

**Farklı Sıcaklık ve Nem Etkisi Altında Kompozit Yama ile  
Kuvvetlendirilmiş Çatlaklı Malzemelerin Yorulma (Çeki-  
Bası, Eğilme) ve Kırılma Mekanik Analizleri**

**Proje No: 106M113**

Prof.Dr. Muzaffer TOPÇU  
Araş.Gör.Dr. Emin ERGUN  
Araş.Gör.Dr. Gürkan ALTAN

Mayıs 2009  
DENİZLİ

## ÖNSÖZ

Farklı Sıcaklık ve Nem Etkisi Altında Kompozit Yama ile Kuvvetlendirilmiş Çatlaklı Malzemelerin Yorulma (Çeki-Bası, Eğilme) ve Kırılma Mekanikliği Analizleri konulu bu araştırma projesi (106M113)Türkiye Bilimsel ve Teknolojik Araştırma Kurumu -Mühendislik Araştırma Grubu (TÜBİTAK-MAG) tarafından desteklenmiştir.

## İÇİNDEKİLER

	<b>Sayfa</b>
Önsöz .....	2
İçindekiler .....	3
Tablolar Listesi .....	6
Şekiller Listesi .....	8
Özet .....	12
Abstract .....	13
1. GİRİŞ .....	14
2. LİTERATÜR ÖZETİ .....	15
3. YORULMA TEST CİHAZININ İMALATI .....	20
4. KOMPOZİT MALZEMENİN ÜRETİMİ VE MEKANİK ÖZELLİKLERİ .....	25
4.1. Kompozit Malzemeler .....	25
4.1.1. Kompozit malzemelerin uygulama alanları .....	26
4.2. Kompozit Malzemenin Üretimi .....	27
4.2.1 Deney numunelerinin hazırlanması .....	30
4.3. Kompozit Malzemenin Mekanik Özellikleri .....	30
4.3.1. Sıcaklığın ve nemin mekanik özelliklere etkisi .....	35
5. BİRLEŞTİRİLMİŞ KOMPOZİTLERİN STATİK VE DİNAMİK ANALİZİ .....	38
6. KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPİ VE OPTİMİZASYONU .....	41
6.1. Kelebek Birleştirme Tipinin Dizaynı ve Deney Prosedürü .....	41
6.2. Boyut Optimizasyonu İçin Elde Edilen Deney Sonuçları .....	44
6.3. Kelebek Birleştirmesinin Geliştirilmesi .....	54
7. KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPLERİNDE DEĞİŞİK MEKANİK VE ÇEVRE KOŞULLARININ ETKİSİ .....	60
7.1. Fiber Oryantasyon Açılarının Etkisi .....	60
7.2. Kelebek Boşluğunun ve Yapıştırıcının Etkisi .....	62
7.3. Kelebek ile Alın Birleştirmelerinin Hasar Yükleri Açısından Karşılaştırılması .....	67
7.4. Kelebek Birleştirmelerinin Yama ile Takviyelendirilmesi .....	69
7.5. Kelebek Birleştirmelerinin Nem Etkisi .....	74
7.6. Kelebek Birleştirmelerinin Su Alma Özelliği .....	74
7.7. Kelebek Birleştirmelerinde Sıcaklığın Hasar Yüklerine Etkisi .....	76
8. KELEBEK BİRLEŞTİRMELERİNDE SONLU ELEMANLAR METODU İLE GERİLME DAĞILIMLARININ BULUNMASI .....	79
8.1. Sonlu Elemanlar Metodu .....	79
8.2. Sonlu Elemanlar Metodu ile Elde Edilen Sonuçlar .....	83
9. DEĞİŞİK SICAKLIKLAR ALTINDA KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPLERİNİN YORULMA PERFORMANSLARI .....	92
9.1. Tekrarlı Yükleme Durumu .....	92
9.2. Farklı Yük Seviyelerinde Yorulma Performanslarının Karşılaştırılması .....	94
9.3. Yama ile Güçlendirilmiş Kelebek Birleştirme Tipinin Yorulma Performansı .....	101
9.4. Değişik Sıcaklık Değerlerinde Kelebek Birleştirme Tiplerinin Yorulma Performansları .....	102

10. ÇATLAKLI VE ÇENTİKLİ METAL LEVHALARIN KOMPOZİT YAMA İLE TAMİRİNİN KIRILMA VE YORULMA ANALİZLERİ .....	113
11. KIRILMA VE YORULMA ANALİZ YÖNTEMLERİ .....	117
11.1. Deneysel Çalışmalar .....	117
11.1.1. 2024-T3 Alüminyum malzeme.....	117
11.1.2. Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzeme .....	119
11.1.3. FM73 film yapıştırıcı .....	119
11.1.4. Deney numunelerinin birleştirilmesi.....	120
11.1.5. Yorulmalı çatlak ilerleme deneyi.....	122
11.1.6. Çatlak ilerleme parametrelerinin (c ve m) tespiti .....	124
11.1.7. $K_C$ 'nin belirlenmesi.....	125
11.1.8. Eddy Current test sistemi ve otomasyonu.....	127
11.1.9. Deney tasarımı .....	129
11.1.9.1. Taguchi deneysel tasarım metodu .....	129
11.2. Sayısal Çalışmalar .....	135
11.2.1. Giriş .....	135
11.2.1.1. İki boyutlu problemler .....	135
11.2.2. Kırılma mekaniği yaklaşımı .....	138
11.2.2.1. Gerilme şiddeti faktörünün hesabı.....	141
11.2.2.2. Çatlağın ilerleme doğrultusu analizi .....	142
11.2.2.3. Yorulmalı çatlak ilerlemesi ve Paris&Erdoğan denklemi .....	144
11.2.3. Elasto-Plastik gerilme analizi.....	145
11.2.4. Kullanılan sonlu eleman yazılımı Franc2D/L .....	147
11.2.5. Yamalı alüminyum numunenin modellenmesi (Franc2D/L).....	150
11.2.6. Yamalı alüminyum numunenin modellenmesi (Abaqus 6.8) .....	151
11.2.7. Genetik Algoritmalar tasarım metodu.....	152
12. KIRILMA VE YORULMA ANALİZ BULGULARI .....	154
12.1. Deneysel Bulgular .....	154
12.1.1. Elastik ve Elasto-Plastik malzeme özellikleri.....	154
12.1.1.1. 2024-T3 Alüminyumun mekanik özellikleri.....	154
12.1.1.2. Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzemenin mekanik özellikleri.....	157
12.1.2. Kırılma mekaniği parametreleri .....	158
12.1.2.1. c ve m değerleri.....	158
12.1.2.2. $K_C$ değerleri .....	158
12.1.3. Taguchi sonuçları .....	159
12.1.4. Kırılma tekrar sayısı sonuçları.....	160
12.1.4.1. Numune kalınlığının etkisi .....	163
12.1.4.2. Yama tabaka sayısının etkisi.....	165
12.1.4.3. Ortam sıcaklığının etkisi.....	166
12.2. Modelleme Bulguları.....	168
12.2.1. Yöntem .....	168
12.2.2. Karşılaştırma sonuçları.....	170
12.2.3. Gerilme Şiddeti Faktörü sonuçları .....	171
12.2.4. Yorulma ömrü sonuçları .....	178
12.2.5. Genetik Algoritma sonuçları .....	180
13. SONUÇLAR VE ÖNERİLER .....	185
13.1. Birleştirme ile İlgili Sonuçlar.....	185
13.2. Çatlaklı Malzemelerin Kırılma Analizi ile İlgili Sonuçlar .....	188
13.3. Birleştirme ile İlgili Öneriler.....	190
13.4. Çatlaklı Malzemelerin Kırılma Analizi ile İlgili Öneriler.....	190
KAYNAKLAR.....	191

PROJE ÖZET BİLGİ FORMU .....	202
------------------------------	-----

## TABLOLAR LİSTESİ

	Sayfa
Tablo 4.1 Matris ve elyaf malzemesinin mekanik özellikleri .....	27
Tablo 4.2 Cam-elyaf-epoksi kompozit malzemenin mekanik özellikleri .....	35
Tablo 4.3 Oda sıcaklığı ve üstündeki sıcaklıklarda elde edilen mekanik özellikler .....	36
Tablo 4.4 Oda sıcaklığında ve altındaki sıcaklıklarda elde edilen mekanik özellikler .....	37
Tablo 6.1 Kelebek bağlantı elemanının boyutları .....	43
Tablo 6.2 Kelebek yarı boyu $y=8$ mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi.....	45
Tablo 6.3 Kelebek yarı boyu $y=16$ mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi.....	45
Tablo 6.4 Kelebek yarı boyu $y=24$ mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi.....	45
Tablo 7.1 Kullanılan yapısal yapıştırıcılar.....	64
Tablo 7.2 Yamalı kelebek birleştirmelerinde yama tabaka sayısının hasar yüküne etkisi.....	72
Tablo 7.3 Kelebek birleştirmelerinin 50, 75 ve 100°C'lerdeki hasar yüklerinin değerleri .....	77
Tablo 7.4 Kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığında, 0 ve -20°C'lerdeki hasar yüklerinin değerleri.....	77
Tablo 8.1 Kelebek bağlantı elemanının boyutları .....	82
Tablo 9.1 R=0,1 yük oranında sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma verileri.....	96
Tablo 9.2 R=0,1 yük oranında alın birleştirmelerinin yorulma verileri.....	96
Tablo 9.3 R=0,1 yük oranında yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma verileri.....	97
Tablo 9.4 R=0,1 yük oranında yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmesinin yorulma verileri.....	101
Tablo 9.5 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri .....	103
Tablo 9.6 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri.....	105
Tablo 9.7 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri.....	106
Tablo 9.8 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri .....	108
Tablo 9.9 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri.....	110
Tablo 9.10 R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri.....	111
Tablo 11.1 FM73 film tabaka yapıştırıcının mekanik özellikler .....	120
Tablo 11.2 Taguchi yönteminde kontrol edilebilen parametrelerin ve hata parametrelerinin L8 dizisine yerleşimi.....	130
Tablo 11.3 Deney parametreleri ve parametre seviyeleri .....	133
Tablo 11.4 Taguchi sistemine göre oluşturulan deney şeması.....	133
Tablo 11.5 Taguchi deney sistemine ilave edilen deneyler .....	134
Tablo 12.1 2024_T3 için elde edilen mekanik özellikler .....	154
Tablo 12.2 2024_T3 için gerilme değerleri ( $t_{a1}=3,75$ mm ve %85 $\pm$ 5 bağıl nem ).....	155
Tablo 12.3 Çekme değerleri ile gerçek mühendislik değerleri (T=25°C) .....	156
Tablo 12.4 0° yönlü Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzemenin mekanik özellikler .....	157
Tablo 12.5 Kompozit malzemenin kopma değerleri ( %85 $\pm$ 5 bağıl nem).....	158
Tablo 12.6 Farklı kalınlıklar için c ve m değerleri.....	158
Tablo 12.7 Farklı kalınlık ve sıcaklıklar için elde edilen Kc değerleri.....	159
Tablo 12.8 Deneysel ve S/N oranı sonuçları .....	159
Tablo 12.9 Anova sonuçları .....	160
Tablo 12.10 F Testi Sonuçları .....	160
Tablo 12.11 Yamasız durum için tekrar sayısı .....	161

Tablo 12.12 Farklı parametreler için $K_y/K_I$ değerleri .....	184
Tablo 12.13 Bazı çatlak uzunlukları için hata oranı ( $t_a=3,75$ , $t_y=2$ ve $T=25^\circ\text{C}$ ) .....	184

## ŞEKİLLER LİSTESİ

	<b>Sayfa</b>
Şekil 3.1 Yorulma test cihazının tasarımı ve imalat aşaması .....	20
Şekil 3.2 Yorulma test cihazı .....	21
Şekil 3.3 Çekme ve basma ve losipescu çeneleri .....	21
Şekil 3.4 Bilgisayar programı, giriş sayfası.....	22
Şekil 3.5 Bilgisayar programı, çekme_basma testi sayfası .....	22
Şekil 3.6 Bilgisayar programı, yorulma testi sayfası .....	23
Şekil 3.7 Klimatik kabinli test cihazı.....	24
Şekil 4.1 Kompozit malzemenin kullanım alanları .....	26
Şekil 4.2 Tek yönlü cam elyaf.....	27
Şekil 4.3 Epoksi reçinesinin uygulaması .....	28
Şekil 4.4 Kompozit plakanın sıcak preslenmesi .....	29
Şekil 4.5 Kompozit plakanın tıraşlanması .....	29
Şekil 4.6 Üretilen kompozit plakalar .....	30
Şekil 4.7 Su jeti ile numune kesimi.....	30
Şekil 4.8 Mekanik özelliklerin tespiti için gerekli olan numuneler .....	32
Şekil 4.9 [0] <sub>6</sub> çekme numunesi .....	32
Şekil 4.10 [90] <sub>6</sub> çekme numunesi .....	33
Şekil 4.11 [0] <sub>16</sub> basma numunesi.....	33
Şekil 4.12 [90] <sub>16</sub> basma numunesi.....	33
Şekil 4.13 [45] <sub>6</sub> yönlü kayma numunesi.....	33
Şekil 4.14 losipescu yükleme aparatının çalışma prensibi ve numune boyutları .....	34
Şekil 4.15 losipescu yükleme aparatı .....	35
Şekil 4.16 Oda sıcaklığı ve üstündeki sıcaklıklarda elastisite modülünün değişimi .....	36
Şekil 5.1 (a) Tekli birleştirmelerde oluşan aksenal açıklık ve (b) alın birleştirme tipi.....	39
Şekil 5.2 Kelebek bağlantı elemanı ile mekanik alın birleştirme tipi .....	40
Şekil 6.1 Kelebek bağlantı tipi .....	41
Şekil 6.2 Kelebek birleştirmesindeki yük transferi .....	42
Şekil 6.3 Tabakalı kompozit numune geometrisi.....	43
Şekil 6.4 Maksimum hasar yükünün kelebek yarı boyuna göre değişimi .....	46
Şekil 6.5 Metal kelebek yarı boyu $y=16$ mm için hasar yüklerinin (w/b) oranlarındaki değişimi .	47
Şekil 6.6 Kompozit kelebek yarı boyu $y=16$ mm için hasar yüklerinin (w/b) oranlarındaki değişimi .....	47
Şekil 6.7 Metal Kelebek yarı boyu $y=16$ mm için hasar yüklerinin (x/w) oranlarındaki değişimi .	48
Şekil 6.8 Kompozit kelebek yarı boyu $y=16$ mm için hasar yüklerinin (x/w) oranlarındaki değişimi .....	49
Şekil 6.9 Kelebek yarı boyu $y=16$ mm için kelebek bağlantı elemanlarının taşıyabileceği yüklere göre yer değiştirme değişimi .....	50
Şekil 6.10 $y=16$ mm ve $x/w=0,2$ durumundayken w/b oranının 0,2 ve 0,4 olması durumunda meydana gelen hasar şekilleri.....	51
Şekil 6.11 $y=16$ mm ve $x/w=0,2$ durumundayken w/b oranının 0,6 ve 0,8 olması durumunda meydana gelen hasar şekilleri.....	52
Şekil 6.12 $y=16$ mm ve $w/b=0,4$ durumundayken x/w oranının değişimi ile meydana gelen hasar şekilleri.....	53
Şekil 6.13 Kelebek geometrisinin geliştirilmesi: (a) temel model (b) yuvarlatılmış model, (c) takviyeli model, (d) kum saati modeli.....	55
Şekil 6.14 Geliştirilmiş kelebek modellerin karşılaştırılması .....	56
Şekil 6.15 Hasar şekilleri .....	57
Şekil 6.16 İkili kelebek modeli .....	58
Şekil 6.17 Tekli ve ikili kelebek modellerin deneysel karşılaştırılması ( $x/w=0,2$ ).....	59



Şekil 7.1 (a) $[0]_{16}$ (b) $[90]_{16}$ ve (c) $[(0/90)_8]_s$ tabakalı kompozit numunelerdeki hasar durumları .	61
Şekil 7.2 $[0]_{16}$ , $[90]_{16}$ ve $[(0/90)_8]_s$ tabakalı kompozit numunelerin hasar yükleri.....	62
Şekil 7.3 Kelebek birleştirmedeki yük transferi.....	63
Şekil 7.4 Kelebek boyutları.....	63
Şekil 7.5 Kelebek boşluğunun ve yapıştırıcı çeşitlerinin hasar yüklerine etkileri.....	65
Şekil 7.6 Hysol 9464 yapıştırıcısının yük taşıma kapasitesi-yer değiştirme ilişkisi.....	66
Şekil 7.7 Yapıştırılmış kelebek birleştirmesinin ilk hasarı.....	67
Şekil 7.8 Alın ve kelebek birleştirmelerinin hasar yüklerine karşı yer değiştirmeleri .....	68
Şekil 7.9 Alın birleştirmesinde yapıştırıcı hasarı.....	68
Şekil 7.10 Birleştirme tiplerinin karşılaştırılması .....	69
Şekil 7.11 Yamalı kelebek birleştirmesinin yapım şekli .....	70
Şekil 7.12 Yama yapıştırma işleminde kullanılan pres .....	70
Şekil 7.13 Kelebek Birleştirmelerinin farklı tabaka sayılarında yamalar ile güçlendirilmesi....	71
Şekil 7.14 Farklı yama tabaka sayısına bağlı olarak elde edilen ortalama hasar yükü değerlerinin değişimleri.....	72
Şekil 7.15 Sıkı geçirilmiş kelebek bağlantıları ile güçlendirilmiş kelebek bağlantılarının karşılaştırılması .....	73
Şekil 7.16 %90 Nem değerinde Loctite 9464 ile yapıştırılmış kompozit kelebek birleştirmelerine ait hasar yüklerinin değişimi .....	74
Şekil 7.17 Kelebek birleştirmelerinin su içinde bekletilmesi .....	75
Şekil 7.18 Birleştirilmiş kelebek numunelerinin hasar yüklerine emilen suyun etkisi.....	76
Şekil 7.19 Birleştirilmiş kelebek numunelerinin hasar yüklerine sıcaklığın etkisi.....	78
Şekil 8.1 Parçaların modellenmesi .....	80
Şekil 8.2 Parçaların montajlanması.....	80
Şekil 8.3 Sonlu elemanlar ağının oluşturulması .....	81
Şekil 8.4 Modelin çözümü .....	82
Şekil 8.5 Nümerik çözümlemede gerilme dağılım yolları.....	83
Şekil 8.6 Sonlu elemanlar metodu sonuçlarıyla deney sonuçlarının karşılaştırılması .....	84
Şekil 8.7 $w/b=0,4$ sabit oranında $x/w$ değişiminin Abaqus programı ile analizi .....	85
Şekil 8.8 $w/b=0,4$ sabit oranında kelebek eksen (Yol 1) boyunca oluşan gerilme değerleri..	86
Şekil 8.9 $x/w =0,2$ sabit oranında $w/b$ değişiminin Abaqus programı ile analizi .....	87
Şekil 8.10 $x/w =0,2$ sabit oranında ve numune genişliği (Yol 2) boyunca oluşan gerilme değerleri.....	88
Şekil 8.11 Geliştirilmiş kelebek modellerin gerilme analizi .....	89
Şekil 8.12 Geliştirilmiş kelebek modellerin karşılaştırılması .....	90
Şekil 8.13 Tekli ve ikili kelebek modelinin gerilme analizi .....	91
Şekil 9.1 Genel değişken yükleme durumu .....	93
Şekil 9.2 Yorulma yüklerinin maksimum değerleri.....	95
Şekil 9.3 Birleştirmelerin yorulma performanslarının karşılaştırılması.....	98
Şekil 9.4 Birleştirme yorulma performanslarının karşılaştırılması .....	99
Şekil 9.5 Mekanik ve mekanik-yapıştırma birleştirmelerinin yorulma hasarları .....	100
Şekil 9.6 Yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmeleri ile yamasız yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının karşılaştırılması .....	102
Şekil 9.7 Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi .....	104
Şekil 9.8 Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi.....	105
Şekil 9.9 Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi .....	107
Şekil 9.10 Oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklara maruz kalan sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi .....	109
Şekil 9.11 Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığı altındaki sıcaklıklardaki yorulma performansları.....	110

Şekil 9.12 Oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklara maruz kalan yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi .....	112
Şekil 11.1 Kalıplama İşlemi .....	117
Şekil 11.2 2024-T3 Alüminyum levhanın hadde yönündeki iç yapı resmi .....	118
Şekil 11.3 ASTM E647'ye göre hazırlanmış yorulma deney numunesi.....	118
Şekil 11.4 40x40mm ebadında kompozit yamalar.....	119
Şekil 11.5 Levha şeklinde üretilen kompozit tabakalar.....	119
Şekil 11.6 FM73 film tabaka yapıştırıcı .....	120
Şekil 11.7 Keçe ile yüzey temizleme işlemi.....	121
Şekil 11.8 Parlatılan yüzeyin Trikoetilen ile temizlenmesi .....	121
Şekil 11.9 Kalıp üzerinde birleştirilmiş yorulma numunesi .....	122
Şekil 11.10 Yamalı ve yamasız yorulma numuneleri.....	122
Şekil 11.11 Tekrarlı yüklemde gerilme şiddeti faktörü aralığı .....	124
Şekil 11.12 c ve m katsayılarının bulunması .....	124
Şekil 11.13 c ve m katsayılarının hesaplanması için excell çizimi.....	125
Şekil 11.14 Bir malzemede numune kalınlığının KC'ye etkisinin şematik gösterimi.....	126
Şekil 11.15 PS ve PQ değerlerinin yük-yer değiştirme diyagramı üzerindeki gösterimi.....	127
Şekil 11.16 ScanMax programından kesit görüntü.....	128
Şekil 11.17 ScanImagine programından kesit görüntü.....	128
Şekil 11.18 Step motor kontrollü tam otomatik tarayıcı .....	128
Şekil 11.19 ScanMax programı ile çatlak ilerlemesinin takibi.....	129
Şekil 11.20 Sonlu eleman modeli için bir probleme ait sınır koşulları .....	135
Şekil 11.21 Kırılma mekaniği problemlerinde karşılaşılan kırılma modları .....	139
Şekil 11.22 Çatlak ucunda gerilme bileşenleri için koordinat sistemi .....	140
Şekil 11.23 Çatlak ucunda kullanılan özel çeyrek nokta düğümlü üçgen elemanlar .....	142
Şekil 11.24 Gerilme şiddeti faktörlerine bağlı çatlakın ilerleme doğrultusu .....	143
Şekil 11.25 Modifiye edilmiş Newton-Raphson yöntemi.....	147
Şekil 11.26 FRANC2D/L programı kullanılarak çatlaklı bir plakada meydana gelen a)Maksimum kayma gerilmelerin, b)Deforme şeklinin, c)Çatlakın büyümesinin elde edilmesi .....	148
Şekil 11.27 FRANC2D/L yazılımı için akış diyagramı .....	149
Şekil 11.28 Yorulma numunesinin geometrik resmi ve yama ile alüminyum tabakanın sonlu elemanlar ağı (Franc2D/L).....	150
Şekil 11.29 Yorulma numunesinin geometrik resmi ve yama ile alüminyum tabakanın sonlu elemanlar ağı (Abaqus 6.8) .....	151
Şekil 12.1 2024-T3 alüminyumun çekme eğrisi (T=25oC, tal=3,75mm) .....	156
Şekil 12.2 Yamasız durum için çatlak ilerlemesinin levha kalınlığı ve tekrar sayısı ile değişimi (T=25oC).....	162
Şekil 12.3 Yamalı durum için çatlak ilerlemesinin yama kalınlığı ve tekrar sayısı ile değişimi (tal=3,75mm ve T=25oC) .....	162
Şekil 12.4 Yamalı ve yamasız durum için çatlak ilerleme doğrultuları.....	163
Şekil 12.5 Levha kalınlığı, yama tabaka sayısı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi.....	164
Şekil 12.6 T=25oC ve ty=4'de değişik kalınlıklardaki çatlak ilerleme resimleri.....	165
Şekil 12.7 Yama tabaka sayısı, levha kalınlığı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi .....	165
Şekil 12.8 Yorulma numunelerinin 45o ile hasara uğraması .....	166
Şekil 12.9 Sıcaklık, yama tabaka sayısı ve levha kalınlığının yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi .....	167
Şekil 12.10 Düzlem gerilme ve düzlem şekil değiştirme durumu .....	167
Şekil 12.11 Sıcaklık etkisinde çatlak ilerleme mesafeleri (tal=2mm) .....	168
Şekil 12.12 Yarım model için ağ optimizasyonu (tal=2mm).....	169
Şekil 12.13 Franc2D/L ile analitik çözümün karşılaştırılması (tal=2mm).....	169
Şekil 12.14 Yamalı ve yamasız durumda çatlak ilerlemeye göre KI değerinin değişimi (tal=2mm, T=25oC, ty=6) .....	170

Şekil 12.15 Yamalı durumda deneysel ve nümerik olarak tekrar sayısının değişimi.....	171
Şekil 12.16 KI/KC ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi (T=25oC).....	172
Şekil 12.17 KI/KC ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi (T=60oC).....	173
Şekil 12.18 KI/KC ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi (T=100oC).....	174
Şekil 12.19 KI/KC ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi (T=-20oC).....	174
Şekil 12.20 Yamasız durum için gerilme analizi (a=15mm, tal=2mm, ty=2, T=25oC).....	175
Şekil 12.21 Yamalı durum için gerilme analizi (a=15mm, tal=2mm, ty=2, T=25oC).....	176
Şekil 12.22 Hasara uğramış yorulma numunesi.....	176
Şekil 12.23 Çatlak ilerlemesine karşı gerilme dağılım değerleri.....	177
Şekil 12.24 a/w ye karşı tekrar sayısının değişik yama tabaka sayısı ve alüminyum kalınlığına göre değişimi (T=25oC).....	179
Şekil 12.25 a/w ye karşı tekrar sayısının değişik yama tabaka sayısı ve alüminyum kalınlığına göre değişimi (T=100oC).....	179
Şekil 12.26 a/w ye karşı tekrar sayısının değişik sıcaklıklarda ve alüminyum kalınlığında değişimi.....	180
Şekil 12.27 Genetik Algoritmalar Yama Dizayn şeması.....	182
Şekil 12.28 Nümerik ve GPD karşılaştırması.....	183

## ÖZET

### FARKLI SICAKLIK VE NEM ETKİSİ ALTINDA KOMPOZİT YAMA İLE KUVVETLENDİRİLMİŞ ÇATLAKLI MALZEMELERİN YORULMA (ÇEKİ-BASI, EĞİLME) VE KIRILMA MEKANİĞİ ANALİZLERİ

Proje Yürütücüsü: Prof. Dr. Muzaffer TOPÇU

Her malzeme genellikle çatlak içerir. Malzeme içerisinde veya yüzeyinde bulunan mikro veya makro çatlaklar, çalışma esnasında uygulanan yük, değişik çevresel etkiler (sıcaklık ve nem vb) nedeniyle ilerleyerek malzemenin hasarına sebep olurlar. Bu yüzden günümüzde, makine ve yapı elemanlarının dizaynını kırılma mekaniğine göre yapmak ya da kontrol etmek bir zorunluluk haline gelmiştir.

Mikro veya makro çatlaklar içeren makine elemanlarının kullanımları süresince çatlaklar, ilerler ve birbirleriyle birleşirler. Küçük çatlaklar, birleşme safhasından sonra da gözle görülebilecek boyutlara ulaşabilmektedirler. Yapıların güvenilirliğinin sağlanabilmesi için, çatlakların ne durumda olduğunun ve ne zaman büyüyeceğinin, ilerleyeceğinin ve kritik boyutlara ulaşacağıının incelenmesi gerekmektedir. Çatlağın ilerlemesi değişik ortam koşullarının da etkisi ile hızlı veya yavaş olmaktadır. Bazen de çatlakların ilerlemesiyle kırılma olayının gerçekleşmesi oluşabilmektedir. Bu nedenle bu yapıların değişik birleştirme veya yama işlemleri ile yorulma ömürlerini uzatmak mümkün olmaktadır.

Bu projede, sıcaklık ve nem etkisi altında, kompozit malzemelerin mekanik ya da yapıştırma şeklinde birleştirilme bağlantıları ile 2024-T3 merkezi çatlaklı alüminyum malzemelerdeki çatlağın ilerleme mekanizmalarının incelenmesi, aynı zamanda kompozit yama ile güçlendirilmesiyle yorulma ömürlerinin değişimleri ve çatlaklı numuneler için kırılma mekaniği parametreleri incelenmiştir. Yukarıda bahsi geçen konular proje kapsamında iki ayrı doktora tezi olarak ele alınmış ve sonuçlandırılmıştır. Tüm deneyler ASTM standartlarına uygun olarak yapılmıştır. Aynı zamanda problemler nümerik olarak ABAQUS ve FRANC 2D/L sonlu elemanlar paket programları kullanılarak çözülmüştür. Deneysel çalışmalar, proje kapsamında imal edilen bilgisayar kontrollü yorulma test cihazı ile yapılmıştır. Deneylerden elde edilen sonuçlar nümerik sonuçlarla karşılaştırılmalı olarak grafiklerle verilmiştir. Proje kapsamında elde edilen sonuçlarla SCI kapsamındaki dergilerde yayınlar yapılmış ayrıca projede geliştirdiğimiz yorulma test cihazı ile ilgili patent alınmıştır.

**Anahtar Kelimeler:** Kompozit yama, kompozit malzeme, kırılma mekaniği, yorulma, gerilme şiddeti faktörü, çatlak.

## ABSTRACT

### ANALYSIS OF FATIGUE (TENSILE-COMPRESSION, BENDING) AND FRACTURE MECHANICS OF CRACKED MATERIALS REINFORCED WITH COMPOSITE PATCH UNDER DIFFERENT TEMPERATURES AND HUMIDITY

Project Responsible: Prof. Dr. Muzaffer TOPÇU

Generally all materials contain cracks. Micro or macro cracks inside or on the surface of the material can propagate under the effect of load applied during the work and environmental effects (temperature and humidity etc) and cause material damage. For this reason, today machine and structure elements should be designed or controlled according to fracture mechanics.

Micro or macro cracks in machine elements propagate during the work and converge with each other. After this combination, micro cracks become as large as visible. For the reliability of structures, the status of the cracks, the time when these cracks get larger, propagate and reach critical dimensions have to be analyzed. The propagation of the crack is fast or slow under the effect of various environmental conditions. Sometimes, the propagation of the cracks lead to fractures. Therefore, it is possible to extend fatigue lives of these structures through different bonding and patch works.

In this project, mechanic or adhesion combination connections of composite materials; propagation mechanisms of cracks in 2024-T3 central cracked aluminum materials and change of fatigue lives of the materials by reinforcement with composite patch and fracture mechanic parameters of cracked samples were analyzed under the effect of temperature and humidity. The above mentioned subjects were handled and finalized as two separate doctorate thesis within the scope of the project. All experiments were conducted in compliance with ASTM standards. The problems were numerically solved using ABAQUS and FRANC 2D/L finite elements package program. Experimental studies were carried out by computer controlled fatigue test device developed within the scope of the project. The results obtained from the experiments were presented in graphics with numerical comparisons. The results were published in SCI journals and the fatigue test device which was developed in the project was patented.

**Key Words:** Composite patch, composite material, fracture mechanics, fatigue, stress intensity factor, crack.

## 1. GİRİŞ

Bu projede, kompozit malzemelerin hasara uğradıktan sonra değişik şekillerde birleştirilmesi (mekanik ya da yapıştırma) ile yeniden kullanılması durumunda yorulma ve tekrar hasara uğraması durumu ile metal malzemelerde oluşan çatlakların kırılma davranışının incelenip kompozit yama ile güçlendirilmesi durumunda yorulma mukavemetindeki değişimin incelenmesini kapsamaktadır. Bundan dolayı proje süresince bu iki ana amaç konuları ayrı ayrı detaylı bir şekilde incelenmiş ve bu konularda iki adet doktora çalışması da yapılmıştır. Bu doktora çalışmaları sırası ile: değişik sıcaklık ve nem etkisinde çalışan birleştirilmiş kompozit malzemelerin yorulma mukavemetlerinin incelenmesi ve ısı ve nem etkisindeki çatlaklı alüminyum levhaların kompozit yama ile tamirinin kırılma ve yorulma analizleridir.

Her iki doktora tez çalışmasında kullanılan kompozit malzemeler aynı malzemelerdir. Bunların sıcaklık ve nem etkisindeki mekanik ve termal özelliklerinin tespiti de ortak çalışmalar kapsamındadır. Bu kapsamdaki çalışmalardan uluslararası ortak bir bildiri yapılmıştır. Ayrıca, geliştirilen yorulma test makinesi ile ilgili patent başvurusu yapılmıştır ve uluslararası patent için Avusturya patent ofisi tarafından araştırılmaya başlanmıştır.

Makine elemanları genellikle hareketli parçalardır. Çalışan makine parçaları imalat esnasında veya sonradan oluşan mikro çatlaklar içerebilir. Çalışma esnasında bu çatlaklar zamanla ilerleyerek parçayı hasara uğratabilir. İşte böyle hasara uğramış parçaların servis ömürlerini arttırmak için birleştirme yöntemlerine başvurulur. Birleştirme yöntemleri, kırılmış plaka yüzeylerine uygun formun verilmesiyle yapılabilir. Kompozit birleştirmenin tipi tayin edilerek bağlantı elemanın geometrik parametrelerinin hasar yüklerinin deneyleri yapılmıştır. Elde edilen deney sonuçlarından optimum bağlantı elemanı seçilmiştir. Seçilen bu geometrinin değişik sıcaklık ve nem koşullarında yamalı ve yamasız olarak yorulma mukavemetleri ayrıntılı olarak incelenmiştir. Elde edilen bu sonuçlarla iki adet SCI yayını yapılmıştır.

Proje kapsamında yapılan kırılma mekaniği kısmında ise, cam-elyaf takviyeli  $[0^\circ]$  yönlü kompozit malzeme ile tamir edilmiş merkezi çatlaklı 2024-T3 alüminyum levhanın değişik ortam koşullarında (sıcaklık ve nem) kırılma mekaniği parametrelerinin ve çalışma ömrünün değişimi araştırılmıştır. Problem düzlem gerilme ve Mode I şartlarında ele alınmıştır. İlk aşamada, kullanılan malzemelerin mekanik özellikleri, kırılma mekaniği parametreleri ve deney sistematiği tespit edilmiştir. İkinci aşamada, Taguchi sistemine bağlı olarak deneyler yapılmış, nümerik analizleri tamamlanmış ve sonuçlar yorumlanmıştır. Ayrıca Genetik Algoritmalar tekniği kullanılarak yamalı duruda Gerilme Şiddeti Faktörü'nü ( $K_I$ ) bulmak için

alüminyum kalınlığına, yama tabaka sayısına ve sıcaklığa bağlı bir formül üretilmiştir. Kırılma mekaniği kısmından da elde edilen sonuçlarla iki adet SCI yayını yapılmıştır.

## 2. LİTERATÜR ÖZETİ

Yapılan literatür araştırmalarına göre çatlaklı malzemelerin mekaniği/güçlendirilmesi ve daha çok çatlaklı malzemelerin kırılmasıyla oluşturulan birleştirme çeşitleri birçok araştırmacılar tarafından ele alınmış ve daha hala bu konularda araştırmalar devam etmektedir. Çatlak konulu çalışmalarda daha çok çatlağın ilerlemesi incelenmekteyken bu ilerlemeyi yavaşlatabilmek veya durdurabilmek için de güçlendirme yöntemleri araştırılmaktadır. Kırılan/kopan malzemeler ile veya iki ayrı malzeme ile yapılan birleştirmelerin yük taşıma davranışları ve birbirlerine göre avantajları veya dezavantajları birçok araştırmacı tarafından sayısal veya deneysel olarak araştırmalar devam etmektedir.

Kompozit malzemeler üzerine sayısız araştırmalar yapılmıştır. Bunlardan bazıları tabakalı kompozit malzemelerin mekanik özelliklerinin tespiti üzerinedir. Bu tespitler, elastisite modulleri, şekil değiştirmeler, poisson oranları, çevresel etkide meydana gelen değişimler vb. olarak sayılabilir (Sayman (2005), Aktaş ve Karakuzu (2008), Topçu vd (2007), İçten vd (2003), Camanho ve Lambert (2006), Karakuzu vd (2008a, 2008b), Chen (2001)).

Kompozit malzemelerin birleştirilmesinde pimli bağlantıların kullanımı oldukça yaygın olduğu için çoğu araştırmacılar birleştirmede pimli bağlantıları incelemiştir (Tercan vd (2007), Karakuzu vd (2006), Okutan ve Karakuzu (2003), İçten vd (2003), Okutan vd (2001), İçten vd (2006), İçten vd (2002), Aktas ve Dirikolu (2004), Fujita vd (1994), Camanho ve Lambert (2006), Xiao ve Ishikawa (2005), Choi ve Chun (2003), Goswami (2005), Counts ve Johnson (2002), Lim vd (2006) ). Burada daha çok pimli bağlantıların geometrik yerlerinin ve malzeme takviye açılarının etkileri incelenmiştir. Bazı araştırmacılar da pimin geometrik konumunun incelenmesi yanında pim sayısının etkilerini araştırmışlardır. Aynı zamanda kompozit plakalarda yataklama mukavemetini, hasar modunu ve hasar yükünü deneysel ve nümerik olarak araştırmışlardır.

Daha çok kalın kompozit malzemelerin birleştirilmesinde tercih edilen geometrik şekilli bağlantılar değişik yöntemlerle yapılmaktadır. Araştırmacılar, dil oluk şeklinde yapılan geometrik bağlantılarda dil uzunluğunun, ön yükleme durumlarının ve geometrik

değişimlerinin etkileri inceleyerek optimum dil/oluk boyutlarını tespit etmeye çalışmışlardır (Melogranaa vd (2003), Dvorak vd (2001), ). Boyd vd (2006) çalışmalarında, pulstre edilmiş GRP parçalarda parmak birleştirmelerini değerlendirmişlerdir. Yük-yerdeğiştirme davranışlarını tespit etmişler ve termoelastik gerilme analizini (TSA) birleştirme üzerinde yer alan gerilme dağılımlarını elde etmek için kullanmışlardır. Gunnion ve Herszberg (2006) çalışmalarında, pahlı bir birleştirmenin performansında çeşitli parametrelerin etkilerini geniş bir şekilde çalışmaya müsaade eden bir parametrik sonlu elemanlar modeli geliştirmişlerdir. Topçu vd (2007) yaptıkları çalışmalarında, kelebek şekilli bağlantı elemanı ile birleştirilmiş bir kompozit plakanın hasar kuvvetlerini deneysel olarak araştırmışlardır. Daha farklı geometrik birleştirmeler de bir çok araştırmacılar tarafından incelenmiştir (Kumar vd (2006), Harman ve Wang (2006), Kim vd (2004), Ishii vd (1998), Dvorak ve Bahei-El-Din (2001), Charalambides vd (1998) ).

Yapı elemanlarının birleştirilmesi tekli veya ikili bindirme şeklinde de olabilmektedir. Tekli veya ikili bindirme birleştirmelerinde yapıştırma bağlantıları kullanılabilirdiği gibi civata gibi mekanik bağlantılar da kullanılabilir. Bindirme birleştirmeleri statik veya dinamik yük altında bir çok araştırmacı tarafından incelenmiştir (Zou vd (2004), Xiao (2003), Kweon vd (2006), Fu ve Mallick (2001), Matsuzaki vd (2008), Yang vd (2004), McCarthy vd (2005), Kelly (2006), Apalak ve Güneş (2002), Silva ve Adams (2007), Apalak vd (2003), Chen (2001), Kang vd (2007), Quaresimin ve Ricotta (2005), Tong vd (1998), Kabche vd (2007), Starikov ve Schön (2002)). Çoğu araştırmalarda, bindirme uzunluğu, bindirme genişliği, bağlantı tipi, bağlantı malzemesi, yapı elemanının malzemesi ve bağlantı elemanlarının geometrik yerleri araştırma konuları olmuştur. Ascroft vd (2001) yapıştırılmış kompozit bağlantılarda çevrenin etkisini seçilmiş değişik sıcaklıklarda ve nem koşullarında araştırmışlardır. Değişik sıcaklıklarda yüksek miktardaki nem miktarının yorulma performansına etkisinin oldukça önemli olduğu sonucuna varmışlardır. Schön (2006) yorulma testlerinin maliyet ve zamanını azaltmak için yük spektrumlarından yük çevrimlerini yok etmenin gerekli olduğunu belirtmiştir. Kim vd (2008) yapıştırıcı ve kompozit hasarlarının her ikisini de içeren yapıştırılmış tekli bindirme kompozitlerin hasar tahmini için bir yöntem geliştirmişlerdir. Schön ve Nyman (2002) yaptıkları çalışmada, yeni İsveç savaş uçağında kullanılan civatalı birleştirmelerin spektrum yorulma ömürlerini araştırmışlardır. Lawlor vd (2005) çoklu civata ile çiftli bindirme birleştirmelerinde değişik civata-delik boşluklarının etkilerini araştırmışlardır. Starikov ve Schön (2002) karbon fiber/epoksi'den yapılmış kompozit malzemelerin çeşitli civatalı birleştirmelerinin yorulma dirençlerini araştırmışlardır. Civatalı birleştirmelerin yorulma ömürlerinin bağlantı dirençlerine ve civata sayısına bağlı olduklarını bulmuşlardır.



Aymerich vd (2006) seçtikleri dikmenin etkisini ve yorulma yükü altında aynı eksenli bindirme birleştirmelerin kırılma davranışlarını incelemiştir. Delaminasyonlu birleştirmelerde dikişli bağlantıların kırılmaya etkilerini deneysel yöntemlerle ve sonlu elemanlar yöntemi içeren nümerik çözümlerle araştırmışlardır.

Bazı araştırmacılar da kompozit malzemelerin birleştirme teknikleri ve tamir metotlarında kullanılan yapıştırıcılar üzerine araştırma yapmışlardır. Bu araştırmalar, yapıştırma bağlantısının diğer bağlantılara göre avantajları ve dezavantajları, bağlantıların sağlamlığı, çevre şartlarında meydana gelen değişiklikler vb. içermektedir (Kweon vd (2006), Adams ve Comyn (2000), Kinloch (1997), Karlsson (1997), Adams (1989), Sancaktar (1996), Hojjati vd (2004), Mathias vd (2006), Tong ve Sun (2003), Topçu vd (2008)).

Baker (1984) ve Baker (1999) yaptığı çalışmada kompozit'in kuvvet dayanımı, yüksek rijitliği ve hafifliği yüzünden çatlaklı yapılarda kullanılabileceğini ifade ederek kompozit malzemelerle yama yapma işleminin temellerini atmıştır.

Baker ve Jones (1988) kompozit yama (bor/epoksi, cam/epoksi) ile tamir edilmiş çatlaklı metalik parçalar üzerine ayrıntılı araştırmalar gerçekleştirmişlerdir. Sonlu elemanlar metodu, sonlu farklar metodu ve toplama metodunu kullanarak bu çatlaklı yapıların analizlerini yapmaya çalışmışlardır. Gerilme şiddeti faktörünün çatlaklı yapıların birleştirilmesinde etkin bir parametre olduğunu bulmuşlardır. Sonlu elemanlar metodunun çatlak ucunda gerilme şiddeti faktörünün ve diğer kırılma parametrelerin hesabında büyük bir doğruluk payına sahip olduğunu da göstermişlerdir.

Seo ve Lee (2002) tamir edilmiş plakaların çatlak yüzeyi boyunca düzgün olmayan çatlak ilerlemesi üzerine araştırmalar yapmışlardır. Tekrarlı yük altında tek yönlü takviye edilmiş kompozit yama ile tamir edilmiş levhaların gerçek uygulamalarda çatlak yüzeyinin bir eğriliğe sahip olduğunu belirtmişlerdir. Ayrıca sonlu elemanlar metoduna dayalı çözümler de yapmışlardır.

Jones ve Chiu (1999) kalın tabakalı tamir edilmiş alüminyum plakalar üzerine nümerik ve deneysel çalışmalar yapmışlardır. Çatlağın kalınlık boyunca eğri bir şekil ile ilerlediğini Eddy Current metodunu kullanarak incelemiştir.

Toudeshky vd (2006), Toudeshky vd (2007), Toudeshky vd (2008), Toudeshky ve Mohammadi (2007), Bouiadjra vd (2007) ve Fekirini vd (2008), Belhouari vd (2004),

Ayatollahi ve Hashemi (2007), Bouiadjra vd (2008), Jones vd (2006), Chung ve Yang (2003) ve Tsai ve Shen (2004), Megueni vd (2007), Madani vd (2008), Toudeshky vd (2005) yaptıkları çalışmalarda, kompozit yama ile kuvvetlendirilmiş çatlak içeren alüminyum plakada yorulma çatlağının ilerlemesini ve kırılma mekaniği parametrelerinin değişimi değişik açılardan incelemişlerdir.

Duong vd (2006) ABD hava kuvvetleri araştırma laboratuvarlarının desteği ile kompozit yamalarda yorulma ömrünü analitik ve deneysel (fotoelastik) olarak incelemişlerdir. Alüminyum levhanın üzerine çift taraflı değişik ölçülerde (dikdörtgen ve bal peteği formlarında) kompozit yamalar yapılmıştır. Tek yönlü kompozit yamalarda oryantasyon açısından dolayı ikinci bir eğilme oluştuğunu, bu eğilmenin giderilebilmesi için çift taraflı kompozit yama (simetrik) yapılması gerektiğini ifade etmişlerdir.

Papadopoulaos ve Gdoutos (2005) çift taraflı şerit yamayla veya bası ön gerilmesi etkisinde tamir edilmiş çentikli veya çatlaklı numunelerde gerilme şiddeti faktörlerinin değişimini incelemişlerdir. Bu işlemi yaparken kostik optik metodu kullanmışlardır.

Zhong vd (2005) 12,7mm çentikli olarak tamir edilmiş 7075-T6 alüminyumda artık gerilmenin etkisi ile yorulma çatlağı ilerlemesini incelemişlerdir. Meydana gelen artık gerilme, alüminyum tabaka ve kompozit yamanın ısıl genleşme katsayıları arasındaki farkdan oluşmuştur. Analitik çözümlenmelerde kırılma mekaniği değerleri için Rose'den ve yorulma ömrü tahminleri için Paris denklemlerinden faydalanmışlardır.

Sabelkin vd (2007), Schubbe ve Mall (1999), Fellah vd (2007), Mathias vd (2006), Sekine vd (2005) kompozit yama ile yapıştırılarak (tek yönlü) tamir edilmiş çatlak içeren ince alüminyum levhada meydana gelen şekil değiştirme dağılımı, düzlem dışı yer değiştirme, artık gerilme gibi faktörleri ve kırılma mekaniği parametrelerinin değişimini incelemişlerdir.

Andersen ve Echtermeyer (2006) çatlak içeren metal (çelik) levhaları değişik bir kompozit yama malzemesi olan karbon/epoksi yama ile yamalamak sureti ile tamir etmişlerdir. Kırılma mekaniği parametrelerini hesaplarken enerji salıverme oranı metodunu kullanmışlardır.

Fındık ve Ünal (2001) alüminyum 2024-T3 üzerine yapılan grafit/epoksi kompozit yamada termal gerilme, kırılma mekaniği parametreleri ve termal artık gerilme değerlerini deneysel ve nümerik olarak elde etmeye çalışmışlardır.

Sun ve Klug (1996) "Midlin tabaka teorisini" kullanarak kompozit yama ile tamir edilmiş çatlaklı alüminyum plakada kırılma mekaniği parametrelerini ve yorulma ömrünün hesabını yapmışlardır.

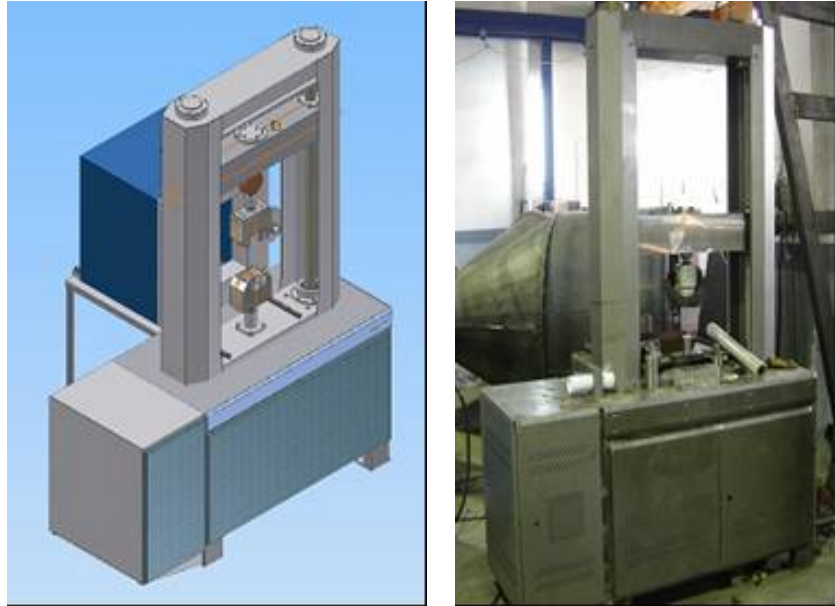
Lee ve Lee (2004) grafit/epoksi kompozit malzeme ile yamalanmış çatlak içeren 7075-T6 alüminyum levhanın yorulma ömrü davranışını nümerik ve deneysel olarak incelemişlerdir.

Deney tasarım teknikleri de hem deney sayısının azaltılmasında hem de deneyin güvenilirliğinin sağlanmasında önemli rol oynamaktadır (Cheng ve Chang (2007), Nalbant vd (2007), Ghani vd (2004), Syrcos (2003), Moghaddam vd (2006).

Genetik Algoritmalar (GA) karmaşık kombinasyonlu dizayn problemlerinin çözümünde kullanılan olasılık araştırma metodudur. Bu metot değişik mühendislik optimizasyon problemlerinin çözümünde yaygın olarak kullanılmaktadır (Brighenti vd (2006), Mathias vd (2006), Brighenti (2005), Rahul vd (2005), Şen vd (2001))

### 3. YORULMA TEST CİHAZININ İMALATI

Bölümümüzde mevcut bulunan yorulma deney cihazı hidrolik yağı ile çalışan bir makine olduğu için çalışma sıcaklığı hızlı bir şekilde artış göstermektedir. Bu yüksek çalışma sıcaklığını normal çalışma sıcaklığına düşürmek için sürekli su ile soğutulmasına ihtiyaç duyulmaktadır. Buna rağmen bazen yapılan deneyler bitmeden deney esnasında mecburen sonlandırılmaktadır. Bu yüzden mekanik çalışan hemen ısınmayacak bir makine yapma ihtiyacı doğduğu için bu test cihazı yapılmıştır. Şekil 3.1'de görülen yorulma test cihazının tasarımı üniversitemizde yapılmış ve imalatı ise hizmet alımı şeklinde Denizli sanayisinde yaptırılmıştır.



**Şekil 3.1** Yorulma test cihazının tasarımı ve imalat aşaması

Şekil 3.2'de görüldüğü gibi test cihazının imalatı tamamlanmış ve Makine Mühendisliği Bölümü Mekanik Anabilim dalı laboratuvarına getirilmiştir.

Otomatik kontrol kısmında; sistemin içerisinde bulunan servo motorlar, elektrik motorları, lazer sensörleri gibi cihazların PLC tanıtımı yapılmış ve cihazı bilgisayar yardımıyla çalıştırmak için bir ara yüz programı yazılmıştır. Ayrıca ısıtma ve soğutma kabini yapılmıştır. Bu kabin vasıtasıyla -20 ile 100 °C çevre şartlarında ve %15-%95 nem altında hem statik çekme hem de yorulma deneyleri yapılabilmektedir.



**Şekil 3.2** Yorulma test cihazı

Şekil 3.3 (a)'da imalatı yapılan dört civatalı manüel dinamik çeneler görülmektedir. Dinamik çenenin konik tutamakları arkadan mil vasıtasıyla sıkıştırıldığından hem çekme hem basma deneylerinin yapılmasına imkân vermektedir. Şekil 3.3 (b)'de de kompozit yapılarda kayma mukavemetini (S) bulmak için ASTM D 5379 standardına uygun olarak yapılmış losipescu yükleme aparatı görülmektedir.



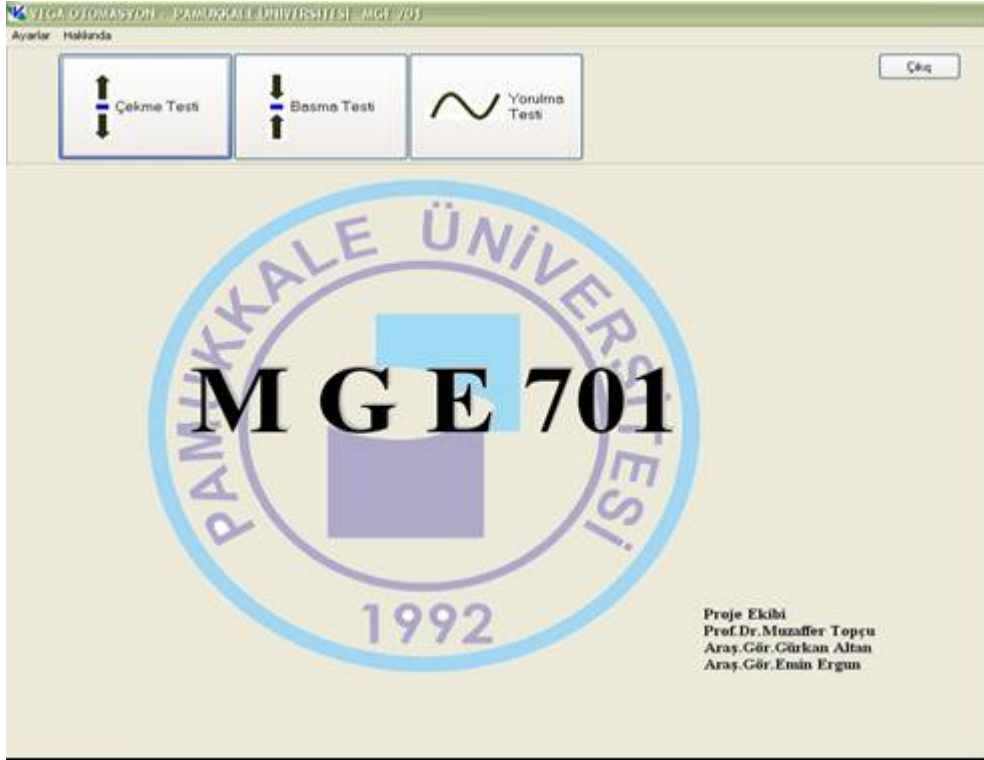
**(a)**



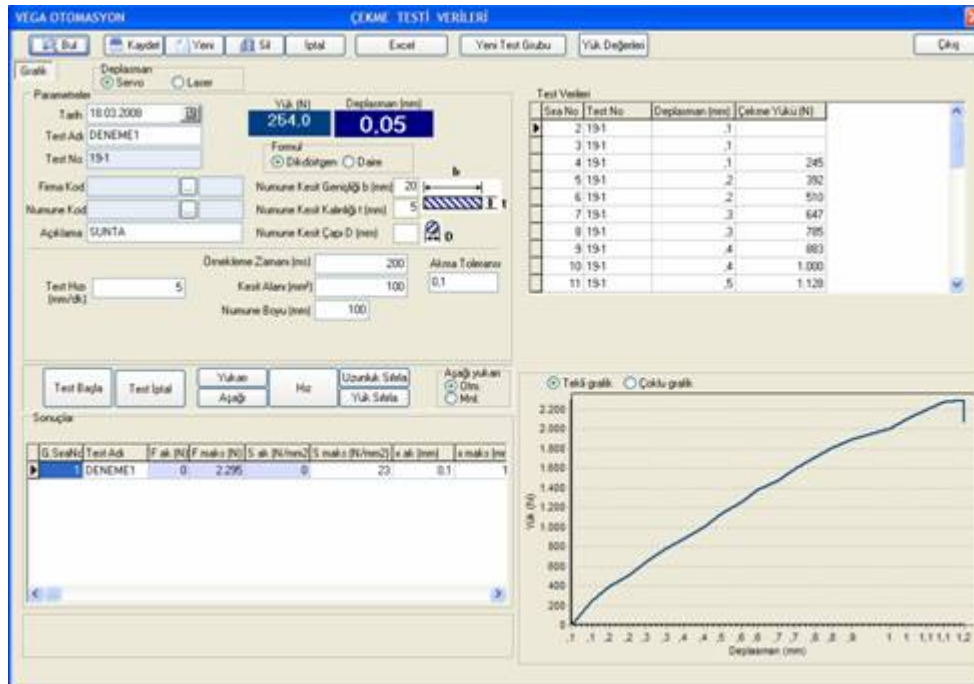
**(b)**

**Şekil 3.3.** Çekme ve basma ve losipescu çeneleri

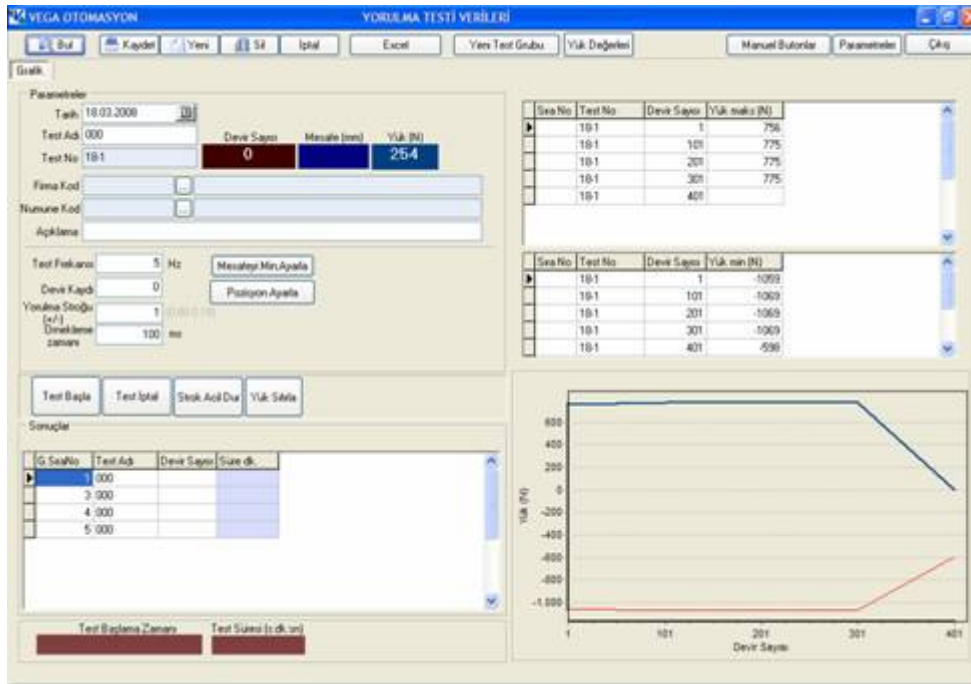
Şekil 3.4, 3.5 ve 3.6'da sisteme adapte edilen PLC\_PC ara yüz bilgisayar programlarının giriş sayfaları gösterilmiştir.



Şekil 3.4 Bilgisayar programı, giriş sayfası



Şekil 3.5 Bilgisayar programı, çekme\_basma testi sayfası



**Şekil 3.6** Bilgisayar programı, yorulma testi sayfası

106M113 numaralı TUBİTAK projesi kapsamında yapılan mekanik kontrollü statik-dinamik test cihazı Şekil 3.7’de gösterilmiştir. Tasarımı ve imalatı proje ekibi tarafından yapılan test cihazı  $\pm 50$  kN çekme ve basma kapasitesinde imal edilmiştir. Test Cihazı, strok boyunu otomatik olarak değiştirebilen yer değiştirme kontrollü yorulma yapabilmektedir. Strok uzunluğunun maksimum boyu, patent hakkı alınan krank-kol mekanizmasının bilgisayar kontrollü değişimi ile yapılabilmektedir. Şekilden de görüldüğü gibi, deneylerin değişik sıcaklık ve nem koşullarında yapılabilmesi için iklimik kabin sistemi vardır. Kabin çenelere doğru otomatik olarak ileri ve geri hareketi yapacak şekilde test cihazının üzerinde montelidir. İklimlendirme kabininin ön kapağı, yapılan deneyi gözlemleyebilmek için özel temper camlı olarak yapılmıştır. İklimatik kabinin kalibrasyonu soğutma grubunu veren firma tarafından yapılmıştır. Yük hücresinin kalibrasyonu çeneler arasına yerleştirilen diğer bir yük hücresi ile kontrol edilerek yapılmıştır. Çekme kuvveti altında her iki yük hücresinden aynı yük değerleri okununca kalibrasyon işlemi tamamlanmıştır. Deney esnasında numune üzerinde oluşan şekil değiştirme miktarları  $\pm 0,001$  mm hassasiyetteki lazer sensörler ile ölçülmektedir. İklimlendirme kabini,  $-20^{\circ}\text{C}$  ile  $+100^{\circ}\text{C}$  sıcaklık ve %15 ile %95 nem aralıklarında çalışmaktadır. İklimlendirme ünitesinin çalışma hassasiyeti  $\pm 1^{\circ}\text{C}$  sıcaklık ve  $\pm 3\%$  nem aralığındadır.  $100^{\circ}\text{C}$  dereceye 30-35dk içerisinde ve  $-20^{\circ}\text{C}$  ye de 45-50dk içerisinde ulaşabilmektedir.





Şekil 3.7 Klimatik kabinli test cihazı



#### 4. KOMPOZİT MALZEMENİN ÜRETİMİ VE MEKANİK ÖZELLİKLERİ

Mühendislikte geçmişten günümüze kadar yaygın olarak kullanılmakta olan malzemeler; genelde metaller, plastikler ve seramiklerdir. Yüksek mukavemet ve süneklik özelliklerinin en uygun bir şekilde bir arada bulunduğu ve en yaygın olarak tercih edilen malzeme türü metallerdir. Metallerin bu üstünlüklerinin yanında özgül mukavemetlerinin düşük olması veya korozif ortamlardan etkilenmeleri gibi dezavantajları da vardır. Plastiklerin yoğunlukları düşük ve karmaşık şekilli parçaların üretilmesinin çok kolay olması yanında birbirleriyle ve diğer malzemelerle birleştirilebilir olması gibi özellikleri vardır. Fakat mekanik özellikleri düşük olduğu için çevresel etkilere karşı kullanımı kısıtlıdır. Seramikler ise düşük yoğunluklu, çok yüksek mukavemetli ve sert olmasına rağmen aşırı derecede gevrekler. Gevrek olmalarından dolayı da kırılabilir bir yapıya sahiptirler.

Teknolojinin hızla ilerlemesi sonucu, daha mukavemetli, daha hafif ve daha sert malzemelere olan ihtiyaç, gün geçtikçe artmıştır. Bu sebepten 20. Yüzyılın ikinci yarısında bu tip malzemelerin elde edilmesi için yapılan çalışmalar hızlanmış ve değişik özelliklerdeki malzemelerin bir araya getirilmesiyle oluşturulan kompozit malzemeler ortaya çıkmıştır (Topçu ve Karamolla 1987).

Bu proje çalışmasında kullanılan tabakalı kompozit plakaların üretimi *İzoreel Kompozit İzole Malzemeler San. ve Tic. Ltd. Şti.* tarafından yapılmıştır. Cam elyaf-epoksi kompozit malzeme sıcak presleme yöntemiyle üretilmiştir. Bu proje çalışması kapsamında yapılan deneylerde kullanılan tüm numuneler, üretilen çeşitli kompozit plakalardan su jeti yardımıyla ASTM standartlarına uygun ölçülerde kesilmiştir. Deneyler, 50 kN yük kapasiteli test cihazında yapılmıştır.

##### 4.1. Kompozit Malzemeler

Kompozit malzeme, farklı özelliklerdeki en az iki veya daha fazla malzemenin, kullanım yerindeki aranan özellikleri verebilecek bir malzeme oluşturabilmek için makro düzeyde uygun geometri ve oranlarda birleştirilmesi sonucu meydana gelen malzemelere denir.

Kompozit malzemeler örneklerini tabiattan almış olup çok uzun bir kullanım tarihine sahiptirler. Başlangıçları hakkında kesin bir şey bilinmemekle beraber, çok eski yıllardan beri kullanılmaktadırlar. Tabiatta bulunan kompozit yapıya en iyi örnek çam ağacıdır. Çam ağacının gövdesi bir kompozit yapı göstermektedir. Gövde içinde yaz ve kış mevsimlerinde meydana gelmiş olan yaş halkaları iç içe bir görünümde ve kış halkaları sert fakat kırılabilir

yaz halkaları ise yumuşak fakat esnektir. Böylece çam ağacının bu özelliği, benzeri bir yapıya sahip olmayan kavak ve kayın gibi ağaçlara kıyasla daha sağlam olmasını sağlar. Kırsal bölgelerde, yapı malzemesi olarak saman lifleri ile takviye edilmiş olan kerpiçler kompozit malzemelerin en ilkel örneklerindedir. Bugün en çok kullanılan kompozitlerin bazıları cam elyaf/reçine (termoplastik veya termoset), molibden ve çelik takviyeli alüminyum, karbon ve çelik fiber takviyeli plastikler gibi sıralanabilir. (Sayman ve Aksoy 1980).

Kompozit malzemeler, matris ve fiberlerin bir araya getirilmesiyle oluşturulmaktadır. Fiber takviyeli kompozit malzemelerde, fiberin esas görevi yükü taşıyıp rijitliği sağlamaktır. Genel olarak cam, karbon, aramid ve metalik fiberler kullanılmaktadır. Matris, fiber takviyeli kompozit malzemenin önemli bir bileşeni olup yükü fiberlere iletir, darbelerden korur ve kompozitin tokluğunu sağlar. Genel olarak polimer (termosetler ve termoplastikler) esaslı, metal ve seramik matrisler olarak sınıflandırılmaktadır (Altan 2004).

#### 4.1.1. Kompozit malzemelerin uygulama alanları

Diğer malzemelere göre daha hafif ve özgül mukavemeti yüksek olan kompozit malzemeler, yaygın olarak birçok farklı uygulama alanında kullanılmaktadır. Kompozit malzemenin bazı sektörlerde kullanım alanları Şekil 4.1'de gösterilmiştir (Kut 2004). Kompozit malzemeler, özellikle havacılık-uzay-savunma sektöründe, yapı sektöründe, tüketim malları ve spor-eğlence sektöründe, korozyon dayanımlı ürünlerde, elektrik-elektronik sektöründe, denizcilik sektöründe, taşımacılık ve otomotiv sektöründe, askeri uygulamalarda ve tarım-gıda sektöründe olmak üzere geniş bir kullanım alanına sahiptirler.



Şekil 4.1 Kompozit malzemenin kullanım alanları

## 4.2. Kompozit Malzemenin Üretimi

Bu proje çalışmasında kullanılan cam elyaf-epoksi kompozit malzeme sıcak presleme (kalıplama) yöntemiyle üretilmiştir. Cam elyaf düzeni tek yönlü olarak seçilmiştir. Matris malzemesi olarak kullanılan epoksi reçinesi 100/80 oranlarında Ciba Geigy, Bisphenol A, CY-225 epoksi ve Ciba Geigy, Anhydride, HY-225 sertleştiricinin karışımını içerir. Elyaf ve matris malzemesi olarak kullanılan cam elyaf ve epoksinin mekanik özellikleri Tablo 4.1'de verilmiştir (Eroğlu 2002).

**Tablo 4.1** Matris ve elyaf malzemesinin mekanik özellikleri

<b>Matris Malzemesi: Epoksi Reçine</b>			
$\sigma_{kopma}$ (MPa)	$E$ (MPa)	$\epsilon_{kopma}$ (%)	$\rho_m$ (g/cm <sup>3</sup> )
50-60	3400	6-7	1,2
<b>Elyaf Malzemesi: Cam Elyaf</b>			
$\sigma_{kopma}$ (MPa)	$E$ (MPa)	$\epsilon_{kopma}$ (%)	$\rho_f$ (g/cm <sup>3</sup> )
2400	73000	4-5	2,6

Şekil 4.2'de gösterildiği gibi rulo şeklinde piyasadan temin edilen tek yönlü ve ağırlığı 270 g/m<sup>2</sup> olan cam elyaf kumaş topundan 1000x500 mm ebatlarında kumaşlar kesilerek üretilecek tabakalı kompozit plakanın katları oluşturulur. Her kompozit plakanın tabaka sayısına göre aynı ebatlarda cam elyaf kumaşı kesilmiştir. Tek yönlü cam elyaflarının doğrultu dereceleri, oluşturulacak kompozit plakanın asal eksenini göz önüne alınarak belirlenmiş ve ona göre kumaşların kesimleri gerçekleştirilmiştir.



**Şekil 4.2** Tek yönlü cam elyaf

Kumaş şeklindeki cam elyafların kesim işlemleri bittikten sonra matris malzemesi olan epoksi reçine karışımı hazırlanmıştır. Epoksi reçinesinin kolay uygulanabilmesi için bir havuz içerisinde 30°C sıcaklıkta bekletilmiştir. Kalıp üzerine konulan 1000x500 mm ebatlarda

kesilmiş her cam elyaf kumaşına akışkan şeklindeki epoksi reçinesi ile sertleştirici karışımı Şekil 4.3’de gösterildiği gibi rulo yardımı ile uygulanmıştır. Yapılan rulolama işlemi ile epoksi reçinesinin cam elyaf kumaşına daha iyi emdirilmesi ve oluşabilecek ara yüzey boşlukları için hava kabarcıklarının yok edilmesi sağlanmıştır. Böylelikle her cam elyaf tabakasına epoksi reçinesi uygulayarak 16 tabakalı ıslak bir kompozit malzeme kalıp içinde elde edilmiştir.



**Şekil 4.3** Epoksi reçinesinin uygulaması

Elde edilen ıslak kompozit malzemenin üstüne üst kalıp plakada yerleştirilerek ıslak malzeme iki rijit kalıp plakası arasına alınmıştır. Islak malzemenin kurlaşması ve minimum bir kalınlığa gelmesi için Şekil 4.4’de gösterildiği gibi sıcak bir pres altına konulmuştur. Cam elyaf-epoksi kompozit malzeme 14 MPa basınç altında ve 120°C sıcaklıkta iki saat boyunca kurlaştırılmıştır.



**Şekil 4.4** Kompozit plakanın sıcak preslenmesi

Pres içerisinde iki saat boyunca kürleştikten sonra 16 katlı tabakalanmış kompozit plaka pres dışına alınmış ve oda sıcaklığına kadar soğumaya bırakılmıştır. Presleme esnasında fazla epoksinin ıslak malzemenin etrafından akmasıyla meydana gelen epoksi çapakları ve bu çapakları tıraşlamak için gerekli olan kesim makinesi Şekil 4.5'de gösterilmiştir. Kompozit plakanın kalınlığı tıraşlama işleminden sonra 3,5 mm olarak tespit edilmiştir.



**Şekil 4.5** Kompozit plakanın tıraşlanması

Kompozit plaka üretimi aynı ebatlarda 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14, ve 16 tabaka sayılarında ve  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  ve  $0^\circ/90^\circ$  fiber oryantasyonlarında yapılmıştır. Üretilen bazı tabakalı kompozit plakalar Şekil 4.6'da gösterilmiştir.





**Şekil 4.6** Üretilen kompozit plakalar

#### 4.2.1 Deney numunelerinin hazırlanması

Yapılan deneylerde kullanılan tüm numuneler, Zümrüt Cam firmasında ASTM standartlarına uygun ölçülerde ve ön görülen geometrik parametrelere bağlı olarak üretilen kompozit plakalardan su jeti ile kesilmiştir. Kesim yöntemi olarak su jetinin kullanılmasıyla numunelerde oluşabilecek kesim hatası ve kesim esnasında oluşabilecek ısı miktarı minimum seviyelere indirilmiş ve hatta yok edilmiştir. Su jeti kullanılarak numune çıkartma işlemi Şekil 4.7’de gösterilmiştir.



**Şekil 4.7** Su jeti ile numune kesimi

#### 4.3. Kompozit Malzemenin Mekanik Özellikleri

Üretilen cam elyaf-epoksi kompozit plakanın önce hacim oranları tespit edilip kompozit plakanın yoğunluğu bulunmuştur. Bunun için öncelikle kompozit plakanın imalatından önce fiber malzemesi olarak kullanılan cam elyaflar tartılmıştır. Matris malzemesinin ağırlığı,

imalatı yapılan kompozit plakanın toplam ağırlığından fiber malzemesinin ağırlığı çıkartılarak hesaplanmıştır. Toplam kompozit plakanın ağırlığı  $m_T= 3600$  g ve cam elyafların ağırlığı  $m_f= 2160$  g olarak ölçülmüştür. Yoğunlukları ve ağırlıkları bilinen matris ve fiberlerin hacimleri (3.1) eşitliğinden ve hacim oranları ise (3.2) ve (3.3) eşitliklerinden hesaplanmıştır.

$$\rho = \frac{m}{V} \quad (3.1)$$

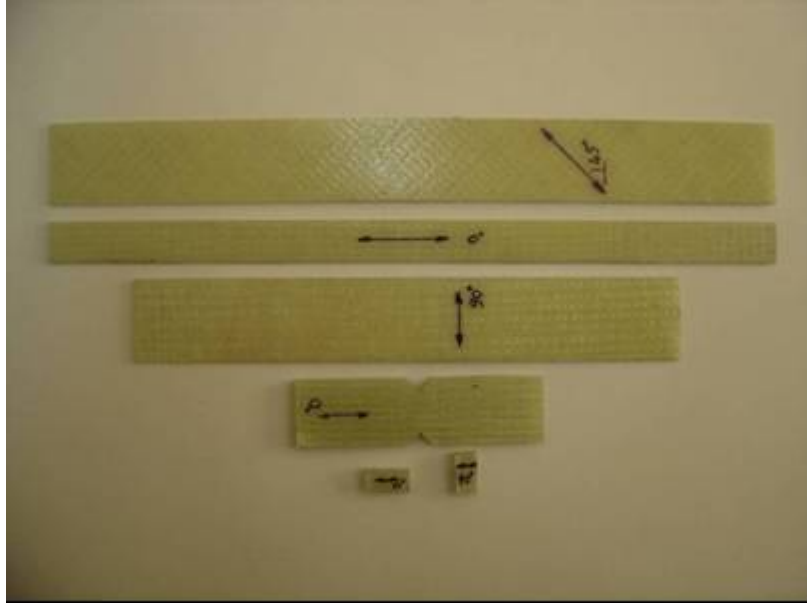
$$\%V_f = \frac{V_f}{V_T} \cdot 100 \quad (3.2)$$

$$\%V_m = \frac{V_m}{V_T} \cdot 100 \quad (3.3)$$

Kompozit plakada cam elyafların hacim oranı,  $V_f= 0,59$  ve matrisin hacim oranı,  $V_m= 0,41$ 'dir. Bu durumda Kompozit plaka malzemesinin yoğunluğu ise (3.4) eşitliğinden  $\rho_K= 2,026$  g/cm<sup>3</sup> olarak bulunmuştur.

$$\rho_K = V_f \cdot \rho_f + V_m \cdot \rho_m \quad (3.4)$$

Cam elyaf-epoksi kompozit malzemenin mekanik özellikleri çekme, basma ve kayma yükleri altında ASTM standartlarına göre belirlenmiştir. Kompozit plaka, tek yönlü dokunmuş cam fiber kumaşlarından yapıldığı için mekanik özellikler iki farklı yönde değişmektedir. Fiber doğrultusundaki yön (1) yönü, fibere dik olan yön (2) yönü olarak kabul edilmiştir. Kompozit plakanın 1-2 düzlemindeki mekanik özellikleri her mekanik özellik için üçer adet numuneler kullanılarak elde edilmiş ve ortalama özellikler tespit edilmiştir. Şekil 4.8'de mekanik özelliklerin tespiti için gerekli olan numunelerden örnekler gösterilmiştir.

