4.14 Kaynak metali numunelerine ait Haigh Diyagramı

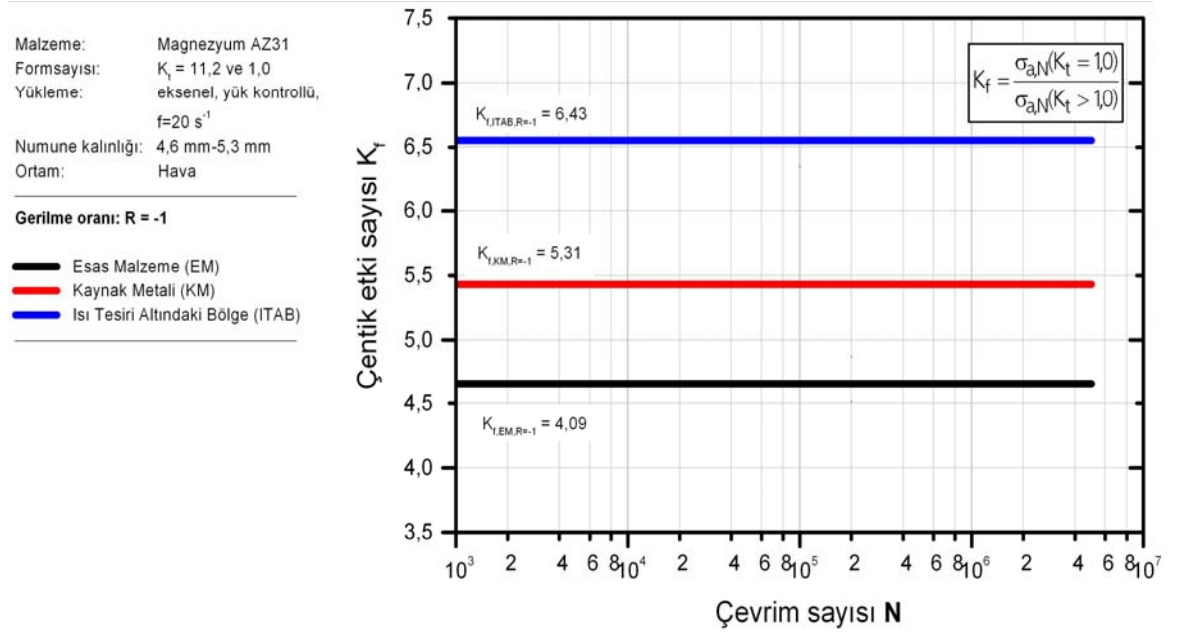


Şekil 4.15 Isı tesiri altındaki bölge numunelerine ait Haigh Diyagramı

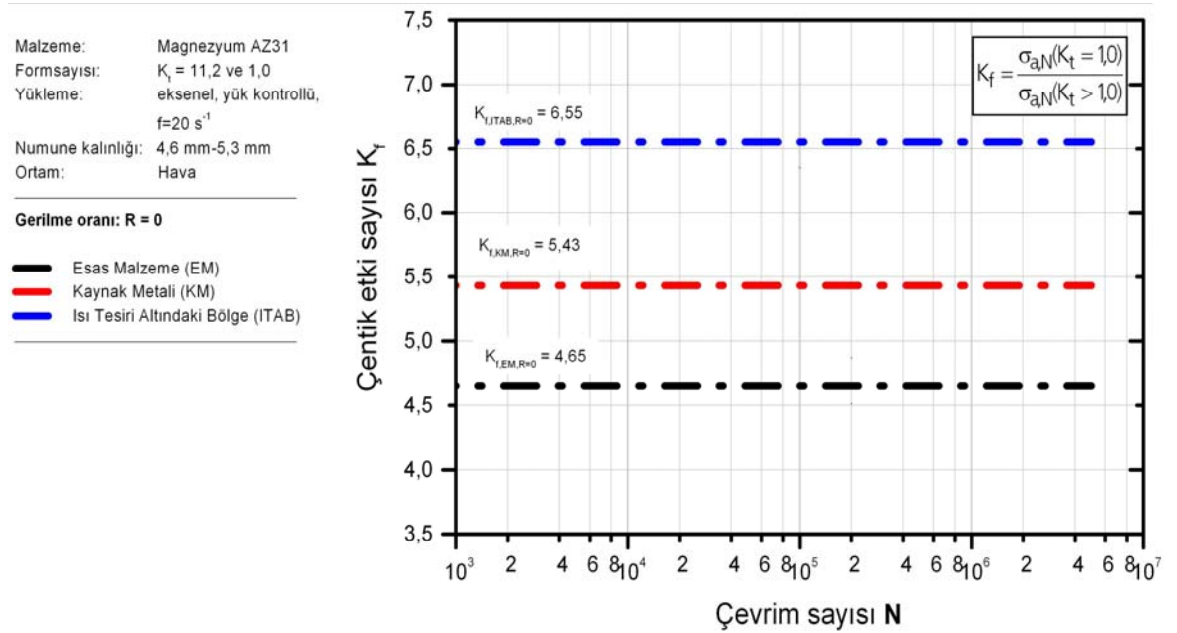
4.1.3. Eşdeğer yapısal uzunluğun (ρ^*) hesaplanması

Bölüm 2.3.3'te açıklandığı gibi, eşdeğer yapısal uzunluğu belirlemek için esas malzeme, kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölge numunelerinin $R = -1$ için Şekil 4.16 ve $R = 0$ için Şekil 4.17 yorulma dayanımı sonuçlarından ilk önce çentik etki sayıları K_f (eşitlik 2.14) türetilmiştir. Hesaplamalarda çatlak başlangıcı Wöhler eğrilerinin eğimleri ve büküm noktaları esas alınmıştır. Çentiksiz ve keskin çentikli

numunelerin aynı eğim sayıları nedeniyle çatlak başlangıç çevrim sayısı N_A üzerinde K_f 'nin sabit bir akışı ortaya çıkmaktadır.

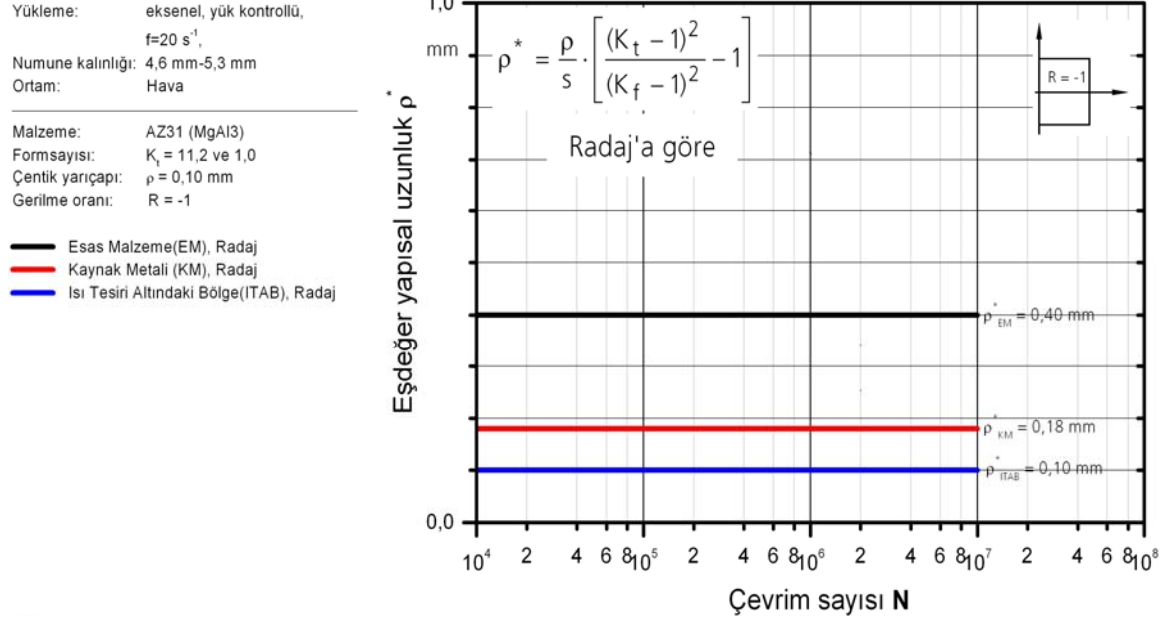


Şekil 4.16 R = -1 gerilme oranı için çentik etki sayıları

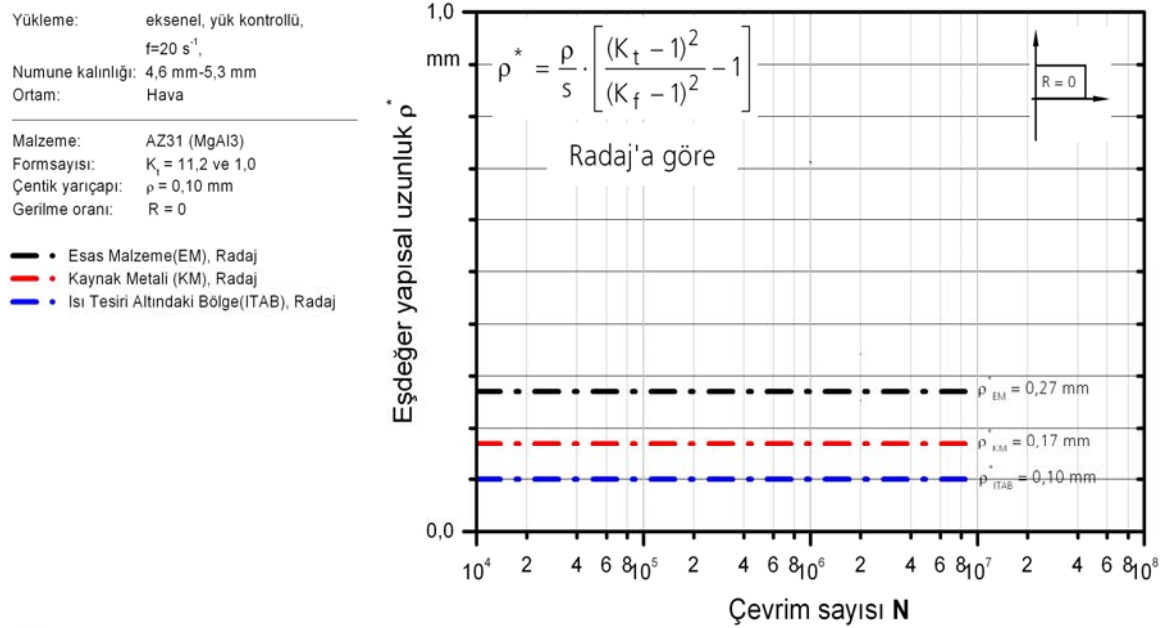


Şekil 4.17 R = 0 gerilme oranı için çentik etki sayıları

Magnezyum AZ31 alaşımının değişik malzeme durumları için çatlak başlangıcı çevrim sayısı N_A 'ya bağlı olarak Radaj'a göre (eşitlik (2.20) ve bölüm 2.3.4) elde edilen eşdeğer yapısal uzunluklar (ρ^*) $R = -1$ için Şekil 4.18 ve $R = 0$ için Şekil 4.19'da gösterilmiştir.



Şekil 4.18 $R = -1$ için Radaj'a göre hesaplanan eşdeğer yapısal uzunluklar



Şekil 4.19 $R = 0$ için Radaj'a göre hesaplanan eşdeğer yapısal uzunluklar

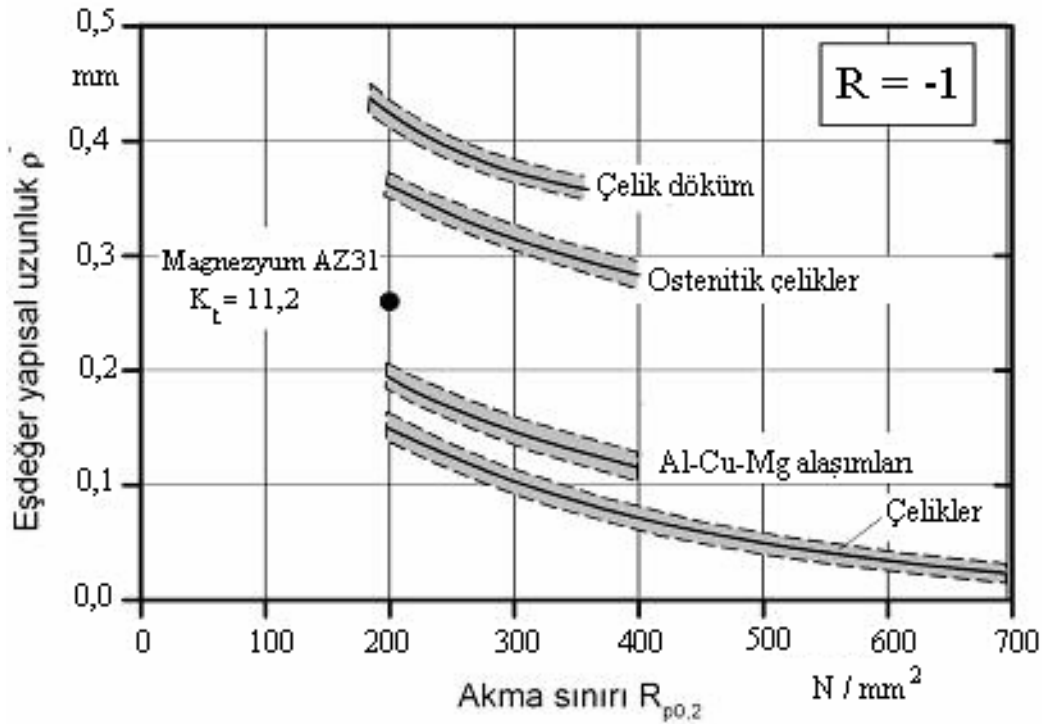
Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* 'ın değerleri her bir iç yapı durumu için Tablo 4.3'te özetlenmiştir. Radaj'a göre elde edilen eşdeğer yapısal uzunluklar (ρ^*) 0,10 mm ile 0,40 mm arasında değişmektedir. Bu, kullanılan hasar birikim hipotezi (von Mises'e göre şekil değiştirme enerjisi hipotezi) için $s = 2,5$ mikro destek etkisi faktörünün kullanılmasıyla farzedilen eşdeğer yarıçapın (ρ_f) 0,25 mm'den 1,0 mm'ye kadar olan değerlerine karşılık gelmektedir. Uygulayıcı için eşdeğer yarıçapların (ρ_f) bu büyük saçılımı, kaynak dikişi çentik durumu için gerekli olan doğru değerlerin seçilmesindeki zorlukları beraberinde getirmektedir.

Tablo 4.3 Radaj'a göre eşdeğer yapısal uzunluklar (ρ^*) ve farzedilen eşdeğer yarıçaplar (ρ_f)

		Magnezyum alaşımı AZ31			
					Radaj'a göre
		ρ [mm]	K_t	K_f	ρ^*_{Radaj} [mm]
					$\rho_{f,\text{Radaj}}$ [mm]
R = -1	Esas malzeme	0,10	11,2	4,09	0,40
					1,00
	Isı tesiri altındaki bölge	0,10	11,2	6,43	0,10
					0,25
	Kaynak metali	0,10	11,2	5,31	0,18
					0,45
R = 0	Esas malzeme	0,10	11,2	4,65	0,27
					0,68
	Isı tesiri altındaki bölge	0,10	11,2	6,55	0,10
					0,25
	Kaynak metali	0,10	11,2	5,43	0,17
					0,43

4.1.4. Elde edilen eşdeğer yapısal uzunlukların literatür ile karşılaştırılması

Neuber (Siebel ve Stieler 1955, Neuber 1968a), çeşitli malzeme grupları için eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* ile 0,2 uzama sınırı (akma sınırı) arasında bir ilişki olduğundan sözetmektedir (Şekil 4.20). Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* , AlCuMn alaşımı için 0,1 ile 0,2 mm arasında elde edilmektedir.



Şekil 4.20 Neuber'e göre akma sınırına $R_{p,0.2}$ bağlı olarak değişik malzemelerin eşdeğer yapısal uzunlukları

Eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* malzemenin yapısına ve bileşimine (örneğin malzeme grubuna ve akma sınırına) bağlı uzunluk boyutlu bir malzeme sabiti olduğundan, bu tanım değeri ile lokal malzeme davranışının etkisi dikkate alınabilmektedir. Kaynak metalinde bir döküm iç yapısı oluşması nedeniyle Neuber'e (Neuber 1968a) göre örneğin 240 N/mm² akma sınırına sahip çelik döküm için (S235 genel yapı çeliği) $\rho^* = 0,4$ mm'lik bir değer verilmektedir (Neuber 1968a, Seeger 1997, FKM 1998). Gerçek çentik yarıçapı olarak en uygunsuz (kötü) $\rho_f = 0$ mm değeri kabul edildiğinde çelik malzemelerden kaynaklı yapı elemanları birleştirmeleri için güvenli olan tarafta bulunan farzedilen çentik yarıçapı $\rho_f = 0 + (2,5 \times 0,4) = 1,0$ mm olarak elde edilmektedir.

Lokal zorlanma yöntemlerinin geliştirilmesi ile ilgili yapılan geniş kapsamlı araştırmalarda öncelikli olarak yukarıda belirtildiği gibi çelik malzemelerden kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı hesaplarında ve ilaveten doğal sertlikteki alüminyum alaşımı AlMg4,5Mn ve çökeltme sertleştirilmesi uygulanabilen alüminyum alaşımı AlMgSi1 T6 için başarılı olunmuştur (Tablo 4.4). Özellikle çentik hassasiyeti gösteren

magnezyum alaşımlarında lokal yöntemin uygulanması için bu çalışmaya kadar hiçbir dayanım tanım değerleri elde edilememiştir.

Tablo 4.4 Kaynaklı birleştirmelerde mikro destek etkisi yönteminin uygulanması

Malzeme	Literatür	Eşdeğer yapısal uzunluk, ρ^* (mm) (Neuber'e göre)	Eşdeğer yarıçap ρ_f (mm) (Neuber'e göre)
Yapı Çelikleri	Neuber 1968, Radaj 1995 Seeger, Amustutz 1997	0,40	1,00
AlMg4,5Mn	Werner, Radaj, Sonsino 1999	0,23	0,60
AlMgSi1 T6	Morgenstern, Sonsino vd 2004	0,24	0,60
AlMg4,5Mn	Morgenstern, Sonsino vd 2004	0,35	0,88
Mg-Alaşımları	Bu çalışmaya kadar herhangi bir literatür yok	-	-

Morgenstern (Morgenstern vd 2004), çökeltme sertleştirilmesi uygulanabilen alüminyum alaşımıyla (AlMgSi1 T6 (AW6082)) yaptığı çalışmaların yanısıra daha önce Werner tarafından (Werner 2001) doğal sertlikli alüminyum alaşımında (AlMg4,5Mn (AW5083)) elde edilen sonuçları da yeniden değerlendirmiştir. Bu çalışmalar sonucunda eşdeğer yapısal uzunluk olarak, esas malzeme için 0,19 mm ve 0,27 mm ve kaynak metali için de 0,24 mm ve 0,35 mm değerlerini bulmuştur. AlMgSi1 T6 alaşımında her iki malzeme durumu için de AlMg4,5Mn alaşımına göre daha düşük eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* değerleri ortaya çıkmaktadır. Aynı çalışmada böylece, alüminyumun iki farklı alaşımı arasında kaba bir uyum ortaya çıkmaktadır. Neuber'in araştırmalarını günümüzde tekrar etmek zor olacağından bu türden sapmaları değerlendirmek de zor olmaktadır. Akma sınırı $R_{p0,2}$ 'den eşdeğer yapısal uzunlukların tahmini kabaca mümkün olmaktadır. Ancak bu durum uygulayıcı için uygun bir hesaplama yöntemi olarak görülmemektedir.

Daha önceki araştırmalardan (Werner 2001) eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesinin ancak belirli bir çentik keskinliğinden itibaren mantıklı bir şekilde gerçekleştirilebileceği bilinmektedir. $K_t \approx 4,0$ 'den küçük değerli çentikler içeren

numunelerle elde edilen eşdeğer yapısal uzunluk form sayısı K_t 'den bağımsızdır. Çünkü, mikro destek etkisi sadece azaltılmış olarak etkili olmaktadır. Bu durum bu yöntemin, sadece keskin çentikli kaynaklı birleştirmelerdeki yorulma ömrü hakkında doğru söylemlerin mümkün olacağı sonucunu beraberinde getirmektedir. Eşdeğer yapısal uzunluğun belirlenmesi için yapılan değerlendirmeler bu noktada, mikro destek etkisi yönteminin uygulanması için her bir iç yapı durumu ve her alaşım için sabitlerin belirlenmesinde yüksek çaba ve masrafların gerekli olduğunu göstermektedir. Alaşım ve iç yapıdan bağımsız olma durumu mikro destek etkisi yönteminde söz konusu değildir.

4.2. Yük Kontrolü Altında Kaynaklı Birleştirmelerin Yorulma Dayanımı Davranışı

5,3 mm kalınlığında kök aralıklı ve kök aralıksız alın birleştirmeleri ve köşe dikişli enine dikmelerle, değişken ($R = -1$) ve dalgalı ($R = 0$) zorlamalar ile dalgalı çekme zorlamaları ($R = 0,5$) altında aksel yük kontrollü yorulma dayanımı deneyleri yapılmıştır. Çatlak, kök aralıklı kaynak numunelerinde yüksek gerilme konsantrasyonu nedeniyle kök aralığında başlamaktadır. Kök aralıksız kaynak numunelerinde ise çatlak, dikiş geçiş bölgesi çentiğinde başlamıştır.

Yorulma dayanımı deneylerinin sonuçları nominal gerilme sisteminde değişken ($R = -1$) ve dalgalı ($R = 0$) zorlamalar ile dalgalı çekme ($R = 0,5$) zorlamaları için kırılma hasar kriteri ve teknik çatlak başlangıcı kriteri (burada $a_{tek} = 0,25$ ile $0,5$ mm arasında) için ayrı ayrı Wöhler diyagramlarında gösterilmiştir.

Magnezyum AZ31 alaşımı için deney noktaları, her defasında kök aralıksız ve kök aralıklı alın birleştirmeleri ile köşe dikişli enine dikmeler için Wöhler diyagramlarında gösterilmiştir. Bu Wöhler diyagramlarının eğimi her üç gerilme oranı ve her üç birleştirme şekli için $k = 3,0$ olarak alınmıştır.

Deney sonuçlarını Wöhler diyagramına taşıma işlemi önce her bir birleştirme şekli ve gerilme oranları $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ için gerçekleştirilmiştir. Şekil 4.21 kök aralıksız alın birleştirmelere, Şekil 4.22 kök aralıklı alın birleştirmelere ve Şekil 4.23 köşe dikişli enine dikmelere ait deney sonuçlarını göstermektedir. Bükülme noktası için

müşterek olarak $N_k = 5.10^5$ çevrim sayısı ve saçılma (dağılma) bandı olarak da her üç birleştirme şekli için $T_\sigma = 1 : 1,40$ seçilmiştir.

Diğer yandan, nominal gerilme sisteminde deney sonuçlarını Wöhler diyagramına taşıma işlemi her bir birleştirme şekli ve ayrı olarak gerilme oranları ($R = -1$, $R=0$ ve $R=0,5$) için Şekil 4.24, Şekil 4.25 ve Şekil 4.26'da gösterilmiştir.

Ayrıca, çatlak başlangıç Wöhler diyagramları, kök aralıksız alın birleştirmeleri için $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ gerilme oranlarında Şekil 4.27, Şekil 4.28 ve Şekil 4.29'da, kök aralıklı alın birleştirmeleri için Şekil 4.30, Şekil 4.31 ve Şekil 4.32'de ve köşe dikişli enine dikmeler için Şekil 4.33, Şekil 4.34 ve Şekil 4.35'de gösterilmiştir. Kaynaklı numuneler için çatlak başlangıcı Wöhler diyagramlarının eğimi $k_{\text{cat}} = 12,0$ olmaktadır. Bu değer daha önce düz numuneler için kullanılan $k_{\text{cat}} = 13,5$ eğiminden biraz daha düşüktür. Köşe dikişli enine dikmeler, kök aralıksız ve kök aralıklı alın birleştirmelerine göre daha az keskinlikte bir çentiğe sahiptir ve böylece yorulma dayanımı değeri de bu alın birleştirmelerin üzerinde olmaktadır (Tablo 4.5).

