

38934

KOCAELİ ÜNİVERSİTESİ \* FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

ANALATİK MAKİNA KONSTRÜKSİYONUNDA YORULMA EMNİYETLİ  
TASARIMLAR

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Mth. Tamer SINMAZÇELİK

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 17 Haziran 1994  
Tezin Savunulduğu Tarih : 20 Temmuz 1994

Tez Danışmanı : Prof. Dr. İsmail CÜRGÜL

Jüri Üyesi : Prof. İbrahim UZMAN

Jüri Üyesi : Prof. Mustafa ALIŞVERİŞÇİ

(.....)  
(.....)  
(.....)

HAZİRAN 1994

# **ANALİTİK MAKİNA KOSTRÜKSİYONUNDA YORULMA EMNİYETLİ TASARIMLAR.**

**Tamer SINMAZÇELİK**

**Anahtar Kelimeler:** Güvenirlik, Yorulma.

**Özet:** Bu çalışmada, değişken zorlanmalar altında çalışan makina parçalarının tasarlanmaları esnasında göz önünde bulundurulan faktörler incelenmiştir. Yorulma hasarlarını önleyebilmek için, yorulma ömrüne etki eden tüm parametreler dikkate alınmalıdır.

Bazı makina parçaları makinaların kritik kısımlarında kullanılmaktadır. Bu yüzden güvenirlilik düşünülmesi gerekli en önemli unsur olmaktadır. Yorulma emniyetli ve güvenilir makina parçaları üretebilmek için dikkate alınan tüm parametreler istatistiksel yaklaşımlar ile değerlendirilmiştir.

# **FATIGUE SAVE CONSTRUCTIONS IN ANALITIC MACHINE DESIGN**

**Tamer SINMAZÇELİK**

**Keywords:** Reliability, Fatigue.

**Abstract:** In this work, the factors to be taken into account in the design of mechanical components working under variable loads are examined. In order to prevent fatigue failure, the whole parameters effecting to the fatigue life should be considered.

Some machine components are used in critical parts of machine. That so reliability is the most important factor should be considered. For product fatigue save and reliable machine parts whole parameters which are taken into account evaluated with using statistical considerations.



## **ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR**

Günümüz modern toplumlarının giderek artan ihtiyaçlarının, ve karmaşık ekonomik gereklerin bir sonucu olarak makina konstrüksiyonlarından beklenen performans' ta bu çerçevede gelişmektedir. Gelen talepler istenen konstrüksiyon ile ilgili pek çok yapısal parametreyi yakından etkilemektedir. Örneğin büyük çapta askeri amaçlı olarak üretilecek bir savaş makinasından savunma sanayisinin gerektirdiği güvenlikte olması istenirken, diğer yandan ise mümkün olduğunca ekonomik olması talep edilir.

Bu iki isteğin tam anlamıyla optimizasyonu için kullanılan tüm parametrelerin optimal düzeyde göz önünde bulundurulması gerekecektir. Daha güvenli, daha ağır bir konstrüksiyon demek daha pahalı bir konstrüksiyon demek olacağından en güvenli ve en ekonomik konstrüksiyonun tespit edilebilmesi için tüm parametrelerin yorumlanmasında istatistiksel yaklaşımların kullanılması gerekmektedir. Buda tasarımda kullanılacak olan dayanım değerleri dahil olmak üzere emniyet değerleri ve diğer tüm parametrelerin istatistiksel yaklaşımlar ile tespit edilmesini zorunlu kılar. Bu konuda Alman Decker 'in yaklaşımları, kırılma mekaniğinin yaklaşımları, modern yorulma yaklaşımları ( özellikle "model testing" ) incelenmiştir. Sonuçta oldukça geniş olan bu konu ile ilgili temel yaklaşımlar ve temel parametrelerden bahsedilmiştir.

Bu konudaki çalışmalarına devam etmemi destekleyen önce öğrencisi sonrada asistanı olma mutluluğuna eriştiğim hocam sayın Prof. Dr. İsmail CÜRGÜL 'e teşekkürlerimi sunarım.