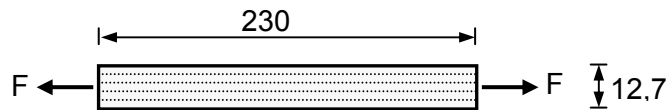


**Şekil 4.8** Mekanik özelliklerin tespiti için gerekli olan numuneler

Mekanik özellik tespiti için yapılan deneyler, ASTM standartlarına göre  $23\pm 1^\circ\text{C}$  oda sıcaklığında ve  $\%50\pm 10$  bağıl nem koşullarında yapılmıştır. Deneyler, 50 kN yük kapasiteli test cihazında yapılmıştır. Aşağıda verilen ilgili ASTM standartlarına göre deney numuneleri boyutlandırılmış ve statik çekme, basma ve kayma yükleri altında ilgili özellikler tespit edilmiştir.

ASTM 3039–76 standardına göre, aşağıdaki özellikler Şekil 4.9’da gösterilen boyutlandırılmış numune üzerinden tespit edilmiştir. Çekme hızı 0,5 mm/d ve kalınlık standart aralığı (0,762–3,275) olduğu için  $[0]_6$  yönlü alınmıştır.

- Boyuna elastisite modülü ( $E_1$ )
- Poisson oranı ( $\nu_{12}$ )
- Boyuna çekme mukavemeti ( $X_t$ )



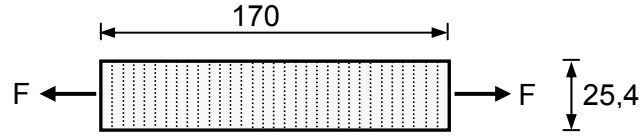
**Şekil 4.9**  $[0]_6$  çekme numunesi

Aşağıdaki özellikler ASTM 3039-76 standardına göre, Şekil 4.10’da gösterilen boyutlandırılmış numune üzerinden tespit edilmiştir. Çekme hızı 0,5 mm/dak ve kalınlık standart aralığı (0,762–3,275) olduğu için  $[90]_6$  yönlü alınmıştır.

- Enine elastisite modülü ( $E_2$ )



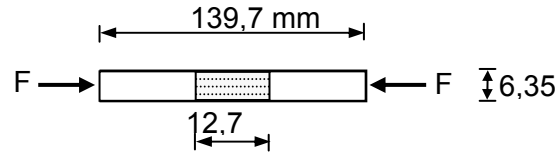
- Enine çekme mukavemeti ( $Y_t$ )



Şekil 4.10  $[90]_6$  çekme numunesi

ASTM 3410–75 standart test metoduna göre, statik basma yoluyla tek yönlü Şekil 4.11'deki numuneden aşağıdaki malzeme özelliği ölçülmüştür. Basma hızı 0,5 mm/dak ve kalınlık standart aralığı (3,2–4,0) olduğu için  $[0]_{16}$  yönlü alınmıştır.

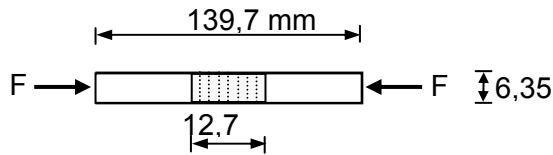
- Boyuna basma mukavemeti ( $X_c$ )



Şekil 4.11  $[0]_{16}$  basma numunesi

Aşağıda verilen malzeme özelliği Şekil 4.12'de gösterilen boyutlandırılmış numune üzerinden tespit edilmiştir. Basma hızı 0,5 mm/d ve kalınlık standart aralığı (3,2–4,0) olduğu için  $[90]_{16}$  yönlü alınmıştır.

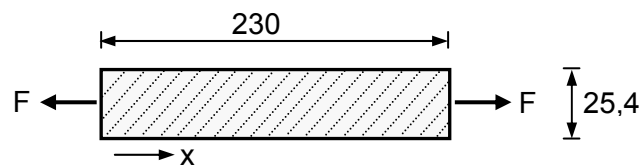
- Enine basma mukavemeti ( $Y_c$ )



Şekil 4.12  $[90]_{16}$  basma numunesi

ASTM 3518–76 standart test metoduna göre, asal eksenini  $45^\circ$  olan Şekil 4.13'deki gibi numuneler kullanılarak aşağıdaki malzeme özelliği tespit edilmiştir. Kayma modülü çekme yönündeki şekil değiştirmelerin ölçümüyle hesaplanmıştır (Jones 1999). Çekme hızı 0,5 mm/dak ve kalınlık standart aralığı (0,762–3,275) olduğu için  $[45]_6$  yönlü alınmıştır.

- Kayma modülü ( $G_{12}$ )



Şekil 4.13  $[45]_6$  kayma numunesi

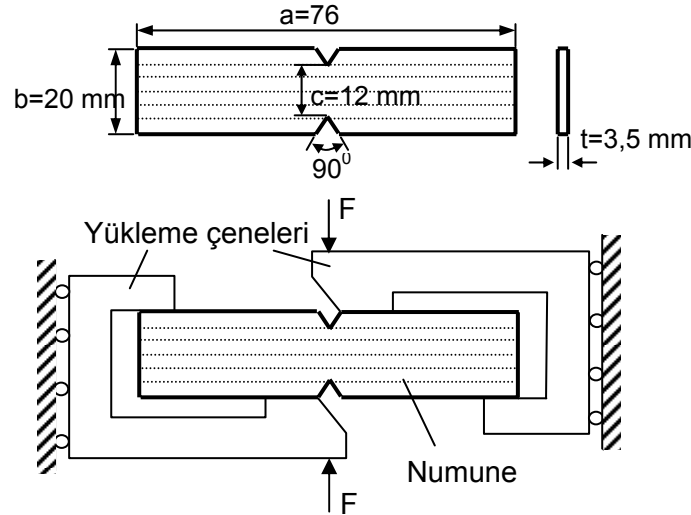
Kayma numunesinin x yönündeki veya çekme yüklemesi yönündeki şekil değiştirmesi dolayısıyla elastisite modülü tespit edilerek Jones'a göre (3.5) denklemlle;

$$G_{12} = \frac{1}{\frac{4}{E_x} - \frac{1}{E_1} - \frac{1}{E_2} + \frac{2\nu_{12}}{E_1}} \text{ (MPa)} \quad (3.5)$$

hesaplanmıştır (Jones1999).

ASTM D 5379 standart test metoduna göre losipescu kayma test metodu kayma mukavemetini (S) belirlemek için kullanılmıştır. Bu mekanik özellik Şekil 4.14'de gösterilen boyutları verilmiş numune üzerinden ve yine çalışma prensibi şematik olarak gösterilen losipescu kayma test aparatından elde edilmiştir. Basma hızı 2 mm/d ve kalınlık standart aralığı (3,0–4,0) olduğu için  $[0]_{16}$  yönlü alınmıştır.

- Kayma mukavemeti (S)



**Şekil 4.14** losipescu yüklemesi aparatının çalışma prensibi ve numune boyutları

losipescu yüklemesi aparatı vasıtasıyla numunenin çentikleri arasında eğilmenin bulunmadığı bir kayma yükü oluşturulmuştur. Yüklemesi aparatında meydana gelen maksimum kayma yükünü kullanarak kayma akma mukavemeti aşağıdaki denklemden hesaplanmıştır (Gibson 1994).

$$S = \frac{F_{max}}{t_i \cdot c} \text{ (MPa)} \quad (3.6)$$

Kompozit yapılarda kayma mukavemetini (S) bulmak için ASTM D 5379 standardına uygun olarak Şekil 4.15'de losipescu yüklemesi aparatı yapılmıştır.



**Şekil 4.15** losipescu yükleme aparatı

Kompozit malzemenin oda şartlarındaki deneylerinden elde edilen mekanik özellikleri  $\pm\%2,1$  toleranslı olarak Tablo 4.2'de verilmiştir.

**Tablo 4.2** Cam-elyaf-epoksi kompozit malzemenin mekanik özellikleri

$E_1$ (MPa)	$E_2$ (MPa)	$G_{12}$ (MPa)	$\nu_{12}$	$X_t$ (MPa)	$Y_t$ (MPa)	$X_c$ (MPa)	$Y_c$ (MPa)	S (MPa)
44150	12300	4096	0.20	775	130	305	80	95

#### 4.3.1. Sıcaklığın ve nemin Kompozit malzemenin mekanik özelliklerine etkisi

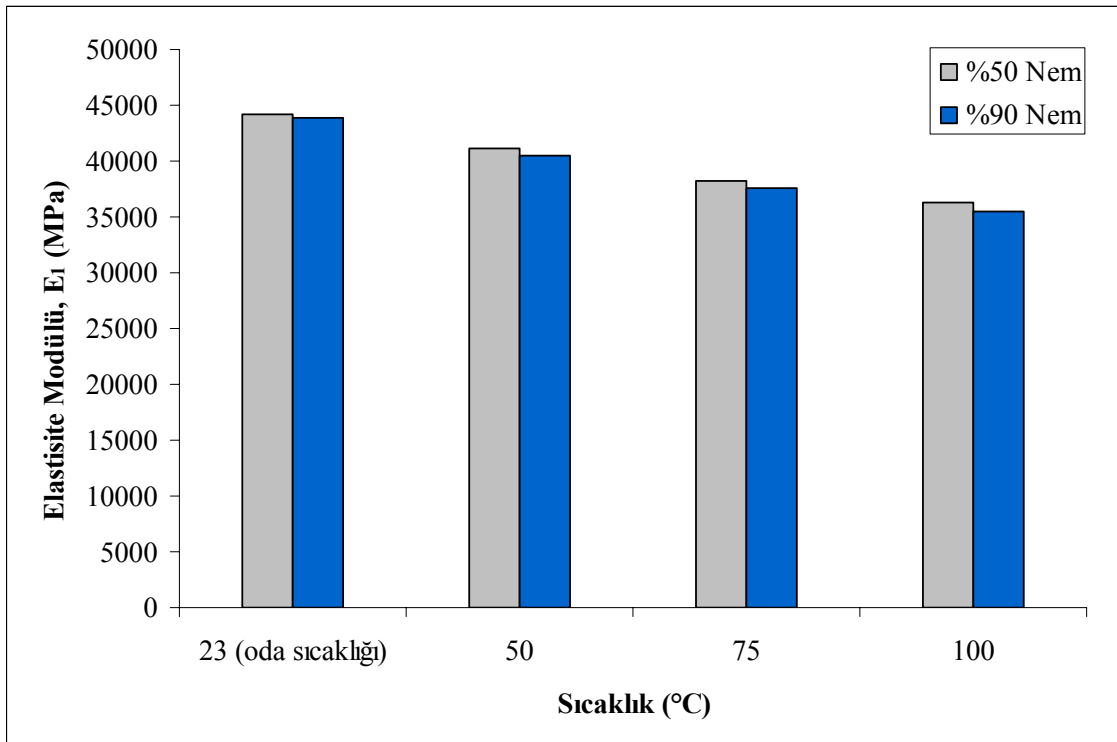
Cam elyaf-epoksi kompozit malzemelerin, mekanik özelliklerini etkileyen en önemli unsurların başında sıcaklık ve nem koşullarının geldiği söylenilebilir. Bu bölümde cam elyaf ile takviyelendirilmiş kompozit malzemelerin sıcaklık ve nem'e bağlı olarak mekanik özelliklerindeki değişimleri araştırılmıştır. Değişik sıcaklık ve nem koşullarının oluşturulmasını sağlayan, iklimik bir kabin içerisinde çekme deneyleri ASTM standartlarına göre yapılmıştır. Burada kompozit malzemelerin çekme yönündeki (1) elastisite modülünün, değişik sıcaklık ve nem oranlarındaki değişimleri dikkate alınmıştır. Numunelerin deneyleri, değişik sıcaklık ve nem koşullarında 24 saat bekletildikten sonra yapılmıştır. Oda sıcaklığında ve üstündeki sıcaklıklarda aynı nemli ortamlara maruz kalan kompozit malzemelerin ortalama elastisite modüllerinin değerleri  $\pm\%2,2$  toleranslı olarak Tablo 4.3'de verilmiştir. Tabloda da belirtildiği gibi deneyler iki farklı nem oranlarında yapılmıştır. Bu oranlar sırası ile  $\%50\pm5$  oda şartları ve

%90±5 nemli ortam şartlarıdır. Oda sıcaklığında ve iki farklı nem oranlarında yapılan deneylerden, nemli ortamda elde edilen elastisite modülünün oda şartlarında elde edilen elastisite modülünden %1'in altında bir azalma olduğu belirlenmiştir. Oda sıcaklığının üstündeki sıcaklıklarda ise bu azalmanın %1,4 seviyelerinde olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 4.3** Oda sıcaklığı ve üstündeki sıcaklıklarda elde edilen mekanik özellikler

Sıcaklık (°C)	Elastisite Modülü, $E_1$ (MPa)		Poisson Oranı, $\nu_{12}$ (Nemli ve Nemsiz)
	Nem Oranı, %90	Nem Oranı, %50	
23 (oda sıcaklığı)	43843	44150	0,20
50	40474	41049	0,19
75	37642	38254	0,18
100	35540	36260	0,17

Şekil 4.16'da değişik sıcaklıklarda elde edilen elastisite modüllerinin değişimleri gösterilmiştir.



**Şekil 4.16** Oda sıcaklığı ve üstündeki sıcaklıklarda elastisite modülünün değişimi

Şekilden de görüldüğü gibi, nemli ortamda sıcaklığın oda sıcaklığından 100°C'ye kadar artmasıyla elastisite modülünün yaklaşık olarak %18,9 civarında düştüğü tespit edilmiştir.

Ortam neminin %50 seviyelerinde olmasıyla ve aynı sıcaklık artışı ile bu düşüşün yaklaşık olarak %17,9 civarında olduğu deney sonuçlarından tespit edilmiştir. Bu elde edilen sonuçlardan görülmektedir ki, nemin mekanik özelliklerde çok aşırı bir etkisinin olmadığı fakat sıcaklığın artmasıyla mekanik özelliklerinin çok fazla değiştiği tespit edilmiştir.

Oda sıcaklığında ve altındaki sıcaklıklarda elde edilen mekanik özellikler  $\pm\%2,2$  toleranslı olarak Tablo 4.4'de verilmiştir. Buna göre  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen elastisite modülünün oda şartlarında elde edilen elastisite modülünden daha büyük olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 4.4** Oda sıcaklığında ve altındaki sıcaklıklarda elde edilen mekanik özellikler

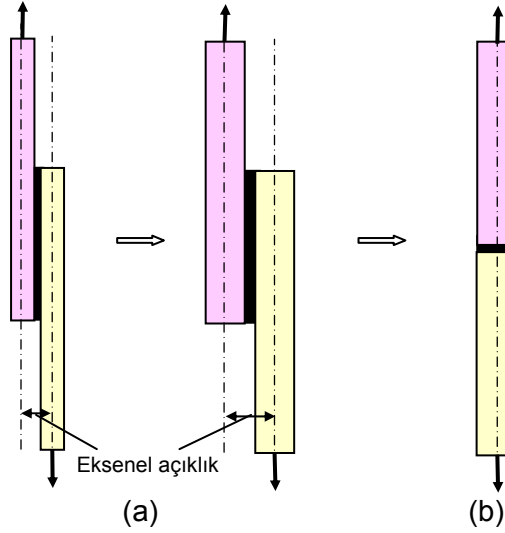
Sıcaklık ( $^{\circ}\text{C}$ )	Elastisite Modülü, $E_1$ (MPa)	Poission Oranı, $\nu_{12}$
-20	45500	0,21
23 (oda sıcaklığı)	44150	0,20

## 5. BİRLEŞTİRİLMİŞ KOMPOZİTLERİN STATİK VE DİNAMİK ANALİZİ

Kompozit malzemeler hafif olma özelliğinden dolayı özellikle havacılık, gemi ve otomobil sanayisinde tercih edilmektedir. Kompozit malzemelerden oluşan yapılar, genel olarak statik ve dinamik yükleme şartları altında kullanılmaktadır. Üretim veya tasarım koşullarından dolayı bazı kompozit yapılar, bir veya daha çok birleştirmelerden oluşabilir. Buradaki ana amaç iki veya daha çok malzemenin birleştirilmesiyle ana yapıdan kuvvet transferini gerçekleştirmektir. Kompozit yapılarda, en önemli sorun ise birleşme bölgelerindeki mukavemet düşümleridir. Yapılan birleştirmelerin yük taşıma davranışları ve birbirlerine göre avantajları veya dezavantajları birçok araştırmacı tarafından sayısal veya deneysel olarak araştırılmış ve hala bu alanda araştırmalar sürdürülmektedir.

Kompozit yapılar genel olarak mekanik veya yapıştırma bağlantıları ile birleştirilir. Yapıştırma birleştirmelerinde endüstriyel yapıştırıcı kullanılmakta iken mekanik birleştirmelerde ise daha çok civata ve perçin gibi bağlantı elemanları tercih edilmektedir. Mekanik bağlantılar ile ilgili yapılan çalışmalardan bağlantı bölgelerinin çoğunlukla çekme, kayma ve yataklama gibi yüklemelere maruz kaldığı tespit edilmiştir (Karakuzu 2006). Kompozit yapıların yapıştırılarak birleştirilmesi ise çeşitli tasarımlarla yapılabilir. Burada kullanılacak yapıştırıcının kompozit malzeme ile iyi uyum sağlayabilmesi, bağlantı geometrisinin tipi, yapıştırma kalınlığı gibi faktörler yük taşıma kapasitesini etkilemektedir (Silva ve Adams 2007). Kompozit yapıların birleştirilmesi yaygın olarak tekli veya ikili bindirme şeklinde mekanik veya yapıştırma teknikleriyle yapılmaktadır. Özellikle yapıştırılmış veya civatalanmış tekli bindirme birleştirmelerinde kompozit yapı kalınlığının artması tüm birleştirilmiş kompozit yapının mukavemetini olumsuz etkilemektedir. Bu tip birleştirmelerde birleştirilen kompozit plakaların aksenal açıklık miktarının artması ile bağlantı yüzeyinde yüksek gerilmeler oluşmakta ve yapının mukavemeti düşmektedir (Gunnion ve Herzberg 2005). Yani aksenal açıklık miktarının artmasından dolayı yük taşıma kapasitesi düşmektedir. Yapıştırıcı ile tekli bindirme şeklinde birleştirilmiş tabakalı yapı plakalarında hasar genelde en üst tabakada oluşmaktadır (Kinloch 1987). Mekanik birleştirmelerde aksenal açıklığın artması ise civata, perçin gibi bağlantı elemanlarının hasarlarına yol açmaktadır (Mallick 1993). Şekil 5.1'de gösterildiği gibi özellikle kalın kompozit yapılarda daha çok alın yapıştırma birleştirmesi tercih edilmektedir. Alın birleştirmelerde tasarım sıkıntısından dolayı mekanik bağlantılar yerine çoğunlukla yapıştırma bağlantıları kullanılır. Bu bağlantı tiplerinde soyulma gerilmelerinden kaçınmak için alın birleştirme yerine daha çok açılı veya kademeli alın birleştirmeleri tercih edilmektedir (Silva ve Adams 2007). Her ne kadar yapıştırılmış alın birleştirmelerinde, bağlantı şekilleri değiştirilse de soyulma gerilmeleri

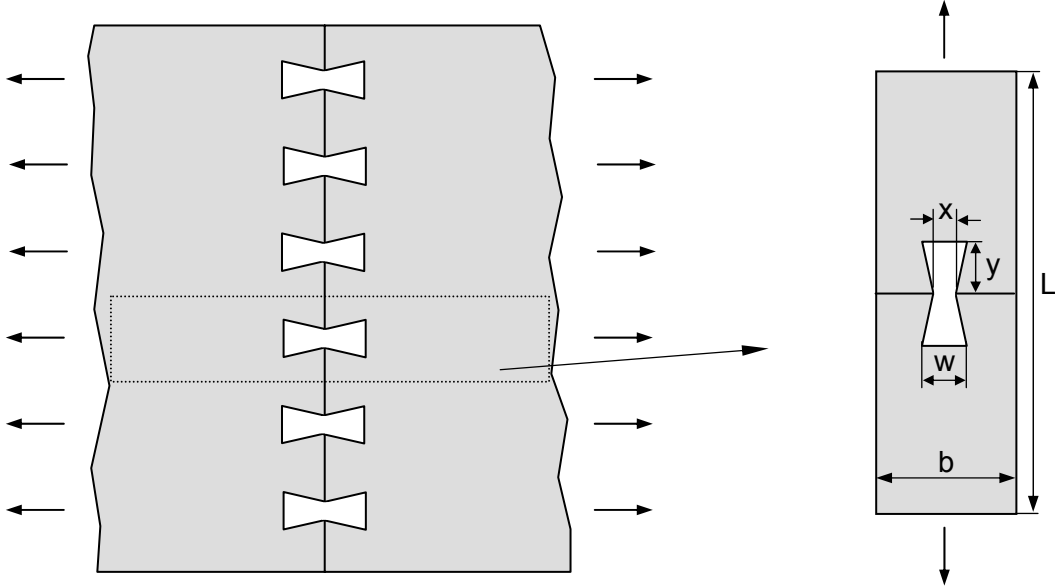
bağlantı ömrünü olumsuz olarak etkilemektedir. Bu nedenlerden dolayı bu gibi olumsuz etkiyi veya etkileri azaltmak veya yok etmek amacıyla yapıştırıcı kullanmadan da iki plakayı şekilsel olarak alın altına kilitleyen, mekanik birleştirmeler kullanılmıştır.



**Şekil 5.1** (a) Tekli birleştirmelerde oluşan aksel açıklık ve (b) alın birleştirme tipi

Bu proje çalışmasında; yapıştırılmış alın birleştirmeler yerine, daha çok mobilya sanayisinde kullanılan ve yapılan literatür araştırmalarına göre daha önce kompozit yapılarda hiç kullanılmadığı tespit edilen, kelebek şekilli bağlantı elemanı ile yapılan mekanik alın birleştirmeler önerilmiş ve incelenmiştir. Bu doğrultuda kelebek birleştirme tiplerinin mekanik ve yorulma performansları incelenerek optimum kelebek birleştirme tipinin belirlenmesi amaçlanmıştır. Deneyler, Şekil 5.2'de gösterildiği gibi alın altına mekanik olarak birleştirilmiş kompozit plakadan numuneler çıkartılarak yapılmıştır. Kelebek şekilli bağlantı elemanları, kompozit plakaları alın altına birleştirmek için, sıkı geçme yöntemiyle mekanik alın birleştirmede kullanılmıştır. Kelebek şekilli bağlantı elemanlarının malzeme (metal ve kompozit) ve Şekil 5.2'de gösterildiği gibi geometrik parametrelerinin ( $x/w$ ,  $y/b$  ve  $w/b$ ) değişiminin maksimum yük taşıma kabiliyeti üzerine etkileri incelenmiştir. Yapılan statik deneysel çalışmaların sonuçları nümerik analizle desteklenmiştir. Ayrıca nümerik ve deneysel çalışmaların sonuçları göz önüne alınarak kelebek bağlantı elemanı geometrik olarak geliştirilmiştir. Burada ilk incelenen kelebek modeli temel model olarak adlandırılmış ve geliştirilen modeller ise sırası ile takviyeli, yuvarlatılmış ve kum saati olarak adlandırılmıştır. Geliştirilen kelebek bağlantı elemanlarının yük taşıma kapasitesindeki değişimi hem deneysel ve hem de nümerik olarak incelenmiş ve elde edilen yeni sonuçlar sunulmuştur. Geometrik optimizasyon sonucu elde edilen en iyi temel model ile birleştirilmiş kompozit numunelerde, kompozit malzeme fiber oryantasyonlarının, değişik kelebek geçme

boşluklarının, yama plakalarının ve farklı yapıştırıcıların yük taşıma kabiliyetlerine etkileri deneysel olarak araştırılmıştır. Yapılan statik deney sonuçlarına göre elde edilen en iyi temel model ile birleştirilmiş kelebek birleştirmelerinin nem ve su alma etkileri incelenerek yorulma performansları değişik şartlarda araştırılmıştır. Yorulma performansları da şartlarında, oda şartlarının altındaki ve üstündeki sıcaklıklarda kelebek birleştirmelerinin yapıştırıcılı, yapıştırıcısız ve yama plakaları ile güçlendirilmiş durumları için deneysel olarak incelenmiştir.



**Şekil 5.2** Kelebek bağlantı elemanı ile mekanik alın birleştirme tipi

Tabakalı kompozit yapılar, genel olarak mekanik ve yapıştırma (kimyasal) birleştirme yöntemleri olmak üzere iki temel birleştirme yöntemi ile birleştirilmektedir. Bunlar genellikle her birleştirmede bağımsız olarak uygulanır. Ama daha güçlü birleştirme tasarımları istenildiği takdirde de her iki birleştirme yöntemleri aynı anda kullanılabilirler.

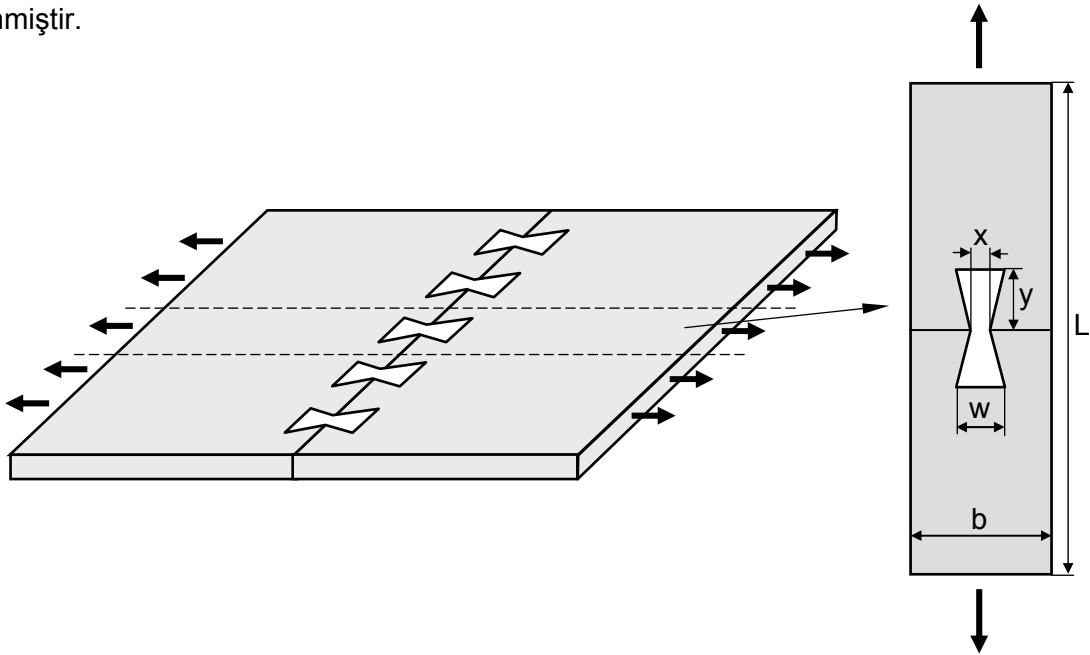


## 6. KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPİ VE OPTİMİZASYONU

Bu bölümde, kelebek şekilli bağlantı elemanı ile birleştirilmiş kompozit numunelerin hasar kuvvetleri deneysel olarak araştırılmıştır. Deneyselerde, kelebek uç genişliğinin numune genişliğine olan oranı ( $w/b$ ), kelebek orta genişliğinin kelebek uç genişliğine olan oranı ( $x/w$ ) ve kelebek yarı boyunun numune genişliğine ( $y/b$ ) oranı gibi birleşme geometri parametrelerinin etkileri araştırılmıştır. Kelebek şekilli bağlantı kilidinin malzeme değişiminin de etkisini görebilmek için bağlantı kilidi metal ve kompozit malzeme olmak üzere iki tipte yapılmıştır. Ayrıca deneysel çalışmaların sonuçları göz önüne alınarak kelebek bağlantı elemanı geometrik olarak geliştirilmiştir. Geliştirilen kelebek bağlantı elemanlarının yük taşıma kapasitesindeki değişimi deneysel olarak incelenmiştir.

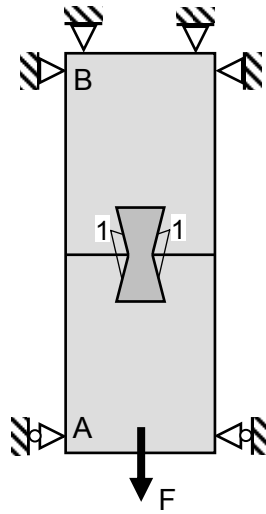
### 6.1. Kelebek Birleştirme Tipinin Dizaynı ve Deney Prosedürü

Bu çalışmada, yapıştırılmış alın birleştirmeleri yerine kullanılabilen yeni bir tasarım olan kelebek birleştirmeleri kullanılmıştır. Burada kelebek şekilli bağlantı elemanları, kompozit plakaları alın altına birleştirme işleminde sıkı geçme yöntemiyle kullanılmıştır. Kullanılan tüm numunelerde sıkı geçme miktarı 0,05 mm olarak alınmıştır. Şekil 6.1'de gösterildiği gibi alın altına mekanik olarak birleştirilmiş kompozit plakadan numuneler çıkartılarak deneyler yapılmıştır. Değişik geometrilerde kompozit numuneler ve kelebek şekilli bağlantı elemanları su jeti ile hassas bir şekilde kesilmiştir. Kelebek şekilli bağlantı elemanlarının malzeme ve geometri parametrelerinin değişiminin maksimum yük taşıma kabiliyeti üzerine etkileri incelenmiştir.



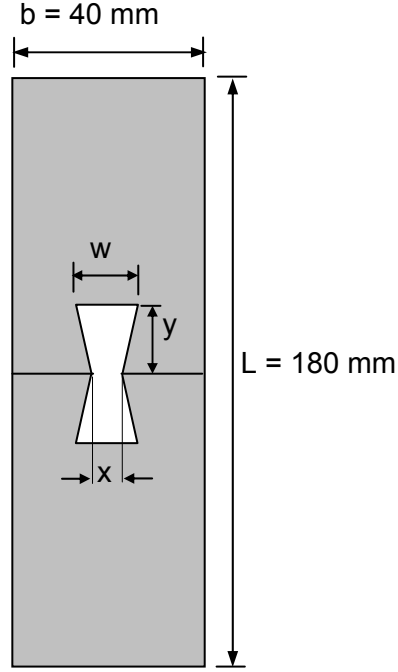
Şekil 6.1 Kelebek bağlantı tipi

Şekil 6.2'de gösterilen A ve B yarım numunelerinin birleştirilmesi kelebek bağlantı elemanı ile yapılırsa A yarım numunesinden uygulanan yük, kelebek bağlantı elemanı vasıtasıyla (1) ile gösterilen kenar yüzeylerinden B yarım numunesine iletilir. Yük transferi esnasında da (1) ile gösterilen kenar yüzeylerinde bası ve kayma yükleri oluşur. Kelebek bağlantı elemanının eğimli kenar yüzeyleriyle yarım numunelerinin eğimli kenar yüzeyleri uygun bir açıda kilitlenerek yükü karşılarlar. Bu uygun kilitlenme anında kelebek orta genişliğinin kesit alanı, iletilmesi gereken yükü taşımaya çalışır.



**Şekil 6.2** Kelebek birleştirmesindeki yük transferi

Bu bölümde kullanılacak numuneler, geometrik parametrelere bağlı olarak üretilen 16 katlı tabakalanmış [0] yönlü ve 3,5 mm kalınlığındaki kompozit plakalardan su jeti ile hassas bir şekilde kesilmiştir. Numune boyutları Şekil 6.3'de gösterildiği gibi numune genişliği  $b=40$  mm, numune toplam boyu  $L=180$  mm ve numune kalınlığı  $t=3,5$  mm olarak alınmıştır. Alın altına birleştirilmiş numunenin ana ölçüleri ( $b$ ,  $L$ ,  $t$ ) sabit kalarak kelebek şekilli bağlantı kilidinin uç genişliği ( $w$ ), orta genişliği ( $x$ ) ve yarı boyu ( $y$ ) değiştirilmiştir. Kelebek şekilli bağlantıların geometrik parametrelerinin hasar yükleri üzerine etkilerini görmek için kelebek uç genişliğinin numune genişliğine olan oranı ( $w/b$ ) ve kelebek orta genişliğinin kelebek uç genişliğine olan oranı ( $x/w$ ) 0,2'den 0,8'e kadar değiştirilerek bir dizi deneyler yapılmıştır. Deneylerde kelebek yarı boyunun numune genişliğine ( $y/b$ ) oranı 0,2, 0,4 ve 0,6 olarak seçilmiştir.



**Şekil 6.3** Tabakalı kompozit numune geometrisi

Tablo 6.1’de kelebek bağlantı elemanlarının boyut oranlarına göre kelebeğin geometrik ölçüleri verilmiştir. Tabloda verilen her kelebek yarı boyu için değişik kelebek uç genişliğinde ve kelebek orta genişliğinde kelebek bağlantı kilitleri yapılmıştır. Bağlantı elemanı olarak kullanılan kelebekler, kompozit malzemeden ve metal malzemeden yapılarak kelebek malzemesinin, hasar yükü üzerindeki etkileri de tespit edilmiştir.

**Tablo 6.1** Kelebek bağlantı elemanının boyutları

Boyut Oranları		w/b				Boyut (mm)
		0,2	0,4	0,6	0,8	
		8	16	24	32	w
x/w	0,2	1,6	3,2	4,8	6,4	x
	0,4	3,2	6,4	9,6	12,8	
	0,6	4,8	9,6	14,4	19,2	
	0,8	6,4	12,8	19,2	25,6	
y/b	0,2	8				y
	0,4	16				
	0,6	24				

Tüm numuneler 1 mm/d’lık sabit bir çene hızında yüklenmiştir. Deneyler en az üç defa tekrarlanmıştır. Her model için hasar yükü-kelebek yer değiştirme grafikleri çizdirilmiştir. Uygulanan yükte bir miktar düşüş meydana geldiği gözlemlendiği anda deney sonlandırılmıştır. Numuneye ait hasar yükü uygulanan yükteki ilk düşümde meydana gelmiştir.

Uygulanan yük; numune hasar yüküne ulaştığı zaman, hasar kırılmaları ya kompozit kelebeğe ya da kelebek etrafındaki kompozit yapıda oluşmaya başlamıştır. Metal kelebek bağlantı elemanlarının kullanılması durumunda ise hasar sadece metal kelebek etrafındaki kompozit yapıda oluşmuştur. Hasar şekillerini anlayabilmek için bazı numunelerin deneyleri son hasarlarına kadar devam ettirilmiştir. Böylelikle kelebek geometrisinin etkileri incelenmiştir.

## 6.2. Boyut Optimizasyonu İçin Elde Edilen Deney Sonuçları

Alın altına mekanik olarak birleştirilmiş deney numunelerinde kullanılan kelebek şeklindeki kilit, kompozit plaka ve metalden olmak üzere iki farklı malzemeden yapılmıştır. Bu bölümde, kelebek bağlantı elemanlarının geometrik parametrelerinin değişiminin yanında malzemesinin de değişimi ile numunelerin yük taşıma kapasitelerindeki değişimin nasıl olacağı araştırılmıştır.

Genel olarak deneylerden elde edilen sonuçlara göre, metal kelebekliler ile kompozit kelebekliler karşılaştırıldığında, metal kelebeklilerin daha çok yük taşıyabildikleri görülmüştür. Fakat kompozit kelebekli numunelere göre metal kelebekli numunelerin çok daha çabuk hasara uğradıkları gözlemlenmiştir. Metal kelebekli birleştirilmiş numunelerde hasar daima kompozit plakada meydana gelmiştir. Kompozit kelebekli numuneler hasara uğramalarına rağmen daha uzun süre yük taşıyabildikleri ve hasarın çoğunlukla kompozit kelebeğe olduğu yapılan deneylerden tespit edilmiştir. Bu durum plakanın korunması için bir avantaj olarak kabul edilmiştir. Plakanın hasara uğramasından ziyade yani değiştirmeden hasara uğrayan kelebeği değiştirerek plakanın servis ömrünün arttırılabildiği tespit edilmiştir. Kelebek orta genişliğinin kelebek uç genişliğine oranı ( $x/w$ ) arttıkça kelebek yer değiştirmenin da arttığı gözlemlenmiştir. Bunun sonucu olarak oluşan kayma miktarındaki artışın yük taşıma kapasitesinde düşüş meydana getirdiği belirlenmiştir.

Metal ve kompozit plakadan yapılan kelebek bağlantı elemanları ile oluşturulan birleştirmelerin, deneylerden elde edilen ortalama maksimum hasar yükü değişimleri, değişik kelebek yarı boyları için sırasıyla Tablo 6.2, Tablo 6.3 ve Tablo 6.4'te verilmiştir. Elde edilen deney verilerine göre; metal kelebekli birleştirmelerin hasar yüklerinin kompozit kelebekli birleştirmelerin hasar yüklerinden daha büyük olduğu tespit edilmiştir. Maksimum metal kelebekli birleştirme hasar yükü; kelebek yarı boyu  $y=8$  mm için  $x/w=0,4$  ile  $w/b=0,6$  boyut oranlarında, kelebek yarı boyu  $y=16$  mm ve  $y=24$  mm için  $x/w=0,2$  ile  $w/b=0,4$  boyut oranlarında bulunmuştur. Maksimum kompozit kelebekli birleştirme hasar yükü ise; kelebek

yarı boyu  $y=8$  mm için  $x/w=0,2$  ile  $w/b=0,2$  boyut oranlarında ve kelebek yarı boyu  $y=16$  mm ve  $y=24$  mm için  $x/w=0,2$  ile  $w/b=0,4$  boyut oranlarında bulunmuştur.

**Tablo 6.2** Kelebek yarı boyu  $y=8$  mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi

Kelebek yarı boyu $y=8$ mm için;						
Boyut Oranları		w/b				
		0,2	0,4	0,6	0,8	
x/w	0,2 Metal	2127	2505	2557	1941	Ortalama Maks. Hasar Yükleri (N)
	0,2 Kompozit	2049	1630	1430	1130	
	0,4 Metal	2606	2494	2722	2237	
	0,4 Kompozit	1603	1446	1665	1309	
	0,6 Metal	2018	2298	2286	2104	
	0,6 Kompozit	1341	1459	1617	1358	
	0,8 Metal	1123	1290	1669	1185	
	0,8 Kompozit	653	1301	1204	862	

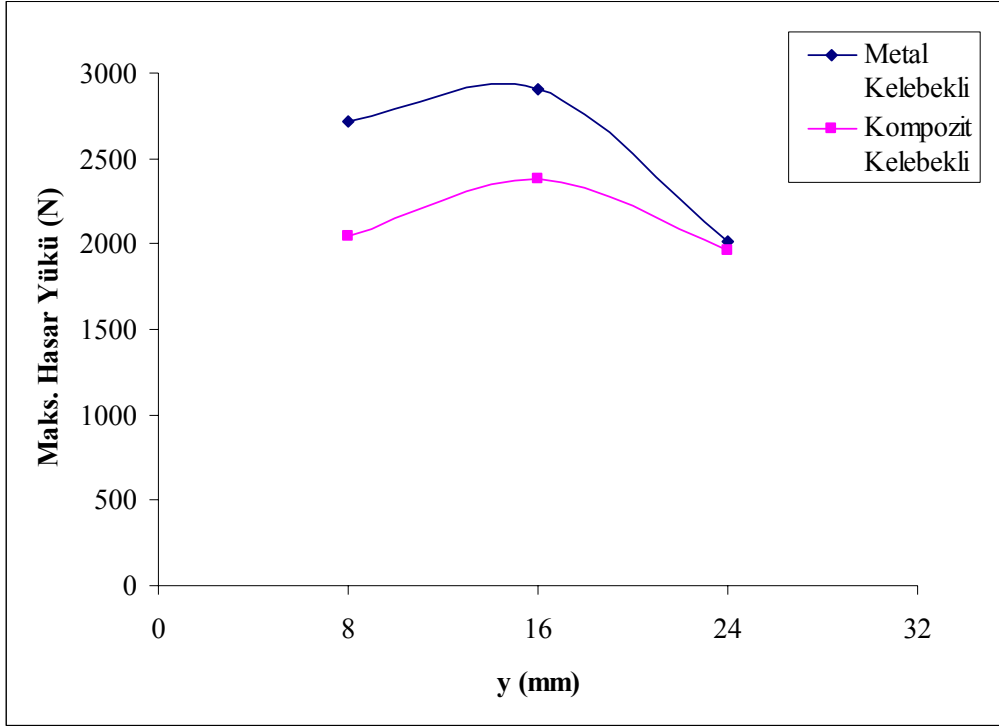
**Tablo 6.3** Kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi

Kelebek yarı boyu $y=16$ mm için;						
Boyut Oranları		w/b				
		0,2	0,4	0,6	0,8	
x/w	0,2 Metal	1909	2902	2803	2197	Ortalama Maks. Hasar Yükleri (N)
	0,2 Kompozit	2000	2330	1892	1488	
	0,4 Metal	1638	2180	2093	1610	
	0,4 Kompozit	1644	2059	1663	1233	
	0,6 Metal	1525	1658	1567	927	
	0,6 Kompozit	1373	1585	1468	758	
	0,8 Metal	699	1113	875	459	
	0,8 Kompozit	509	919	918	473	

**Tablo 6.4** Kelebek yarı boyu  $y=24$  mm için boyut oranlarının hasar yüklerine etkisi

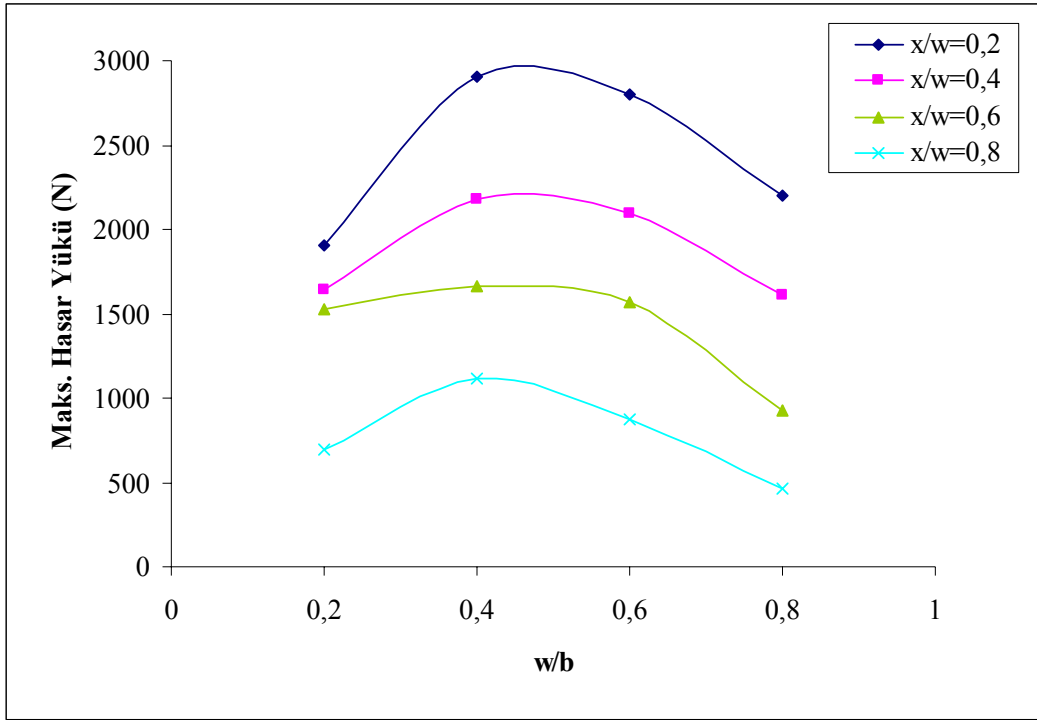
Kelebek yarı boyu $y=24$ mm için;						
Boyut Oranları		w/b				
		0,2	0,4	0,6	0,8	
x/w	0,2 Metal	1632	2015	1846	1428	Ortalama Maks. Hasar Yükleri (N)
	0,2 Kompozit	1719	1966	1885	1135	
	0,4 Metal	1493	1750	1728	1062	
	0,4 Kompozit	1467	1574	1435	1024	
	0,6 Metal	1150	1356	1256	886	
	0,6 Kompozit	1138	1229	1203	788	
	0,8 Metal	530	635	708	435	
	0,8 Kompozit	556	849	699	454	

Değişik kelebek yarı boyları için metal ve kompozit kelebekli birleştirmelerin maksimum hasar yüklerindeki değişimleri Şekil 6.4'te gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için hasar yükünün, metal ve kompozit kelebekli bağlantılarda maksimum olduğu tespit edilmiştir. Bundan dolayı yapılan diğer bölümlerinde kelebek bağlantı elemanının yarı boyu  $y=16$  mm olarak ele alınmış ve incelenmiştir.

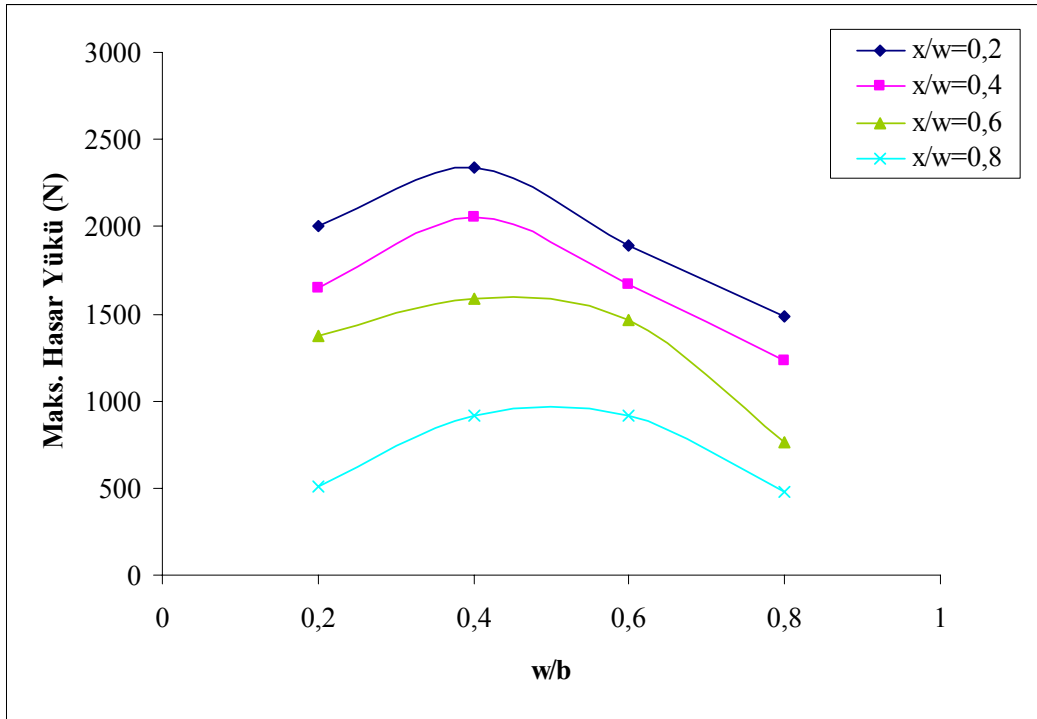


**Şekil 6.4** Maksimum hasar yükünün kelebek yarı boyuna göre değişimi

Değişik  $(x/w)$  oranlarındaki kelebek bağlantı elemanlarıyla yapılmış numunelerin,  $(w/b)$  oranlarına göre yük taşıma kapasitelerindeki değişimler metal kelebek için Şekil 6.5'te ve kompozit kelebek için Şekil 6.6'da gösterilmiştir. Şekillerden de görüldüğü gibi yük taşıma kapasitesi  $(w/b)$  oranına bağlıdır.  $(x/w)$  oranının 0,2 olması durumunda metal ve kompozit kelebekli numunelerin yük taşıma kapasitesi  $(w/b)$  oranının genellikle 0,4'e eşit olduğu durumlarda maksimumdur. Ama metal kelebekli olması durumunda bu oran 0,5'e kadar çıkabilmektedir. Özellikle kompozit kelebeklilerde,  $w/b=0,4$  değerinden küçük olması durumlarında hasarın daha çok kelebek üzerinde meydana geldiği hâlbuki  $w/b=0,4$  değerinden büyük olması durumlarında hasarın kelebek üzerinden çok kompozit plaka üzerinde meydana geldiği gözlemlenmiştir. Bunun sonucu olarak kelebek uç genişliğinin seçiminin yük taşıma kapasitesi açısından oldukça önemli olduğu görülmüştür.



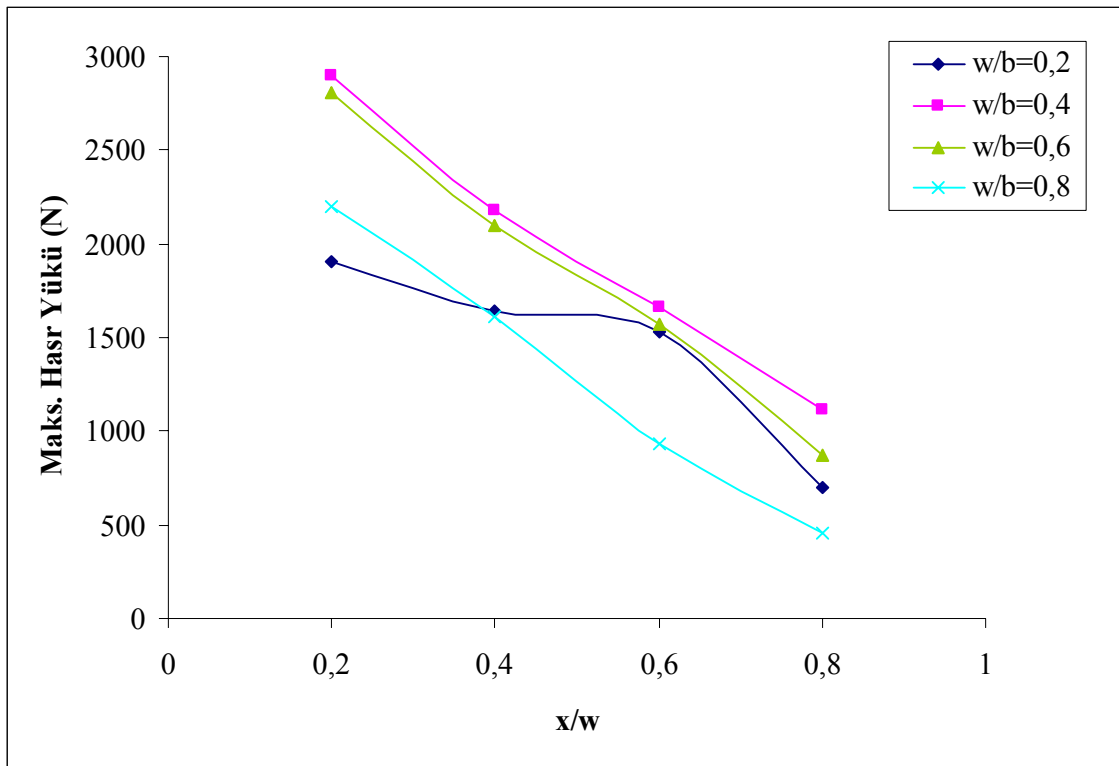
Şekil 6.5 Metal kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için hasar yüklerinin ( $w/b$ ) oranlarındaki değişimi



Şekil 6.6 Kompozit kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için hasar yüklerinin ( $w/b$ ) oranlarındaki değişimi

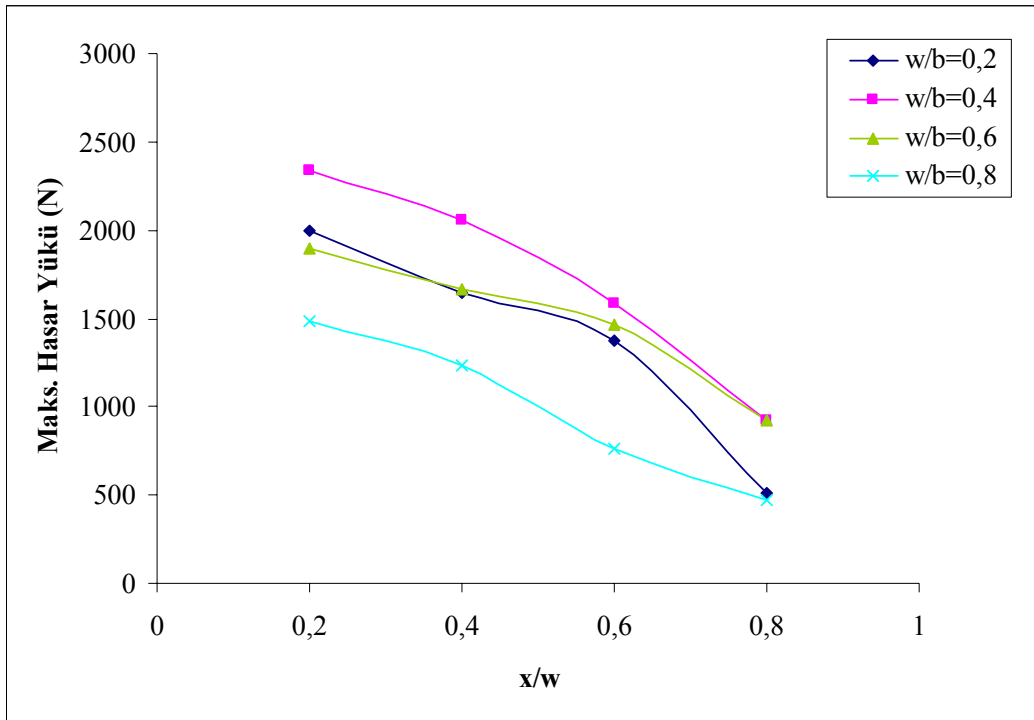
Hasar yüklerinin ( $x/w$ ) oranına göre değişimi metal kelebekli birleştirmeler için Şekil 6.7'de ve kompozit kelebekli birleştirmeler için Şekil 6.8'de gösterilmiştir. ( $w/b$ ) oranının 0,4 olması

durumunda metal ve kompozit kelebekli numunelerin yük taşıma kapasitesi ( $x/w$ ) oranının 0,2'ye eşit olduğu durumlarda maksimumdur. Maksimum hasar yüklerinin ( $x/w$ ) oranının artmasıyla hızlı bir şekilde düşmesi, kelebek orta genişliğinin önemini göstermektedir. Kelebek orta genişliğinin artmasıyla (yani ( $x/w$ ) oranının artmasıyla) kelebek bağlantı elemanının şekli kare veya dikdörtgen şekline yaklaşmaktadır. Bundan dolayı kelebek bağlantı elemanı kilitleme özelliğini yitirmeye başladığı için yük taşıma kapasitesinde düşme görülmektedir. ( $x/w$ ) oranı 1'e eşit olduğu zaman kare veya dikdörtgen şekilli bir yapı olmasından dolayı kelebek bağlantısı yük taşıyamayacaktır. Bu durumda bağlantı yapılabilmesi için yapıştırma tekniklerinin kullanılması daha uygun olacaktır.



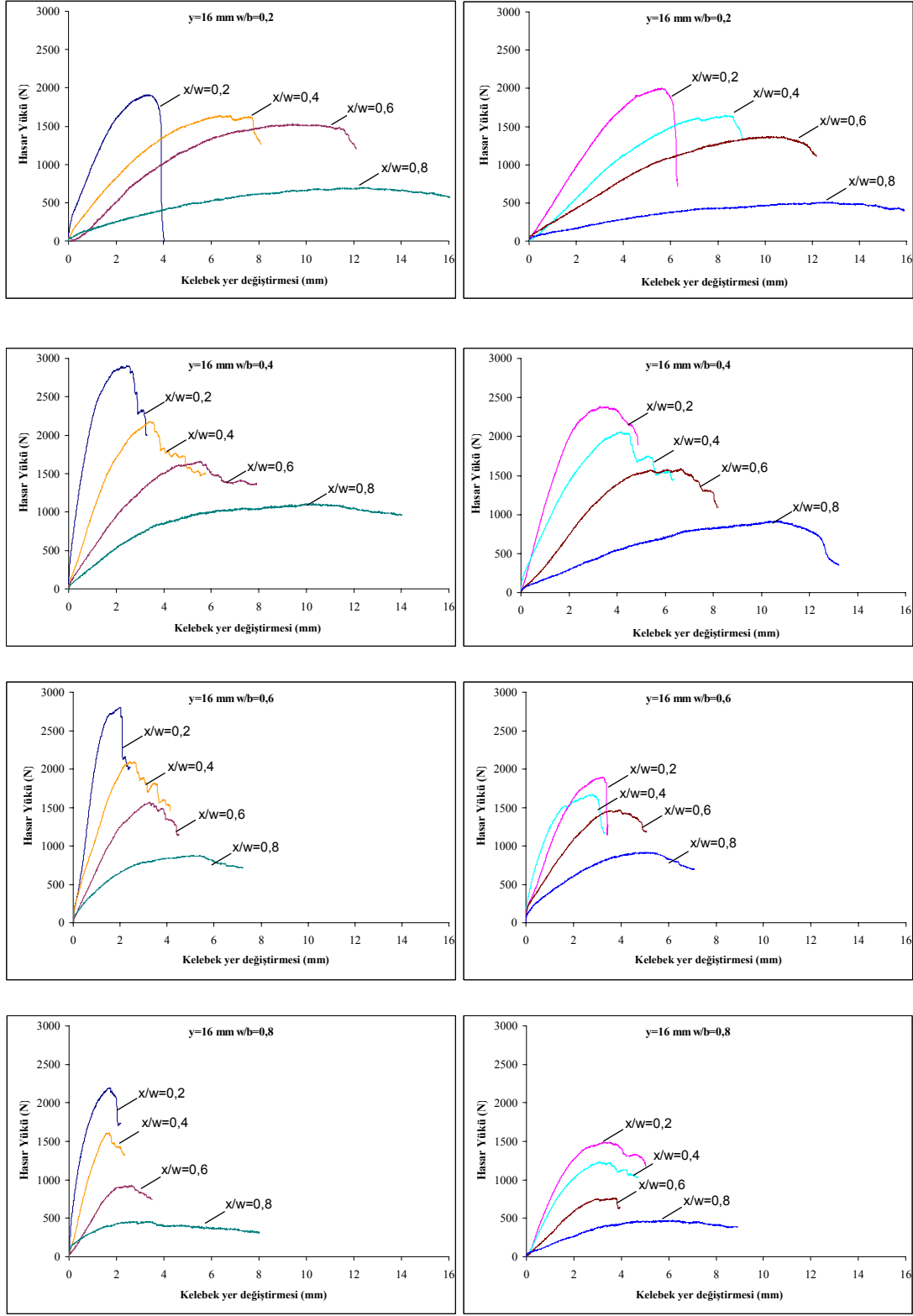
**Şekil 6.7** Metal Kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için hasar yüklerinin ( $x/w$ ) oranlarındaki değişimi





**Şekil 6.8** Kompozit kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için hasar yüklerinin  $(x/w)$  oranlarındaki değişimi

Metal ve kompozit plakadan yapılan kelebek bağlantı elemanları ile oluşturulan birleştirmelerin yük taşıma kapasitelerindeki değişimleri, kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için Şekil 6.9'da gösterilmiştir. Kelebek uç genişliğinin numune genişliğine oranı ( $w/b$ ) arttıkça maksimum yük miktarı esnasında kelebek yer değiştirmenin giderek azaldığı görülmüştür. Kelebek uç genişliğinin numune genişliğine oranı ( $w/b$ ) 0,4 iken,  $(x/w)$  oranlarının tüm değerlerinde numunenin maksimum yük taşıdığı ve  $(w/b)$  oranı arttıkça da numunenin yük taşıma kapasitesinin yavaş yavaş azaldığı tespit edilmiştir. Sabit bir  $b$  genişliğinde olan numunede kelebek uç genişliğinin artmasıyla kelebek bağlantı elemanının her iki tarafındaki zayıflayan bölgeden numunenin hasara uğramasıyla yük taşıma kapasitesinin düşümüne neden olduğu gözlemlenmiştir.  $(w/b)$  oranı 0,2 olan numunenin yük taşıma kapasitesi diğerleriyle karşılaştırıldığında, yük bakımından 0,6 ile 0,8  $(w/b)$  oranları arasında yer aldığı görülmektedir. Bunun nedeni  $w/b=0,2$  durumunda kelebek geometrisinin küçük olmasından dolayı hasarın daha çok kelebek üzerinde veya kelebeğin metal olması durumunda kompozit parça üzerinde meydana gelmesidir. Yapılan incelemelere göre maksimum bağlantı yükü,  $(w/b)$  oranının 0,4 ve  $(x/w)$  oranının 0,2 olması durumlarında görülmüştür.

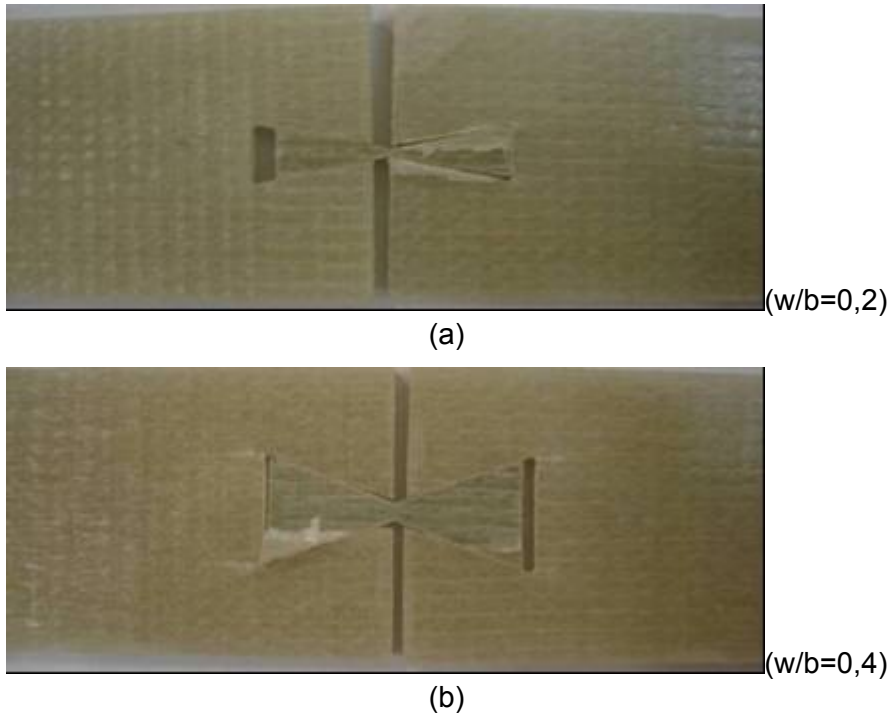


a) Metal kelebekli

b) Kompozit Kelebekli

**Şekil 6.9** Kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için kelebek bağlantı elemanlarının taşıyabileceği yüklerle göre yer değiştirme değişimi

Özellikle kompozit kelekli birleştirmelerde oluşabilecek hasar şekillerinin son durumlarını anlayabilmek için çekme deneyleri maksimum hasar yüklerine ulaştıktan sonra yük taşıma kabiliyetleri düşünceye kadar devam ettirilmiştir.  $(x/w)$  oranının 0,2 sabit ve  $(w/b)$  geometrik oranının değişik değerlerinde yapılan kompozit kelekli birleştirmelerin deneylerde oluşan hasar şekilleri Şekil 6.10'da ve Şekil 6.11'de gösterilmiştir. Şekil 6.10 (a) ve (b)'de de görüldüğü gibi  $(w/b)$  oranının 0,2 ve 0,4 değerlerinde ilk hasar bölgesi sadece kelek üzerinde olduğu gözlemlenmiştir. Ayrıca  $(w/b)$  oranının 0,4 olduğu birleştirilmiş numunede, ilk hasarlı bölgenin kelek üzerinde oluşmasından sonra yüklemeye devam edilmiş ve yeni hasar bölgelerinin yarım numunede matris ayrılması olarak olduğu tespit edilmiştir. Hasar bölgelerinin kelek bağlantı elemanı ile numune üzerinde olduğu birleştirmeler ise Şekil 6.11 (a) ve (b)'de de gösterildiği gibi  $(w/b)$  oranının 0,6 ve 0,8 değerlerinde elde edilmiştir. Bu birleştirmelerde hasar bölgeleri, Şekil 6.11 (a)'da görüldüğü gibi kelek uç bölgeleri ile kelek uç bölgelerine yakın numune üzerindeki bölgelerde matris ayrılması olarak ve Şekil 6.11 (b)'de ise sadece kelek uç bölgelerine yakın numune üzerindeki bölgelerde oluşmuştur. Bu durumda oluşan hasar şekilleri, deneylerde elde edilen hasar yükü düşümünü izah etmektedir.



**Şekil 6.10**  $y=16$  mm ve  $x/w=0,2$  durumundayken  $w/b$  oranının 0,2 ve 0,4 olması durumunda meydana gelen hasar şekilleri



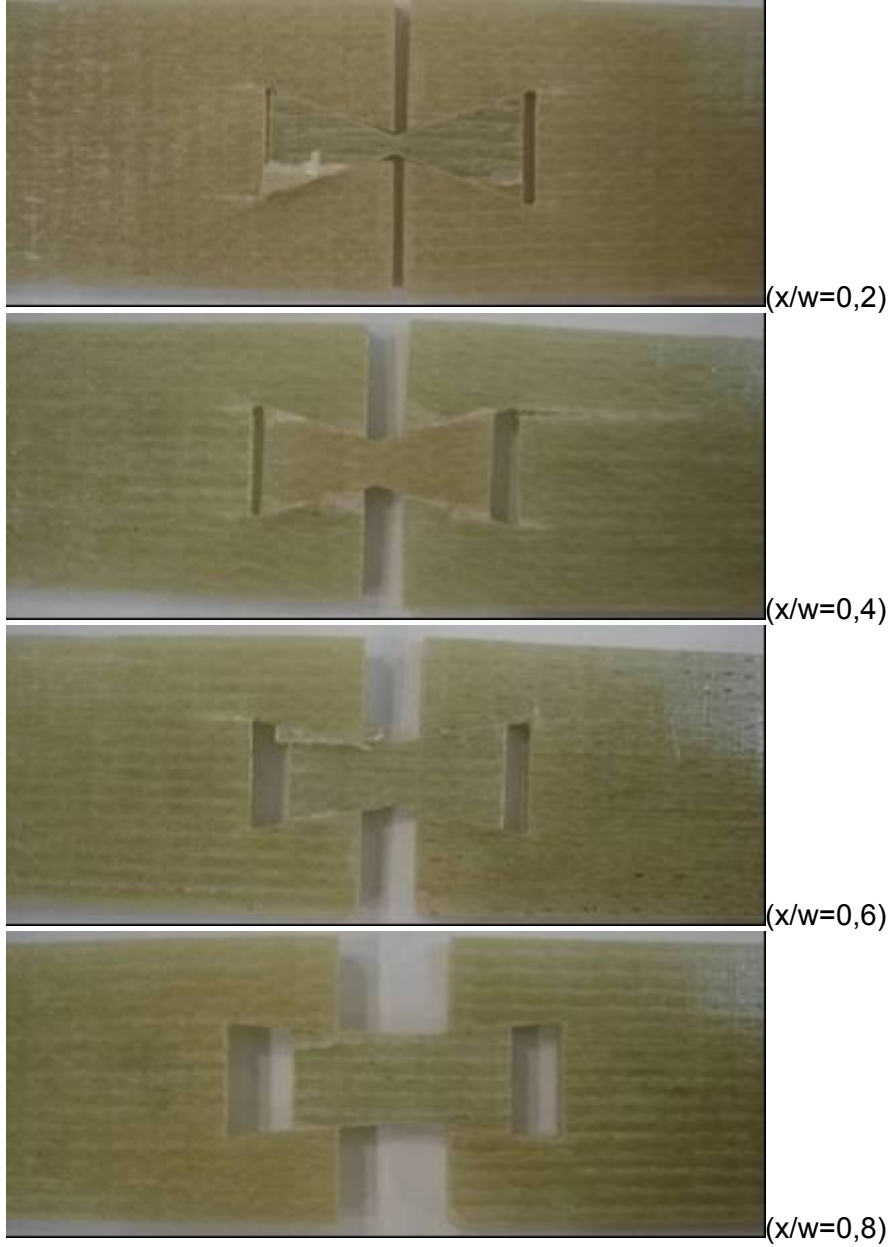
(a)



(b)

**Şekil 6.11**  $y=16$  mm ve  $x/w=0,2$  durumundayken  $w/b$  oranının 0,6 ve 0,8 olması durumunda meydana gelen hasar şekilleri

$(w/b)$  oranının 0,4 sabit değerlerinde ve değişik  $(x/w)$  oranlarında olan kelebek birleştirmelerinin son hasar şekilleri Şekil 6.12'de gösterilmiştir.  $(x/w)$  oranının 0,2'ye eşit olduğu durumlarda kompozit kelebekli numuneler daha çok kilitletiğinden dolayı ilk hasar bölgeleri, daha çok kelebek bağlantı elemanı üzerinde ve daha sonra da numune üzerinde matris ayrılması olarak oluşmuştur.  $(x/w)$  oranın artması ile kelebek bağlantı elemanının numuneleri daha az kilitlemesinden yani daha çok kaymasından dolayı kelebek üzerinde oluşan hasarın uçlara doğru çekilmesine ve daha büyük yer değiştirmelere ulaşıldığında ise hasarın numune üzerinde de matris ayrılması olarak görülmesine sebep olmuştur.  $(x/w)$  oranın artmasıyla kelebek üzerinde oluşan hasarın köşelere doğru yoğunlaşması ve kelebek bağlantı elemanının daha çok kayması kelebek orta genişliğinin önemini göstermiştir.  $(x/w)$  oranı 1'e eşit olduğu zaman kare veya dikdörtgen şekilli bir yapı olmasından dolayı kelebek bağlantısının yük taşıyamayacağı anlaşılmıştır.