Tablo 4.5 Kaynaklı birleştirmeler için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri

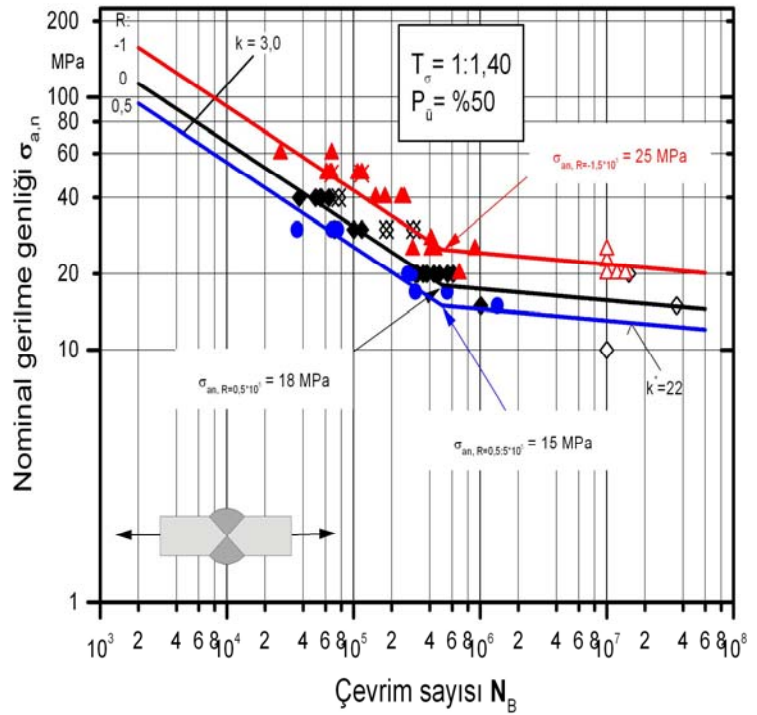
(^{*}) $N_k = 5.10^5$, (⁺) $N = 5.10^6$, $P_{\bar{u}} = \%50$)

Tanım değerleri	Kaynaklı birleştirmeler								
	Kök aralıksız alın dikışı			Kök aralıklı alın dikışı			Enine dikme		
	R=-1	R=0	R= 0,5	R=-1	R=0	R=0,5	R=-1	R=0	R=0,5
$\sigma_{\text{an,k}}^{*}$ [Mpa]	25,0	18,0	15,0	8,0	6,0	5,0	40,0	27,0	18,0
$\sigma_{\text{an,k}}^{+}$ [Mpa]	22,5	16,2	13,5	7,2	5,4	4,5	36,0	24,3	16,2
$k_{\%50}$	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0	3,0
1: T_σ	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40	1,40
M	0,39			0,33			0,48		
M	0,11			0,11			0,33		

Dayanılan gerilme genliği, ortalama gerilmenin yükselmesiyle (eşitlik (4.3), bölüm 4.1.2) azalmaktadır. Diğer bir ifade ile yorulma dayanımı değerleri, değişken zorlama altında dalgalı zorlamada olduğundan daha yüksek olmaktadır. Ortalama gerilme hassasiyetleri $M = 0,33$ 'den $0,48$ 'e kadar değerler almaktadır. Şekil 4.36 kök aralıksız

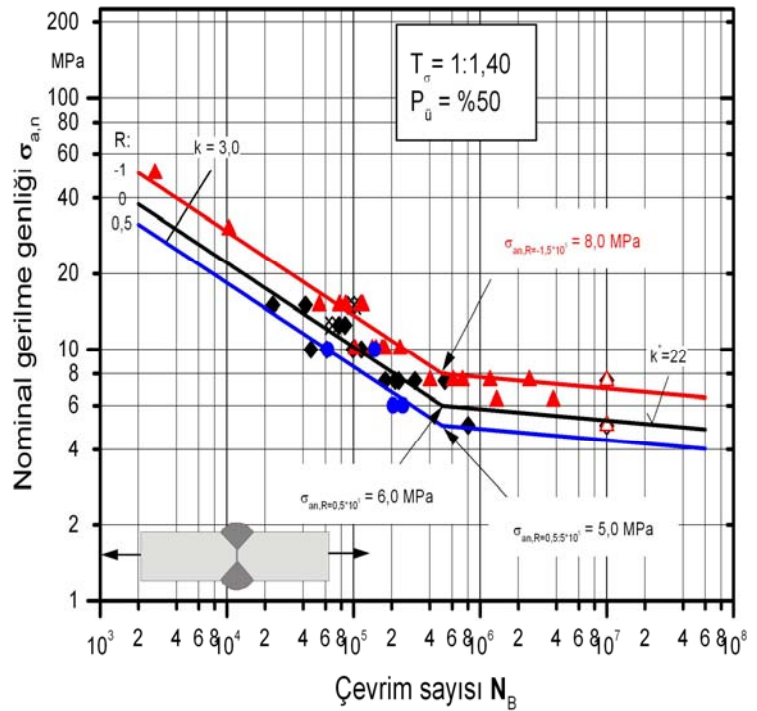
alın birleştirmeleri, Şekil 4.37 kök aralığına sahip alın birleştirmeleri ve Şekil 4.38 köşe dikişli enine dikmeler için elde edilen Haigh Diyagramlarını (gerilme genliğinin ortalama gerilmeye bağılılığı) göstermektedir.

Malzeme:	Magnezyum AZ31 (MgAl3)
Kaynak yöntemi:	MIG
Yükleme:	eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
Ortam:	Hava
Wöhler deneyi, R = -1	
▲	Kırılma
△	Kırılmadan kalan
⊗	Tekrar yüklemeye ile kırılma
Wöhler deneyi, R = 0	
◆	Kırılma
◇	Kırılmadan kalan
⊗	Tekrar yüklemeye ile kırılma
Wöhler deneyi, R = 0,5	
●	Kırılma



Şekil 4.21 Kök aralıksız alın birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları

Malzeme:	Magnezyum AZ31 (MgAl3)
Kaynak yöntemi:	MIG
Yükleme:	eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
Ortam:	Hava
Wöhler deneyi, R = -1	
▲	Kırılma
△	Kırılmadan kalan
Wöhler deneyi, R = 0	
◆	Kırılma
◇	Kırılmadan kalan
⊗	Tekrar yüklemeye ile kırılma
Wöhler deneyi, R = 0,5	
●	Kırılma



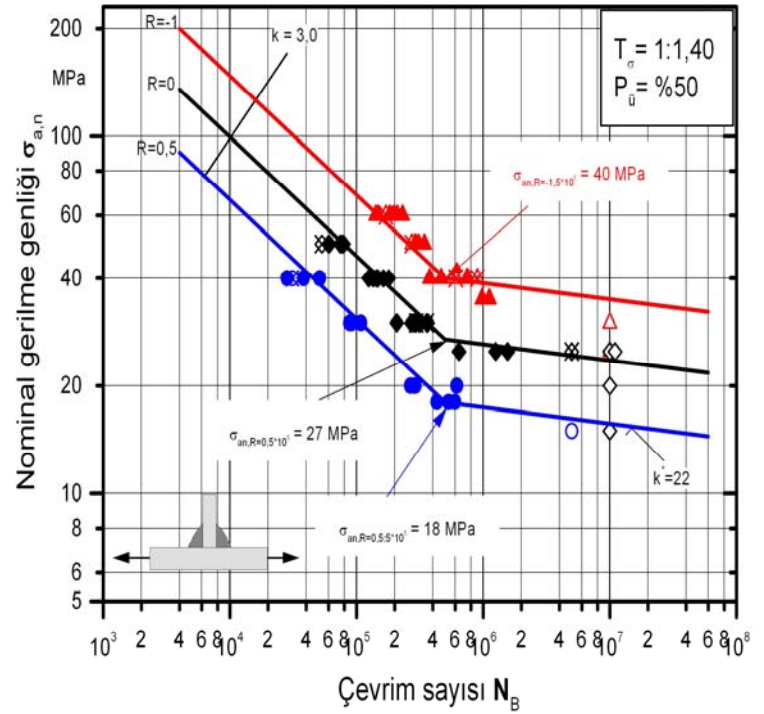
Şekil 4.22 Kök aralıklı alın birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, R = -1
 ▲ Kırılma
 △ Kırılmadan kalan
 ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma

Wöhler deneyi, R = 0
 ◆ Kırılma
 ◇ Kırılmadan kalan
 ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma

Wöhler deneyi, R = 0,5
 ● Kırılma
 ○ Kırılmadan kalan
 ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma



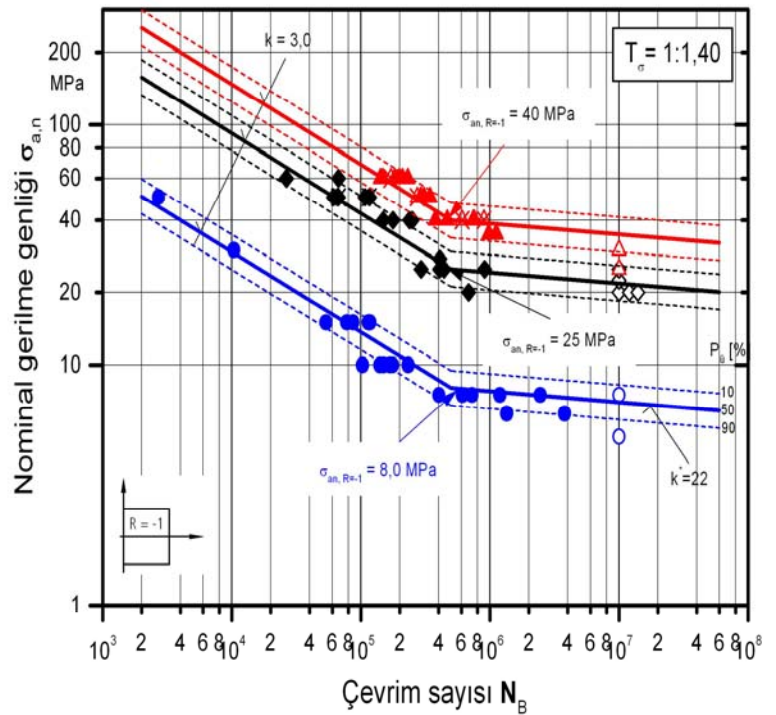
Şekil 4.23 Köşe dikişli enine dikmelerin yorulma dayanımı sonuçları

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, R = -1 Kök aralıksız alın dikişi
 ◆ Kırılma,
 ◇ Kırılmadan kalan
 ⊗ Tekrar yüklemeye ile kırılma

Wöhler deneyi, R = -1 Kök aralıklı alın dikişi
 ● Kırılma
 ○ Kırılmadan kalan

Wöhler deneyi, R = -1 Köşe dikişli enine dikme
 ▲ Kırılma
 △ Kırılmadan kalan
 ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma



Şekil 4.24 R = -1 için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları,

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, R = 0 Kök aralıksız alın dikişi

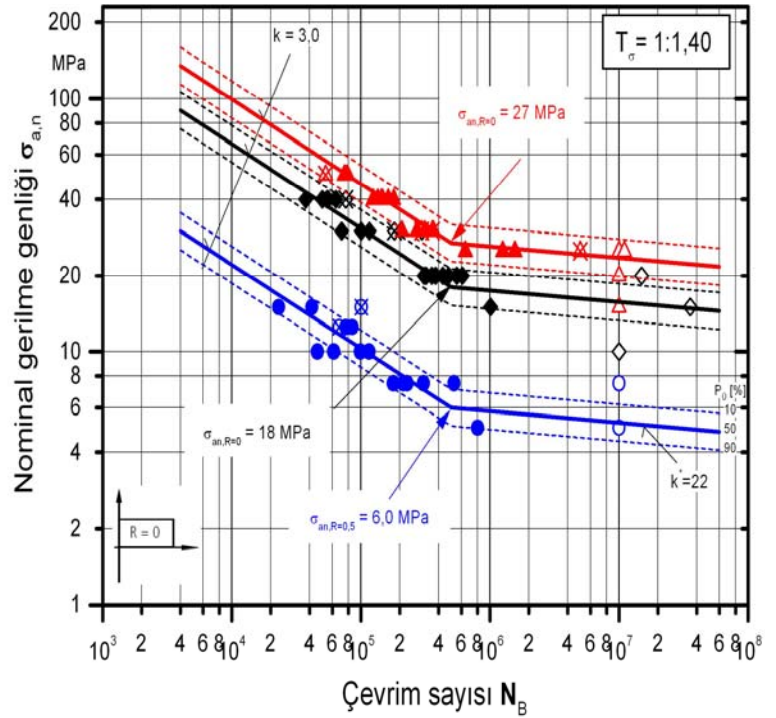
- ◆ Kırılma
- ◇ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma

Wöhler deneyi, R = 0 Kök aralıklı alın dikişi

- Kırılma
- Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma

Wöhler deneyi, R = 0 Köşe dikişli enine dikme

- ▲ Kırılma
- △ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma



Şekil 4.25 R = 0 için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, R = 0,5 Kök aralıksız alın dikişi

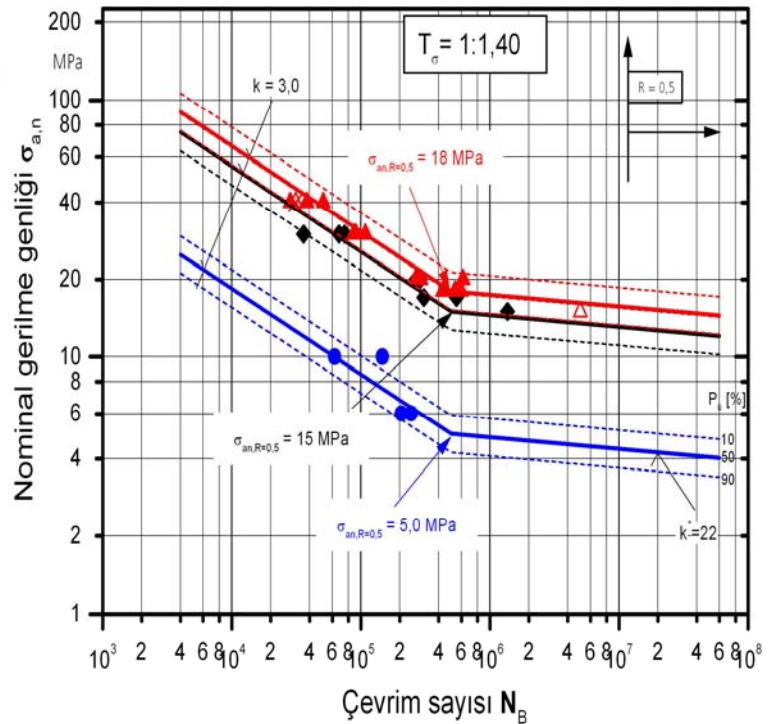
- ◆ Kırılma

Wöhler deneyi, R = 0,5 Kök aralıklı alın dikişi

- Kırılma

Wöhler deneyi, R = 0,5 Köşe dikişli enine dikme

- ▲ Kırılma
- △ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma

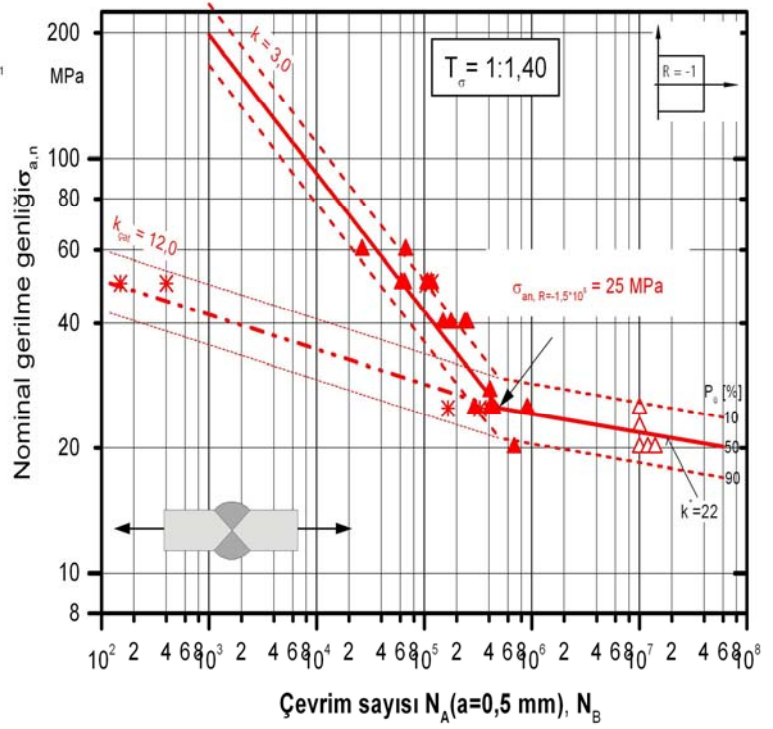


Şekil 4.26 R = 0,5 için çeşitli kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı sonuçları

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = -1$ Kök aralıksız alın dikışı

- ▲ Kırılma
- △ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma
- * Çatlak

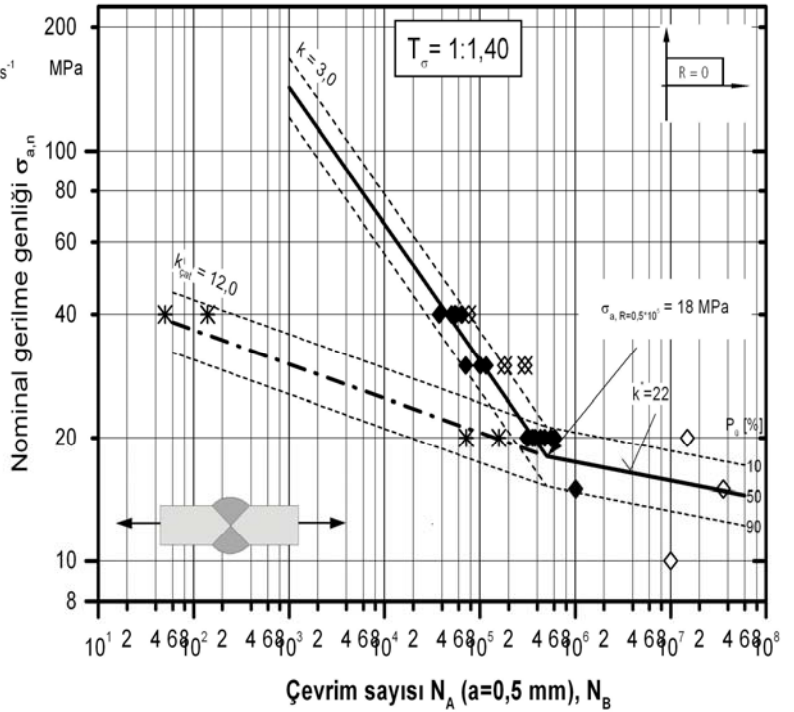


Şekil 4.27 $R = -1$ için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = 0$ Kök aralıksız alın dikışı

- ◆ Kırılma
- ◇ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma
- * Çatlak

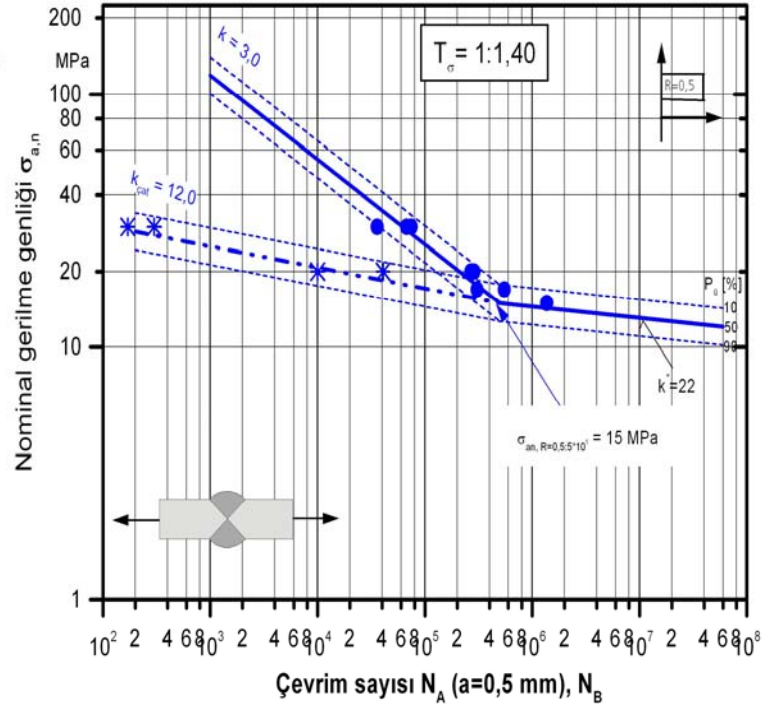


Şekil 4.28 $R = 0$ için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = 0,5$ Kök aralıksız alın dikişi

- Kırılma
- * Kırılmadan kalan

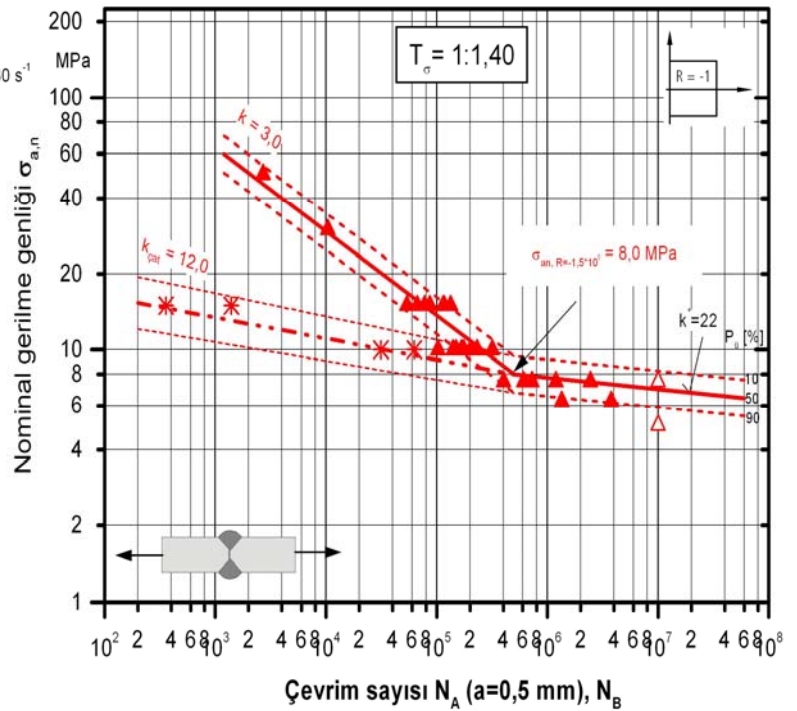


Şekil 4.29 R = 0,5 için kök aralıksız alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: WIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = -1$ Kök aralıklı alın dikişi

- ▲ Kırılma
- △ Kırılmadan kalan
- * Çatlak

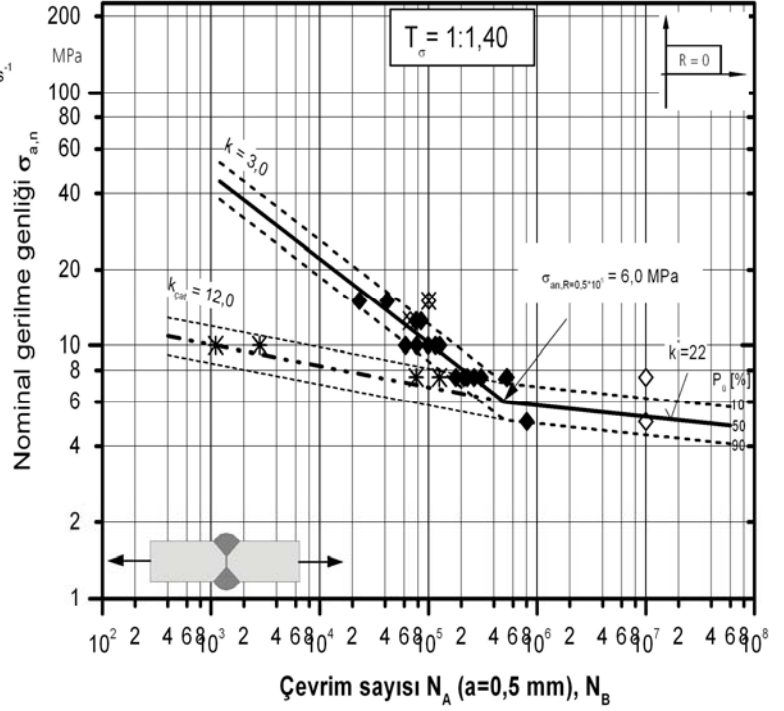


Şekil 4.30 R = -1 için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: WIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = 0$ Kök aralıklı alın dikişi

- ◆ Kırılma
- ◇ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma
- * Çatlak

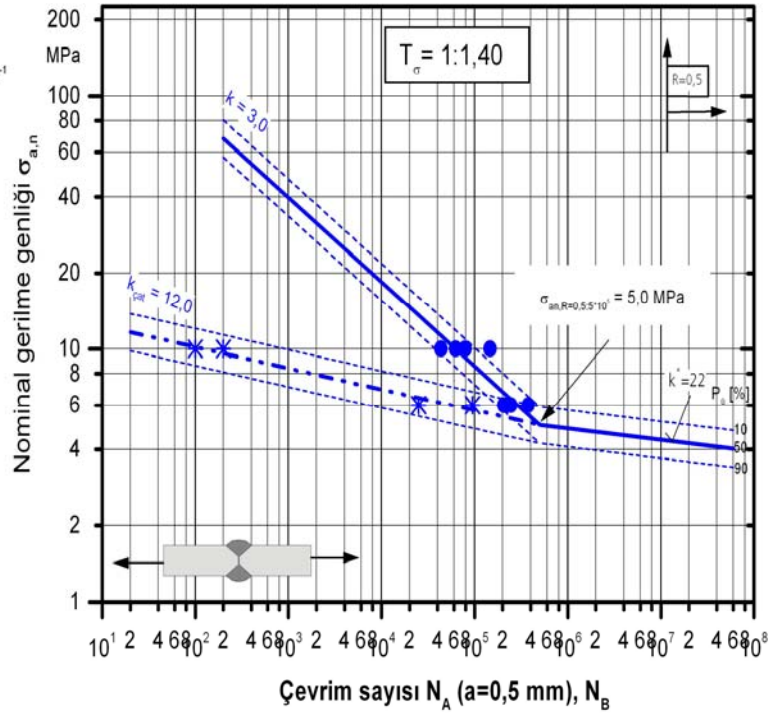


Şekil 4.31 $R = 0$ için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: WIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = 0,5$ Kök aralıklı alın dikişi

- Kırılma
- * Kırılmadan kalan

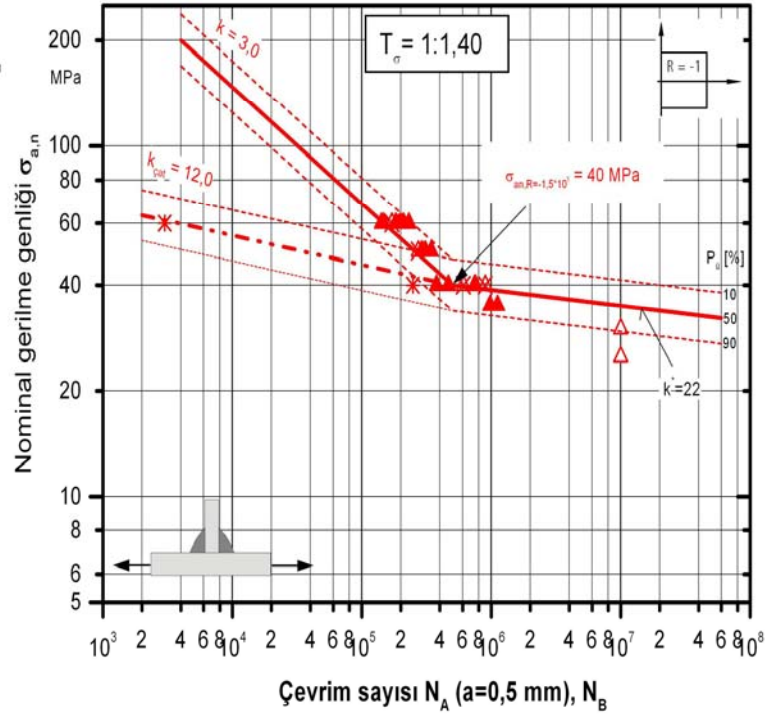


Şekil 4.32 $R = 0,5$ için kök aralıklı alın birleştirmelerinde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = -1$ Köşe dikişli enine dikme