**Şekil 6.12**  $y=16$  mm ve  $w/b=0,4$  durumundayken  $x/w$  oranının değişimi ile meydana gelen hasar şekilleri

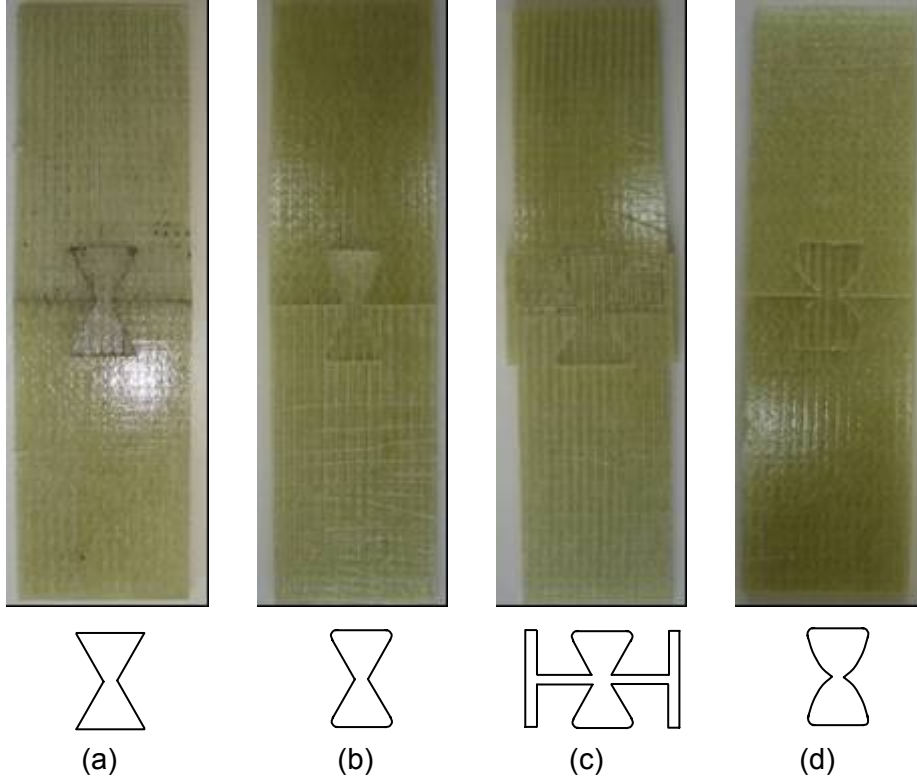
Yapılan bu deneysel bölümden şu sonuçlar çıkarılmıştır; kelebek orta genişliğinin kelebek uç genişliğine olan oranının ( $x/w$ ) büyük değerlerinde, bağlantı yükünün giderek düştüğü görülmüştür.  $x/w=1$  olduğu durumlarda ise açılı yüzeylerin düzleşmesiyle yük taşıyamayacağı için yapıştırma bağlantılar tercih edilmelidir. Kelebek malzemesinin, numune malzemesiyle aynı olması durumunda hasar önce kelebek üzerinde meydana gelmekte ve daha sonra ( $x/w$ ) oranı arttıkça numune üzerinde oluşmaktadır. Kelebek malzemesinin, numune malzemesinden daha mukavemetli (örneği metal) olması durumunda ise hasar ilk önce numune üzerinde oluşmaktadır. Kompozit kelebekli numunelere göre metal kelebekli numuneler maksimum yüke daha küçük yer değiştirmelerde ulaşmaktadır. Bu durum bir

dezavantaj da sayılabilir. Çünkü numune çok çabuk hasara uğramaktadır. Ama kelebeğin kompozit olması durumunda yük taşıma kabiliyeti biraz düşük olsa bile, daha uzun süre yükü taşıyabilmektedir. Kompozit yapının tamamen hasara uğramadan önce kelebekte oluşan hasarın görülebilmesi ve kelebek kilidinin tamirâtı ile kompozit yapının servis ömrünün arttırılması bir avantaj olarak görülebilir. (w/b) oranı arttıkça yük taşıma kapasitesinin yavaş yavaş azaldığı tespit edilmiştir. Sabit bir b genişliğinde olan numunede kelebek uç genişliğinin artmasıyla kelebek bağlantı elemanının her iki tarafındaki bölgenin zayıfladığı görülmüştür. Bundan dolayı numunenin buradan hasara uğramasıyla yük taşıma kapasitesinin düşümüne neden olduğu gözlemlenmiştir. Metal kelebekliler için (w/b) oranı 0,5 olabilirken, kompozit kelebekliler için bu oran 0,4 olarak tercih edilmelidir. Elde edilen sonuçlara göre, kompozit kelebeğin yük taşıma kabiliyeti, metal kelebekten biraz düşük bile olsa daha uzun süre yükü taşıyabilmektedir. Bu kompozit yapının hasara uğramadan önce kelebekteki hasarın görülebilmesini sağlaması ve kelebek kilidinin tamirâtı ile kompozit yapının servis ömrünün arttırılması bir avantaj olarak görülebilir.

### 6.3. Kelebek Birleştirmesinin Geliştirilmesi

Yapılan boyut optimizasyon deneylerinden elde edilen en iyi kelebek birleştirme geometrisini genel olarak koruyarak küçük geometrik değişikliklerle yeni bağlantı sistemleri yapılmıştır. Burada seçilen en iyi kelebek bağlantı elemanının kelebek uç genişliği (w) 16 mm, kelebek orta genişliği (x) 3,2 mm ve kelebek yarı boyu (y) 16 mm'dir. Seçilen ve yapılan yeni kelebek birleştirmeleri Şekil 6.13'de gösterilmiştir. Şekil 6.13 (a)'da gösterilen birleştirmede kullanılan kelebek bağlantı elemanı yapılan deneyler sonucunda tespit edilen en iyi köşeli kelebek bağlantı elemanıdır. Bu seçilen kelebek tipi temel model olarak adlandırılmıştır. Şekil 6.13 (b)'de gösterilen birleştirmede kelebeğin uç köşeleri 2 mm yarıçapında yuvarlatılmıştır. Bu kelebek tipi yuvarlatılmış model olarak adlandırılmıştır. Şekil 6.13 (c)'de gösterilen yuvarlatılmış kelebek bağlantı elemanı aynı zamanda yanlardan 2 mm genişliğinde çubuklarla takviyelendirilmiştir. Bu kelebek tipi de takviyeli model olarak adlandırılmıştır. Şekil 6.13 (d)'de gösterilen kelebek modelinin hem köşeleri yuvarlatılmış hem de eğimli yan yüzeyleri parabolik şekilde tasarlanmıştır. Bu tip kelebek modeli de kum saati modeli olarak adlandırılmıştır. Yarım numuneler kesilen kelebek bağlantı elemanlarıyla mekanik olarak sıkı geçirilerek birleştirilmiştir. Burada da aynı koşulları sağlayabilmek için sıkı geçme miktarını 0,05 mm olarak alınmıştır. Geliştirilmiş birleştirme numunelerinin yük taşıma kabiliyetleri 50 kN yük kapasiteli çekme test cihazından elde edilmiştir. Tüm numuneler 1 mm/d'lık sabit bir çene hızında yüklenmiştir. Deneyler, her bir yük değeri için en az üç defa yapılmıştır. Hatalı ya da yanlış çıkan sonuçlar için deney tekrarlanmıştır.

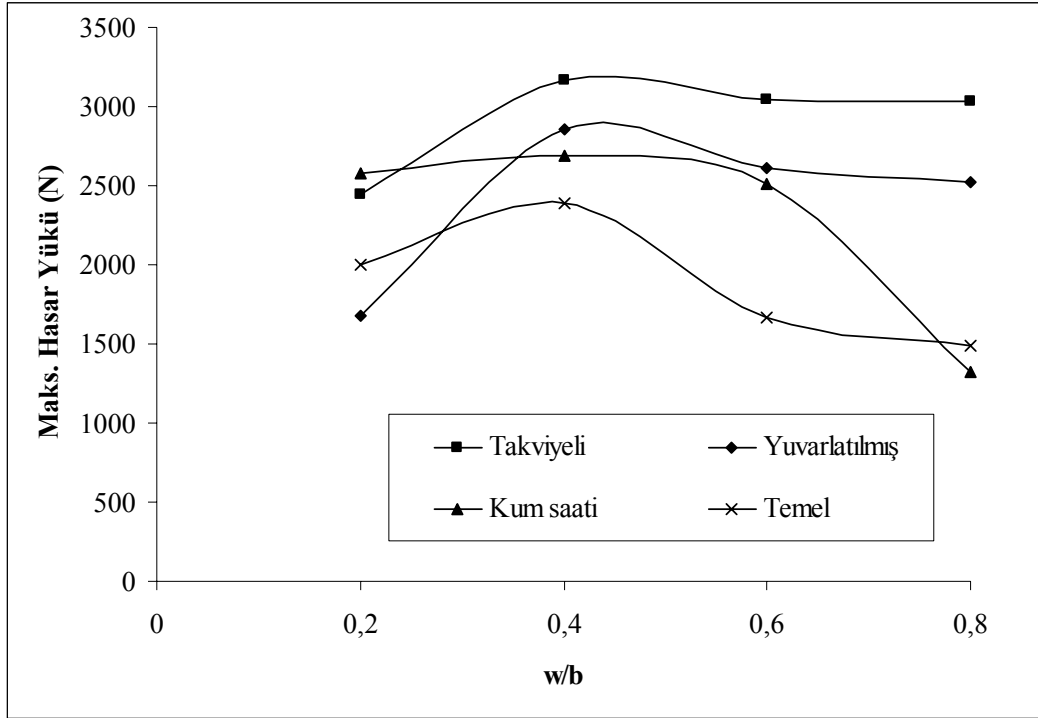
Numuneye ait hasar yükü, uygulanan yükteki ilk düşümde meydana gelmiştir. Böylece, her model için maksimum hasar yükleri tespit edilmiştir. Uygulanan yük numune hasar yüküne ulaştığı zaman hasar kırılmaları ya kompozit kelebekte ya da kelebek etrafındaki kompozit yapıda oluşmaya başlamıştır. Hasar şekillerini anlayabilmek için bazı numunelerin deneyleri son hasarlarına kadar devam ettirilmiştir. Böylelikle geliştirilmiş kelebek geometrisinin etkileri incelenmiştir.



**Şekil 6.13** Kelebek geometrisinin geliştirilmesi: (a) temel model (b) yuvarlatılmış model, (c) takviyeli model, (d) kum saati modeli

Yapılan deneylerden elde edilen verilere göre  $(x/w)$  oranının 0,2 ve  $(w/b)$  oranının 0,4 değerlerinde, yapılmış birleştirme numunelerinin maksimum yük taşıma kapasitesine sahip olduğu belirlenmiştir. Buna göre  $(x/w)$  oranının 0,2 sabit değerinde kelebek bağlantı elemanının şekli daha yüksek yük taşıma kapasiteleri elde etmek için geliştirilmiştir.  $(x/w=0,2)$  oranındaki kelebek bağlantı elemanlarıyla yapılmış numunelerin,  $(w/b)$  oranlarına göre yük taşıma kapasitelerindeki değişimler Şekil 6.14'te gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi yük taşıma kapasitesi  $(w/b)$  oranına bağlıdır. Tüm modellerin yük taşıma kapasitesi  $(w/b)$  oranının genellikle 0,4'e eşit olduğu durumlarda maksimumdur.  $w/b=0,4$  değerinden küçük olması durumlarında hasarın daha çok kelebek üzerinde meydana geldiği halbuki  $w/b=0,4$  değerinden büyük olması durumlarında hasarın kompozit numune üzerinde meydana geldiği gözlemlenmiştir. En yüksek yük taşıma kapasitesi takviyeli model ile gerçekleşmiştir.

Takviyeli model ile yapılmış birleştirmede; numune yük altındayken kelebek bağlantı elemanı yanlarındaki numune bacaklarını dışa doğru itirmekte ve takviye çubukları vasıtasıyla bu numune bacaklarının hareketinin engellenmesi ile yükün daha çok kelebek üzerinden iletilmesi sağlanmıştır. Bu nedenden dolayı maksimum yük kapasitesine ulaşılmıştır. Kelebek bağlantı elemanları yük taşıma kapasitelerine göre büyükten küçüğe şu şekilde sıralanabilir; takviyeli model, yuvarlatılmış model, kum saati modeli ve temel model.



**Şekil 6.14** Geliştirilmiş kelebek modellerin karşılaştırılması

Numuneye ait hasar yükü uygulanan yükteki ilk düşümde meydana gelmiştir. Uygulanan yük numune hasar yüküne ulaştığı zaman hasar kırılmaları ya kelebek bağlantı elemanında ya da kelebek etrafındaki kompozit yapıda oluşmaya başlamıştır. Hasar şekillerini anlayabilmek için numunelerin deneyleri son hasarlarına kadar devam ettirilmiştir. Geometrileri ve dolayısıyla yük taşıma kapasiteleri geliştirilmiş ( $w/b=0,4$  ve  $x/w=0,2$  için) modellerin son hasar resimleri Şekil 6.15'de gösterilmiştir. Şekil 6.15 (a) ve (b)'deki modellerde hasar kelebek bağlantı elemanı ve numune uç bölgeleri üzerinde oluşurken Şekil 6.15 (c)'deki modelde hasar takviye çubuklarının kırılmasıyla çubuklarda ve kelebek uç kısımlarında oluşmuştur.





(a) yuvarlatılmış model

(b) kum saati modeli

(c) takviyeli model

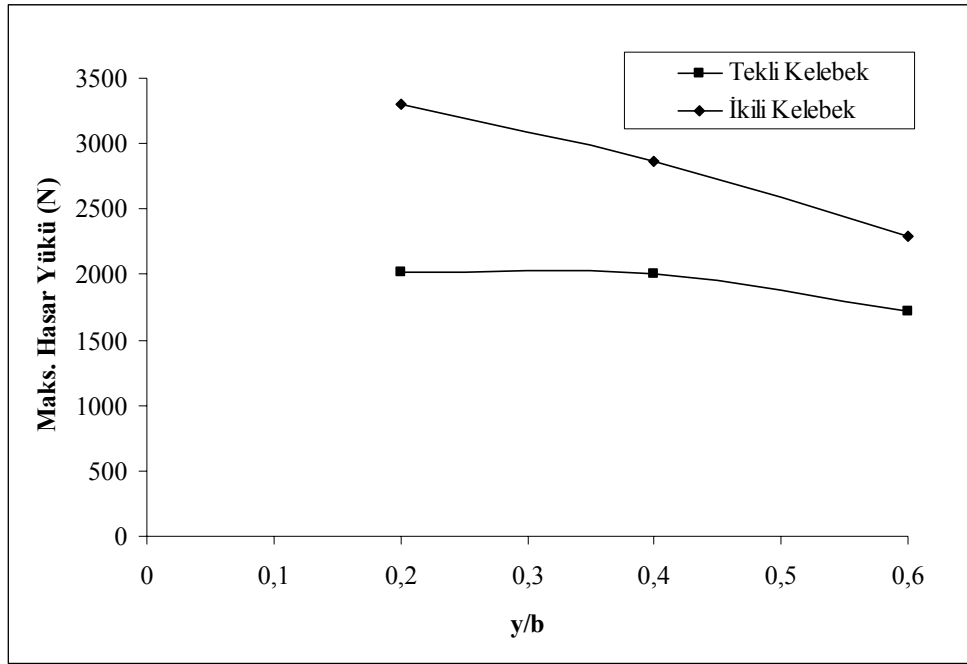
**Şekil 6.15** Hasar şekilleri

Ayrıca, aynı kompozit yarım numunelerinin iki adet yan yana konumlandırılmış kelebek bağlantı elemanı ile birleştirilmesi durumunda oluşabilecek yük taşıma kapasiteleri incelenmiştir. Numune genişliğinin sabit 40 mm olmasından dolayı temel kelebek modelinin kelebek orta genişliği ( $x$ ) sabit tutularak kelebek uç genişliği ( $w$ ) yarıya indirilmiştir. Şekil 6.16'da ikili kelebek birleştirmesine bir örnek gösterilmiştir. Aynı kelebek boyutlarında yapılan tekli ve ikili birleştirmelerin değişik kelebek yarı boyları için hasar yükleri deneysel olarak bulunmuş ve karşılaştırılmıştır.



**Şekil 6.16** İkili kelebek modeli

( $x/w$ ) oranının 0,2 sabit değerlerinde değişik kelebek yarı boyları ( $y/b$ ) için ikili ve tekli kompozit temel kelebek modellenli birleştirmelerin maksimum hasar yüklerindeki değişimleri Şekil 6.17’de gösterilmiştir. İkili kompozit temel kelebek modelinde, numunenin genişliği göz önüne alınarak kelebek uç genişliği ( $w$ ) 8 mm olarak seçilmiştir. Tekli kelebek birleştirmesinin yük taşıma kapasitesi ile ikili kelebek birleştirmesinin yük taşıma kapasitesini karşılaştırabilmek için deneylerde kelebek uç genişliği ( $w$ ) aynı alınmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi ikili kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri tüm ( $y/b$ ) oranlarında tekli kelebek birleştirmelerine göre daha yüksektir. Tekli ve ikili kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri, ( $y/b$ ) oranının 0,2 olduğu durumlarda diğer kelebek yarı boylarındakilere göre en büyük olarak tespit edilmiştir. Ayrıca, ( $y/b$ ) oranının 0,2 olduğu durumlarda yapılan deneysel çalışmalara göre, ikili kelebek birleştirmesinin yük taşıma kapasitesi tekli kelebek birleştirmesinin yük taşıma kapasitesinin 2 katına yakın olduğu belirlenmiştir.



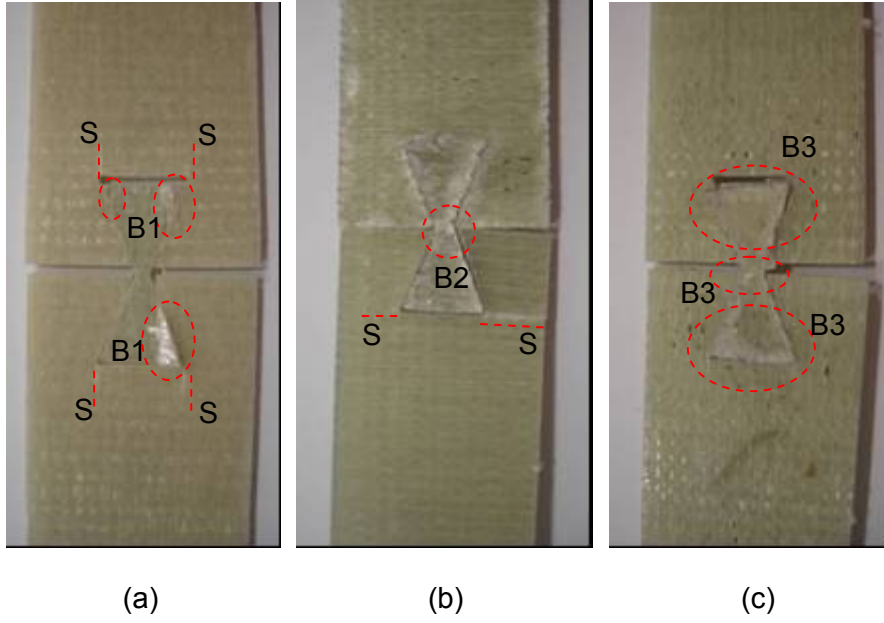
Şekil 6.17 Tekli ve ikili kelebek modellerin deneysel karşılaştırılması ( $x/w=0,2$ )

## 7. KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPLERİNDE DEĞİŞİK MEKANİK VE ÇEVRE KOŞULLARININ ETKİSİ

Bu bölümde, kelebek şekilli geçme bağlantı elemanı ile birleştirilmiş kompozit numunelerde, kompozit malzeme fiber oryantasyonlarının, kelebek geçme boşluklarının ve farklı yapıştırıcıların yük taşıma kabiliyetlerine (hasar kuvvetlerine) etkileri ve elde edilen en iyi birleştirme stili ile birleştirilmiş numunelerin yama takviyesinin de etkileri statik yük altında incelenmiştir. Bununla birlikte değişik sıcaklık ve nemin etkisi altında birleştirilmiş numunelerin mukavemetleri deneysel olarak araştırılmıştır. Yapılan optimizasyon deneylerine göre maksimum bağlantı yükü; kelebek yarı boyunun  $y=16$  mm, kelebek bağlantı elemanının uç genişliğinin  $w=16$  mm ve kelebek orta genişliğinin  $x=3,2$  mm olması durumları için tespit edilmiştir. Bu bölümde de kelebek bağlantı elemanının boyutları bu değerlerde alınarak deneyler yapılmıştır. Deney numuneleri ve kelebek şeklindeki kompozit kilit bağlantı elemanları, 16 katlı tabakalanmış kompozit bir plakadan su jeti yardımıyla kesilmiştir.

### 7.1. Fiber Oryantasyon Açılarının Etkisi

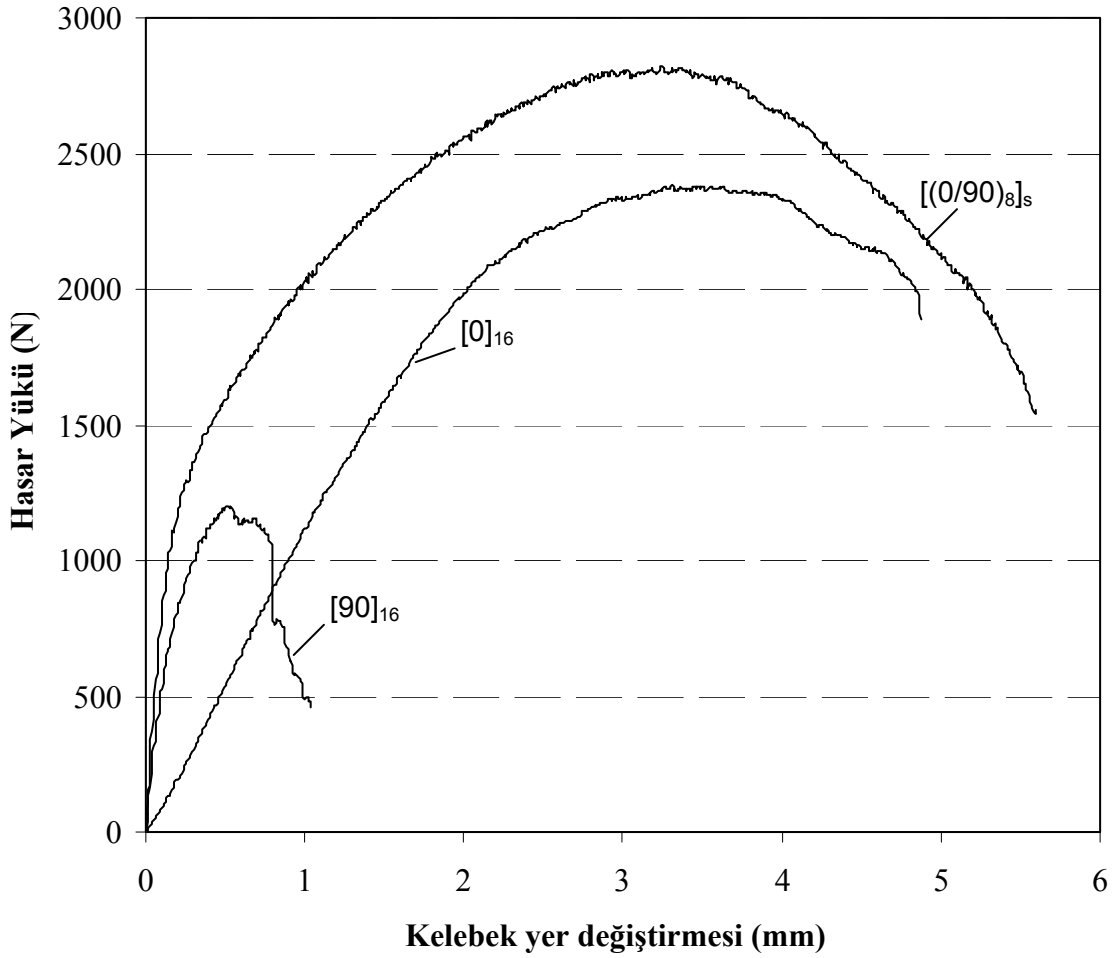
Kelebek bağlantı elemanı ile yapılan birleştirmeleri içeren bu bölümde, hem kompozit numunelerin hem de kompozit kelebeğin fiber oryantasyon açılarının etkileri incelenmiştir. Oryantasyon açısı değişimlerinin etkisini görmek amacıyla kompozit kelebek fiber açıları ile numune fiber açıları aynı alınmıştır. Numuneler, kelebek bağlantı elemanının sıkı geçirilmesiyle ve yapıştırıcı kullanmadan birleştirilmiştir. Şekil 7.1'de takviye fiberlerinin  $0^\circ$  (boyuna),  $90^\circ$  (enine) ve  $0^\circ/90^\circ$  (boyuna/enine) yönlü olmaları hallerinde oluşan hasar durumları gösterilmiştir. Şekil 7.1 (a) ve (b)'den görüldüğü gibi, boyuna veya enine takviyeli birleştirmelerde kelebeğin yanal yüklerinden dolayı ilk hasarın, kelebek bağlantı elemanlarının (B1) ve (B2) bölgelerinde matris ayrılması olarak olduğu tespit edilmiştir. Statik çekme yükünün daha da artırılmasıyla hasar, numune üzerinde ve kelebek köşelerindeki (S) çizgisi boyunca yine matris ayrılması olarak gözlemlenmiştir. Takviye fiberlerinin  $0^\circ/90^\circ$  (boyuna/enine) çapraz yönlü olması durumunda (Şekil 7.1 (c)) ise hasarın, numuneden daha çok genellikle kelebek bağlantı elemanı üzerinde (B3) olduğu görülmüştür.  $0^\circ/90^\circ$  takviyeli kompozit kelebeklerin,  $0^\circ$  veya  $90^\circ$  takviyeli kompozit kelebeklerde meydana gelen matris ayrılmalarını engellemelerinden dolayı daha fazla yük taşıyabildikleri görülmüştür. Ayrıca  $0^\circ/90^\circ$  takviyeli kompozit numunelerin boyuna ve enine takviyeleri sayesinde, numunelerin üzerinde oluşan boyuna veya enine matris ayrılmalarının engellendiği ve dolayısıyla yük taşıma kabiliyetinde artışın daha fazla olduğu tespit edilmiştir.



**Şekil 7.1** (a)  $[0]_{16}$  (b)  $[90]_{16}$  ve (c)  $[(0/90)_8]_s$  tabakalı kompozit numunelerdeki hasar durumları

Birleştirilmiş kompozit numunelerin statik yük-yer değiştirme ilişkileri Şekil 7.2'de verilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi,  $[(0/90)_8]_s$  takviyeli birleştirilmiş numunenin ortalama statik hasar yükü ( $F \cong 2740$  N), diğer  $[90]_{16}$  enine ( $F \cong 1180$  N) ve  $[0]_{16}$  boyuna ( $F \cong 2330$  N) takviyeli birleştirilmiş numunelerinkinden daha yüksek elde edilmiştir. Ayrıca  $0^\circ$  veya  $90^\circ$  takviyeli birleştirilmiş numunelerin, yüke karşılık yer değiştirmeleri, numuneler üzerinde meydana gelen matris ayrılmalarından dolayı,  $0^\circ/90^\circ$  takviyeli birleştirilmiş numunelerinkinden daha küçük olduğu tespit edilmiştir.

$0^\circ/90^\circ$  takviyeli birleştirilmiş numunelerin, yük taşıma yer değiştirmeleri ve kapasitelerinin daha yüksek olmasından dolayı, daha uzun çalışma ömrüne ve hasarın oluşması durumunda birleştirmelerin hızlı tamiratına imkân vereceği düşünülmüştür. Ayrıca oluşan hasarın büyük bölümünün kelebek üzerinde olmasından dolayı kelebek bağlantı elemanının değiştirilmesi ile servis ömrünün daha da arttırılabileceğini göstermiştir. Bu nedenlerden dolayı bundan sonraki deneysel çalışmalarda  $0^\circ/90^\circ$  (boyuna/enine) takviyeli birleştirilmiş kompozit numuneler ele alınmıştır.



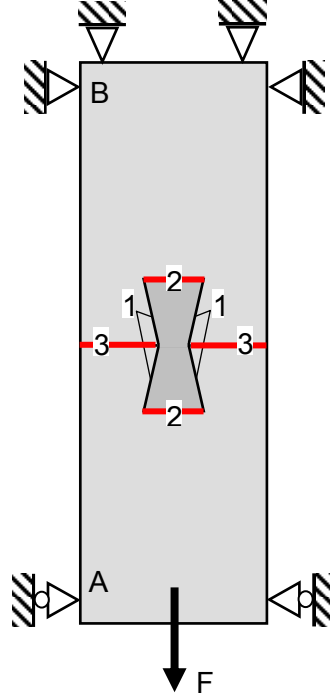
**Şekil 7.2**  $[0]_{16}$ ,  $[90]_{16}$  ve  $[(0/90)_8]_s$  tabakalı kompozit numunelerin hasar yüklü

Yapılan bu deneysel çalışmadan şu sonuç çıkarılabilir: Kompozit kelebeklerin  $0^\circ/90^\circ$  takviyeli olması halinde,  $0^\circ$  veya  $90^\circ$  takviyeli kompozit kelebeklerde meydana gelen matris ayrılmalarını engellemelerinden dolayı daha fazla yük iletebildikleri tespit edilmiştir. Yapılan bu deney sonuçlarına göre bundan sonraki bölümlerde  $0^\circ/90^\circ$  takviyeli kompozit numuneler ele alınmıştır.

## 7.2. Kelebek Boşluğunun ve Yapıştırıcının Etkisi

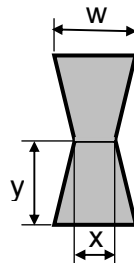
Şekil 7.3'de gösterilen A ve B numunelerinin birleştirilmesi sadece kelebek bağlantı elemanı ile yapılırsa A numunesinden uygulanan yük, kelebek bağlantı elemanı vasıtasıyla (1) ile gösterilen kenar yüzeylerinden B numunesine iletilir. Eğer alın birleştirme hem kelebek bağlantı elemanı hem de yapıştırıcı ile yapılırsa iletilen yük, hem kelebek bağlantı elemanı vasıtasıyla hem de yapıştırılmış tüm kenar yüzeyler vasıtasıyla B numunesine iletilir. Bu durumda yapıştırılmış (2) ve (3) yüzeyleri (kalın çizgili bölgeler) eki yüklerine maruz

kalırken, yapıştırılmış eğimli (1) yüzeyleri (ince çizgili bölgeler) de bası ve kayma yüklerine maruz kalırlar.



**Şekil 7.3** Kelebek birleştirmedeki yük transferi

Deneyleerde, yük taşıma kabiliyeti daha fazla olan  $[(0/90)_8]_s$  tabakalı kompozit numuneler kullanılmıştır. Numune boyutlarında herhangi bir değişiklik yapılmaksızın, sadece kelebek boyutları değiştirilerek, kelebek üzerlerinde geçme boşlukları oluşturulmuştur. Geçme boşluğu verilen kelebek bağlantıları numunedeki yerine koyularak boşluklar çeşitli yapıştırıcılar ile doldurulup yapıştırılmıştır. Şekil 7.4'te kelebek boyutları; (w) kelebek uç genişliği, (x) kelebek orta genişliği ve (y) kelebek yarı boyu olarak gösterilmiştir.



**Şekil 7.4** Kelebek boyutları

Kelebek birleştirmelerinde, sıkı geçme ve dört yeni boşluklu geçme miktarının hasar yüklerine etkisi incelenmiştir. Yeni oluşturulan boşluk miktarları, sıkı geçirilen kelebek bağlantı elemanının boyutlarından toplam 0,1, 0,2, 0,3 ve 0,4 mm küçülterek oluşturulmuştur.

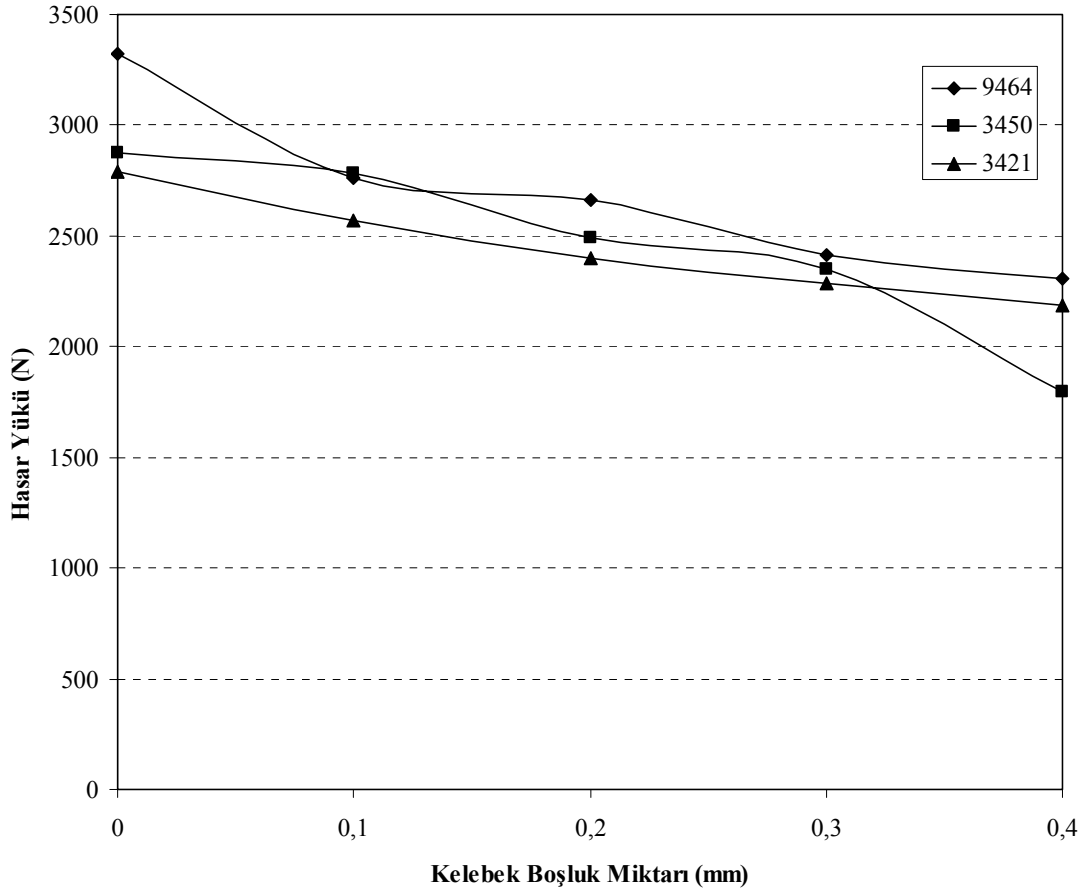
Oluşturulan toplam sıkı geçme dahil olmak üzere beş değişik geçme boşluklarıyla yapılan birleştirmelerde üç tip yapıştırıcı kullanılmıştır. Kullanılan yapıştırıcılar macun tipinde olup Henkel-Loctite firmasından temin edilmiştir. Yüksek bağlantı mukavemeti, üniform gerilme dağılımı ve iyi boşluk doldurma gibi özelliklere sahip olmalarından dolayı macun tipinde yapıştırıcılar seçilmiştir. Bunlar; Loctite Hysol 3421, 3450 ve 9464 epoksi yapıştırıcılarıdır. Hysol 3421 orta viskoziteli genel amaçlı bir epoksi yapıştırıcısıdır. Hysol 3450 ise GRP kompozit uygulamalarında kullanılabilen ve hızlı kürleşen epoksi yapıştırıcısıdır. Hysol 9464 de kompozit veya farklı malzemelerde uygulanabilen ve güçlendirilmiş epoksi yapıştırıcısıdır. Bu çalışmada kullanılan yapıştırıcılar ve kürleşmeleri için uygulanması gereken sıcaklık değerleri ile mukavemet değerleri Tablo 7.1'de verilmiştir (Loctite Katalog, 2007). Loctite katalog verilerine göre, yapıştırılan numuneler en son mukavemet değerlerine ulaşmaları için oda şartlarında 3-4 gün bekletilmiş ve daha sonra deneyleri yapılmıştır.

**Tablo 7.1** Kullanılan yapısal yapıştırıcılar

Yapıştırıcı Tipi	Kürleşme sıcaklığı/zaman	Kesme Gerilmesi (N/mm <sup>2</sup> )	Soyulma Gerilmesi (N/mm <sup>2</sup> )
3421	23°C/240 d	23	2,5
3450	23°C/12 d	21	1,5
9464	23°C/180 d	22	10,5

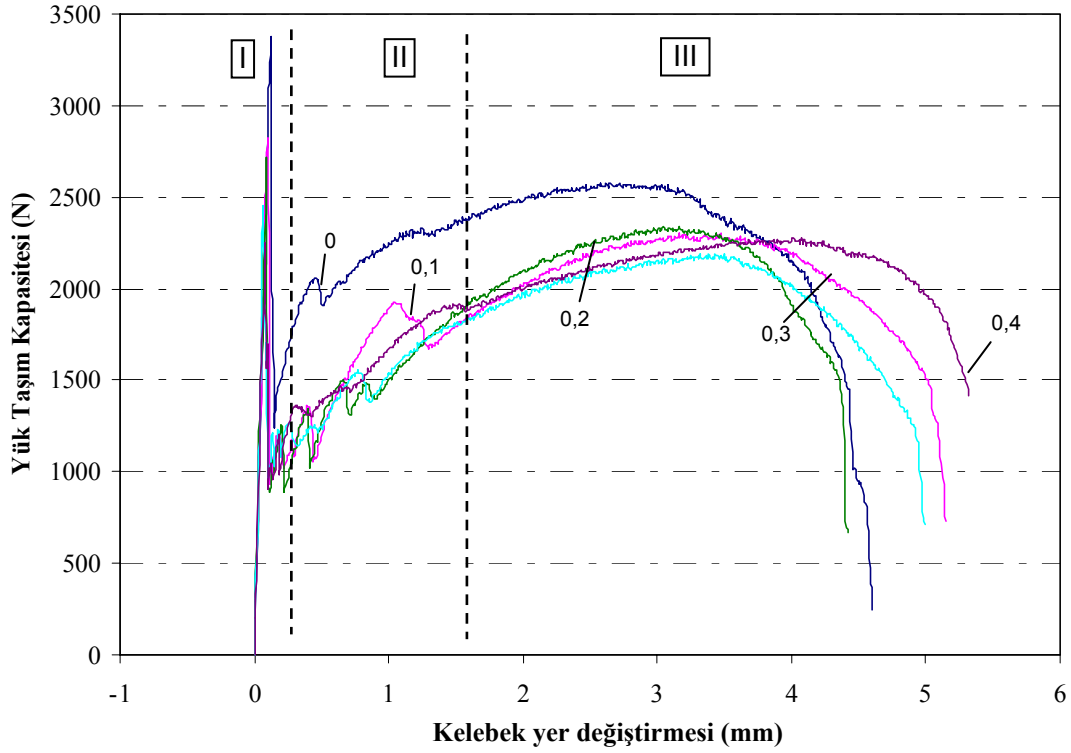
Kelebek geçme boşluk miktarlarının hasar yüklerine etkileri Şekil 7.5'de gösterilmiştir. Şekildeki yatay ekseninde gösterilen kelebek boşluğunun miktarı 0 iken birleştirmenin sıkı geçme durumunda olması ve 0,1 ile 0,4 mm arasında olması durumunda ise sıkı geçmedeki mevcut boşluğun bir o kadar daha artırılması anlamına gelmektedir. Değişik geçme boşlukları ve epoksi yapıştırıcıları ile birleştirilmiş numuneler, aynı şartlarda ve dakikada 1 mm çekme hızında deneye tabii tutulmuş ve hasarları gözlemlenmiştir. Her bir deney için en az üç numune hazırlanmış ve deneyleri yapılmıştır. Şekil 7.5'den de görüldüğü gibi, geçme boşluğu arttıkça birleştirmenin yük taşıma kabiliyeti düşmektedir. Deneyler sonucunda yapıştırıcının ve kelebek boşluğunun etkisi gözlemlenmiş olup, sıkı geçmeli ve Hysol 9464 yapıştırıcılı numunenin yük taşıma kapasitesinin, diğer boşluklu geçmeler ve yapıştırıcılar ile karşılaştırıldığında daha iyi olduğu tespit edilmiştir.





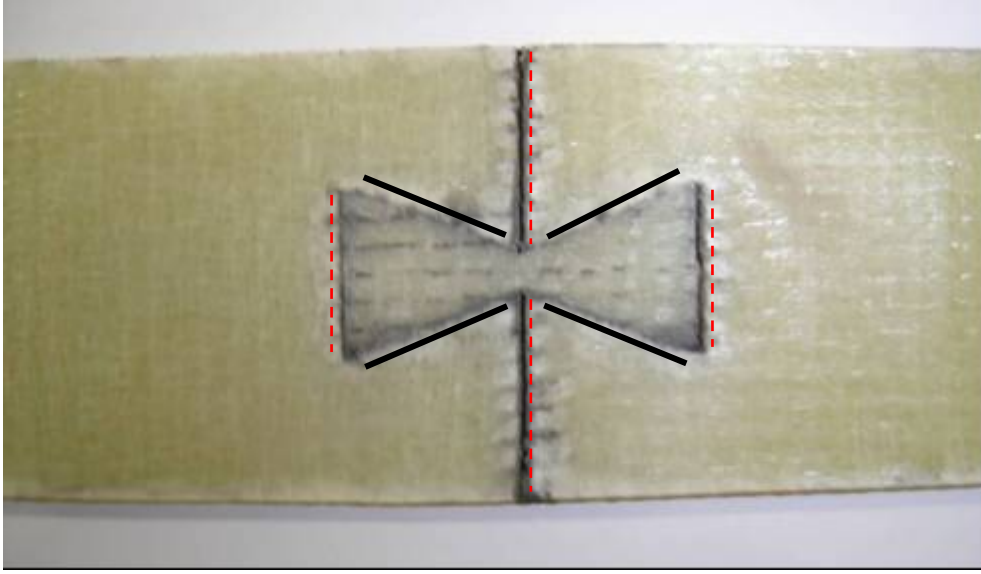
**Şekil 7.5** Kelebek boşluğunun ve yapıştırıcı çeşitlerinin hasar yüklerine etkileri

Hysol 9464 epoksi yapıştırıcısı ile güçlendirilmiş değişik boşluklu kompozit kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kabiliyetleri ile yer değiştirmeleri arasındaki ilişki detaylı olarak Şekil 7.6'da verilmiştir. Kelebek bağlantı elemanlarının boşluklu geçme miktarları grafik üzerinde gösterilmiştir. Burada, 0 geçme boşluğu kelebeğin sıkı geçme yapıldığını ve 0,1-0,4 arasında ise boşluk miktarlarının arttığını göstermektedir. Yapıştırıcı ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri üç kısımda incelenmiştir. Birinci kısımda, yapıştırıcı ile kelebekten oluşan geçmeli birleştirmede maksimum yüke ulaşıldıktan sonra yapışmış düz yüzeylerin ayrıldığı görülmüştür. İkinci kısımda ise yapıştırıcının sadece kelebeğin (1 nolu) eğik yüzeylerinde kaldığı görülmüştür. Bası ve kayma yükleri altında kalan yapıştırıcılı yan yüzeylerde oluşan, yapıştırıcı kopması nedeniyle ikinci kısımda dalgalanmalar gözlemlenmiştir. Üçüncü kısımda ise yapıştırıcı etkisini kaybedip yük sadece kelebek tarafından karşılanmış ve çok daha sonra kalıcı hasar meydana gelmiştir.



**Şekil 7.6** Hysol 9464 yapıştırıcısının yük taşıma kapasitesi-yer değiştirme ilişkisi

Şekil 7.7'de yapıştırılmış kelebek birleştirmesinin ilk hasar oluşumunun resmi gösterilmiştir. Burada Şekil 7.6'da bahsedilen I. bölgeden II. bölgeye geçiş esnasında oluşan ilk hasar gösterilmiştir. Maksimum yüke ulaşıktan sonra birleştirmenin düz yüzeylerinde (kesik çizgili kısımlarında) yapıştırıcı ayrılması gözlemlenmiştir. Daha sonra kelebek yan eğik yüzeylerinde (kalın çizgili kısımlarda) kalan yapıştırıcı, yükleme esnasında oluşan bası ve kayma gerilmeleri vasıtasıyla koparak etkisini kaybetmiş ve bundan sonra yükün taşınması kelebek vasıtasıyla olmuştur.

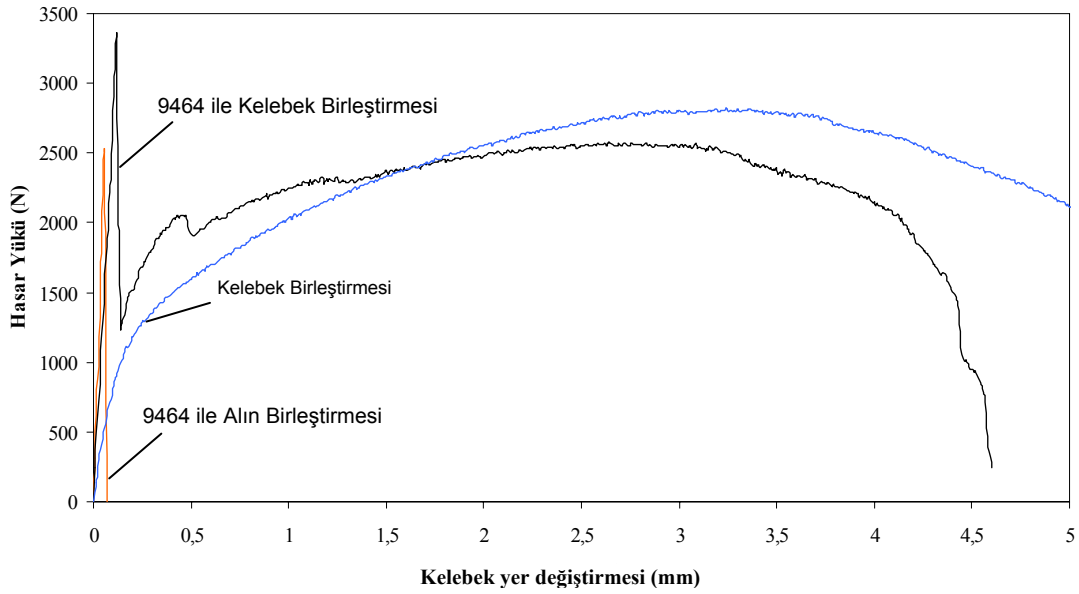


**Şekil 7.7** Yapıştırılmış kelebek birleştirmesinin ilk hasarı

Yapılan bu deneysel çalışmadan; sıkı geçmeli ve Hysol 9464 yapıştırıcılı numunelerin yük taşıma kapasitesinin, diğer boşluklu geçmeler ve diğer yapıştırıcılar ile karşılaştırıldığında daha iyi olduğu sonucuna varılmıştır.

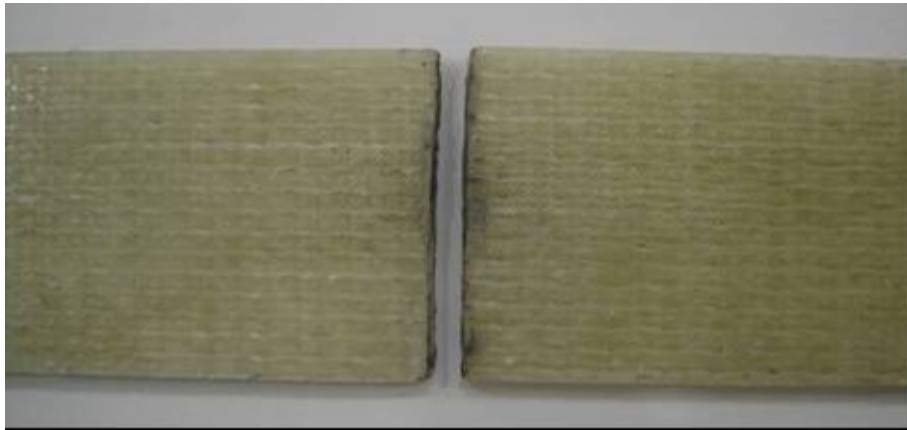
### **7.3. Kelebek ile Alın Birleştirmelerinin Hasar Yükleri Açısından Karşılaştırılması**

Yük taşıma kapasiteleri ve yük taşıma yer değiştirmeleri açısından kelebekli birleştirmelerinin aynı koşullarda yapılmış alın birleştirmeleri ile karşılaştırmaları Şekil 7.8'de gösterilmiştir. Yapıştırıcı olarak daha önce belirlenen Hysol 9464 epoksi yapıştırıcısı kullanılmıştır. Kelebek birleştirmeler sıkı geçme şeklinde yapılmıştır. Alın birleştirmelerinde ise yapıştırma kalınlığı kelebek sıkı geçme boşluğuna eşdeğerde yapılmıştır. Statik hasar deneyleri aynı şartlar altında ve en az üç defa tekrarlanmıştır. Şekil 7.8'den görüldüğü gibi, alın birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri, kelebekli birleştirmelerden daha düşüktür. Aynı zamanda alın birleştirmelerinin yer değiştirmeleri de oldukça küçüktür. Bundan dolayı; alın birleştirmelerinde yapıştırıcının ani kopmasıyla en büyük hasar oluşumu gerçekleşir. Kelebekli bağlantıların yük taşıma ömürleri ise oldukça yüksektir. Şekil 7.8'den de görüldüğü gibi, alın birleştirmelerde yük altında lineer deformasyon oluştuktan sonra ani olarak kopma hasarı meydana gelmektedir. Yapıştırılmış kelebekli birleştirmelerde ise önce lineer deformasyon daha sonra ise non-lineer deformasyon oluşmuş ve daha sonra da hasar oluşmuştur.



**Şekil 7.8** Alın ve kelebek birleştirmelerinin hasar yüklerine karşı yer değiştirmeleri

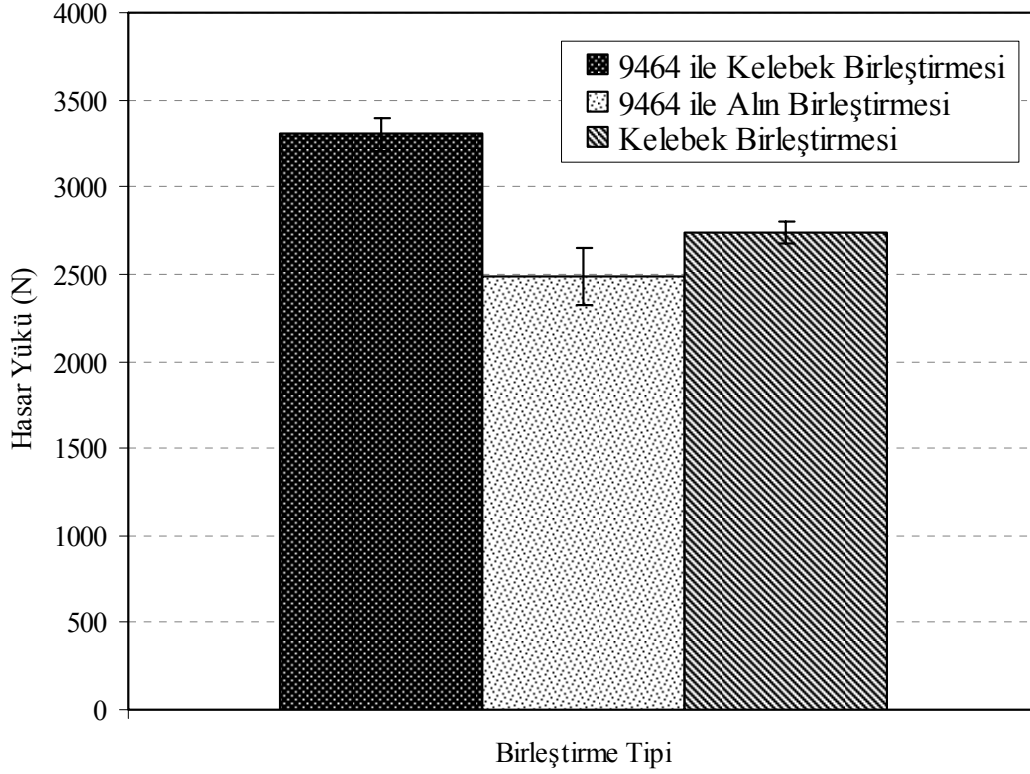
Alın birleştirmesinde meydana gelen yapıştırıcı ayrılması hasarı Şekil 7.9'da gösterilmiştir. Alın birleştirmelerinde ani kopmalardan dolayı tamiri mümkün olmayacak büyük hasarlara yol açılabilir. Eğer birleştirme kelebek şeklinde mekanik bir bağlantı ile güçlendirilirse ani oluşabilecek veya tamiri mümkün olmayan hasarlar engellenip kompozit yapıların servis ömürleri arttırılabilir ve tamirat için de zaman kazanılabilir.



**Şekil 7.9** Alın birleştirmesinde yapıştırıcı hasarı

Değişik birleştirme tiplerinin hasar yükü karşılaştırması Şekil 7.10'da sütun grafik olarak da gösterilmiştir. Bu karşılaştırmaya göre en az yük taşıma kapasitesi alın birleştirmelerinde tespit edilmiştir. Yapıştırıcı ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmelerinin maksimum hasar yüklerinin, sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum hasar yüklerinden daha yüksek

olduğu gözlemlenmiştir. Deneilerin hata aralığının yapıştırıcının olması durumunda daha da arttığı görülmüştür. Yapıştırma bağlantıları, yapıştırma işçiliğinin kalitesi, yapıştırma yüzeylerinin temizliği, yapıştırıcının kalitesi, kürleşme zamanı ve ortam şartları gibi etkenlerden etkilendiği için hata aralığının arttığı düşünülebilir.



**Şekil 7.10** Birleştirme tiplerinin karşılaştırılması

Yapılan bu deneysel çalışmadan şu sonuçlar elde edilmiştir. Alın birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri ve yer değiştirmeleri kelebekli birleştirmelerden daha düşüktür. Alın birleştirmelerde ani kopmalardan dolayı tamiri mümkün olmayacak büyük hasarlara yol açılabilir. Eğer birleştirme kelebek bağlantı elemanı gibi mekanik bir bağlantı ile güçlendirilirse ani oluşabilecek veya tamiri mümkün olmayan hasarlar engellenip kompozit yapıların servis ömürleri arttırılabilir ve tamirat için de zaman kazanılabilir. Bu durum bir avantaj olarak görülebilir.

#### 7.4. Kelebek Birleştirmelerinin Yama ile Takviyelendirilmesi

Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin statik mukavemetlerini daha da arttırmak için yama plakaları kullanılmıştır. Yama plakaları ile takviyelendirilmiş kelebek birleştirmesi, Şekil 7.11'de gösterildiği gibi 40x40 ebatlarında ve kare şeklinde olan yama plakalarının,

yapıştırılmış kelebekli numunenin birleşme bölgesinin her iki tarafına epoksi yapıştırıcısı ile yapıştırılmasıyla elde edilmiştir. Yama plakalarının kelebekli geçme birleştirmesi yapılan birleştirilmiş numunelere yapıştırılmasında daha önceki çalışmalarda da en iyi mukavemet değerlerini veren Loctite 9464 epoksi yapıştırıcısı kullanılmıştır.



**Şekil 7.11** Yamalı kelebek birleştirmesinin yapım şekli

Yapışmanın tam sağlanabilmesi için yama plakalarının yapıştırılacak yüzeyleri ve birleştirilmiş numunelerin birleşme bölgelerinin her iki yüzeyleri keçe ile tıraşlanmıştır. Böylelikle yapıştırıcı ile kompozit yüzey arasında bağ kurulmasını engelleyen veya zayıflatan parlak ve kaygan yüzey tabakası yok edilmiştir. Yapıştırılan takviye yama plakalarının kelebek birleştirme bölgesinin tam üzerinde olabilmesi için, yama plakaları yapıştırılmadan önce kelebek ile birleştirilmiş numunelerin her iki tarafındaki yerleri markalanmıştır. Markalama işleminden sonra, macun şeklindeki epoksi yapıştırıcısı bir spatula yardımıyla hem kelebek bağlantı yüzeyine hem de yama yüzeyine uygulanmıştır. Yapılan tüm yamalı kelebek birleştirmelerinin yapıştırma işlemi, yama plakaları ile numune yüzeyleri arasındaki yapışkan kalınlığının aynı olabilmesi için Şekil 7.12'de gösterilen pres yardımıyla 0,3 MPa basınç altında yapılmıştır.



**Şekil 7.12** Yama yapıştırma işleminde kullanılan pres

Yamalı kelebek birleştirmelerinin deneylerinde kullanılan yarım numuneler ve kelebek bağlantı elemanları,  $[(0/90)_8]_s$  tabakalı kompozit plakalardan su jeti ile kesilerek hazırlanmıştır. Yama plakaları ise tek yönlü olarak  $0^\circ$  oryantasyon açılarında 2, 4, 6, 8, 10, 12, 14 ve 16 tabaka sayılı kompozit plakalardan kesilmiştir. Yama plakalarının fiber doğrultuları numunelerin çekme yönünde olacak şekilde yapıştırma işlemi gerçekleştirilmiştir. Şekil 7.13'de değişik tabaka sayılarında üretilmiş olan yama plakalarıyla yapılmış yamalı kelebek birleştirmeleri gösterilmiştir.

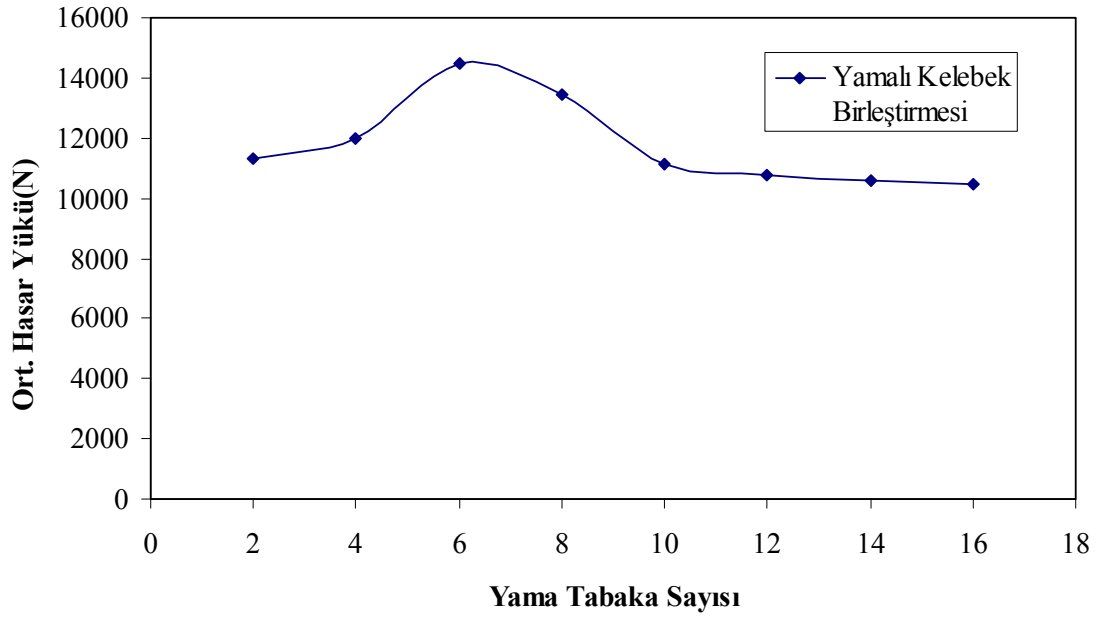


**Şekil 7.13** Kelebek birleştirmelerinin farklı tabaka sayılarında yamalar ile güçlendirilmesi

Yamalı kelebek birleştirmelerinin statik çekme testleri 1 mm/d'lık çekme hızında yapılmıştır. Çekme deneyleri oda şartlarında gerçekleştirilmiştir. Her iki taraftan yama ile takviyelendirilmiş kelebek birleştirmelerinin tabaka sayıları farklı olan yama plakaları ile yapılan deneylerden elde edilen hasar yükü değerlerinin birbiriyle karşılaştırılması Tablo 7.2'de verilmiş ve yama tabaka sayısına bağlı olarak hasar yükü değerlerinin değişimleri Şekil 7.14'te gösterilmiştir. Burada 6 tabakalı yamalar için elde edilen hasar yükü değerlerinin diğer farklı tabakalı yamalar ile elde edilen hasar yükü değerlerinden daha büyük olduğu görülmüştür. Deneyler en az üç kere yapılmıştır. Eğer yapılan deney sonucu bir önce yapılan deney sonuçlarından çok farklı değerlerde elde edilmişse yapılan deneyler tekrarlanmıştır. 16 tabakalı yama plakaları ile takviye edilmiş kelebek birleştirmelerinin hasar yükü değerleri ise en küçük olarak tespit edilmiştir. En büyük ortalama hasar yükü 6 tabakalı ve 1,3mm kalınlığındaki yama plakaları ile elde edildiği için bundan sonraki çalışmalarda sadece bu yama plakaları ile yapılan birleştirmeler dikkate alınmıştır.

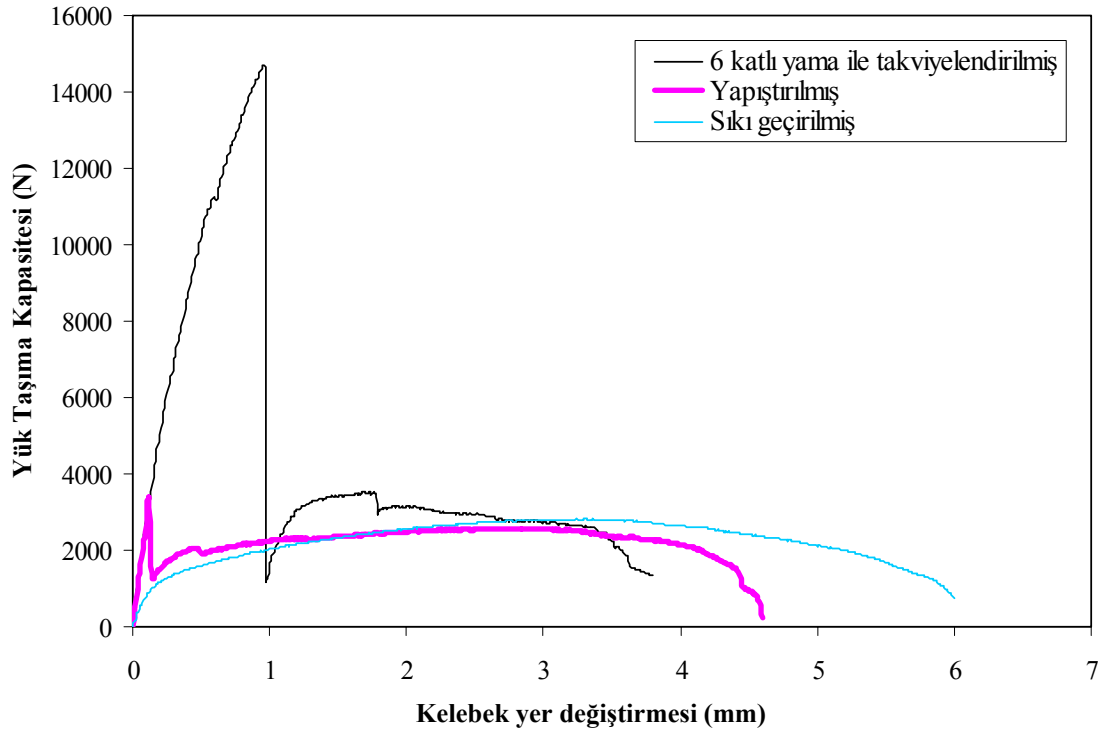
**Tablo 7.2** Yamalı kelebek birleştirmelerinde yama tabaka sayısının hasar yüküne etkisi

Yama tabaka sayısı	Hasar Yükü (N)	Ortalama Hasar Yükü (N)
2	11292	11307
	11641	
	10987	
4	12946	11999
	10930	
	12123	
6	14427	14617
	14242	
	15182	
8	13036	13432
	12265	
	14997	
10	12253	11128
	11058	
	10073	
12	10440	10744
	10739	
	11052	
14	10529	10612
	10853	
	10455	
16	10473	10455
	10681	
	10210	

**Şekil 7.14** Farklı yama tabaka sayısına bağlı olarak elde edilen ortalama hasar yükü değerlerinin değişimleri



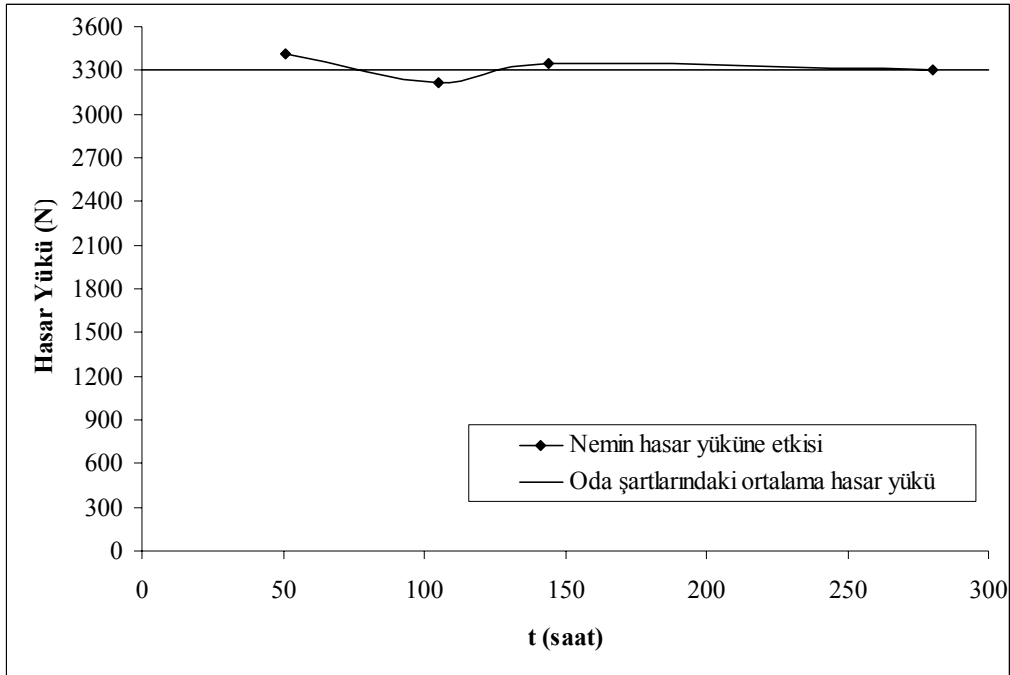
Sıkı geçirilmiş kelebek bağlantıları ile güçlendirilmiş kelebek bağlantılarının karşılaştırılması Şekil 7.15'de gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi, en büyük yük taşıma kapasitesi 6 katlı yama ile takviyelendirilmiş kelebek birleştirmesinden elde edilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmesinin yük taşıma kapasitesi ise yapıştırılmış kelebek birleştirmesinden bile daha küçük olarak bulunmuştur. Yapıştırılmış ve yamalı kelebek birleştirmelerinin yük-yer değiştirme değişimlerine bakıldığında ilk önce lineer bir artışın olduğu ve belli bir pik değerinden sonra ani bir şekilde yük taşıma kapasitelerinin düştüğü ve daha sonraki yer değiştirmelerde kelebek bağlantı elemanın sayesinde non-lineer bir değişim göstererek yükün yavaş yavaş düştüğü belirlenmiştir. Kelebek bağlantı elemanı sadece sıkı geçme şeklinde birleştirilmişse yük-yer değiştirme ilişkisinde ani değişimlerin olmadığı tespit edilmiştir. Yapıştırılmış ve yamalı kelebek birleştirmelerinde yapıştırıcının etkileri yok olduktan sonra birleştirmelerin yük değerlerinin sanki sıkı geçme yapılmış kelebek birleştirmeleri ile aynı değerlerde olduğu tespit edilmiştir. Yüksek yük taşıma kapasitelerinde ani yük taşıma kapasite düşmelerine bağlı olarak yamalı kelebek birleştirmelerinin hasar durumu, yapıştırılmış kelebek birleştirmelerine göre daha önce oluşmuştur. Şekilden görüldüğü gibi daha uzun yer değiştirmenin olduğu sıkı geçme birleştirmelerinde ise hasar durumu diğer birleştirmelere göre en geç oluşmuştur.



**Şekil 7.15** Sıkı geçirilmiş kelebek bağlantıları ile güçlendirilmiş kelebek bağlantılarının karşılaştırılması

### 7.5. Kelebek Birleştirmelerinin Nem Etkisi

Kelebek birleştirmelerinin nem etkisi kelebek bağlantı elemanlarının yapıştırılmasıyla oluşan birleştirmelerde incelenmiştir. Yarım numunelerin ve kelebek bağlantı elemanlarının kompozit tabaka sayıları 16 ve fiber oryantasyon açıları  $0^{\circ}/90^{\circ}$  olarak alınmıştır. Yapıştırıcı olarak Loctite 9464 kullanılmıştır. Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin hasar yüklerine nemin etkisinin değişimi Şekil 7.16'da gösterilmiştir. Numunelerin deneyleri %90 bağıl nem ortamında ve 280 saate kadar bekletilerek yapılmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi değişik bekleme sürelerinde ve nemli ortamda elde edilen hasar yükü değerlerinin oda şartlarında elde edilen ortalama hasar yükü değerine eşit değerlerde olduğu tespit edilmiştir. Numunelerin yaklaşık on iki gün nemli ortamda kalmasına rağmen nemin yani nemden dolayı kaynaklanan suyun kompozit malzemeye emilimi gerçekleşmemiştir. Böylelikle nemli ortamda bekletilen numunelerin nemden etkilenmediği veya etkisi ihmal edilebilecek kadar az etkilendiği ortaya çıkmıştır.



Şekil 7.16 %90 Nem değerinde Loctite 9464 ile yapıştırılmış kompozit kelebek birleştirmelerine ait hasar yüklerinin değişimi

### 7.6. Kelebek Birleştirmelerinin Su Alma Özelliği

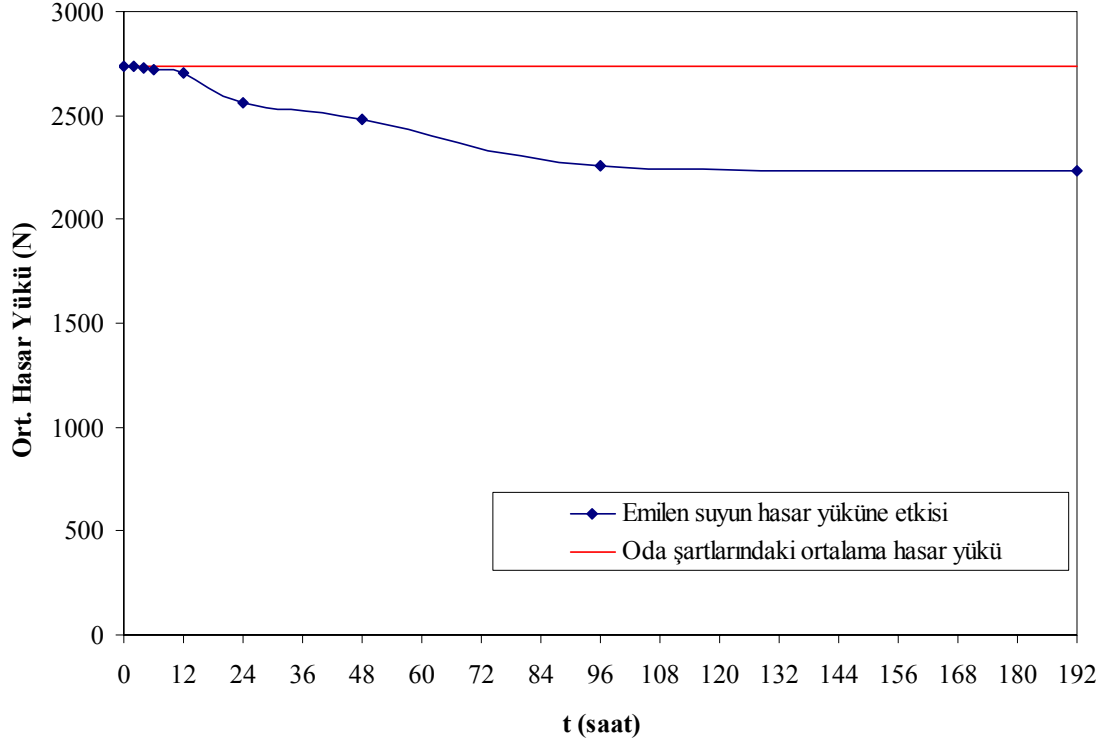
Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin su alma özelliğinin incelenmesi için deney numuneleri, Şekil 7.17'deki gibi su dolu bir kabın içerisinde 192 saat bekletilmiştir. Deneyler

oda şartlarında yapılmıştır. Numunelerin maksimum su alma özelliğini tespit edebilmek için kelebek geçme bağlantısı uygulanırken yapıştırıcı kullanılmamıştır.



**Şekil 7.17** Kelebek birleştirmelerinin su içinde bekletilmesi

Böylelikle hem kelebek bağlantı elemanın hem de yarım numunelerin tüm yüzeylerinin su etkisi altında kalması sağlanmıştır. Kompozit numune malzemelerinin alt ve üst yüzeyleri imalat esnasında epoksi ile kaplandığı için suyun bu yüzeylerden emilimi olmamıştır. Yarım numunelerin ve kelebek bağlantı elemanlarının kompozit plakalardan kesilerek çıkartılmasından dolayı kenar yüzeylerini kaplayan epoksi tabaka yok edilmiştir. Suyun numune içerisine emilimi, kesilmeden dolayı kenar yüzeylerinde görünen cam elyaf kesitleri tarafından zaman içerisinde meydana gelmiştir. Numunelerin su alma özelliği, cam elyafların etrafında oluşabilen boşluklardan suyun emilimi ile bu su kütlesinin cam elyaf ile matris ara yüzeyine yerleşmesiyle oluşmuştur. Bu cam elyaf ile matris ara yüzeyine yerleşen su miktarı çekme testi esnasında yastıklama etkisi göstererek numunelerin mukavemetlerine etki etmişlerdir. Numunelerin su alma özelliğinin hasar yüklerine etkileri Şekil 7.18'de gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi zaman içinde emilen suyun miktarı arttıkça hasar yük değerlerinin yavaş yavaş düştüğü belirlenmiştir. Ancak su emiliminin aşağı yukarı eşitlendiği zaman diliminden sonra (96 saat) hasar yük değerlerinin de aynı değerlerde kaldığı tespit edilmiştir.



**Şekil 7.18** Birleştirilmiş kelebek numunelerinin hasar yüklerine emilen suyun etkisi

### 7.7. Kelebek Birleştirmelerinde Sıcaklığın Hasar Yüklerine Etkisi

Bu bölümde, şimdiye kadar yapılan deneylerden elde edilen en iyi kelebek birleştirme stilleri ele alınmıştır. Bunlar [(0/90)<sub>8</sub>]<sub>s</sub> kompozit malzemeli sıkı geçme, yapıştırılmış ve 6 tabakalı yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmeleridir. Bu üç tip kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığı üstündeki sıcaklıklardaki maksimum hasar yük değerleri incelenmiştir. Deneyler, numunelerin aynı sıcaklıkta en az 2 saat bekletilmesinden sonra yapılmıştır.

Değişik kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığı (T=23°C) üstündeki sıcaklıklardaki hasar yükleri Tablo 7.3'de verilmiştir. Elde edilen deneysel verileri karşılaştırabilmek için deneyler hep aynı çekme hızında (1 mm/d) yapılmıştır. Her kelebek birleştirmesi için tabloda verilen ortalama hasar yükleri incelendiğinde; sıcaklığın artmasıyla hasar yüklerinin de düştüğü belirlenmiştir. Tüm kelebek birleştirmeleri için en düşük hasar yükü değerlerinin sıcaklığın 100°C olduğu zamanlarda elde edildiği tespit edilmiştir.