- ▲ Kırılma
- △ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma
- * Çatlak

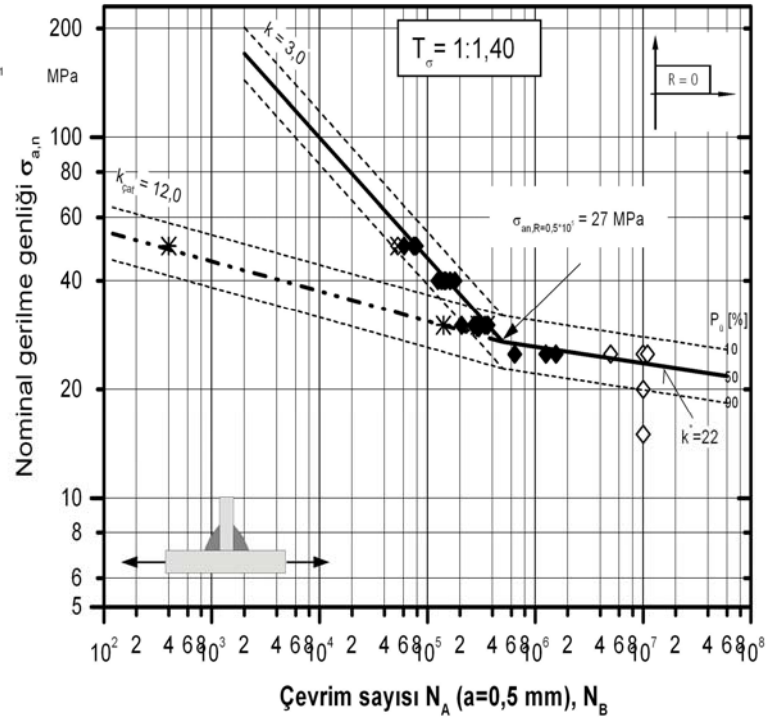


Şekil 4.33 $R = -1$ için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı

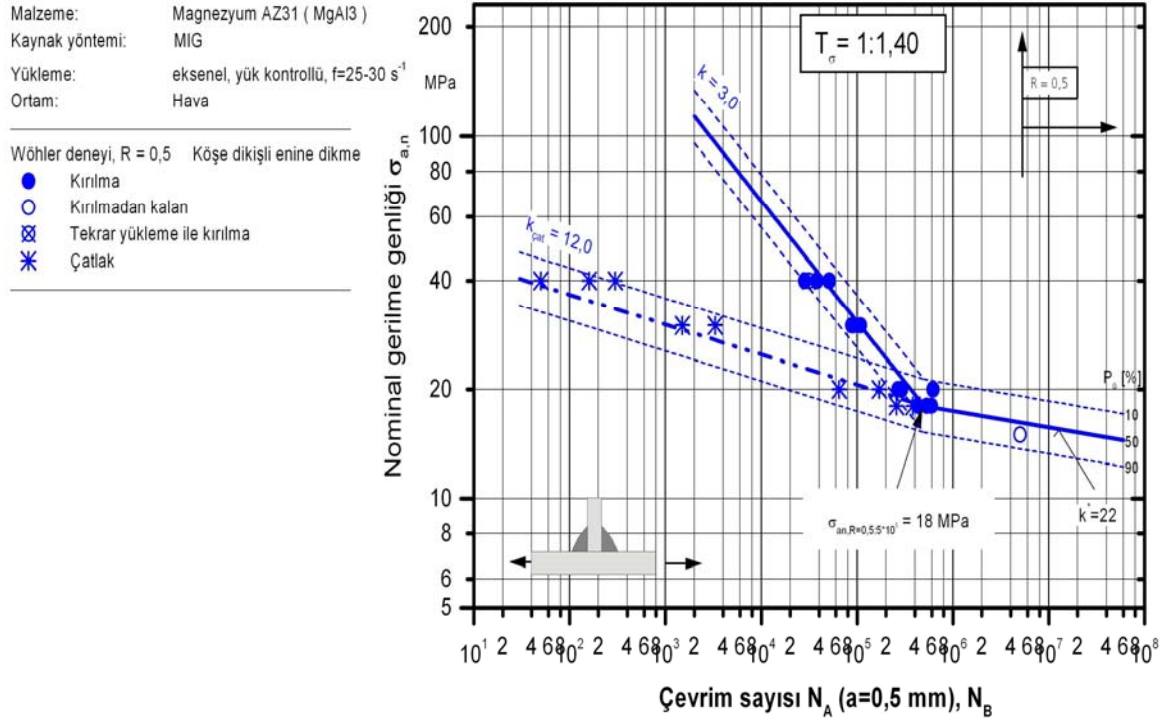
Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

Wöhler deneyi, $R = 0$ Köşe dikişli enine dikme

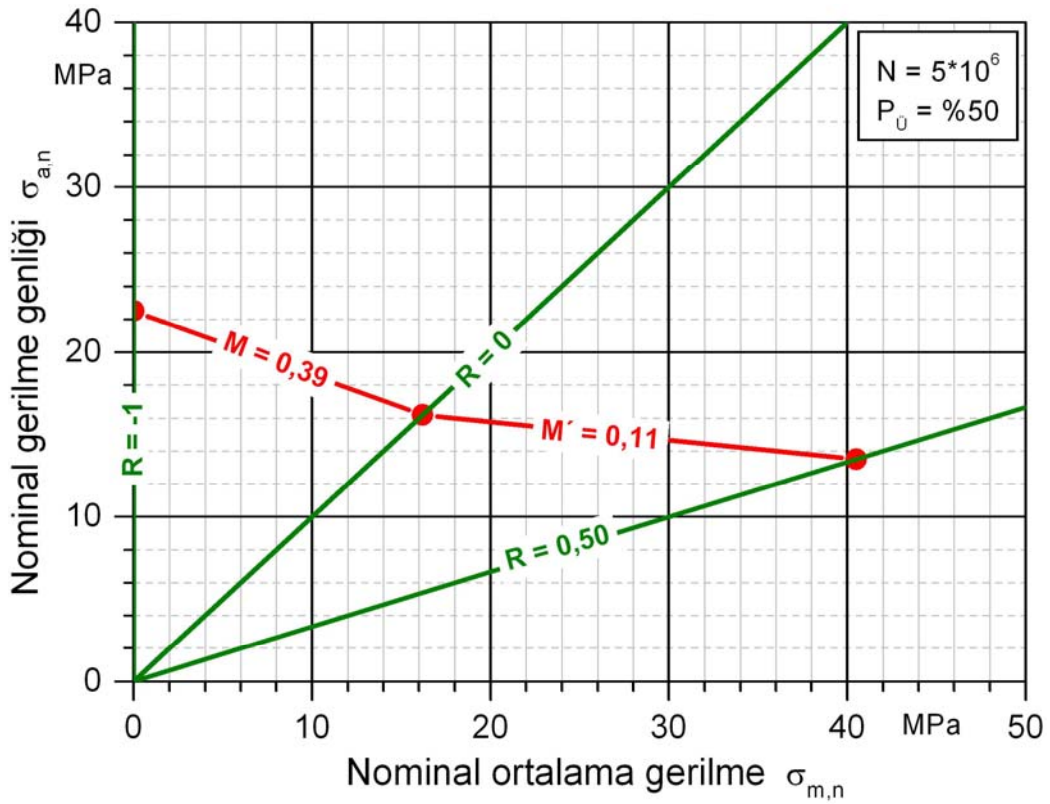
- ◆ Kırılma
- ◇ Kırılmadan kalan
- ⊗ Tekrar yükleme ile kırılma
- * Çatlak



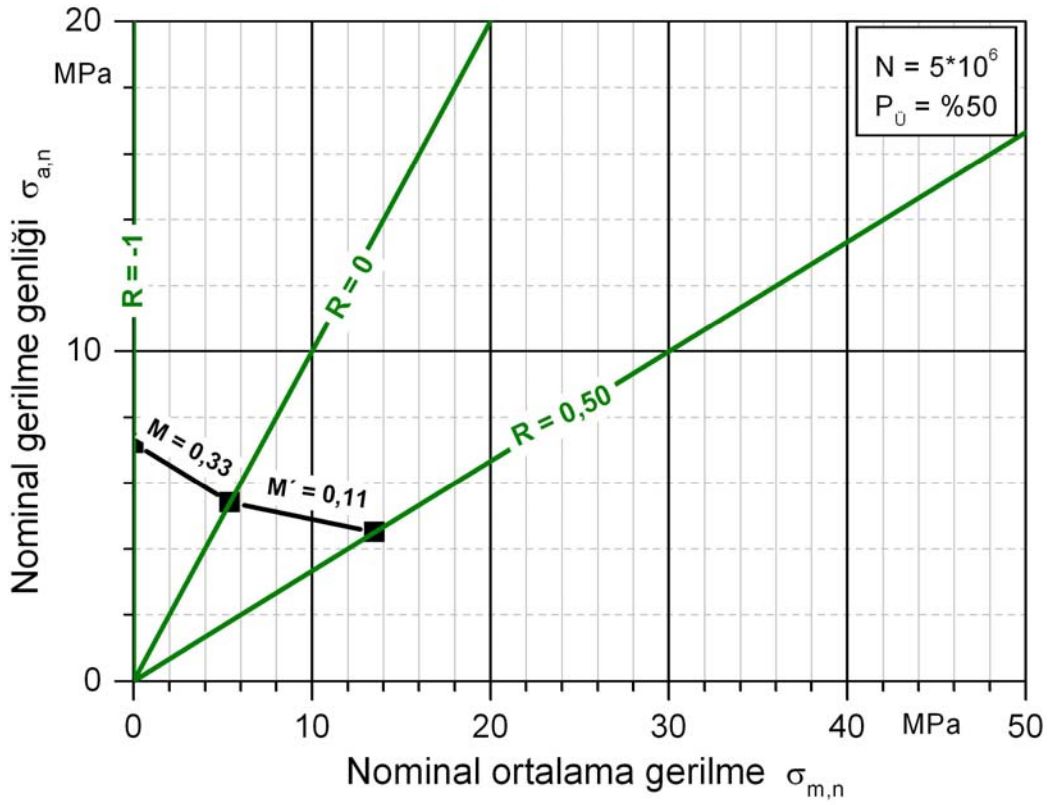
Şekil 4.34 $R = 0$ için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı



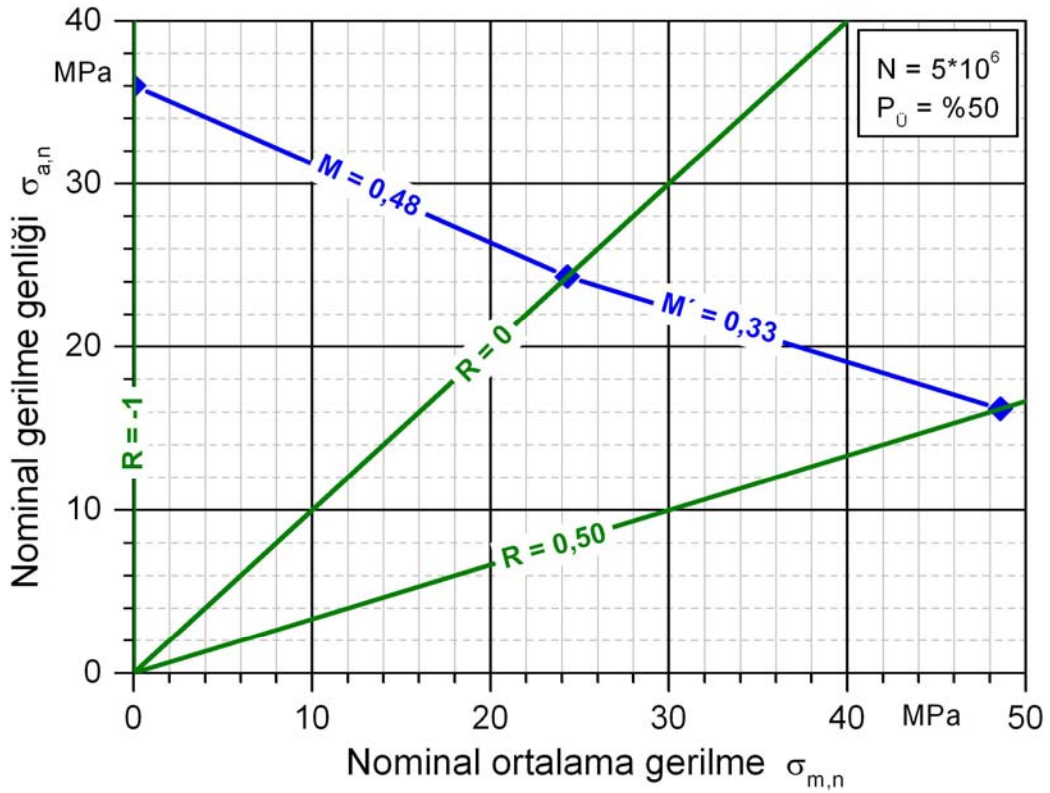
Şekil 4.35 $R = 0,5$ için köşe dikişli enine dikmelerde çatlak başlangıcı ve kırılma Wöhler diyagramı



Şekil 4.36 Kök aralıksız alın birleştirmeleri için Haigh Diyagramı



Şekil 4.37 Kök aralıklı alın birleştirmeleri için Haigh Diyagramı



Şekil 4.38 Köşe dikişli enine dikmeler için Haigh Diyagramı

5. KAYNAKLI BİRLEŞTİRMELERİN YORULMA DAYANIMLARININ HESAPLANMASI İÇİN ÇENTİK GERİLME YÖNTEMİNİN UYGULANMASI

5.1. Mikro Destek Etkisi Yöntemi

Neuber ve Radaj'a göre mikro destek etkisi yöntemine uygun olarak çentik faktörü K_N bir yapı elemanının verilen form sayısı K_t 'den (eşitlik(2.19)) doğrudan veya farzedilen yuvarlatma yarıçapı ρ_f 'nin gözlenen durum için geçerli olan form sayısı eşitliğinde kullanılmasıyla (veya sonlu elemanlar yöntemi ile) hesaplanabilir. Farzedilen yuvarlatma yarıçapı ρ_f gerçek yarıçap ρ_r , mikro destek etkisi faktörü s ve eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* 'a bağlıdır. Gerçek yuvarlatma yarıçapı ρ_r dikiş geometrisinden elde edilmektedir.

Mevcut olan kaynak numunelerinde elde edilen gerçek çentik yarıçapları Tablo 3.6'da gösterilmiştir. Mikro destek etkisi faktörü s her defasında geçerli olan dayanım hipotezinden alınmaktadır. Burada kullanılan kaynak numune geometrileri ve zorlama şekilleri için şekil değiştirme enerjisi hipotezi (von Mises'e göre) uygulanmıştır. Böylece mikro destek etkisi faktörü s 2,5 olarak hesaplanmaktadır (Bkz. Tablo 2.3).

Farzedilen yuvarlatma yarıçapı ρ_f eşitlik (2.15)'e göre hesaplanmaktadır, bölüm 2.3.4. Burada ρ^* için Radaj'a göre hesaplanan değerler kullanılmaktadır (eşitlik (2.20)). Kaynak numuneleri için elde edilen farzedilen çentik yarıçapları ve bunlarla hesaplanan Radaj'ın çentik faktörleri Tablo 5.1'de verilmiştir.

Kırılma ve kesit resimlerinin değerlendirilmesi sonucunda kırılma başlangıç yerleri orada mevcut olan malzeme durumlarına (iç yapı durumları) göre düzenlenmektedir.

Buna göre kök aralıksız alın birleştirmelerinde ve enine dikmeli kaynaklı birleştirmelerde kırılma başlangıç yeri ısı tesiri altındaki bölgede bulunmaktadır. Kök aralıklı alın birleştirmelerinde ise kırılma başlangıç yeri kaynak metalinde gerçekleşmektedir (Şekil 5.1).

Tablo 5.1 Mikro destek etkisi yöntemine göre hesaplama suretiyle ve deneysel olarak elde edilen Wöhler diyagramlarının tanım değerleri

Malzeme	Birleştirme şekli	Gerilme oranı	Gerçek çentik	Farz edilen çentik	Çentik form sayısı	Malzeme durumu	Deneysel olarak elde edilen düz numune Wöhler eğrisinin gerilme genliği	Hesaplama suretiyle elde edilen gerilme genliği	Deneysel olarak elde edilen gerilme genliği	Wöhler eğrisinin eğimi	Hesaplama ve deneysel olarak elde edilen sonuçlar arasındaki sapma
			yarıçapı	yarıçapı (Rada)							
AZ31 (MgAl3)	Kök aralıksız alın dikişi	-1	0,00	0,25	2,66	ITAB	90	34	25	13,5	36,0
			1,72	1,97	1,60	ITAB	90	56	25	13,5	124,0
		0	0,00	0,25	2,66	ITAB	72	27	18	13,5	50,0
			1,72	1,97	1,60	ITAB	72	45	18	13,5	150,0
	Kök aralıklı alın dikişi	-1	0,00	0,45	7,84	KM	69	8,5	8,0	13,5	6,2
			0,10	0,55	3,73	KM	69	18,5	8,0	13,5	131,25
		0	0,00	0,43	7,97	KM	57	7,0	6,0	13,5	16,6
			0,10	0,53	3,81	KM	57	15	6,0	13,5	150,0
	Enine dikme	-1	0,00	0,25	2,61	ITAB	90	34,5	40	13,5	-16,0
			0,56	0,81	1,69	ITAB	90	53	40	13,5	32,5
		0	0,00	0,25	2,61	ITAB	72	27,5	27	13,5	0,02
			0,56	0,81	1,69	ITAB	72	43	27	13,5	59,25

Hesaplanan Wöhler eğrilerinin gösterilmesi, her defasında $\rho = \rho_r$ ve $\rho = 0$ için yapılmıştır. Burada $\rho = 0$ durumu en kötü durum gözlemine uymaktadır. Yani çentiğin artık çatlak haline geldiği varsayılmaktadır. $N_k = 5.10^5$ çevrim sayısının altında, zaman dayanımı bölgesindeki eğimler için EM, KM ve ITAB'tan düz numunelerin Wöhler deneylerindeki eğimleri esas alınmıştır. Hesaplama yoluyla elde edilen Wöhler eğrileri, kırılmama olasılığı $P_{\bar{u}} = \% 50$ olan deneysel Wöhler eğrileriyle mukayese edilmektedir.

Kaynaklı birleştirmeler için Wöhler diyagramlarının elde edilmesinde hasar kriteri olarak kırılma ve çatlak başlangıcı esas alınmaktadır. Bu incelemede numune kalınlığı 5,3 mm olduğu için çatlak gelişme ömrünün toplam ömürdeki oranı küçük olmaktadır.

Böylelikle kırılma Wöhler eğrisi aynı zamanda çatlak başlangıcı Wöhler eğrisi olarak alınabilir.



a. Tamamen kaynaklı alın dikişi,
Kırılma, ısı tesiri altındaki bölgede
ve dikiş geçiş bölgesinde



c. Köşe dikişi,
Kırılma ısı tesiri altındaki bölgede
ve dikiş geçiş bölgesinde



b. Kök aralığına sahip alın dikişi,
Kırılma, kaynak metalinde
ve kök aralığında

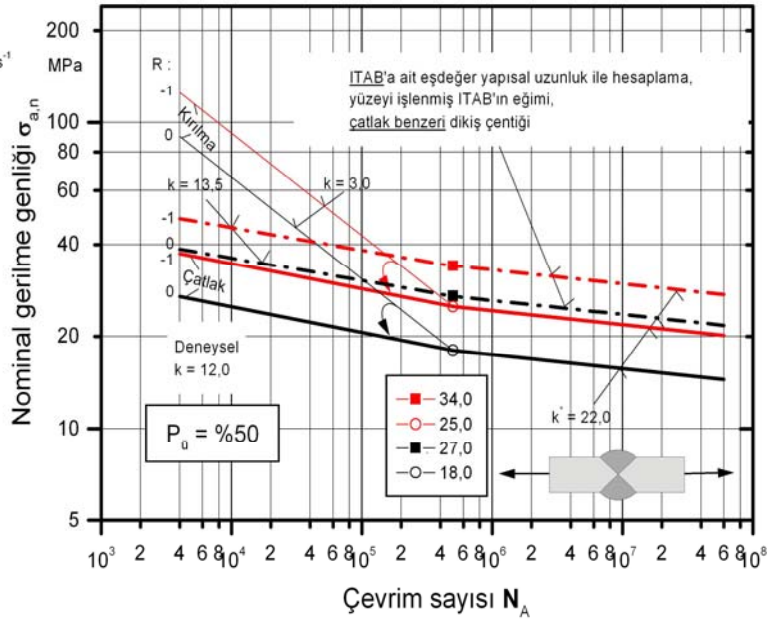
Numune kalınlığı: $t = 5,3 \text{ mm}$

Şekil 5.1 Kaynaklı birleştirmelerin kırılma durumları

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
Kaynak yöntemi: MIG
Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
Ortam: Hava
Numune: Kök aralıksız alın dikişi

Gerilme oranı: $R = -1$
—○— Deneysel
—■— Hesaplama, $\rho_{ITAB}^*, \rho_r = 0 \text{ mm}$, $K_N=2,66$

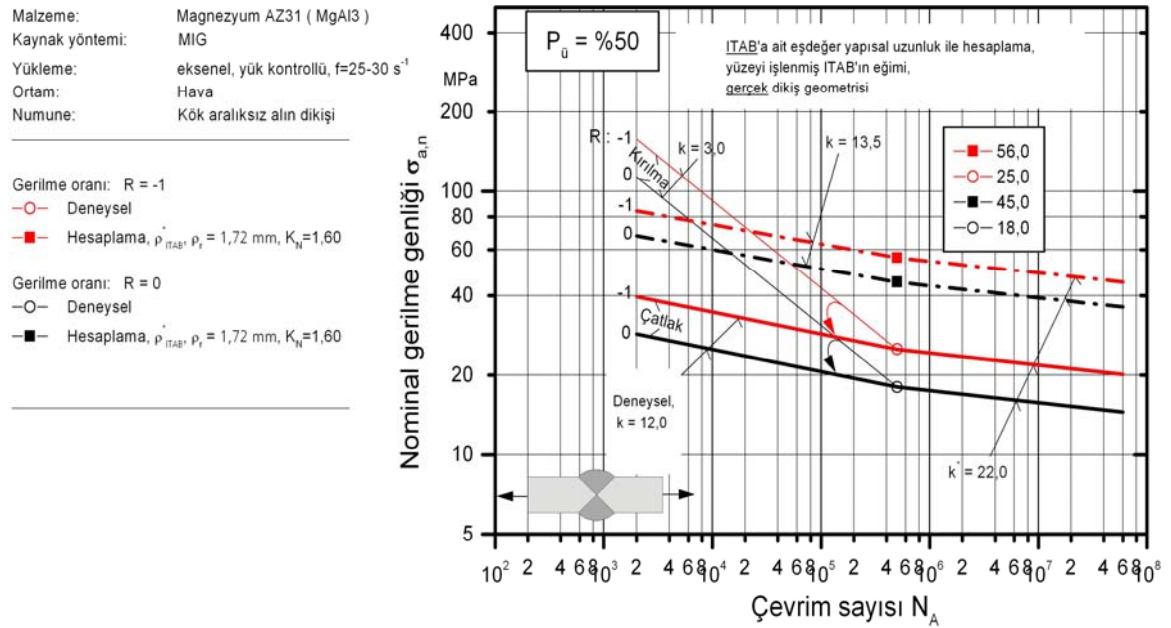
Gerilme oranı: $R = 0$
—○— Deneysel
—■— Hesaplama, $\rho_{ITAB}^*, \rho_r = 0 \text{ mm}$, $K_N=2,66$



Şekil 5.2 Kök aralıksız alın dikişi için deneysel ve hesaplama yoluyla ($\rho = 0$) elde edilen kırılma ve çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

Gerçek çentik yarıçapı için hangi değer kullanıldığına bağlı olarak kök aralıksız kaynaklı birleştirmelerde hesapsal ve deneysel Wöhler eğrileri arasında büyük farklılıklar ortaya çıkmaktadır. Gerilme oranları $R = -1$ ve $R = 0$ 'da konservatif olmayan yorulma dayanımları ortaya çıkmaktadır (hesaplama suretiyle elde edilen sonuçların

deneysel olarak elde edilen sonuçlardan daha büyük olması konservatif olmama anlamına gelmektedir). $R = -1$ 'de $\rho = 0$ için deneye göre %36'lık bir sapma ile ve $R = 0$ 'da $\rho = 0$ için yine deneye göre %50'lik bir sapma ile $\rho = \rho_r$ durumuna göre daha doğru olarak tahmin edilmektedir (Şekil 5.2). $\rho = \rho_r$ durumunda $R = -1$ 'de yorulma dayanımı tahminindeki bu sapma % 124 ve $R = 0$ 'da % 150 olarak gerçekleşmektedir (Şekil 5.3).



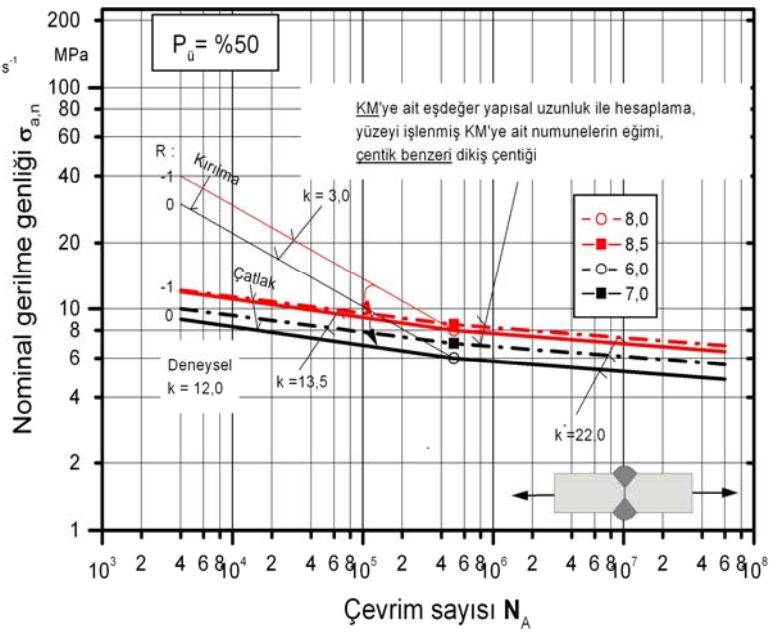
Şekil 5.3 Kök aralıksız alın dikişi için deneysel ve hesaplama yoluyla ($\rho = \rho_r$) elde edilen kırılma ve çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

Hangi çentik yarıçapının ($\rho = 0$ veya $\rho = \rho_r$) kullanıldığından bağımsız olarak, hesapsal ve deneysel yorulma dayanımı arasındaki sapmalar kök aralıklı alın birleştirmelerinde kök aralıksız alın birleştirmelerde olduğundan açık olarak daha düşük olmaktadır. Çünkü gerçek çentik yarıçapı zaten hemen hemen 0 mm olmaktadır (Kök aralıklı alın birleştirmelerde gerçek yarıçap $\rho_r = 0,1 \text{ mm}$). Burada gözlemlenen durumlarda $\rho = 0$ için yorulma dayanımında fazla tahmin deneysel olarak elde edilene göre $R = -1$ 'de % 6 ve $R = 0$ 'da ise % 16 olmaktadır (Şekil 5.4). $\rho = 0$ ile en kötü durum gözleminin uygulanmasında yorulma dayanımı tahmininin isabet derecesi en yüksek olmaktadır. Diğer taraftan $\rho = \rho_r$ durumunda ise yorulma dayanımı, deneysel yol ile elde edilene göre oldukça yüksek olarak tahmin edilmektedir ($R = -1$ için % 131 ve $R = 0$ için % 150) (Şekil 5.5).

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava
 Numune: Kök aralıklı alın dikişi

Gerilme oranı: $R = -1$
 -○- Deneysel
 -■- Hesaplama, $\rho_{\text{KM}}, \rho_r = 0 \text{ mm}$, $K_N=7,84$

Spannungsverhältnis: $R = 0$
 -○- Deneysel
 -■- Hesaplama, $\rho_{\text{KM}}, \rho_r = 0 \text{ mm}$, $K_N=7,97$

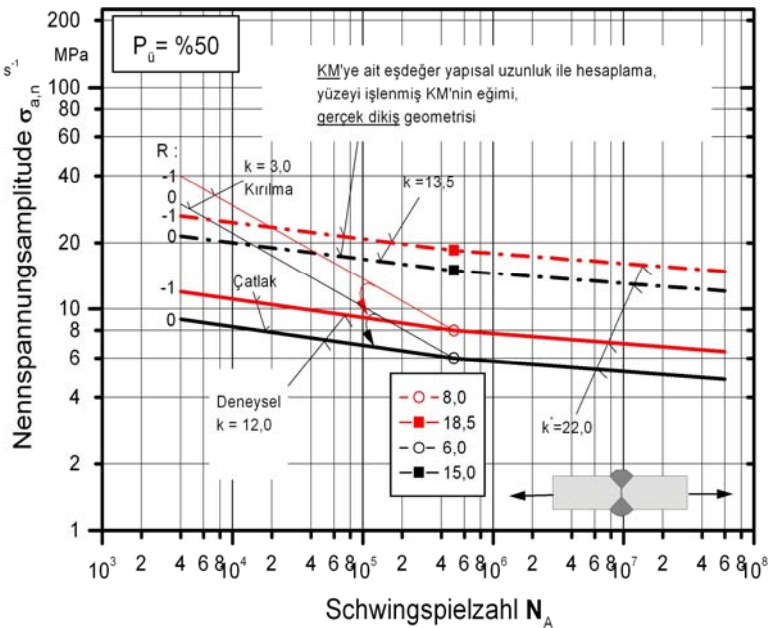


Şekil 5.4 Kök aralıklı alın dikişi için deneysel ve hesaplama ($\rho = 0$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava
 Numune: Kök aralıklı alın dikişi

Gerilme oranı: $R = -1$
 -○- Deneysel
 -■- Hesaplama, $\rho_{\text{KM}}, \rho_r = 0,10 \text{ mm}$, $K_N=3,73$

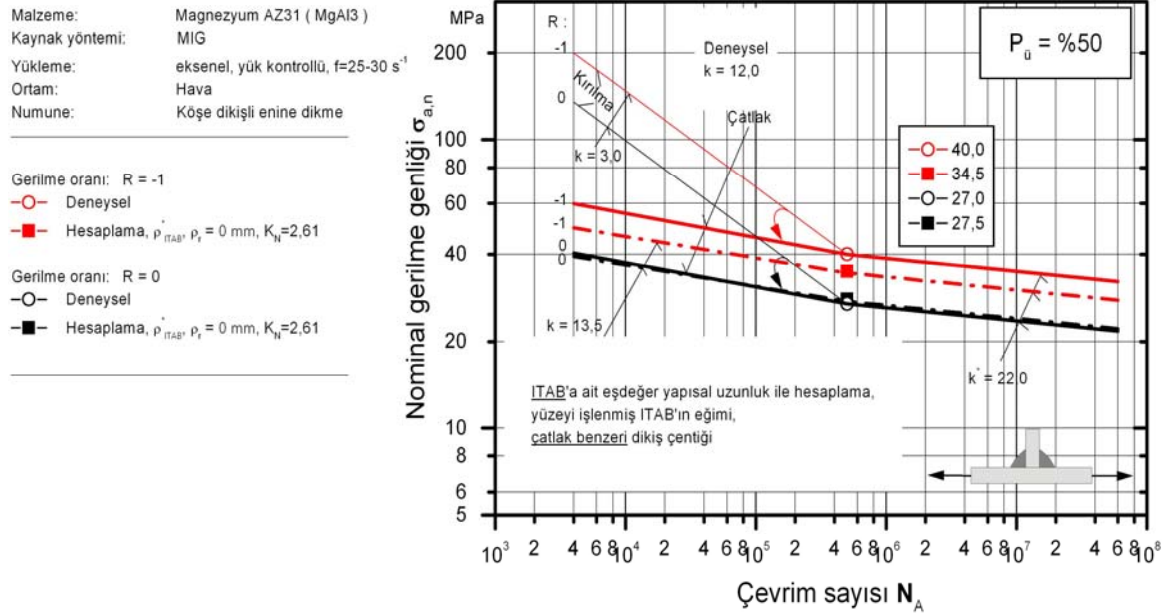
Gerilme oranı: $R = 0$
 -○- Deneysel
 -■- Hesaplama, $\rho_{\text{KM}}, \rho_r = 0,10 \text{ mm}$, $K_N=3,81$



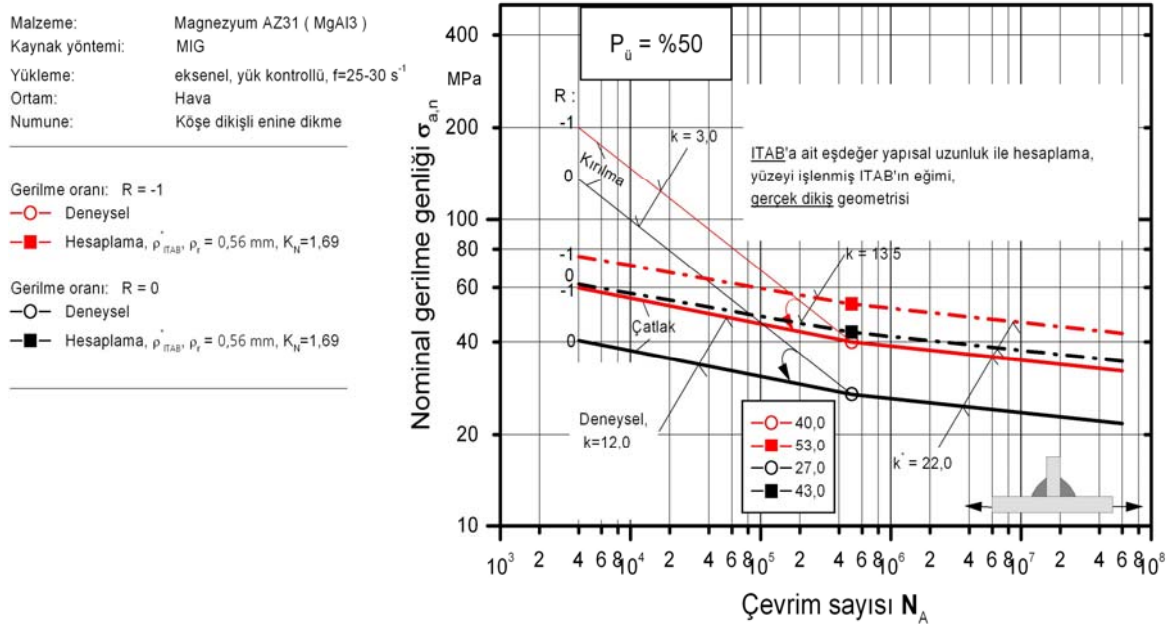
Şekil 5.5 Kök aralıklı alın dikişi için deneysel ve hesaplama ($\rho = \rho_r$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

Enine dikmelerde mikro destek etkisi yöntemine göre yorulma dayanımı, $R = -1$ gerilme oranında ve gerçek çentik yarıçapı olarak $\rho = 0$ kullanıldığında deney yoluyla elde edilen değerlere göre daha az olarak tahmin edilmektedir. Dolayısıyla bu yorulma dayanımı tahmini, konservatif bir yorulma dayanımı tahmini anlamına gelmektedir. $R = 0$ durumunda ise sonuçlar arasında tam bir çakışmanın olduğu görülmektedir (Şekil

5.6). Gerçek çentik yarıçapı olarak $\rho = \rho_r$ 'nin kullanılması halinde ise yorulma dayanımı, $R = -1$ gerilme oranında % 32 ve $R = 0$ gerilme oranında % 59 daha fazla tahmin edilmektedir (Şekil 5.7).

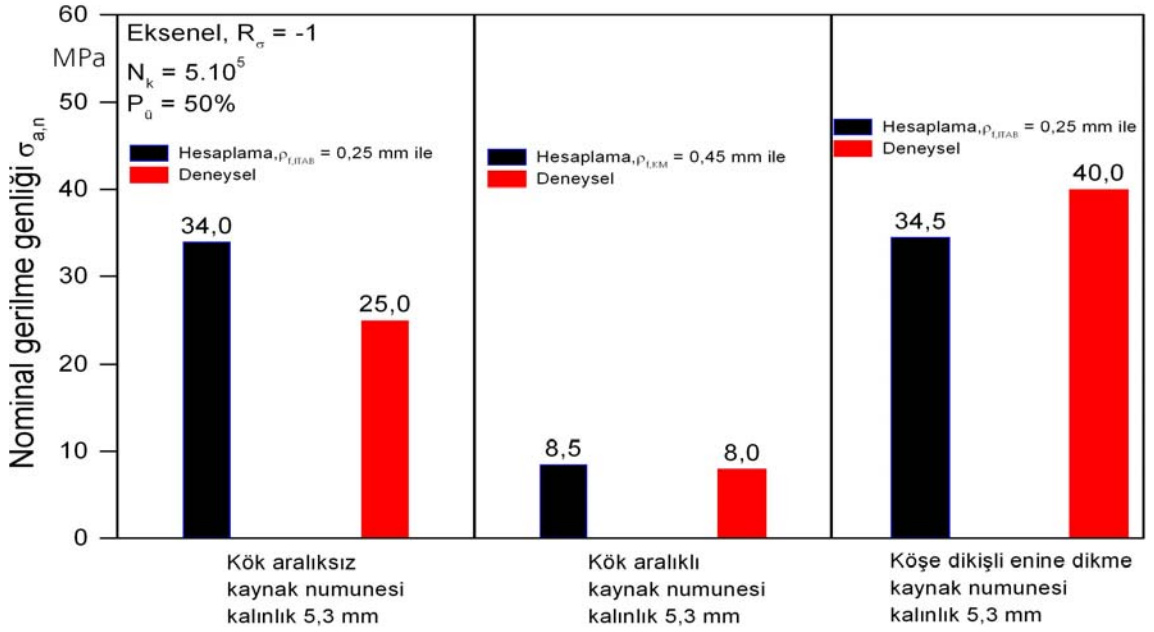


Şekil 5.6 Köşe dikişli enine dikme için deneysel ve hesaplama ($\rho = 0$) yoluyla elde edilen kırılma ve çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

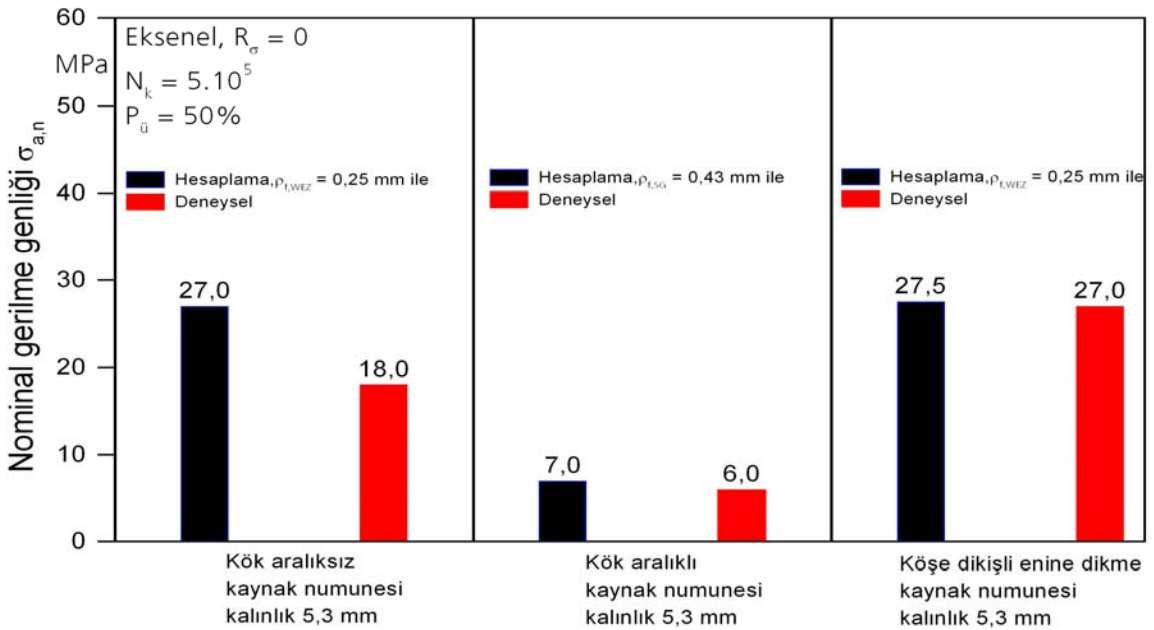


Şekil 5.7 Köşe dikişli enine dikme için deneysel ve hesaplama ($\rho = \rho_r$) yoluyla elde edilen çatlak başlangıcı Wöhler eğrileri

Hesaplama suretiyle ve deneyler sonucu elde edilen yorulma dayanımı sonuçları Şekil 5.8 ve Şekil 5.9'da $R = -1$ ve $R = 0$ için ayrı olarak gösterilmiştir.



Şekil 5.8 Mikro destek etkisi yöntemine göre deneylerle ve hesaplamalarla elde edilen yorulma dayanımlarının mukayesesi, $R = -1$



Şekil 5.9 Mikro destek etkisi yöntemine göre deneylerle ve hesaplamalarla elde edilen yorulma dayanımlarının mukayesesi, $R = 0$

Kaynak dikişi bölgesinde hasarın ortaya çıktığı ilgili malzeme veya malzeme durumu için doğru eşdeğer yapısal uzunluklar ρ^* biliniyorsa, magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerde mikro destek etkisi yöntemiyle çentik dibi zorlamasının hesaplanması deneysel sonuçlarla az ya da çok uygunluk göstermektedir. Bu eşdeğer yapısal uzunluklar ρ^* , çentiksiz ve keskin çentikli numunelerle gerçekleştirilen Wöhler deneyleri ile deneysel olarak, mevcut iç yapı durumları için büyük masraflarla elde edilmektedir. İncelenen durumlarda yorulma dayanımı davranışının tahmini için kaynak metalinin tanım değerleri en doğru olmaktadır. Ancak bu incelenen durumlarda, keskin çentikli kaynaklı birleştirmelerin söz konusu olmasıyla ilgilidir. Keskin olmayan çentiğe sahip kaynaklı birleştirmelerde bu yöntem sınırlı olarak uygulanabilmektedir. Bu da, hesaplanan yorulma dayanımı ile deneysel yorulma dayanımı arasında daha büyük sapmalarla kendini göstermektedir.

Bütün malzeme durumları için müşterek bir eşdeğer yapısal uzunluk ρ^* olmadığı için mikro destek etkisi yöntemi, magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmeler için her zaman geçerli olabilecek bir yöntem olarak görülmemektedir. Bu nedenle bir sonraki bölümde farklı çentik şiddetlerinde magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler için, mikro destek etkisi yöntemiyle olduğundan daha kolay değerlendirilebilecek şekilde müşterek bir farzedilen çentik yarıçapının bulunabilmesine çalışılmalıdır. Morgenstern'in (Morgenstern vd 2004, Morgenstern vd 2006) alüminyum alaşımları için yaptığı çalışmalarda bunun mümkün olabileceği görülmektedir. Bu yüzden, farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi bu tez çalışmasında magnezyum alaşımları için de uygulanabilir mi sorusuna karşılık bulmak amacıyla denenecektir.

5.2. Farzedilen Eşdeğer Yarıçap Yöntemi

Kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımlarının hesaplanması için eşdeğer yarıçapların numune deneylerinden elde edildiği (türetildiği) mikro destek etkisi yönteminin biraz değiştirilmesiyle farzedilen eşdeğer yarıçap yönteminde böyle bir yarıçap malzeme ve malzeme durumuyla ilgisi olmayacak şekilde bulunmalıdır. Bu yarıçapın bulunması bir parametre araştırması yoluyla gerçekleşmelidir. Bu araştırmada, kaynaklı birleştirmelerin gerçek çentik yarıçapları yerini farzedilen yarıçaplara

bırakmaktadır. Bu yarıçapların herbiri için şekil değiştirme enerjisi hipotezine göre (von Mises) lokal mukayese gerilmesi belirlenmekte ve sonuçlar ortak bir Wöhler dağılma bandında gösterilmektedir. Her bir farzedilen eşdeğer yarıçap için saçılma ölçüsü bütün deney noktaları üzerinde lineer bir regresyon hesabıyla elde edilmektedir. Doğru olan farzedilen eşdeğer yarıçap, farklı keskinlikteki çentikli kaynaklı birleştirmelerin nominal gerilme sistemindeki değişik yorulma dayanımlarını lokal gerilme genliği için müşterek bir değere götürmektedir.

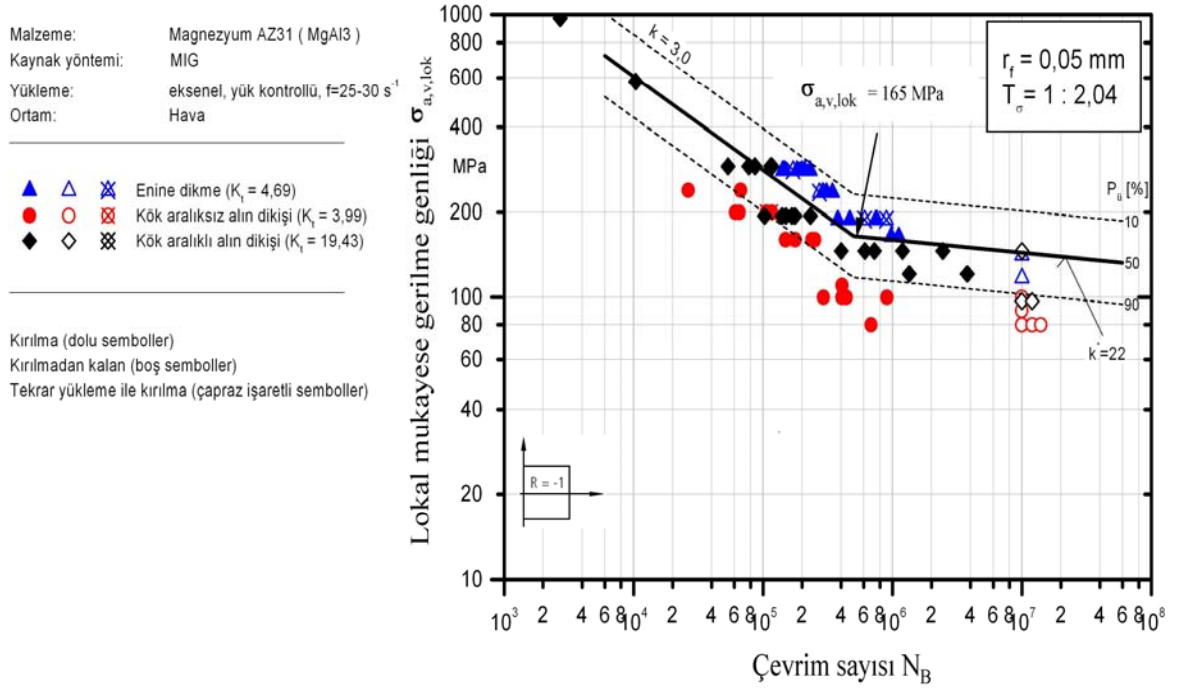
Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_{f,min} = 0,05$ mm ve $r_{f,maks} = 1,5$ mm arasında değişmektedir. Bu yarıçapların herbiri için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri, özellikle saçılma (dağılma) ölçüsü T_σ belirlenmiştir (Tablo 5.2 ve Tablo 5.3). Hesaplanan saçılma en büyük olduğu değer farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için ve en küçük değer de $r_f = 1,0$ mm için elde edildiğinden Wöhler diyagramlarında yalnızca bu iki eşdeğer yarıçap için elde edilen diyagramlar verilmektedir. Sonuçlar ayrı olarak $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ için Şekil 5.10'dan 5.15'e kadar Wöhler diyagramları şeklinde gösterilmiştir. Burada 5,3 mm kalınlığında çift taraflı kaynaklanmış kök aralıklı ve kök aralıksız alın birleştirmeler ve köşe dikişli enine dikmeler regresyon hesabında gözönüne alınmıştır. Bu yolla elde edilen değerlerin Wöhler diyagramına taşınması, farzedilen eşdeğer yarıçapın $r_f = 0,05$ mm ile $r_f = 1,2$ mm arasındaki değerlerine bağlı olarak Şekil 5.16, Şekil 5.17 ve Şekil 5.18'de gösterilmiştir.