**Tablo 7.3** Kelebek birleştirmelerinin 50, 75 ve 100°C'lerdeki hasar yüklerinin değerleri

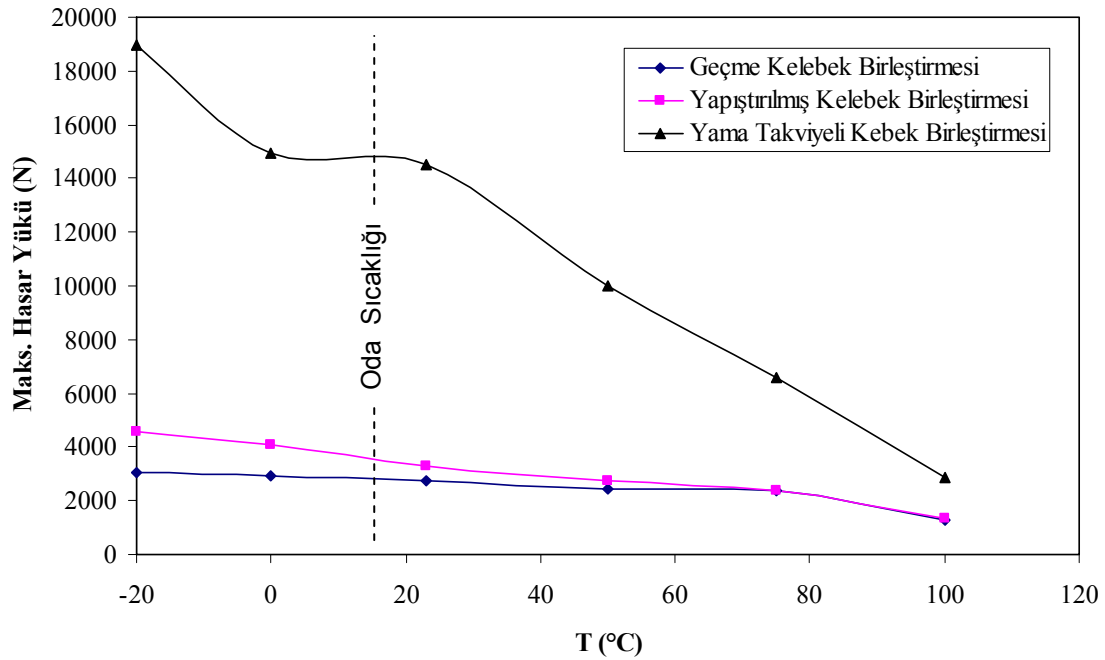
Sıcaklık	Deney	Maksimum Hasar Yüğü (N)		
		Geçme Kelebek Birleştirmesi	Yapıştırılmış Kelebek Birleştirmesi	Yama Takviyeli Kelebek Birleştirmesi
T=50°C	1	2354	2473	9912
	2	2561	3144	10254
	3	2440	2585	9855
	Ortalama	2452	2734	10007
T=75°C	1	2544	2607	5833
	2	2394	2195	7410
	3	2137	2310	6500
	Ortalama	2358	2371	6581
T=100°C	1	1319	1168	3403
	2	1101	1464	2526
	3	1368	1391	2645
	Ortalama	1263	1341	2858

Birleştirmelerin soğuk şartlardaki çalışma performanslarını tespit edebilmek için numuneler aynı sıcaklıkta en az 2 saat bekletildikten sonra deneyler yapılmıştır. Değişik kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığı altındaki sıcaklıklardaki hasar yükleri Tablo 7.4'de verilmiştir. Tablodan da görüldüğü gibi, sıcaklık düştükçe hasar yüklerinin arttığı tespit edilmiştir. Buna göre birleştirmelerin -20°C'deki çalışma performansları, diğer sıcaklıklardaki çalışma performanslarından daha iyi olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 7.4** Kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığında, 0 ve -20°C'lerdeki hasar yüklerinin değerleri

Sıcaklık	Deney	Maksimum Hasar Yüğü (N)		
		Geçme Kelebek Birleştirmesi	Yapıştırılmış Kelebek Birleştirmesi	Yama Takviyeli Kelebek Birleştirmesi
T=24°C (Oda sıcaklığı)	1	2770	3130	14427
	2	2690	3300	14242
	3	2750	3480	15182
	Ortalama	2740	3300	14500
T=0°C	1	2846	3294	14799
	2	3004	4450	15004
	3	2909	4535	15095
	Ortalama	2920	4093	14966
T=-20°C	1	3130	5092	17915
	2	2949	4193	18914
	3	3050	4413	19969
	Ortalama	3043	4566	18933

Değişik sıcaklıklar altında birleştirilmiş kelebek numunelerinin hasar yüklerinin değişimleri Şekil 7.19'da gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi, genel olarak sıcaklığın artmasıyla hasar yük değerlerinin düştüğü tespit edilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinde sıcaklığın artmasıyla oluşan yük düşümünün diğer birleştirilmiş kelebek birleştirmelerinin yük düşümlerinden daha küçük olduğu belirlenmiştir. Yamalı ve yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinde yapıştırıcının etkisinden dolayı yüksek hasar yükü düşümleri meydana gelmiştir. Oda sıcaklığı üstündeki yüksek sıcaklıklarda yapılan deneylerden, matris malzemesinin yumuşamasından dolayı numunelerin birleşme bölgelerinde oluşan kilitleme işleminin zayıfladığı veya bir başka deyişle kelebek bağlantı kilidini tutan numunelerin eğimli kol kısımlarının daha çok açıldığı gözlemlenmiştir. Böylelikle birleştirmelerin yük taşıma kapasitelerinin de düştüğü deney verileriyle tespit edilmiştir. Oda sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda ise matris malzemesinin oda sıcaklığı üstündeki sıcaklıklara göre daha sert bir yapıda olmasından dolayı numunelerin eğimli kol kısımlarının kelebek bağlantı elemanlarına daha çok tuttuğu yani kilitleme işleminin daha sağlam olduğu belirlenmiştir. Şekilden görüldüğü gibi oda sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda yapıştırıcının da etkisiyle yük taşıma kapasiteleri daha çok artmıştır.



Şekil 7.19 Birleştirilmiş kelebek numunelerinin hasar yüklerine sıcaklığın etkisi

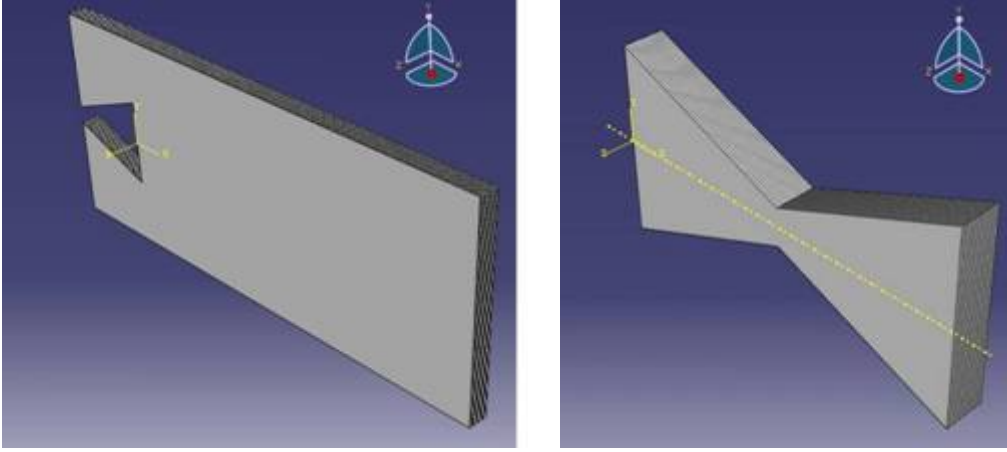
## 8. KELEBEK BİRLEŞTİRMELERİNDE SONLU ELEMANLAR METODU İLE GERİLME DAĞILIMLARININ BULUNMASI

Bu bölümde, kelebek bağlantı elemanı ile alın altına birleştirilmiş kompozit yapıların yük taşıma kapasiteleri sonlu elemanlar metodu ile incelenmiştir. Sonlu elemanlar metodu bir bilgisayar programı yardımıyla yapılan nümerik çözümlene analizidir. Sonlu elemanlar metodu ile yapılan nümerik çözümlenmede Abaqus 6.8 ticari paket programı kullanılmıştır. Yapılan deneysel çalışmaların sonuçları nümerik analizle desteklenmiştir. Ayrıca nümerik ve daha önce yapılan deneysel çalışmaların sonuçları göz önüne alınarak kelebek bağlantı elemanının geometrik yapısı geliştirilmiştir. Geliştirilen kelebek bağlantı elemanlarının yük taşıma kapasitesindeki değişimleri nümerik olarak incelenmiştir. Kelebek şekilli bağlantı elemanları, kompozit plakaları alın altına birleştirmek için, sıkı geçme yöntemiyle kullanılmıştır.

### 8.1. Sonlu Elemanlar Metodu

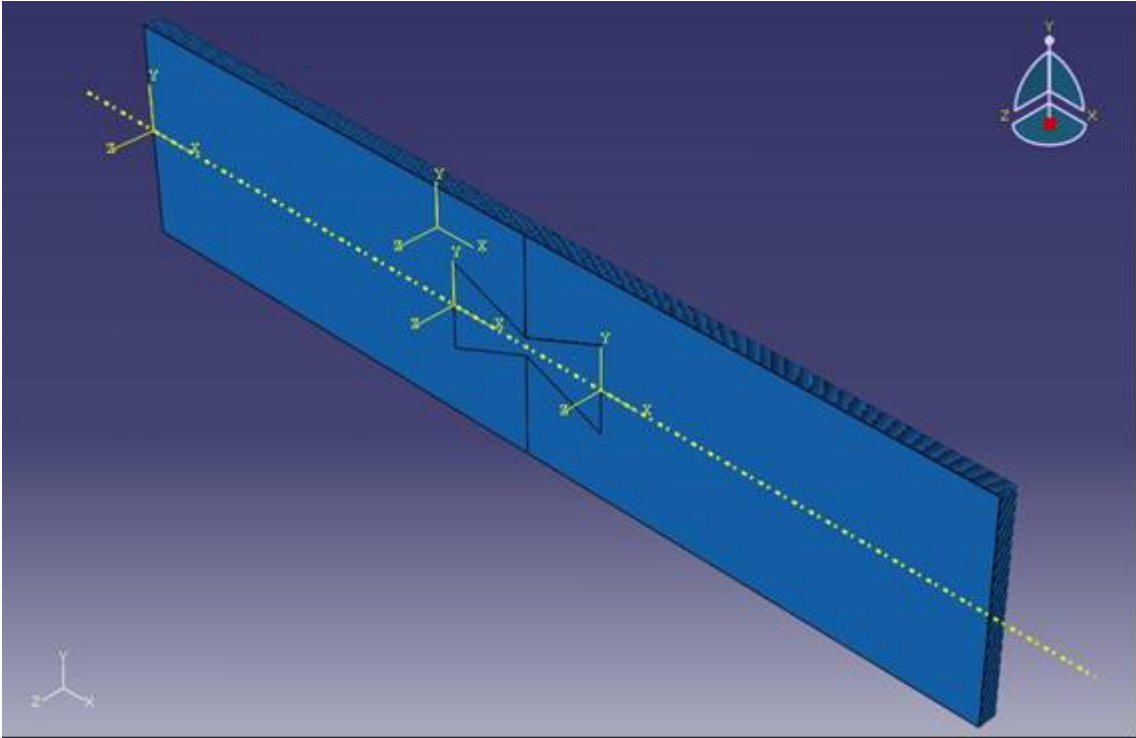
Sonlu elemanlar metodunda (FEM) modeller elemanlara bölünür. Bu elemanlar belli noktalardan birbirleriyle bağlanır. Bu birleşme noktalarına düğüm (node) denir. Katı modellerde her bir elemandaki yer değiştirmeler doğrudan düğüm noktalarındaki yer değiştirmelerle ilişkilidir. Düğüm noktalarındaki yer değiştirmeler ise elemanların gerilmeleriyle ilişkilidir. Sonlu elemanlar metodu yük altındaki bir modelin düğümlerindeki yer değiştirmelerini ve dolayısıyla gerilme dağılımlarını çözmeye çalışır.

Abaqus paket programının işleyişini bir örnek üzerinde kısaca anlatmak gerekirse; ilk önce Şekil 8.1'de gösterilen kompozit yarım numuneler ile kompozit kelebek parçaları modellenmiştir. Parçaların modellenmesinden sonra ayrı ayrı parçalara malzeme özellikleri atanmıştır. Kullanılan kompozit malzeme tabakalı bir yapıya sahip olduğu için 16 tabaka yığını tanımlanmış ve kompozit oryantasyon yönleri belirtilmiştir.



**Şekil 8.1** Parçaların modellenmesi

Malzeme ve kesit atamalarından sonra oluşturulan üç farklı parça modelleri montaj sayfasına alınarak Şekil 8.2'de gösterildiği gibi montajlanmıştır. Montajlama işlemi biter bitmez parçaların temas yüzeylerinin özellikleri temas sayfasından atanmıştır.

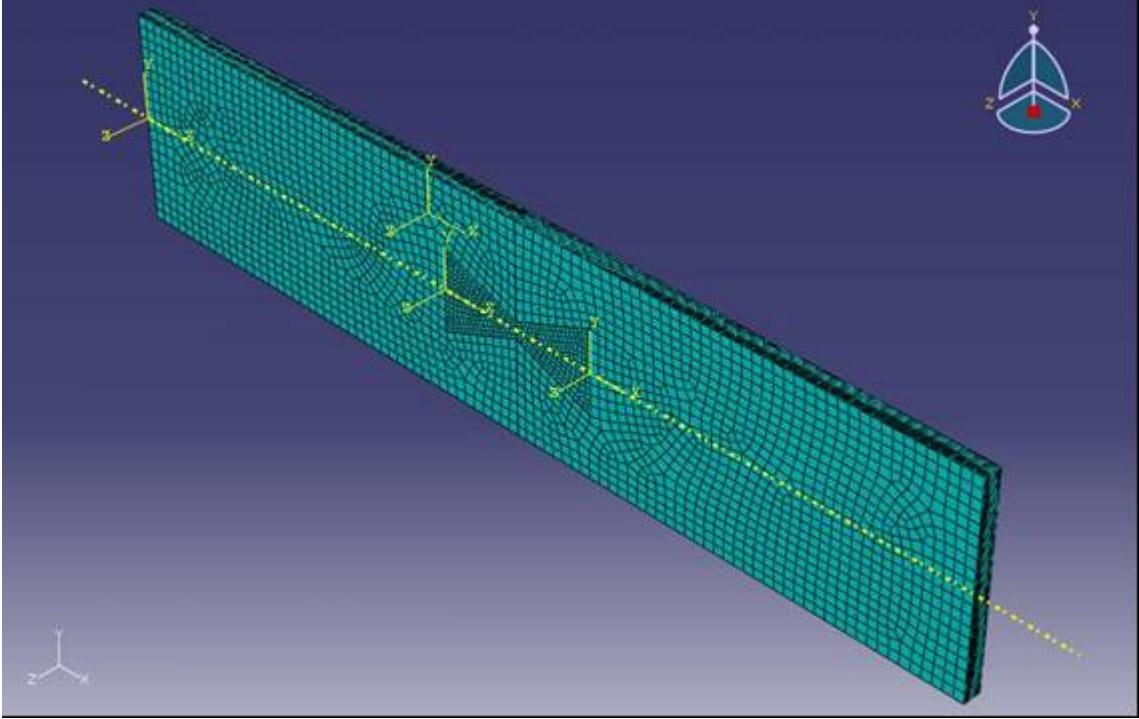


**Şekil 8.2** Parçaların montajlanması

Montajı tamamlanan modeli yük koşulu altında çözümleyebilmek için Şekil 8.3'de gösterildiği gibi sonlu elemanlar ağı oluşturulmuştur. Burada kelebeğin sonlu elemanlar ağı, gerilme değerlerinin daha hassas bulunabilmesi için daha küçük seçilmiştir. Nümerik analizde kelebeğin geometrik etkisi incelendiğinden dolayı elde edilen sonuçların kullanılan



sonlu elemanlar ağlarının boyutlarından etkilenmemesi için tüm modellerde aynı boyutlara sahip elemanlar kullanılmıştır.



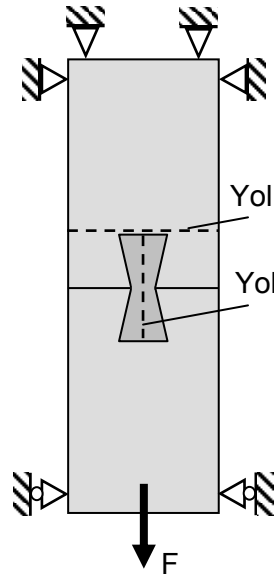
**Şekil 8.3** Sonlu elemanlar ağının oluşturulması

Montajlı modelin bir ucunu her üç yönde de öteleme ve dönme hareketi yapmayacak şekilde sabitledikten sonra diğer ucundan 1 yönünde bir kuvvet ile çeki gerilmesi uygulanmıştır. Çözüm tamamlandıktan sonra Von Mises akma kriterine göre model üzerindeki gerilme dağılımları Şekil 8.4'de gösterildiği gibi hem sayısal değer olarak hem de renksel olarak elde edilmiştir.



Yapılan bu çalışmada, sonlu elemanlar yöntemiyle de elde edilen en iyi kelebek birleştirme geometrisini genel olarak koruyarak küçük geometrik değişikliklerle yeni bağlantı sistemleri yapılmıştır. Burada seçilen en iyi kelebek bağlantı elemanının kelebek uç genişliği (w) 16 mm, kelebek orta genişliği (x) 3,2 mm ve kelebek yarı boyu (y) 16 mm'dir. Kelebek geometrisi geliştirilen modeller sırasıyla; temel model, yuvarlatılmış model, takviyeli model ve kum saati modelidir. Ayrıca, aynı kompozit yarım numunelerinin iki adet yan yana konumlandırılmış kelebek bağlantı elemanı ile birleştirilmesi durumunda oluşabilecek yük taşıma kapasiteleri nümerik olarak incelenmiştir. Numune genişliğinin sabit 40 mm olmasından dolayı temel kelebek modelinin kelebek orta genişliği (x) sabit tutularak kelebek uç genişliği (w) yarıya indirilmiştir.

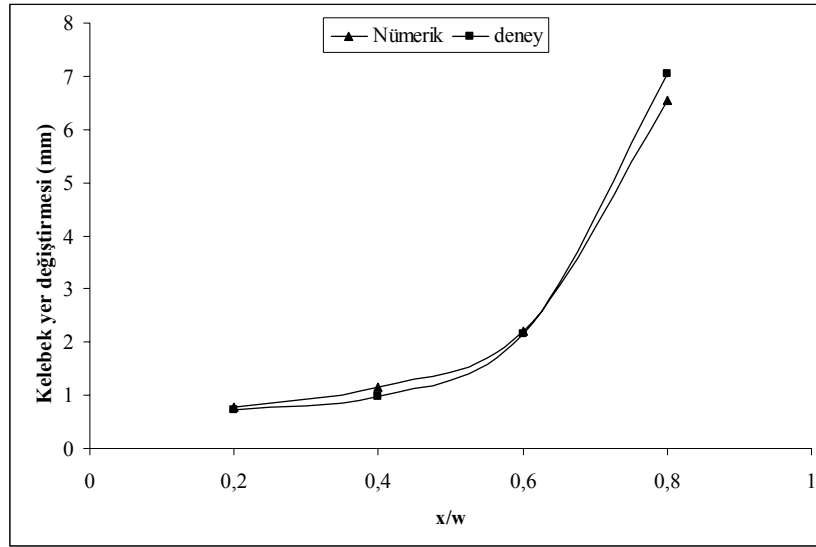
Kelebek bağlantı elemanı ile birleştirilmiş numuneler üç boyutlu olarak modellenmiştir. Kelebek bağlantı elemanlarının geometrileri değiştirildiğinden dolayı kelebek üzerindeki gerilmelerin bilinmesi ve oluşabilecek hasar yerlerinin belirlenebilmesi, yapının güvenilirliği için önem arz etmektedir. Bundan dolayı kelebek bağlantı elemanlarına, yarım numunelerden daha sıkı bir çözüm ağı yapılmıştır. Çeşitli geometrilerdeki kelebek birleştirmelerde oluşan gerilme dağılımlarını karşılaştırabilmek için Şekil 8.5'de de gösterildiği gibi biri kelebek orta ekseninden (Yol 1) diğeri ise yarım numunenin kelebeğe yakın bölgesinden (Yol 2) olmak üzere aynı hat üzerindeki gerilmeler ele alınmıştır.



**Şekil 8.5** Nümerik çözümlemede gerilme dağılım yolları

## 8.2. Sonlu Elemanlar Metodu ile Elde Edilen Sonuçlar

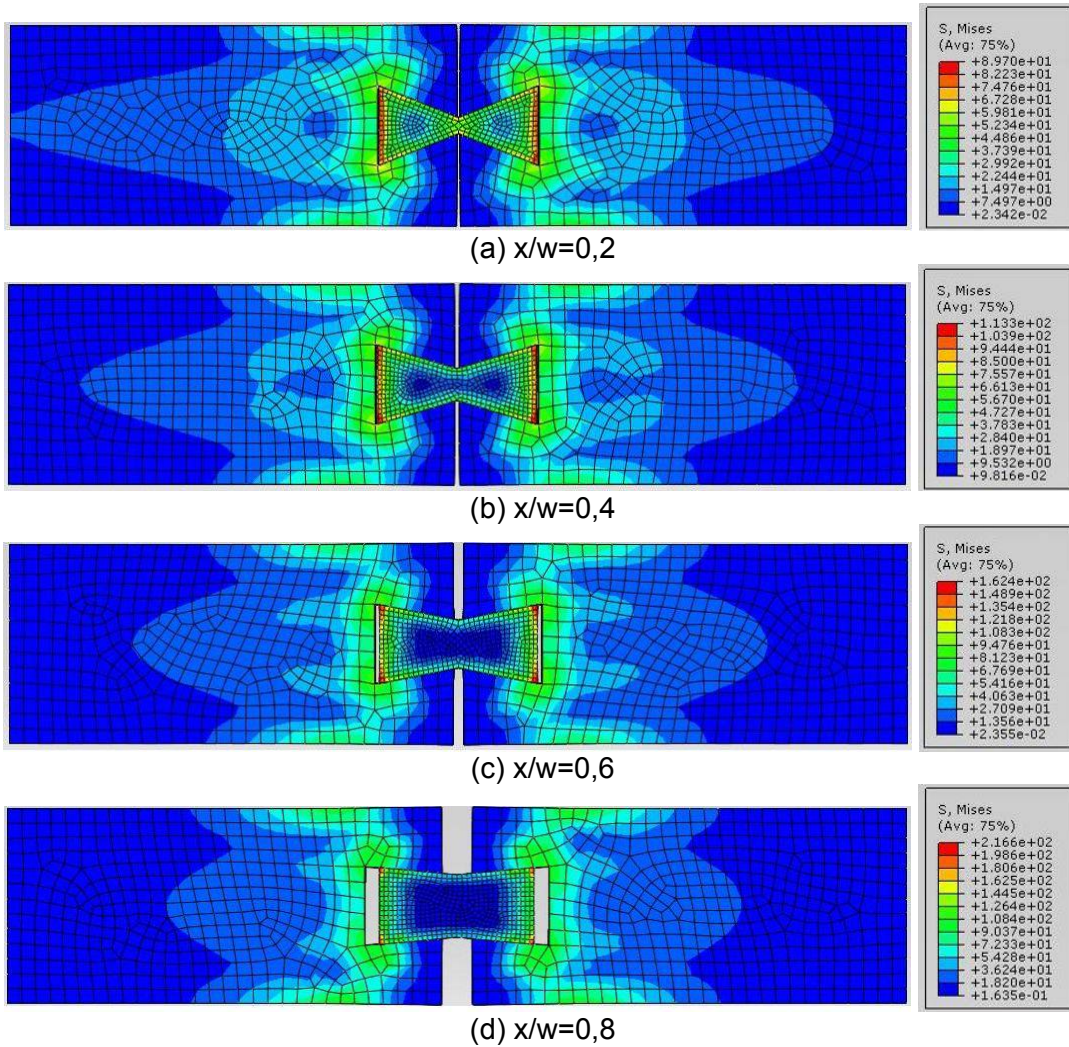
Gerilme analizlerinden oluşabilecek hasar şekillerini ve yük taşıma kapasitelerini belirleyebilmek için sonlu elemanlar metodu programında kullanılan yük değeri, kelebek birleştirmelerinin hasara uğramadığı yük değerleri içerisinde 800 N olarak seçilmiştir. Şekil 8.6'da kelebek birleştirmelerinin (w/b) oranının 0,4 sabit değerlerinde ve değişik (x/w) oranlarında iken deneylerden ve nümerik çözümlerden elde edilen toplam kelebek yer değiştirme değerlerinin karşılaştırılması gösterilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi deneysel olarak elde edilen değerlerin, nümerik olarak elde edilen değerlere oldukça yakın olduğu tespit edilmiştir. Böylelikle deney sonuçlarının nümerik çözümlene yöntemi ile desteklendiği görülmüştür.



**Şekil 8.6** Sonlu elemanlar metodu sonuçlarıyla deney sonuçlarının karşılaştırılması

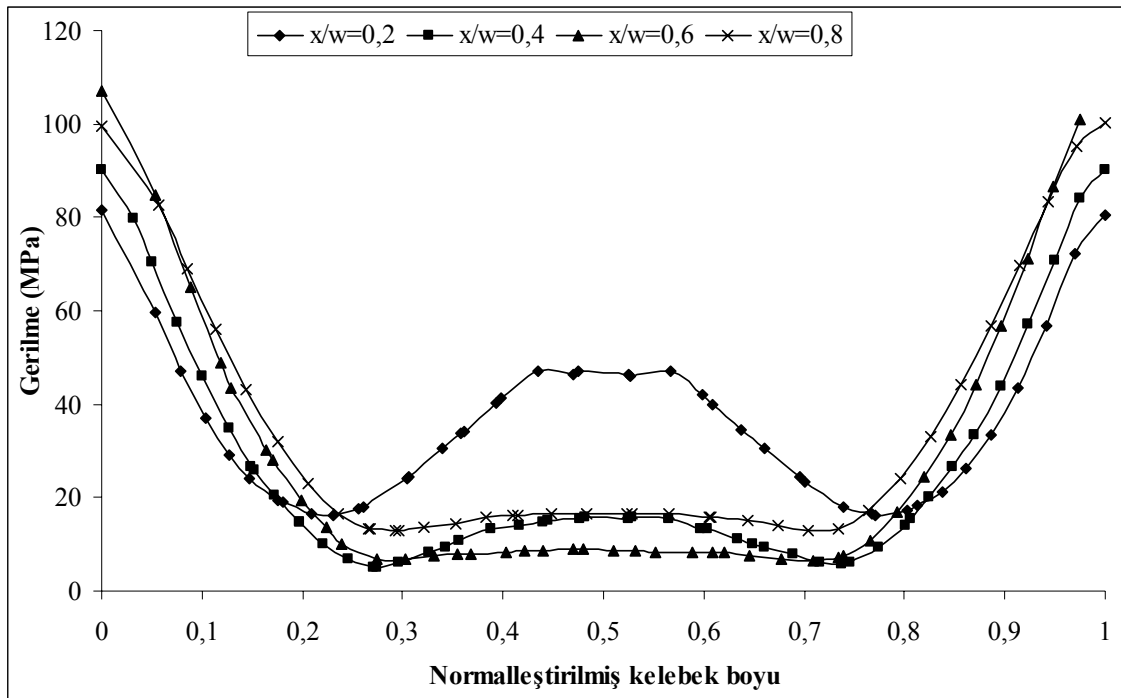
(w/b) oranının 0,4 sabit değerlerinde ve değişik (x/w) oranlarında olan kelebek birleştirmelerinin gerilme dağılımları Şekil 8.7'de gösterilmiştir. Aynı yük altında yapılan gerilme analizlerinden elde edilen gerilme değerleri farklı kelebek geometrilerinden dolayı farklı olarak elde edilmiştir. Şekil 8.7 (a)'da elde edilen maksimum gerilme değerinin en küçük olduğu ve (x/w) değerinin artmasıyla da Şekil 8.7 (d)'de elde edilen maksimum gerilme değerinin en büyük olduğu tespit edilmiştir. Genel olarak bakıldığında maksimum gerilmelerin kelebek bağlantı elemanları üzerinde olduğu görülmüştür. Hasar yükleri altında oluşabilecek hasarın, maksimum gerilmelerin olduğu bölgelerde meydana gelmesi beklenmektedir. Bundan dolayı hasar başlangıç yerleri olarak kelebek bağlantı elemanları gösterilebilir. (x/w) oranının artmasıyla kelebek bağlantı elemanında oluşan gerilmelerin köşelere doğru yoğunlaşmasından dolayı kelebeğin her iki yarım numuneyi tam olarak

kilitleyemediğini ve oluşabilecek hasarın da kelebek köşelerinden olacağını göstermektedir. Kompozit kelebekli numunelerin yük taşıma kapasitesi,  $(x/w)$  oranının 0,2'ye eşit olduğu durumlarda daha çok kilitletiğinden dolayı maksimum olacağı düşünülmüştür. Maksimum yük taşıma kapasitelerinin  $(x/w)$  oranın artmasıyla hızlı bir şekilde düşmesi, kelebek orta genişliğinin önemini göstermektedir. Kelebek orta genişliğinin artmasıyla kelebek bağlantı elemanının şekli kare veya dikdörtgen şekline yaklaşmaktadır. Bundan dolayı kelebek bağlantı elemanı kilitleme özelliğini yitirmeye başladığı için yük taşıma kapasitesinde düşme görülmektedir.  $(x/w)$  oranı 1'e eşit olduğu zaman kare veya dikdörtgen şekilli bir yapı olmasından dolayı kelebek bağlantısı yük taşıyamayacaktır. Bu durumda bağlantı yapılabilmesi için yapıştırma teknikleri kullanılması gerekmektedir.



**Şekil 8.7**  $w/b=0,4$  sabit oranında  $x/w$  değişiminin Abaqus programı ile analizi  $w/b=0,4$  sabit oranında ve kelebek eksenine (Yol 1) boyunca oluşan gerilme değerleri

Şekil 8.8'de gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi maksimum gerilme değerleri kelebeğin geometrisinden dolayı her iki uç kısımlarda meydana gelmiştir. Kelebek bağlantı elemanının daralan orta bölgelerinde ise gerilme değerleri uç bölgelerine göre oldukça düşük elde edilmiştir. Aynı yükler altında elde edilen maksimum gerilme bölgeleri oluşabilecek hasarlı bölgeleri göstermektedir. Bundan dolayı bu durum hasarın ilk önce kelebek bağlantı elemanının köşelerinden başlayacağını işaret etmektedir.  $(x/w)$  oranının 0,2 olması durumunda kelebek bağlantı elemanının orta bölgesinden elde edilen gerilme değerleri  $(x/w)$  oranının diğer değerlerinden daha yüksek elde edilmiştir. Bu durum da yarı numuneler üzerinden transfer edilen yükün sadece kelebek bağlantı elemanının eğimli yan yüzeylerinden değil ve aynı zamanda kelebek orta genişliğinden de iletildiğini göstermektedir. Diğer bir deyişle kelebek uç genişliğinin kelebek orta genişliğine oranı 0,2 iken numuneler en iyi şekilde kilitlenerek maksimum yük transferi yapılmaktadır.

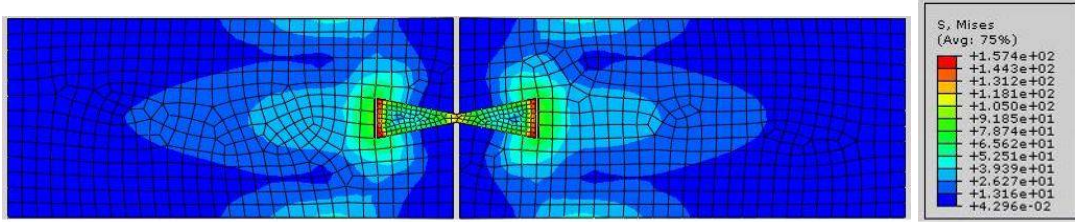
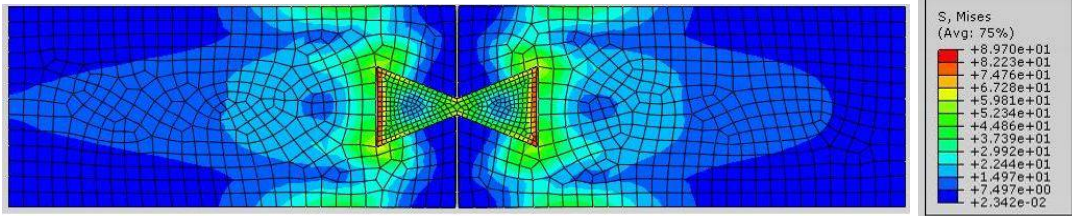
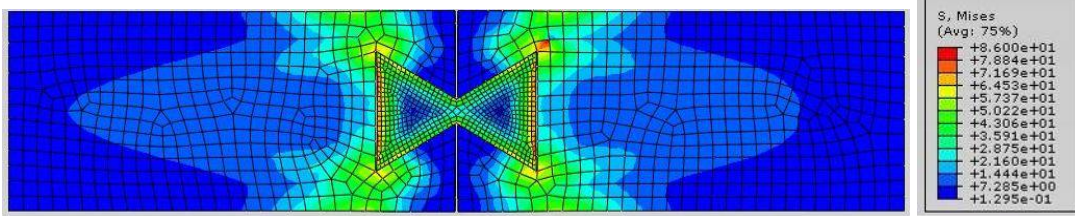
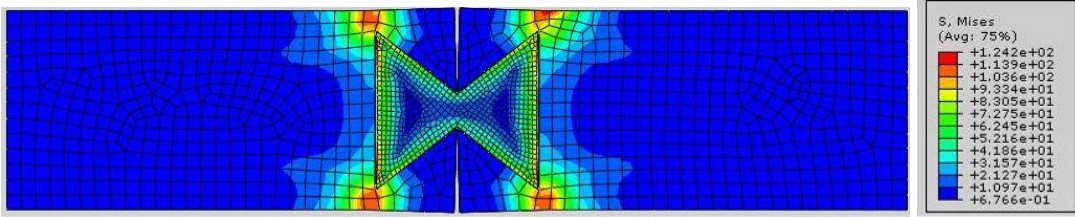


**Şekil 8.8**  $w/b=0,4$  sabit oranında kelebek eksenini (Yol 1) boyunca oluşan gerilme değerleri

$(x/w)$  oranının 0,2 sabit değerlerinde  $(w/b)$  değişiminin gerilme analizi Şekil 8.9'da gösterilmiştir. Aynı yük altında yapılan gerilme analizlerinden elde edilen gerilme değerleri farklı kelebek geometrilerinden dolayı farklı olarak elde edilmiştir. Maksimum gerilme bölgelerinin sadece kelebek üzerinde olduğu birleştirmeler, Şekil 8.9 (a) ve (b)'de de görüldüğü gibi  $(w/b)$  oranının 0,2 ve 0,4 değerlerinde elde edilmiştir. Gerilme değerleri açısından karşılaştırıldığında  $w/b=0,2$  oranındaki birleştirmede oluşan gerilme değerlerinin  $w/b=0,4$  oranındaki birleştirmede oluşan gerilme değerlerinden daha büyük olduğu

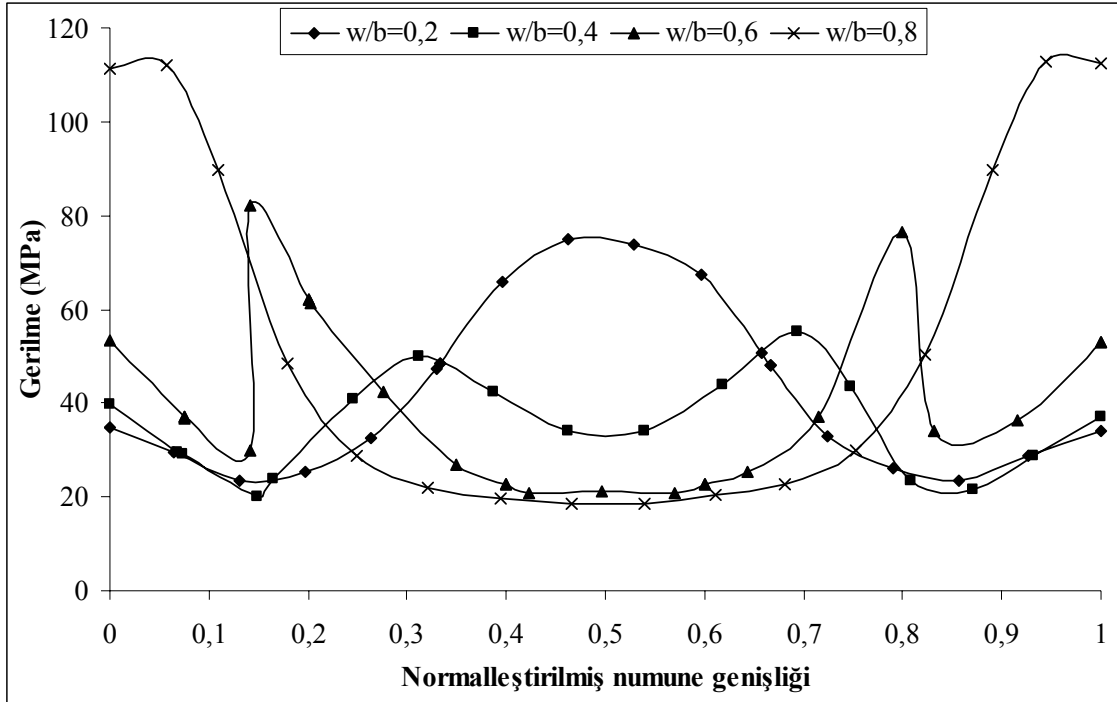


belirlenmiştir. Dolayısıyla  $w/b=0,4$  oranında yapılan birleştirmenin,  $w/b=0,2$  oranında yapılan birleştirmeden daha sonra hasara uğraması beklenmektedir. Maksimum gerilme bölgelerinin kelebek bağlantı elemanı ile numune üzerinde olduğu birleştirmeler ise Şekil 8.9 (c) ve (d)'de de gösterildiği gibi ( $w/b$ ) oranının 0,6 ve 0,8 değerlerinde elde edilmiştir. Buna göre maksimum gerilme bölgeleri şekilden de görüldüğü üzere Şekil 8.9 (c)'de kelebek uç bölgeleri ile kelebek uç bölgelerine yakın numune üzerindeki bölgelerde ve Şekil 7.9 (d)'de ise sadece kelebek uç bölgelerine yakın numune üzerindeki bölgelerde oluşmaktadır. Bu da deneylerde elde edilen hasar yükü düşümünü izah etmektedir. Kelebek bağlantı elemanlarının ( $w/b$ ) oranının 0,6 ve 0,8 değerlerinde yarım numunelerdeki kelebek kilit parçasını tutan kısımlarının küçülmesinden dolayı da yarım numunelerin buralardan hasara uğrayabileceği belirlenmiştir. ( $x/w$ ) oranının 0,2 olması durumunda kompozit kelebekli numunelerin yük taşıma kapasitesinin ( $w/b$ ) oranının genellikle 0,4'e eşit olduğu durumlarda maksimum olacağı belirlenmiştir. Bunun sonucu olarak kelebek uç genişliğinin seçiminin yük taşıma kapasitesi açısından oldukça önemli olduğu görülmüştür.

(a)  $w/b=0,2$ (b)  $w/b=0,4$ (c)  $w/b=0,6$ (d)  $w/b=0,8$

**Şekil 8.9**  $x/w = 0,2$  sabit oranında  $w/b$  değişiminin Abaqus programı ile analizi

Kelebek bağlantı elemanın uç kenarına yakın numune genişliği (Yol 2) boyunca gerilme değerleri Şekil 8.10'da gösterilmiştir. Burada  $b$  numune genişliğini ve  $t$  numune genişliği boyunca herhangi bir noktanın numune kenarına olan genişliğini temsil etmektedir. Kelebek uç bölgelerine yakın yarım numune üzerindeki bölgelerde meydana gelen gerilmeler, şekilden de görüldüğü gibi Yol 2 boyunca elde edilen gerilme değerlerinden oldukça yüksek elde edilmiş ve grafik üzerinde tepe yapmış şeklinde gösterilmiştir. Bu tepe maksimum gerilmelerinin minimum olduğu kelebek birleştirmesi daha geç hasara uğrayacağından ve dolayısıyla yük taşıma kabiliyeti daha fazla olacağından ( $w/b$ ) oranının 0,4 değeriyle yapılan birleştirme tipi seçilmiştir.



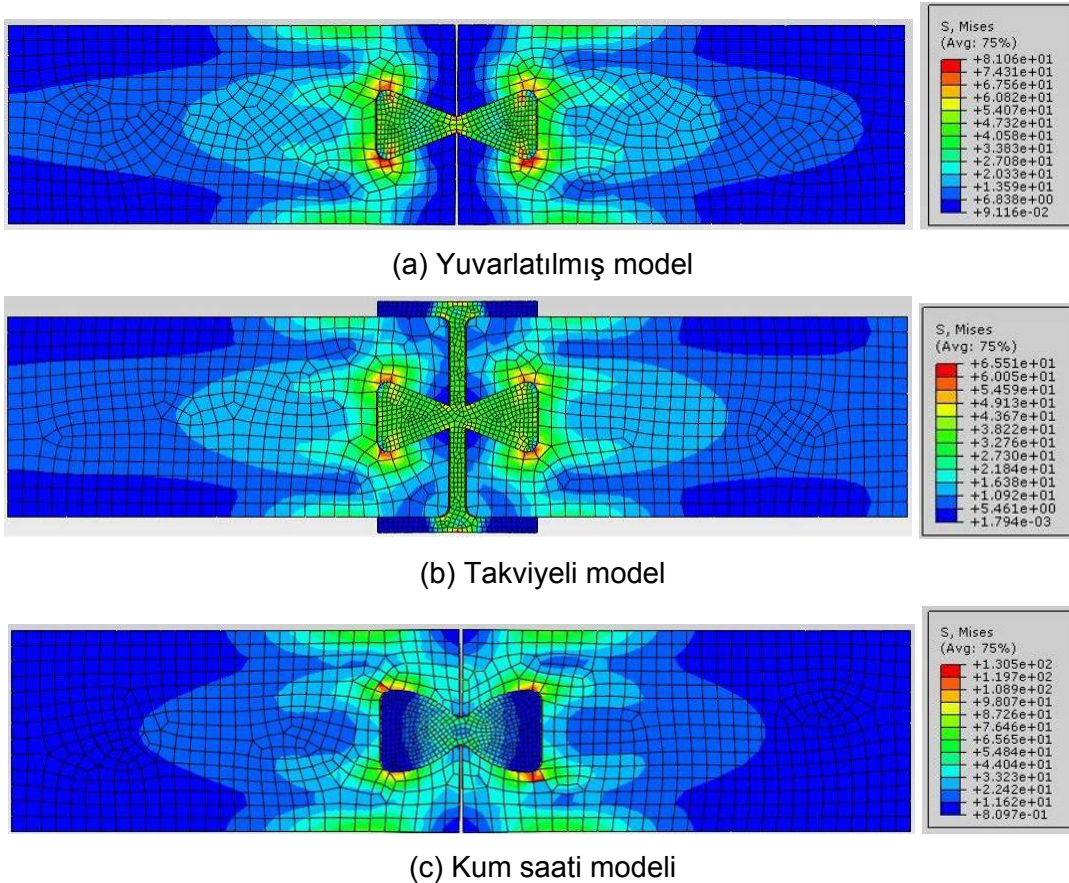
**Şekil 8.10**  $x/w = 0,2$  sabit oranında ve numune genişliği (Yol 2) boyunca oluşan gerilme değerleri

Yapılan gerilme analizinden ve deneylerden elde edilen verilere göre ( $x/w$ ) oranının 0,2 ve ( $w/b$ ) oranının 0,4 değerlerinde, yapılmış birleştirme numunelerinin maksimum yük taşıma kapasitesine sahip olduğu belirlenmiştir. Buna göre ( $x/w$ ) oranının 0,2 sabit değerinde kelebek bağlantı elemanının şekli daha yüksek yük taşıma kapasiteleri elde etmek için geliştirilmiştir. Belirlenen köşeli kelebek bağlantı elemanı temel model olarak adlandırılmıştır



ve bu temel model üzerinden geometrisi geliştirilen modeller ise sırasıyla; yuvarlatılmış model, takviyeli model ve kum saati modeli olarak adlandırılmıştır.

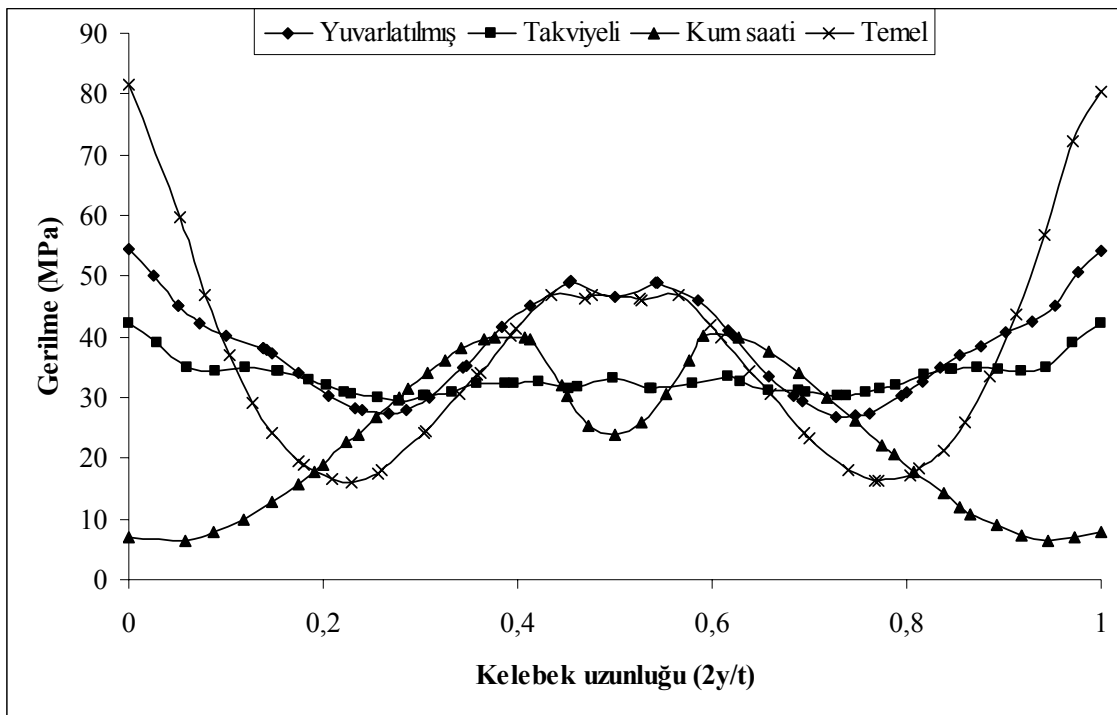
Deneylerden elde edilen verilere göre maksimum yük taşıma kapasitesi her model için ( $x/w$ ) oranının 0,2 ve ( $w/b$ ) oranının 0,4 değerlerinde olmuştur. Bu sabit geometrik oranlarda tipi geliştirilmiş farklı kelebek bağlantı elemanlarıyla yapılmış birleştirmelerin gerilme analizi Şekil 8.11'de gösterilmiştir. Aynı yük altında yapılan gerilme analizlerinden elde edilen gerilme değerleri farklı kelebek geometrilerinden dolayı farklı olarak elde edilmiştir. Maksimum gerilme değerleri sırasıyla kum saati modeli, yuvarlatılmış model ve takviyeli model ile yapılmış birleştirmelerde elde edilmiştir. Dolayısıyla takviyeli model ile yapılmış birleştirmenin yük taşıma kapasitesinin en büyük olması beklenir. Belirlenen bu sonuçların deney sonuçlarıyla örtüştüğü görülmüştür.



**Şekil 8.11** Geliştirilmiş kelebek modellerinin gerilme analizi

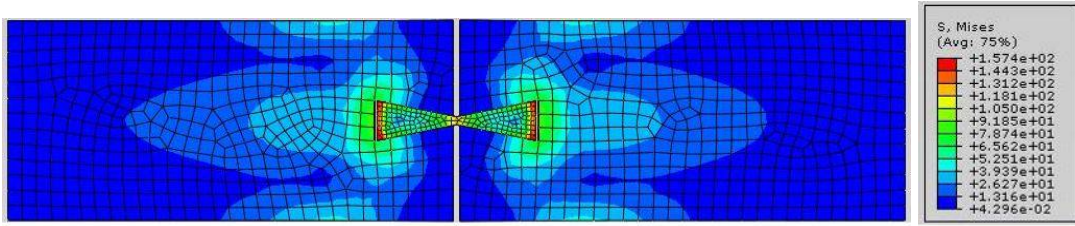
$w/b=0,4$  ve  $x/w=0,2$  sabit oranlarında ve kelebek eksenine (Yol 1) boyunca oluşan gerilme değerleri Şekil 8.12'de gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü üzere takviyeli kelebek modeli üzerinde oluşan gerilme dağılımı hem uç bölgelerde hem de orta bölgelerde sabit bir gerilme

civarındadır. Bu durumda kelebek iyi kilitlemiş ve diğer modellere göre daha büyük hasar yüküne sahip olacağı tespit edilmiştir. Kum saati modelinde olan kelebek bağlantı elemanının uç bölgelerinde geometrisinden dolayı oldukça küçük gerilme değerleri tespit edilmiştir. Şekil 8.12'den görüldüğü gibi kum saati modeli ile yapılmış kelebek bağlantı elemanının orta kısımlarında gerilme değerlerinin büyüdüğü görülmüştür. Yuvarlatılmış kelebek modelinin uç bölgelerinde oluşan gerilme değerleriyle yuvarlatılmış kelebek modelinin orta bölgelerinde oluşan gerilme değerleri arasındaki farkın temel kelebek modelindekinden daha az olduğu tespit edilmiştir. Bundan dolayı yuvarlatılmış kelebek modeli ile elde edilen yük taşıma kapasitesinin temel kelebek modelinden daha büyük olacağı belirlenmiştir.

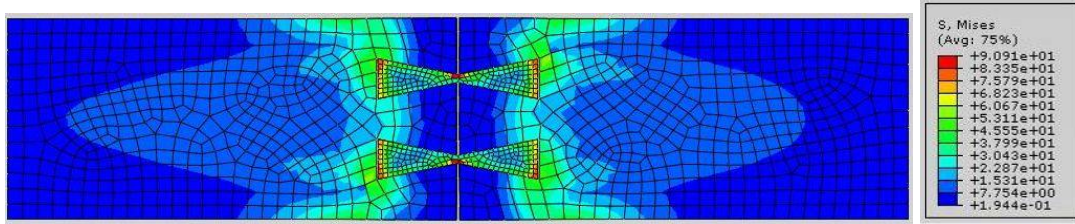


**Şekil 8.12** Geliştirilmiş kelebek modellerinin karşılaştırılması

Kelebek yarı boyunun ( $y$ ) 16 mm, kelebek uç genişliğinin ( $w$ ) 8 mm ve ( $x/w$ ) oranının 0,2 değerinde yapılan tekli ve ikili kelebek birleştirmelerinin gerilme analizi Şekil 8.13'de gösterilmiştir. Gerilme analizi aynı yük altında yapılmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi maksimum gerilmeler sadece kelebek üzerinde oluşmuştur. Gerilme değerleri açısından karşılaştırıldığında tekli kelebek birleştirmesinde oluşan gerilme değerlerinin ikili kelebek birleştirmesinde oluşan gerilme değerlerinden daha büyük olduğu belirlenmiştir. Dolayısıyla ikili kelebek ile yapılan birleştirmenin, tekli kelebek ile yapılan birleştirmeden daha sonra hasara uğraması beklenmektedir. Bu belirlenen sonuç ise deney sonuçları ile doğrulanmıştır.



(a) Tekli kelebek birleştirmesi



(b) İkili kelebek birleştirmesi

**Şekil 8.13** Tekli ve ikili kelebek modelinin gerilme analizi

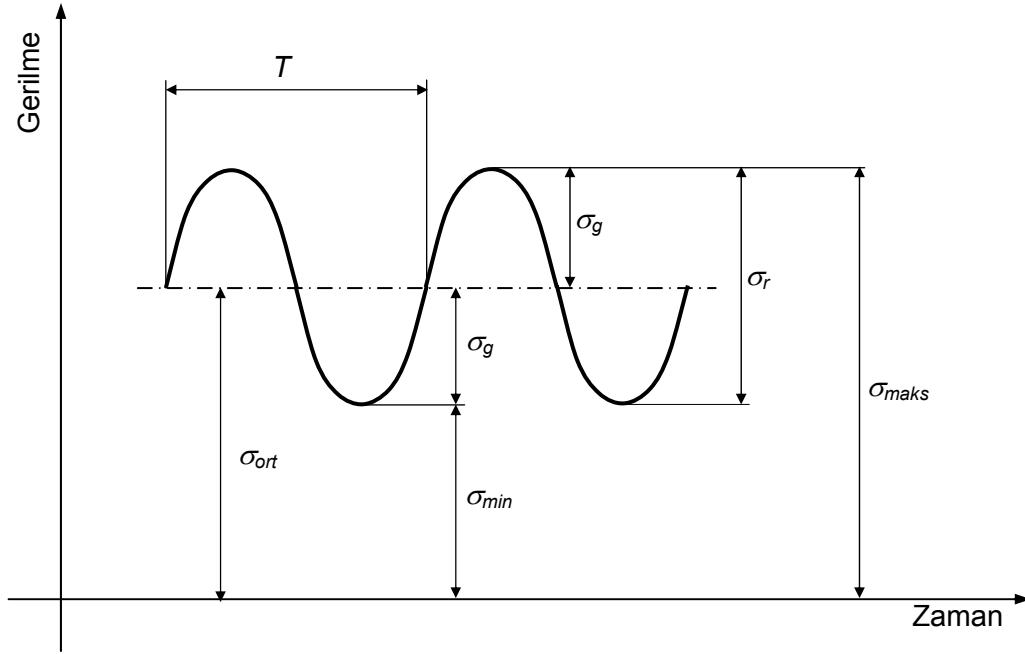
Yapılan nümerik çalışmadan şu sonuçlar çıkartılmıştır; Sonlu elemanlar yöntemiyle yapılan nümerik analiz sonuçlarından belirlenen yük taşıma kapasiteleri deneysel yöntemle elde edilen sonuçlarla doğrulanmıştır.  $(w/b)$  oranı arttıkça yük taşıma kapasitesinin azaldığı tespit edilmiştir. Sabit bir  $b$  genişliğinde olan numunede kelebek uç genişliğinin artmasıyla kelebek bağlantı elemanının her iki tarafındaki numuneye ait olan bölgelerin zayıflamasıyla numunenin buradan hasara uğrayabileceği nümerik olarak tespit edilmiştir. Böylece yük taşıma kapasitelerinin de düşeceği anlaşılmıştır. Aynı geometrik özelliklerde kelebek bağlantı elemanı kullanılarak yapılan ikili kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri tekli kelebek birleştirmelerinininkinden daha yüksek olduğu nümerik olarak tespit edilmiştir.

## 9. DEĞİŞİK SICAKLIKLAR ALTINDA KELEBEK BİRLEŞTİRME TİPLERİNİN YORULMA PERFORMANSLARI

Oda sıcaklığında, oda sıcaklığının üstündeki ve altındaki değişik sıcaklık değerlerinde yapıştırıcılı ve yapıştırıcısız birleştirilmiş  $[[0/90]_8]_s$  tabakalı kompozit yapılarda oluşan yorulma performansları deneysel olarak incelenmiştir. Ayrıca, bu değişik sıcaklıklar altında yapılan kelebek birleştirmelerinin her iki tarafına yama plakalarının takviyesi yapılarak da yorulma performansları araştırılmıştır. Bu bölümde, kullanılan kelebek şekilli geçme bağlantı elemanları, optimizasyon deney verilerine göre en iyi mukavemet değerlerinin elde edildiği sıkı geçme boşluklu olarak seçilmiştir. Yapıştırıcı olarak en iyi mukavemet değerlerini veren macun şeklinde uygulanan Loctite 9464 kullanılmıştır. Deney numuneleri ve kelebek şeklindeki kilit bağlantı elemanları, kompozit bir plakadan su jeti yardımıyla geometrik parametrelere uygun bir şekilde kesilmiştir. Yorulma deneyleri 0,1 sabit yük oranında ve farklı maksimum yorulma yüklerinde yapılmıştır. Yapılan birleştirmeleri birbirleri ile karşılaştırabilmek için deneyler 10 Hz'lik bir yorulma frekansı altında ve sinüs eğrisi şeklindeki sabit bir genlikte çeki-çeki yükü altında gerçekleştirilmiştir.

### 9.1. Tekrarlı Yükleme Durumu

Yorulma, malzemelerin statik gerilme veya yük altındaki davranışlarından farklı olarak tekrarlı gerilme veya yüklemelerin söz konusu olduğu durumlardaki davranışlardır. Genel olarak yük değişimi sinüzoidal olur. Tekrarlı yükleme çeşitleri sırasıyla; genel değişken, dalgalı değişken ( $R=0$ ) ve tam değişken ( $R=-1$ ) yükleme tipleridir (Sayman, 1997). Yorulma deneylerinde yükleme durumu olarak, Şekil 9.1'de gösterildiği gibi genel değişken yükleme durumu kullanılmıştır.



**Şekil 9.1** Genel değişken yükleme durumu

Tekrarlı yüklemelerde gerilmeler  $\sigma_{maks}$  maksimum üst gerilme ile  $\sigma_{min}$  minimum alt gerilme arasında değişir. Ortalama gerilme  $\sigma_{ort}$  maksimum ve minimum gerilmelerinin cebirsel ortalamasıdır. Ortalama gerilme aşağıdaki denklem ile hesaplanır.

$$\sigma_{ort} = \frac{\sigma_{maks} + \sigma_{min}}{2}$$

Gerilme aralığı  $\sigma_r$ ; aşağıdaki gibi maksimum gerilme ile arasındaki minimum gerilme arasındaki cebirsel farka eşittir.

$$\sigma_r = \sigma_{maks} - \sigma_{min}$$

Gerilme genliği  $\sigma_g$ , gerilme aralığının yarısına eşittir. Aşağıdaki denklem ile hesaplanır.

$$\sigma_g = \frac{\sigma_r}{2} = \frac{\sigma_{maks} - \sigma_{min}}{2}$$

Gerilme oranı ( $R$ ) ve genlik oranı ( $A$ ) olmak üzere iki tip tekrarlı tesir halinde yorulma yapılır ve aşağıdaki gibi hesaplanır.

$$\text{Gerilme oranı; } R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}}, \quad \text{genlik oranı; } A = \frac{\sigma_g}{\sigma_{ort}}$$

Diğer yorulma parametreleri aşağıdaki gibidir.

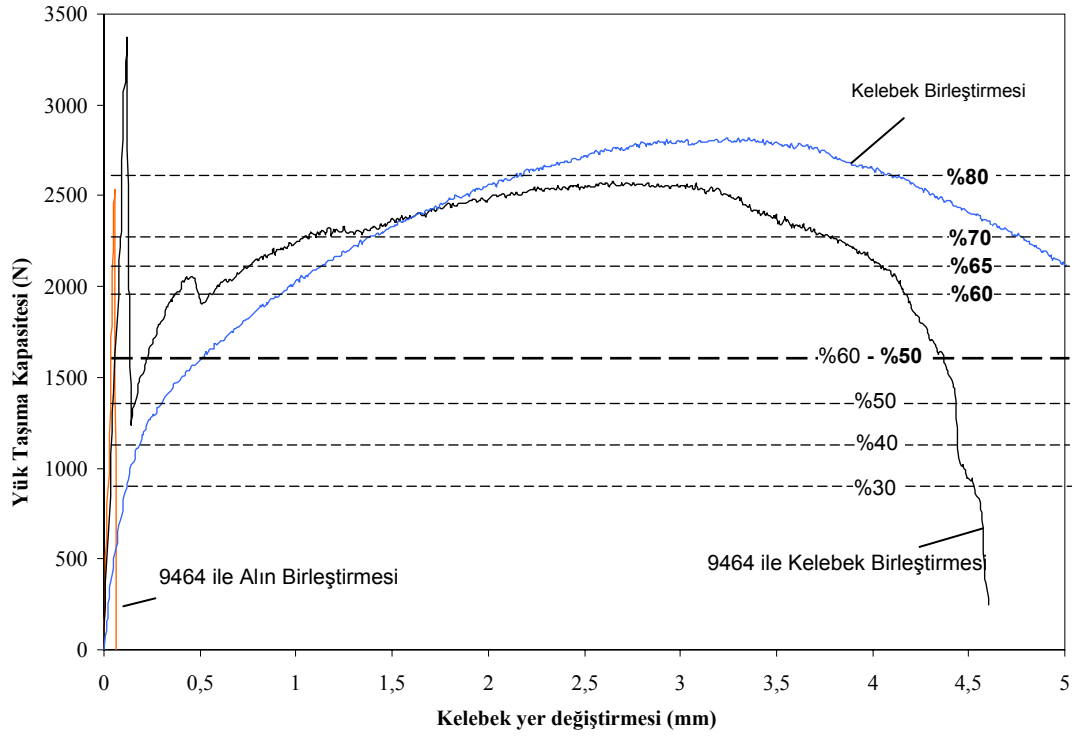
$$\text{Periyot süresi} = T \text{ (s)}$$

$$\text{Yük tekrar sayısı} = N$$

$$\text{Yük frekansı} = f = \frac{1}{T} \text{ (Hz)}$$

## 9.2. Farklı Yük Seviyelerinde Yorulma Performanslarının Karşılaştırılması

Yapıştırıcılı ve yapıştırıcısız kelebek birleştirmeleri ile aynı şartlarda yapıştırılmış alın birleştirmelerinin yorulma performanslarının karşılaştırılabilmesi için yorulma deneyleri aynı yorulma yükleri altında yapılmıştır. Yorulma deneyleri 23°C oda sıcaklığında ve %50 bağıl nem koşullarında yapılmıştır. Şekil 9.2'de gösterildiği gibi değişik  $F_{maks}$  yükleri altında birleştirmelerin yorulma performansları incelenmiştir.  $F_{maks}$  yorulma yükü, yapıştırıcısız sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin ortalama statik hasar yüklerinin %60, %50, %40 ve %30 değerlerinde alınmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi alın birleştirmelerinin maksimum hasar yükleri sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum hasar yüklerinden yaklaşık olarak %9 daha az olduğu için alın birleştirmelerinin yorulma yükleri, sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma yükleriyle aynı alınmıştır. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin %60 ortalama statik yükü, yapıştırıcı ile güçlendirilmiş kelebekli birleştirmelerin ortalama statik yükünün yaklaşık %50'sine eşit geldiği için yapıştırıcılı kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları ortalama statik yüklerinin %80'ine kadar incelenmiştir. Ayrıca şekilden de yapıştırıcılı kelebek birleştirmelerinin maksimum hasar yüklerinin sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum hasar yüklerinden yaklaşık olarak %20 daha fazla olduğu tespit edilmiştir.



**Şekil 9.2** Yorulma yüklerinin maksimum değerleri

Yapıştırıcılı ve yapıştırıcısız kelebek birleştirmeleri ile alın birleştirmelerinin değişik yorulma yükleri altında gerçekleşen yorulma yük tekrar sayıları Tablo 9.1, 9.2 ve 9.3'de verilmiştir. Her bir yorulma deneyi en az üç kere yapılmıştır. Tablolarda her bir maksimum yük oranının ortalama yük değerleriyle genlik yük değerleri verilmiştir. Ayrıca tablolarda, aynı yorulma şartlarında elde edilen yorulma yük tekrar sayılarının ortalamaları da verilmiştir.

**Tablo 9.1** R=0,1 yük oranında sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma verileri

Maksimum Yük oranı	$F_{maks}$ (N)	$F_{min}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yüğü (N)	Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
%60	1650	165	907,5	742,5	16764	17860
					17917	
					18899	
%50	1375	137,5	756,25	618,75	222174	254758
					279723	
					262376	
%40	1100	110	605	495	1086012	1070529
					1129623	
					995951	
%30	825	82,5	453,75	371,25	1483307	1532229
					1545136	
					1568243	

**Tablo 9.2** R=0,1 yük oranında alın birleştirmelerinin yorulma verileri

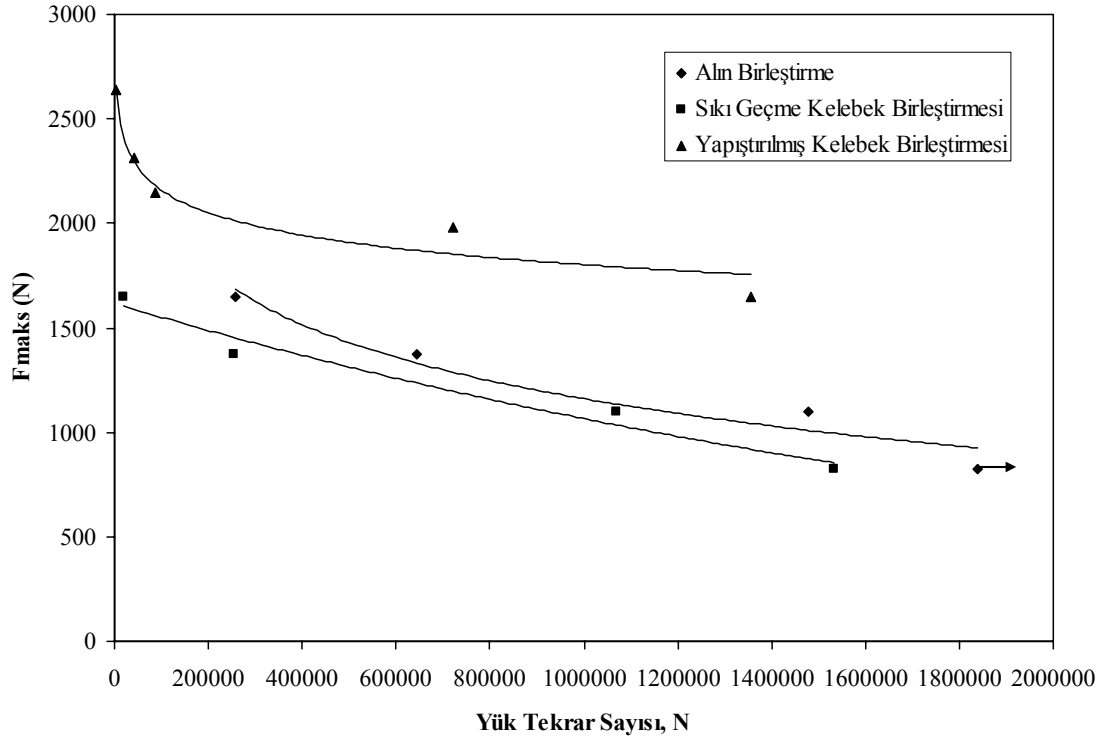
Maksimum Yük oranı	$F_{maks}$ (N)	$F_{min}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yüğü (N)	Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
%60	1650	165	907,5	742,5	220864	258047
					266374	
					286903	
%50	1375	137,5	756,25	618,75	668986	642726
					660908	
					598284	
%40	1100	110	605	495	1539654	1477824
					1503495	
					1390322	
%30	825	82,5	453,75	371,25	1806324	1837552
					1895348	
					1810984	



**Tablo 9.3** R=0,1 yük oranında yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma verileri

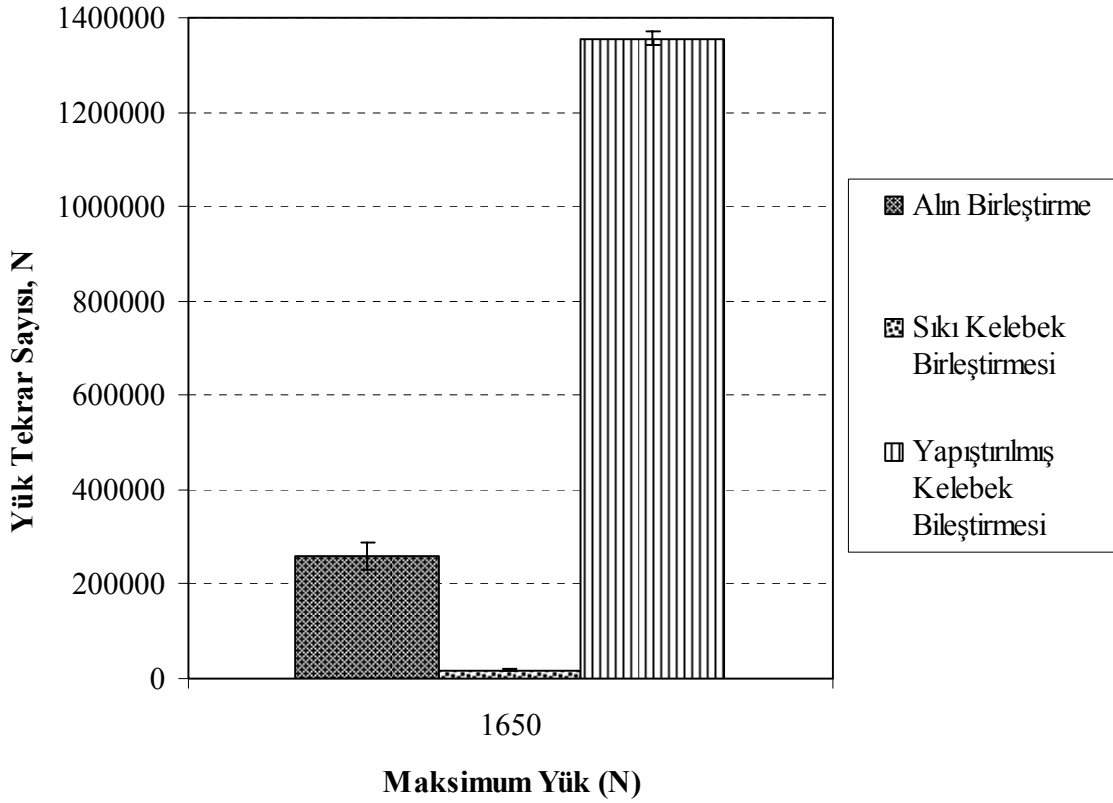
Maksimum Yük oranı	F <sub>maks</sub> (N)	F <sub>min</sub> (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
%80	2640	264	1452	1188	4975	4125
					3246	
					4154	
%70	2310	231	1270,5	1039,5	42568	42753
					40298	
					45392	
%65	2145	214,5	1179,8	965,3	95352	88092
					86329	
					82595	
%60	1980	198	1089	891	729872	722793
					693251	
					745256	
%60-%50	1650	165	907,5	742,5	1286436	1356357
					1412510	
					1370125	

Kelebek ve alın birleştirmelerinin yorulma yük tekrar sayılarının maksimum yorulma yüklerine göre değişimleri Şekil 9.3'de gösterilmiştir. Yorulma deneyleri 1.800.000 yük tekrar sayısından sonra numunelerin hasara uğramaları beklenilmeden sonlandırılmıştır. Elde edilen deney sonuçlarına göre, yapıştırıcılı kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının diğerlerine göre çok daha iyi olduğu tespit edilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları ise statik yüklemenin tersine alın birleştirmelerinden bile kötü olarak elde edilmiştir. Maksimum yük oranının %30 olduğu şartlarda, sıkı geçme kelebek birleştirmesinin 1.500.000 yük tekrar sayısı üzerine çıktığında yorulma hasarının meydana geldiği ve aynı şartlarda alın birleştirmelerin 1.800.000 yük tekrar sayısına ulaşmasına rağmen bile yorulma hasarının oluşmadığı deneylerle tespit edilmiştir.



**Şekil 9.3** Birleştirmelerin yorulma performanslarının karşılaştırılması

Değişik birleştirme tiplerinin yorulma yük tekrar sayılarının aynı maksimum yorulma yükü altında karşılaştırılması Şekil 9.4'de sütun grafik olarak gösterilmiştir. Bu karşılaştırmaya göre en az yük tekrar sayısı sıkı geçme kelebek birleştirmelerinde tespit edilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları statik yüklemenin tersine alın birleştirmelerinden bile kötü olarak elde edilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi, yapıştırıcı ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmelerinin yük tekrar sayılarının, sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yük tekrar sayılarından yaklaşık olarak 75 kat daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Alın birleştirmelerinin yük tekrar sayılarının, sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yük tekrar sayılarından yaklaşık 14 kat daha fazla olduğu da tespit edilmiştir.



**Şekil 9.4** Birleştirme yorulma performanslarının karşılaştırılması

Kelebek birleştirmelerinin yorulma hasarlarına ait resimleri Şekil 9.5'te gösterilmiştir. Sadece sıkı geçmenin olduğu birleştirmelerde yorulma hasarları hep kelebek orta genişliğinde (Şekil 9.5 (a)) olduğu için yorulma ömürlerinin oldukça kısa olduğu tespit edilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin statik mukavemetleri, alın birleştirmelerinin mukavemet değerlerinden daha yüksek olmalarına rağmen yorulma yük tekrar sayıları tam tersine daha düşük bulunmuştur. Alın birleştirmelerinde kesit boyunca yapılan yapıştırma bölgesi tümüyle yorulma yüklerini karşıladığı için sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarından daha iyi bir yorulma performansı elde edilmiştir. Yapıştırıcı ile güçlenen kelebek birleştirmelerde (Şekil 9.5 (b)) ise mekanik ve aynı zamanda yapıştırma etkilerinden dolayı yorulma performanslarının oldukça yüksek olduğu tespit edilmiştir.



(a) Sıkı geçme kelebek birleştirmesi.



(b) Yapıştırıcı ile güçlendirilmiş sıkı geçme kelebek birleştirmesi.

**Şekil 9.5** Mekanik ve mekanik-yapıştırma birleştirmelerinin yorulma hasarları

Yapılan deneysel yorulma araştırmalarından, yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının diğerlerine göre çok daha iyi olduğu elde edilmiştir. Yapıştırıcı ile güçlenen kelebek birleştirmelerde birleştirilen numuneler, mekanik ve aynı zamanda yapıştırma birleştirmesi olarak da çalıştığı için yorulma performanslarının oldukça yüksek olduğu tespit edilmiştir. Aynı zamanda yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinde, alın birleştirmelerine göre yapışma kesit alanı daha da arttırılmıştır.