Tablo 5.2 Değişik r_f değerleri için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri ($R = -1$ ve $R = 0$)

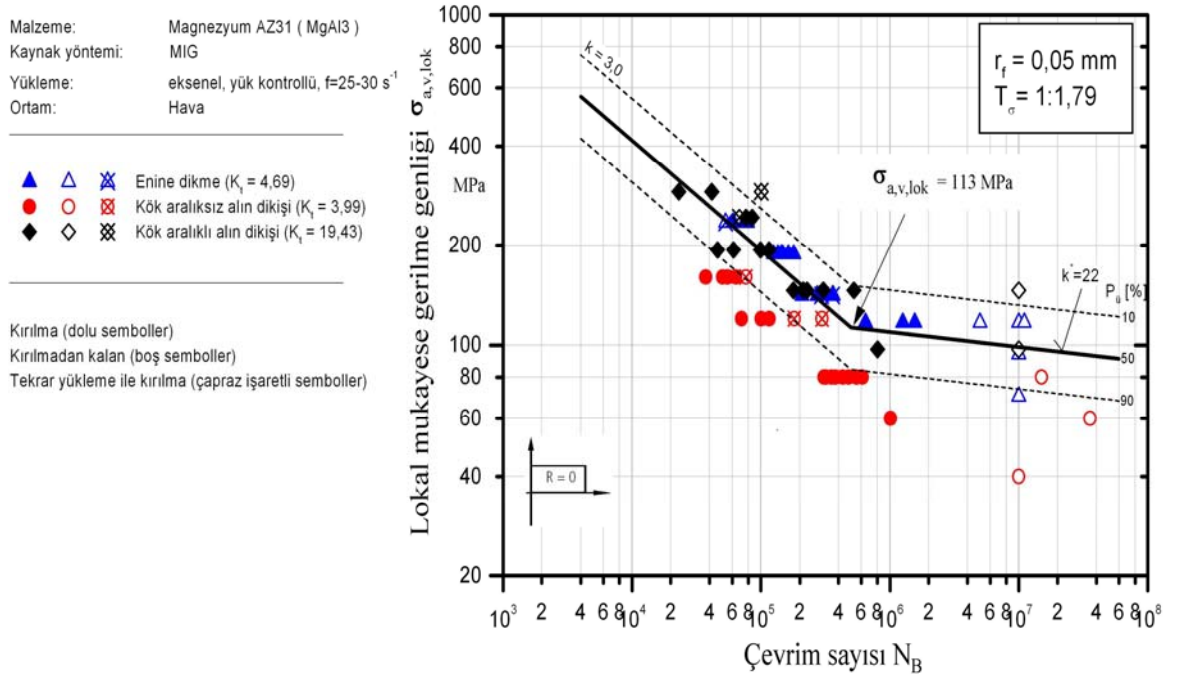
Farzedilen eşdeğer yarıçap r_f [mm]	R = -1					R = 0				
	Lokal mukayese gerilme genliği $\sigma_{a,lok,v,Mises}$ [MPa]	Eğim sayısı $N < N_k$	Eğim sayısı $N > N_k$	Bükülme noktasında çevrim sayısı N_k	Dağılım 1 : T_σ	Lokal mukayese gerilme genliği $\sigma_{a,lok,v,Mises}$ [MPa]	Eğim sayısı $N < N_k$	Eğim sayısı $N > N_k$	Bükülme noktasında çevrim sayısı N_k	Saçılma 1 : T_σ
0,05	165	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	2,04	113	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,79
0,10	121	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,87	85	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,60
0,20	90	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,78	65	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,49
0,30	79	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,76	55	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,45
0,40	73	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,74	51	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,44
0,50	69	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,73	48	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,43
0,60	66	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,73	46	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,42
0,70	63	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,72	44	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,42
0,80	61	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,70	42	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41
0,90	59	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,70	41	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41
1,00	58	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,68	41	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,40
1,10	57	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,68	40	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,40
1,20	56	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,68	39	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,40
1,30	55	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,69	38	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41
1,40	55	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,69	38	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41
1,50	54	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,69	38	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41

Tablo 5.3 Değişik r_f değerleri için Wöhler eğrilerinin tanım değerleri ($R = 0,5$)

R = 0,5					
Farzedilen eşdeğer yarıçap r_f [mm]	Lokal mukayese gerilme genliği $\sigma_{a,lok,v.Mises}$ [MPa]	Eğim sayısı $N < N_k$	Eğim sayısı $N > N_k$	Bükülme noktasında çevrim sayısı N_k	Saçılma 1 : T_σ
0,05	79	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,64
0,10	61	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,49
0,20	47	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,40
0,30	42	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,37
0,40	38	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,36
0,50	36	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,36
0,60	34	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,36
0,70	33	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,36
0,80	32	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,36
0,90	31	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,37
1,00	30	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,37
1,10	29	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,38
1,20	29	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,39
1,30	28	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,40
1,40	28	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,41
1,50	27	3,0	22,0	$5 \cdot 10^5$	1,42



Şekil 5.10 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05 \text{ mm}$ için $R = -1$ gerilme oranında Wöhler diyagramı

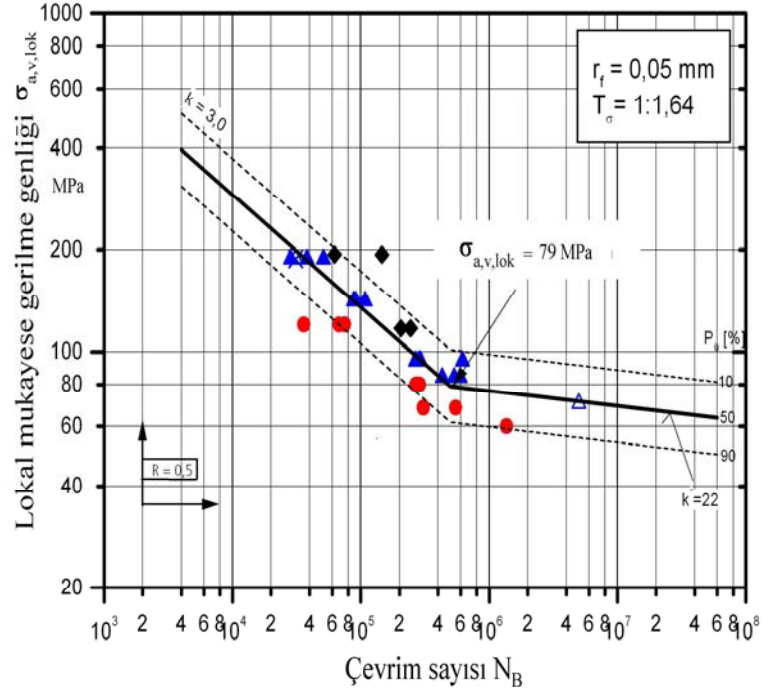


Şekil 5.11 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05 \text{ mm}$ için ve $R = 0$ gerilme oranında Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

▲ ▲ ✖ Enine dikme ($K_f = 4,69$)
 ● ○ ✖ Kök aralıksız alın dikışı ($K_f = 3,99$)
 ◆ ◇ ✖ Kök aralıklı alın dikışı ($K_f = 19,43$)

Kırılma (dolu semboller)
 Kırılmadan kalan (boş semboller)
 Tekrar yükleme ile kırılma (çapraz işaretli semboller)

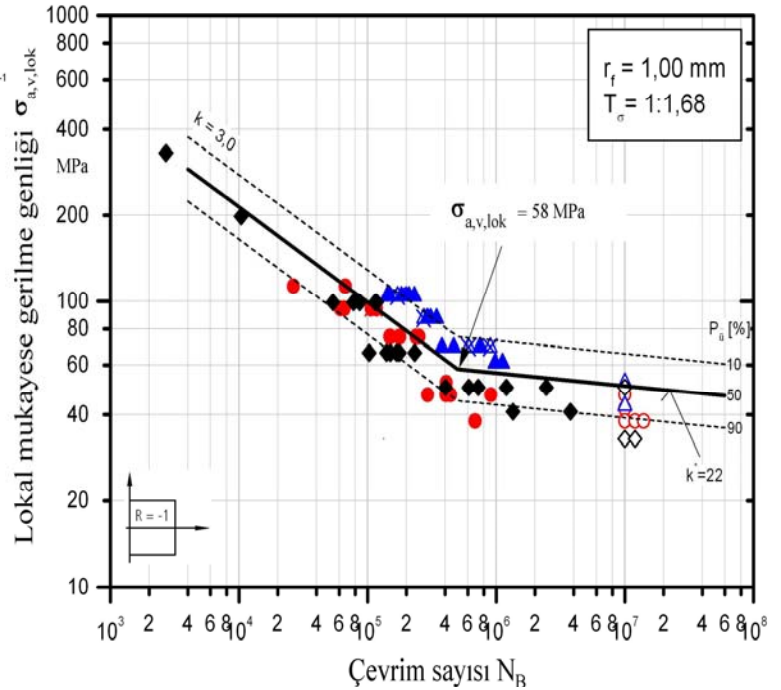


Şekil 5.12 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05 \text{ mm}$ için ve $R = 0,5$ gerilme oranında Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

▲ ▲ ✖ Enine dikme ($K_f = 1,73$)
 ● ○ ✖ Kök aralıksız alın dikışı ($K_f = 1,88$)
 ◆ ◇ ✖ Kök aralıklı alın dikışı ($K_f = 6,60$)

Kırılma (dolu semboller)
 Kırılmadan kalan (boş semboller)
 Tekrar yükleme ile kırılma (çapraz işaretli semboller)

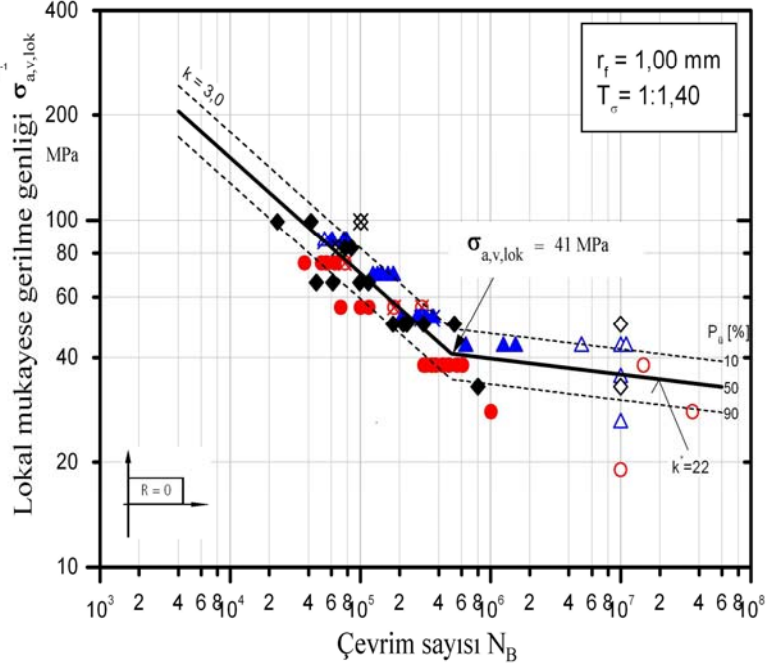


Şekil 5.13 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0 \text{ mm}$ için ve $R = -1$ gerilme oranında Wöhler diyagramı

Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

▲ ▲ ✖ Enine dikme ($K_f = 1,73$)
 ● ○ ✖ Kök aralıksız alın dikişi ($K_f = 1,88$)
 ◆ ◇ ✖ Kök aralıklı alın dikişi ($K_f = 6,60$)

Kırılma (dolu semboller)
 Kırılmadan kalan (boş semboller)
 Tekrar yükleme ile kırılma (çapraz işaretli semboller)

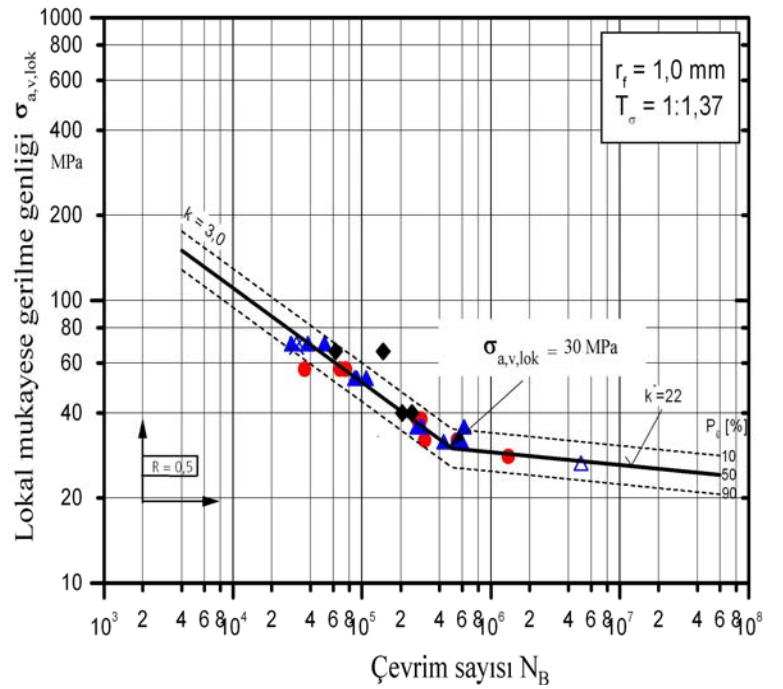


Şekil 5.14 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0 \text{ mm}$ için ve $R = 0$ gerilme oranında Wöhler diyagramı

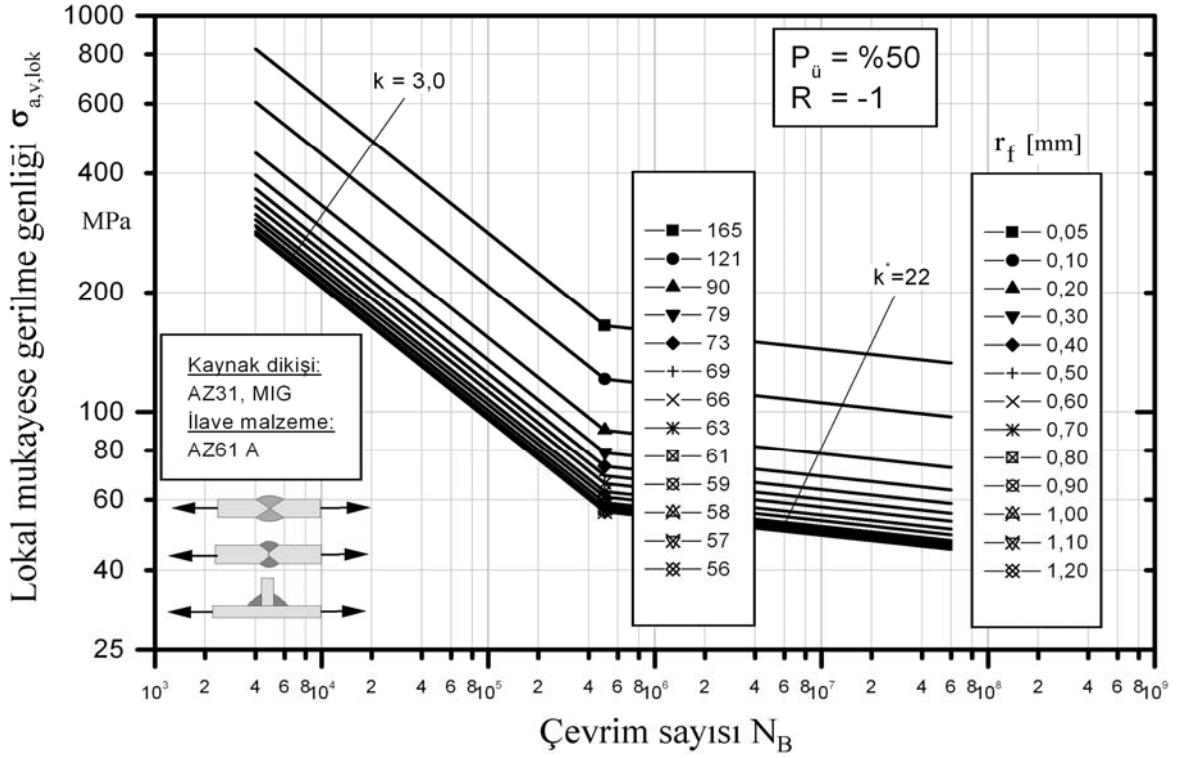
Malzeme: Magnezyum AZ31 (MgAl3)
 Kaynak yöntemi: MIG
 Yükleme: eksenel, yük kontrollü, $f=25-30 \text{ s}^{-1}$
 Ortam: Hava

▲ ▲ ✖ Enine dikme ($K_f = 1,73$)
 ● ○ ✖ Kök aralıksız alın dikişi ($K_f = 1,88$)
 ◆ ◇ ✖ Kök aralıklı alın dikişi ($K_f = 6,60$)

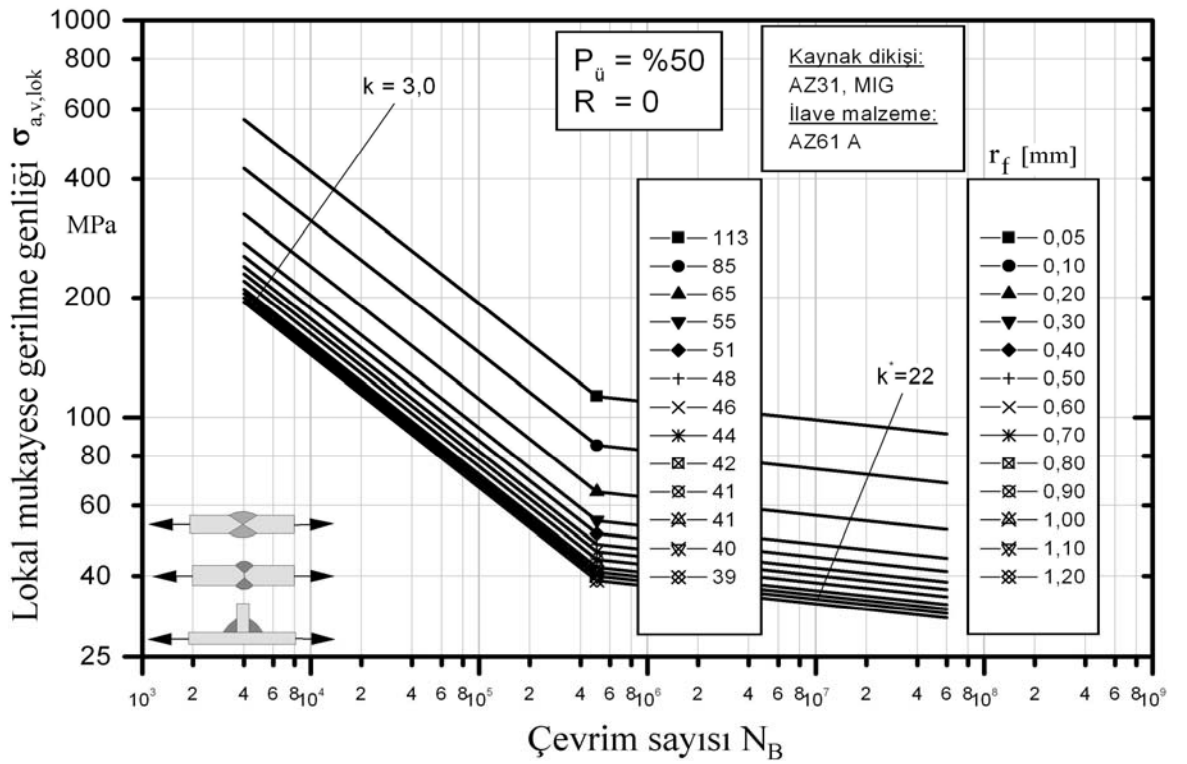
Kırılma (dolu semboller)
 Kırılmadan kalan (boş semboller)
 Tekrar yükleme ile kırılma (çapraz işaretli semboller)



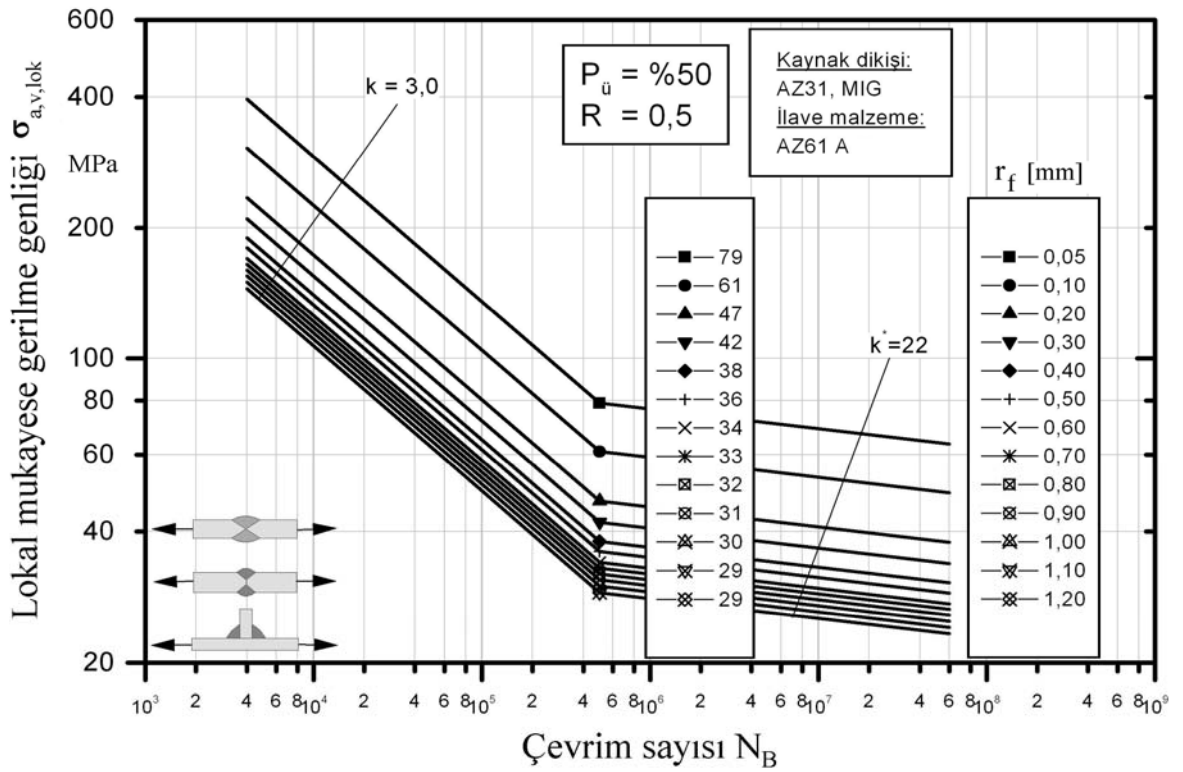
Şekil 5.15 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0 \text{ mm}$ için ve $R = 0,5$ gerilme oranında Wöhler diyagramı



Şekil 5.16 Wöhler eğrileri lokal mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa ($r_f = 0,05$ mm – 1,20 mm) bağlılığı, $R = -1$



Şekil 5.17 Wöhler eğrileri lokal mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa ($r_f = 0,05$ mm – 1,20 mm) bağlılığı, $R = 0$



Şekil 5.18 Wöhler eğrileri lokal mukayese gerilmelerinin farzedilen eşdeğer yarıçapa ($r_f = 0,05 \text{ mm} - 1,20 \text{ mm}$) bağlılığı, $R = 0,5$

5,3 mm kalınlığındaki Magnezyum AZ31 alaşımından çift taraflı kaynaklanmış kök aralıklı ve kök aralıksız alın birleştirmeler ve enine dikmelerin regresyon hesabıyla elde edilen dayanılabilir gerilme genlikleri ve gerilme genlik genişlikleri ile bu değerlerin Şekil 6.2 aracılığıyla elde edilen emniyet faktörü j_σ 'ya bölünmesiyle türetilen emniyetli gerilme genlikleri ve emniyetli gerilme genişlikleri, eşdeğer farzedilen yarıçapın (r_f) 0,05 mm ve 1,0 mm değerleri için Tablo 5.4 ve Tablo 5.5'te ayrı olarak verilmiştir.

Tablo 5.4 Magnezyum AZ31 alaşımından kaynaklı birleştirmelerin farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05 \text{ mm}$ için lokal ve emniyetli tanım değerleri ($N_k = 5.10^5$, $T_\sigma = 1:1,50$, $k = 3,0$, $k^* = 22,0$)

a. Dayanılabilir değerler
($P_{\bar{u}} = \%50$)

R	$\sigma_{a,v,lok}$ MPa	$\Delta\sigma_{v,lok}$ MPa
-1	165	330
0	113	226
0,5	79	158

b. Emniyetli değerler
($P_{\bar{u}} = \%97,7$)

R	$\sigma_{a,v,lok,em}$ MPa	$\Delta\sigma_{v,lok,em}$ MPa
-1	120,5	241
0	82,5	165
0,5	58	116

Tablo 5.5 Magnezyum AZ31 alaşımından kaynaklı birleştirmelerin farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için lokal ve emniyetli tanım değerleri
($N_k = 5.10^5$, $T_\sigma = 1:1,50$, $k = 3,0$, $k^* = 22,0$)

a. Dayanılabılır değerler

($P_{\bar{u}} = \%50$)

R	$\sigma_{a,v,lok}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{v,lok}$ (MPa)
-1	58	116
0	41	82
0,5	30	60

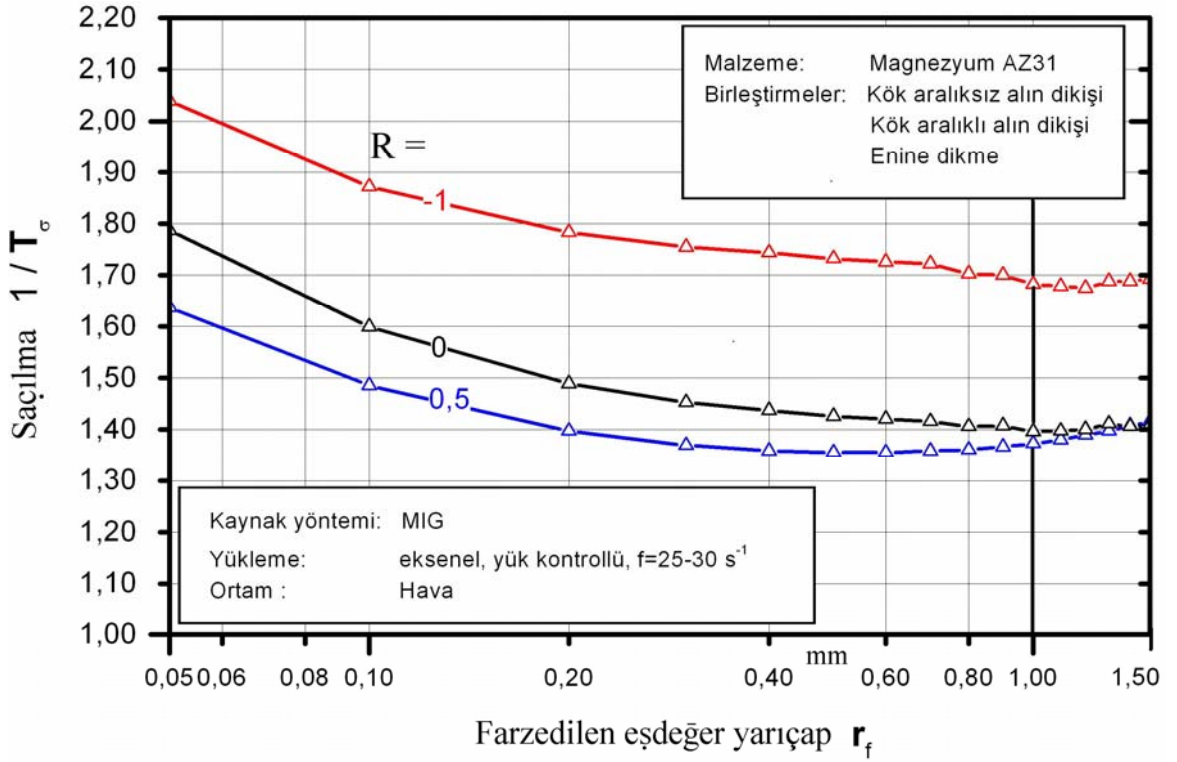
b. Emniyetli değerler

($P_{\bar{u}} = \%97,7$)

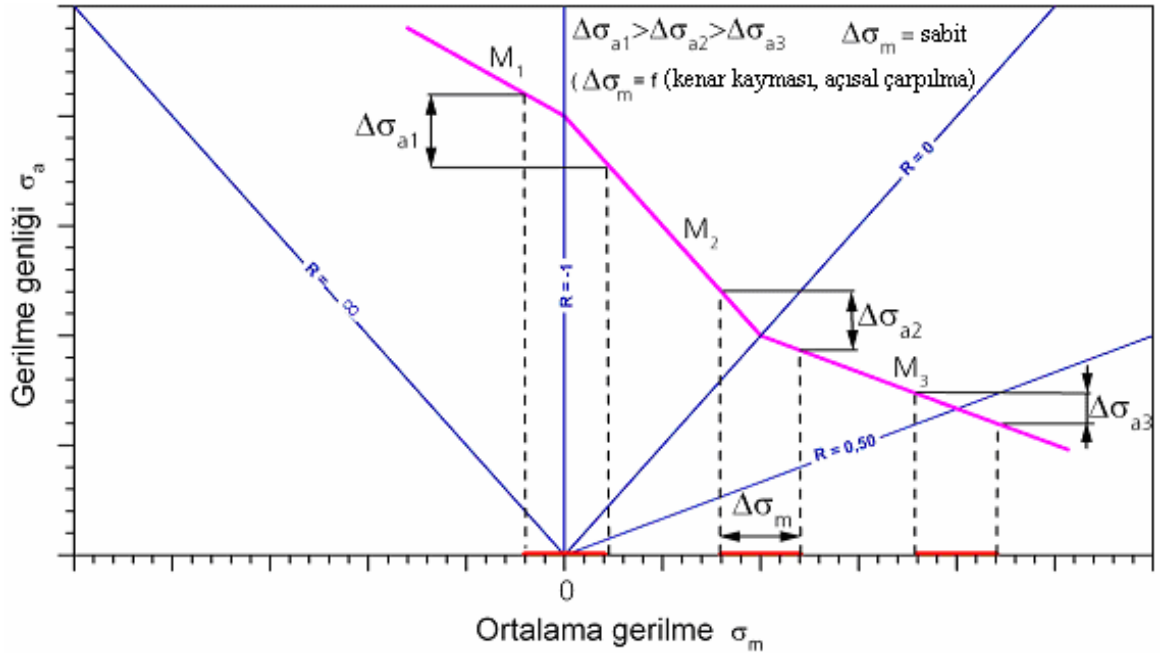
R	$\sigma_{a,v,lok,em}$ (MPa)	$\Delta\sigma_{v,lok,em}$ (MPa)
-1	42,5	85
0	30	60
0,5	22	44

Farzedilen eşdeğer yarıçaplarla ilgili olarak yapılan parametre araştırmasından, istatistiki değerlendirme yoluyla farzedilen eşdeğer yarıçap r_f ile saçılma ölçüsü $T_\sigma^* = 1 : T_\sigma$ arasındaki ilişki $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ eğrileri şeklinde Şekil 5.19'te gösterilmiştir. Her üç gerilme oranı $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ için, $r_f = 0,6$ mm ile $r_f = 1,0$ mm arasında minimum bir saçılma (dağılma) değeri meydana gelmektedir. Bu bölgenin dışında saçılma belirgin bir şekilde artış göstermektedir. Bu durum, bu r_f bölgesinde kaynak dikişlerinin gerçek çentik etkisi faktörlerinin, orada geçerli olan form sayılarıyla (farzedilen eşdeğer yarıçap r_f ile hesaplanmış) yaklaşık olarak çakışması ile açıklanabilir.