### 9.3. Yama İle Güçlendirilmiş Kelebek Birleştirme Tipinin Yorulma Performansı

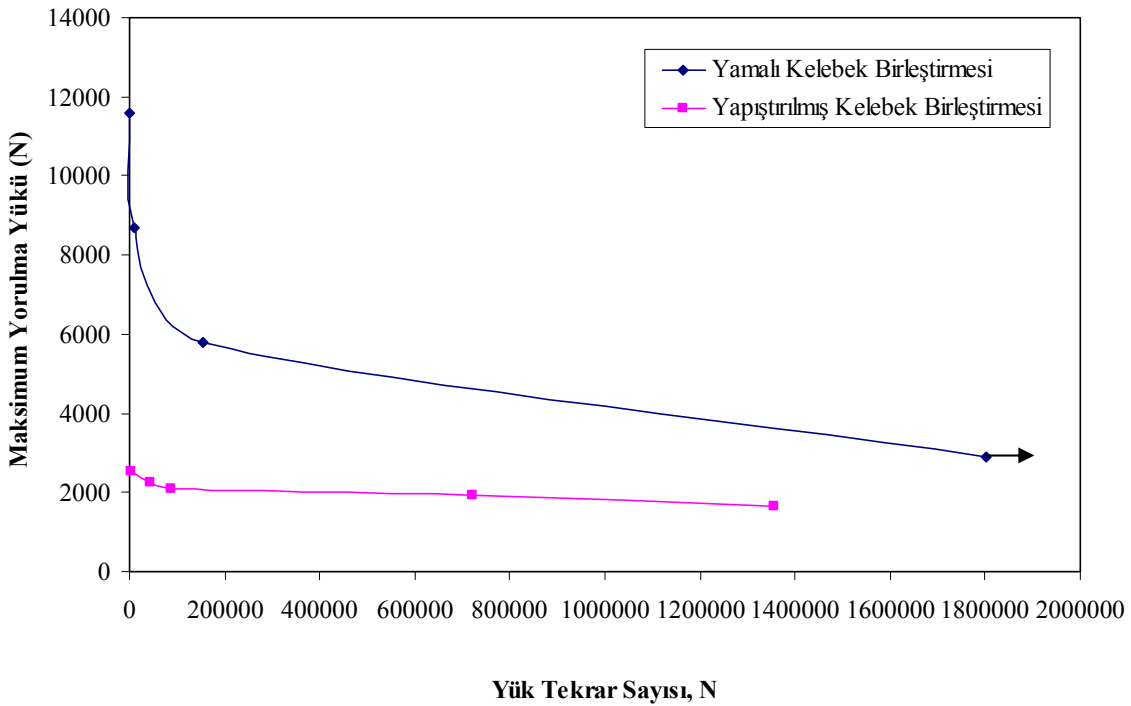
Kelebek bağlantı elemanı ile birleştirilmiş numunelerin yama plakaları ile güçlendirilmesiyle yamalı kelebek birleştirmeleri oluşturulmuştur. Yorulma deneylerinde Loctite 9464 epoksi yapıştırıcısı ile yapıştırılmış ve 40x40 ebatlarında hazırlanılmış [0]<sub>6</sub> tabakalı kompozit yama plakaları kullanılmıştır. Kullanılan yama plakaları, kelebek bağlantı elemanının tam üzerine gelecek şekilde yerleştirilmiştir. Yama plakaları, kelebek bağlantı elemanlarının hareket etmelerini engellemekle beraber her iki yarım numuneleri de ekstra olarak birleştirmektedirler. Yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma yükleri, yamalı kelebek birleştirmelerinin ortalama hasar yükünün yaklaşık olarak 14500 N değerine göre alınmıştır. Buna göre, maksimum yorulma yükleri, statik değerinin %80, 60, 40 ve 20 seviyelerinde alınmıştır. Yamalı kelebek birleştirmelerinin değişik yorulma yükleri altında gerçekleşen yorulma yük tekrar sayıları Tablo 9.4'de verilmiştir. Her bir yorulma deneyi en az üç kere yapılmıştır. Tablolarda her bir maksimum yük oranının ortalama yük değerleriyle genlik yük değerleri verilmiştir. Ayrıca tablolarda, aynı yorulma şartlarında elde edilen yorulma yük tekrar sayılarının ortalamaları da verilmiştir.

**Tablo 9.4** R=0,1 yük oranında yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmesinin yorulma verileri

Maksimum Yük oranı	F <sub>max</sub> (N)	F <sub>min</sub> (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yorulma Ömrü	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
%80	11600	1160	6380	5220	883	972
					1086	
					946	
%60	8700	870	4785	3915	10500	10690
					10865	
					10704	
%40	5800	580	3190	2610	155648	154966
					150082	
					159167	
%20	2900	290	1595	1305	1805157	1801827
					1800325	
					1800000	

Yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmelerinin ve yamasız yapıştırılmış kelebek birleştirmelerin yorulma yük tekrar sayılarının maksimum yorulma yüklerine göre değişimleri Şekil 9.6'da gösterilmiştir. Burada da yapılan yorulma deneyleri 1.800.000 yük tekrar

sayısından sonra numunelerin hasara uğramaları beklenilmeden sonlandırılmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi yama plakaları ile takviye edilmiş kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının, yapıştırıcılı kelebek birleştirmelerine göre çok daha iyi olduğu tespit edilmiştir. Yamalı kelebek birleştirmesinin maksimum yük oranının %20'si, takviyesiz yapıştırılmış kelebek birleştirmesinin %80'i maksimum yük oranına yaklaşık olarak eşit kabul edilmiştir. Buna göre bu yük oranlarındaki yorulma ömürleri karşılaştırıldığında yamalı kelebek birleştirmesinin yorulma ömrünün en az 500 kat daha uzun ömürlü olduğu tespit edilmiştir.



**Şekil 9.6** Yama ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmeleri ile yamasız yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının karşılaştırılması

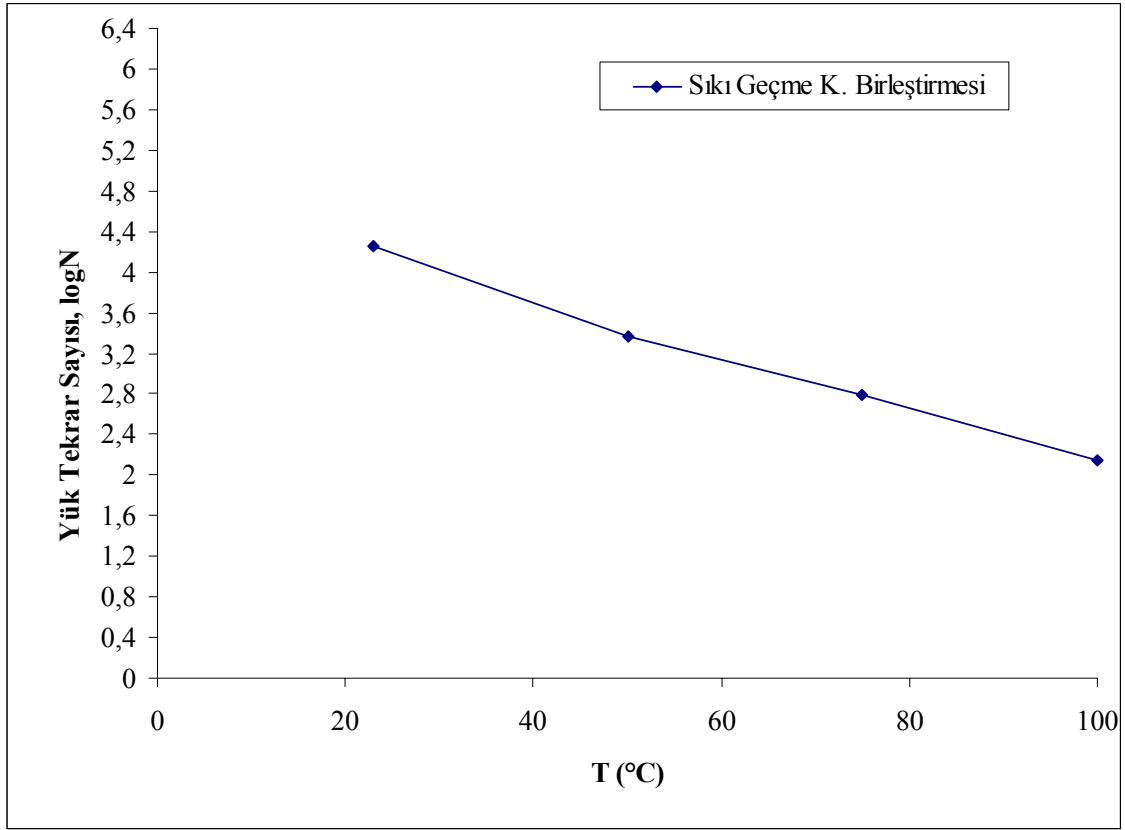
#### 9.4. Değişik Sıcaklık Değerlerinde Kelebek Birleştirme Tiplerinin Yorulma Performansları

Yorulma deneyleri, en az 3 adet numune kullanılarak yapılmış ve deney verilerinin ortalama değerleri alınmıştır. Sıcaklık altında yorulma performans değişimlerini inceleyebilmek için deney sıcaklık değerleri 50, 75 ve 100°C olarak seçilmiştir. Deneyler %50 bağıl nem ortamında gerçekleştirilmiştir. Numuneler, deneyi yapılacak sıcaklık değerlerinde en az 2 saat bekletilmiştir. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarında sıcaklığın etkisini görebilmek için ortalama hasar yükü 2740 N olarak tespit edilen sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yükleri, statik değerinin %60'ı seviyelerinde

alınmıştır. Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yük oranının %60 olduğu değerlerde ve deney sıcaklığının 23, 50, 75 ve 100°C değerlerinde yapılan deneylerden elde edilen yorulma yük tekrar sayıları Tablo 9.5’de verilmiştir. Ayrıca, yorulma yük oranının R=0,1 değerine göre maksimum ve minimum yorulma yükleri ile sinüs eğrisi şeklinde değişen yorulma yük karakteristiğinin ortalama ve genlik yük değerleri de tabloda verilmiştir. Şekil 9.7’de bu sıcaklık değerlerinde elde edilen ortalama yük tekrar sayılarının sıcaklık değerlerine bağlı olarak değişimleri gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi en büyük yük tekrar sayıları oda sıcaklığında elde edilmiştir. Oda sıcaklığının üstündeki sıcaklıklarda yapılan statik deneylerden elde edilen mukavemet düşümlerine paralel olarak yorulma deneylerinde de yük tekrar sayılarında düşümler görülmüştür. Yüksek sıcaklıklarda meydana gelen yük tekrar sayılarındaki düşümlerin; numunelerin kelebek bağlantı elemanlarını tutan kol kısımlarının yumuşamasından dolayı daha çok esnemesinden kaynaklandığı görülmüştür.

**Tablo 9.5** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık (°C)	Maksimum Yük oranı	F <sub>maks</sub> (N)	F <sub>min</sub> (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yüğü (N)	Sıkı Geçme Kelebek Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%60	1650	165	907,5	742,5	16764	17860
						17917	
						18899	
50	%60	1650	165	907,5	742,5	2275	2329
						2580	
						2132	
75	%60	1650	165	907,5	742,5	611	616
						541	
						697	
100	%60	1650	165	907,5	742,5	140	142
						151	
						135	



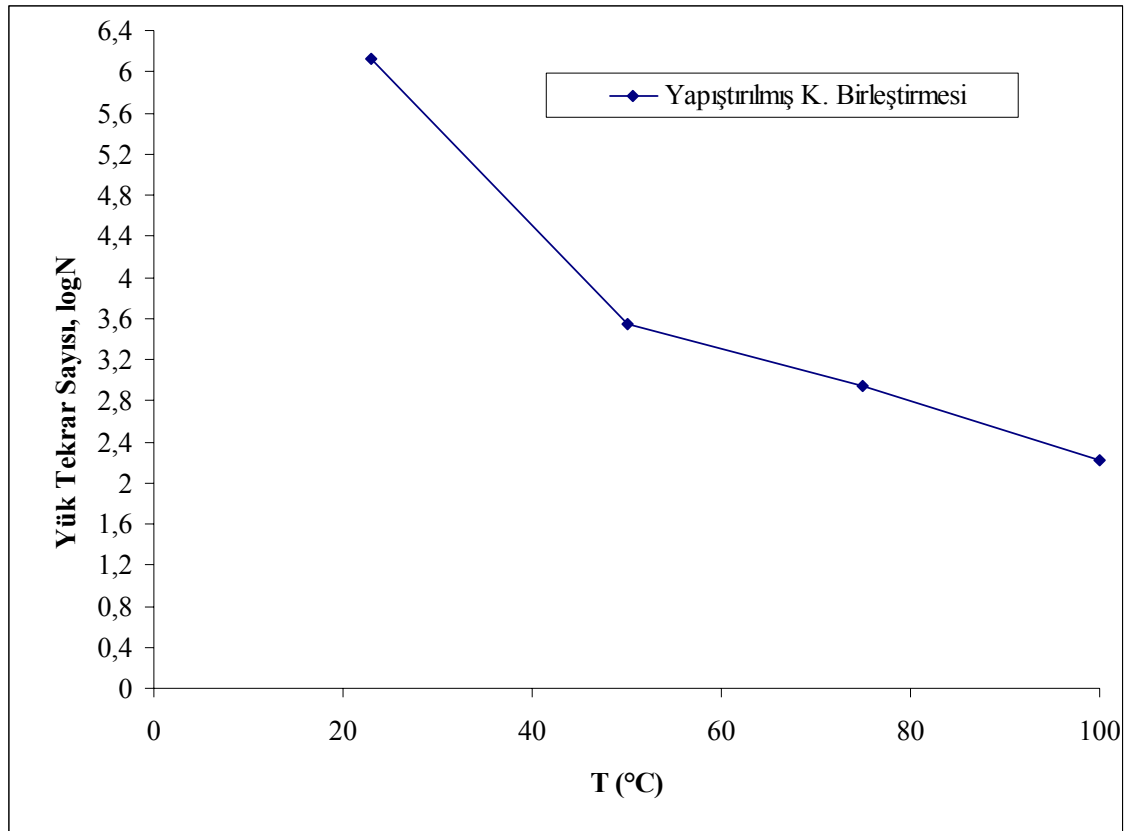
**Şekil 9.7** Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi

Ortalama hasar yükü 3300 N olarak tespit edilen yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yükleri, statik değerinin %50 seviyelerinde alınmıştır. Tablo 9.6 ve Şekil 9.8'den de görüldüğü gibi burada en yüksek yük tekrar sayıları oda sıcaklığında yapılan yorulma deneylerinden elde edilmiştir. Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma ortalama ve genlik yük değerleri sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yük değerleriyle eşit olduğundan dolayı, genel olarak birbiriyle karşılaştırıldığında ölçülen her sıcaklıkta yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinden elde edilen yük tekrar sayılarının daha yüksek olduğu tespit edilmiştir. Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma yük tekrar sayılarının, sıkı geçme kelebek birleştirmelerine göre oda sıcaklığında yaklaşık 75 kat daha fazla ve üstündeki sıcaklıklarda da yaklaşık 1,5 kat daha fazla olduğu belirlenmiştir.



**Tablo 9.6** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık (°C)	Maksimum Yük oranı	$F_{maks}$ (N)	$F_{min}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yapıştırılmış Kelebek Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%50	1650	165	907,5	742,5	1286436	1356357
						1412510	
						1370125	
50	%50	1650	165	907,5	742,5	3417	3447
						3325	
						3600	
75	%50	1650	165	907,5	742,5	813	869
						955	
						840	
100	%50	1650	165	907,5	742,5	165	163
						155	
						168	

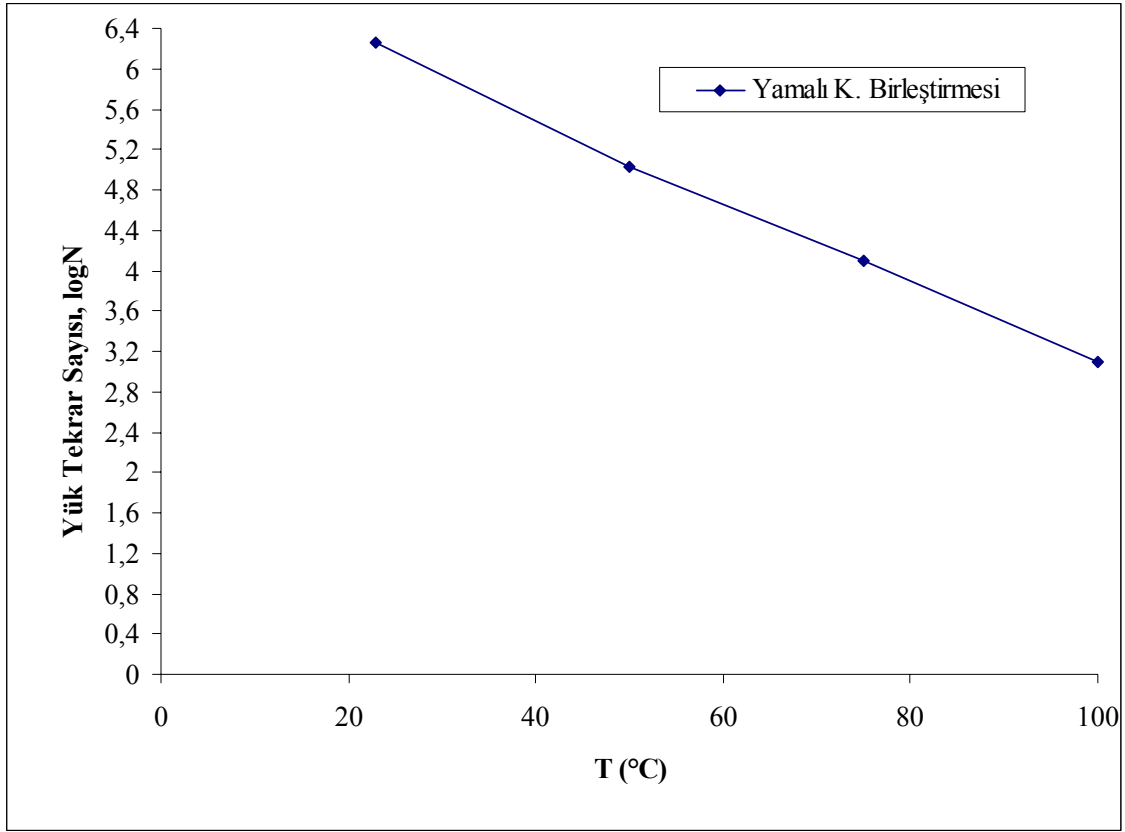


**Şekil 9.8** Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi

Oda sıcaklığında yorulma deneyleri yapılan ve ortalama hasar yükü 14500 N olarak tespit edilen yamalı kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yükleri, statik değerinin %20 seviyelerinde alınmıştır. Tablo 9.7 ve Şekil 9.9'dan görüldüğü gibi burada da oda sıcaklığından elde edilen yük tekrar sayıları, 50, 75 ve 100°C'de elde edilen yük tekrar sayılarından daha yüksektir. Oda sıcaklığında en yüksek yorulma yük tekrar sayılarının elde edilmesine karşın yüksek sıcaklıklarda sıcaklığın artmasıyla matrisin yumuşamasından ve yapıştırıcının da etkilenmesinden dolayı yük tekrar sayıları oldukça düşük değerlerde bulunmuştur.

**Tablo 9.7** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklarda yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık (°C)	Maksimum Yük oranı	$F_{maks}$ (N)	$F_{min}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yamalı Kelebek Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N	Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%20	2900	290	1595	1305	1805157	1801827
						1800325	
						1800000	
50	%20	2900	290	1595	1305	108271	108453
						116505	
						100583	
75	%20	2900	290	1595	1305	12670	12420
						11537	
						13052	
100	%20	2900	290	1595	1305	1250	1252
						1372	
						1135	



**Şekil 9.9** Oda sıcaklığı üstündeki değişik sıcaklıklara maruz kalan yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi

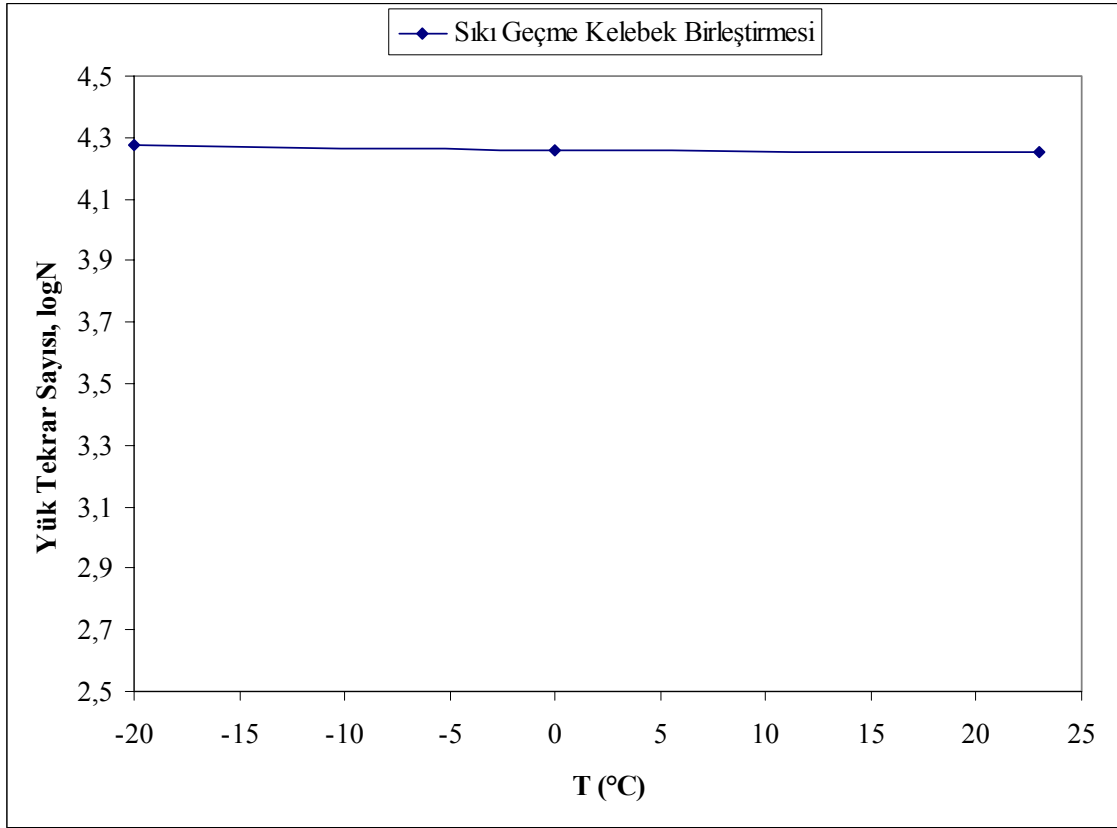
Sıkı geçme, yapıştırılmış ve yama plakaları ile güçlendirilmiş kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları klimatik bir kabin kullanılarak oda sıcaklığının altındaki sıcaklık değerlerinde incelenmiştir. Soğuk ortamda yapılan yorulma deneylerinde en az 3 adet numune kullanılmış ve deney verilerinin ortalama değerleri alınmıştır. Soğuk ortamlarda yorulma performans değişimlerini inceleyebilmek için deney sıcaklık değerleri 0 ve -20°C olarak seçilmiştir. Numuneler, deneyi yapılacak sıcaklık değerlerinde en az 2 saat bekletildikten sonra her bir numunenin yorulma performansları araştırılmıştır.

Oda sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarını inceleyebilmek için maksimum yorulma yükleri, ortalama statik çekme değerinin %60 seviyelerinde alınmıştır. Deney sıcaklığının -20, 0 ve 23°C değerlerinde yapılan yorulma deneylerinden elde edilen yorulma yük tekrar sayıları Tablo 9.8'de verilmiştir. Şekil 9.10'da bu sıcaklık değerlerinde elde edilen ortalama yük tekrar sayılarının sıcaklık değerlerine bağlı olarak değişimleri gösterilmiştir. Şekilden de görüldüğü gibi en büyük yük tekrar sayıları -20°C'de elde edilmiştir. Oda sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda yapılan statik deneylerden elde edilen hasar yükü artımlarına paralel olarak yorulma

deneylerinde de yük tekrar sayılarında artımlar görülmüştür. Düşük sıcaklıklarda meydana gelen yük tekrar sayılarındaki artımlar; kompozit numunenin matris malzemesinin pekleşmesinden kaynaklandığı yorumu yapılabilir. Oda sıcaklığı altındaki  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen yorulma yük tekrar sayısı, oda sıcaklığında elde edilen yük tekrar sayısından yaklaşık olarak % 5 daha fazla olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 9.8** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık (°C)	Maksimum Yük oranı	$F_{\text{maks}}$ (N)	$F_{\text{min}}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yüğü (N)	Sıkı Geçme Kelebek Birleştirmesinin Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%60	1650	165	907,5	742,5	17860
0	%60	1650	165	907,5	742,5	18115
-20	%60	1650	165	907,5	742,5	18802

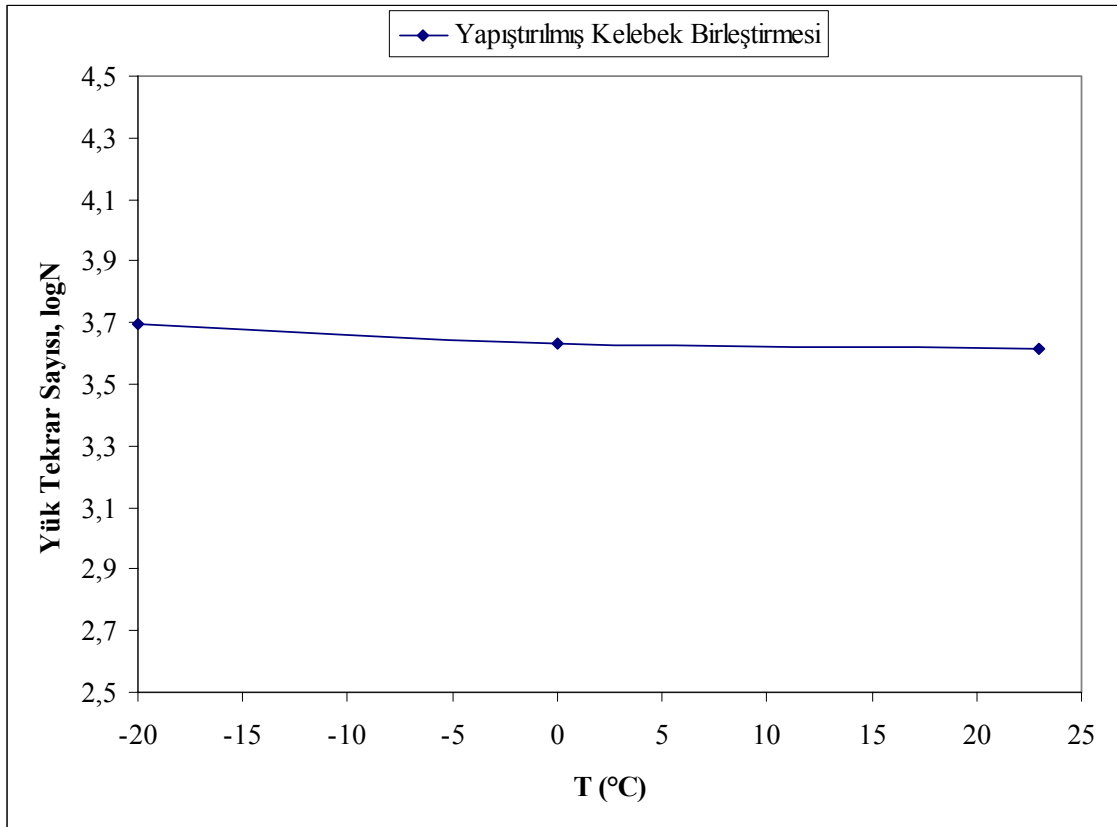


**Şekil 9.10** Oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklara maruz kalan sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi

Yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yükleri, ortalama hasar yük değerinin %80 seviyelerinde alınmıştır. Tablo 9.9 ve Şekil 9.11'den de görüldüğü gibi burada en yüksek yük tekrar sayıları  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de yapılan yorulma deneylerinden elde edilmiştir. Oda sıcaklığı altındaki  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen yorulma yük tekrar sayısı, oda sıcaklığında elde edilen yük tekrar sayısından yaklaşık olarak % 20 daha fazla olduğu tespit edilmiştir. Yorulma yük tekrar sayılarındaki artış yapıştırıcının da etkisiyle daha fazla olarak elde edilmiştir.

**Tablo 9.9** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda yapıştırılmış geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık (°C)	Maksimum Yük oranı	$F_{maks}$ (N)	$F_{min}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yapıştırılmış Kelebek Birleştirmesi Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%80	2640	264	1452	1188	4125
0	%80	2640	264	1452	1188	4310
-20	%80	2640	264	1452	1188	4985



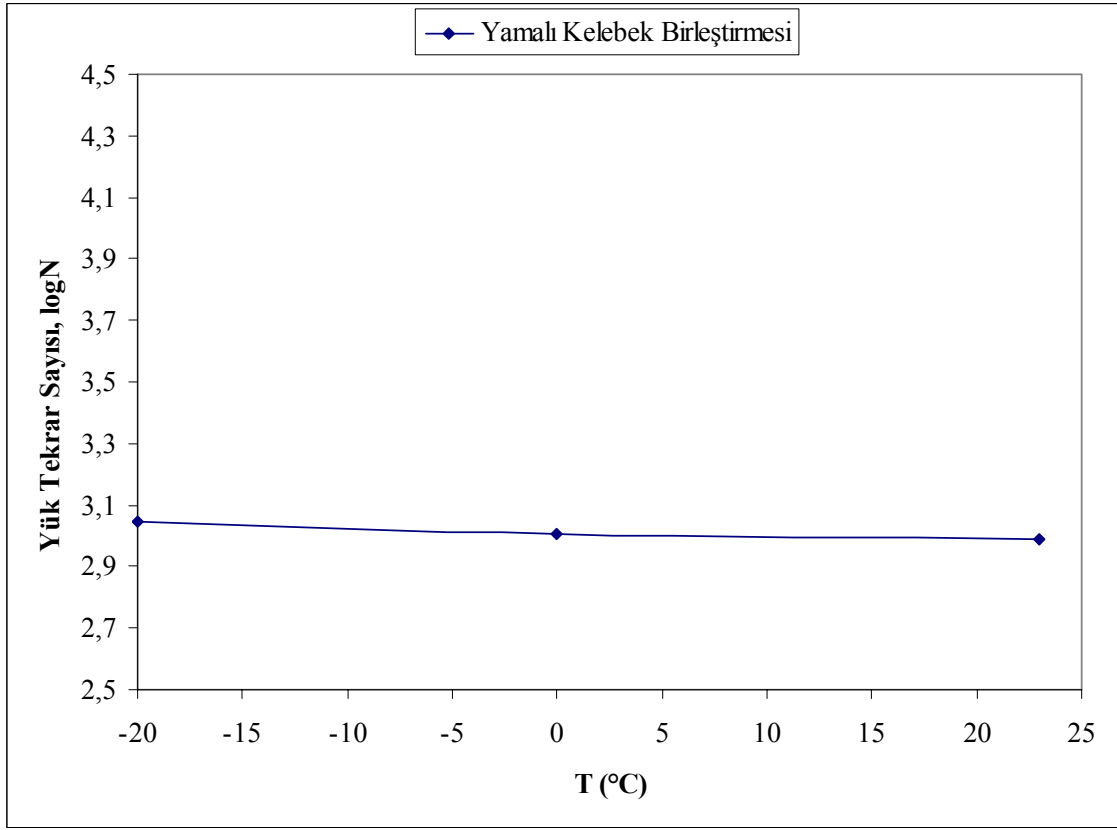
**Şekil 9.11** Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin oda sıcaklığı altındaki sıcaklıklardaki yorulma performansları

Oda sıcaklığının altındaki sıcaklıklarda yorulma deneyleri yapılan yamalı kelebek birleştirmelerinin maksimum yorulma yükleri, ortalama hasar yük değerlerinin %80'i

seviyelerinde alınmıştır. Tablo 9.10 ve Şekil 9.12'den görüldüğü gibi burada da  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen yük tekrar sayılarının, 0 ve  $23^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen yük tekrar sayılarından daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de en yüksek yorulma yük tekrar sayılarının elde edilmesine karşın 0 ve  $23^{\circ}\text{C}$  sıcaklıklarda sıcaklığın artmasıyla matrisin yumuşamasından ve yapıştırıcının da etkilenmesinden dolayı yük tekrar sayılarının düştüğü belirlenmiştir. Oda sıcaklığı altındaki  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de elde edilen yorulma yük tekrar sayısının, oda sıcaklığında elde edilen yük tekrar sayısından yaklaşık olarak % 14 daha fazla olduğu tespit edilmiştir.

**Tablo 9.10** R=0,1 yük oranında ve oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklarda yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma ömür verileri

Sıcaklık ( $^{\circ}\text{C}$ )	Maksimum Yük oranı	$F_{\text{maks}}$ (N)	$F_{\text{min}}$ (N)	Ort. Yük (N)	Genlik Yükü (N)	Yamalı Kelebek Birleştirmesinin Ortalama Yorulma Yük Tekrar Sayısı, N
23 oda sıcaklığı	%80	11600	1160	6380	5220	972
0	%80	11600	1160	6380	5220	1019
-20	%80	11600	1160	6380	5220	1106



**Şekil 9.12** Oda sıcaklığı altındaki değişik sıcaklıklara maruz kalan yamalı kelebek birleştirmelerinin yorulma performanslarının değişimi



## 10. ÇATLAKLI VE ÇENTİKLİ METAL LEVHALARIN KOMPOZİT YAMA İLE TAMİRİNİN KIRILMA VE YORULMA ANALİZLERİ

Malzemeler değişik şekillerde hasara uğrarlar. Bu hasar tiplerinden günümüzde en çok karşılaştığımız kırılma tipi hasarlardır. Kırılma, insan eliyle oluşturulmuş yapılar var olduğu sürece, toplumun karşı karşıya olduğu bir problemdir. Bu problem, günümüzde sahip olduğumuz ileri teknoloji ve kompleks yapılar yüzünden önceki yıllara nazaran daha da artmıştır.

Tüm mühendislik malzemeleri, mikroskopik boyutlarda dahi olsa çatlak içerirler. Malzemelerin kullanım sürecince bu çatlaklar ilerler, birbirleriyle birleşirler ve gözle görülebilecek boyutlara ulaşır. Yapıların güvenilirliğinin sağlanabilmesi için, çatlakların ne durumda ve ne zaman büyüyeceğinin, ilerleyeceğinin ve kritik boyutlara ulaşacağına incelenmesi gerekir. Bunlar, kırılma mekaniğinin temelini oluştururlar. Kırılma mekaniğinin esasını aşağıdaki temel soruların cevaplandırılması oluşturur.

- ◆ Çatlak oluşacak mı?
- ◆ Çatlak büyüyecek mi?
- ◆ Çatlağı ilerletmek için gerekli minimum enerji nedir?
- ◆ Kritik çatlak uzunluğu nedir?
- ◆ Çatlak, kritik uzunluğa ne kadar zaman sonra ulaşır?
- ◆ Çatlak kararsız bir şekilde ve hızlı mı, yoksa kararlı ve yavaş mı ilerleyecek?
- ◆ Çatlak yavaş ve kararlı bir şekilde ilerleyecekse, hangi hızda ilerleyecek?

Niceliksel anlamda kırılma mekaniği büyük ölçüde Griffith'in 1920'de yayınlamış olduğu çalışma ile başlamış, Irwin'in 1958'deki çalışması ile hız kazanmıştır. Griffith gerilme altındaki bir sistemde çatlak ilerledikçe elastik germe enerjisinde bir azalma olacağını, bu enerjinin de yeni çatlak yüzeylerinin oluşması için gerekli enerji olduğunu ifade etmiştir (Uguz 1996). Irwin, Griffith tipi enerji dengesinin depo edilen şekil değiştirme enerjisi ile yüzey enerjisi ve plastik deformasyon sırasında yapılan iş arasında olması gerektiğini irdelemiştir. Irwin aynı zamanda sünek malzemelerde de yeni çatlak yüzeylerinin oluşması için gerekli enerjinin, plastik deformasyon sırasında yapılan iş yanında genellikle önemsiz olduğunu savunmuştur. Irwin böylece kırılma mekaniğinde bir çığır açmış, enerji yaklaşımı, gerilme yoğunluğu yaklaşımıyla eşdeğerdir demiş ve çatlak ucunda kritik bir gerilme dağılımına erişildiğinde kırılma oluşur demiştir. Böylece kritik gerilme yoğunluğu  $K_{IC}$  bir malzeme özelliği olarak ortaya çıkmış ve Lineer Elastik Kırılma Mekaniğinin (LEKM) temelleri atılmıştır.

LEKM, çatlak ucunda sınırlı plastik deformasyonunun olduğu durumda geçerli olduğundan, çatlak ucunda önemli ölçüde plastik deformasyon söz konusu olduğunda Elastik-Plastik Kırılma Mekaniği (EPKM) devreye girer. EPKM de, 1961'de Wells'in çatlak ucu açılması (COD) üzerine yaptığı çalışmalarla başlamıştır (Uguz 1996).

Hasara uğrayan konstrüksiyon elemanlarında hasarların çoğu malzemenin yorulması sebebi ile oluşmaktadır. Bu durum ilk defa ikinci dünya savaşı yıllarında Alman gemilerinin ve tankerlerinin hiçbir şey olmaksızın ortadan ikiye ayrılması ile görülmüştür. Bu hasarlar genellikle çok düşük gerilmeler altında ve hatta gemiler limanda demirliken meydana gelmiştir. Yapılan araştırmalarda kırılmanın malzemedeki hatalardan ve gerilme yığılmalarından ve bilhassa gevrek kırılmadan dolayı meydana geldiği anlaşılmıştır. Ayrıca kullanılan çeliklerin gevrek kırılmaya, düşük sıcaklıklarda daha yatkın olduğu fark edilmiştir (Yayla 2007).

Her geçen gün imkânların artması ile yorulma çatlak ilerlemesi mekanizmasının nasıl işlediği konusu daha iyi anlaşılabilir hale gelmiştir. Daha önceleri analitik çözümleri çok zor olan bu tip analizler, nümerik çalışmalar ile çözümü mümkün hale gelmiştir. Sonlu elemanlar, sınır eleman, sonlu farklar gibi nümerik çözümlerin son yıllarda bilgisayar uygulamalarının gelişmesiyle çözümlerin yapılmasında büyük bir kolaylık sağlamıştır.

Hasarlı bir yapıyı değiştirmek aşırı maliyetli ve çoğu zaman mümkün değildir. Bu yapılarda çeşitli nedenlerden dolayı oluşabilecek süreksizlikleri ortadan kaldırmak için tamir yapılmaktadır. Bu tamiratın en başında da kompozit malzemeler ile yapılanlar gelmektedir. Bu malzemelerden özellikle fiber takviyeli kompozit malzemeler müdahale edilebilir özellikleri nedeniyle başta uçak yapılarında olmak üzere kullanımı çok yaygındır.

Kompozit malzeme; istenen amaç için tek baslarına uygun olmayan farklı özelliklerdeki iki yada daha fazla malzemeyi istenen özellikleri sağlayacak duruma getirmek için belirli şartlar ve belirli oranlarda fiziksel olarak, makro yapıda bir araya getirilerek elde edilen malzemelere denilmektedir.

Kompozit malzemelerde çekirdek olarak kullanılan bir fiber malzeme ve bu malzemenin çevresinde hacimsel olarak çoğunluğu oluşturan bir matris malzeme bulunur. Bu iki malzeme grubundan fiber malzeme, kompozit malzemenin mukavemet ve yük taşıma özelliğini sağlamaktadır. Matris malzeme ise plastik deformasyona geçişte oluşabilecek çatlak ilerlemelerini önleyici rol oynamakta ve kompozit malzemenin kopmasını geciktirmektedir.

Matris olarak kullanılan malzemenin bir amacı da, fiber malzemeleri yük altında bir arada tutabilmek ve yükü lifler arasında homojen olarak dağıtmaktır. Böylelikle fiber malzemelerde plastik deformasyon gerçekleştiğinde ortaya çıkacak çatlak ilerlemesi olayının önüne geçilmiş olunur.

Kompozit malzeme örnekleri tabiattan alınmış olup, çok uzun bir kullanım tarihine sahiptirler. Kompozit malzemelerin bilinen en eski ve en geniş kullanım alanı inşaat sektörüdür. Saman ile liflendirilmiş çamurdan yapılan kerpiçler ilk kompozit malzeme örneklerindedir. Sonraları taş, kum, kireç, demir ve çimento ile oluşturulan kompozit malzeme kullanılmıştır. Teknoloji gelişimine paralel olarak elektrik enerjisi naklinde kompozit malzemeler kullanılmaya başlanmıştır. İyi bir iletken olan bakır fiberler ile hafif metal olan alüminyum matris kullanılarak, enerji nakli daha verimli hale getirilmiştir. Selüloz ve reçineden oluşan kâğıt ise, yaşamımızın her alanında essiz bir kullanım aracı olarak bilimin ve insanlığın hizmetine sunulmuştur.

Son zamanlarda yüksek mukavemet / ağırlık, katılık / ağırlık oranlarına sahip olan fiber takviyeli reçine kompozitleri, uçak ve uzay taşıtları gibi ağırlığa hassas uygulamalarda önemli kullanım sahaları bulmuşlardır. Düne kadar saçtan ve ahşaptan yapılan tekneler, yatlar yerlerini artık polyester - cam elyaftan yapılan benzerlerine bırakıyorlar. Bakım onarım bakımından daha avantajlı olan kompozit malzemedan yapılan tekneler aynı zamanda daha hafif, uzun ömürlü ve süratli olmaları bakımından tercih edilmektedirler. İmalat sanayisinde artık birçok parça kompozit malzemedan yapılmaktadır.

Kompozit yama ile kuvvetlendirilmiş makine elamanlarının birçoğu sıcak, soğuk ve nem gibi değişik çevresel etkilere maruz kalmaktadırlar. Bu etkiler malzemede bulunan bir çatlağın gerilme altında daha hızlı veya yavaş bir şekilde ilerlemesine etki etmektedir. Örneğin bir uçak kalkış şartlarında normal çevresel koşullara tabi iken yerden 10000 metre yükseklikte  $-50^{\circ}\text{C}$  şartlarındaki çevre koşullarına maruz kalmaktadır.

Bu çalışmada, cam-elyaf takviyeli  $[0^{\circ}]$  kompozit malzeme ile tamir edilmiş merkezi çatlaklı 2024-T3 alüminyum levhanın değişik ortam koşullarında kırılma parametrelerinin ve çalışma ömrünün değişimi araştırılmıştır. Bu amaçla farklı alüminyum kalınlıkları (2 – 3,75 ve 5mm), farklı tabakalı kompozit yama tabaka sayılarında (2 – 4 – 6 ve 8), farklı sıcaklıklar ( $\{-20^{\circ}\text{C}\}$  –  $25^{\circ}\text{C}$  –  $60^{\circ}\text{C}$  ve  $100^{\circ}\text{C}$ ) ve bağıl nem oranları ( $\%45 \pm 5$  ve  $\%85 \pm 5$ ) göz önünde bulundurulmuştur.

Yapılan literatür taramasında çatlaklı 2024-T3 alüminyum levhaların yamanmasının değişik çevre şartlarında incelenmediği tespit edilmiştir. Ayrıca, Genetik Algoritmalar (GA) ve Taguchi deney tasarım tekniğinin bu tip problemlere uygulanmadığı görülmüştür. Buradan yola çıkarak literatürdeki boşluğun doldurulması hedeflenmiştir.

Yukarıda hedeflenen problemi çözebilmek için hem deneysel hem de sayısal çalışmalar yapılmıştır.

### *1. Deneysel çalışmalar*

İlk olarak alüminyum levhanın ve kompozit malzemenin özelliklerin tespiti için mekanik deneyler yapılmıştır. Bu deneyler elastisite modülü, poisson oranı, kırılma tokluğu, çatlak ilerleme parametreleri (c ve m), tekrarlı yük altında çatlak ilerleme hızı ve doğrultusu gibi deneylerini içermektedir. Deneylerin parametre, seviye ve deney sayısı belirlenmesinde “Taguchi” deney tasarım tekniği kullanılmıştır.

### *2. Sayısal modelleme çalışmaları*

Deneysel çalışmalardan elde edilen malzeme özellikleri kullanılarak, yamalı levhanın tekrarlı yükler altındaki davranışını modellemeye yönelik çalışmalar yürütülmüştür. Daha sonra, çatlak ilerleme deneylerinden elde edilen deneysel verilerle Franc2D/L ve ABAQUS 6.8 programlarından elde edilen veriler karşılaştırılmıştır. Ayrıca “Genetik Algoritmalar” tekniği kullanılarak, edilen sonuçlardan Gerilme Şiddeti Faktörü (GŞF) K<sub>i</sub>'i belirlemede kullanılabilecek optimum katsayıları içeren bir denklem oluşturulmuştur.

## 11. KIRILMA VE YORULMA ANALİZ YÖNTEMLERİ

Bu bölümde kullanılan malzemelerin mekanik özelliklerinin ve kırılma mekaniği parametrelerinin tespitinin nasıl yapıldığı, deney şartları, deney sistematığı, test cihazları, modelleme çalışmaları gibi bilgiler detaylı olarak ele alınmıştır.

### 11.1. Deneysel Çalışmalar

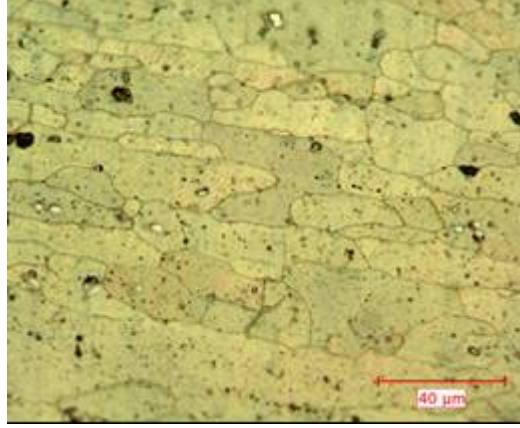
Deneysel çalışmalarda yorulma numunesi olarak Middle Tension numunesi (MT) 2024-T3 alüminyum (ASTM E647), kompozit yama olarak tek yönlü cam-elyaf takviyeli kompozit malzeme ve yapıştırıcı olarak da FM73 film tabaka yapıştırıcı kullanılmıştır. Buradan elde edilen mekanik özellikler nümerik çalışmada kullanılacaktır.

#### 11.1.1. 2024-T3 Alüminyum malzeme

Bu çalışmada, üç farklı kalınlıkta (2 - 3,75 ve 5mm) 2024-T3 alüminyum levha kullanılmıştır. Tüm numuneler hadde yönünden çıkartılmıştır. Hadde yönünü belirlemek için ilk olarak alüminyum tabakadan alınan parçalar Şekil 11.1'deki gibi kalıba alınmıştır. Kalıplama işleminden sonra yüzey metalografik olarak hazırlanmış, uygun dağlayıcı ile (2gr NaOH, 5gr NaF ve 98ml H<sub>2</sub>O karışımı) dağlanmışır. 400 büyütmeli bir mikroskop yardımı ile Şekil 11.2'deki gibi tanecik yönleri tespit edilmiştir.



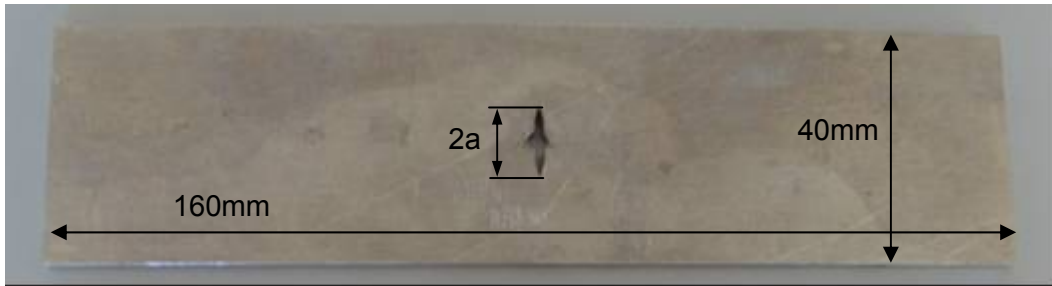
Şekil 11.1 Kalıplama işlemi



**Şekil 11.2** 2024-T3 alüminyum levhanın hadde yönündeki iç yapı resmi

Alüminyum numunelerin mekanik özelliklerin tespiti için çekme deneyleri ASTM standartlarına bağlı olarak nemli ve nemsiz ortam şartlarında ve değişik sıcaklık değerlerinde yapılmıştır.

MT numuneleri ASTM E647'ye göre hazırlanmıştır. Numuneler ölçülerinde (40x160mm) lazer kesim metodu ile İzmir'de faaliyet gösteren Örnek Kalıp firması tarafından yapılmıştır (Şekil 11.3).



**Şekil 11.3** ASTM E647'ye göre hazırlanmış yorulma deney numunesi

ASTM E647 standardına göre numunenin ortasına açılacak çentik boyu en az numune genişliğinin 0,2 katı kadar olmaktadır. Buna göre numunenin ortasındaki çentik yine aynı firmada bulunan tel erozyon tezgâhında  $2a=13\text{mm}$  olarak açtırılmıştır (Şekil 11.3). Daha sonra 150MPa gerilme değeri ve 10Hz frekansta her iki uç kısmı  $\Delta a = 0,5\text{mm}$  olacak şekilde toplam  $2a=14\text{mm}$  yorulma çatlakları açılmıştır. Bu şekilde küt olan çentik ucu keskin çatlak ucuna dönüştürülmüştür.  $2a=14\text{mm}$  aynı zamanda başlangıç çatlak boyudur ve bu çatlak boyu için hesaplanan  $\Delta K$  değeri başlangıç gerilme şiddeti faktörünü ( $\Delta K$ ) ifade etmektedir.

### 11.1.2. Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzeme

Literatürde yama olarak kullanılan bir çok kompozit malzeme vardır. Hem ekonomik hem de kolay bulunabildiğinden dolayı bu çalışmada tek yönlü cam elyaf takviyeli kompozit malzeme kullanılmıştır. Kompozit malzeme değişik tabaka sayılarında (2, 4, 6, 8, 10 ve 16) İzmir'de İzoreel firmasına ürettirilmiştir. Bu çalışmada 2 – 4 – 6 ve 8 tabaka sayılarında kompozit malzeme kullanılmıştır. Bunların ölçülen kalınlıkları sırasıyla 0,5 – 0,9 – 1,2 ve 1,7mm'dir. Kompozit malzeme firmaya tabaka olarak ürettirilmiş ve yama ebadına (40x40mm) Denizli'de faaliyet gösteren Zümrüt Cam firmasında bulunan su jeti cihazında kestirilmiştir (Şekil 11.4).



Şekil 11.4 40x40mm ebadında kompozit yamalar

Deneylerde kullandığımız kompozit malzeme %60 oranında fiberden %40 oranında epoksiden oluşmaktadır (Şekil 11.5). Yoğunluğu  $2,026 \text{ gr/cm}^3$ 'tür.



Şekil 11.5 Levha şeklinde üretilen kompozit tabakalar

### 11.1.3. FM73 film yapıştırıcı

FM73 film tipi yapıştırıcı bu tip tamir işlemlerinde sıklıkla kullanılan bir malzemedir (WEB\_1). Bu malzeme yurt dışındaki Cytec firmasından ücretsiz olarak temin edilmiştir. Film

yapıştırıcının raf ömrü kısıtlı olduğundan  $-18^{\circ}\text{C}$  de derin dondurucuda saklanmaktadır. Bu şekilde raf ömrü 12 ay'a kadar arttırılabilmektedir (Şekil 11.6).

Bu malzemeye ait firma tarafından verilen katalogdan alınan mekanik özellikler Tablo 11.1'de verilmiştir. Bu değerler aynı zamanda nümerik çalışmalarda kullanılacaktır. Ayrıca yine aynı katalogda film tabakanın nemden etkilenmediği de belirtilmiştir. Film tabakanın kalınlığı 0,12mm olarak ölçülmüştür.



**Şekil 11.6** FM73 film tabaka yapıştırıcı

**Tablo 11.1** FM73 film tabaka yapıştırıcının mekanik özellikleri

Malzeme	Sıcaklık ( $^{\circ}\text{C}$ )	Kayma Modülü G (MPa)	Kopma Dayanımı (MPa)
FM73	-20	860	155
	25	856	150
	60	550	130
	100	380	70

Görüldüğü gibi sıcaklık değeri arttıkça yapıştırıcının kayma modülü ve kopma dayanımı değeri düşmektedir.

#### 11.1.4. Deney numunelerinin birleştirilmesi

Deney numunelerinin birleştirme işlemi yapılmadan önce yüzey temizleme işlemi yapılmıştır. Bu şekilde tüm numunelerin birleştirme işlemi standartlaştırılmaya ve yapıştırıcının yüzeye daha iyi yapışması sağlanmaya çalışılmıştır.



İlk olarak üzerine çatlak açılmış alüminyum numunelerin yüzeyleri keçe yardımı ile tufal vb. artıklardan arındırılmıştır (Şekil 11.7).



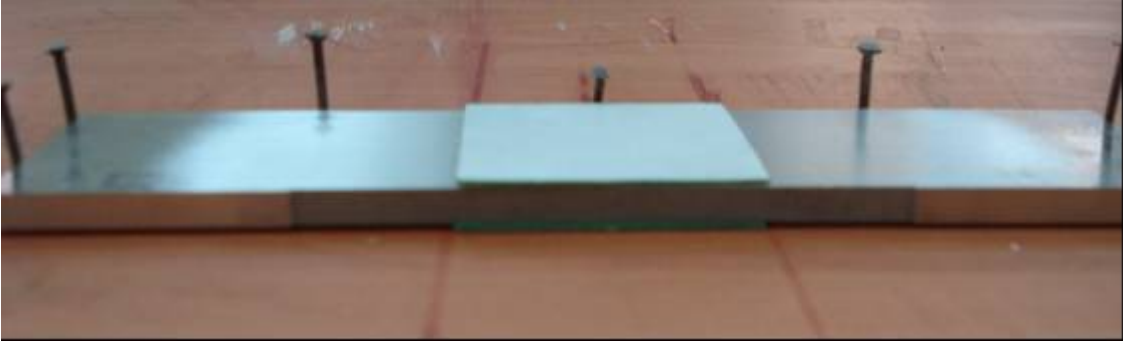
**Şekil 11.7** Keçe ile yüzey temizleme işlemi

Parlatılmış alüminyum yüzeyler “Trikoetilen” adlı kimyasal sıvının içerisinde bir fırça yardımıyla yağ, el izi gibi lekelerden arındırılmıştır (Şekil 11.8). Temizleme işleminden sonra yüzeyde kalan son artıkların da gitmesi için yüzeye hava tutulmuştur (ASTM D2651-01 2008).



**Şekil 11.8** Parlatılan yüzeyin Trikoetilen ile temizlenmesi

Bu işlemler aynı şekilde kompozit malzemeye de uygulanmıştır. Temizlenmiş olan parçalar Şekil 11.9’da görülen basit kalıp üzerinde birleştirilmiştir.



**Şekil 11.9** Kalıp üzerinde birleştirilmiş yorulma numunesi

Yapıştırıcının kütleme işlemi ısıtıcılı pres yardımı ile 120°C ve 3atm basınç altında yapılmıştır. Numune ısıtıcıda iki saat kaldıktan sonra kütleme işlemi tamamlanmış ve numuneler hazır duruma getirilmiştir (Şekil 11.10).



**Şekil 11.10** Yamalı ve yamasız yorulma numuneleri

#### 11.1.5. Yorulmalı çatlak ilerleme deneyi

Yorulmalı çatlak ilerlemesi için MT (Middle Tension) numunesi kullanılmıştır. Numuneye ait boyutlandırmalar ve çatlak ucunda meydana gelen gerilme şiddeti faktörü (GŞF) ASTM E647 standardına göre hesaplanmıştır. Bu standarda göre numunenin ortasına açılacak çentik boyunun en az 0.2W olması önerilmektedir. Burada W numuneye ait genişliği ifade etmektedir. Numunenin toplam boyu yine bu standarda göre 3W'den büyük olmalıdır.

Tekrarlı yüklemeler sonucunda çatlak ucunda meydana gelen  $\Delta K$ 'yı hesaplamak için kullanılan maksimum ve minimum yükler göz önünde bulundurulmaktadır. Gerilme şiddeti faktörünün hesaplanmasında kullanılan  $\Delta P$  (Denklem 11.1);

$$\begin{aligned}\Delta P &= P_{\max} - P_{\min} & (R > 0 \text{ için}) \\ \Delta P &= P_{\max} & (R \leq 0 \text{ için})\end{aligned}\quad (11.1)$$

şeklinde alınmaktadır. Burada,  $P_{\max}$  maksimum yükü,  $P_{\min}$  ise minimum yükü ifade etmektedir. Böylece  $\Delta K$ ,

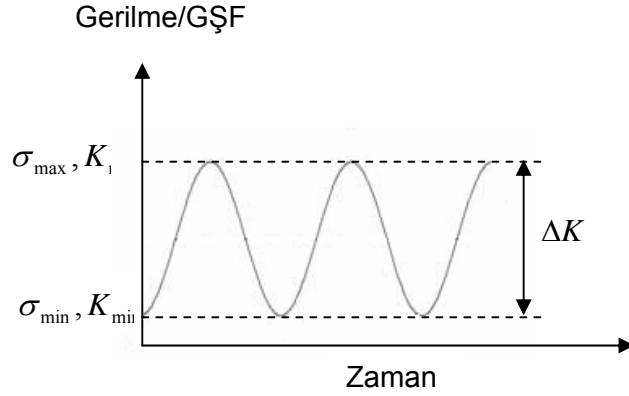
$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B} \sqrt{\frac{\pi \alpha}{2W} \sec \frac{\pi \alpha}{2}} \quad (2a/W < 0,95 \text{ için}) \quad (11.2)$$

şeklinde hesaplanmaktadır (ASTM E647). Burada  $\alpha = 2a/W$ 'dir.  $\Delta K$ 'yı hesaplamak için kullanılan numaralı eşitlik 11.2  $2a/W < 0.95$  için geçerlidir.  $2a/W$  oranı 0.95 değerini geçtiğinde çatlağın artık kararsız duruma geldiği kabul edilir ve muhtemelen kopma meydana gelir.

Numunelere uygulanan maksimum ve minimum yük miktarı deneyde kullanılan yük oranını,  $R$ , belirlemektedir (Denklem 11.3). Yük oranı ise  $\Delta K$ 'nın hesaplanmasında kullanılan toplam yükün belirlenmesinde kullanılmaktadır (Şekil 11.11). Bu çalışmada yük oranı  $R=0,05$  olarak belirlenmiştir. Yük oranı uygulanan maksimum ve minimum yüke bağlı olarak,

$$R = \frac{P_{\min}}{P_{\max}} = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} \quad (11.3)$$

şeklinde elde edilmektedir. Böylelikle eşitlik 11.1 kullanılarak  $\Delta P$  belirlenmiş ve  $\Delta K$  hesaplanmıştır.



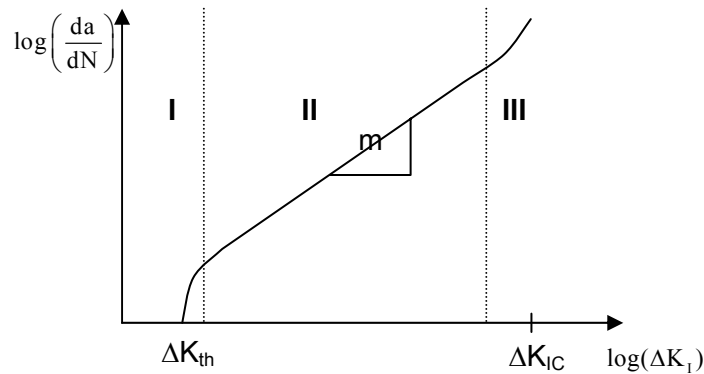
**Şekil 11.11** Tekrarlı yüklemde gerilme şiddeti faktörü aralığı

Deney esnasında yamalı ve yamasız durumda çatlakın büyümesini izlemek için eddy current test sistemi kullanılmıştır. Belirli aralıklarla ölçüm alınmış ve her çatlak boyuna karşılık gelen yük tekrarı kaydedilmiştir.

Yorulma deneyi esnasında gerilme değeri olarak alüminyum numunenin akma gerilmesi değerinin 1/3'ü (150MPa) uygulanmıştır. Tüm deneyler 10Hz frekans değerinde, R=0,05 gerilme oranı değerinde, yük kontrollü olarak yapılmıştır.

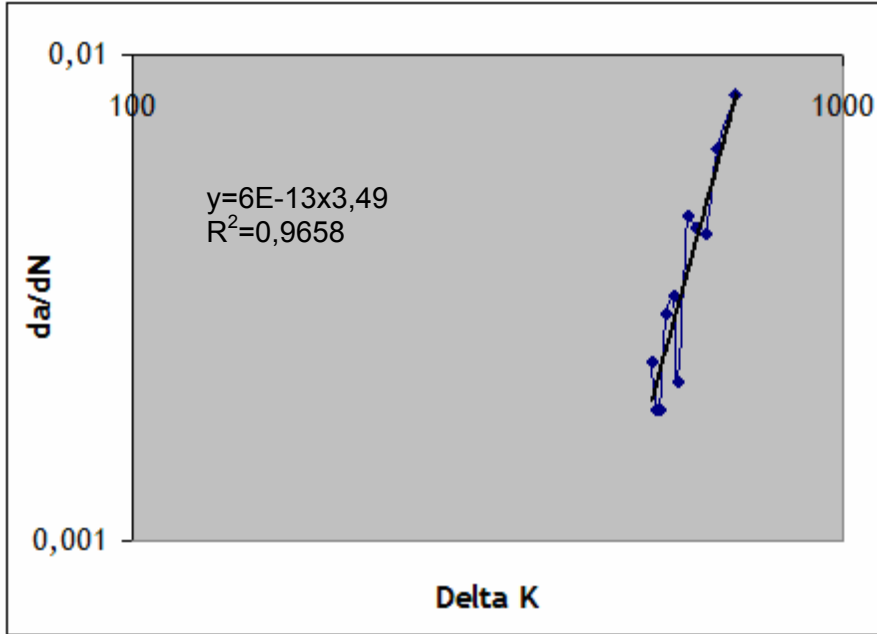
#### 11.1.6. Çatlak ilerleme parametrelerinin (c ve m) tespiti

Paris-Erdoğan denkleminde kullanılan c ve m katsayıları yorulmayı karakterize eden malzeme sabitleridir. Bu parametreler malzemeye ve deney şartlarına göre değişmektedir. Bu katsayılar Şekil 11.12'de gösterildiği gibi II bölgeden elde edilmektedir. Paris denkleminde kullanılan m parametresi genellikle malzemeye bağlı olarak 2 ile 7 arasında değişmektedir (Anderson 1994 ve Uğuz 1996). Buna karşın son zamanlarda yapılan bazı çalışmalarda (Pegoretti ve Ricco 1999), özellikle parçacık takviyeli kompozitler gibi homojen olmayan malzemelerin yorulma deneylerinde m katsayısı 0,77 ile 4,05 arasında elde edilmiştir.



**Şekil 11.12** c ve m katsayılarının bulunması

Bu çalışmada, c ve m katsayıları bulunurken yorulma deneyi esnasında her bir çatlak ilerlemesine karşılık gelen tekrar sayısı kaydedilmiştir. Denklem 11.2 yardımı ile gerilme şiddeti faktörü ( $\Delta K$ ) hesaplanmıştır. Kaydedilen ve hesaplanan değerler Excel programında logaritmik olarak çizdirilerek c ve m katsayıları hesaplanmıştır (Şekil 11.13).

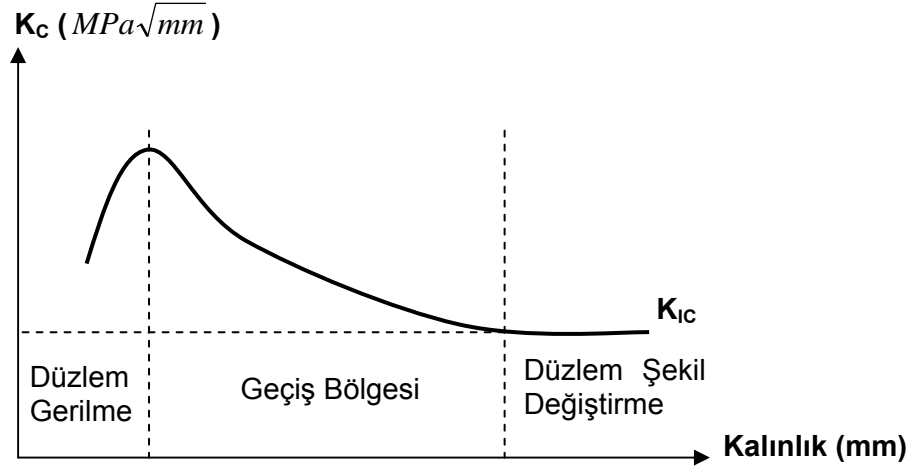


Şekil 11.13 c ve m katsayılarının hesaplanması için excell çizimi

Excell'den elde edilen y fonksiyonu  $y = 6.10^{-13} x^{3,49}$  ve  $R^2 = 0,9658$  olarak hesaplanmıştır. Bu fonksiyondaki katsayılar eşleştirildiğinde  $c = 0,6.10^{-12}$  ve  $m = 3,49$  olarak bulunur.

#### 11.1.7. $K_C$ 'nin belirlenmesi

Açılma modu olan Mod I gerilme şiddeti faktörü ( $K_I$ ) belirli bir geometrideki herhangi bir malzeme için belirli bir gerilme değerinde sabittir, yani bir malzeme özelliği değildir. Ancak her malzeme kritik bir gerilme değerinde kırılır. Malzemenin kırıldığı bu kritik gerilme değerinde ölçülen gerilme yoğunluğu o malzemenin kırılma tokluğu değerini verir ve düzlem şekil değiştirme durumunda  $K_{IC}$  ile ifade edilir. Bu kırılma tokluğu değeri o malzemenin bir özelliğidir ve kullanılan hesaplama yöntemine bağlı olarak bir sabittir. Bu ifade düzlem şekil değiştirme dışındaki durumlarda  $K_C$  olarak adlandırılır (Şekil 11.14).



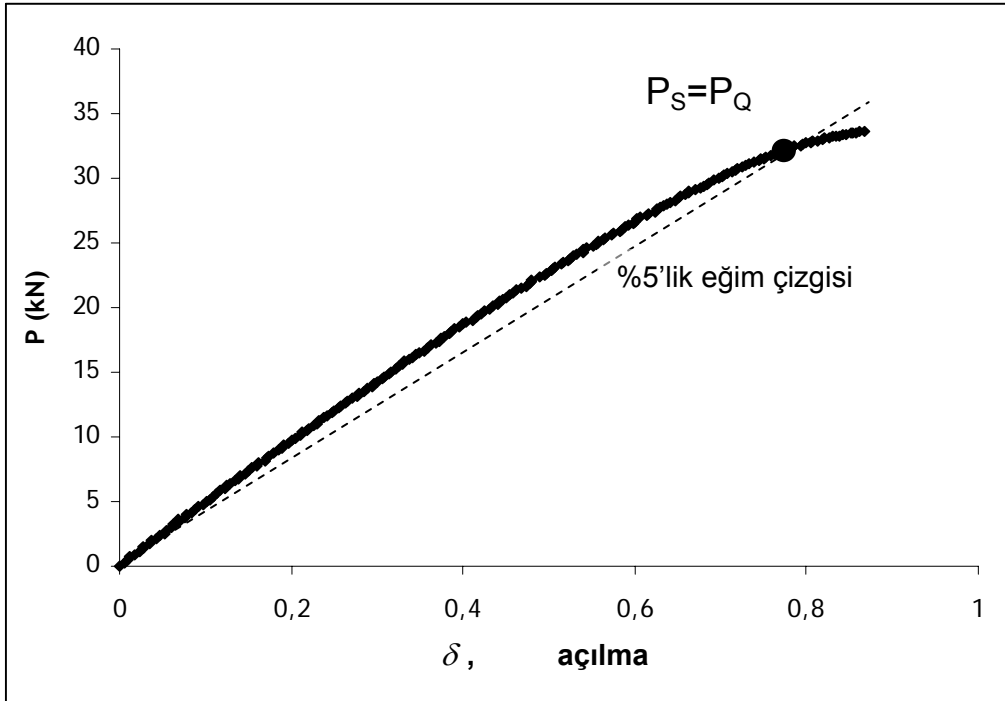
**Şekil 11.14** Bir malzemede numune kalınlığının  $K_C$ 'ye etkisinin şematik gösterimi

Şekil 11.14'de  $K_C$ 'nin numune kalınlığına bağlı olarak değişimi şematik görülmektedir. Belirli bir numune kalınlığı altında, yani numune üzerinde düzlem gerilme durumunun üstün olduğu durumda  $K_C$  sabit değildir ve numune kalınlığı ile değişim gösterir. Belirli bir kalınlığın üzerinde ise, yani düzlem şekil değiştirmenin etkin olduğu durumlarda  $K_C$  sabit bir alt limite varır. Bu alt limit  $K_{IC}$ 'dir.  $K_{IC}$ 'nin değişmediği kalınlık değeri 2024-T3 için oda sıcaklığı şartlarında Denklem 11.4'den (Uğuz 1996) 20,8mm olarak hesaplanmıştır.

$$B \geq 2,5 \left( \frac{K_{IC}}{\sigma_A} \right)^2 \quad (11.4)$$

burada,  $B$ , numune kalınlığını,  $\sigma_A$ , ise alüminyum malzemenin akma mukavemetini ifade etmektedir. Bu malzemeye ait  $K_{IC}$  değeri literatürden  $1010 \text{MPa}\sqrt{\text{mm}}$  olarak alınmıştır (Toudeshky vd 2006).

Değişik kalınlık değerleri için  $K_C$  değerleri deneysel olarak elde edilmiştir. İlk olarak her bir kalınlık için merkezi çatlaklı deney numuneleri çekilerek  $P - \delta$  grafikleri elde edilmiştir (Şekil 11.15).



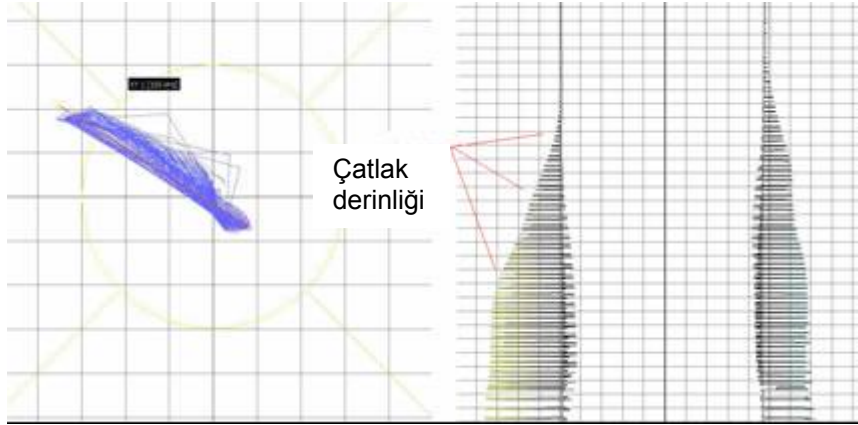
**Şekil 11.15**  $P_S$  ve  $P_Q$  değerlerinin yük-yer değiştirme diyagramı üzerindeki gösterimi

$K_C$ 'ye denk gelen yükü saptamak için Şekil 11.15'deki yük grafiğine %5 daha az eğimli bir doğru orjinden başlayarak çizilir. Bu doğrunun deney eğrisini kestiği yere karşılık gelen yük  $P_S$  olarak kaydedilir.  $P_Q$ ,  $K_C$  hesabında kullanılacak olan yük değeridir. Yük açılma diyagramında  $P_S$ 'den önce gelen ve  $P_S$ 'den daha büyük bir yük yoksa  $P_S=P_Q$  olarak alınır (Uğuz 1996).

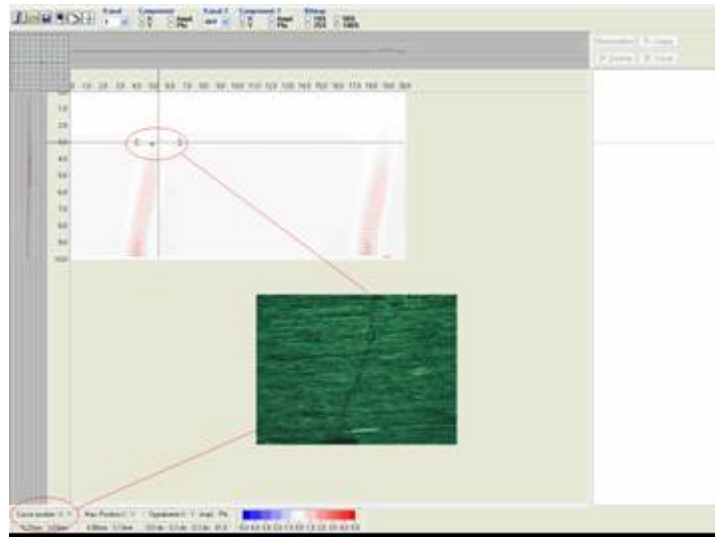
#### 11.1.8. Eddy Current test sistemi ve otomasyonu

Eddy Current (Girdap Dalga Akım Yöntemi) test sistemi, yamalı veya yamasız durumda yüzey üzerinden bir prob yardımı ile çatlak tespit etmek için kullanılan bir test cihazıdır. Prob içerisindeki teller yüzey üzerinde elektromanyetik bir dalga oluşmaktadır. Bu dalgalar malzemenin içerisine doğru hareket etmekte ve çatlakla çarpıldığında geri dönmektedir. Bu şekilde çatlakın konumu belirlenmektedir.

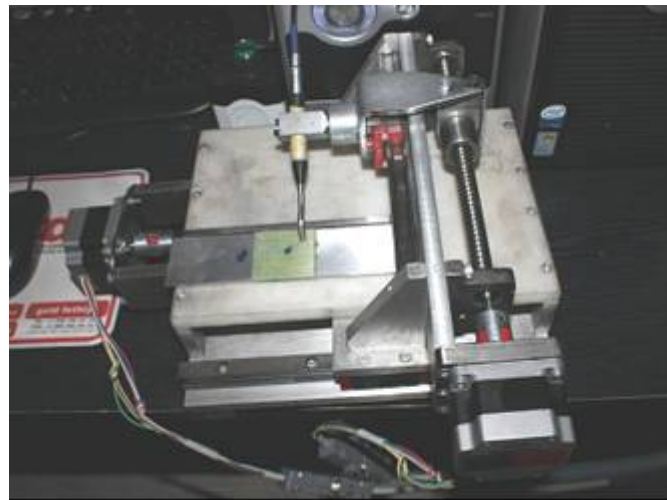
Numune üzerindeki çatlak taraması ScanMax adlı bilgisayar programı kontrolünde yapılmaktadır (Şekil 11.16). ScanImagene programı (Şekil 11.17) tarama yaparken verileri toplamakta ve ara yüzey programı yardımı ile sanal olarak resmetmektedir.



Şekil 11.16 ScanMax programından kesit görüntü



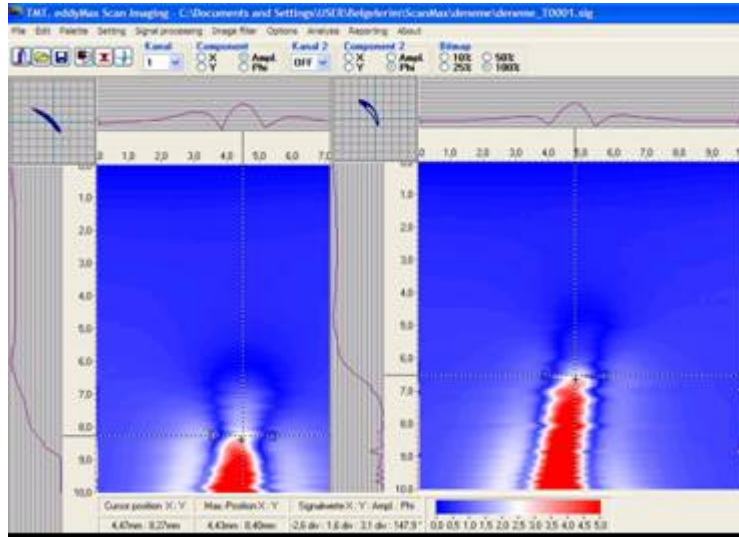
Şekil 11.17 ScanImagine programından kesit görüntü



Şekil 11.18 Step motor kontrollü tam otomatik tarayıcı



Tarama işleminin daha hassas olması için 2006FBE016 numaralı Pamukkale Üniversitesi (BAP projesi) desteği ile tarama cihazı yapılmıştır (Şekil 11.18). Tarayıcının tüm otomasyon işlemleri tarafımızdan tasarlanmıştır. Tarayıcının hassasiyeti üzerindeki step motorlar sayesinde 0,1mm ye kadar indirilebilmiştir. Bu değer ASTM standardına göre istenilen çatlak ilerleme tespit aralığıdır. Tarayıcı üzerine girilen koordinatlar sayesinde 40x40mm'lik alan otomatik olarak taranmakta ve bilgiler ara yüzey programı sayesinde bilgisayara aktarılmaktadır ve ekran üzerinde çatlak ilerlemesi izlenebilmektedir (Şekil 11.19).



a) 1500 tekrar

b) 12500 tekrar

**Şekil 11.19** ScanMax programı ile çatlak ilerlemesinin takibi

### 11.1.9. Deney Tasarımı

#### 11.1.9.1 Taguchi deneysel tasarım metodu

Taguchi yöntemi, parametre tasarımı, deney tasarımı ve tolerans tasarımı üzerine kurulmuş bir optimizasyon yöntemidir. Taguchi'nin deney tasarım yöntemi, çeşitli parametrelerin, farklı düzeyleri arasından optimum kombinasyonu saptamak ve yapılan deneyin güvenilirliği adına oldukça yararlı bir yöntemdir. Her bir parametrenin, her bir seviyesini içeren tüm kombinasyonlar için oldukça fazla deneysel çalışma yapılması gereken durumlarda, Taguchi yöntemi kullanılarak, çok daha az sayıda deneysel çalışma ile sonuca ulaşmak mümkün olmaktadır. Taguchi deneysel tasarım metodunda geliştirilen metodoloji üç temel kavramdan oluşur. Bunlar; sistem tasarımı, parametre tasarımı ve tolerans tasarımıdır.

**Sistem tasarımı:** metodun ilk aşamasıdır. Bu aşamada malzeme, bileşen seçimi yapılmaktadır.

**Parametre tasarımı:** Süreç optimizasyonunda anahtar aşama parametre tasarımıdır. Bu aşama ürünün fonksiyonel karakteristiklerini ya da temel fonksiyonlarını optimum seviyeye getirecek ve kontrol edilemeyen faktörlere karşı minimum düzeyde hassasiyet göstermesini sağlayacak, sürecin belirli faktör seviyelerinin belirlenmesine olanak sağlar.

Bu aşamada deneysel tasarımda sıkça kullanılan iki ana kavram ile karşılaşılır. Bunlar; Ortogonal gösterim ve işaret / gürültü analizidir (S/N - Signal/Noise). Ortogonal gösterim tasarımları, ortogonallık özelliği nedeniyle kesirli faktörsel tasarımlardır. S/N oranı süreç değişkenliğinin bir ölçüsüdür. Taguchi'ye göre S/N oranı kullanılarak sürecin optimize edilmesiyle, optimum süreç şartlarının dinç ve kararlı olması yani minimum süreç değişkenliğine sahip olması sağlanır.

Parametre tasarımı ile kontrol faktörleri için uygun bir seviye seçilerek kontrol edilemeyen faktörlerin bozucu etkilerini azaltmak amaçlanmaktadır. Bu uygun seviyenin oluşturulmasında; kontrol faktörlerinin değişen değerleri ile ilgili deneyler yapılır ve bu faktörlerin farklı kombinasyonları ile yapılan her bir deney için hata faktörlerinin farklı kombinasyonlarının etkisi ölçülür. Bu durum, performans karakteristiğini etkileyen faktörler arasında hata faktörlerinin bulunduğu durumlarda geçerlidir. Parametre tasarım stratejisi, iç ve dış dizileri kullanarak kontrol faktörlerini hata faktörlerinden ayırır ve kontrol faktörlerinin seviyelerini belirlemek için hata faktörleri dış diziyeye atanır (Bayrak 1996).

Taguchi yönteminde kontrol edilebilen parametrelerin ve hata parametrelerinin L8 dizisine yerleşimi Tablo 11.2'de gösterilmektedir. A, B, C ve D parametreleri kontrol parametreleri, E, F ve H parametreleri ise hata parametreleri olarak aynı ortogonal diziyeye yerleştirilmiştir. Kontrol edilmeyen parametreleri hata varyansı hesaplamasında kullanılmaktadır.

**Tablo 11.2** Taguchi yönteminde kontrol edilebilen parametrelerin ve hata parametrelerinin L8 dizisine yerleşimi.

Deney Sırası	A	B	C	D	E(H)	F(H)	G(H)
	Sütun No						
	1	2	3	4	5	6	7
1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	2	2	2	2
3	1	2	2	1	1	2	2
4	1	2	2	2	2	1	1
5	2	1	2	1	2	1	2
6	2	1	2	2	1	2	1
7	2	2	1	1	2	2	1
8	2	2	1	2	1	1	2

Taguchi, kayıp fonksiyonunun hesaplanmasında üç tip gürültü (S/N) oranı geliştirilmiştir. Bunlar etkin parametrenin belirlenmesinde ve hata varyansında kullanılmaktadır. Bu denklemler şu şekilde ifade edilmektedir.

Performans karakteristiğinin en düşük en iyi olduğu durumda (Denklem 11.5);

$$S/N = -10 \log \left( \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right) \quad (11.5)$$

En yüksek (büyük) en iyi olduğu durumda (Denklem 11.6),

$$S/N = -10 \log \left( \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right) \quad (11.6)$$

Nominal en iyi olduğunda (Denklem 11.7) olmaktadır. Bu temel gürültü oranı (S/N) denklemleri kullanılmaktadır. Burada;

$$S/N = 10 \log \left( \frac{\bar{y}^2}{S^2} \right)$$

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i \quad (11.7)$$

$$S^2 = \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \left( y_i - \bar{y} \right)^2$$

olup;

$y_i$  = Performans karakteristiğinin i. gözlem değeri

$n$  = Bir denemede test sayısı

$\bar{y}$  = Gözlem değerlerinin ortalaması

$S^2$  = Gözlem değerlerinin varyansı

dır.

**Tolerans tasarımı:** Parametre çalışmaları sonucu istenilen hedefe varılmadığı takdirde yapılacak bir takım çalışmalardan ibarettir.

**Taguchi deneysel tasarım metodunun prosedürleri:** Deneysel tasarımı için bir takım temel prosedürler belirlenmiştir. Bu prosedürler temel işlemlerin uygulanışı sıralar.

Bunlar;

1. Çözülecek olan problemin belirlenmesi
2. Performans karakteristiklerinin belirlenmesi
3. Parametrelerin seçimi ve seviyelerinin belirlenmesi
4. Parametrelerin kontrol edilebilen ve kontrol edilmeyen parametreler olarak ayrılması
5. Etkileşimli parametrelerin belirlenmesi
6. Ortogonal dizi seçimi
7. Parametrelerin ve etkileşimli parametrelerin sütunlara yerleştirilmesi
8. Kayıp fonksiyonları ve performans istatistiklerinin seçilmesi
9. Deneylerin yapılması ve sonuçlarının kaydedilmesi
10. Varyans analizi
11. ANOVA testi ve doğrulama deneyinin yapılması

Bu aşamalardan en önemli olan basamak deneysel verilerin yorumlanmasında ve gerekli kararların verilmesinde varyans analizi (ANOVA) istatistiksel metodu kullanılmaktadır. ANOVA test edilen parça gruplarının ortalama performansla arasındaki farklılığı ortaya koymak için kullanılan istatistiğe dayalı bir karar aracıdır. Varyans analizi, toplam varyasyonu bileşenlerine ayıran matematiksel bir tekniktir ve serbestlik derecesi, karelerin toplamı, ortalama kareler (varyans) vb. gibi niceliklerin hesaplanmasında kullanılmaktadır (Bayrak 1996).

Bu çalışmada kullanılan parametre ve parametre seviyeleri Tablo 11.3'de verilmiştir.

**Tablo 11.3** Deney parametreleri ve parametre seviyeleri

PARAMETRE	PARAMETRE SEVİYELERİ			
	1	2	3	4
Alüminyum kalınlığı (mm)	2	3,75	5	2
Yama tabaka sayısı	2	4	6	10
Sıcaklık (°C)	100	60	25	-20

Tablo 11.3'de verilen Taguchi deney tasarımı sisteminde Alüminyum kalınlığı parametresinin 4. seviyesi boş kalmıştır. Buraya yine bu deney tasarımına göre 2mm geleceği hesaplanmıştır. Bu tabloya göre oluşturulan L16 deney şeması Tablo 11.4'de verilmiştir.

**Tablo 11.4** Taguchi sistemine göre oluşturulan deney şeması

Deney Numarası	Levha Kalınlığı	Yama Tabaka Sayısı	Sıcaklık	Levha Kalınlığı	Yama Tabaka Sayısı	Sıcaklık
1	1	1	1	2	2	100
2	1	2	2	2	4	60
3	1	3	3	2	6	25
4	1	4	4	2	8	-20
5	2	1	2	3,75	2	60
6	2	2	1	3,75	4	100
7	2	3	4	3,75	6	-20
8	2	4	3	3,75	8	25
9	3	1	3	5	2	25
10	3	2	4	5	4	-20
11	3	3	1	5	6	100
12	3	4	2	5	8	60
13	1	1	4	2	2	-20
14	1	2	3	2	4	25
15	1	3	2	2	6	60
16	1	4	1	2	8	100

Taguchi deney tasarımına göre seçilen deneyler yapıldıktan sonra elde edilen değerlere göre **varyans** hesapları yapılacaktır. Yapılan hesaplamalardan sonra deney sistematığının doğruluğu bulunacak ve doğru olması durumunda karşılaştırma yapılabilmesi için ek deneyler yapılacaktır.

Tablo 11.5'de verilen deneyler, elde olan verileri birbirleri ile karşılaştırmak için ekstradan yapılmış olan ek deneyleri içermektedir. Eklenen bu deneyler, numune kalınlığı, yama tabaka sayısı ve ortam sıcaklıkları göz önünde tutularak en uygun olanları seçilerek belirlenmiştir.

Deneyisel bulgulardaki verileri elde etmek için ek deneyler ve ön deneyler de dahil olmak üzere toplam 150'nin üzerinde deney gerçekleştirilmiştir.

**Tablo 11.5** Taguchi deney sistemine ilave edilen deneyler

Deney Numarası	Levha Kalınlığı	Yama Tabaka Sayısı	Sıcaklık	Levha Kalınlığı	Yama Tabaka Sayısı	Sıcaklık
17	1	1	2	2	2	60
18	1	3	1	2	6	100
19	2	1	1	3,75	2	100
20	3	1	1	5	2	100
21	3	1	2	5	2	60
22	2	1	3	2	2	25
23	2	2	1	2	4	100
24	3	1	4	5	2	-20
25	2	2	4	3,75	4	-20
26	2	3	3	3,75	6	25
27	3	2	3	5	4	25
28	3	3	2	5	6	60
29	2	2	2	3,75	4	60
30	2	4	1	3,75	8	100
31	3	2	1	5	4	100
32	1	4	1	2	8	100

## **11.2. Sayısal Çalışmalar**

### **11.2.1. Giriş**

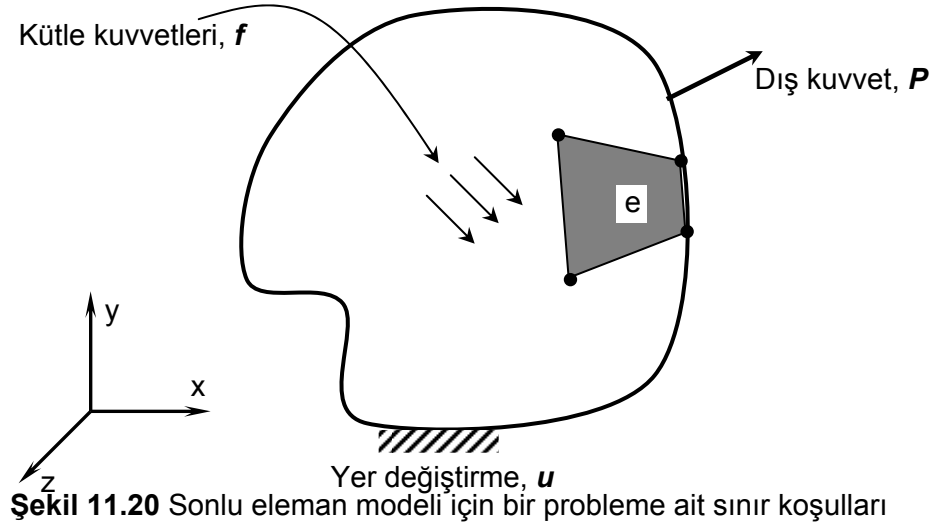
Sonlu elemanlar metodu; karmaşık olan problemlerin daha basit alt problemlere ayrılarak her birinin kendi içinde çözülmesiyle tam çözümün bulunduğu bir analiz şeklidir.

Sonlu elemanlar yönteminin temeli uçakların yapısal analizindeki gelişmelere dayanmaktadır. Sonlu elemanlar terimi ilk defa 1960 yılında Clough tarafından kullanıldı. 1960'ların ilk yıllarında mühendisler bu yöntemi gerilme analizlerinde, akışkanlar mekaniğinde, ısı transferinde ve diğer alanlarda kullanmışlardır (Topçu ve Taşgetiren 1998, Chandrupatla ve Belegundu 1991, Huebner ve Thornton 1982, Owen ve Hinton 1980).

Sonlu elemanlar metodunun kullanılması ve bilgisayarların sanayiye girmesiyle, daha önce ancak pahalı deneysel yöntemlerle incelenebilen bir çok makine elemanının (motor blokları, pistonlar vs.) kolayca incelenebilmesi, hatta çizim esnasında mukavemet analizlerinin kısa bir sürede yapılarak optimum dizaynın gerçekleştirilmesi mümkün olabilmektedir. Günümüzde bilgisayarların hızla gelişmesi daha hızlı ve kapasiteli bilgisayarların kullanılıyor olması, bu yöntemin mühendisler ve işletmeciler tarafından kullanımını arttırmıştır.

### **11.2.1.İki boyutlu problemler**

Bir problemin sonlu eleman modeli, birbirlerine düğümler ile bağlı çok sayıdaki daha küçük elemanlardan oluşmaktadır. Bu model sınır koşulları ve yükleme durumlarını da içerecek şekilde tanımlanır. Şekil 11.20 de belli bir yüzey alanına ve hacime sahip bir problem için sınır koşulları verilmiştir.



Şekil 11.20 Sonlu eleman modeli için bir probleme ait sınır koşulları

Yapı içerisindeki bir eleman göz önüne alındığında elemanda meydana gelen yer değiştirmeler,  $\{u\}$  yer değiştirme vektörü ile ifade edilir. Herhangi bir elemanın herhangi bir düğümünde meydana gelen yer değiştirme değerleri (Denklem 11.8),

$$\{u\} = [u \ v]^T \quad (11.8)$$

şeklindedir. Düğümlerde meydana gelen yer değiştirme değerleri elde edildiği zaman şekil değiştirmeler de (Denklem 11.9),

$$\{\varepsilon\} = [B] \{q\} \quad (11.9)$$

şeklinde ifade edilmektedir. Burada  $[B]$  şekil değiştirme-yer değiştirme (interpolasyon) matrisidir.  $\{q\}$  ise eleman yer değiştirme vektörüdür.

Elemanda meydana gelen şekil değiştirme ile gerilme arasındaki ilişki ise (Denklem 11.10);

$$\{\sigma\} = [D] \{\varepsilon\} \quad (11.10)$$

olarak verilmektedir. Burada  $[D]$  elastisite matrisidir ve problemin düzlem şekil değiştirme veya düzlem gerilme olmasına göre değişmektedir. İki boyutlu bir problemde düzlem gerilme ve düzlem şekli değiştirme durumlarına göre elastisite matrisleri (Denklem 11.11 ve 11.12),



$$\underset{\text{Düzlem gerilme}}{[D]} = \frac{E}{1-\nu^2} \begin{bmatrix} 1 & \nu & 0 \\ \nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\nu}{2} \end{bmatrix} \quad (11.11)$$

$$\underset{\text{Düzlem şekil değiştirme}}{[D]} = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{(1-\nu)} & 0 \\ \frac{\nu}{(1-\nu)} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (11.12)$$

şeklinindedir. Linear elastik malzemeler için gerilme-şekil değiştirme ilişkisi genelleştirilmiş Hooke kanunundan gelmektedir. İzotropik malzemeler için E Young modülü (elastisite modülü) ve  $\nu$  Poisson oranıdır.

Kullandığımız tabakalı kompozit yamada ortaya çıkacak olan eksenlerdeki gerilmeler şekil değiştirmeye bağlı olarak Denklem 11.13'deki gibi verilebilir (Gibson 1994).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{Q}_{11} & \bar{Q}_{12} & \bar{Q}_{16} \\ \bar{Q}_{21} & \bar{Q}_{22} & \bar{Q}_{26} \\ \bar{Q}_{61} & \bar{Q}_{62} & \bar{Q}_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (11.13)$$

Burada  $\bar{Q}_{ij}$  tabakanın transforme edilmiş rijitlik matrisidir ve Denklem 11.14 gibi ifade edilmiştir.

$$\begin{aligned}
\bar{Q}_{11} &= Q_{11} \cos^4 \theta + Q_{22} \sin^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\
\bar{Q}_{12} &= (Q_{11} + Q_{22} - 4Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{12} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\
\bar{Q}_{22} &= Q_{11} \sin^4 \theta + Q_{22} \cos^4 \theta + 2(Q_{12} + 2Q_{66}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta \\
\bar{Q}_{16} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos^3 \theta \sin \theta - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos \theta \sin^3 \theta \\
\bar{Q}_{26} &= (Q_{11} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos \theta \sin^3 \theta - (Q_{22} - Q_{12} - 2Q_{66}) \cos^3 \theta \sin \theta \\
\bar{Q}_{66} &= (Q_{11} + Q_{22} - 2Q_{12} - 2Q_{66}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + Q_{66} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta)
\end{aligned} \tag{11.14}$$

Tabakaya ait rijitlik matrisi bileşenleri  $Q_{ij}$  denklem 11.15'deki gibidir.

$$\begin{aligned}
Q_{11} &= \frac{S_{22}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_1}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\
Q_{12} &= -\frac{S_{12}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{\nu_{12}E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} = Q_{21} \\
Q_{22} &= \frac{S_{11}}{S_{11}S_{22} - S_{12}^2} = \frac{E_2}{1 - \nu_{12}\nu_{21}} \\
Q_{66} &= \frac{1}{S_{66}} = G_{12}
\end{aligned} \tag{11.15}$$

burada  $S_{ij}$  rijitlik matrisi bileşenleridir ve denklem 11.16'daki gibi hesaplanmaktadır.

$$\begin{aligned}
S_{11} &= \frac{1}{E_1}, & S_{22} &= \frac{1}{E_2}, & S_{66} &= \frac{1}{G_{12}} \\
S_{12} &= S_{21} = -\frac{\nu_{21}}{E_2} = -\frac{\nu_{21}}{E_1}
\end{aligned} \tag{11.16}$$

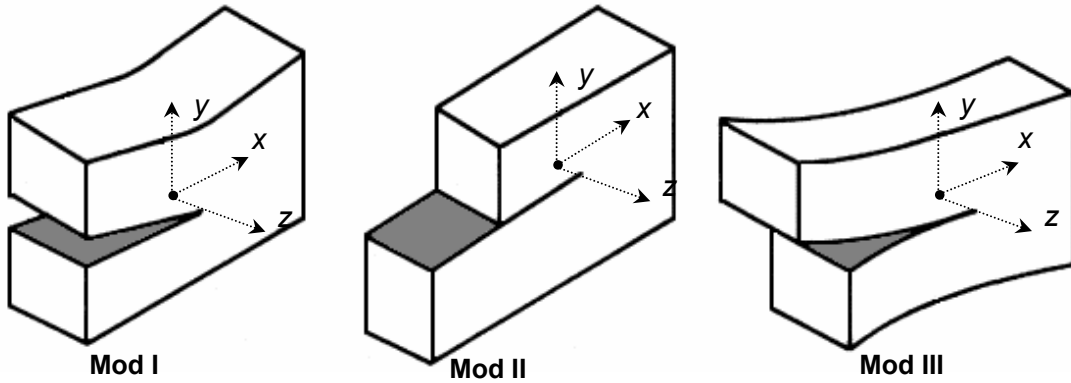
### 11.2.2 Kırılma mekaniği yaklaşımı

Çalışma sıcaklığı, malzeme tokluğu, tasarım, kaynak, artık gerilmeler ve yorulma gibi birçok faktör makine elemanlarında gevrek kırılmaya neden olabilir. Fakat yapılan çalışmalar göstermiştir ki, makine elemanlarının gevrek kırılmaya olan eğilimini üç önemli faktör etkilemektedir. Bunlar; malzeme tokluğu, çatlak boyu ve gerilme seviyesidir. Kırılma mekaniğinin temel prensibi; bir makine elemanı içerisinde var olan keskin çatlakın önündeki gerilme bölgesidir ki bu bölge gerilme yığılma faktörü olan K parametresi ile tanımlanabilir.

Gerilme yığılma faktörü olarak adlandırılan K parametresi, nominal gerilme seviyesi ( $\sigma$ ) ve çatlak boyu (a) ile doğrudan ilişkilidir.

Kırılma mekaniği iki farklı kategoriye ayrılmaktadır. Bunlar; Lineer Elastik Kırılma Mekaniği (LEFM) ve Elastik-Plastik Kırılma Mekaniği (EPFM)'dir. Lineer elastik kırılma mekaniğinin teorisi günümüze kadar oldukça iyi bir şekilde ortaya konmuş ve elastik-plastik kırılma mekaniğinin temellerini teşkil etmiştir (Uğuz 2006). Lineer elastik kırılma mekaniğinin temel amacı; çatlak veya çatlağa benzeyen süreksizlikler civarındaki gerilme durumu ile elemana uygulanan ortalama gerilme, çatlak büyüklüğü, çatlağın geometrik durumu ve malzeme özellikleri arasında analitik bir ilişki kurulmasıdır.

Elastik bir cisim içerisindeki var olan çatlağın gerilme analizini yapabilmek için çatlak yüzeylerinin birbirine göre hareketlerini içine alan üç farklı kırılma modu tanımlanmıştır (Şekil 11.21).



**Şekil 11.21** Kırılma mekaniği problemlerinde karşılaşılan kırılma modları

Mod I de yer değiştirmeler x-y ve x-z düzlemlerine göre simetrik olup açılma modu olarak adlandırılır. Çatlağın karşılıklı yüzeyleri birbirine ters yönde hareket ederler. Kayma modu olan Mod II de ise yer değiştirmeler z-y düzlemine göre simetrik, x-z düzlemine göre ise vida simetrisine sahiptir. Yüzeyler ters yönde yanlara doğru birbiri üzerinde kayarak hareket ederler. Mod III yırtılma modu olup her iki düzleme göre vida simetrisine sahiptir. Yüzeyler çatlak ucu çizgisine paralel olarak hareket ederler. Her çatlak modu farklı bir gerilme alanına karşılık gelmektedir. Eleman üzerinde çatlak modları tek tek yada bu modların bir kombinasyonu olarak bulunurlar (Taşgetiren 1997, Vardar 1988, Herzberg 1976, Anderson 1994).

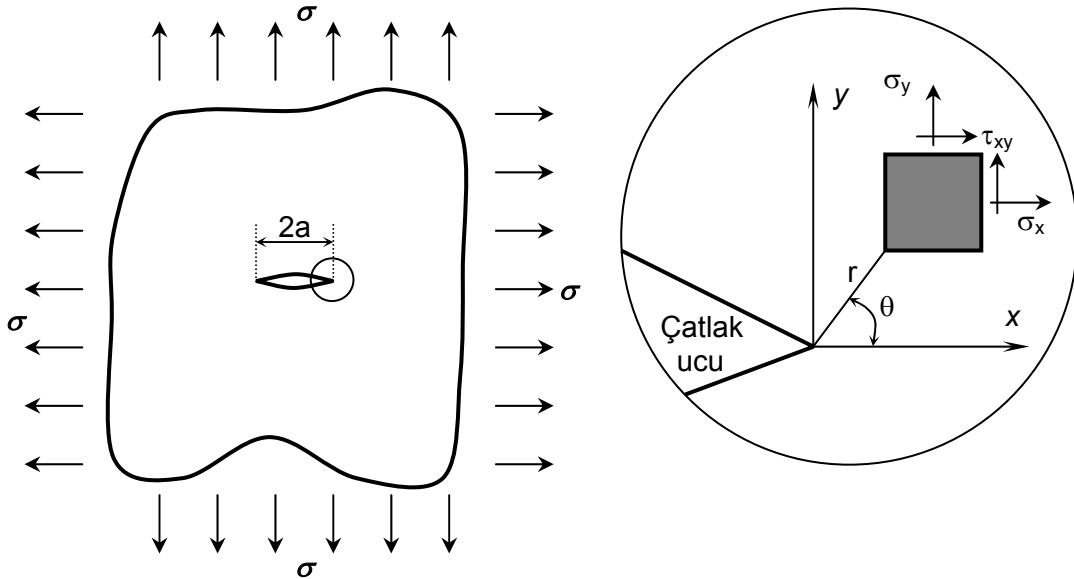
Bir levha içerisindeki çatlakın ilerlemesine dair yapılan çalışmalar genellikle Mod I ve Mod II üzerinde yoğunlaşmaktadır. Her iki modun da etkin olduğu problemler Karma-Mod olarak adlandırılır. Irwin tarafından ortaya konulan bir çalışmada (Zahavi 1996) çatlak ucu bölgesinde meydana gelen gerilme bileşenleri için analitik bir çözüm bulunmuştur. Şekil 11.22 de verilen sonsuz büyüklükteki bir plakada yer alan bir çatlak ucu bölgesinde meydana gelen gerilme bileşenleri,

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) - \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \left( 2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \quad (11.17)$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \quad (11.18)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left( 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (11.19)$$

şeklinde.



**Şekil 11.22** Çatlak ucunda gerilme bileşenleri için koordinat sistemi

Denklem 11.17, 11.18 ve 11.19 sadece çatlak ucuna çok yakın bir bölge için ( $r \ll a$ ) geçerlidir. Gerilme denklemlerinden de görüleceği üzere  $r$  değeri sıfıra yaklaştıkça ( $r \rightarrow 0$ ) çatlak ucundaki gerilme değerleri sonsuz olmaktadır. Bu durum tam gevrek malzemeler için geçerlidir. Çatlak ucu bölgesindeki gerilme bileşenleri  $K_I$  ve  $K_{II}$  gerilme şiddeti faktörlerine

bağlı olarak elde edildiği gibi yer değiştirmeler da  $K_I$  ve  $K_{II}$  ye bağlı olarak elde edilmiştir (Denklem 11.20 ve 11.21) (Zahavi 1996).

$$u = \frac{K_I \sqrt{2\pi r}}{8\pi G} \left[ (2\kappa - 1) \cos \frac{\theta}{2} - \cos \frac{3\theta}{2} \right] + \frac{K_{II} \sqrt{2\pi r}}{8\pi G} \left[ (2\kappa + 3) \sin \frac{\theta}{2} + \sin \frac{3\theta}{2} \right] \quad (11.20)$$

$$v = \frac{K_I \sqrt{2\pi r}}{8\pi G} \left[ (2\kappa + 1) \sin \frac{\theta}{2} - \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \frac{K_{II} \sqrt{2\pi r}}{8\pi G} \left[ (2\kappa - 3) \cos \frac{\theta}{2} + \cos \frac{3\theta}{2} \right] \quad (11.21)$$

burada  $G$  malzemenin kayma modülü ve  $\kappa$  (Denklem 11.22),

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu & \text{Düzlem şekil değiştirme} \\ (3 - \nu)/(1 + \nu) & \text{Düzlem gerilme} \end{cases} \quad (11.22)$$

şeklinde problemin düzlem gerilme ve düzlem şekil değiştirme şartlarına göre değişen bir katsayıdır.

### 11.2.2.1. Gerilme şiddet faktörünün hesabı

Gerilme şiddeti faktörü lineer elastik malzemelerde çatlak ucundaki gerilme ve yer değiştirmeleri tanımlamanın en iyi yoludur. Gerilme yığılma faktörü genellikle çatlak uzunluğunun, gerilmenin ve geometrinin bir fonksiyonu olarak ifade edilir. Bu manada gerilme şiddeti faktörünün genel ifadesi (Denklem 11.23),

$$K = \beta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (11.23)$$

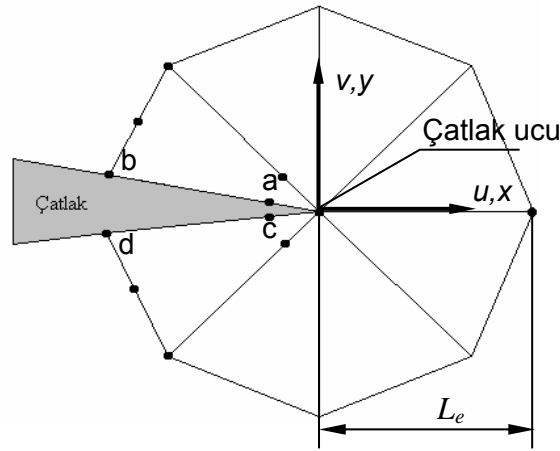
şeklinde (Spievak vd 2000). Burada  $\beta$  geometriye bağlı boyutsuz bir parametredir,  $a$  çatlak boyu ve  $\sigma$  elemana etkiyen gerilmedir.

Bu metoda göre; çatlaklı makine elemanı için yapılan nümerik çözümler sonucunda, çatlak yüzeyinde bulunan  $a$ ,  $b$ ,  $c$  ve  $d$  (Şekil 11.23) düğümlerinden alınan yer değiştirme değerlerine bağlı olarak  $K_I$  ve  $K_{II}$  hesaplanabilmektedir. Çatlak yüzeyindeki yer değiştirme değerleri ile gerilme şiddeti faktörü arasındaki ilişki (Denklem 11.24 ve 11.25);

$$K_I = \frac{G}{\kappa+1} \sqrt{\frac{2\pi}{L_e}} [4(v_a - v_c) + (v_d - v_b)] \quad (11.24)$$

$$K_{II} = \frac{G}{\kappa+1} \sqrt{\frac{2\pi}{L_e}} [4(u_a - u_c) + (u_d - u_b)] \quad (11.25)$$

şeklinde verilmektedir (Tan ve Gao 1990).  $u_i$ , ve  $v_i$ ,  $x$  ve  $y$  yönlerindeki düğüm yer değiştirme değerleri,  $L_e$  çatlak ucunda kullanılan eleman boyudur.



**Şekil 11.23** Çatlak ucunda kullanılan özel çeyrek nokta düğümlü üçgen elemanlar

Çatlak ucunda meydana gelen  $K_I$  ve  $K_{II}$  gerilme şiddeti faktörlerini hesaplamak için çeşitli yöntemler kullanılmakla beraber, en çok kullanılan ve daha doğru sonuçlar veren metod düğüm yer değiştirmeleri metodudur (Chan vd 1970). Düğüm yer değiştirmeleri metodu, genellikle sonlu elemanlar ve sınır elemanlar metodu gibi nümerik çözüm yöntemlerinde kullanılmaktadır (Phan ve Mukherjee 2008, Wang ve Gai 2008, Uzun vd 2008, Ergun vd 2006).

### 11.2.2.2. Çatlağın ilerleme doğrultusu analizi

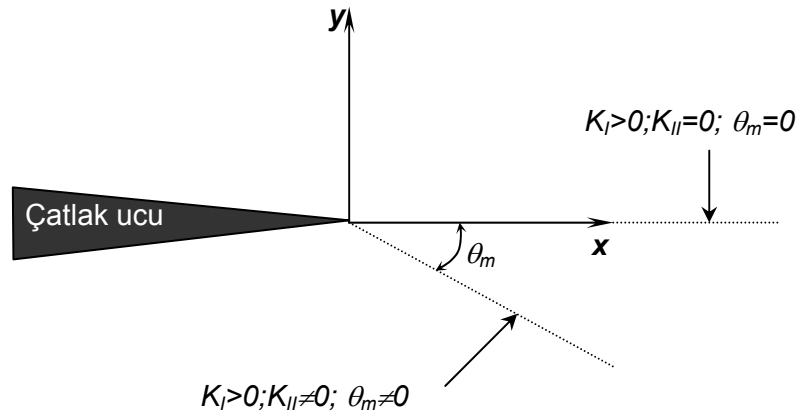
Çatlağın büyüme şartı çatlak ucunda depolanan enerji ile doğrudan ilişkilidir. Çatlak ucunda yeterli enerji depolandığında çatlak büyümeye başlar. Çatlağın bu ilerlemesi çatlak ucu civarında gerilme durumuna bağlı olarak değişebilir. Eğer çatlaklı eleman sadece Mod I etkisi altında ise, çatlak herhangi bir sapma göstermeksizin kendi doğrultusunda büyümeye çalışacaktır. Fakat çatlaklı eleman Karma Mod (Mod I+Mod II) etkisi altında ise çatlağın

ilerleme doğrultusu değişecek ve  $K_{II}$  gerilme şiddeti faktörünün almış olduğu değere göre yönlenerak büyüyecektir.

Bu güne değin çatlağın ilerleme doğrultusunu saptamaya yönelik çeşitli çalışmalar yapılmıştır. Ortaya konulan bu çalışmalar neticesinde çatlağın ilerleme doğrultusunu saptamak için çeşitli metotlar önerilmiştir. Bu metotlar arasında en çok kullanılan ve kabul gören ise maksimum asal gerilmeler teorisi (Erdogan ve Sih 1963), maksimum enerji salıverme teorisi (Nuismer 1975) ve minimum şekil değiştirme enerji yoğunluğu teorisi (Sih 1974) dir. Bu çalışmada, kolay uygulanabilir olmasının yanı sıra çok kullanılan bir teknik olması nedeniyle maksimum asal gerilme teorisi kullanılmıştır (Ergun vd 2006, Aslantaş ve Taşgetiren 2003). Bu teori iki temel kabule dayandırılmıştır. Bunlardan ilki; çatlak, çatlak ucundan radyal olarak yayılır. İkincisi ise; çatlak, maksimum teğetsel gerilmeye dik yönde ilerler. Diğer bir ifadeyle çatlak  $\sigma_{\theta\theta}$  değerinin maksimum olduğu  $\theta_m$  açı değerinde ilerleyecektir (Spievak vd 2000) (şekil 11.24). Mod I ve Mod II için düzlem şekil değiştirme şartlarında  $\sigma_{\theta\theta}$  (Denklem 11.26),

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[ K_I \cos^2 \frac{\theta}{2} - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta \right] \quad (11.26)$$

şeklinde verilmektedir.



**şekil 11.24** Gerilme şiddeti faktörlerine bağlı olarak çatlağın ilerleme doğrultusu

Tekrarlı yüklemelerle birlikte çatlak sürekli bir doğrultuda büyümeye zorlanmaktadır. Farklı yük konumlarında ve yük artışlarında çatlak ucunda meydana gelen gerilme şiddeti faktörleri değişecektir. Bununla birlikte çatlağın ilerleme doğrultusu da değişecektir.

Maksimum asal gerilme teorisine göre  $K_I$  ve  $K_{II}$  gerilme şiddeti faktörlerinde değişmeye bağlı olarak çatlakın muhtemel ilerleme doğrultusu (Denklem 11.27),

$$\theta = 2 \tan^{-1} \left[ \frac{1}{4} \left( \frac{K_I}{K_{II}} \pm \sqrt{\left( \frac{K_I}{K_{II}} \right)^2 + 8} \right) \right] \quad (11.27)$$

şeklinde verilmektedir (Erdoğan ve Sih 1963). Denklem 11.27 göre  $K_I$  gerilme şiddeti faktörünün sıfır olması durumunda çatlak ucu  $\theta = \pm 70,5^\circ$  doğrultusunda sadece  $K_{II}$  gerilme şiddeti faktörünün etkisiyle ilerleyecektir.

### 11.2.2.3. Yorulmalı çatlak ilerlemesi ve Paris&Erdoğan denklemi

**Yorulma;** tekrar eden yükler altındaki elemanda adım adım hasar oluşumu olarak tanımlanabilir. Bu tekrarlı yükler altında malzemede meydana gelen yorulma çatlakları bir süre sonra makine elemanının tamamen kırılmasına neden olur. Yorulma çatlak modellerinin de temel amacı malzemenin uğrayacağı muhtemel yük tekrarını saptamaktır.

Yorulmalı çatlak ilerlemesinde üç farklı aşama söz konusudur (Şekil 11.12). I. Bölge çatlak oluşumunun yeni başladığı bölgedir. Bu bölgedeki başlangıç gerilme şiddeti faktörü  $\Delta K_{th}$  dir ve yorulmalı çatlak ilerlemesi söz konusu değildir. II. Bölge genellikle Paris&Erdoğan (Paris ve Erdoğan 1963) rejimi olarak adlandırılır.

II. bölge  $\log(da/dN)$  ile  $\Delta K$  arasında lineer bir ilişki vardır ve kararlı bir çatlak ilerlemesi söz konusudur. III. bölgede çatlak ilerlemesi lineer değildir. Bu bölgede çatlak  $K_I=K_{IC}$  olana kadar yorulma yükleri ile büyümeye devam eder ve çatlak ucundaki gerilme şiddeti faktörü malzeme için kritik gerilme şiddeti faktörüne ulaştığında kırılma kaçınılmazdır.

Paris-Erdoğan denklemi;

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (11.28)$$

olarak verilmektedir (Paris ve Erdoğan 1963). Burada, N yükün tekrar sayısı, C ve m malzeme sabitleridir. Denklem 11.28 Mod I etkisindeki çatlaklı numuneler için geliştirilmiş bir



ampirik ifadedir. Fakat gerçekte çatlakların ilerlemesinde Mod II de etkilidir. Bu noktadan hareketle Mod I ve Mod II yüklemeleri altında yorulmalı çatlak ilerlemesine dair yapılan bir takım çalışmalar sonucunda eşdeğer gerilme şiddeti faktörü,  $K_{eff}$ , ortaya atılmıştır. Önerilen birçok eşdeğer gerilme şiddeti faktörü arasından (Salehizadeh ve Saka 1992) metalik malzemeler için en doğru yaklaşımı veren ifade;

$$\Delta K_{eff} = (\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4)^{0,25} \quad (11.29)$$

dir (Tanaka 1974). Böylece denklem 11.28 de  $\Delta K$  yerine denklem 11.29 yazıldığında,

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eff})^m \quad (11.30)$$

elde edilir. Böylece Mod I ve Mod II ye bağlı olarak yorulmalı çatlak ilerleme denklemi elde edilmiş olur. Denklem 11.30 de  $N$  yi çekip yeniden düzenlersek;

$$\int_0^{N_f} dN = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C(\Delta K_{eff})^m} \quad (11.31)$$

şeklinde olur. Burada  $N_f$  çatlakın hasara uğraması için gereken çevrim sayısı ve  $a_f$  ise kırılmanın hemen öncesindeki maksimum çatlak boyunu ifade etmektedir (Denklem 11.31).

### 11.2.3 Elasto-Plastik gerilme analizi

Elastik malzeme davranışı  $\sigma=E\varepsilon$  ile verilen Hooke yasasına uygun olarak ele alınmaktadır. Buna göre uygulanan yük kaldırıldığında eleman başlangıç boyutlarına geri dönmektedir. Malzeme lineer bir davranış göstermektedir. Oysa özellikle metalik malzemeler belli bir yükmeden sonra kalıcı bir şekilde (plastik) şekil değiştirmeye başlarlar. Plastik şekil değişimine uğramış olan elemandan yükleme kaldırıldığında yalnızca elastik uzamalar kalkar, plastik uzamalar ise eleman üzerinde kalır. Plastik deformasyonun başlangıcı, bir akma kriteri tarafından belirlenir ve akma sonrası deformasyon malzeme rijitliğinin düşmesi ile ortaya çıkar.

Plastisitenin matematik teorisi, elasto-plastik özellik gösteren malzemelerin gerilme şekil değiştirme ilişkilerini izah etmekten ibarettir. Plastik davranışlar zamana bağlı olmayan kalıcı

şekil değiştirmelerle karakterize edilir. Bu şekil değiştirmeler malzemenin özelliğine göre belli bir gerilme değerine ulaşıldıktan sonra meydana gelir. Elasto-plastik incelemenin yapılabilmesi için şu üç şartın gerçekteşmesi gerekir.

- Elastik şartlarda malzeme davranışını tarif etmek için gerilme ve şekil değiştirmeler arasında lineer bir ilişki olmalıdır.
- Plastik akmanın meydana geldiği noktada bir akma kriterinin göz önüne alınması gerekir.
- Akma başladıktan sonra gerilme ve şekil değiştirmeler arasında bir formülizasyona ihtiyaç vardır.

Elasto-plastik gerilmelerin analizinde modifiye Newton-Raphson yöntemi kullanılmıştır (Topçu 1991). Bu yöntemde elasto-plastik gerilmeleri hesaplamak için, elasto-plastik bölgeye kadar yüklenmiş tek boyutlu çekme çubuğu göz önüne alınır, daha sonra iki veya üç boyutlu gerilme durumuna geçilir (Şekil 11.25).

Elastik bölgenin üzerinde yüklenmiş bir çekme çubuğu için  $\varepsilon_1$  ve  $\sigma_1$  lineer elastik olarak hesaplanır.  $\varepsilon_1$ 'e karşılık gelen  $\sigma_{s1}$ , plastik bölgede malzeme davranışı gösteren eşitlik Denklem 11.32 deki gibidir.

$$\sigma_s = \sigma_0 + \kappa \varepsilon_p^n \quad (11.32)$$

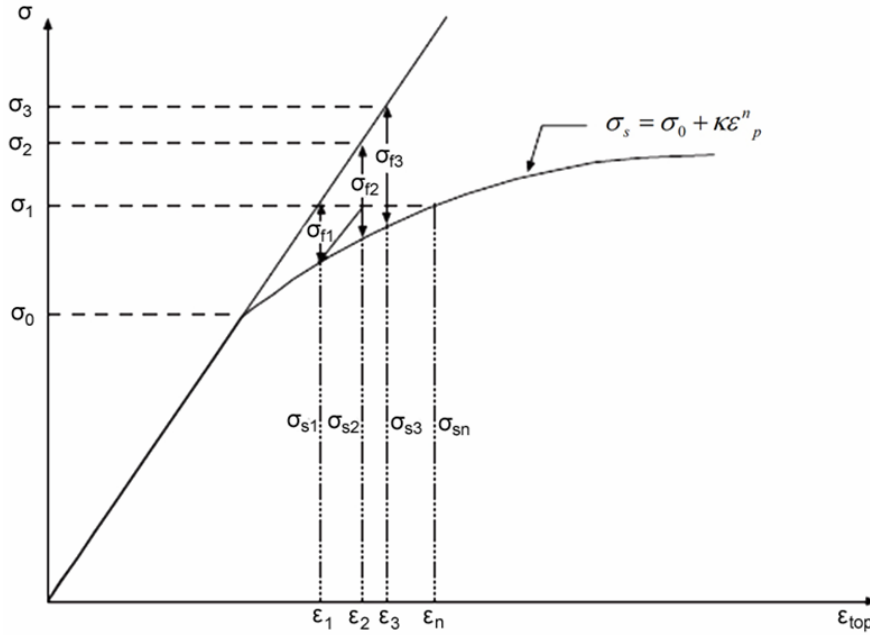
Burada  $\kappa$  plastik bölgede malzeme sabiti,  $n$  sertleşme üsteli,  $\varepsilon_p$  plastik şekil değiştirmeyi ifade etmektedir.  $\sigma_{s1}$  kullanılarak (Denklem 11.32),

$$\sigma_{f1} = \sigma_1 - \sigma_{s1} \quad (11.33)$$

bulunur. Bu gerilme  $\sigma_1$  üzerine eklenerek,

$$\sigma_2 = \sigma_1 + \sigma_{f1} \quad (11.34)$$

hesaplanır ve  $\varepsilon_2$  bulunur.  $\varepsilon_2$ 'ye karşılık gelen gerçek gerilme ( $\sigma_{s2}$ ) ile  $\sigma_2$  arasındaki gerilme farkı  $\sigma_{f2}$ 'yi verir.  $\sigma_{f2}$  gerilmesi  $\sigma_1$  gerilmesi üzerine eklenirse Denklem 11.34'den  $\sigma_3$  elde edilir. Bu şekilde iterasyon devam ettirilirse elasto-plastik şekil değiştirme ve gerilmeler hesaplanmış olur.



Şekil 11.25 Modifiye edilmiş Newton-Raphson yöntemi

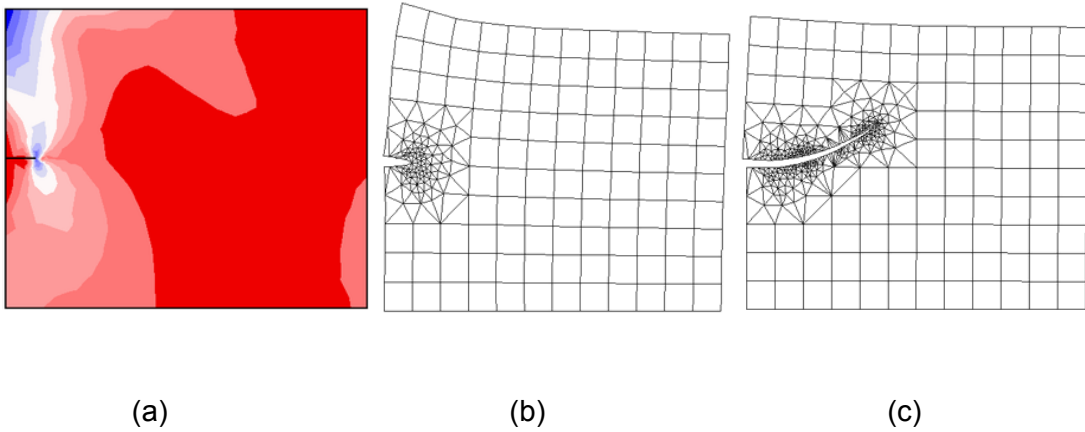
#### 11.2.4 Kullanılan sonlu eleman yazılımı Franc2D/L

Cornell üniversitesi kırılma gurubunca geliştirilen FRANC2D/L sonlu elemanlar paket programı doğruluğu kabul görmüş ve genellikle kırılma mekaniği ve yorulma analizlerinde kullanılan bir yazılımdır (Megueni vd 2007, Toudeshky ve Mohammadi 2007, Aslantaş vd 2006). Bunun yanı sıra iki boyutlu lineer ve non-lineer statik analizler yapabilmektedir. Program mesh oluşturma ve analiz olmak üzere iki farklı uygulama dosyasından oluşmaktadır.

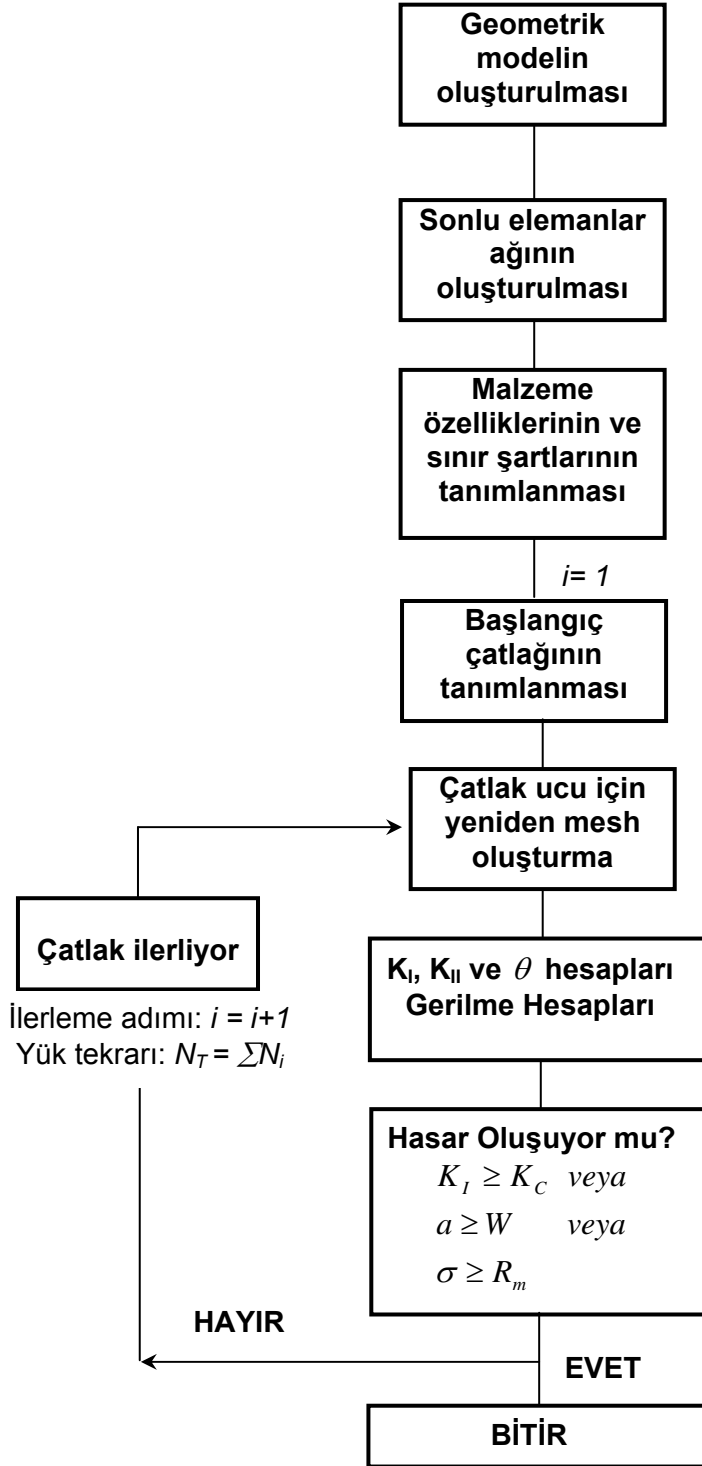
Mesh oluşturmak için CASCA (WEB\_2) isimli bir yazılım kullanılmaktadır. Probleme ait oluşturulan sonlu elemanlar ağı \*.inp uzantılı olarak kaydedilmektedir. Daha sonra FRANC2D/L programı çalıştırılarak \*.inp uzantılı dosya ismi girilmektedir. Böylece problemin mesh modeli FRANC2D/L' nin analiz kısmına aktarılmış olmaktadır. Programın en önemli özelliği; çatlaksız yapılar için sonlu elemanlar analizi yapmasının yanında, çatlaklı problemlerde kırılma mekaniğine ve yorulma parametrelerine ait bir takım verileri kolaylıkla

hesaplayabilmesidir. Şekil 11.27 de FRANC2D/L' nin yorulmalı çatlak ilerlemesi için akış diyagramı verilmiştir.

Program çatlaksız sonlu elemanlar modeline başlangıç çatlağını sil-doldur tekniği ile yerleştirmektedir. Problemin çatlaksız modeli oluşturulduktan sonra çatlak ucu ve çatlak ağzı koordinatları tanımlanır. Daha sonra program tanımlanan çatlak ucu koordinatı etrafındaki elemanları siler. Elemanları silinen bu bölgeye tanımlanan başlangıç çatlağı yine program tarafından yerleştirilir. Çatlak ucunda kullanılan çeyrek nokta düğümlü elemanlar çatlak ucuna yerleştirilir. Son olarak çatlak ucu bölgesinde kalan bölge üçgen elemanlar ile doldurulur. Şekil 11.26 da çatlaklı bir plakada meydana gelen gerilme, deformasyon ve çatlak ilerlemesi verilmiştir.



**Şekil 11.26** FRANC2D/L programı kullanılarak çatlaklı bir plakada meydana gelen a)Maksimum kayma gerilmelerin, b)Deforme şeklinin, c)Çatlağın büyümesinin elde edilmesi



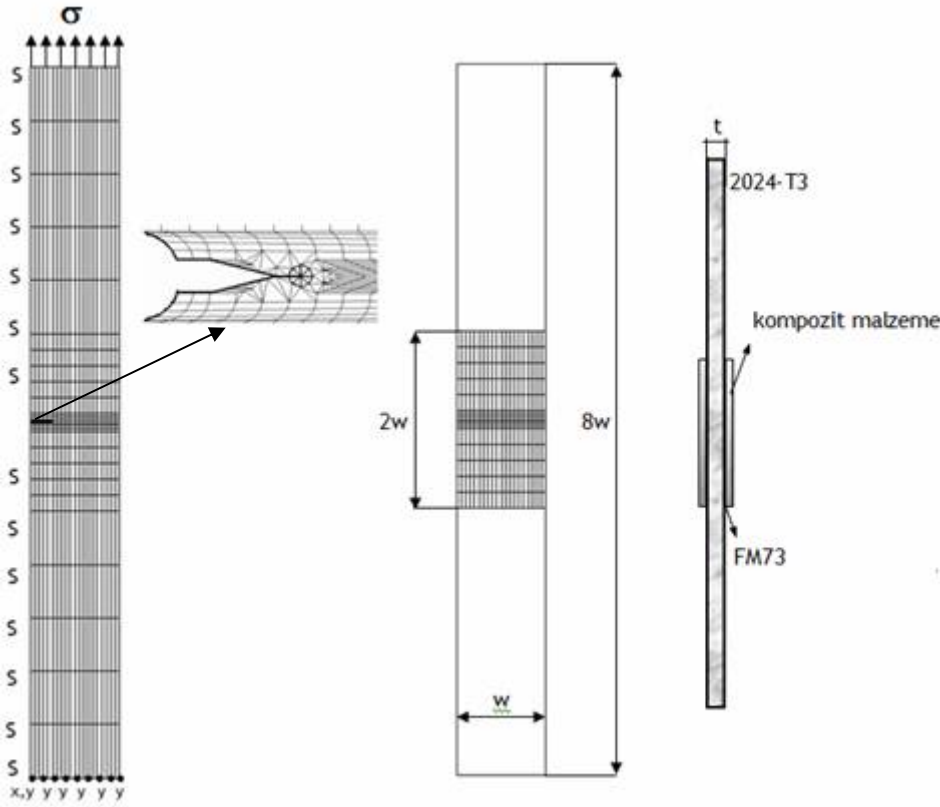
Şekil11.27 FRANC2D/L yazılımı için akış diyagramı

### 11.2.5. Yamalı alüminyum numunenin modellenmesi (Franc2D/L)

Yorulma numunesi Şekil 11.28'da görüldüğü gibi yarım olarak modellenmiştir. Bunun sebebi Franc2D/L programının 10000 düğüm sayısına kadar çözüm yapabilmesidir. Yarım modellemede düğüm sayısı 8750 civarlarında olmakta ve program ile çözüm yapılabilmektedir.

Problem düzlem gerilme problemi olarak ele alınmıştır. Model genelde sekiz düğümlü dörtgen sonlu eleman ağı ile bölünmüştür. Çatlak ucunda programın gereği özel çeyrek nokta düğümlü elemanlar kullanılmıştır. Model alt taraftan x ve y yönlerinde tutulmuştur ve sol kenara simetri sınır şartları uygulanmıştır. Üst taraftan alüminyumun akma gerilmesinin 1/3'ü oranında çekme gerilmesi uygulanmıştır. Deney numunelerinde numune genişliği 20mm'dir.

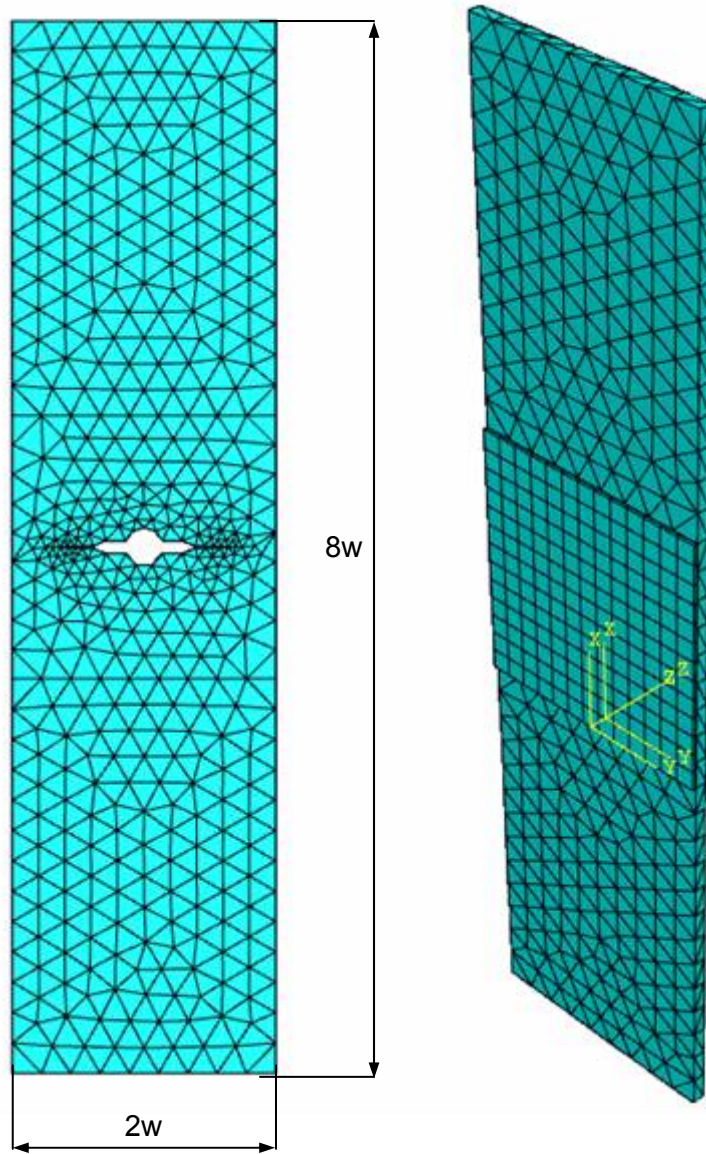
Franc2D/L programına girdi olarak malzemelerin değişik ortam şartlarında çekme deneyinde elde edilen mekanik özellikleri girilmiştir.



**Şekil 11.28** Yorulma numunesinin geometrik resmi ve yama ile alüminyum tabakanın sonlu elemanlar ağı (Franc2D/L)

### 11.2.6. Yamalı alüminyum numunenin modellenmesi (Abaqus 6.8)

Şekil 2.29'de yorulma numunesinin geometrisi ve yamalı durumdaki sonlu elemanlar ağı verilmiştir. Burada uygulanan yük ve sınır şartları Şekil 11.28 ile aynıdır. Abaqus 6.8 de düğüm sınırlaması olmadığı için problem tam olarak modellenmiştir. Modelde yaklaşık 25000 düğüm sayısı kullanılmıştır. Çözümler elasto-plastik olarak gerçekleştirilmiştir.



**Şekil 11.29** Yorulma numunesinin geometrik resmi ve yama ile alüminyum tabakanın sonlu elemanlar ağı (Abaqus 6.8)

### 11.2.7. Genetik Algoritmalar tasarım metodu

Genetik algoritmalar, doğada gözlemlenen sürece benzer bir şekilde çalışan arama ve eniyileme yöntemidir. Karmaşık çok boyutlu arama uzayında en iyinin hayatta kalması ilkesine göre en iyi çözümü arar.

Genetik algoritmalar problemlere tek bir çözüm üretmek yerine farklı çözümlerden oluşan bir çözüm kümesi üretir. Böylelikle, arama uzayında aynı anda birçok nokta değerlendirilmekte ve sonuçta bütünsel çözüme ulaşma olasılığı yükselmektedir. Çözüm kümesindeki çözümler birbirinden tamamen bağımsızdır. Her biri çok boyutlu uzay üzerinde bir vektördür. Genetik algoritmalar problemlerin çözümü için evrimsel süreci bilgisayar ortamında taklit ederler. Diğer eniyileme yöntemlerinde olduğu gibi çözüm için tek bir yapının geliştirilmesi yerine, böyle yapılardan meydana gelen bir küme oluştururlar. Problem için olası pek çok çözümü temsil eden bu küme genetik algoritma terminolojisinde nüfus adını alır. Nüfuslar vektör, kromozom veya birey adı verilen sayı dizilerinden oluşur. Birey içindeki her bir elemana gen adı verilir. Nüfustaki bireyler evrimsel süreç içinde genetik algoritma işlemcileri tarafından belirlenirler. Problemin bireyler içindeki gösterimi problemde problemde değişiklik gösterir. Genetik algoritmaların problemin çözümündeki başarısına karar vermedeki en önemli faktör, problemin çözümünü temsil eden bireylerin gösterimidir. Nüfus içindeki her bireyin problem için çözüm olup olmayacağına karar veren bir uygunluk fonksiyonu vardır. Uygunluk fonksiyonundan dönen değere göre yüksek değere sahip olan bireylere, nüfustaki diğer bireyler ile çoğalmaları için fırsat verilir. Bu bireyler çaprazlama işlemi sonunda çocuk adı verilen yeni bireyler üretirler. Çocuk kendisini meydana getiren ebeveynlerin (anne, baba) özelliklerini taşır. Yeni bireyler üretilirken düşük uygunluk değerine sahip bireyler daha az seçileceğinden bu bireyler bir süre sonra nüfus dışında bırakılırlar. Yeni nüfus, bir önceki nüfusta yer alan uygunluğu yüksek bireylerin bir araya gelip çoğalmalarıyla oluşur. Aynı zamanda bu nüfus önceki nüfusun uygunluğu yüksek bireylerinin sahip olduğu özelliklerin büyük bir kısmını içerir. Böylelikle, pek çok nesil aracılığıyla iyi özellikler nüfus içersinde yayılırlar ve genetik işlemler aracılığıyla da diğer iyi özelliklerle birleşirler. Uygunluk değeri yüksek olan ne kadar çok birey bir araya gelip, yeni bireyler oluşturursa arama uzayı içerisinde o kadar iyi bir çalışma alanı elde edilir. Probleme ait en iyi çözümün bulunabilmesi için;

- ◆ Bireylerin gösterimi doğru bir şekilde yapılmalı,
- ◆ Uygunluk fonksiyonu etkin bir şekilde oluşturulmalı,



◆ Doğru genetik işlemciler seçilmelidir

Bu durumda çözüm kümesi problem için bir noktada birleşecektir. Genetik algoritmalar, diğer eniyileme yöntemleri kullanılırken büyük zorluklarla karşılaşılan, oldukça büyük arama uzayına sahip problemlerin çözümünde başarı göstermektedir. Bir problemin bütünsel en iyi çözümünü bulmak için garanti vermezler. Ancak problemlere makul bir süre içinde, kabul edilebilir, iyi çözümler bulurlar. Genetik algoritmaların asıl amacı, hiçbir çözüm tekniği bulunmayan problemlere çözüm aramaktır (Sivanandam ve Deepa 2008).

Genetik algoritmalar parametre ve sistem tanılama, kontrol sistemleri, robot uygulamaları, görüntü ve ses tanıma, mühendislik tasarımları, planlama, yapay zeka uygulamaları, uzman sistemler, fonksiyon ve kombinasyonel eniyileme problemleri ağ tasarım problemleri, yol bulma problemleri, sosyal ve ekonomik planlama problemleri için diğer eniyileme yöntemlerinin yanında başarılı sonuçlar vermektedir (Ergun vd 2008, Hajela 1990, Zhang vd 2004, Zhang vd 2003, Canyurt 2008, Cho veRowlands 2007).

## 12. KIRILMA VE YORULMA ANALİZ BULGULARI

### 12.1. Deneysel Bulgular

Bu bölümde, deneysel olarak elde edilen mekanik özellikler ve kırılma mekaniği parametreleri verilmiştir. Ayrıca, deneysel ve nümerik karşılaştırmalar, gerilme şiddeti faktörü değerleri ve yorulma ömrü tekrar sayıları da verilmiştir.

#### 12.1.1. Elastik ve Elasto-Plastik malzeme özellikleri

##### 12.1.1.1. 2024-T3 Alüminyumun mekanik özellikleri

###### *Elastik Özellikler*

2024-T3 alüminyum malzemeye ait elde edilen deneysel veriler Tablo 12.1 ve 12.2 de verilmiştir.

**Tablo 12.1** 2024\_T3 için elde edilen mekanik özellikler

Malzeme	Sıcaklık (°C)	Elastisite Modülü $E_1$ (MPa)		Poisson Oranı $\nu_{12}$
		%85 $\pm$ 5 nemli	%45 $\pm$ 5 nemli	
		2024_T3	-20	
	25	73200	73264	0,34
	60	72000	72100	0,33
	100	69700	69850	0,32

Tablo 12.1 de görüldüğü gibi nemli ve nemsiz durumda elastisite modülünün çok fazla değişmediği, fakat nemli durumda değerlerin bir miktar da olsa düşük çıktığı tespit edilmiştir. Bu nedenle tüm deneyler en kötü ortam şartları göz önünde bulundurularak yapılmıştır (%85  $\pm$  5 bağıl nem). Sıcaklık arttıkça elastisite modülü değerinde azalma gözlemlenmiştir. Nemli ortam şartlarında, oda sıcaklığı baz alındığında, sıcaklık 100°C çıkartıldığında elastisite modülü %5,5 kadar düşerken sıcaklık -20°C düşürüldüğünde %3 artış göstermiştir.

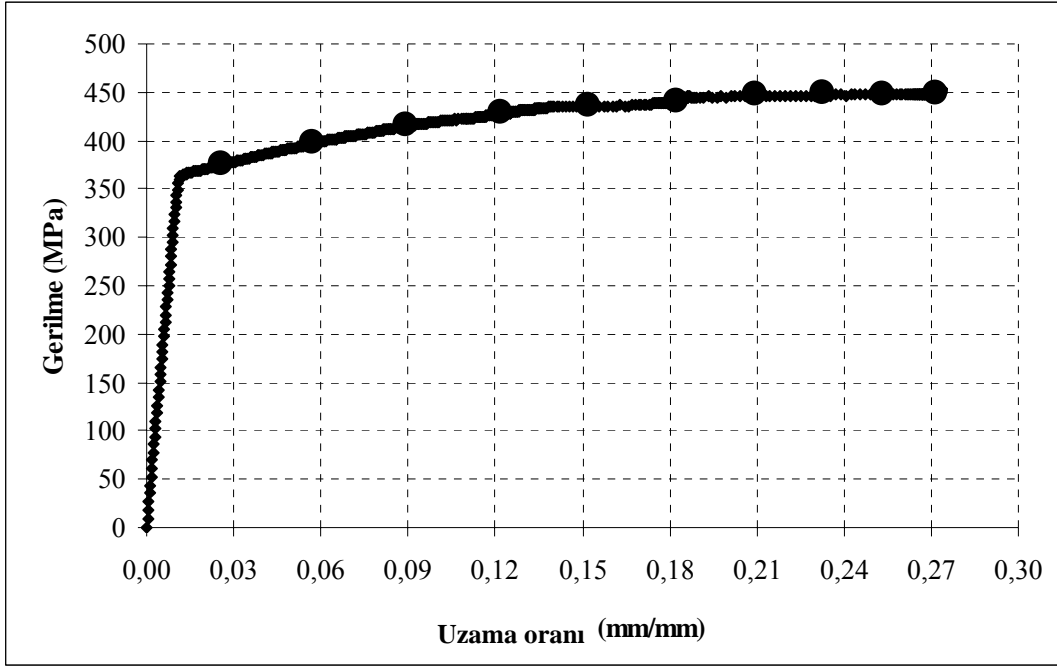
Tablo 12.2'de bu çalışmada kullanılan sıcaklık değerlerinde alüminyum malzemeye ait akma ve kopma gerilme değerleri verilmiştir. Burada da elastisite modülüne benzer şekilde sıcaklığın artması ile akma ve kopma değerleri azalırken sıcaklığın düşmesi ile bu değerler artmaktadır.

**Tablo 12.2** 2024\_T3 için gerilme değerleri ( $t_{al}=3,75\text{mm}$  ve  $\%85 \pm 5$  bağıl nem )

Sıcaklık (°C)	Akma Gerilmesi (MPa) $R_a$	Kopma Gerilmesi (MPa) $R_m$
-20	375	478
25	350	450
60	335	424
100	315	401

### *Elasto-Plastik Özellikler*

2024-T3 alüminyum malzemenin elasto-plastik özellikleri çekme deneyinden elde edilen grafiklerden bulunmuştur (Şekil 12.1). Bu değerler ham değerlerdir, bu değerler programda gerçek mühendislik eğrisine çevrilerek kullanılmıştır. Akma gerilmesinin üstünde kopma gerilmesine kadar yaklaşık 10 nokta alınmıştır. Bu değerler ikinci bölümde anlatılan yöntemle göre hesaplanmış ve elasto-plastik olarak şekil değiştirme ve gerilme değerleri elde edilmiştir. Elde edilen değerler Tablo 12.3'de verilmiştir.



Şekil 12.1 2024-T3 alüminyumun çekme eğrisi (T=25°C, tal=3,75mm)

Tablo 12.3 Çekme değerleri ile gerçek mühendislik değerleri (T=25°C)

Şekil Değişirme Mühendislik (mm/mm)	Gerilme Mühendislik (MPa)	Şekil Değişirme (Gerçek) (mm/mm)	Gerilme (Gerçek) (MPa)
0,0015	52,7	0,001499	52,779
0,0031	102,4	0,003095	102,717
0,006	204,9	0,005982	206,129
0,0089	301,5	0,008861	304,183
0,0105	349,6	0,010445	353,270
0,011	362	0,01094	365,982
0,019	370	0,018822	377,030
0,032	380	0,031499	392,160
0,047	390	0,045929	408,330
0,062	400	0,060154	424,800
0,08	410	0,076961	442,800
0,101	420,1	0,096219	462,530
0,127	430	0,119559	484,610
0,18	440	0,165514	519,200
0,271	450	0,239804	571,950

### 12.1.1.2. Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzemenin mekanik özellikleri

Bu malzemeye ait elde edilen deneysel veriler Tablo 12.4 ve 12.5 de verilmiştir.

**Tablo 12.4** Cam-Elyaf takviyeli [0°] kompozit malzemenin mekanik özellikler

Malzeme	Sıcaklık (°C)	Elastisite Modülü E <sub>1</sub> (MPa)		Poisson Oranı ν <sub>12</sub>
		%85 ± 5 nemli	%45 ± 5 nemli	
Kompozit	-20	45500	45500	0,21
	25	43843	44150	0,20
	60	38606	39185	0,19
	100	35540	36250	0,17

Alüminyum numunenin mekanik özelliklerine benzer şekilde kompozit malzemenin de nemli durumda elastisite modülleri daha düşük çıkmıştır. Oda şartlarında bu değişim oranı %1 civarlarında iken 100°C'de bu değer %1,8 oranındadır. Kompozit malzemelerde de nemin etkisinin çok az olduğu tespit edilmiştir. Sıcaklığa bağlı olarak kompozit malzemenin elastisite modülündeki değişim alüminyuma göre daha belirgin olmuştur. Sıcaklık arttırıldığında (100°C) yine oda sıcaklığı baz alındığında değişim oranı %20 iken sıcaklık sıfır derecenin altına düştüğünde bu oranın %4,5 olduğu tespit edilmiştir.