Farzedilen eşdeğer yarıçap ne kadar küçükse, keskin çentikli birleştirmelerde hesaplanan form sayılarıyla çentik etkisi o kadar daha kötü oluşturulmakta ve saçılma bu birleştirmeler nedeniyle büyümektedir. Çok büyük r_f değerleri bölgesinde modelleme yoluyla kaynak dikişi çentiğinde gerçek şartların tekrarlanmadığı belirgin bir kesit zayıflaması meydana gelmektedir. İlaveten, geometrik bir ilişkiden de bahsedilebilir. Buna göre keskin çentikli birleştirmelerde çentik form sayısı azalan yarıçaplarda, keskin olmayan çentikli birleştirmelere nazaran daha hızlı olarak yükselmektedir (artmaktadır) (Bkz. Tablo 3.5). Böylelikle saçılmanın gösterilen akışı etkili olmaktadır.



Şekil 5.19 Saçılma ($1/T_c$) üzerinde farzedilen eşdeğer yarıçapın etkisi



Şekil 5.20 Ortalama gerilmeye bağlı olarak dayanılabilen gerilme genliğinin saçılması

Değişken zorlamalar ($R = -1$) için saçılma sonuçlarının dalgalı zorlamalara ($R = 0$ ve $R = 0,5$) oranla daha büyük olmasının nedeni Şekil 5.20 yardımıyla açıklanabilir.

Burada, aynı bir ortalama gerilme genişliğinde numunelerin deney makinesine bağlanması sırasında oluşabilecek kenar kayması ve açısız çarpılma sonucunda, $R = -1$ konumunda gerilme genişliği değeri en büyük değerine ulaşmaktadır. Bu gerilme genlik genişliği $R = 0,5$ 'e doğru gittikçe azalmakta ve bu da daha düşük bir saçılmaya sebep olmaktadır. Kaynak işlemine bağı olarak kaynaklı birleştirmelerde meydana gelen şekil değıştirmeler (çarpılmalar) nedeniyle aksel yüklemeye altında oluşan yüklemeye gerilmelerine ilaveten eğilme gerilmeleri (ikincil gerilmeler) oluşmaktadır. Bu eğilme gerilmelerinin dikkate alınmasıyla lokal olarak $R = -2$ ve $R = 0$ arasında gerilme oranları meydana gelebilir. Bu da bu bölgede yüksek ortalama gerilme hassasiyeti nedeniyle $R = -1$ 'de kuvvetli saçılmalara götürmektedir.

Dalgalı yüklemeye altında da gerilme oranı $R = -1$ ve $R = 0,5$ arasında bulunabilir olmasına rağmen bu olay değışken yüklemeye olduğu gibi açık olarak belirgin değıldir. Bu da küçük saçılma bandı ile açıklanabilir. Bunun yanında tamamen kaynaklanmamış (içten kök aralığına sahip) kaynaklı birleştirmelerde kök aralığının genişliği $s = 1,7$ mm ve $s = 2,2$ mm arasında değışebileceğı gerçeğı de vardır.

Kaynaklı birleştirmelerin daha düşük bir açısız çarpılma ve kenar kaymasıyla deney makinesine montajı sağlandığında ve kök aralığının sabit olması durumunda saçılma bandının daha dar olması beklenebilir.

Gösterilen sonuçlarla kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı açısından ölçülendirilmesi, gösterilen bölge içinde herhangi bir başka farzedilen yarıçap r_f ile de mümkündür.

6. ULUSLARARASI KAYNAK ENSTİTÜSÜNE (IHW) BİR ÖNERİ

Kaynaklanmış yapıların yorumlanmasında geçtiğimiz yıllarda sonlu elemanlar yönteminin yaygın şekilde kullanılmaya başlaması lokal hesap yöntemlerinin (Radaj ve Sonsino 1998, Sonsino 2005b) daha sık bir şekilde kullanılmasını beraberinde getirmiştir. Özellikle Hot - spot yöntemi (Bkz. Bölüm 2.2.5) bunların başında gelmektedir. Sadece yapı elemanının hasar açısından kritik olan yeri yapısal gerilmenin ekstrapolasyon ile elde edildiği yer ile çakıştığında uygulanabilir olması şüphesiz bu yöntemin uygulanmasına sınırlamalar getirmektedir. Kaynak dikiş kök aralığına sahip kaynaklı birleştirmelerde ve diğer gözle görülemeyen konstrüksiyon detayları Hot–spot yönteminin uygulanamayacağı bu kategoriye girmektedir (Bkz. Şekil 2.20). Bu durumlar için son yıllarda (Neuber 1968a)'yı esas alan çeşitli lokal yöntemler geliştirilmiştir. Örneğin bu lokal yöntemler Neuber'e göre mikro destek etkisi yöntemi (Neuber 1968a, Radaj 1990, Sonsino vd 1999a, Werner 2001) (Bkz. Bölüm 2.3.2.1) ve farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi (Olivier vd 1989, Olivier vd 1994, Seeger 1996, Zhang vd 2002) (Bkz. Bölüm 2.3.5) olmaktadır.

Bölüm 2.3.2.1'de açıklandığı gibi mikro destek etkisi yöntemi esas malzeme, kaynak metali ve ısı tesiri altındaki bölge için farklı değerler alan lokal malzeme sabitinin ρ^* bilinmesini gerekli kılmaktadır (Werner 2001, Morgenstern vd 2004a, Morgenstern vd 2005). Çatlak başlangıç yerine bağlı olarak (çatlak, ısı tesiri altındaki bölgede veya kaynak metalinden başlayabilir) hesaplama için doğru iç yapı eşdeğer yapısal uzunluk değerinin seçilmesi gerekmektedir. Bu değerlerin az sayıdaki istisnai durumlarda elde edilebilir olması bu lokal hesaplama yönteminin uygulanmasını sınırlamaktadır.

Malzemeye özgü sabitlere ihtiyaç duymayan, hem açık hem de gizli çatlak açısından kritik konstrüksiyon detayları için uygulanabilir olan farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi evrensel bir uygulanabilirliği beraberinde getirmektedir (Bkz. Bölüm 2.3.5).

Farzedilen eşdeğer yarıçapı $r_f = 1,0$ mm değeri için malzeme kalınlığı $t \geq 5$ mm olan çelikten konstrüksiyonlarda iyi hesaplama sonuçları vermektedir. Bu nedenle çeşitli talimatnamelerde tavsiye edilmektedir (FKM 2003, Hobbacher vd 2003). Hem çelik hem de alüminyumdan malzeme kalınlıkları $t \leq 5$ mm olan ince levhalar için de farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm'li lokal gerilme yönteminin uygulanması başarıyla gerçekleştirilmiştir (Eibl ve Sonsino 2001, Eibl 2003, Schlemmer vd 2003).

Malzeme kalınlığı $t \geq 5$ mm olan, zayıf ve kuvvetli gerilme konsantrasyonlu magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin hesapsal değerlendirilmesi için şimdiye kadar herhangi bir bilgiye ulaşılmamıştır. 5,3 mm kalınlığındaki Magnezyum AZ31 alaşımından kaynaklı birleştirmelerle bu çalışmada elde edilen sonuçlar bu soruna bir çözüm imkanı vermektedir.

Hesaplama yöntemi Neuber'in mikro destek etkisi teorisine dayanmakta ve bu teoriye göre eşitlik (6.1) kullanılmaktadır.

$$\rho_f = \rho_r + \rho^* \cdot s \quad (6.1)$$

Burada, ρ_f farzedilen çentik yarıçapı, ρ_r gerçek çentik yarıçapı, ρ^* eşdeğer yapısal uzunluğu ve s çok eksenliliğin dikkate alınması için bir sabiti göstermektedir. Yapı çelikleri için şekil değiştirme enerjisi hipotezine uygun olarak (von Mises'e göre) $s = 2,5$ ve $\rho^* = 0,4$ alınmaktadır (Neuber 1968a) (Bkz. Tablo 2.3). Gerçek çentik yarıçapının $\rho_r = 0$ olduğu en kötü durumda $\rho_f = 1,0$ mm ortaya çıkmaktadır.

Bu farzedilen yarıçap ile ($\rho_f = 1,0$ mm) çelikten çeşitli kaynak dikiş geometrilerinin kullanımı yoluyla elde edilen deney sonuçları, nominal gerilme sisteminin değişik yorulma dayanımı tanım değerlerini $N = 2 \cdot 10^6$ çevrim sayısında az veya çok müşterek bir lokal gerilme değerine götürmektedir (Olivier vd 1989, Olivier vd 1994, Seeger 1996). Bu araştırmada yapı çeliklerinden kaynaklı birleştirmeler için $N = 2 \cdot 10^6$ çevrim sayısı ve $P_{\bar{u}} = \%97,7$ 'lik kırılmama olasılığıyla $\Delta\sigma_{lok} = 225$ MPa'lık lokal gerilme genişliği emniyetli bir FAT sınıfı olarak tavsiye edilmiştir (Bkz. Şekil 2.24).

Bu tez çalışmasında incelenen numuneler ve numune geometrileri Bölüm 3.1’de açıklanmıştır. Kırılma başlangıç yerlerini gösteren ve yüzeyleri dağlanma suretiyle elde edilen makro gösterimler Bölüm 3.1.3’te bulunmaktadır.

Lokal gerilme yöntemlerinin uygulanmasının amacı, bütün kaynaklı birleştirmeler için minimum saçılmaya sahip müşterek bir örnek Wöhler diyagramının elde edilmesini sağlayacak farzedilen bir eşdeğer yarıçap bulmaktır. Bu Wöhler diyagramı yapı elemanlarının hesapsal değerlendirilmesi için esas olarak alınabilir.

Bütün kaynaklı birleştirmelere yönelik müşterek bir Wöhler eğrisinin türetilmesi için gereken farzedilen eşdeğer yarıçapın bir optimal bölgesinin belirlenmesi, Şekil 5.10’dan Şekil 5.15’e kadar $r_f = 0,05$ mm ve $r_f = 1,5$ mm arasındaki çeşitli farzedilen eşdeğer yarıçaplar için lokal gerilme sisteminde ve $T_{\sigma}^* = [\sigma(P_{\bar{u}} = 10\%) / \sigma(P_{\bar{u}} = 90\%)]$, Şekil 5.19, saçılma bandı ölçülerinin gözleminden yola çıkmak suretiyle Bölüm 5.2’de gösterilmiştir.

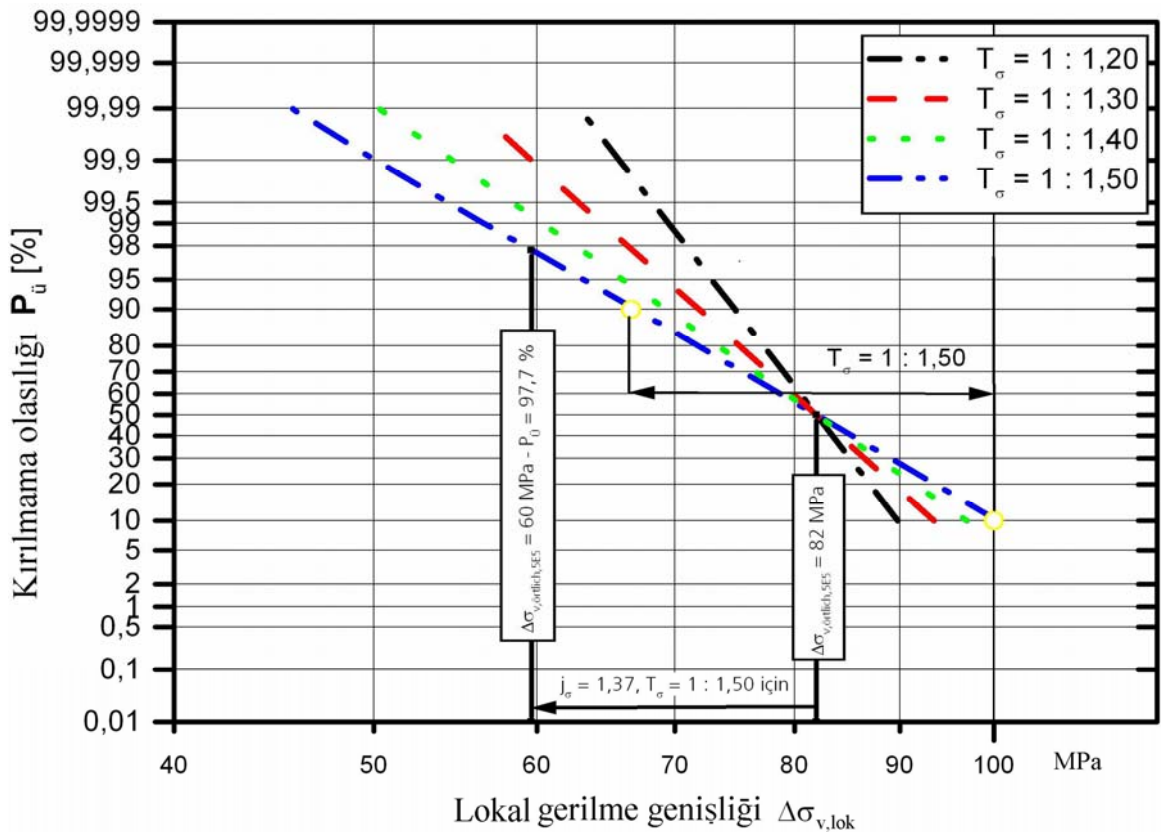
Eğrilerin akışı (Şekil 5.19), her üç gerilme oranı $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ için, $r_f = 0,6$ mm’den itibaren bir minimum saçılma (dağılma) değeri göstermekte ve $r_f = 1,0$ mm’ye kadar neredeyse sabit bir seviyede kalmaktadır. Buradan farzedilen eşdeğer yarıçapın doğru değeri $r_f = 0,6$ mm olarak alınabilir. Ancak bu eşdeğer yarıçap sayesinde, çelikten kaynaklı birleştirmeler için talimatnamelerde (Seeger 1996, Hobbacher vd 2003, FKM 2003) farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm olarak tavsiye edilmektedir. Alüminyumdan kaynaklı birleştirmeler için de talimatnamelerde (Hobbacher vd 2003) ve yeni bir çalışma çerçevesinde (Morgenstern vd 2006) çeliklerde olduğu gibi eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm olarak tavsiye edilmektedir. 5,3 mm kalınlığındaki magnezyumdan kaynaklı birleştirmeler için de, talimatnamelerde birliğin sağlanması bakımından ve bilhassa farzedilen eşdeğer yarıçapın $r_f = 0,6$ mm değeri karşısında sonuçların dağılımının büyük olmaması nedeniyle farzedilen eşdeğer yarıçap değeri $r_f = 1,0$ mm olarak kabul edilmelidir.

Magnezyum alaşımları için bu çalışmada elde edilen emniyetli çentik gerilme genişliği değeri yakın zamanda Uluslararası Kaynak Enstitüsü’ne (IIW) önerilecektir.

Lokal gerilme yönteminin uygulanmasında yorulmaya zorlanan magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin hesapsal olarak değerlendirilmesi için bu araştırmanın sonuçlarından emniyetli tanım değerleri türetilmiştir (Bkz. Bölüm 5.2). Bunun için aşağıdaki şartlara dikkat edilmelidir.

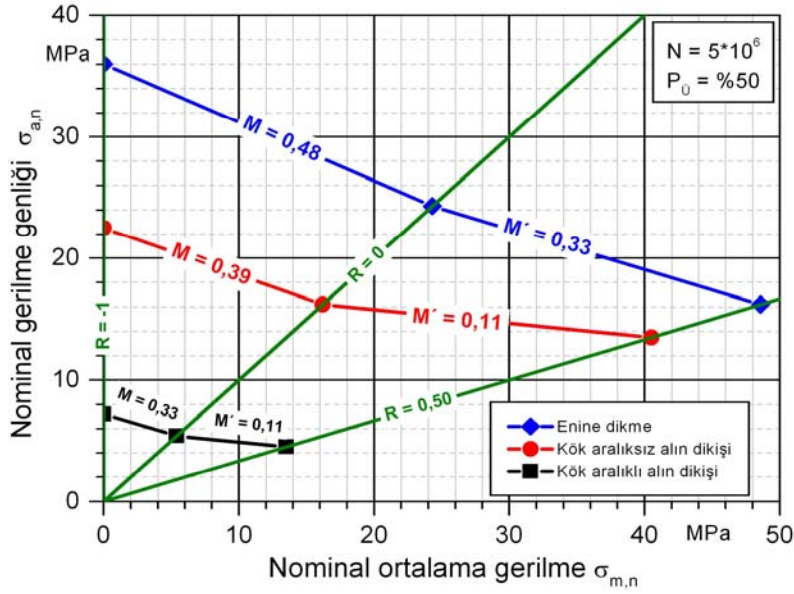
- Emniyetli değerler kırılmama olasılığı $P_{\bar{u}} = \%97,7$ için hesaplanmalıdır. Bu, güvenilirlik olasılığı $C = \%95$ 'e denk düşmektedir.
- Yüksek çekme iç gerilmelerinin yorulma dayanımına etkileri gözlenmelidir. Özellikle $R = 0,5$ için.

Bütün kaynaklı birleştirmeler için kabul edilen $T_{\sigma} = 1: 1,50$ saçılma değeri ve Gauss'un Logaritmik Normal Dağılımı için $P_{\bar{u}} = \%97,7$ değerleri, deneysel olarak bulunan $P_{\bar{u}} = \%50$ değerlerinin emniyet faktörü $j_{\sigma} = 1,37$ (Şekil 6.1) kadar azaltılmasıyla elde edilir.

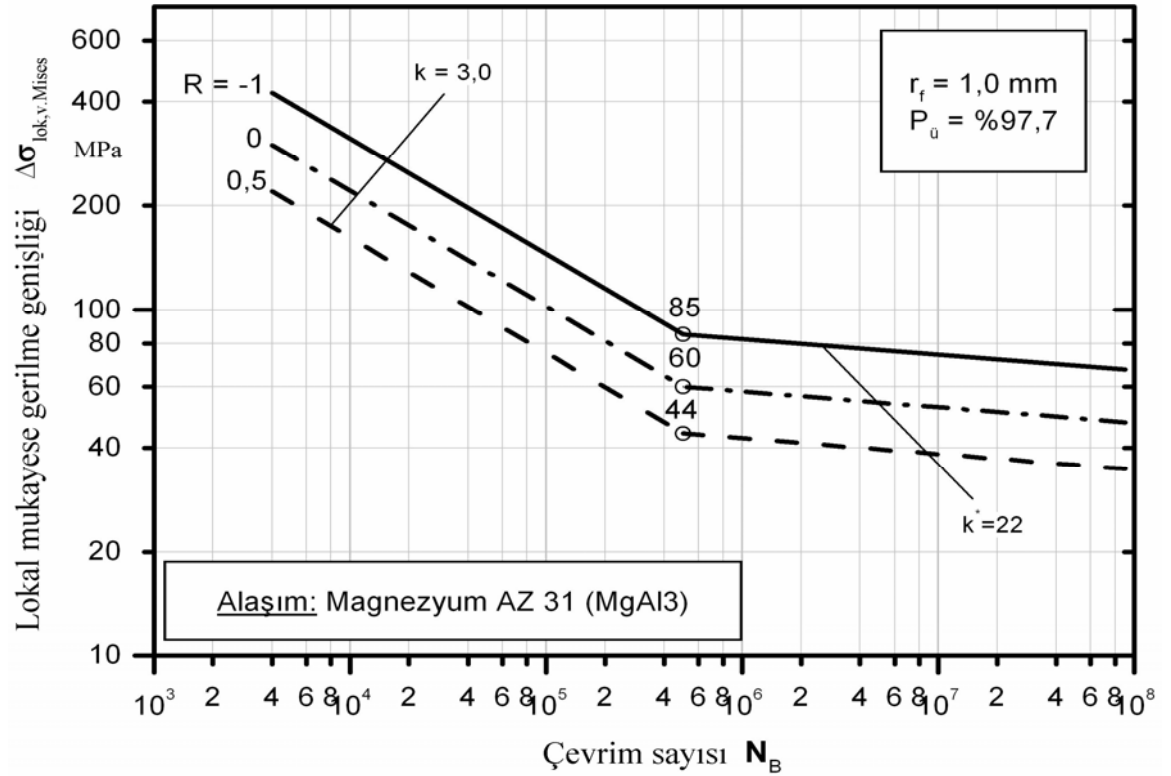


Şekil 6.1 Emniyet faktörü j_{σ} 'nin türetilmesi için kırılmama olasılığı ağları

$R = 0$ ve $R = 0,5$ arasındaki ortalama gerilme etkisinin dikkate alınması için azaltma faktörü Haigh Diyagramının eğrilerinin ortalama değerinden elde edilebilmektedir (Şekil 6.2). Gerilme oranları bölgesi $-1 < R < 0$ ve $0 < R < 0,5$ bölgelerindeki ortalama gerilme hassasiyetlerinin ortalama akışı M ve M' bu çalışmada elde edilen deney sonuçlarından türetilmiştir.



Şekil 6.2 Kaynaklı birleştirmelere ait Haigh Diyagramı



Şekil 6.3 Farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 1,0$ mm için örnek Wöhler diyagramı

Şekil 6.3 gerilme oranları $R = -1$, $R = 0$ ve $R = 0,5$ için ortaya çıkan örnek Wöhler diyagramlarını göstermektedir. Bu örnek Wöhler eğrileri eğer ek olarak ortalama gerilmeler mevcut değilse $R = 0,5$ eğrisi yardımıyla yüksek iç gerilmelerdeki, $R = 0$ eğrisi yardımıyla normal iç gerilmelerdeki ve $R = -1$ eğrisi yardımıyla ihmal edilebilir iç gerilmelerdeki hesapsal bir değerlendirmeyi mümkün kılmaktadır. Aksi takdirde bunlarda R-değerlerinin gösterilen etkisi dikkate alınmalıdır.

Bu tez çalışmasında magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler için elde edilen emniyetli lokal gerilme genişlikleri ($\Delta\sigma_{v,lok}$) $N = 5.10^5$, $N = 2.10^6$ ve $N = 1.10^7$ çevrim sayıları ve $P_{\bar{u}} = \%50$ ve $P_{\bar{u}} = \%97,7$ kırılmama olasılıkları için Tablo 6.1'de bir arada verilmiştir.