Tablo 12.5'de kompozit malzemenin değişik sıcaklıklardaki kopma mukavemet değerleri verilmiştir. Görüldüğü gibi burada da sıcaklığın artması malzemenin mekanik özelliklerini kötüleştirmiştir. Sıcaklığın artmasıyla malzemenin statik yapısı bozulmuş bu yüzden daha düşük kuvvet değerlerinde hasara uğramasına neden olmuştur.

**Tablo 12.5** Kompozit malzemenin kopma değerleri (%85  $\pm$  5 bağıl nem)

Sıcaklık (°C)	Kopma Mukavemeti (MPa) $X_t$
-20	798,1
25	769,5
60	665,2
100	578,4

### 12.1.2. Kırılma mekaniği parametreleri

#### 12.1.2.1. c ve m değerleri

Deneyler sonucunda elde edilen c ve m parametreleri Tablo 12.6'da verilmiştir (Şekil 11.13). Görüldüğü gibi c ve m kalınlığa bağlı olarak değişmektedir. İncelenen sıcaklık ve nem değerlerinde değişim gözlemlenmemiştir.

**Tablo 12.6** Farklı kalınlıklar için c ve m değerleri

Kalınlık (mm)	c	m
2	$0,6 \times 10^{-12}$	3,49
3,75	$4 \times 10^{-12}$	3,11
5	$12 \times 10^{-12}$	2,90

#### 12.1.2.2. Kc değerleri

Kc değerinin değişik sıcaklık ve kalınlık değerlerindeki değişimi Tablo 12.7'de verilmiştir (Şekil 11.15). Kalınlık ve sıcaklık arttıkça Kc değerlerinde azalma olduğu görülmüştür. Bu değerler ileriki bölümlerde kendi kalınlığa ait verilere bölünerek boyutsuzlaştırma işleminde kullanılmıştır.

**Tablo 12.7** Farklı kalınlık ve sıcaklıklar için elde edilen Kc değerleri

Kalınlık (mm)	Kc ( $MPa\sqrt{mm}$ )			
	-20°C	25°C	60°C	100°C
2	1100	1301	1184	1145
3,75	990	1256	1217	1158
5	920	1123	1075	1046

**12.1.3. Taguchi Sonuçları**

Tablo 12.8'de Taguchi deney sistemine göre elde edilen S/N (Gürültü) sonuçları verilmiştir.

**Tablo 12.8** Deneysel ve S/N oranı sonuçları

Deney Numarası	Deney Sonuçları	S/N oranı
1	7923	77,8
2	70451	96,9
3	137292	102,7
4	375000	111,4
5	7155	76,9
6	5512	74,7
7	151533	103,5
8	56035	94,8
9	7309	77,2
10	17892	84,9
11	4455	72,7
12	11805	81,2
13	105928	100,3
14	108070	100,4
15	95865	99,6
16	29030	89,1

Tablo 12.9'da Anova analizinden elde edilen sonuçlar verilmiştir.

**Tablo 12.9** Anova sonuçları

Deney Sayısı	:	16
Toplam Kareler Toplamı (SST)	:	135456284853
Hata Varyansı ( $V_e$ )	:	4919955839,83
Toplam Parametre Sayısı	:	5
Kontrol Edilebilen Parametre Sayısı	:	3
Kontrol Edilemeyen Parametre Sayısı	:	2

Tablo 12.10'da deneyin F testi değerleri verilmiştir.

**Tablo 12.10** F Testi Sonuçları

Parametre	Karaler Toplamı	Varyans	F Değeri
Alüminyum Kalınlığı	31872314210,1	15936157105	3,23
Yama Tabaka Sayısı	19140261035,7	6380087011,9	1,29
Sıcaklık	50004018728,6	16668006242,8	3,38

Taguchi deney sisteminden elde edilen sonuçlarda en etkin parametrenin (deneye en fazla katkısı olan) alüminyum kalınlığının ve sıcaklığın olduğu tespit edilmiştir. Deney %90 güven aralığı düzeyinde F tablosuna göre 3,25'dir. Yama tabaka sayısının diğer parametrelere göre deneye katkısı daha azdır. Bu ortalamaya göre en iyi sonuç için deney dizilişi 2mm alüminyum kalınlığı, 8 tabaka yama ve  $-20^{\circ}\text{C}$  sıcaklık değeridir (1-4-4). S/N (gürültü) oranına göre (en büyük en iyi) 2mm alüminyum kalınlığı, 6 tabaka yama ve  $-20^{\circ}\text{C}$  sıcaklık değeridir. Burada yama tabaka sayısının deneye katkısının az olmasından dolayı diğer seviyeler (2-4-8) de seçilebilmektedir. Mevcut yapılmış deneyler arasında 2mm alüminyum kalınlığı, 8 tabaka yama ve  $-20^{\circ}\text{C}$  sıcaklıkta yapılan deney de en iyi sonucu vermiştir. Bu şartlar altında maksimum yorulma değerini elde edebilmek için deney şartının Taguchi'ye göre 1-4-4 serisine göre olacağı da tespit edilmiştir.

#### 12.1.4. Kırılma tekrar sayısı sonuçları

Bu çalışmadaki deneyler Taguchi deney tasarım tekniğine göre planlanmış ve yapılmıştır. Bu tasarım tekniğine göre toplam 16 deney şartı yerine getirilmiş ve her bir deney 3'er kere tekrarlanmıştır. Deneylerin tümü bu çalışmada kullanılan negatif sıcaklık hariç diğer



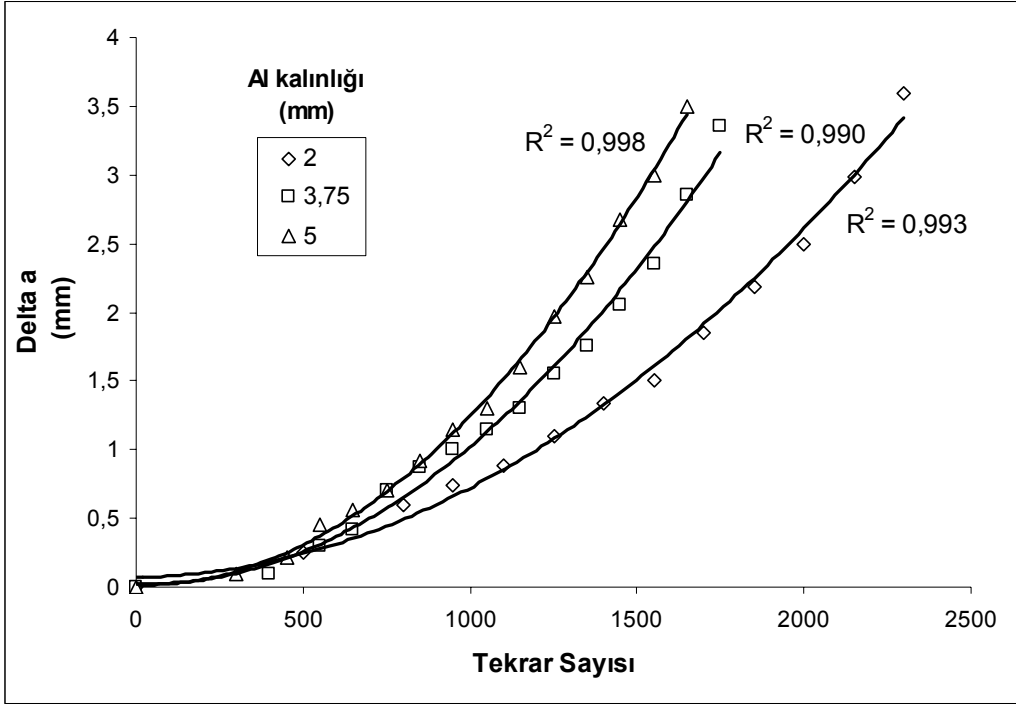
sıcaklıklılarda  $\%85 \pm 5$  bağıl nem şartlarında gerçekleştirilmiştir. Çünkü sıfırın altındaki sıcaklık değerlerinde nem oluşmamaktadır. Ayrıca değişik alüminyum kalınlıklarında ve değişik kompozit yama tabaka sayıları da göz önüne alınmıştır. Taguchi deney tasarım tekniğine göre bu parametrelerden en etkin olanı bulunmuş ve deneyin güvenilirliği test edilmiştir. Deney sonucunda elde edilen değerlerin birbirleri ile karşılaştırılması ve grafik çizdirebilmesi için ayrıca 16 adet daha deney yapılmıştır ve bu deneyler de 3'er kere tekrar edilmiştir.

Yamasız durum için çatlak ilerlemesinin levha kalınlığı ve tekrar sayısı ile değişimi Şekil 12.2 de verilmiştir. Şekil 12.3 de ise çatlak ilerlemesinin 3,75mm levha kalınlığı için yama tabaka sayısı ve tekrar sayısı ile değişimi verilmiştir. Çatlak ilerlemesi yamasız durum için levha tamamen kopuncaya kadar, yamalı durum için ise plastik şekil değiştirerek hasara uğradığı yere kadar ilerletilmiştir. Eğrilerin son noktaları kırılmanın gerçekleşmesine kadar olan tekrar sayısını göstermektedir. Ayrıca yamasız durum için elde edilen tekrar sayıları Tablo 12.11 de verilmiştir.

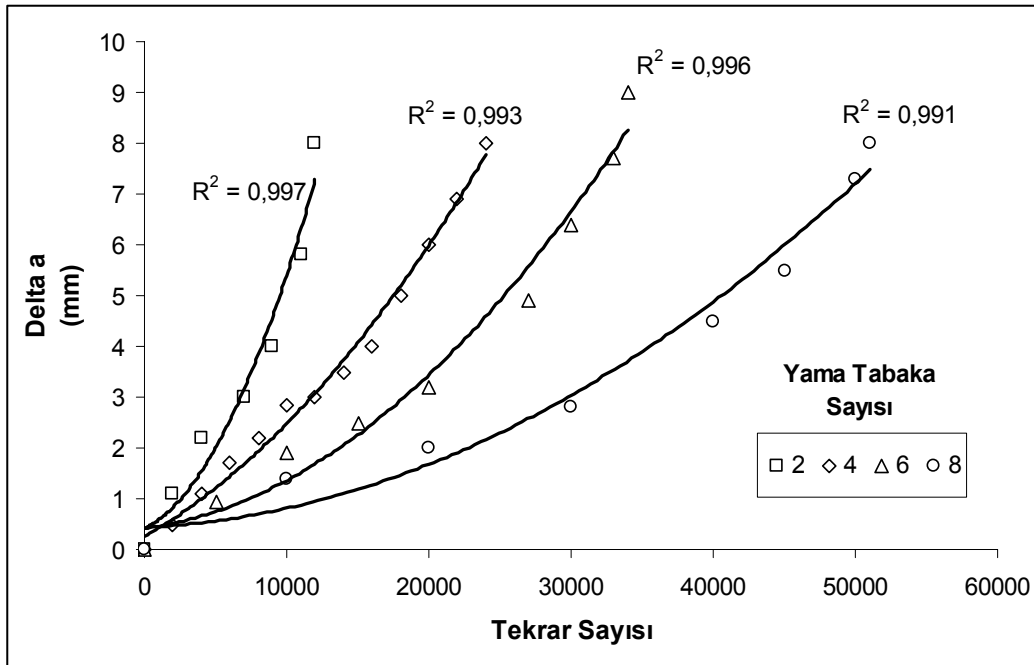
**Tablo 12.11** Yamasız durum için tekrar sayısı

Kalınlık (mm)	Başlangıç çatlak uzunluğu, 2a (mm)	Kırılma Anındaki Çatlak Boyu, 2a (mm)	Hasar oluştuğu andaki tekrar sayısı
2	13,99	21,10	2300
3,75	14,02	20,55	1750
5	14,01	20,50	1500

Şekil 12.2 den görüldüğü gibi levha kalınlığı çatlak ilerlemesi üzerinde önemli bir etkiye sahiptir. Kalınlık arttıkça çatlak ilerlemesi hızlanmakta ve kırılma daha erken gerçekleşmektedir. 5mm kalınlığındaki levhanın kırılma tekrar sayısı 2mm kalınlığındaki levhanın kırılma tekrar sayısının nerdeyse yarısı kadardır.



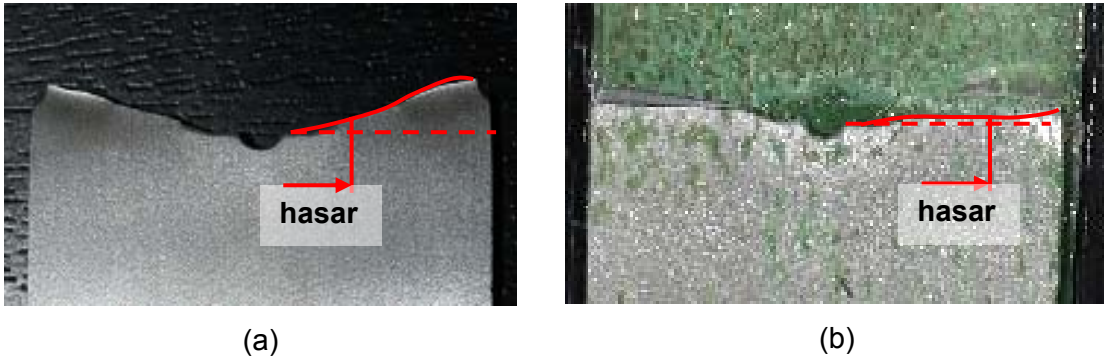
Şekil 12.2 Yamasız durum için çatlak ilerlemesinin levha kalınlığı ve tekrar sayısı ile değişimi (T=25°C)



Şekil 12.3 Yamalı durum için çatlak ilerlemesinin yama kalınlığı ve tekrar sayısı ile değişimi ( $t_{al}=3,75\text{mm}$  ve T=25°C)

Yama tabaka sayısının etkisini göstermek üzere örnek olarak verilmiş olan Şekil 12.3 deki grafikten görüldüğü gibi, bu levha kalınlığı için yama tabaka sayısının artması ile yorulma ömründe önemli miktarda artış olduğu görülmüştür. Yama tabaka sayısı bu çalışmada incelenen tüm sıcaklık değerlerinde yorulma ömrünü arttırmıştır. Yama tabaka sayısının kırılmaya kadar uygulanan tekrar sayısı üzerindeki etkisini daha iyi belirlemek üzere bundan sonraki grafiklerde yamalı levhaların tekrar sayıları, aynı kalınlıktaki yamasız levhanın tekrar sayısına bölünerek gösterilmiştir.

Ayrıca, Şekil 12.2 ve Şekil 12.3 karşılaştırıldığında  $\Delta a$  değerinin de değiştiği görülmektedir. Yamasız durumda çatlak ortalama  $a=3,5\text{mm}$  ilerledikten sonra hasara uğrarken, yamalı durumda ortalama  $a=8\text{mm}$  kadar ilerlemektedir. Yani hasarın oluşması için geçen sürenin artması dışında, hasarın meydana geldiği çatlak boyuda artmıştır.



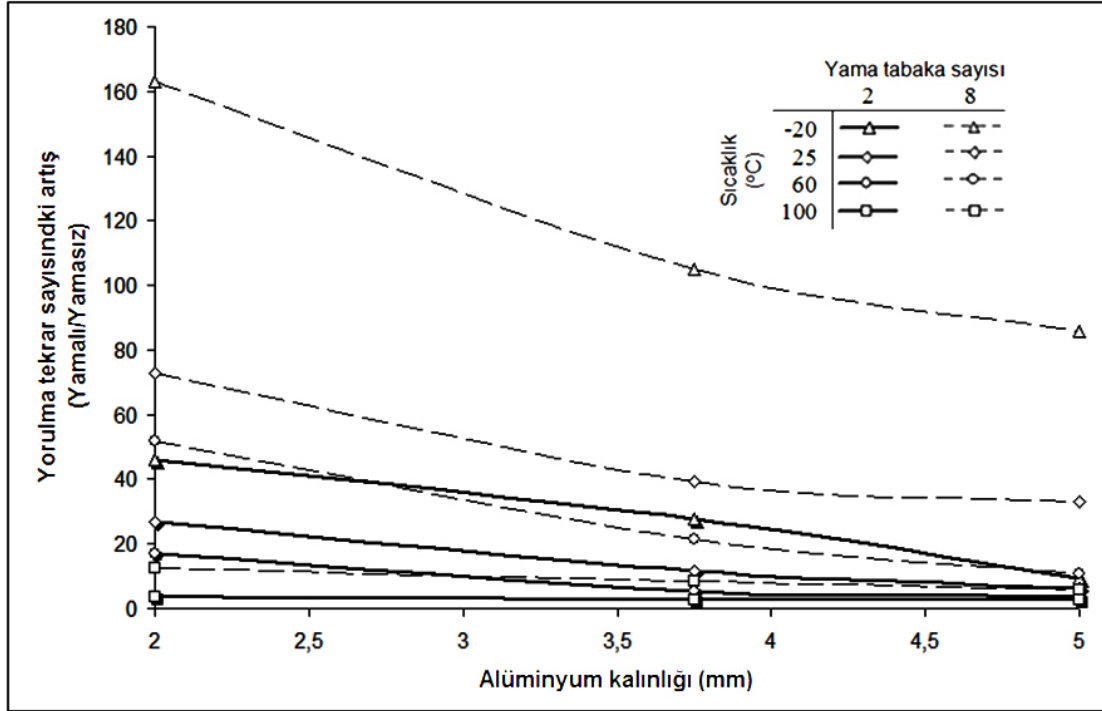
**Şekil 12.4** Yamasız (a) ve yamalı (b) durum için çatlak ilerleme doğrultuları

Yama işlemi aynı zamanda çatlak ilerleme doğrultusunun değişiminde de önemli rol oynamaktadır. Çatlak yamasız durumda Şekil 12.4(a)'daki gibi kararsız bir ilerleme yörüngesine sahipken yamalı durumda bu ilerleme Şekil 12.4(b)'deki gibi düz bir hal almakta ve çatlak kararlı bir şekilde ilerlemektedir.

#### 12.1.4.1. Numune Kalınlığının Etkisi

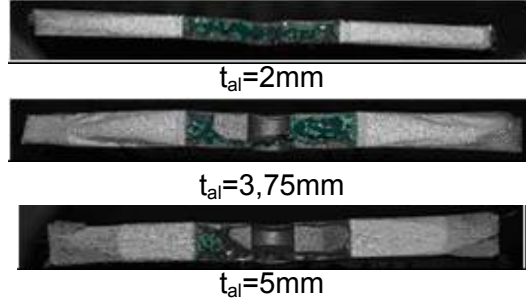
Şekil 12.5'de levha kalınlığı, yama tabaka sayısı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi verilmiştir. Görüldüğü gibi, levha kalınlığının artmasıyla yamasız duruma benzer şekilde, yamalı durumdaki yorulma tekrar sayısı da azalmaktadır. Bu azalma miktarı 2 tabaka sayılı yama için doğrusal bir eğilim gösterirken, 8 tabaka sayılı yama için parabolik bir eğilim göstermektedir. Yorulma değerindeki en büyük artış  $-20^{\circ}\text{C}$  de 8 tabakada meydana gelmiştir. Karşılaştırma yapıldığında kalınlığı etkisini  $-20^{\circ}\text{C}$  de  $25^{\circ}\text{C}$  ye nazaran daha belirgin olarak görmek mümkündür.

Örnek olarak vermek gerekirse  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$  ve  $T=25^\circ\text{C}$  sıcaklıkta yorulma tekrar sayısındaki artış 30 kat iken aynı şartlarda  $t_{al}=3,75'$ de 20 kat,  $t_{al}=5\text{mm}'de$  ise 15 kat'tır. Bu sıcaklığın artması ile daha belirgindir. Yani sıcaklık  $100^\circ\text{C}$  olduğunda 2mm ile 5mm arasındaki yarı yarıya olan fark neredeyse eşitlenmektedir. Çünkü  $100^\circ\text{C}$  kompozit malzeme ve FM73 yapıştırıcının mekanik özellikleri azalmakta, çatlak yamasız duruma benzer şekilde hızlı hareket etmekte ve hasar daha küçük çatlak boylarında meydana gelmektedir.



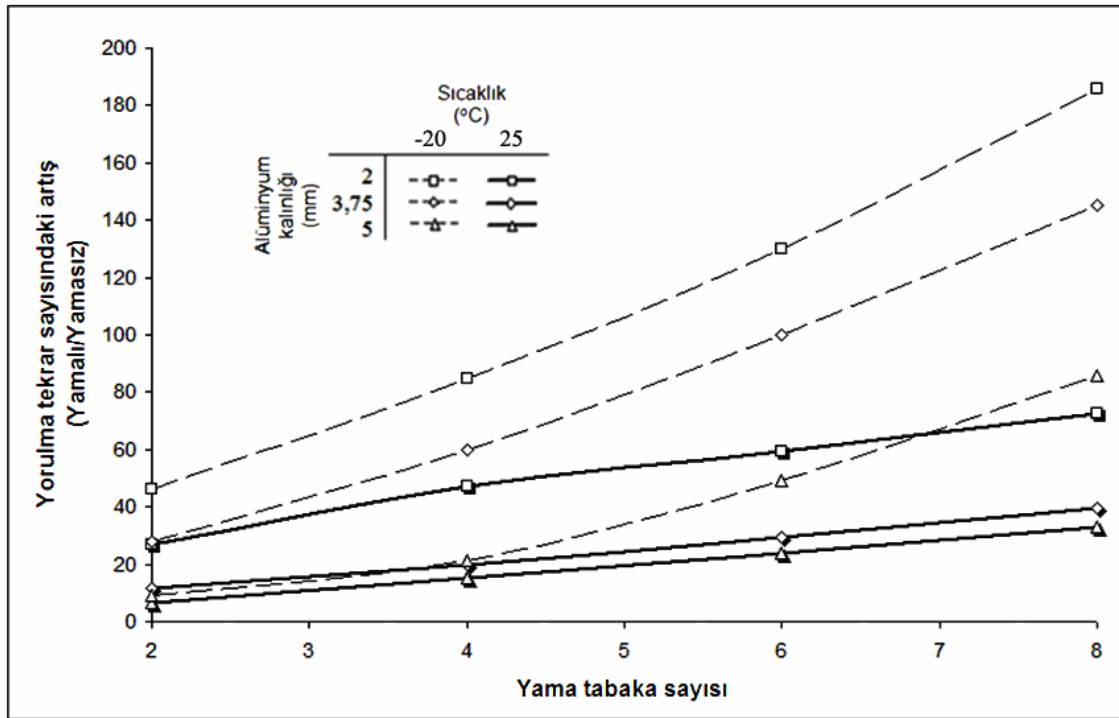
**Şekil 12.5** Levha kalınlığı, yama tabaka sayısı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi

Şekil 12.6'da oda sıcaklığında 4 tabaka kompozit yama ile tamir edilmiş çatlaklı alüminyum plakanın değişik kalınlıklardaki çatlak ilerleme resimleri görülmektedir. Çatlak her bir kalınlıkta çok ufak farklarla ilerlemeler kaydetmiştir. Örneğin,  $t_{al}=2\text{mm}'de$   $a=15,3\text{mm}$ ,  $t_{al}=3,75'$ de  $a=15,1\text{mm}$  ve  $t_{al}=5\text{mm}'de$  ise  $a=14,8\text{mm}$  olarak tespit edilmiştir. Nümerik çözümlerde grafikleri daha iyi irdeleyebilmek ve deney esnasındaki şartlarla karşılaştırabilmek için oda sıcaklığında çatlak ilerlemesi  $a=15\text{mm}'ye$  kadar ilerletilmiştir.



Şekil 12.6  $T=25^{\circ}\text{C}$  ve  $t_y=4'$ 'de değişik kalınlıklardaki çatlak ilerleme resimleri

#### 12.1.4.2. Yama tabaka sayısının etkisi



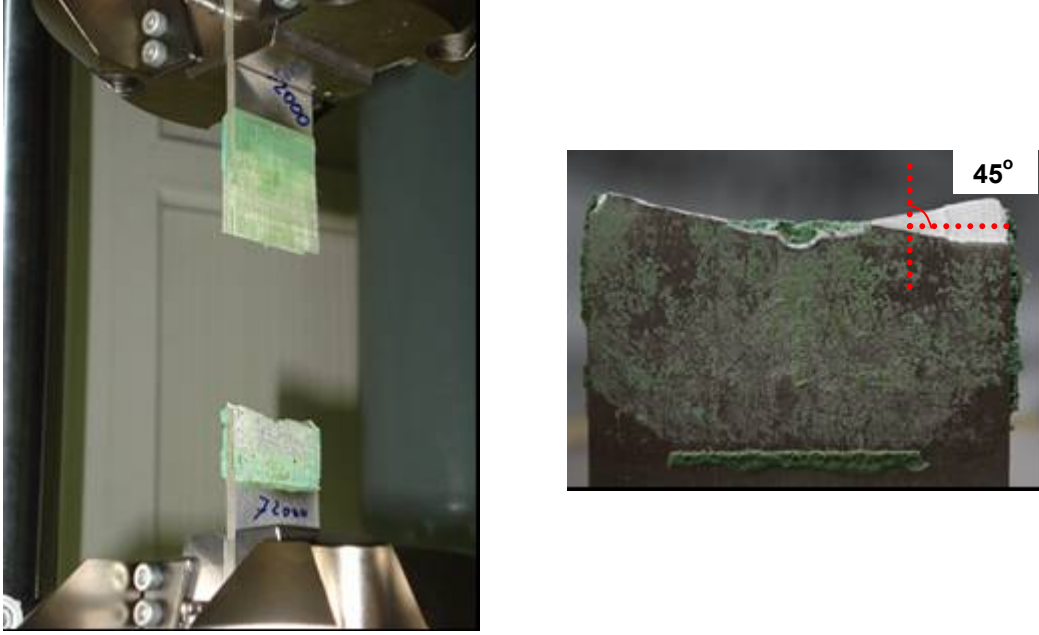
Şekil 12.7 Yama tabaka sayısı, levha kalınlığı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi

Şekil 12.7'de yama tabaka sayısı, levha kalınlığı ve sıcaklığın yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi verilmiştir. Görüldüğü gibi, yama tabaka sayısı arttıkça yorulma tekrar sayısı artmaktadır. Bu artış miktarı tüm kalınlıklar için hemen hemen lineerdir. Yine en büyük artış  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de 8 tabaka yama kalınlığında meydana gelmiştir.

Örneğin  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $T=25^{\circ}\text{C}$  sıcaklıkta 4 kat yama ile tamir yapıldığında yorulma tekrar sayısındaki artış 40 kat iken 8 kat ile yapılan yama tamirinde ömür %50 artarak 60 kat olmuştur. Yine aynı şekilde  $-20^{\circ}\text{C}$ 'de 4 kat yama ile yorulma tekrar sayısındaki artış 80 kat

iken 8 kat yama ile %115 artarak 185 kat olmuştur. Bu çalışmada kullanılan sıcaklıklar arasında yorulma dayanımı en yüksek sıcaklık derecesi  $-20^{\circ}\text{C}$  olmuştur.

Yapılan deneyler esnasında göze çarpan önemli bir diğer unsurda, yama kalınlığı ne olursa olsun çatlak belirli bir mesafe ilerledikten sonra plastik şekil değiştirmeden dolayı ( $45^{\circ}$  açıyla) kopmanın meydana geldiği tespit edilmiştir (Şekil 12.8).

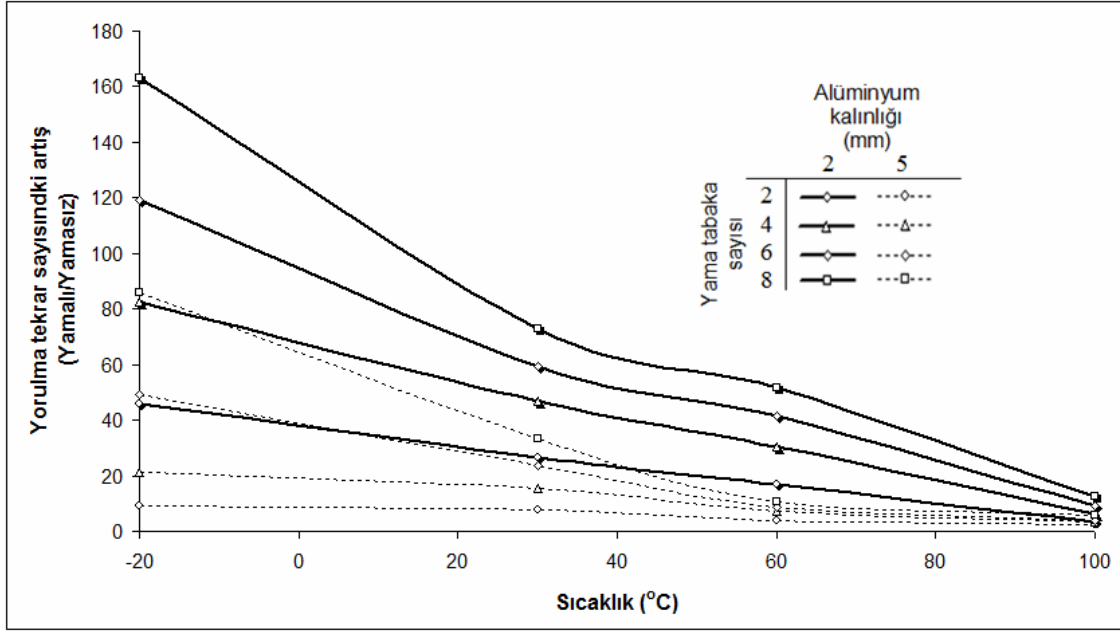


**Şekil 12.8** Yorulma numunelerinin  $45^{\circ}$  ile hasara uğraması

Çatlak ilerleme algoritmasına bakıldığında her bir birim ilerlemede kırılma mekaniği ve gerilme yönünden analizler yapılmıştır. Çatlak belirli bir mesafeye geldiğinde ( $a=15\text{mm}$ ) artık kırılma mekaniği prosedürleri işlemez hale gelmiş, gerilme kuralları devreye girmiştir. Çatlak ilerlemesinden dolayı geriye kalan kesit uygulanan gerilmeyi taşıyamamış bu yüzden de hasar meydana gelmiştir. Bu kısım nümerik analiz kısmında daha ayrıntılı anlatılmıştır.

#### 12.1.4.3. Ortam sıcaklığının etkisi

Şekil 12.9'da sıcaklığın, yama tabaka sayısı ve levha kalınlığının yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi verilmiştir. Görüldüğü gibi sıcaklığın artması ile yorulma tekrar sayısındaki artışta büyük bir azalma meydana gelmiştir.



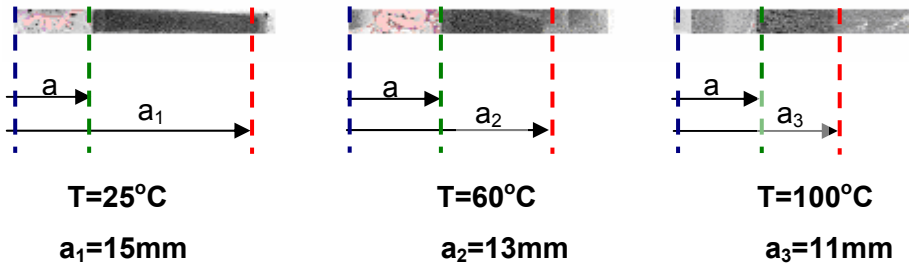
**Şekil 12.9** Sıcaklık, yama tabaka sayısı ve levha kalınlığının yorulma tekrar sayısındaki artış üzerindeki etkisi

Sıcaklık, kompozit yama, FM73 film yapıştırıcı ve hatta 2024-T3 alüminyumun mekanik özelliklerini kötü yönde etkilenmektedir. Elastisite modüllerindeki ve kopma mukavemetlerindeki azalma tablolarda verilmiştir. Sıcaklığın artması ile numuneler düzlem gerilme durumundan ziyade düzlem şekil değiştirme durumunda kopmaya eğilimli hale gelmiştir (Şekil 12.10) ve çatlak ilerleme mekanizmasını hızlandırmıştır. Bu nedenle bu çalışmada kullanılan sıcaklık değerlerinde çatlak farklı ilerleme mesafeleri kat etmiştir.



**Şekil 12.10** Düzlem gerilme ve düzlem şekil değiştirme durumu

Sıcaklığa bağlı olarak çatlak ilerlemesi ortalama olarak  $t_{al}=2\text{mm}$  için  $T=25^\circ\text{C}$  de  $a=15\text{mm}$ ,  $T=60^\circ\text{C}$  de  $a=13\text{mm}$ ,  $T=100^\circ\text{C}$  de  $a=11\text{mm}$  ve  $T=-20^\circ\text{C}$  de ise  $a=9,3\text{mm}$  olarak tespit edilmiştir (Şekil 12.11).



**Şekil 12.11** Sıcaklık etkisinde çatlak ilerleme mesafeleri ( $t_{ai}=2\text{mm}$ )

-20°C sıcaklıkta malzemenin kendi içyapısında meydana gelen değişiklikler nedeni ile yorulma ömrü artmıştır. Bunun nedeni, uygulanan gerilme değerinde malzemenin içerisinde var olan çatlakları aktive ettirmek için gerekli olan kritik enerji seviyesine ulaşamamasıdır. Bu değere ulaşıldığında malzemenin gevrekleşmesinden dolayı çatlak hızlı ilerlemekte  $a=2-2,5\text{mm}$  sonra malzeme kopmaktadır. Bu olayı başka bir şekilde ifade etmek gerekirse, gerilme altında malzemenin kritik değere ulaşma süresi ulaşıttan sonraki sürenin yaklaşık 5 katıdır.

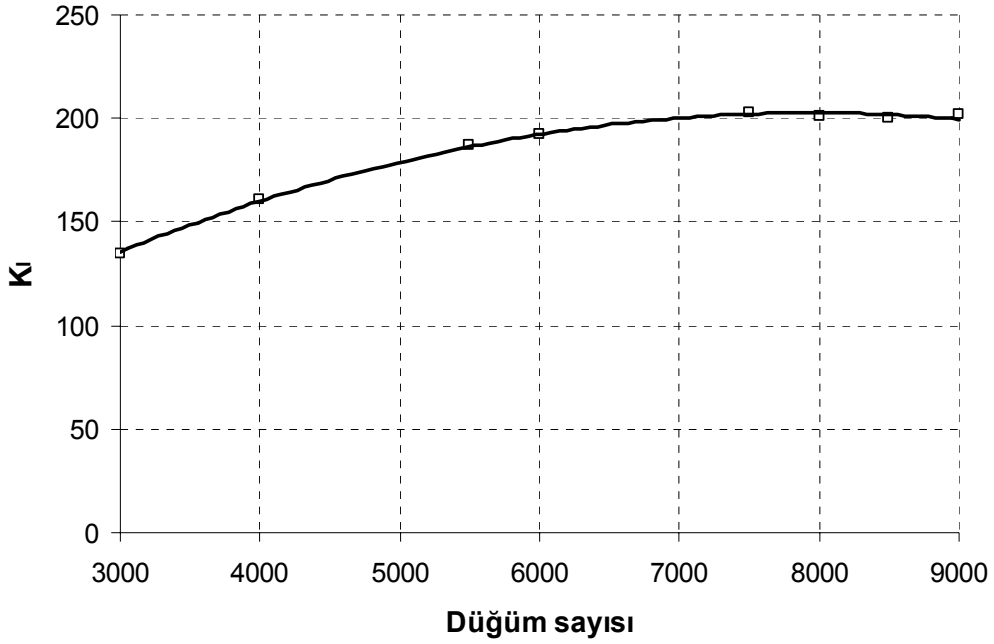
## 12.2. Modelleme Bulguları

### 12.2.1. Yöntem

Bu bölümde deneysel olarak elde edilen veriler Franc2D/L programına girilerek gerilme şiddeti faktörü  $K_I$  ve yorulma ömrü değerleri hesaplanmıştır. Ayrıca Franc2D/L'nin non-lineer analizde başarılı olmamasından dolayı bu problem ABAQUS 6.8 sonlu elamanlar paket programında çözülmüştür. Genetik Algoritmalar tekniği kullanılarak kırılma parametrelerine bağlı formül elde edilmiştir.

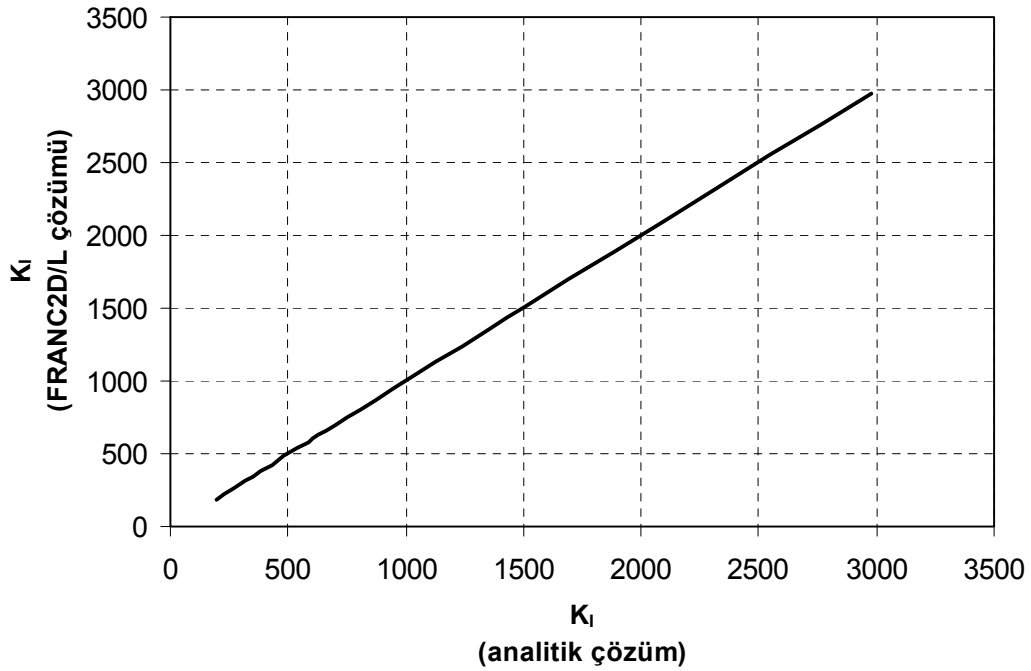
İlk aşama, model üzerinde optimum meshi (ağı) belirleme çalışmalarıdır. Franc2D/L programı belirli bir düğüm sayısında çözüm yapabildiğinden dolayı (10000 düğüm) yarım model kullanılmıştır (Şekil 11.28). Optimum mesh sayısını belirlemek için 2mm alüminyum kalınlığı, oda sıcaklığı ve 4 tabaka kompozit yama yapılmış durumun  $K_I$  değeri ele alınmıştır. Şekil 12.12 de görüldüğü gibi kademe kademe ağ sayısı artırılmış ve belli bir noktadan sonra değişim olmamıştır. Bu nedenle düğüm sayısı bu aralıkta belirlenmiştir.





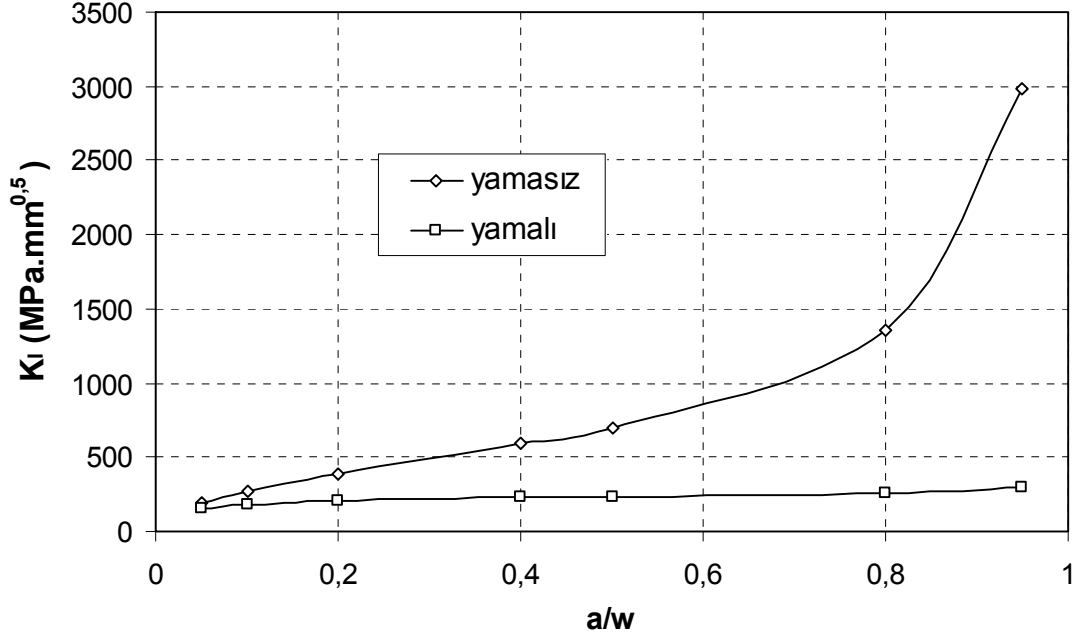
**Şekil 12.12** Yarıml model için ağ optimizasyonu ( $t_{al}=2\text{mm}$ )

Mesh optimizasyonunun doğruluğunu kanıtlamak için deneysel olarak elde edilen veriler ASTM E647'de verilen denklemlerde yerine koyduğumuzda Şekil 12.13 de görüldüğü gibi ufak sapmalar hariç değerlerin birbirleri ile örtüştüğü görülmüştür. Problemin çözümünde toplam 8750 düğüm kullanılmıştır.



**Şekil 12.13** Franc2D/L ile analitik çözümün karşılaştırılması ( $t_{al}=2\text{mm}$ )

Franc2D/L çözümlerinin doğruluğu kanıtlandıktan sonra yamalı ve yamasız durumda  $K_I$  değerinin değişimi incelenmiştir (Şekil 12.14)



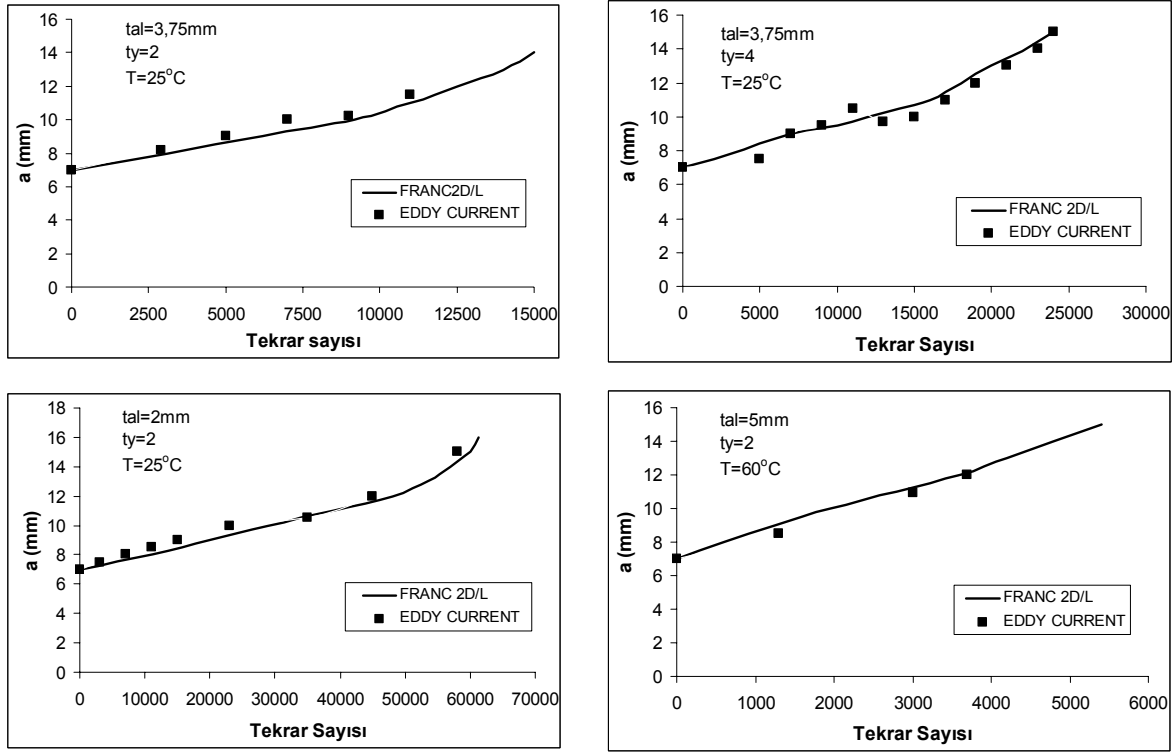
**Şekil 12.14** Yamalı ve yamasız durumda çatlak ilerlemeye göre  $K_I$  değerinin değişimi ( $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $T=25^\circ\text{C}$ ,  $t_y=6$ )

Franc2D/L ile yapılan çözümlerlerde de yamanın  $K_I$  gerilme şiddeti faktörünü büyük oranda azalttığı tespit edilmiştir. Bundan sonraki tüm şekillerde yamasız durum göz önüne alınmamış tüm grafikler yamalı duruma göre çizdirilmiştir.

### 12.2.2 Karşılaştırma sonuçları

Elde edilen modelin verdiği çatlak ilerleme değerleri ile deneysel çalışmalardan elde edilen çatlak ilerleme değerleri karşılaştırılmıştır (Şekil 12.15). Görüldüğü gibi her durumda deneysel ve sayısal sonuçlar büyük bir uyum içinde bulunmaktadır.

Modelle deney sonuçları uyum içinde olduğundan kurulan model yardımıyla, yamalı levhaların tasarımında deney yapmaya gerek bırakmayacak bir yöntem geliştirmek üzere çeşitli kırılma mekaniği hesaplamaları yapılmıştır.



**Şekil 12.15** Yamalı durumda deneysel ve nümerik olarak tekrar sayısının değişimi

### 12.2.3 Gerilme şiddeti faktörü sonuçları

Çatlaklı bir makine parçasında hasar üç durumda meydana gelmektedir (Ergun 2006).

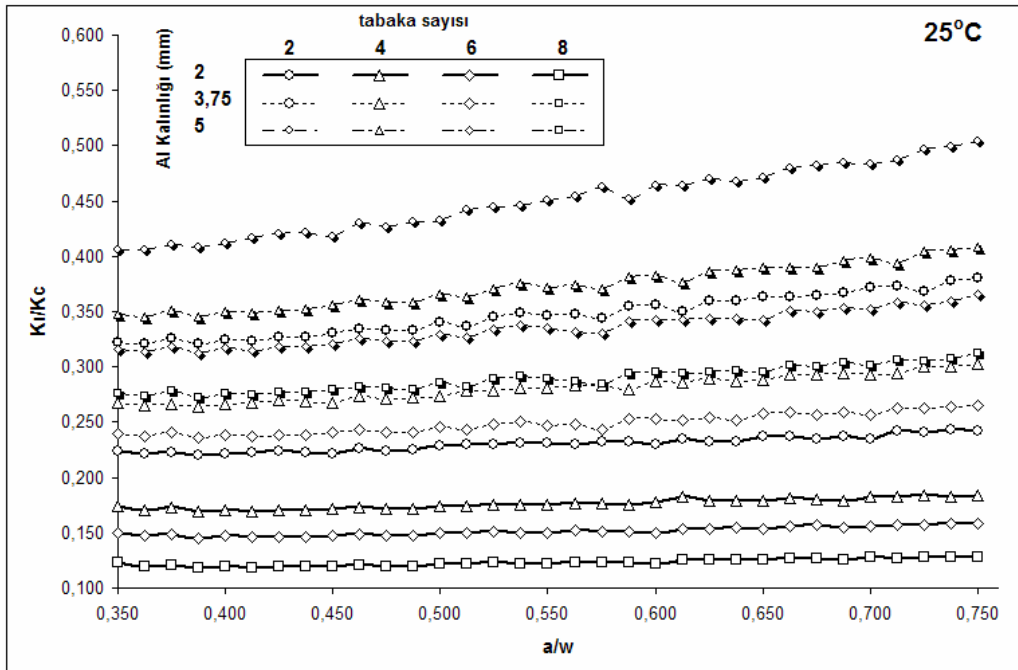
- $K_I$  değeri  $K_C$  değerine ulaştığında,
- Çatlak ilerlemesi tüm kesiti katettiğinde,
- Meydana gelen gerilme kopma dayanımına ulaştığında.

Projenin bu bölümünde yapılan çalışmada, çatlak ilerlemesinin her adımında yukarıda bahsedilen bu üç parametre aynı anda kontrol edilmiştir. Yapılan deney ve analiz sonuçlarında 1. ve 2. durum ile hiç karşılaşılmamıştır. İlk adım olarak deney esnasında numunelerin koptuğu yerler kayıt edilmiş, Franc2D/L'deki tüm modeller bu kopmanın meydana geldiği yere göre modellenmiştir.

Şekil 12.16-19'daki tüm grafiklerde,  $K_I$  değerinin çatlak boyu, levha kalınlığı ve yama tabaka sayısına göre değişimi bu çalışmada incelenen değişik sıcaklık değerleri için verilmiştir. Modelden elde edilen gerilme şiddet faktörü değerleri her bir kalınlık için elde

edilen  $K_c$  değerine bölünerek boyutsuzlaştırılmıştır. Görüldüğü gibi kalınlığın artması ile  $K_I/K_C$  gerilme şiddeti faktörü artmıştır.

Aynı şekilde yama tabaka sayısının artması her bir kalınlık değerinde, kendi içinde gerilme şiddeti değerini önemli ölçüde azaltmıştır. Bu azalmaya örnek olarak  $t_{al}=2\text{mm}$ 'de 2 tabakalı kompozit yama ile 8 tabakalı arasındaki ( $a/w=0,75$  ve  $T=25^\circ\text{C}$ ) fark %75 iken aynı şartlarda  $t_{al}=5\text{mm}$ 'de bu oran %65 civarlarındadır.

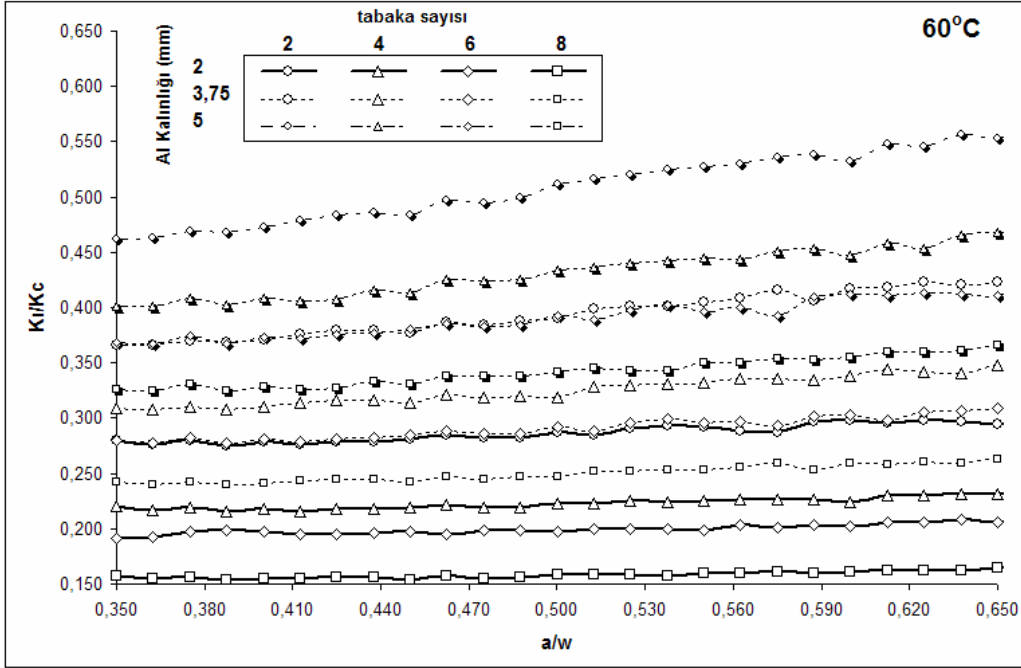


**Şekil 12.16**  $K_I/K_C$  ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi ( $T=25^\circ\text{C}$ )

Oda sıcaklığında tüm kalınlık değerleri için çatlak ilerlemesi numune genişliğin %75'inde ( $a/w=0,75$  veya  $a=15\text{mm}$ ),  $60^\circ\text{C}$ 'de numune genişliğinin %65'inde,  $100^\circ\text{C}$ 'de %55 ve  $-20^\circ\text{C}$ 'de ise %35'inde sonlandırılmıştır.

Şekil 3.16-19 arasındaki grafiklerde x ekseninde bulunan  $a/w$  değerlerine bakıldığında çatlak bu çalışmada kullanılan sıcaklık değerlerinde değişik ilerleme mesafelerinde hasara uğradığı görülmektedir. Sıcaklık arttıkça yama malzemelerinin özellikleri değişmiştir. Bu yüzden yama görevini tam olarak yerine getirememekte ve çatlak hızlı ilerleyerek hasar erken gerçekleşmektedir. Normal şartlarda kompozit yama çatlak ilerletmemekte ve çatlak dışında geriye kalan kısım çatlak ikiye ayrılması için gerekli olan mukavemeti sağlamaktadır. Ama sıcaklık arttıkça bu direnme kuvveti azalmakta bu nedenle yama çatlak

ilerlemesine müsaade etmekte, kalan kesit de yükü taşıyamamaktadır. Bu nedenle erken kopmalar meydana gelmektedir.

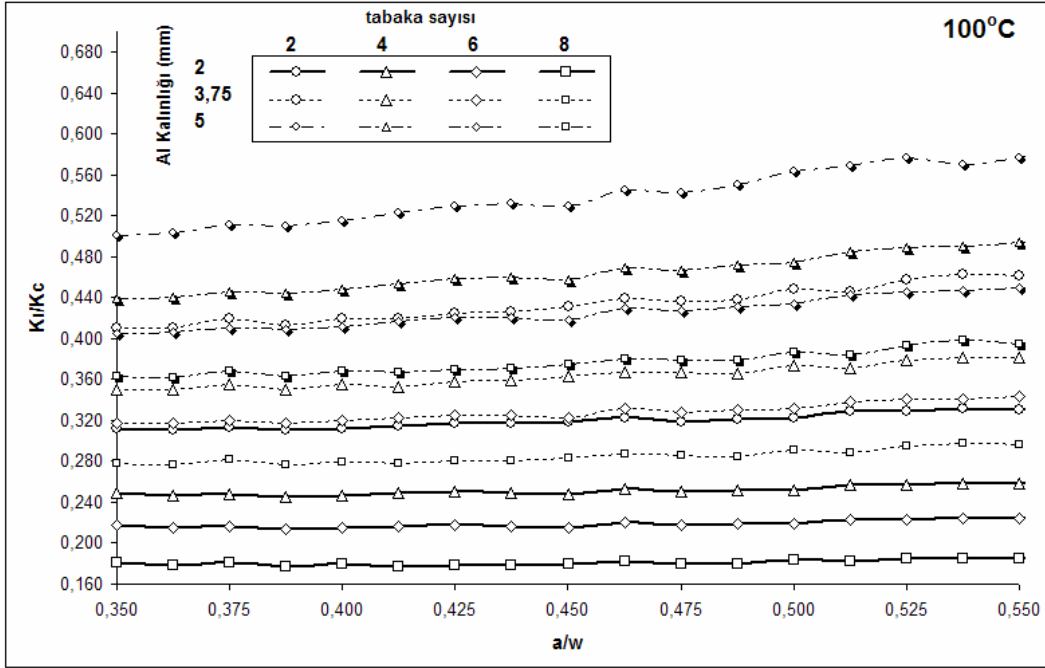


**Şekil 12.17**  $K_I/K_C$  ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi ( $T=60^\circ\text{C}$ )

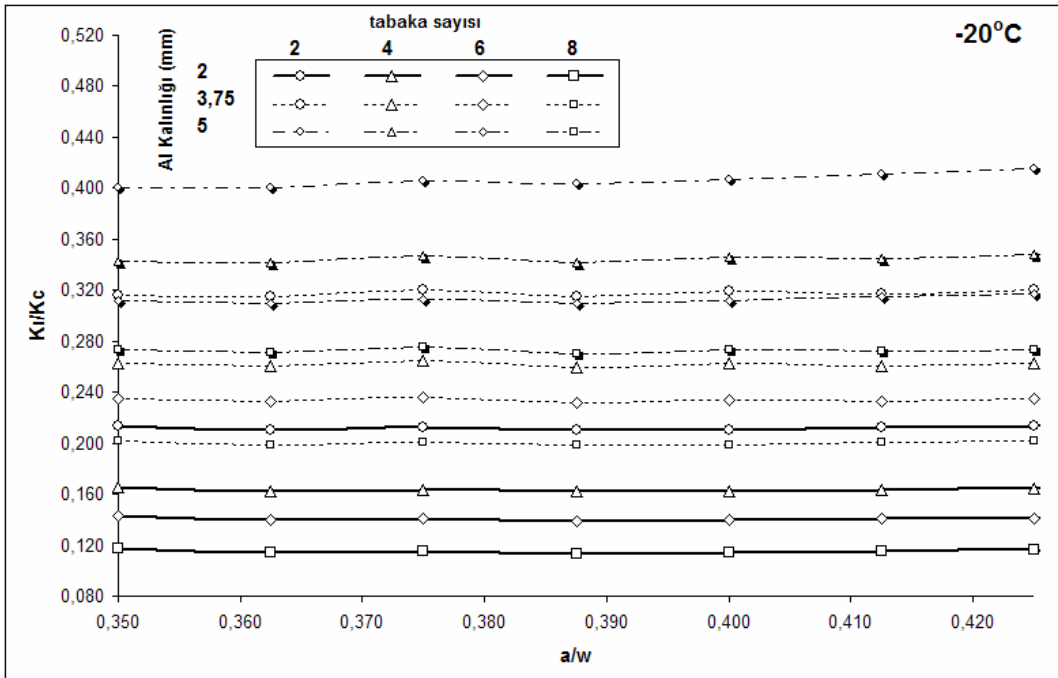
Sıcaklık arttıkça  $K_I/K_C$  değeri ince levhalarda ( $t_{al}=2\text{mm}$ ) küçük bir artış iken  $t_{al}=3,75$  ve  $5\text{mm}$ 'de daha büyük bir değer almaktadır.

Verilen şekillerden de görüldüğü gibi deneysel çalışmalara benzer şekilde nümerik çalışmalarda da sıcaklığın  $K_I/K_C$  üzerinde oldukça önemli etkisi vardır. Sıcaklık  $100^\circ\text{C}$ 'ye çıktığında yama malzemesi özelliklerini yitirmekte ve yamasız duruma benzer şekilde kopmalar meydana gelmektedir. Bu sıcaklık değerinde yamasız duruma göre yorulma ömründeki artış %5 ila 7 arasındadır.

Yama tabaka sayısının artması da deneysel sonuçlara benzer şekilde çatlak ilerleme hızını ve aynı zamanda gerilme şiddeti faktörünü de azalmaktadır.

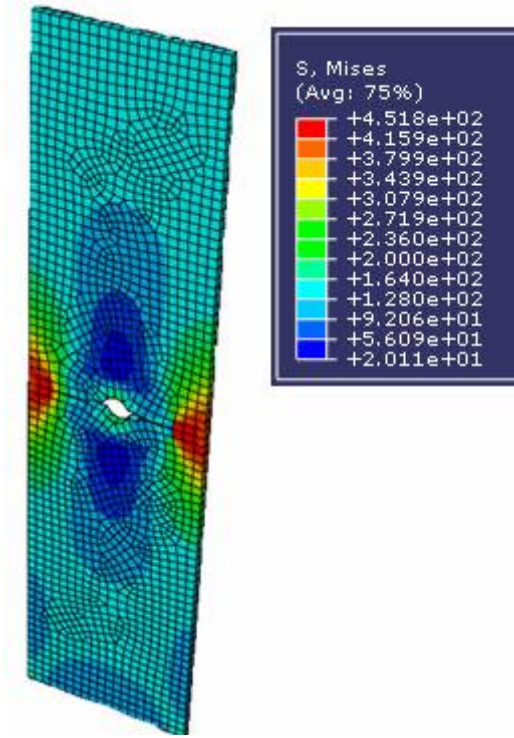


Şekil 12.18  $K_I/K_C$  ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi ( $T=100^\circ\text{C}$ )



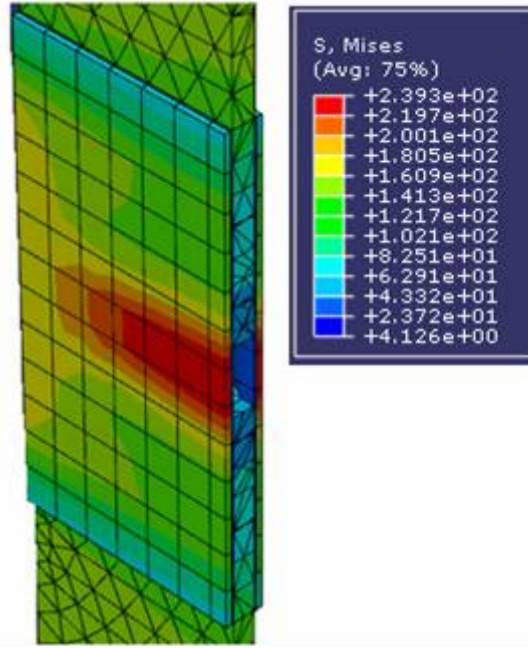
Şekil 12.19  $K_I/K_C$  ye karşı çatlak uzamasının değişik kompozit tabaka sayısı ve alüminyum tabaka sayısına göre değişimi ( $T=-20^\circ\text{C}$ )

Şekil 12.20'de yamasız durumda  $a=15\text{mm}$ 'deki çatlak boyu için Abaqus modeli ve von-miseses kriterine göre elasto-plastik gerilme analiz değeri verilmiştir. Görüldüğü gibi gerilme değeri 451,8 MPa dır. Bu değer bu çalışmada kullanılan alüminyumun kopma mukavemetinin üzerindedir. Bu yüzden hasar meydana gelmiştir.



**Şekil 12.20** Yamasız durum için gerilme analizi ( $a=15\text{mm}$ ,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  $T=25^\circ\text{C}$ )

Şekil 12.21'de yamalı durumda yine aynı konumda gerilme analizi verilmiştir. Burada dikkat edilirse gerilme kompozit malzeme üzerinde meydana gelmiştir. Kompozit yama ve yapıştırıcı birlikte çalıştığı için bu gerilme değeri aynı zamanda yapıştırıcı üzerine gelen gerilme değerini ifade etmektedir. 239,3 MPa gerilme kompozit malzemenin kopma mukavemetinin çok çok altındadır. Fakat ara yüzeydeki yapıştırıcının kopma mukavemetinin de üstündedir. Bu nedenle aslında görülen gerilme değeri küçük olmasına karşın aradaki yapıştırıcı hasara uğramış ve işlevini yitirmiştir. Bu durum deneylerde elde ettiğimiz durum ile örtüşmektedir. Şekil 12.22'de deney esnasında hasara uğramış bir numunenin resmi verilmektedir.



**Şekil 12.21** Yamalı durum için gerilme analizi ( $a=15\text{mm}$ ,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  $T=25^\circ\text{C}$ )

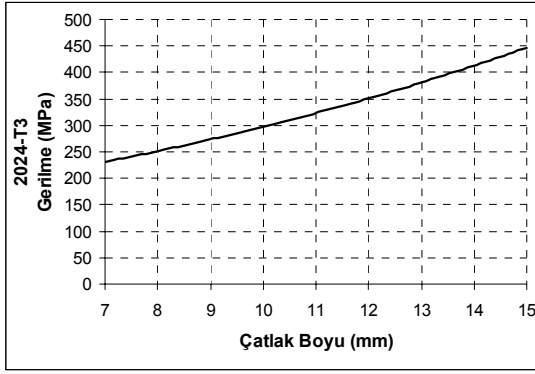


**Şekil 12.22** Hasara uğramış yorulma numunesi

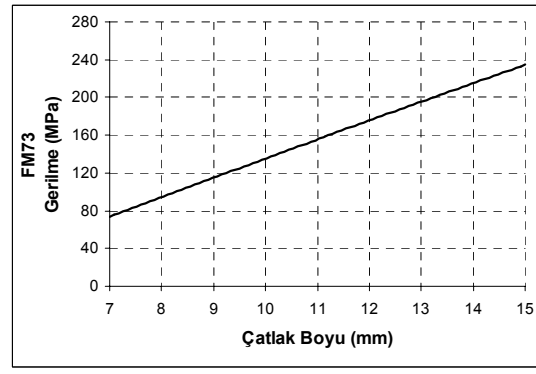
Aynı şekilde 60 ve  $100^\circ\text{C}$  deki çözümlerden de elde edilen gerilme değerleri de bu tablolar ile karşılaştırıldığında numunenin bu çalışma sıcaklık değerlerinde de hasara uğradıkları görülmüştür.

GŞF değeri olan  $K_I$  hesaplandıktan sonra deney esnasında çatlakın ilk konumundan hasarın meydana geldiği konuma kadar elasto-plastik gerilme analizi yapılmıştır (Şekil 12.23). Gerilme analizinde Abaqus 6.8 sonlu elemanlar paket programı kullanılmıştır. Görüldüğü gibi kesit azaldıkça gerilme değeri artmaktadır. Numunenin kırılma anı göz önüne alındığında Franc2D/L sonuçlarına göre malzeme hasara uğramazken, Abaqus sonuçlarına göre yapıştırıcı hasara uğramış ve kompozit atıl duruma gelmiştir. Yani gerilmeyi çatlak haricindeki kesit taşımaya çalışmıştır.

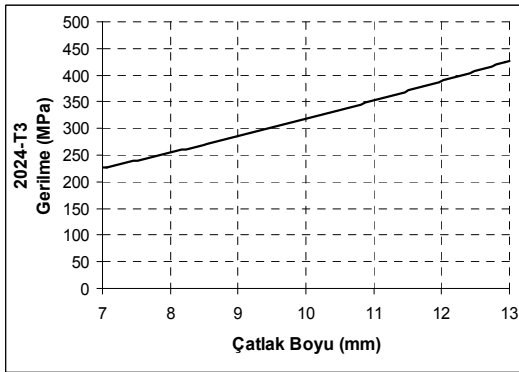




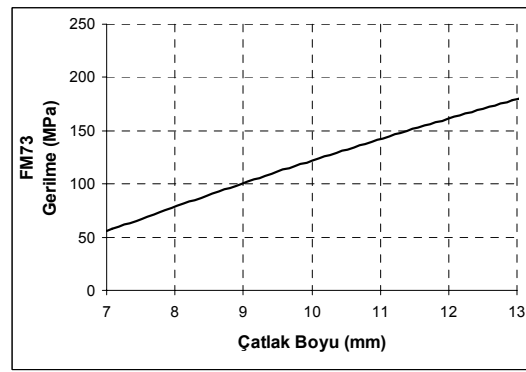
a) Alüminyum levha,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  
 $T=25^\circ\text{C}$



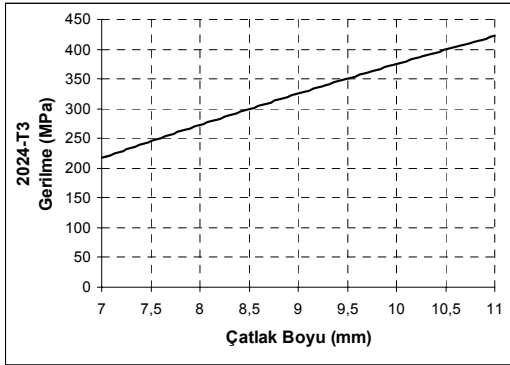
b) FM73 ve Yama,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  $T=25^\circ\text{C}$



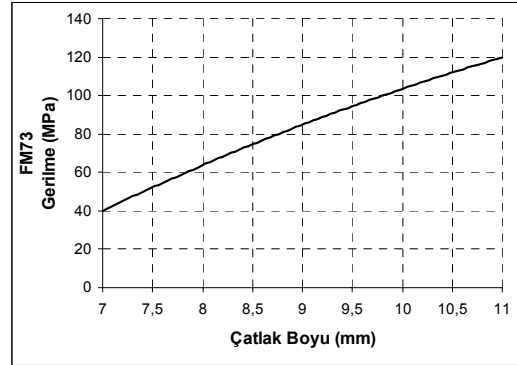
c) Alüminyum levha,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  
 $T=60^\circ\text{C}$



d) FM73 ve Yama,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  $T=60^\circ\text{C}$



e) Alüminyum levha,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  
 $T=100^\circ\text{C}$



f) FM73 ve Yama,  $t_{al}=2\text{mm}$ ,  $t_y=2$ ,  $T=100^\circ\text{C}$

**Şekil 12.23** Çatlak ilerlemesine karşı gerilme dağılım değerleri

Şekil 3.53'de en kritik kesit için elasto-plastik gerilme analizi yapılmıştır. Burada yamalı ve yamasız durumlar göz önüne alınmıştır. Şekil 12.23 (a), (c) ve (e)'de yamasız durumda meydana gelen gerilme değeri verilirken Şekil 12.23 (b), (d) ve (f)'de yapıştırıcı ile beraber kompozit malzemenin üzerinde meydana gelen gerilme değerleri verilmiştir. Örneğin, oda sıcaklığında  $t_{al}=2\text{mm}$ 'de Şekil 12.23 (b)'ye bakıldığında yapıştırıcı yaklaşık  $a=11\text{mm}$  de

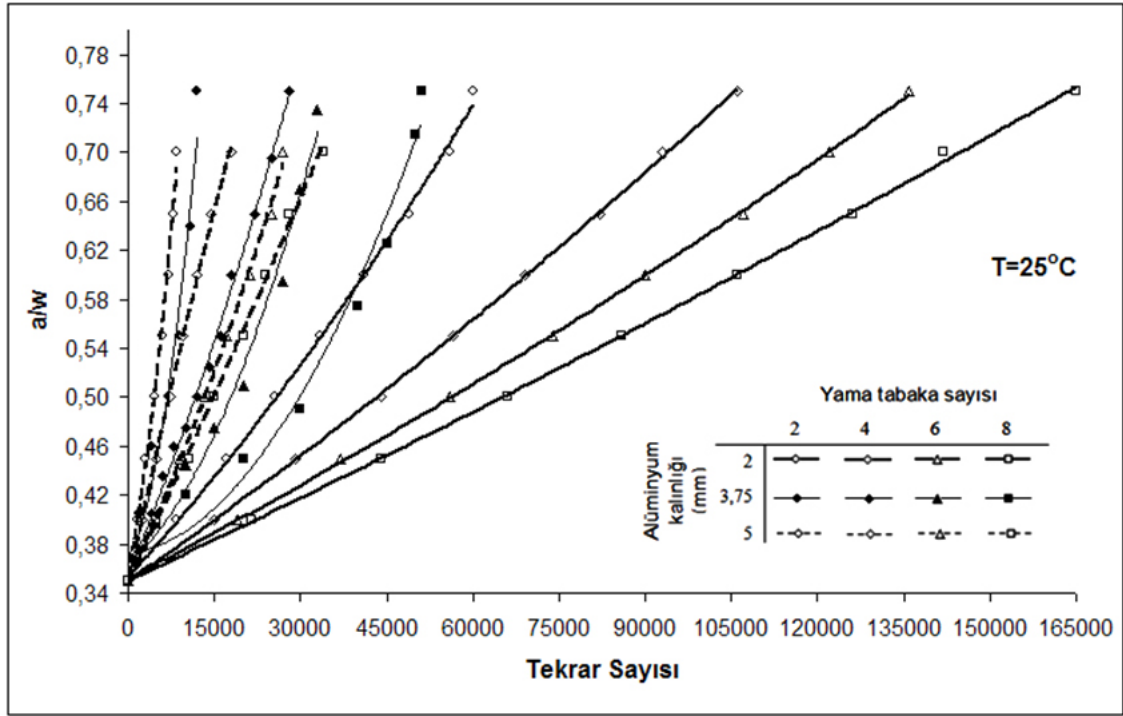
hasara uğramıştır. Buna karşın Şekil 12.23 (a)'ya bakıldığında ise  $a=11\text{mm}$ 'de ki gerilme değeri kopma değerine ulaşmamıştır. Çatlak  $a=15\text{mm}$ 'ye kadar ilerleyecek bu noktadan numuneye uygulanan gerilmeyi geriye kalan kesit taşıyamayacak ve hasar meydana gelecektir.