Tablo 6.1 Emniyetli lokal gerilme genişlikleri $\Delta\sigma_{v,lok}$

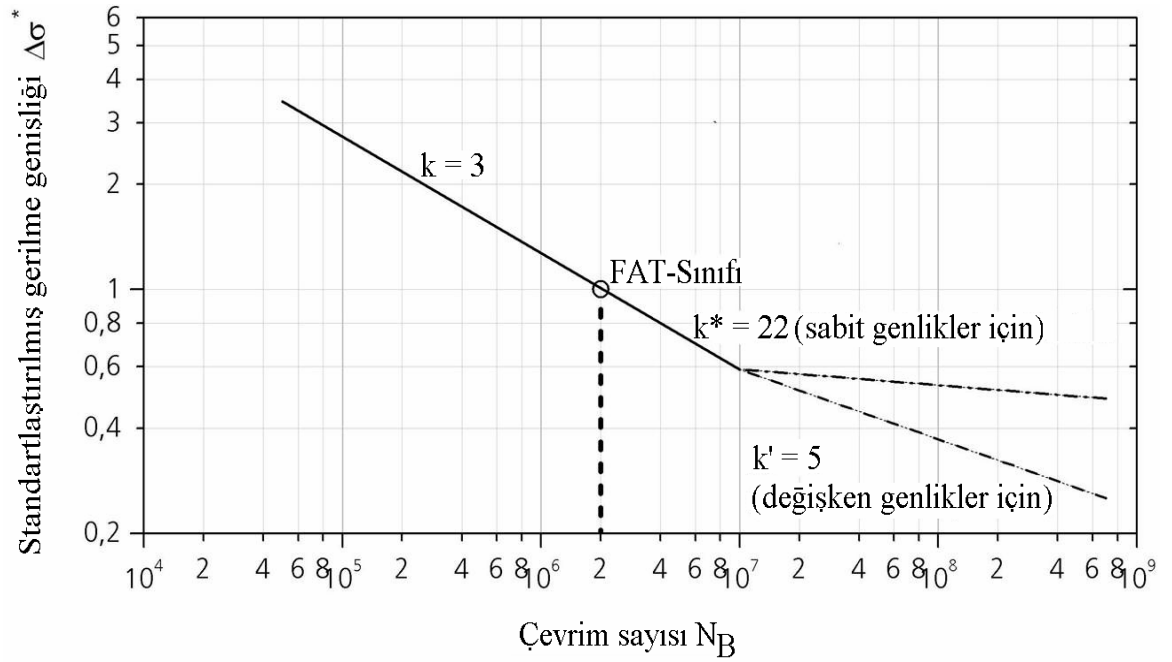
Farzedilen eşdeğer yarıçap r_f [mm]	Gerilme oranı R	Gerilme genişliği $\Delta\sigma_{v,lok}$ [MPa]						Eğim $k(N < N_k)$	Eğim $k^*(N > N_k)$
		$P_{\bar{u}} = \%50$			$P_{\bar{u}} = \%97,7$				
		$N = N_{K,WL}$	$N = N_{FAT}$	$N = N_{K,FAT}$	$N = N_{K,WL}$	$N = N_{FAT}$	$N = N_{K,FAT}$		
		5.10^5	2.10^6	1.10^7	5.10^5	2.10^6	1.10^7		
0,05	-1	330	208	121	241	152	89	3,0	22,0
	0	226	142	83	165	104	61	3,0	22,0
	0,5	158	100	58	116	73	43	3,0	22,0
1,00	-1	116	73	43	85	54	31	3,0	22,0
	0	82	52	30	60	38	22	3,0	22,0
	0,5	60	38	22	44	28	16	3,0	22,0

Ancak magnezyum alaşımından kalın birleştirmeler için ($t > 5,0$ mm) elde edilen örnek Wöhler eğrileri eğim bakımından IIW-Talimatnameleri (Hobbacher vd 2003) ile

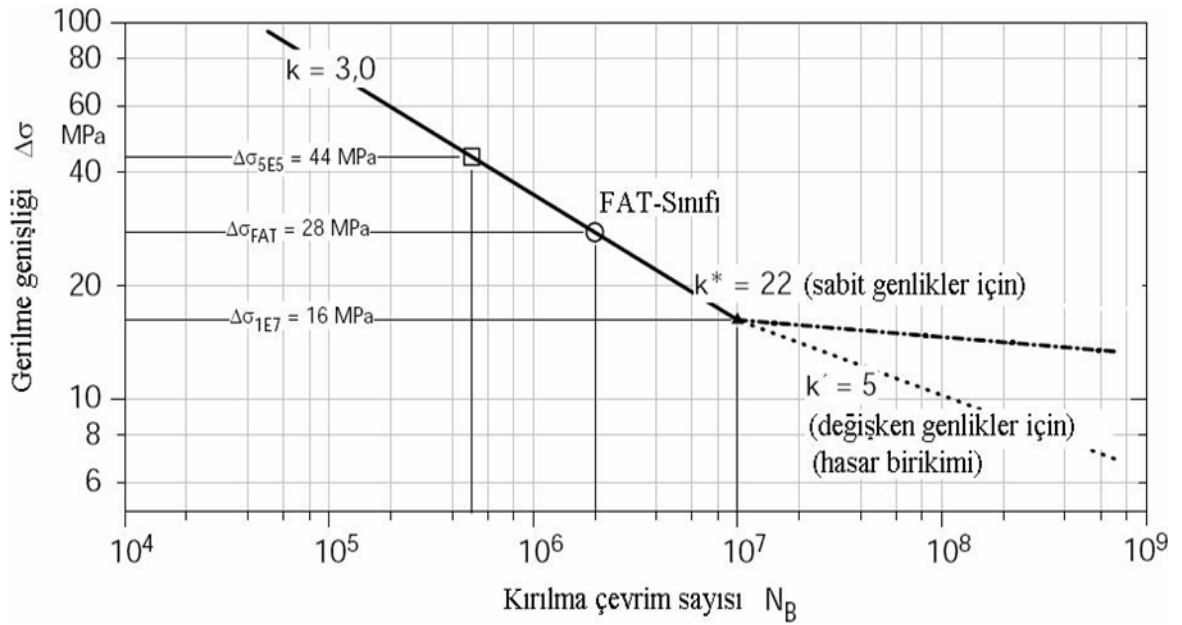
uyum içinde olsa da, bükülme noktaları açısından henüz uyum içinde değildir. IIW-Tavsiyeleri, daima yüksek çekme iç gerilmeli bir en kötü durumu esas aldığından, bu durum sonuçlara aşağıdaki şekilde yansıtılabilir.

- $P_{\bar{u}} = \%97,7$ kırılmama olasılığıyla $N = 5 \cdot 10^5$ çevrim sayısında $R = 0,5$ için emniyetli lokal gerilme genişliği $\Delta\sigma_{lok,em} = 44$ MPa bir nokta olarak IIW-Wöhler eğrisinde alınabilir.
- Wöhler eğrisi zaman dayanımı bölgesinde $k = 3,0$ eğimiyle bu nokta vasıtasıyla $N = 1 \cdot 10^7$ çevrim sayısına kadar uzatılabilir (Sonsino 2004a). FAT- değeri olarak $R = 0,5$ ve $N = 2 \cdot 10^6$ çevrim sayısı için $\Delta\sigma_{lok,em} = 28$ MPa değerini verir.
- Wöhler eğrisi zaman dayanımı bölgesinde $N = 1 \cdot 10^7$ değerine kadar $k = 3,0$ eğimiyle kalın birleştirmeler için (Sonsino vd 1999a, Sonsino vd 1999b, Sonsino vd 2001, Hobbacher vd 2003) çizilebilir (Sonsino vd 2004b).
- Wöhler eğrisi sabit genlikli zorlama durumu için $N = 1 \cdot 10^7$ çevrim sayısından sonra $k^* = 22,0$ (her 10 birimde %10 dayanım düşümü) ile devam ettirilir (Sonsino vd 2004b, Sonsino vd 2005a, Sonsino vd 2005b, Sonsino vd 2005c).
- Değişken genlikler için yapılan bir hasar birikimi hesabında Wöhler diyagramının $k' = 5,0$ eğimli olanı ve $D = 0,5$ olan gerçek bir toplam hasar kullanılmalıdır (Sonsino vd 2004a, Sonsino ve Kassner 2005d) (Şekil 6.5). Eğer ortalama gerilme yüksek ise toplam hasar $D = 0,2$ olarak tavsiye edilmektedir (Sonsino vd 2004b, Sonsino vd 2005c).

Şekil 6.4, IIW-Talimatnamesi için önerilen Wöhler diyagramını standartlaştırılmış formda göstermektedir. Şekil 6.5, magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler için mutlak gerilme genişliği $\Delta\sigma$ ile Wöhler diyagramını göstermektedir.

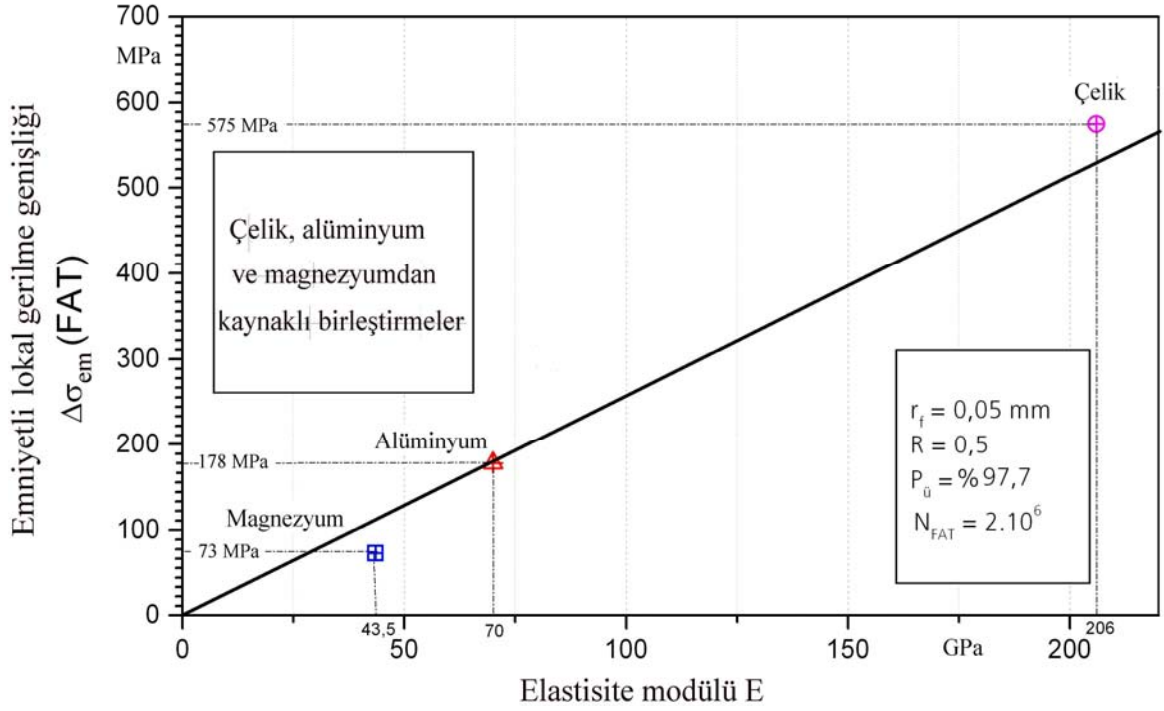


Şekil 6.4 IIW - Tavsiyeleri için standartlaştırılmış Wöhler diyagramı (Sonsino 2004b, Sonsino 2005b)

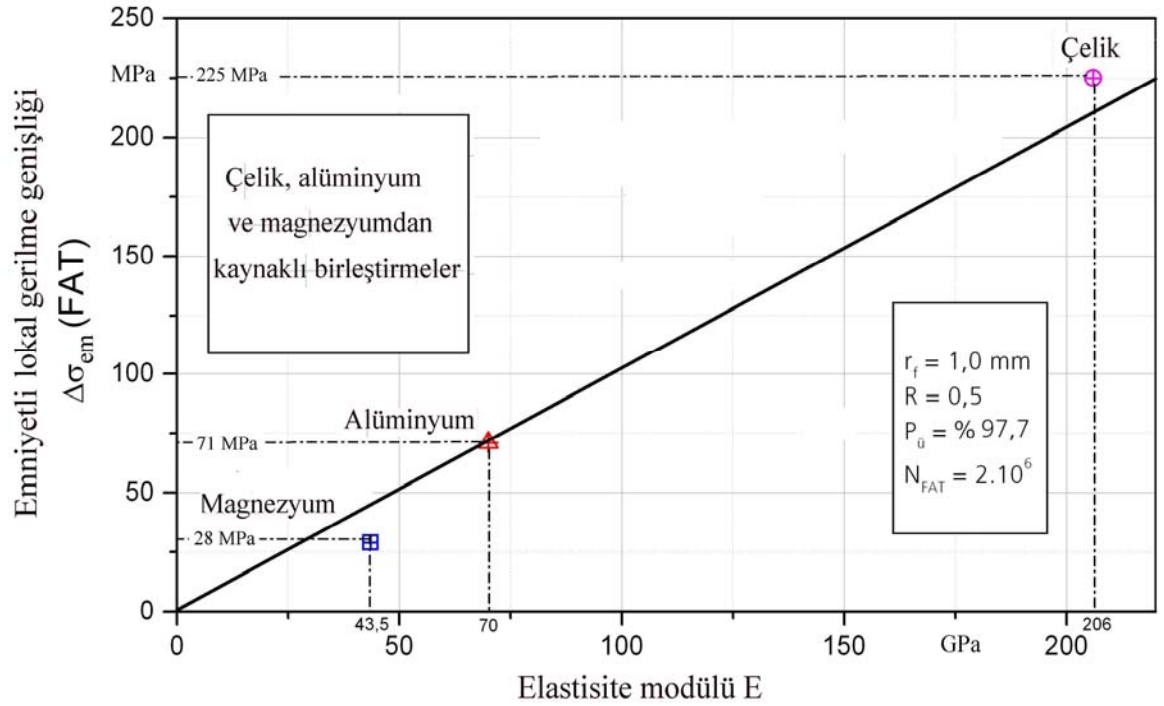


Şekil 6.5 Magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelere yönelik IIW – Tavsiyeleri için mutlak Wöhler diyagramı

Elastisite modülüne bağlı olarak $N = 2.10^6$ çevrim sayısı için emniyetli lokal gerilme genişliği $\Delta\sigma_{lok,em}$ (FAT)'ın taşınması üç malzeme grubu için (çelik, alüminyum, magnezyum) lineer bir ilişki vermektedir. Bunlar farzedilen eşdeğer yarıçap $r_f = 0,05$ mm için Şekil 6.6 ve $r_f = 1,0$ mm için Şekil 6.7'de gösterilmiştir.



Şekil 6.6 Çelik, alüminyum ve magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin $r_f = 0,05$ mm için emniyetli gerilme genişliklerinin elastisite modülüne bağlılığı



Şekil 6.7 Çelik, alüminyum ve magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin $r_f = 1,0$ mm için emniyetli gerilme genişliklerinin elastisite modülüne bağlılığı

IIW-Tavsiyelerinde öncelikle, dik eğimler gösteren kalın malzemeler ($t \geq 5$ mm) ve aynı zamanda rijit kaynak konstrüksiyonları dikkate alındığı için bu talimatnamede

kırılma Wöhler diyagramlarının eğimi $k = 3,0$ olarak alınmaktadır. İyi bir üretim kalitesi ya da düşük çekme iç gerilmelerinin olması halinde, örneğin Şekil 6.3'te olduğu gibi, daha iyi bir yorulma davranışı beklenebilir.

7. SONUÇLAR

Yorulma dayanımının incelenmesinde lokal yöntemler gibi modern yorumlama yöntemleri, daha kolay tatbik edilebilen ve dolayısıyla pratikte daha hızlı olarak uygulanabilen nominal ve yapısal gerilme yöntemleri karşısında, kaynak dikişi bölgesinde lokal olarak ortaya çıkan maksimal zorlanma tepeleri elde edildiği ve değerlendirildiği için daha avantajlı olmaktadır. Ayrıca lokal yöntemler, yapı elemanı şeklinden ve geniş ölçüde de dikiş formundan bağımsız olmaktadır. Bu nedenle, detaylı bir yorulma dayanımı değerlendirmesini mümkün kılmakta ve bu sayede çok amaçlı kullanım imkânları sunmaktadır.

Nominal gerilme yöntemi, bu çalışmada incelenen her üç birleştirme şekli (kök aralıksız alın dikişi, kök aralığına sahip alın dikişi ve köşe dikişli enine dikme) için de uygulanabilir. Yapısal gerilme yöntemi, nominal gerilme yöntemiyle kök aralıksız alın dikişli ve köşe dikişli enine dikmeli olan numuneler için elde edilen Wöhler diyagramları vasıtasıyla uygulanabilmektedir. Ancak bu yöntem, kök aralığına sahip olan alın birleştirmelerinde, hasar açısından kritik yerlerin gözle görülememesi ve yapısal gerilmeye ekstrapolasyon aracılığıyla ulaşılamaması nedeniyle uygulanamamaktadır.

Lokal yöntemler içerisinde çentik gerilme yöntemi, daha önce çelik ve alüminyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmeler için elde edilen tecrübelerle dayanarak magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerin (bu malzeme grubu için hafif yapı potansiyelinden gittikçe daha büyük ölçüde yararlanılmaktadır) yorumlanmasında da en uygun hesaplama yöntemi olarak görülmektedir. Özellikle çentik hassasiyeti gösteren magnezyum alaşımlarından kaynaklı birleştirmelerde lokal yöntemlerin uygulanması için şimdiye kadar hiçbir dayanım (mukavemet) tanım değerleri elde edilememiştir. Bu eksikliği gidermek için yapılan bu tez çalışmasında magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin dayanım tanım değerlerini elde etmek için çentik gerilmesi yöntemini

oluşturan iki farklı yöntem, mikro destek etkisi yöntemi ve farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi uygulanmıştır. Böylece bu tez çalışmasıyla magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin yorulma dayanımı ile ilgili sistematik bir araştırma ilk defa gerçekleştirilmiştir.

Araştırmanın çıkış noktası Radaj'a göre mikro destek etkisi yönteminin (bir lokal gerilme yöntemi için örnek olarak sabit genlikler altında farklı birleştirme şekillerinin) magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerin yorulma ömrü tahmininde uygulanıp uygulanamayacağı sorusuydu. Uygulanabilirlik 5,3 mm kalınlığında ve farklı çentik şiddetine sahip kaynaklı birleştirmelerde gösterilmiştir. Kaynak metalinin ve ısı tesiri altındaki bölgenin Wöhler eğrilerinin eğimlerinin konuya dahil edilmesi yoluyla, başlangıçta sadece bükülme noktasından sonraki (sürekli yorulma dayanım bölgesi diye bilinen) çevrim sayısı bölgesi için öngörölmüş olan mikro destek etkisi yöntemini zaman dayanımı bölgesine genişletmek mümkün olmaktadır. Esas olarak mikro destek etkisi yöntemi, malzeme ve iç yapıya özgü tanım değerleri ile kaynaklı birleştirmelerin lokal geometrisi ve yorulma dayanımı arasında bir ilişki kurmak suretiyle kendini göstermektedir. Bu yöntemin uygulanmasında, malzeme ve iç yapıya özgü tanım değerlerinin deneysel yollarla elde edilmesi gerekmektedir. Uygulama açısından bu büyük bir dezavantaj oluşturmaktadır. Diğer taraftan elde edilen sonuçlarda göröldüğü gibi mikro destek etkisi yöntemi, sadece keskin çentikli birleştirmeler (kök aralığına sahip alın dikişi) için memnun edici sonuçlar vermektedir. Keskin olmayan çentikli birleştirmelerde (kök aralığına sahip olmayan alın dikişi ve köşe dikişli enine dikme) ise sonuçlar memnun edici olmamaktadır. Bunun üzerine, eşdeğer yapısal uzunlukların ρ^* elde edilmesindeki güçlükleri ve masrafları eklediğimizde, mikro destek etkisi yönteminin mühendislik uygulamaları ve endüstriyel ihtiyaçlar için uygun bir yöntem olarak değerlendirilemeyeceği görölmektedir.

Farklı alaşımlar ve malzeme durumları için mikro destek etkisi yöntemine göre elde edilen eşdeğer yapısal uzunlukların ρ^* veya farzedilen eşdeğer yarıçapların ρ_f gözlemi sonucunda, bunların magnezyum alaşımları için $\rho_f = 0,25$ ile $\rho_f = 1,00$ mm arasında olduğunu göstermiştir. Bu nedenle, lokal gerilme konseptine dayanan, ancak her defasında ρ^* değerlerinin bilinmesi gibi bir dezavantajı olmayan, bir farzedilen eşdeğer yarıçapın belirlenebilmesi ısrarla tavsiye edilmiştir. Bundan dolayı, çelik ve alüminyum

alaşımından kaynaklı birleştirmelerde başarıyla uygulanmış, farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi vasıtasıyla malzemedan bağımsız bir çözüm aranmıştır. Çeşitli karmaşık geometriler ile çeşitli yükleme durumları (eksenel, eğilme, burulma) için uygulanabilen bu farzedilen eşdeğer yarıçap yöntemi genel bir ölçülendirme yöntemi olarak teknik talimatnamelerde tavsiye edilmektedir.

Çentik form sayıları 1,64 ve 14,19 arasında olan 5,3 mm kalınlığındaki magnezyum alaşımından üç farklı birleştirmede yorulma dayanımı deneyleri yapılmıştır. Bu geniş sayılabilecek çeşitlilik için bir farzedilen eşdeğer yarıçaplı ($r_f = 1,0$ mm) lokal gerilme yönteminin uygulanmasıyla sabit genlikler altında yorulma dayanımının ve dolayısıyla yorulma ömrünün isabetli ve doğru olarak tahmin edilebileceği gösterilmiştir. Deney sonuçları, şimdiye kadar teknik talimatnamelere (örnek olarak IIW ve FKM) sadece çelikten ve alüminyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler için alınan bu yöntemin, $t \geq 5$ mm malzeme kalınlığına sahip magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler bölgesine de genişletilmesinin mümkün olacağını göstermektedir. Çelik ve alüminyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerde olduğu gibi magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmeler için de farzedilen eşdeğer yarıçapın $r_f = 1,0$ mm olarak elde edilmesi uygulayıcı mühendisler için avantajlı olmaktadır. Bu farzedilen eşdeğer yarıçap yardımıyla türetilen örnek Wöhler diyagramları ile çelik için FAT 225, alüminyum için FAT 70 ve magnezyum için bu çalışmada elde edilen FAT 28 değerlerinin yorulma dayanımı tahmininde kullanılması tavsiye edilmektedir.

Otomobil yapımına tezat olacak şekilde, geniş kapsamlı yapı elemanı deneyi gerçekleştirilmeyen makine yapımının birçok alanında talimatnamelerden yararlanılmaktadır. Makine yapımında şimdiye kadar nominal gerilme yöntemi, giderek artan bir şekilde de yapısal gerilme yöntemi geniş bir kabul görmektedir. Bu alanlar için yeni bir değerlendirme metodunun talimatnamelere dahil edilmesi büyük önem taşımaktadır. IIW-Tavsiyeleri için burada magnezyum alaşımından kaynaklı birleştirmelerle ilgili olarak yapılan öneriyle endüstriyel uygulamaların bir talebine cevap verilmektedir. IIW-Tavsiyeleri için yapılan önerinin oluşturulmasında öncelikle magnezyumdan kaynaklı birleştirmelerin örnek Wöhler eğrisinin ortalama gerilmeden bağımsızlığının önemine işaret edilmiştir. İç gerilme durumu veya yük azaltıcı ortalama gerilmeler hakkında daha ayrıntılı bilgilerin olduğu durum için ($-1 < R < 0$ ve $0 < R < 0,5$ bölgelerinde) bir Haigh diyagramı şeklinde tanım değerleri verilmiştir.

Eğer sonlu elemanlar yönteminde kullanılan yazılımlar, kolaylaştırılmış bir modellemenin imkanını sağlarsa, $r_f = 1,0$ mm farzedilen eşdeğer yarıçaplı lokal gerilme yönteminin pratikte uygulanması hızlı bir gelişme gösterecektir. Bu sözü edilen farzedilen eşdeğer yarıçap ile kaynak dikiş geometrisinin oluşumunu kolaylaştıran özel elemanların geliştirilmesi suretiyle tüm yorumlama (hesaplama) zincirinin bir yazılım sisteminde gerçekleştirilebileceği beklenebilir.

Mevcut çalışmada sadece $r_f = 1,0$ mm'lik eşdeğer yarıçap temelinde IIW-Talimatnamesi (Uluslararası Kaynak Enstitüsü) için emniyetli gerilmelerin türetilmesiyle yetinilmemiş, bunların yanısıra küçük farzedilen eşdeğer yarıçaplı kaynaklı ince levhalı birleştirmelerin ($t < 3$ mm) ölçülendirilmesi için de tavsiyelerde bulunulmuştur. Böylece daha küçük farzedilen eşdeğer yarıçaplar için lokal çentik gerilmesi yönteminin uygulanmasına müsaade edilmekte ve bununla $0,05 \text{ mm} \leq r_f \leq 1,0 \text{ mm}$ aralığındaki farklı çentik yarıçapları için dayanılabilir gerilmeler verilmektedir. Şüphesiz bunların küçük kalınlıklardaki kaynaklı birleştirmelerle yapılacak olan deneylerle doğrulanması zorunludur.