#### 12.2.4 Yorulma ömrü sonuçları

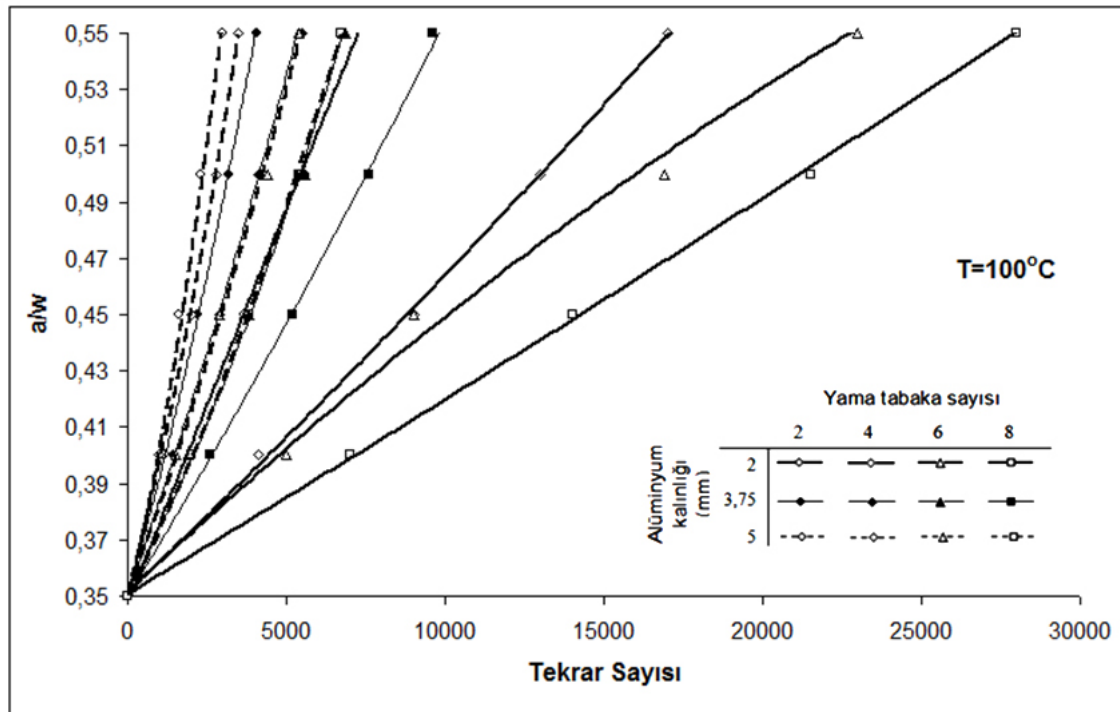
Bu bölümde Franc2D/L programından elde edilen  $K_I$  ve Tablo 12.7'deki  $K_C$  değerleri kullanılarak yorulma grafikleri çizdirilmiştir. Burada da  $K_I$ 'e benzer şekilde  $K_I$  değeri ne kadar düşük ise yorulma ömrü o kadar fazla, değer ne kadar fazla ise o kadar az olmuştur. Yorulma grafikleri çizdirilirken  $-20^\circ\text{C}$ 'deki veriler göz önüne alınmamıştır. Çünkü bu sıcaklık değerinde nümerik hesaplamalarda elde olmayan sebeplerden dolayı hatalar meydana gelmiştir. Çatlak soğukta malzeme özelliğinden dolayı uzun bir süre çatlak başlatmak için gerekli olan kritik enerji değerine ulaşamamış, ulaşıldığında ise malzeme hemen kırılmıştır. Bu karmaşık yapı bu sıcaklık değeri için modellenememiştir.

Şekil 12.24 ve 25'de değişik alüminyum kalınlıklarında farklı tabaka sayılarında ve sıcaklık değerlerinde yorulma tekrar sayısına karşı çatlak ilerlemesi verilmiştir. Yama tabaka sayısı arttıkça yorulma ömrü artmaktadır. Fakat alüminyum kalınlığı arttıkça durum tam tersine dönmekte yorulma ömür tekrar sayısı aynı yama tabaka kalınlığı ve sıcaklık göz önüne alındığında azalmaktadır. Örneğin,  $T=25^\circ\text{C}$ 'de  $t_y=8$  tabakada,  $t_{al}=2\text{mm}$  de tekrar sayısı 160000 civarlarındayken  $t=5\text{mm}$  de tekrar sayısı 37000 civarlarındadır. Bu da alüminyum kalınlığının yorulma üzerindeki etkisinin önemini ifade etmektedir.

Yorulma mekanizmasını kısaca özetlemek gerekirse, yama tabaka sayısı arttıkça gerilme şiddeti değeri azalmakta, yorulma tekrar sayısı artmaktadır. Sıcaklık arttıkça yorulma tekrar sayısı bu çalışmada kullanılan kalınlık değerleri için azalmaktadır. Fakat yine o kalınlık değerlerinde yama tabaka sayısı arttıkça ömür artmaktadır.



Şekil 12.24  $a/w$  ye karşı tekrar sayısının değişik yama tabaka sayısı ve alüminyum kalınlığına göre değişimi ( $T=25^{\circ}\text{C}$ )

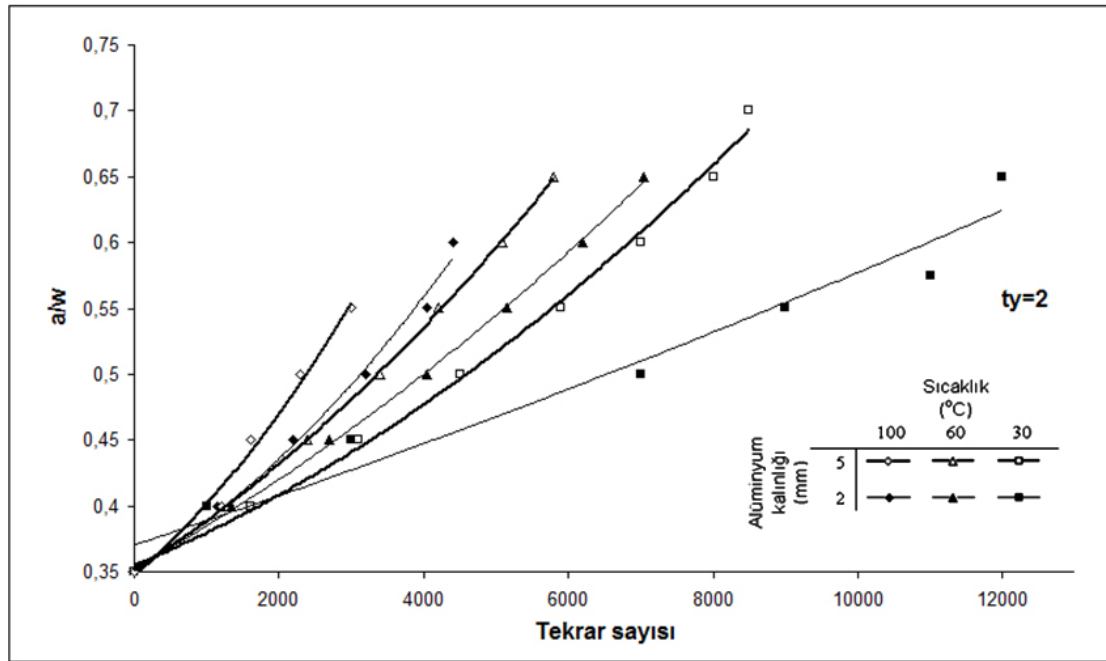


Şekil 12.25  $a/w$  ye karşı tekrar sayısının değişik yama tabaka sayısı ve alüminyum kalınlığına göre değişimi ( $T=100^{\circ}\text{C}$ )

Şekil 12.25'den görüldüğü gibi sıcaklığın yorulma üzerine etkisi 100°C de belirgin olarak görülmektedir. Aynı şartlar göz önüne alındığında bu azalmanın oda sıcaklığına göre yaklaşık 4 kat olduğu tespit edilmiştir.

Sıcaklığın etkisini daha iyi incelemek için yama kalınlığı sabit tutulmuştur (Şekil 12.26). Burada sıcaklığın etkisi daha da net görülmektedir. Sıcaklığın artması yorulma ömrünü azaltmakta, sıcaklığın azalması ise yorulma ömrünü arttırmaktadır. Sıcaklık değeri yükseldiğinde yorulma ömrü azalmasına rağmen yine  $t_{a1}=2\text{mm}$ 'de yorulma tekrar ömrü diğerlerine nazaran daha fazladır.

Sıcaklık ne olursa olsun yamalı durumda yamasız duruma göre ömür sayısında artış gözlemlenmiştir. Bu artış oranı, oda sıcaklığında bu çalışmada kullanılan maksimum sıcaklığa göre yaklaşık 14 kattır.



Şekil 12.26 a/w ye karşı tekrar sayısının değişik sıcaklıklarda ve alüminyum kalınlığında değişimi ( $t_y=2$ )

### 12.2.5 Genetik Algoritma sonuçları

Genetik Algoritmalar (GA) yaklaşımı, deneysel ve nümerik sonuçlardan elde edilen veriler yardımıyla yamalı durumda herhangi bir sonlu elemanlar (nümerik) veya deneysel sonucu kullanmadan çözüm yapabilmek için kullanılmıştır. Denklem 12.35'de görüldüğü gibi

formülasyona başka bir denklem ilave edilerek çözüm yapılmaya çalışılmıştır (Denklem 12.35).

$$K_{IP} = K_I * f(a/w, t_{al}, t_y, T) \quad (12.35)$$

burada  $K_{IP}$ , yamalı durumu, a, çatlak boyunu, w, numune genişliğini,  $t_y$ , yama kalınlığını ve  $t_{al}$ , alüminyum tabakanın kalınlığını ve T ise sıcaklığı ifade etmektedir.

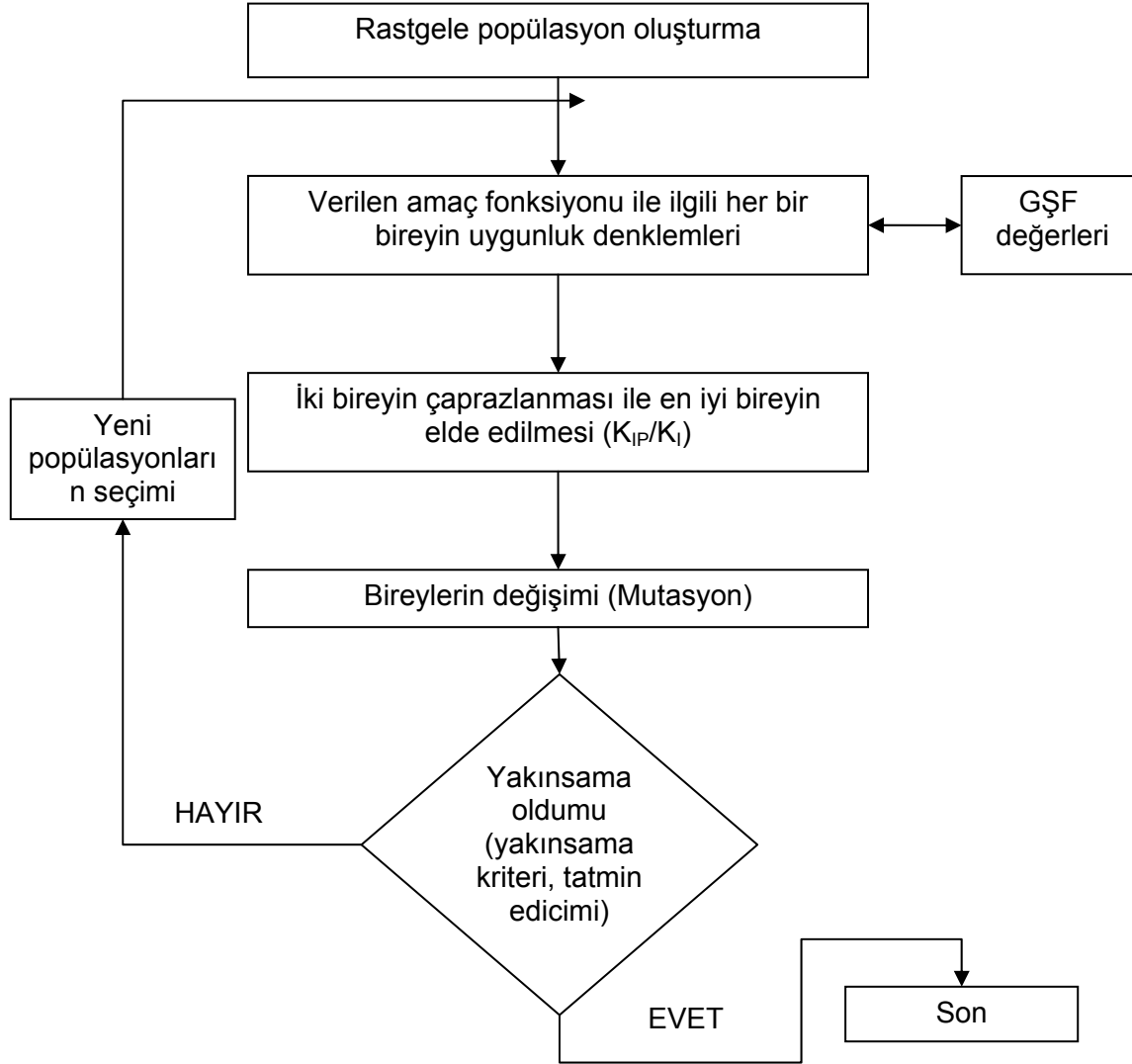
Bir Genetik Algoritmalar işlemin başarılı şekilde gerçekleşebilmesi için üç basit işlem basamağına ve uygunluk denklemine ihtiyaç vardır. Genetik araştırma için gerekli olan bu üç işlem, seçim (popülasyon oluşturma), çaprazlama (crossover) ve nesil (mutasyon) işlemleridir. Bu çalışmada kullanılan GA şeması Şekil 12.27'de verilmiştir.

Sonlu elemanlar metodu kullanılarak elde edilen GŞF değerleri bireysel uygunluk değeri için kullanılmıştır. Bu değer GŞF değerleri için GA'dan elde edilen sonuçlar ile nümerik sonuçlar arasında uygulanan en küçük kareler metoduna dayalı olarak gerçekleşmektedir. Çaprazlama ve nesil aşamalarından sonra yakınsama kriteri kontrol edilir. Eğer bu yakınsama işlemi tatmin edici ise algoritma durur, eğer tatmin edici değil ise yeni popülasyonlar seçildikten sonra işlem tekrar başlar ve en iyi yakınsama olana kadar devam eder.

GA işleminin ana kavramı, popülasyon içerisindeki en iyi bireyleri bulmak, en kötü olanlarını da elimine etmektir. Bu çalışmada bu işlem için en küçük kareler metodu kullanılmıştır (Denklem 12.36).

$$f(a/w, t_y / t_{al}, t_{al})_{\min} = \sum_j^m e_j \left\{ (K_{IP} / K_I)_{\text{nümerik}} - (K_{IP} / K_I)_{GA} \right\}^2 \quad (12.36)$$

burada,  $(K_{IP} / K_I)_{\text{nümerik}}$  ve  $(K_{IP} / K_I)_{GA}$ , nümerik ve GA tahmini olarak elde edilen GŞF oranı, m, gözlem sayısını ve  $e_j$ 'de ağırlık faktörünü ifade etmektedir. Minimum hata altında en iyi modeli oluşturmak için model parametreleri yavaş yavaş geliştirilmektedir.



**Şekil 12.27** Genetik Algoritmalar Yama Dizayn şeması

Genetik Algoritmalar Yama Dizaynında (GAYD) kullanılan nümerik veriler sonlu elemanlar analizinden alınan değerlerden elde edilmiştir. Model kullanılan parametrelerin  $a/w, t_{al}, t_y, T$  alt ve üst sınırlarına bağlı olarak tanımlanmıştır. GAYD için aşağıdaki parametre değerleri kullanılmıştır. Popülasyon:200, Nesil sayısı: 750, Çaprazlama: 0,99 ve nesil yenileme ihtimali:0,15.

Literatürde en uygun modeli bulabilmek için çeşitli fonksiyon tipleri mevcuttur. Ergun vd (2008) yaptıkları çalışmada polinom, üstel, quadratik ve non-lineer olmak üzere dört farklı tipde denklem kullanmışlardır. Bu denklem ve kombinasyonlar bu denklem için kullanılmış fakat hata oranı ortalama %10'un altına düşürülemedi. Bu denklemlerden yola çıkarak

Denklem 12.37'de verilen yeni fonksiyon elde edilmiştir. Bu denkleme göre hata oranı ortalama %3,6'lara kadar düşürülmüştür.

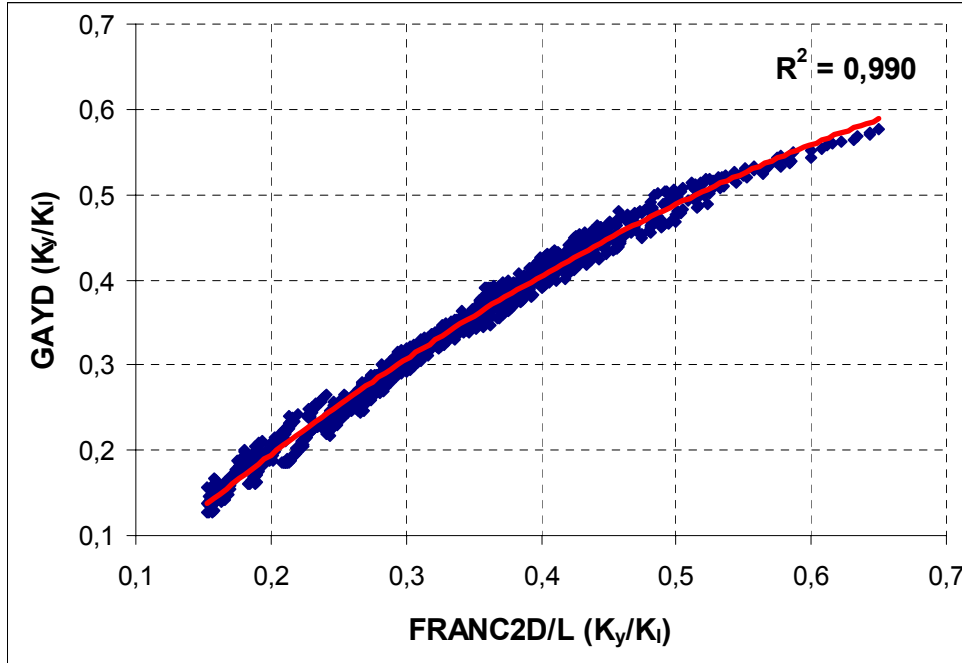
$$f(a/w, t_{al}, t_y, T) = x_1 + x_2 \left( \frac{a}{w} \right)^{x_3} + x_4 (t_{al}) + x_5 (t_y) + x_6 (T)^{x_7} + \left( \frac{a}{w} T \right)^{x_8} + \left( \frac{a}{w} t_{al} \right)^{x_9} + (t_{al} t_y)^{x_{10}} \quad (12.37)$$

Ele alınan bu denklemlerle yapılan GA sonuçları ve katsayıları aşağıdaki şekildedir.

$$f(a/w, t_{al}, t_y, T) = -1,2004 + 0,69477 \left( \frac{a}{w} \right)^{0,52363} + 0,12165(t_{al}) - 0,0242(t_y) - 0,9975(T)^{-0,367} + \left( \frac{a}{w} T \right)^{-1,1604} + \left( \frac{a}{w} t_{al} \right)^{-0,1778} + (t_{al} t_y)^{-5,784} \quad (12.38)$$

Bu denklemleri kullanarak cam-elyaf takviyeli kompozit malzeme ile yamalanmış alüminyum plakada GŞF pratik olarak hesaplanabilmektedir. Şekil 12.28 Nümerik çözüme karşı GAYD dan elde edilen sonuçların karşılaştırılması verilmektedir. Ayrıca her tabloda uygunluk katsayıları da verilmiştir ( $R^2$ ).  $R^2$  bu denklem için 0,990 çıkmıştır.

Denklem 12.38 kullanıldığında elde edilen sonuçlarda nümerik çözüm ile GAYD çözümü arasında maksimum %3,65'luk bir hata meydana geldiği görülmüştür. Bu hata mühendislik hesaplamaları için kabul edilebilir sınırlar içerisinde (Tablo 12.12)



Şekil 12.28 Nümerik ve GAYD karşılaştırması

Ayrıca bu denklem bu çalışmada verilen değerler arasında da denemiş sonuçlar Tablo 12.13 de verilmiştir.

**Tablo 12.12** Farklı değerler için  $K_y/K_l$  değerleri

T (°C)	a/w	$t_y$	$t_{aI}$ (mm)		
			2,5	3	4
40	0,36	3	0,241	0,271	0,345
	0,46	4	0,222	0,253	0,328
	0,7	7	0,184	0,217	0,294
70	0,36	3	0,268	0,298	0,372
	0,46	4	0,253	0,284	0,359
	0,7	7	0,219	0,252	0,329
90	0,36	3	0,281	0,312	0,385
	0,46	4	0,267	0,299	0,374
	0,7	7	0,235	0,268	0,345

**Tablo 12.13** Bazı çatlak uzunlukları için hata oranı ( $t_{aI}=3,75$ ,  $t_y=2$  ve  $T=25^\circ\text{C}$ )

a/w	$K_l/K_{IP}$ Franc2D/L	$K_l/K_{IP}$ GAYD	Fark (%)
0,35	0,333	0,337	1,190
0,3625	0,331	0,337	1,583
0,375	0,337	0,336	0,372
0,3875	0,332	0,336	1,316
0,4	0,336	0,336	0,047
0,4125	0,335	0,336	0,411
0,425	0,338	0,337	0,347
0,4375	0,339	0,337	0,464
0,45	0,342	0,338	1,205
0,4625	0,346	0,339	2,192
0,475	0,344	0,340	1,309
0,4875	0,345	0,341	1,023
0,5	0,352	0,342	2,727
0,5125	0,349	0,344	1,463
0,525	0,357	0,345	3,306
0,5375	0,362	0,347	4,112
0,55	0,358	0,348	2,709
0,5625	0,359	0,350	2,614
0,575	0,356	0,352	1,238
0,5875	0,367	0,354	3,578
0,6	0,368	0,356	3,451
0,6125	0,363	0,357	1,466
0,625	0,372	0,359	3,286
0,6375	0,373	0,362	3,014
0,65	0,376	0,364	3,222
0,6625	0,376	0,366	2,739
0,675	0,378	0,368	2,630
0,6875	0,379	0,370	2,448
0,7	0,384	0,372	3,077
0,7125	0,386	0,375	2,880
0,725	0,381	0,377	0,971
0,7375	0,392	0,379	3,145
0,75	0,393	0,382	2,910



## 13. SONUÇLAR VE ÖNERİLER

### 13.1. Birleştirme ile İlgili Elde Edilen Sonuçlar

Proje çalışmasının bu bölümünde, kelebek tipi bağlantıların, kelebek malzemesinin (metal ve kompozit) ve geometrik parametrelerinin ( $x/w$ ,  $y/b$  ve  $w/b$ ) hasar yükleri üzerindeki etkileri deneysel olarak incelenmiştir. Ayrıca alın birleştirmeleri ile yapıştırılmış ve yapıştırılmamış kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kabiliyetleri ve yorulma performansları deneysel olarak da araştırılmıştır. Deneylerde kullanılan cam elyaf-epoksi kompozit malzeme sıcak presleme yöntemiyle imal edilmiştir. Çalışmanın bu kısmında aşağıdaki sonuçlara ulaşılabilir.

- Kelebek orta genişliğinin kelebek uç genişliğine olan oranının ( $x/w$ ) büyük değerlerinde, bağlantı yükünün giderek düştüğü tespit edilmiş ve  $x/w=1$  olduğu durumlarda ise açılı yüzeylerin düzleşmesinden dolayı yük taşıyamayacağı için yapıştırma gibi farklı bağlantıların tercih edilebileceği belirlenmiştir.
- Kelebek malzemesinin, numune malzemesiyle aynı olması durumunda çoğunlukla hasarın önce kelebek üzerinde meydana geldiği tespit edilmiş ve daha sonra ( $x/w$ ) oranı arttıkça numune üzerinde olduğu gözlemlenmiştir. Kelebek malzemesinin, numune malzemesinden daha mukavemetli (metal) olması durumunda ise hasarın ilk önce numune üzerinde olduğu tespit edilmiştir.
- Kompozit kelebekli numunelere göre metal kelebekli numuneler maksimum yüke daha küçük yer değiştirmelerde ulaşmaktadır. Bu durum bir dezavantaj da sayılabilir. Çünkü numune çok çabuk hasara uğramaktadır. Ama kelebeğin kompozit olması durumunda yük taşıma kabiliyeti biraz düşük olsa bile, daha uzun süre yükü taşıyabilmektedir. Kompozit yapının tamamen hasara uğramadan önce kelebeğe oluşan hasarın görülebilmesi ve kelebek kilidinin tamirata ile kompozit yapının servis ömrünün artırılması bir avantaj olarak görülebilir.
- Kompozit kelebekli birleştirme tipinde maksimum hasar yükü, kelebek yarı boyu  $y=16$  mm için  $x/w=0,2$  ile  $w/b=0,4$  boyut oranlarında veya bir başka deyişle kelebeğin yarım numunelere yaklaşık  $68^\circ$ lik bir açıyla kilitlemesiyle elde edilmiştir.
- ( $w/b$ ) oranı arttıkça yük taşıma kapasitesinin yavaş yavaş azaldığı tespit edilmiştir. Sabit bir  $b$  genişliğinde olan numunede kelebek uç genişliğinin artmasıyla kelebek

bağlantı elemanının her iki tarafındaki bölgenin zayıfladığı hem deneysel hem de nümerik olarak tespit edilmiştir. Bundan dolayı numunenin buradan hasara uğramasıyla yük taşıma kapasitesinin düşümüne neden olduğu belirlenmiştir. Metal kelebekliler için (w/b) oranı 0,5 olabilirken, kompozit kelebekliler için bu oran 0,4 olarak tercih edilmelidir.

- Yapılan bu mekanik alın birleştirme yöntemi tek başına kullanılabileceği gibi yapıştırma yöntemiyle beraber de kullanılabilir. Böylece yapıştırma bağlantılarındaki olumsuz etkiler en aza indirilebilir veya yok edilebilir.
- Kompozit kelebeklerin 0°/90° takviyeli olması halinde, 0° veya 90° takviyeli kompozit kelebeklerde meydana gelen matris ayrılmalarını engellemelerinden dolayı daha fazla yük iletebildikleri tespit edilmiştir.
- Sıkı geçmeli ve Hysol 9464 yapıştırıcılı numunelerin yük taşıma kapasitesinin, diğer boşluklu geçmeler ve diğer yapıştırıcılar ile karşılaştırıldığında daha iyi olduğu tespit edilmiştir.
- Kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri ve yer değiştirmeleri alın birleştirmelerinkinden daha yüksektir.
- Alın birleştirmelerinde ani kopmalardan dolayı tamiri mümkün olamayacak büyük hasarlara yol açılabilir. Eğer birleştirme kelebek bağlantı elemanı gibi mekanik bir bağlantı ile güçlendirilirse ani oluşabilecek veya tamiri mümkün olmayan hasarlar engellenip kompozit yapıların servis ömürleri arttırılabilir ve tamirat için de zaman kazanılabilir. Bu durum bir avantaj olarak da görülebilir.
- Yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları diğerlerine göre çok daha iyidir. Yapıştırıcı ile güçlenen kelebek birleştirmelerinde birleştirilen numuneler, mekanik ve aynı zamanda yapıştırma birleştirmesi olarak da çalıştığı için yorulma performanslarının oldukça yüksek olduğu tespit edilmiştir. Aynı zamanda yapıştırılmış kelebek birleştirmelerinde, alın birleştirmelerine göre yapışma yüzeyleri daha da arttırılmıştır.

- Sıkı geçme kelebek birleştirmelerinin yorulma performansları ise statik yüklemenin tersine yapıştırılmış alın birleştirmelerinden bile kötü olarak elde edilmiştir. Sadece sıkı geçmenin olduğu birleştirmelerde yorulma hasarları sadece kelebek orta genişliğinde olduğu için yorulma ömürlerinin oldukça kısa olduğu tespit edilmiştir. Diğer taraftan yapıştırılmış alın birleştirmelerinde yorulma, tüm kesit boyunca yapıştırma yüzeyleri arasında oluşmaktadır.
- Sonlu elemanlar yöntemiyle yapılan nümerik analiz sonuçlarından belirlenen kelebek yer değiştirmeleri ile yük taşıma kapasiteleri deneysel yöntemle elde edilen sonuçlarla uyumlu olduğu belirlenmiştir.
- Kelebek bağlantı elemanlarının şekillerini değiştirerek değişik bağlantı yük taşıma kapasitelerine ulaşılmıştır. Maksimum yük taşıma kapasitesine göre geliştirilen modeller sırası ile; takviyeli kelebek modeli, yuvarlatılmış kelebek modeli ve kum saati modeli olduğu tespit edilmiştir.
- Aynı geometrik özelliklerde kelebek bağlantı elemanı kullanılarak yapılan ikili kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri tekli kelebek birleştirmelerinkinden daha yüksek olduğu tespit edilmiştir.
- Her iki tarafından yama plakaları ile takviyelendirilmiş kelebek birleştirmelerinin yük taşıma kapasiteleri yapıştırılmış ve sıkı geçirilmiş kelebek birleştirmelerinden oldukça büyük tespit edilmiştir. En büyük yük taşıma kapasitesi 6 katlı yama ile takviyelendirilmiş kelebek birleştirmesinden elde edilmiştir.
- Kelebek birleştirmelerin nem deneyleri %90 bağıl nem ortamında ve 280 saate kadar bekletilerek yapılmış ve nemden etkilenmediği veya etkisinin ihmal edebilecek kadar az olduğu tespit edilmiştir.
- Su içine batırılan kelebek birleştirmelerinin yük taşıma değerlerinin, cam elyaf ile matris ara yüzeyine yerleşen su kütlesinin olumsuz etkisi ile az da olsa düştüğü tespit edilmiştir.
- Genel olarak kelebek birleştirmelerinde sıcaklığın artmasıyla hem statik hem yorulma mukavemet değerlerinin düştüğü tespit edilmesine karşın oda sıcaklığının altındaki soğuk değerlerde ise bu değerlerin arttığı tespit edilmiştir.

### 13.2. Çatlaklı Malzemelerin Kırılma Analizi ile İlgili Elde Edilen Sonuçlar

Projenin bu kısmında ise, cam-elyaf takviyeli [0°] kompozit malzeme ile tamir edilmiş merkezi çatlaklı 2024-T3 alüminyum levhanın değişik ortam koşullarında kırılma parametrelerinin ve çalışma ömrünün değişimleri araştırılmıştır. Bu amaçla farklı alüminyum kalınlıkları (2 - 3,75 ve 5mm), farklı yama tabaka sayıları (2 - 4 - 6 ve 8), farklı sıcaklıklar ( $\{-20^{\circ}\text{C}\}$  -  $25^{\circ}\text{C}$  -  $60^{\circ}\text{C}$  ve  $100^{\circ}\text{C}$ ) ve bağıl nem oranları ( $\%45 \pm 5$  ve  $\%85 \pm 5$ ) göz önünde bulundurulmuştur.

Çalışma deneysel ve sayısal modelleme çalışmaları olmak üzere iki bölümden meydana gelmiştir. İlk bölümde mekanik özelliklerin belirlenmesi, deney sistematığının oluşturulması, deney şartlarının oluşturulması, deneylerin Taguchi deney sistemine göre oluşturularak yapılması ve sonuçların alınması gibi aşamalar mevcuttur. İkinci bölümde ise, deneysel veriler kullanılarak Franc2D/L ve Abaqus 6.8 programlarında nümerik çözümler yapılmıştır. Ayrıca Genetik Algoritmalar tekniği kullanılarak yamalı durum için bir formül elde edilmiştir. Elde edilen sonuçlar aşağıdaki gibidir;

Bu çalışmada meydana gelen kırılma, çatlakın bir miktar ilerlemesinden sonra kırılma mekaniği şartlarında değil yüksek gerilme nedeni ile meydana gelmiştir. Diğer kırılma çeşitleri meydana gelmemiştir.

Yamasız durumda  $K_I$  kalınlıktan neredeyse bağımsız olmasına rağmen yamalı durumda kalınlık önemli duruma gelmektedir.

Gerçekleştirilen ön deneylerde ilk olarak nemin etkisi araştırılmıştır. Gerek alüminyum gerekse yama malzemelerinde yapılan mekanik deneylerden nemin kullanılan malzemeler üzerinde fazla etkili olmadığı ama mekanik özellikleri az da olsa kötüleştirdiği görülmüştür. Bu nem deneyleri  $-20^{\circ}\text{C}$  hariç (bu sıcaklık değerinde nem oluşmamaktadır) diğer sıcaklıklarda  $\%45 \pm 5$  (oda şartları) ve  $\%85 \pm 5$  bağıl nem değerlerinde yapılmış ve sonuçlar Tablo 3.5 ve 3.9'de verilmiştir. Deneylerin en kötü şartlar göz önüne alınarak yapılmak istenmesi nedeni ile tüm deneyler  $\%85 \pm 5$  bağıl nem değeri sabit tutularak gerçekleştirilmiştir.

Kırılma mekaniği parametrelerinden  $c$  ve  $m$ 'nin incelenen sıcaklık aralığında kalınlığa bağlı olarak değiştiği tespit edilmiştir.

Yama tabaka sayısının artması ortam koşulları ne olursa olsun gerilme şiddeti faktörünü azaltmaktadır. Bu da malzemenin yorulma ömrünü arttırmaktadır.  $t=2\text{mm}$  de bu çalışmada kullanılan diğer kalınlıklara göre yamanın etkisinin daha fazla olduğu görülmüştür. Kalınlık arttıkça kırılma düzlem şekil değiştirme şartlarına yaklaşmakta ve çatlak ilerlemesi daha hızlı olmaktadır. Ayrıca, 2mm alüminyum kalınlığı ve oda sıcaklığı göz önüne alındığında 2 tabaka yama ile %50, 8 tabaka yama ile %156 oranında ömür artışı sağlanmıştır. Buna karşın 5mm alüminyum kalınlığında 2 tabaka yama ile %11, 8 tabaka yama ile %45 oranında ömür artışı sağlanmıştır. Bu da kalınlık arttıkça yama kalınlığının artmasının öneminin az olduğunu göstermektedir.

Yama, çatlak ilerleme doğrultusunu da etkilemiştir. Yamasız durumda çatlak kararsız bir şekilde ilerlerken yama yapıldığında çatlak ilerlemesi kararlı hale gelmiş ilerleme açısı  $5^\circ$  geçmemiştir (Bkz. Şekil 3.33). Bu açı değeri ASTM E647 standardında verilen sınırlar arasındadır.

Sıcaklık artışı gerilme şiddeti faktörü ve yorulma ömrünü olumsuz yönde etkileyen önemli bir faktördür. Sıcaklık arttıkça gerek alüminyum levhanın gerekse yama malzemelerinin mekanik özellikleri kötüleştiğinden malzeme yamasız durumdaki gibi kopmaya meyil etmektedir. Fakat sıcaklık değeri düşürüldüğünde var olan çatlağın ilerlemesi için gerekli olan gerilme eşik değerine geç ulaştığından yorulma ömrü oda sıcaklığı şartlarına nazaran 4 kat artmıştır. Fakat bu eşik değerine ulaşıldıktan sonra çatlak normal şartlara göre daha hızlı ilerlemiş ve 2,5-3mm ilerledikten sonra malzemenin de gevrek olmasından dolayı hasara uğramıştır.

Mode I yükleme şartlarında incelenen en yüksek sıcaklıktan oda sıcaklığına inildiğinde gerilme şiddeti faktörü  $K_I$  değerini azaltmaktadır. Bu da güvenli dizayn anlamına gelmektedir.

Genetik Algoritmalar tekniği kullanılarak, yamalı levhalar için yama kalınlığına, alüminyum kalınlığına, ortam sıcaklığına ve çatlak ilerlemesi dikkate alınarak  $K_I$  değerini hesaplamak üzere bir formül geliştirilmiştir.

Bu problem için Sonlu Elemanlar Metodunun kullanılabileceği görülmüştür. Eğer deneysel veriler malzeme parametreleri doğru bir şekilde alınabilirse nümerik sonuçlar yeterli hassasiyetle elde edilebilir.

### 13.3. Birleştirme ile İgili Öneriler

Kelebek şekilli bağlantı kilitlerinin geometrik şekillerini değiştirerek daha farklı bağlantı yük taşıma kapasitelerine ve yorulma performanslarına ulaşılabilir. Hem kelebek bağlantı elemanın ve hem de birleştirilecek yarım numunelerin kompozit malzemeleri veya elyaf konfigürasyonları değiştirilerek de daha farklı mekanik performanslar elde edilebilir. Kelebek bağlantı elemanı ile yapılan birleştirmeler diğer birleştirme yöntemleriyle beraber kullanılarak hibrit birleştirme tipleri yapılabilir. Dolayısıyla da daha değişik statik ve dinamik performanslar elde edilebilir.

### 13.4. atlaklı Malzemelerin Kırılma Analizi ile İgili Öneriler

Bu konu ile ilgili çalışacak araştırmacılar için aşağıdaki öneriler göz önüne alınabilir,

- Alüminyum ve kompozit malzemenin düşük sıcaklıklardaki mekanik özelliklerin tespit edilmesi.
- Düşük sıcaklıklarda yamalı alüminyum levhanın yorulma ömrü daha büyük çıkmıştır. Bu konu ile ilgili deneyler daha düşük sıcaklıklarda ( $\{-30^{\circ}\text{C}\}$ ,  $\{-50^{\circ}\text{C}\}$ ) de yapılabilir.
- Cam-Elyaf takviyeli kompozit malzemeler için  $100^{\circ}\text{C}$  üzerinde deney yapılmamalıdır. Çünkü bu sıcaklıktan sonra kompozit malzemeler kendiliğinde hasara uğramaktadırlar.
- Genetik Algoritmalar (GA) tekniği kullanılarak kullanıcı için hazır bir formül elde edilmiştir. Bu formül yorulma için de elde edilebilir.

Değişik yama malzemeleri (karbon, bor) kullanılarak değişik sıcaklıklarda  $K_1$  değerleri ve yorulma ömürleri araştırılabilir.

## KAYNAKLAR

- Adams, R. D. (1989) Strength Predictions for Lap Joints, Especially with Composite Adherends. **Journal Adhesion**, 30: 219-242.
- Adams, R. D., and Comyn J. (2000) Joining Using Adhesives. **Assembly Automation**, 20: 109-117.
- Aktaş, A., and Dirikolu, M.H., (2004) An Experimental and Numerical Investigation of Strength Characteristics of Carbon-Epoxy Pinned-Joint Plates. **Composites Science and Technology**, 64: 1605-1611.
- Aktaş, M., and Karakuzu, R. (2009) Determination of Mechanical Properties of Glass-Epoxy Composites in High Temperatures. **Polymer Composites**, article in pres.
- Altan, G., (2004) Kompozit Disklerde Termal Gerilme Analizi. **Pamukkale Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü**, Denizli, 73s.
- Anderson, T. L. (1994) Fracture Mechanics Fundamental and Application. **CRC Press**, USA, 50-55.
- Andresen, H. W., and Echtermeyer, A. T. (2006) Critical Energy Release Rate for a CSM Reinforced Carbon Fibre Composite/Steel Bonding. **Composites: Part A**, 37: 742-751.
- Anık, S., (1991) Kaynak Tekniği El Kitabı. **Gedik Eğitim Vakfı**, İstanbul, 244s.
- Apalak, M.K., and Güneş, R., (2002) On non-linear thermal stresses in an adhesively bonded single lap joint. **Computers and Structures**, 80: 85-98.
- Apalak, M.K., Güneş, R., and Fidancı, L., (2003) Geometrically Non-Linear Thermal Stress Analysis of an Adhesively Bonded Tubular Single Lap Joint. **Finite Elements in Analysis and Design**, 39: 155-174.
- Ascroft, I.A., Abdel Wahab, M.M., Crocombe, A.D., Hugles, D.J., and Shaw, S.J., (2001) The Effect of Environment on The Fatigue of Bonded Composite Joints. Part I: Testing and Fractography. **Composites Part A**, 32: 45-58.
- Aslantaş, K., Taşgetiren, S., Ergun, E., and Topçu, M. (2006) Computation of the Stress Intensity Factors and Life Prediction for Repaired Cracks. **Electronic Journal of Machine Technology**, 3: 1-10.
- Aslantaş, K., ve Taşgetiren, S. (2003) Edge Spalling Formation in a Plate due to Moving Compressive Load. **Turkish J. Eng. Env. Sci.**, 27: 333-338.
- ASTM D2651-01, (2008) Standard Guide for Preparation of Metal Surfaces for Adhesive Bonding. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.
- ASTM E647, (2001) Standart Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.
- ASTM D 3039/D 3039M-00, (1990) Standard Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.

- ASTM D 3410-75, (1990) Standard Test Method for Compressive Properties of Unidirectional or Cross ply Fiber-Resin Composites. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.
- ASTM D 3518-76, (1990) Standard Recommended Practice for in plane Shear Stress-Strain Response Of Unidirectional Reinforced Plastics. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.
- ASTM D 5379/D 5379M – 98, (1990) Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method. **American Society for Testing and Materials**, Philadelphia.
- Ayatollahi, M. R., and Hashemi, R. (2007) Computation of Stress Intensity Factors ( $K_I$ ,  $K_{II}$ ) and T-stress for Cracks Reinforced by Composite Patching. **Composite Structures**, 81: 264-273.
- Aymerich, F., Onnis, R., Priolo, P., (2006) Analysis of The Effect of Stitching on The Fatigue Strength of Single-Lap Composite Joints. **Composites Science and Technology**, 66: 166-175.
- Bahei-El-Din, Y.A., Dvorak, G.J., (2001) New Designs of Adhesive Joints for Thick Composite Laminates. **Composites Science and Technology**, 61: 19-40.
- Baker, A. A., (1984) Repair of Cracked or Defective Metallic Components with Advanced Fiber Composites an Overview of Australian Work. **Composite Structures**, 2: 153–181.
- Baker, A. A., (1999) Bonded Composite Repair for Fatigue-Cracked Primarily Aircraft Structure. **Composite Structures**, 74: 431–443.
- Baker, A. A., and Jones R. (1988) Bonded Repair of Aircraft Structures. **Dordrecht: Martinus Nijoff Publishers**, 196s.
- Bayrak, Z. (1996) Taguchi Yönteminin Kalite Kontrolüne Uygulanması. **Kocaeli Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü**, Kocaeli
- Belhouari, M., Bouiadjra, B. B., Megueni, A., and Kaddouri, K. (2004) Comparison of Double and Single Bonded Repairs to Symmetric Composite Structures: A Numerical Analysis. **Composite Structures**, 65: 47–53.
- Bouiadjra, B. B., Fekirini, H., Series, B., and Benguediab, M. (2007) Numerical Analysis of the Benefical Effect of the Double Symmetric patch Repair Compared to Single one in Aircraft Structures. **Computational Materials Science**, 38: 824-829.
- Bouiadjra, B. B., Ouinas, D., Serier, B., and Benderdouche, N. (2008) Disbond Effects on Bonded Boron/Epoxy Composite Repair to Aluminium Plates. **Computational Materials Science**, 42: 220–227.
- Boyd, S.W., Dulieu-Barton, J.M., and Rumsey, L., (2006) Stress Analysis of Finger Joints in Pultruded GRP Materials. **International Journal of Adhesion & Adhesives**, 26: 498-510.
- Brighenti, R. (2005) Fibre Distribution Optimisation in Fibre-Reinforced Composites by a Genetic Algorithm. **Composite Structures**, 71: 1–15.



- Brighenti, R., Carpinteri, A., and Vantadori, S. (2006) A Genetic Algorithm Applied to Optimisation of Patch Repairs for Cracked Plates. **Comput. Methods Applied Mechanichs Engrgineering**, 196: 466–475.
- Cam Elyaf (1998) Kompozitlerin Yüzey Performansları. **Cam Elyaf Sanayii A.Ş. Bülteni**, 7: 1-8.
- Camanho, P. P., and Lambert, M. (2006) A Design Methodology for Mechanically Fastened Joints in Laminated Composite Materials. **Composites Science and Technology**, 66: 3004-3020.
- Canyurt, O. E., Kim, H. R., and Lee, K. Y. (2008) Estimation of Laser Hybrid Welded Joint Strength by Using Genetic Algorithm Approach. **Mechanics of Materials**, 40: 825-831.
- Chan, S. K., Tuba, I. S., and Wilson, W. K. (1970) On the Finite Element Method in Linear Fracture Mechanics. **Engineering Fracture Mechanics**, 2:1-17.
- Chandrupatla, T. R., and Belegundu, A. D. (1991) Introduction to Finite Element in Engineering. **Prentice-Hall Press**, USA, 5-10.
- Charalambides, M.N., Hardouin, R., Kinloch, J., and Matthews, F.L., (1998) Adhesively-Bonded Repairs to Fibre Composite Materials I: Experimental. **Composites Part A**, 29A: 1371-1381.
- Chen, H. S. (2001) The Static and Fatigue Strength of Bolted Joints in Composites with Hygotermal Cycling. **Composite Structures**, 52: 295-306.
- Cheng, B. W., and Chang, C. L. (2007) A Study on Flowshop Scheduling Problem Combining Taguchi Experimental Design and Genetic Algorithm. **Expert Systems with Applications**, 32: 415–421.
- Cho, H. K., and Rowlands, R. E. (2007) Reducing Tensile Stress Concentration in Perforated Hybrid Laminate by Genetic Algorithm. **Composites Science and Technology**, 67: 2877–2883.
- Choi, J.H., and Chun, Y.J., (2003) Failure Load Prediction of Mechanically Fastened Composite Joints. **Journal of Composite Materials**, 37: 2163-2177.
- Chung, H. K., and Yang, W. H. (2003) Mixed-Mod Fatigue Crack Growth in Aluminum Plates with Composite Patches. **International Journal Fatigue**, 25: 325–33.
- Counts, W.A., and Johnson, W.S., (2002) Bolt Bearing Fatigue of Polymer Matrix Composites at Elevated Temperature. **International Journal of Fatigue**, 24: 197-204.
- Duong, C. N., Verhoeven, S., and Guijt, C. B. (2006) Analytical and Experimental Study of Load Attractions and Fatigue Crack Growths in Two-Sided Bonded Repairs. **Composite Structures**, 73: 394-402.
- Dvorak, G.J., Zhang, J., and Canyurt O., (2001) Adhesive Tongue and Groove Joints for Thick Composite Laminates. **Composites Science and Technology**, 61: 1123-1142.
- Erdoğan, F., and Sih, G. C. (1963) On the Crack Extension in Plates Under Plane Loading and Transverse Shear. **Journal of Basic Engineering**, 85: 519-527.

- Ergun, E., Aslantaş, K., and Taşgetiren, S. (2008) Effect of Crack Position on Stress Intensity Factor in Particle-Reinforced Metal-Matrix Composites. ***Mechanics Research Communications***, 35: 209-218.
- Ergun, E., Aslantaş, K., Taşgetiren, S., and Topçu, M. (2006) Fracture Analysis of Resistance Welded L-shaped and Straight Sheets. ***Materials&Desing***, 27: 2-9.
- Ergun, E., Taşgetiren, S., and Topcu, M. (2008) Determination of SIF for Patched Crack in Aluminum Plates by the Combined Finite Element in Genetic Algorithm Approach. ***Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures***, 31: 729-936.
- Eroğlu, M., (2002) İzoreel kompozit malzemeler kataloğu. ***İzoreel Kompozit İzole Malzemeler san. Ve Tic. Ltd. Şti.***, 6s.
- Fekirini, H., Bouiadjra, B. B., Belhouari, M., Boutabout, B., and Serier, B. (2008) Numerical Analysis of The Performances of Bonded Composite Repair with Two Adhesive Bands in Aircraft Structures. ***Composite Structures***, 82: 84–89.
- Fellah, M., Tounsi, A., Amara, K. H., and Adda, Bedia E. A. (2007) Effect of Transverse Cracks on the Effective Thermal Expansion Coefficient of Aged Angle-Ply Composite Laminate. ***Theoretical and Applied fracture Mechanics***, 48: 32-40.
- Findık, F., and Unal, H. (2001) Development of Thermal Residual Strains in a Single Sided Composite Patch. ***Composites: Part B***, 32: 379-383.
- Fu, M., and Mallick, P.K., (2001) Fatigue of Hybrid (Adhesive/Bolted) Joints in SRIM Composites. ***International Journal of Adhesion and Adhesives***, 21: 145-159.
- Fujita, A., Hamada, H., Maekawa, Z., Ohno, E., and Yokoyama, A., (1994) Mechanical Behavior and Fracture Mechanism in Flat Braided Composites. Part 3: Mechanically Fastened Joint in Flat Braided Bar. ***Journal of Reinforced Plastics and Composites***, 13: 740-755.
- Ghani, J. A., Choudhury, I. A., and Hassan, H. H. (2004) Application of Taguchi Method in the Optimization of End Milling Parameters. ***Journal of Materials Processing Technology***, 145: 84–92.
- Gibson, R.F., (1994) Principles of Composite Material Mechanics. ***McGraw-Hill Company***, Singapore, 425s.
- Goswami, S., (2005) A Finite Element Investigation on Progressive Failure Analysis of Composite Bolted Joints Under Thermal Environment. ***Journal of Reinforced Plastics and Composites***, 24: 161-171.
- Gunnion, A.J., and Herszberg, I., (2006) Parametric Study of Scarf Joints in composite Structures. ***Composites Structures***, 75: 364-376.
- Hajela, P. (1990) Genetic Search an Approach to the Non-Convex Optimization Problem. ***AIAA Journal***, 26: 1205–10.
- Harman, A.B., and Wang, C.H., (2006) Improved Design Methods for Scarf Repairs to Highly Strained Composite Aircraft Structure. ***Composites Structures***, 75: 132-144.

- Harper, C.A., (1995) Handbook of Materials for Product Design. **McGraw-Hill Company**, Singapore, 360s.
- Herzberg, W. R., (1976) Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials. **John Wiley&Sons**, USA, 15-20.
- Hojjati, M., Johnston, A., Hoa, S. V., and Denault, J. (2004) Viscoelastic Behavior of Cytec FM73 Adhesive during Cure. **Journal of Applied Polymer Science**, 91: 2548-2557.
- Hueber, K. H., and Thornton, E. A. (1982) Finite Element Method for Engineers. **Wiley-Interscience**, USA, 1-5.
- Ishii, K., Imanaka, M., Nakayama, H., and Kodama, H., (1998) Fatigue Failure Criterion of Adhesively Bonded CFRP/Metal Joints under Multiaxial Stress Conditions. **Composites Part A**, 29A: 415-422.
- İçten, B.M., and Karakuzu, R., (2002) Progressive Failure Analysis of Pinned-Loaded Carbon-Epoxy Woven Composite Plates. **Composites Science and Technology**, 62: 1259-1271.
- İçten, B.M., Karakuzu, R., and Toygar M.E., (2006) Failure Analysis of Woven Kevlar Fiber Reinforced Epoxy Composites Pinned Joints. **Composites Structures**, 73: 443-450.
- İçten, B.M., Okutan, B., and Karakuzu, R., (2003) Failure Strength of Woven Glass Fiber-Epoxy Composites Pinned Joints. **Journal of Composite Materials**, 37: 1337-1350.
- Jones, R., and Chui, W. K. (1999) Composite Repairs to Cracks in Thick Metallic Components. **Composite Structures**, 4: 17-29.
- Jones, R., Krishnapillai, K., and Pitt, S. (2006) Crack patching: Predicting Fatigue Crack Growth. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 45: 79-91.
- Jones, R.M., (1999) Mechanics of Composite Material. **Taylor&Francis Inc.**, Philadelphia, 519s.
- Kabche, J.P., Caccese, V., Berube, K.A., and Bragg, R., (2007) Experimental Characterization of Hybrid Composite-to-Metal Bolted Joints under Flexural Loading. **Composites: Part B**, 38: 66-78.
- Kang, S.G., Kim, M.G., and Kim, C.G., (2007) Evaluation of Cryogenic Performance of Adhesives Using Composite-Aluminum Double-Lap Joints. **Composites Structures**, 78: 440-446.
- Karakuzu, R., Çalışkan, C. R., Aktaş, M., and İçten, B. M. (2008a) Failure Behavior of Laminated Composite Plates with Two Serial Pin-Loaded Holes. **Composite Structures**, 82: 225-234.
- Karakuzu, R., Gülem, T., and İçten, B.M., (2006) Failure Analysis of Woven Laminated Glass-Vinylester Composites with Pin-Loaded Hole. **Composite Structures**, 72: 27-32.
- Karakuzu, R., Taylak, N., İçten, B. M., and Aktaş, M. (2008b) Effects of Geometric Parameters on Failure Behavior in Laminated Composite Plates with Two Parallel Pin-Loaded Holes. **Composite Structures**, 85: 1-9.

- Karlsson, H. (1997) Quality Assurance in Adhesive Joining Technology. ***Assembly Automation***, 17: 48-55.
- Kelly, G., (2006) Quasi-Static Strength and Fatigue Life of Hybrid (Bonded/Bolted) Composite Single-Lap Joints. ***Composite Structures***, 72: 119-129.
- Kim, J.H., Park, B.J., and Han, Y.W., (2004) Evaluation of Fatigue Characteristics for Adhesively-Bonded Composite Stepped Lap Joint. ***Composites Structures***, 66: 69-75.
- Kim, K.S., Yi Y.M., Cho, G.R., and Kim, C.G., (2008) Failure Prediction and Strength Improvement of Uni-directional Composite Single Lap Bonded Joints. ***Composites Structures***, 82: 513-520.
- Kinloch, A. J. (1997) Adhesive in Engineering. ***Proc. Instn. Mech. Engrs.***, 211: 307-335.
- Kinloch, A.J., (1987) Adhesion and Adhesives. ***Great Britain by the Cambridge University Press***, London, 441s.
- Kumar, S.B., Sridhar, I., Sivashanker, S., Osiyemi, S.O., and Bag, A., (2006) Tensile Failure of Adhesively Bonded CFRP Composite Scarf Joints. ***Materials Science and Engineering B***, 132: 113-120.
- Kut, T.A., (2004) CTP Teknolojisi. ***Cam Elyaf Sanayi A.Ş. Yayını***, İstanbul, 128s.
- Kweon, J. H., Jung, J. W., Kim, T. H., Choi, J. H., and Kim, D. H. (2006) Failure of Carbon Composite-to-Aluminum Joints with Combined Mechanical Fastening and Adhesive Bonding. ***Composites Structures***, 75: 192-198.
- Lawlor, V.P., McCarthy, M.A., and Stanley, W.F., (2005) An Experimental Study of Bolt-Hole Clearance Effects in Double-Lap, Multi-Bolt Composite Joints. ***Composites Structures***, 71: 176-190.
- Lee, W. Y., and Lee, J. J. (2004) Successive 3D FE Analysis Technique for Characterization of Fatigue Crack Growth Behaviour in Composite-Repaired Aluminium Plate. ***Composite Structure***, 66: 513–20.
- Lees, W.A., (1989) Adhesives and The Engineer. ***Mechanical Engineering Publications Limited***, London, 116s.
- Lim, T. S., Kim, B. C., and Lee, D. G. (2006) Fatigue Characteristics of Bolted Joints for Unidirectional Composite Laminates. ***Composite Structures***, 72: 58-68.
- Loctite Corporation, (1998) Loctite Worldwide Design Handbook Second Edition, ***Erasmusdruck GmbH Mainz***, Germany, 452s.
- Luo, Q., and Tong, L. (2009) Analytical Solutions for Nonlinear Analysis of Composite Single-Lap Adhesive Joints. ***International Journal of Adhesion & Adhesives***, 29: 144-154.
- Madani, K., Touzain, S., Feaugas, X., Benguediap, B., and Radwani, M. (2008) Numerical Analysis for the Determination of The Stress Intensity Factors and Crack Opening Displacements in Plates Repaired with Single and Double Composite Patches. ***Computational Material Science***, 42: 385-393.
- Mallick, P.K., (1993) Fiber-Reinforced Composites. ***Marcel Dekker, Inc.***, New York, 566s.

- Mathias, J. D., Balandraud, X., and Gre'diac, M. (2006) Experimental Investigation of Composite Patches with a Full-Field Measurement Method. **Composites: Part A**, 37: 177-190.
- Mathias, J. D., Balandraud, X., and Grediac, M. (2006) Applying a Genetic Algorithm to the Optimization of Composite Patches. **Computers and Structures**, 84: 823–834.
- Mathias, J.D, Grediac, M., and Balandraud, X, (2006) On The Bidirectional Stress Distribution in Rectangular Bonded Composite Patches. **International Journal of Solids and Structures**, 43: 6921-6947.
- Matsuzaki, R., Shibata, M., and Todoroki, A., (2008) Improving Performance of GFRP/Aluminum Single Lap Joints Using Bolted/Co-cured Hybrid Method. **Composites Part A: applied science and manufacturing**, 39: 154-163.
- McCarthy, C.T., McCarthy, M.A., and Lawyer, V.P., (2005) Progressive Damage Analysis of Multi-Bolt Composite Joints with Variable Bolt-Hole Clearances. **Composites: Part B**, 36: 290-305.
- Megueni, A., Tounsi, A., and Bedia, E. A. (2007) Evolution of The Stress Intensity Factor for Patched Crack with Bonded Hygrothermal Aged Composite Repair. **Materials and Design**, 28: 287-293.
- Melogranaa, J.S., Grenestedt J.L., and Maroun, W.J., (2003) Adhesive Tongue and Groove Joints between Thin Carbon Fiber Laminates and Steel. **Composites: Part A**, 34: 119-124.
- Moghaddama, J., Sarraf-Mamoory, R., Abdollah, M., and Yamini, Y. (2006) Purification of Zinc Ammoniacal Leaching Solution by Cementation: Determination of Optimum Process Conditions with Experimental Design by Taguchi's Method. **Separation and Purification Technology**, 51: 157–164.
- Nalbant, M., Gökkaya, H., and Sur, G. (2007) Application of Taguchi Method in the Optimization of Cutting Parameters for Surface Roughness in Turning. **Materials and Design**, 28: 1379–1385.
- Nuismer, R. J. (1975) An Energy Release Rate Criterion for Mixed Mode Fracture. **International Journal of Fracture**, 11: 245-250.
- Okutan, B., and Karakuzu, R., (2003) The Strength of Pinned Joints in Laminated Composites. **Composites Science and Technology**, 63: 893-905.
- Okutan, B., Aslan, Z., and Karakuzu, R., (2001) A Study of the Effects of Various Geometric Parameters on the Failure Strength of Pin-Loaded Woven-Glass-Fiber Reinforced Epoxy Laminate. **Composites Science and Technology**, 61: 1491-1497.
- Owen, D. R. J., and Hinton, E. (1980) Finite Element in Plasticity: Theory and Practice. **Pineridge Press**, U.K, 465s.
- Papadopoulos, G. A., and Konsta-Gdoutos, M. (2005) Edge-Cracked Stiffened Panels Analyzed by Caustics. **Theoretical and Applied Fracture Mechanics**, 43: 115–120.
- Paris, P. C., and Erdoğan, F. (1963) A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. **Journal of Basic Eng**, 85:528-534.

- Pegoretti, A., and Ricco, T. (1999) Fatigue Crack Propagation in Polypropylene Reinforced with Short Glass-Fiber. ***Composite Science and Technology***, 59: 1055-1062.
- Phan, A. V., and Mukherjee, S. (2008) Boundary Contour Method Fracture Analysis of Bimaterial Interface Cracks. ***Communications in Numerical Methods in Engineering***, 24: 1685-1697.
- Quaresimin, M., and Ricotta, M., (2006) Fatigue Behaviour and Damage Evolution of Single Lap Bonded Joints in Composite Material. ***Composites Science and Technology***, 66: 176-187.
- Rahul, C. D., and Dutta, A. (2005) Optimization of FRP Composites Against Impact Induced Failure Using Island Model Parallel Genetic Algorithm. ***Composites Science and Technology***, 65: 2003–2013.
- Sabelkin, V., Mall, S., Hansen, M. A., Vandawaker, R. M., and Derriso, M. (2007) Investigation into Cracked Aluminum Plate Repaired with Bonded Composite Patch. ***Composite Structures***, 79: 55-66.
- Salehizadeh, H., and Saka, N., (1992) The Mechanics of Crack Initiation et Hard Particles in Rolling line Contact. ***Journal of Tribology***, 114: 341-347.
- Sancaktar, E., (1996) Recent Approaches in Constitutive Behaviour and Testing of Structural Adhesives. ***Applied Mechanics Rev.***, 49: 128-138.
- Sayman, O. (2005) Analysis of Multi-Layered Composite Cylinders under Hygrothermal Loading. ***Composites: Part A***, 36: 923-933.
- Sayman, O., Karakuzu, R., Zor, M., ve Şen F., (1997) Mukavemet II. ***D.E.Ü. Mühendislik Fakültesi Basım Ünitesi***, İzmir, 352s.
- Sayman, O., ve Aksoy, S., (1980) Kompozit Malzemeler. ***Ege Üniversitesi Yayını***, İzmir, 104s.
- Schön, J., (2006) Stress Spectrum Fatigue of Composite Bolted Joints-Small Cycle Elimination. ***International Journal of Fatigue***, 28: 73-78.
- Schön, J., and Nyman, T., (2002) Spectrum Fatigue of Composite Bolted Joints. ***International Journal of Fatigue***, 24: 273-279.
- Schubbe, J. J., and Mall, S. (1999) Investigation of a Cracked Thick Aluminium Panel Repaired with a Bonded Composite Patch. ***Engineering Fracture Mechanics***, 63: 305–23.
- Sekine, H., Yan, B., and Yasuho, T. (2005) Numerical Simulation Study of Fatigue Crack Growth Behavior of Cracked Aluminum Panels Repaired with a FRP Composite Patch Using Combined BEM/FEM. ***Engineering Fracture Mechanics***, 72: 2549–2563.
- Seo, D. C., and Lee, J. J. (2002) Fatigue Crack Growth Behaviour of Cracked Aluminium Plate Repaired with Composite Patch. ***Composite Structures***, 57: 323–330.
- Shields, J., (1974) Adhesive Bonding. ***Oxford University Press***, Great Britain, 25s.

- Sih, G. C. (1974) Strain-Energy-Density Factor Applied to Mixed Mode Fracture Problems. ***International Journal of Fracture***, 10: 305-321.
- Silva, L.F.M, and Adams, R.D, (2007) Joint Strength Predictions for Adhesive Joints to be Used over a Wide Temperature Range. ***International Journal of Adhesion & Adhesives***, 27: 362-379.
- Sivanan, S. N., and Deepa, S. N. (2008) Introduction to Genetic Algorithm. **Springer**, New York, 453s.
- Spievak, L. S., Wawrzynek, A., and Ingraffea, A. R. (2000) Simulating Fatigue Crack Growth in Spiral Bevel Gears. ***NASA Technical Report ARL-CR-451***, USA, 22-23.
- Srycos, G. P. (2003) Die Casting Process Optimization Using Taguchi Methods. ***Journal of material processing Technology***, 135: 68-74.
- Starikov, R., and Schön, J., (2002) Experimental Study on Fatigue Resistance of Composite Joints with Protruding-Head Bolts. ***Composite Structures***, 55: 1-11.
- Strikov, R., and Schön, J., (2002) Local Fatigue Behaviour of CFRP Bolted Joints. ***Composites Science and Technology***, 62: 243-253.
- Sun, C. T., and Klug, J. A. (1996) Analysis of Cracked Aluminum Plates Repaired with Bonded Composite Patches. ***AIAA. J.***, 34(2): 369–74.
- Şahin, Y., (2006) Kompozit Malzemelere Giriş. ***Seçkin Yayıncılık***, Ankara, 424s.
- Şen, Z., Öztopal, A., and Şahin, A. D. (2001) Application of Genetic Algorithm for Determination of Angstrom Equation Coefficients. ***Energy Conversion & Management***, 42: 217-231.
- Tan, C. L., and Gao, Y. L. (1990) Treatment of Bimaterial Interface Crack Problems Using the Boundary Element Method. ***Engineering Fracture Mechanics***, 36(6): 919-932.
- Tanaka, K. (1974) Fatigue Crack Propagation from a Crack Inclined to the Cyclic Tensile Axis. ***Engineering Fracture Mechanics***, 6: 493-507.
- Taşgetiren, S. (1997) Thermomechanical Analysis of Bimaterials with an Interfacial Crack. ***Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü***, İzmir.
- Tercan, M., Asi, O., and Aktaş, A., (2007) An Experimental Investigation of the Bearing Strength of Weft-Knitted 1×1 Rib Glass Fiber Composites, ***Composite Structures***, 78: 392-396.
- Tong, L., and Sun, X., (2003) Nonlinear Stress Analysis for Bonded Patch to Curved Thin Walled Structures. ***International Journal of Adhesion and Adhesives***, 23: 349-364.
- Tong, L., Jain, L.K., Leong, K.H., Kelly, D., and Herzberg, I., (1998) Failure of transversely stitched RTM lap joints. ***Composites Science and Technology*** 58: 221-227.
- Topçu, M, and Taşgetiren, S. (1998) Mühendisler İçin Sonlu Elemanlar Metodu. ***Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Matbaası***, Denizli, 229s.

- Topçu, M. (1991) Transmisyon Zincirleri Yan Plakalarında Elasto-Plastik Gerilme Analizi. **Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü**, İzmir.
- Topçu, M., Altan, G., and Ergun, E. (2007) An Experimental Investigation on Damage Loads of Butterfly Joints in Composite Structures. **Advanced Composites Letters**, 16: 197-204.
- Topçu, M., Ergun, E., and Altan, G., (2008) Determination of The Mechanical Properties of Composite Materials Under The Temperature and Humidity effects. **Proceedings of 12<sup>th</sup> International Materials Symposium (IMSP'2008)**, Denizli, Turkey, s.744-754.
- Topçu, M., ve Karamolla, M., (1987) Kompozit Malzemeler ve İmalat Yöntemleri. **2. Denizli Malzeme Sempozyumu**, Denizli, s.153-165.
- Toudeshky, H. H., and Mohammadi, B. (2007) A Simple Method to Calculate the Crack Growth Life of Adhesively Repaired Aluminium Panels. **Composite and Structure**, 79: 234-241.
- Toudeshky, H. H., Mohammadi, B., and Bakhshandeh, S. (2008) Crack Trajectory Analysis of Single-Side Repaired Thin Panels in Mixed-Mode Conditions Using Glass/Epoxy Patches. **Composite and Structure**, 86: 997-1005.
- Toudeshky, H. H., Mohammadi, B., and Daghyani, H. R. (2006) Mixed-Mod Fracture Analysis of Aluminum Repaired Panels Using Composite Patches. **Composites Science and Technology**, 66: 188–198.
- Toudeshky, H. H., Mohammadi, B., Sadeghi, G., and Daghyani, H. R. (2007) Numerical and Experimental Fatigue Crack Growth Analysis in Mode I for Repaired Aluminium Panels Using Composite Material. **Composite: Part A**, 38: 1141-1148.
- Toudeshky, H. H., Sadeghi, G., and Daghyani, H. R. (2005) Experimental Fatigue Crack Growth and Crack-Front Shape Analysis of Asymmetric Repaired Aluminium Panels with Glass/Epoksi Composite Patches. **Composite Structures**, 71: 401–406.
- Tsai, G. C., and Shen, S. B. (2004) Fatigue Analysis of Cracked Thick Aluminum Plate Bonded with Composite Patches. **Composite Structures**, 64: 79–90.
- Ucun, I., Aslantaş, K., Taşgetiren, S., and Büyüksağış, I. S. (2008) Fracture Path Prediction of Diamond Segment in A Marble Cutting Disc. **Fatigue&Fracture of Engineering Materials & Structures**, 31: 517–525.
- Uğuz, A. (1996) Kırılma Mekaniğine Giriş. **Uludağ Üniversitesi Matbaası**, Bursa, 160s.
- Vardar, Ö. (1988) Fracture Mechanics. **Boğazici Üniversitesi Matbaası**, İstanbul, s15-45.
- WEB\_1. (2008). FM73 catalog, Cyttec firm. [www.cyttec.com](http://www.cyttec.com)
- WEB\_2. (2009). Franc2D/L, Finite Element Code User's Manual. [www.cfq.cornell.edu](http://www.cfq.cornell.edu)
- Whan, L. Q., and Gai, B. Z. (2008) Numerical Computation of Stress Intensity Factors for Bolt-Hole Corner Crack in Mechanical Joints. **Chinese Journal of Aeronautics**, 21: 411.



- Xiao, Y., and Ishikawa, T., (2005) Bearing Strength and Failure Behavior of Bolted Composite Joints (Part II: Modeling and Simulation). **Composites Science and Technology**, 65: 1032-1043.
- Xiao, Yi., (2003) Bearing Deformation Behavior of Carbon/Bismaleimide Composites Containing One and Two Bolted Joints. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**, 22: 169-182.
- Yang, C., Huang, H., Tomblin, J.S., and Sun, W., (2004) Elastic-Plastic Model of Adhesive-Bonded Single Lap Composite Joints. **Journal of Composite Materials**, 38: 293-309.
- Yayla, P. (2007) Kırılma Mekaniği. **Çağlayan Basımevi**, İstanbul, 229s.
- Zahavi, E. (1996) Fatigue Desing: Life Expentancy of Machine Parts. **CRC Press**, New York, 142-155.
- Zhang, L., Zhang, N., Zhao, F., and Chen, Y. A. (2004) A Genetic-Algorithm-Based Experimental Technique for Determining Heat Transfer Coejcient of Exterior Wall Surface. **AppliedThermal Engineering**, 24: 339-49.
- Zhang, P, Du, Y. H., Liu, H. W., Zeng, D. B., Cui, J. Z., and Ba, L. M. (2003) Mechanical Relationship in Steel–Aluminum Solidto Liquid Bonding. **Transactions of Nonferrous Metals Society of China**, 13: 785-794.
- Zhong, W. H., Zhamu, A., Aglan, H., Stone, J., and Gan, Y. X. (2005) Effect Of Residual Stresses On Fatigue Crack Growth Behavior Of Aluminium Substrate Rapired With A Bonded Composite Patch. **Journal Adhesion Science Technology**, 19: 1113-1128.
- Zou, G.P., Shahin, K., and Taheri, F., (2004) An Analytical Solution for The Analysis of Symmetric Composite Adhesively Bonded Joints. **Composites Structures**, 65: 499-510.

**TÜBİTAK  
PROJE ÖZET BİLGİ FORMU**

<b>Proje No:</b> 106M113
<b>Proje Başlığı:</b> Farklı Sıcaklık ve Nem Etkisi Altında Kompozit Yama ile Kuvvetlendirilmiş Çatlaklı Malzemelerin Yorulma (Çeki-Bası, Eğilme) ve Kırılma Mekanik Analizleri
<b>Proje Yürütücüsü ve Araştırmacılar:</b> Prof. Dr. Muzaffer TOPÇU Araş. Gör. Dr. Emin ERGUN Araş. Gör. Dr. Gürkan ALTAN
<b>Projenin Yürütüldüğü Kuruluş ve Adresi:</b> PAMUKKALE ÜNİVERSİTESİ Pamukkale Üniversitesi Mühendislik Fakültesi Makine Mühendisliği Bölümü Kınıklı/DENİZLİ
<b>Destekleyen Kuruluş(ların) Adı ve Adresi:</b>
<b>Projenin Başlangıç ve Bitiş Tarihleri:</b> 01/08/2006--01/04/2009
<b>Özet</b> Bu projede, sıcaklık ve nem etkisi altında, kompozit malzemelerin mekanik ya da yapıştırma şeklinde birleştirilmesi ile 2024-T3 merkezi çatlaklı alüminyum malzemelerdeki çatlak ilerleme mekanizmalarının incelenmesi, aynı zamanda kompozit yama ile güçlendirilmesiyle yorulma ömürlerinin değişimleri, çatlaklı numuneler için kırılma mekaniği parametreleri incelenmiştir. Yukarıda bahsi geçen konu her ne kadar bir gözükse de iki ayrı doktora tezi olarak yapılmıştır. Tüm deneyler, ASTM standartları kullanılarak yapılmıştır. Aynı zamanda problemler nümerik olarak ABAQUS ve FRANC 2D/L sonlu elemanlar paket programları kullanılarak çözülmüştür. Deneysel çalışmalar, tasarımı proje ekibi tarafından yapılmış olan bilgisayar kontrollü test cihazı ile yapılmıştır. Elde edilen değerler karşılaştırılmış ve sonuçlar grafiklerle verilmiştir.
<b>Anahtar Kelimeler:</b> Kompozit yama, kompozit malzeme, kırılma mekaniği, yorulma, gerilme şiddeti faktörü, çatlak.
<b>Fikri Ürün Bildirim Formu Sunuldu mu?</b> Evet <input type="checkbox"/> Gerekli Değil <input type="checkbox"/> Fikri Ürün Bildirim Formu'nun tesliminden sonra 3 ay içerisinde patent başvurusu yapılmalıdır.
<b>Projeden Yapılan Yayınlar: Makaleler</b> <b>Doktora Tezleri;</b> 1. Emin ERGUN (2009), "Isı ve Nem Etkisindeki Çatlaklı Alüminyum Levhaların Kompozit Yama ile Tamirinin Kırılma ve Yorulma Analizleri", PAÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Denizli 2. Gürkan ALTAN (2009), "Değişik Sıcaklık ve Nem Etkisinde Çalışan Birleştirilmiş Kompozit Malzemelerin Yorulma Mukavemetlerinin İncelenmesi", PAÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Denizli <b>Makaleler;</b> 3. Topçu M., Altan G., Ergun E., "An Experimental Investigation on Damage Loads of Butterfly Joints in Composite Structures", Advanced Composite Letter, 16 (6), 197-204, 2007 2007. 4. ERGUN, E., TAŞGETİREN, S., TOPCU, M., "Determination of SIF for Patched Crack in Aluminum Plates by the Combined Finite Element in Genetic Algorithm Approach", Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, 31; 929-936, 2008. 5. Ergun E., Topçu M., Taşgetiren S., "Fatigue of Cracked Aluminum Plate with Composite Patches under the Environmental Conditions", Journal of Composite Materials, Article under review. 6. Altan G., Topçu M., Çalhoğlu H., "The Effects of Butterfly Joints on Failure Loads and Fatigue Performances of Composite Structures", Journal of Composite Materials, Article under review. 7. Ergun E., Topçu M., Taşgetiren S., "Fatigue and Fracture Analysis for 2024-T3

Aluminum with Composite Patches under the Hydrothermal Condition”, Composite Structure, **hazırlanıyor**.

8. **Ergun E., Topçu M., Taşgetiren S.**, “Determination of SIF and Fatigue for Patched Crack in 2024-T3 by the Combined Finite Element in Genetic Algorithm Approach”, Materials and Science, **hazırlanıyor**.
9. **Altan G., Topçu M., Çallıoğlu H.**, “Fatigue Analysis of Butterfly Joints under Various Temperature”, Composite Structure, **hazırlanıyor**.

**Bildiriler;**

10. **Topçu M., Ergun E., Altan G.**, “Determination of The Mechanical Properties of Composite Materials under The Temperature and Humidity Effects”, Proceedings of 12<sup>th</sup> International Materials Symposium (IMSP’2008), October 15-17, 2008, Denizli, Turkey.

**Patentler;**

11. Yapılan test cihazı ile ilgili patent başvurusu yapılmıştır. TPE patent başvuru numarası: **2007/08290**, TPE ye kayıtlı olan isim: **Mekanik Aksamlı Çeki Bası ve Eğilme Yorulma Test Cihazı**.