KAYNAKLAR

- Anthes, R.J., Köttgen, V.B. and Seeger, T. (1993) Kerbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen, **Schweißen und Schneiden**, 45 (12): 685-688
- Anthes, R.J., Köttgen, V.B. and Seeger, T. (1994) Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und Doppel-T-Stößen, **Schweißen und Schneiden**, 46 (9): 433-436
- Bäckström, M. and Marquis, G. (2004) Interaction Equations for Multiaxial Fatigue Assessment of Welded Structures, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 27 : 991-1003
- Best, R. (1991) Der Schadensparameter im Kerbgrundkonzept, **Materialprüfung**, 33 (6): 184-188
- Beste, A. and Seeger, T. (1976) Statische und zyklische Versuche an Lochstäben aus St 37 zur Überprüfung neuzeitlicher Näherungsbeziehungen für die Lebensdauervorhersage, **Veröffentlichung des Instituts für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Hochschule Darmstadt**, Heft 29
- Brandt, U. and Sonsino, C. M. (1995) Lebensdauervorhersage für Integralgegossene Turbinenräder unter Berücksichtigung kurzer Risse am Beispiel der Nickelbasis-Legierung IN 713 C , **Materialwissenschaft und Werkstoffkunde** 26(6): 294-308
- British Standard BS 5400 (1990) Steel, Concrete and Composite Bridges Part10, **Code of Practice for Fatigue**, BSI
- Brose, W.R., Dowling, N.E. and Morrow, J.D. (1974) Effect of Periodic Large Strain Cycles on the Fatigue Behaviour of Steels Society of Automotive Engineers (SAE), **SAE Paper 740221**
- Brune, M. and Zenner, H. (1990) Verbesserung der Lebensdauerabschätzung für Antriebsteile in Walzwerksanlagen, **Stahl und Eisen**, 110(3): 89-95
- Buch, A., Lowak, H. and Schütz, D. (1983) Vergleich der Ergebnisse von Betriebsfestigkeits-Versuchen mit Hilfe der Relative-Miner Regel, **Zeitschrift für Werkstofftechnik**, 14(6): 207-219
- Buxbaum, O. (1992) Betriebsfestigkeit – Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile, **Verlag Stahleisen**, 2. Auflage, Düsseldorf
- Bürger, M., Leontaris, G., Linnig, W., and Streubel-Wingenbach, M. (2001) Möglichkeiten und Grenzen von Lebensdauersimulationen am Beispiel eines Fahrwerkes, **DVM-Bericht**, 129: 221-232

- Coffin, L. F. (1954) A Study of the Effect of Cyclic Thermal Stresses on a Ductile Metal. *Trans. ASME* **76**, 6:931/50
- Dong, P. (2001) Structural Stress Definition and Numerical Implementation for Fatigue Analyses, *International Journal of Fatigue*, 23: 865 - 876
- Dong, P., Hong, J.K. and Cao, Z. (2002) Structural Stress Based Master S-N Curve for Welded Joints, *IIW Doc XIII-1930-02 / XV-1119-02*, International Institute of Welding
- Dowling, N.E. (1982) A Discussion of Methods for Estimating Fatigue Life, Society of Automotive Engineers (SAE), *SAE Paper 820691*, s. 161-174
- Dowling, N.E. (1987) A Review of Fatigue Life Prediction Methods, *Passenger Car Meeting and Exposition*, Dearborn, Michigan
- Dowling, N.E. (1988) Estimation and Correlation of Fatigue Lives for Random Loading, *International Journal of Fatigue*, 10(3): 179-185
- Eibl, M. and Sonsino, C.M. (2001) Stand der Technik zur Schwingfestigkeitsberechnung von laserstrahlgeschweißten Dünnscheiben aus Stahl, *DVM-Report No. 668*, s: 155 – 171
- Eibl, M., Sonsino, C.M., Kaufmann, H., and Zhang, G. (2003) Fatigue Assessment of Laser Welded Thin Sheet Aluminium, *International Journal of Fatigue*, 25(8): 719 – 731
- Eibl, M. (2003) Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten, *Dissertation am Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt*, Darmstadt
- Eulitz, K.-G. (1997) Lebensdauervorhersage II – Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch systematische Aufarbeitung und Auswertung vorliegender Versuchsdaten, *FKM-Forschungsheft Nr. 227*, Vorhaben Nr. 192
- Eulitz, K.-G. and Kotte, K.L. (1997) Das Nennspannungskonzept: Die Ermüdungslebensdauer vorhersagen (Teil 1), *Materialprüfung*, 39(3):73-73;
- Eulitz, K.-G. and Kotte, K.L. (1997) Das Nennspannungskonzept: Die Ermüdungslebensdauer vorhersagen (Teil 2), *Materialprüfung*, 39(4):134-140
- Eulitz, K.-G. (1999) Beurteilung der Zuverlässigkeit von Lebensdauervorhersagen nach dem Nennspannungskonzept und dem Örtlichen Konzept anhand einer Sammlung von Betriebsfestigkeitsversuchen, *Habilitation an der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität Dresden*, Dresden
- Eulitz, K.-G., Heuler, P. and Kotte, K.L. (2005) Lebensdauerabschätzung von Schweißverbindungen unter variablen Amplituden – Berechnung und Experiment In: Festigkeit gefügter Bauteile, *DVS-Bericht Nr. 236* , s. 36-42

- Eurocode (1992) Design of Steel Structures - Part 1.1 : General Rules and Rules for Buildings Nr. 3, **Commission of the European Community ENV 1993-1-1**., Brüssel
- Eurocode (1998) Design of Aluminium Structures - Part2: Structures Susceptible to Fatigue Nr. 9, **Commission of the European Community ENV 1992-2:E**, Brüssel
- Fatemi, A. And Yang, L. (1998) Cumulative Fatigue Damage and Life Prediction Theories: A Survey of the State of the Art for Homogeneous Materials, **International Journal of Fatigue**, 20(1): 9-34
- Fermer, M. And Svensson, H.(2001) Industrial Experiences of FE-Based Fatigue Life Prediction of Welded Automotive Structures, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 24(7): 489-500
- Finney, J. M. and Deirmendjian, G. (1992) Delta-K-Effective: Which Formula? **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 15(2): 151-158
- FKM (2002) Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis, Richtlinie, **VDMA-Verlag**, Frankfurt am Main
- FKM (2003) Analytical Strength Assessment of Components in Mechanical Engineering, Guideline, **Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. (FKM)**, Frankfurt am Main
- Forman, R. G., Kearney, V. E. and Engle, R. M. (1967) Numerical Analysis of Crack Propagation in Cyclic Loaded Structures , **J. Basis Engng.**, 89 : 459-464
- Fricke, W. (2002) Recommended Hot Spot Analysis Procedure for Structural Details of Ships and FPSOs Based on Round-Robin FE Analyses, **International Journal of Offshore and Polar Engineering**, 12 : 40 - 47
- Fricke, W., Doerk, O. and Weißenborn, C. (2004) Vergleich verschiedener Berechnungsmethoden für Strukturspannungen an Schweißkonstruktionen, **Konstruktion**, 10: 85 - 91
- Grubisic, V. and Lowak, H. (1988) Possibility to Determine Aluminium Wheels Fatigue Life by Local Strain Concept, **SAE-Paper 880696 ; SAE Transactions 97**
- Grezesiuk, J. and Zenner, H. (2003) Einfluss der Nahtvorbereitung und Nahtausführung auf die Schwingfestigkeit hochwertiger Aluminiumkonstruktionen, **Institut für Maschinelle Anlagentechnik und Betriebsfestigkeit der Technischen Universität Clausthal-Zellerfeld-Aif-Nr.12.642N, DVS-Nr. 9.02**
- Grezesiuk, J. (2004) Einfluss der Nahtvorbereitung und Nahtausführung auf die Schwingfestigkeit hochwertiger Aluminiumkonstruktionen, **Dissertation an der Fakultät für Bergbau, Hüttenwesen und Maschinenbau Technischen Universität Clausthal**, Clausthal

- Haibach, E. (1968) Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung, **LBF-Bericht Nr. FB 77**, Darmstadt
- Haibach, E. (1970) Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalles mit fortschreitender Schädigung, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF)-LBF TM Nr. 50/70**, Darmstadt (1970)
- Haibach, E. and Lehrke, H.P. (1976) Das Verfahren der Amplituden-Transformation zur Lebensdauerberechnung bei Schwingbeanspruchung, **Archiv für das Eisenhüttenwesen**, 47(10): 623-628
- Haibach, E. (1989) Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung **VDI-Verlag**, Düsseldorf
- Haibach, E. (2002) Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, 2. Auflage, **VDI Verlag**, Düsseldorf
- Henrysson, H. F. (2001) Fatigue of Spot-Welded Joints – Experiments and Life Predictions, Dissertation, **Chalmers Univ. of Technol.**, Göteborg
- Henrysson, H. F. (2000) Fatigue Life Prediction of Spot Welds Using Coarse FE Meshes, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 23: 737-746
- Henrysson, H. F. (2002) Effects of Mean Stress and Crack Closure on Fatigue Life of Spot Welds, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 25: 1175-1185
- Hobbacher, A., Fricke, F., Haagenen, P., Huther, M., Iida, K., Lieurade, H.P., Maddox, S.J., Marquis, G., Miki, Ch., Niemi, E., Ohta, A., Ørjasaeter, O., Petershagen, H.J. and Sonsino, C.M. (2003) Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, **IIW Document XIII-1965-03 / XV-1127-03**, Paris
- Hobbacher, A., Fricke, F., Haagenen, P., Huther, M., Iida, K., Lieurade, H.P., Maddox, S.J., Marquis, G., Miki, Ch., Niemi, E., Ohta, A., Ørjasaeter, O., Petershagen, H.J. and Sonsino, C.M. (2005) Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, **IIW Document XIII-1965-03 / XV-1127-03**, Paris
- Kaßner, M. and Sonsino, C.M. (2004) Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile, **DVS-Berichte Bd. 232**, Düsseldorf
- Kemper, H., Weiss, B. and Stickler, R. (1989) An Alternative Presentation of the Effect of the Stress-Ratio on the Fatigue Threshold, **Engineering Fracture Mechanics**, 32(4) : 591-600
- Kloos, K.H. (1989) Kerbwirkung und Schwingfestigkeitseigenschaften, **Arbeitskreis Betriebsfestigkeit, DVM-Bericht**, s. 7-40
- Krebs, J., Hübner, P. and Kaßner, M. (2004) Eigenspannungseinfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen, **DVS-Berichte 234**, DVS Verlag für Schweißen und angewandte Verfahren

- Küppers, M. and Sonsino, C.M. (2006) Assessment of the Fatigue Behaviour of Welded Aluminium Joints under Multiaxial Loading, **International Journal of Fatigue**, Special Issue 2006, demneachst
- Lawrence, F. V., Dimitrkis, S. D. and Chen, N. (1997) The Fatigue Resistance of Automotive Weldments, **Intern. Conf. On Performance of Dynamically Loaded Welded Structures**, Proc. Of the 50th IIW Annual Assembly Conf., San Francisco,
- Lehrke, H. P., Brandt, U. and Sonsino, C. M.(1998) Bruchmechanische Beschreibung der Wöhlerlinien geometrisch ähnlicher Schweißproben aus Aluminium, **Schweißen und Schneiden**, 50(8): 492-497
- Lehrke, H.- Lehrke, H. P.; Brandt, U. and Sonsino, C. M. (1999) Berechnung von Formzahlen in Schweißverbindungen, **Konstruktion**, 51(1/2): 47-52
- Livieri, P. and Lazzarin, P. (2004) Fatigue Strength of Steel and Aluminium Welded Joints Based on Generalized Stress Intensity Factors and Local Strain Energy Values, **International Journal of Fatigue**, 125 : 1-29
- Lowak, H. and Schütz, D. (1973) Betriebsfestigkeit von Nietverbindungen unter Ansatz eines Einzelflugprogrammes, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), TM-Nr. 71/73**, Darmstadt
- Maddox, S.J. (2002) Hot-Spot Stress Design Curves for Fatigue Assessment of Welded Structures, **International. Journal of Offshore and Polar Engineering**, 12 : 134 - 141
- Manson, S. S. (1965) Fatigue a Complex Subject - Some Simple Approximations **Experimental Mechanics**, 5(7): 193-226
- Miner, M.A.(1945) Cumulative Damage in Fatigue, **Journal of Applied Mechanics**, 12(3): 159-164
- Morgenstern, C., Kotowski, J., Dilger, K. and Sonsino, C. M. (2003) Ermittlung von Grundlagen für die praktische Anwendung örtlicher Konzepte zur Schwingfestigkeitsbewertung geschweißter Aluminiumbauteile, **Fraunhofer Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt Institut für Füge- und Schweißtechnik (ifs), Braunschweig, Deutschland AiF-Nr. 12.536 N, DVS-Nr. 9.026**, nicht veröffentlicht
- Morgenstern, C., Sonsino, C. M, Kotowski, J., Dilger, K. and Sorbo, F. (2004), Anwendung des Konzeptes der Mikrostützwirkung zur Schwingfestigkeitsbewertung geschweißter Aluminiumverbindungen aus AlMg4,5Mn (AW5083) und AlMgSi1 T6 (AW6082), **Schweißen und Schneiden**, 56(10): 538-544
- Morgenstern, C., Sonsino, C. M., Hobbacher, A. and Sorbo, F. (2004) Fatigue Design of Aluminium Welded Joints by the Local Stress Concept with the Fictitious Notch Radius of $r_f = 1$ mm, **IIW-Doc. No. XIII – 2009 – 04**, Osaka, Japan

- Morgenstern, C., Sonsino, C. M., Kotowski, J., Dilger, K. And Sorbo, F. (2005) Application of the micro – support concept for the assesment of the fatigue strenght of welded aluminium joints of AW-5083 (AlMg4,5Mn) and AW-6082 T6 (AlMgSi1 T6), **Welding and Cutting**, 4(6): 318-322
- Morgenstern, C., Sonsino, C. M., Hobbacher, A. and Sorbo, F. (2006) Fatigue Design of Aluminium Welded Joints by the Local Stress Concept with the Fictitious Notch Radius of $r_f = 1$ mm, **International Journal of Fatigue**, 28 : 881-890
- Morrow, J. D. (1965) Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals, **Internal Friction, Damping and Cyclic Plasticity**, ASTM STP 378, s. 45-87
- Neuber, H. (1957) Eine strenge Lösung für die Spannungsverteilung in Kerben bei beliebiger Tiefe und beliebigem Flankenwinkel, **Forsch. Ing.- Wes.**, 23: 9-10
- Neuber, H. (1958) Kerbspannungslehre, 2. Auflage, **Springer-Verlag**, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo
- Neuber, H. (1961) Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain-Law Transaction at the ASME, **Journal of Applied Mechanics**, 28 : 544-550
- Neuber, H. (1968a) Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen, **Konstruktion**, 20(7) : 245-251
- Neuber, H. (1968b) Über die Dauerfestigkeit bei Spannungskonzentrationen, **VDI-Berichte Nr. 129**, s. 5-8
- Neuber, H. (1985) Kerbspannungslehre, 3. Auflage, **Springer-Verlag**, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo
- Niemi, E. (1992) Recommendations Concerning Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components, **IIW Doc. XIII-1458-92/XV-797-92**
- Niemi, E. (1995) Recommendations Concerning Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components, **Abbingdon Publishing**, Cambrigde
- Niemi, E., Fricke, W. and Maddox, S. J. (2004) Structural Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components - Designer's Guide, **IIW-Doc. XIII-1819-00/XV-1090-01 (Final Draft)**, International Institute of Welding
- Newman, J. C. (1984) A Crack Opening Stress equation for Fatigue Crack Growth **International Journal of Fracture**, 24 : 131-135
- Olivier, R., Köttgen, V.B. and Seeger, T. (1989) Schwingfestigkeitsnachweis für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen - Schweißverbindungen I , **Final Report, Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM)**, Forschungsheft 143, Frankfurt

- Olivier, R., Köttgen, V.B. and Seeger, T. (1994) Untersuchung zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen in Regelwerken - Schweißverbindungen II, **Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM)**, Forschungsheft 180, Frankfurt
- Paris, P. C., Gomez, M. P. and Anderson, W. E. (1961) A Rational Analytical Theory of Fatigue, **Trend in Engineering**, 13(9) : 9
- Peterson, R. E. (1959) Notch Sensitivity, Metal Fatigue, Chap. 13, Ed. Sines and Waisman, **Mc Graw-Hill Book Co.**, New York, s.293
- Peterson, R.E. (1974) Stress Concentration Factors, **John Wiley & Sons.**, New York
- Radaj, D. (1984) Kerbwirkung von Schweißstößen hinsichtlich Ermüdung, **Konstruktion**, 36(8): 285-292
- Radaj, D. (1985a) Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen – Ermüdungsfestigkeit, **DVS-Verlag**, Düsseldorf
- Radaj, D. (1985b) Kerbspannungsnachweis für die dauerschwingfeste Schweißverbindung, **Konstruktion**, 37(2) : 53-59
- Radaj,D. (1988a) Berechnung der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen ausgehend von Kerbspannungen, **VDI-Berichte Nr. 661**
- Radaj, D. (1988b) Wärmewirkungen des Schweißens – Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug, **Springer-Verlag**, Berlin
- Radaj,D. (1990) Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures **Abbingdon Publishing**, Cambridge
- Radaj,D. (1995a) Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau, **Springer-Verlag**, Berlin, Heidelberg, New York, Tokyo
- Radaj,D. (1995b) Lokale Konzepte des Betriebsfestigkeitsnachweises für Schweißkonstruktionen, **Konstruktion**, 47 : 168-176
- Radaj, D. (1996) Review of Fatigue Strength Assessment of Nonwelded and Welded Structures Based on Local Approaches, **International Journal of Fatigue**, 18(3): 153 - 170
- Radaj, D., Sonsino, C.M. and Fade, D. (1998) Prediction of Service Fatigue Strength of Welded Tubular Joint on the Basis of the Notch Strain Approach, **International Journal of Fatigue**, 20(6) : 471- 480
- Radaj, D. and Sonsino, C.M. (1998) Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches, **Woodhead Publishing**, Cambridge
- Radaj, D. and Sonsino, C.M. (2000) Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten, Fachbuchreihe Bd. 142, **DVS-Verlag**, Düsseldorf

- Radaj, D. (2005) Notch Stress Intensity Approach – Fundamentals and Application to Welded Joints, **Universitaet Padua Ingenieursfakultät**, s.1-36
- Ramberg, W. and Osgood, W.R. (1943) Description of Stress-Strain Curves by three Parameters, **NACA Technical Report No. 902**
- Retmeier, Michael. (2003) MIG – Schweißen von Magnesiumlegierungen, **Dissertation am Fachbereich Maschinenbau und Elektrotechnik der Technischen Universität Braunschweig**, Braunschweig
- Rupp, A. (1992) Beanspruchung und Beanspruchbarkeit von Punktschweißverbindungen unter Schwingbelastung - ein Auslegungsverfahren, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Forschungsbericht Nr. FB-198**, Darmstadt
- Savaidis, G. And Seeger, T. (1994) An Experimental Study on Opening and Closure Behaviour of Fatigue Surface, Corner and Through Cracks at Notches, **Fatigue Fracture Engineering Material Structure**, 17(11): 1343-1356
- Schijve, J. (1981) Some Formulas for Crack Opening Stress Level, **Engineering Fracture Mechanics**, 14: 461-465
- Schlemmer, J., Bacher-Höchst, M. and Sonsino, C. M. (2003) Schwingfeste Auslegung von dünnwandigen Laserstrahlschweißverbindungen für Einspritzsysteme, **DVM-Report 802**, s. 25 – 36
- Schütz, W. and Zenner, H. (1973) Schadensakkumulationshypothese zur Lebensdauervorhersage bei schwingender Beanspruchung – Ein kritischer Überblick, **Zeitschrift für Werkstoffkunde**, 4(1) : 25 - 32
- Seeger, T., Beste, A., Nowack, H., Hanschmann, D. and Trautmann, K.-H. (1977) Kerben und Bruch, **VDI Fortschritt-Bericht Reihe 18**, Heft 2
- Seeger, T. and Heuler, P. (1984) Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, **Vortragstexte eines Symposiums der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde**, s. 213-235
- Seeger, T. (1996) Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise, **In: Stahlbauhandbuch**, Für Studium und Praxis. Band1 Teil B, Abschnitt 12. Stahlbauverlagsgesellschaft, Köln
- Seeger, T., Greuling, S., Brüning, J., Leis, P., Sonsino, C.M. and Radaj, D. (2005) Bewertung lokaler Berechnungskonzepte zur Ermüdungsfestigkeit von Punktschweißverbindungen, **Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V., FAT Schriftenreihe Nr. 196**
- SFS 2373 (1992) Welding Load Capacity of Welded Joints in Fatigue Loaded Steel Structures, **Finnish Standards Association**, Helsinki
- Socie, D.F. (1977) Fatigue-Life Prediction Using Local Stress-Strain Concepts, **Experimental Mechanics**, 17(2): 50-56

- Smith, K.N., Watson, P. and Topper, T.H. (1970) A Stress-Strain Function for Fatigue of Metals, **Journal of Materials**, 5(4): 767-778
- Sonsino, C.M. (1984) Methods to Determine Relevant Material Properties for the Fatigue Design of Powder Metallurgy Parts, **Powder Metallurgy International**, 16 No. 1, s.34-38, No. 2 s.73-77
- Sonsino, C.M. and Grubisic, V. (1985) Mechanik von Schwingbrüchen an gegossenen und gesinterten Konstruktionswerkstoffen unter mehrachsiger Beanspruchung, **Konstruktion**, 37(7):261-269
- Sonsino, C. M. (1989) Limitations in the Use of RMS-Values and Equivalent Stresses in Variable Amplitude Loading, **International Journal of Fatigue**, 11(3):142 – 152
- Sonsino, C.M. (1993) Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen, **Konstruktion**, 45(1):25-33
- Sonsino, C. M. and Grubisic, V. (1995) Hochwertige Gußbauteile - Forderungen zur Betriebsfestigkeit **In: VDI-Berichte 1173** , s. 159-189; **Konstruieren und Gießen**, 20,3: 27-42
- Sonsino, C.M. (1995) Multiaxial Fatigue of Welded Joints under In-Phase and Out-of-Phase Local Strain and Stresses, **International Journal of Fatigue**, 17(1): 55-70
- Sonsino, C.M., Kaufmann, H., Foth, J. and Jauch, F. (1997a) Fatigue Strength of Driving Shafts of Automatic Transmission Gearboxes Under Operational Torques, **SAE Paper 970706**
- Sonsino, C.M., Kaufmann, H. and Grubisic, V. (1997b) Transferability of Material Data for the Example of Randomly Forged Truck Stub Axle, **SAE Paper 970708**
- Sonsino, C. M., Radaj, D., Brandt, U. and Lehrke, H.P. (1999a) Fatigue Assessment of Welded Joints in AlMg4.5Mn Aluminium Alloy (AA 5083) by Local Approaches, **International Journal of Fatigue**, 21(9): 985 – 999
- Sonsino, C. M. and Brandt, U. (1999b) Einfluss der Schweißnahtgeometrie auf die Schwingfestigkeit von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der Knetlegierung AlMg4.5Mn (AA5083), **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF Technische Mitteilung TM Nr. 114**, Darmstadt
- Sonsino, C.M. and Küppers, M. (2000) Lebensdauer von Schweißverbindungen unter mehrachsigen Belastungen mit variablen Amplituden - Schadensakkumulation und Hypothese der wirksamen Vergleichsspannung, **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, 31(1): 81-95
- Sonsino, C. M., Blauel, J. G., Baur, M. and Ostermann, F. (2001) Festigkeitsverhalten von Aluminiumschweißverbindungen aus AlMg4,5Mn (AA 5083), **DVS-Bericht 216**, s. 25 –32

- Sonsino, C.M. (2003) Einfluss der Werkstoffzähigkeit auf das Festigkeitsverhalten unter mehrachsiger Beanspruchung am Beispiel von Schweißverbindungen aus Stahl und Aluminium, **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, 34 : 1-9
- Sonsino, C. M., Berg-Pollack, A. and Grubisic, V. (2004a) Stand der Technik zum Betriebsfestigkeitsnachweis von Aluminiumsicherheitsbauteilen, **DVM-Bericht Nr.131**, Berlin, s. 221 - 234
- Sonsino, C. M., Maddox, S.J. and Hobbacher, A. (2004b) Fatigue Life Assessment of Welded Joints under Variable Amplitude Loading - **State of the Present Knowledge and Recommendations for Fatigue Design Regulations Proceedings of the IIW International Conference on Technical Trends and Future Prospectives of Welding Technology for Transportation, Land, Sea, Air and Space**, Osaka, Japan, s.87-102
- Sonsino, C.M., Küppers, M., Eibl, M. and Zhang, G. (2004c) Multiaxial Fatigue Behaviour of Laser Beam Welded Thin Steel Sheets for Automotive Applications, **Proceedings of the Seventh International Conference on Biaxial/Multiaxial Fatigue and Fracture**, Berlin: Deutscher Verband für Materialforschung und – prüfung DVM, s. 607-615
- Sonsino, C. M., Maddox, S.J. and Haagensen, P. (2005a) A short Study on the form of the SN-curves for weld details in the high-cycle-fatigue regime, **IIW-Doc. No. XIII – 2045-05**, Prag
- Sonsino, C.M. (2005b) Dauerfestigkeit– Eine Fiktion, **Konstruktion**, 4 : 87-92
- Sonsino, C.M., Radaj, D. and Fricke, W. (2005c) Lokale Konzepte zur betriebsfesten Auslegung von Naht- und Punktschweißverbindungen, **DVM-Bericht Nr.132**, Berlin, s.21-50
- Sonsino, C.M. and Kaßner, M. (2005d) Übersicht über Konzepte zur schwingfesten Bemessung von Schweißverbindungen, **DVS-Berichte Bd. 236**, Düsseldorf
- Sonsino, C.M., Wallmichrath, M. and Küppers, M. (2005e) Assessment of Multiaxial Fatigue Test Results on Welded Joints by Application of the IIW-Formula and Modifications, **IIW-Doc. No. XIII-2046-05**
- Sonsino, C.M. and Vormvald, M. (2005f) Geshweißte Offshore – Rohrknotten (Anwendungsbeispiel), **In. Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile (FKM)**, Frankfurt
- Sonsino, C.M., Küppers, M., Eibl, M. and Zhang, G . (2006) Fatigue of Laser Beam Welded Thin Steel Structures under Multiaxial Loading, **International Journal of Fatigue**, Special Issue, demneachst
- Vogt, M. and Dilger, K. (2004) Mechanisiertes MIG-Schweißen von Magnesiumlegierungen, Institut für Füge- und Schweißtechnik (ifs), Braunschweig; Abschlußbericht, AiF-Nr. 13.143 N, **nicht veröffentlicht**

- Vormwald, M. (1989) Anrisslebensdauervorhersage auf der Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse, **Dissertation am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt**, Darmstadt
- Vormwald, M. and Seeger, T. (1991) The Consequences of Short Crack Closure on Fatigue Crack Growth under Variable Amplitude Loading, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 14(2/3): 205-225
- Wallmichrath, M. and Eibl, M. (2003) Ingenieurmäßige Berechnungsverfahren zur Lebensdauerabschätzung von geschweißten Dünoblechverbindungen, **Forschungsvereinigung Automobiltechnik e. V., FAT Schriftenreihe Nr. 179**
- Werner, S., Radaj, D. and Sonsino, C.M. (1999a) Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Aluminiumlegierung AlMg4,5Mn (AA5083) nach dem Konzept der Mikrostützwirkung, **Materialwissenschaft und Werkstofftechnik**, 30(3) : 125-135
- Werner, S. (1999b) Zur betriebsfesten Auslegung von Bauteilen aus AlMgSi1 (AA 6082) unter Berücksichtigung von hohen Mitteldehnungen und Spannungskonzentrationen, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Forschungsbericht Nr. FB-217**, Darmstadt
- Werner, U. (2001) Anwendung lokaler bruchmechanischer Konzepte für eine Lebensdauerabschätzung von Aluminiumschweißverbindungen, **Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, Forschungsbericht Nr. FB-220**, Darmstadt
- Xiao, Z.-G. and Yamada, K. (2004) A Method of Determining Geometric Stress for Fatigue Strength Evaluation of Steel Welded Joints, **International Journal of Fatigue**, 26: 1277 – 1293
- Yung, J.-Y. and Lawrence, F. V. (1985) Analytical and Graphical Aids for the Fatigue Design of Weldments, **Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures**, 8(3) : 223-241
- Zenner, H. and Liu, J. (1992) Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept, **Konstruktion**, 44: 9 -17
- Zhang, G., Eibl, M., Singh, S., Hahn, O. and Kurzok, J.P. (2002) Methods of Predicting the Fatigue Lives of Laser Beam Welded Lap Welds under Shear Stresses, **Welding and Cutting**, 53,2 : 96 – 103
- Zhang, G. and Sonsino, C. M. (2005) Ein Kerbspannungskonzept für die schwingfeste Bemessung von Aluminiumschweißverbindungen mit rissähnlichen Nahtgeometrien, **DVM-Bericht Nr. 132**, s.61-72
- Zerbst, U. and Hübner, P. (2004) Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen Fachbuchreihe Schweißtechnik 2401, **DVS Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren**, Düsseldorf

ÖZGEÇMİŞ

Özler KARAKAŞ, 4 Şubat 1976'da İzmir'in Tire ilçesinde doğdu. İlkokul, ortaokul ve lise öğrenimini Tire'de tamamladı. 1995 yılında girdiği Pamukkale Üniversitesi Makine Mühendisliği Bölümü'nden 1999 yılında mezun oldu. Aynı yıl Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Makine Mühendisliği Anabilim Dalı'nda yüksek lisans öğrenimine başladı ve 2002 yılında yüksek lisans eğitimini tamamladı. 2000 yılından bu yana Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü'nde araştırma görevlisi olarak görev yapmaktadır.