Mayıs 1994, İZMİT

<b>ÖZET</b>	i
<b>ABSTRACT</b>	ii
<b>ÖNSÖZ VE TEŞEKKÜR</b>	iii
<b>İÇİNDEKİLER</b>	iv
<b>ŞEKİLLER DİZİNİ</b>	vii
<b>TABLolar DİZİNİ</b>	xi
<b><u>BÖLÜM 1 :DEĞİŞKEN ZORLANMA</u></b>	1
<b>1-1 GİRİŞ :</b>	1
<b>1-2 YORULMA HASARLARINDA GERİNİM-ÖMÜR TEORİSİ</b>	2
<b>1-3 GERİLME - ÖMÜR İLİŞKİSİNİN TANIMLANMASI</b>	6
<b>1-4 İLK GÖZLEMLER.</b>	9
<b>1-5 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ:</b>	9
<b>1-6 YORULMA DAYANIMI.</b>	16
<b>ÖRNEK 1-1</b>	19
<b>1-7 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ VE DEĞİŞKEN YORULMA DAYANIMLARI</b>	19
<b>1-8 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİNİ DÜZENLEYİCİ FAKTÖRLER.</b>	21
<b>1-8-1 YÜZEY FAKTÖRÜ</b>	23
<b>1-8-2 YÜKLEME FAKTÖRLERİ</b>	30
<b>1-8-3 SICAKLIK FAKTÖRÜ</b>	32
<b>1-9 DİĞER KOMBİNE ETKİLER:</b>	33
<b>1-9-1 KOROZYON</b>	34
<b>1-10 ÖZEL YÜZEY İŞLEMLERİ:</b>	34
<b>1-10-1 YÜZEYSEL ISIL İŞLEMLER</b>	37
<b>1-10-2 YÜZEYSEL TERMOKİMYASAL İŞLEMLER</b>	38
<b>1-10-3 YÜZEYİN SOĞUK İŞLENMESİ</b>	41
<b>1-10-4 SERTLEŞTİRİLMİŞ BAĞIL TABAKA KALINLIĞININ ETKİSİ</b>	45
<b>1-10-5 GERİLME KONSANTRASYONU</b>	50
<b>ÖRNEK 1-2</b>	57
<b>ÖRNEK 1-3</b>	58
<b>1-11 RASTGELE DEĞİŞKEN ZORLANMALARDA SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ:</b>	60
<b>1-11-1 YÜZEY FAKTÖRÜ</b>	60
<b>1-11-2 BÜYÜKLÜK FAKTÖRÜ</b>	60
<b>1-11-3 YÜKLEME FAKTÖRÜ</b>	60
<b>1-11-4 SICAKLIK FAKTÖRÜ</b>	60
<b>ÖRNEK 1-4</b>	65
<b>1-12 DALGALANMALI GERİLMELER</b>	62
<b>1-13 DALGALANMALI GERİLMELER ALTINDA YORULMA DAYANIMI</b>	64
<b>1-13-1 DALGALANMALI GERİLMELER İÇİN YORULMA ÖMRÜ</b>	73
<b>ÖRNEK 1-5:</b>	78
<b>ÖRNEK 1-6</b>	81

<b>ÖRNEK 1-7:</b>	<b>82</b>
<b>1-14 DALGALANMALI BURULMA GERİLMELERİ ALTINDA YORULMA DAYANIMI.</b>	<b>84</b>
<b>1-15 YÜK MODLARININ KOMBİNASYONU:</b>	<b>85</b>
<b>ÖRNEK 1-8:</b>	<b>86</b>
<b>1-16 KOMBİNE EĞİLME VE BURULMAYA MARUZ MİLLER</b>	<b>89</b>
<b>ÖRNEK 1-9:</b>	<b>92</b>
<b>ÖRNEK 1-9:</b>	<b>96</b>
<b>1-17 BİRİKİMLİ (KÜMÜLATİF) YORULMA HASARI:</b>	<b>98</b>
<b>1-18 İDEAL S-N EĞRİLERİNİN KONSTRÜKSİYONU</b>	<b>101</b>
<b><u>BÖLÜM 2 MAKİNA KONSTRÜKSİYONUNDA GÜVENİRLİK KAVRAMI</u></b>	
<b>VE İSTATİSTİK YAKLAŞIMLAR.</b>	<b>104</b>
<b>2 -1 GÜVENİRLİK (RELIABILITY) KAVRAMI</b>	<b>104</b>
<b>2 -2 OLASILIK (PROBABİLİTE) HESAPLARI</b>	<b>104</b>
<b>2-2-1 NORMAL DAĞILIM</b>	<b>104</b>
<b>TARİF VE NOTASYONLAR</b>	<b>104</b>
<b>2-2-1-1 ARİTMETİK ORTALAMA, VARYANS VE STANDART SAPMA</b>	<b>108</b>
<b>2-2-1-2 TABLO 2.3. 'TE YER ALAN VERİLER YARDIMIYLA ÇEKME GERİLMESİNİN TESPİT EDİLMESİNE İLİŞKİN HESAP ÖRNEKLERİ</b>	<b>109</b>
<b>2-2-1-3 STANDART DEĞİŞKEN</b>	<b>111</b>
<b>2-2-1-4 TABLO 2.3. 'TE YER ALAN VERİLER YARDIMIYLA AKMA GERİLMESİNİN TESPİT EDİLMESİNE İLİŞKİN HESAP LAR</b>	<b>112</b>
<b>2-2-1-5 <math>Z_{\alpha}</math>'NİN NORMAL DAĞILIMDAKİ YERİ VE FONKSİYONU</b>	<b>115</b>
<b>2-2-1-6 NORMAL DAĞILIMDA ÖLÇME HATALARI</b>	<b>115</b>
<b>2-2-1-7 NOMAL DAĞILIM İLE İLGİLİ HESAP ÖRNEKLERİ</b>	<b>115</b>
<b>ÖRNEK 2-1</b>	<b>115</b>
<b>ÖRNEK 2-2:</b>	<b>116</b>
<b>ÖRNEK 2-3</b>	<b>116</b>
<b>ÖRNEK 2-4</b>	<b>119</b>
<b>ÖRNEK 2-5:</b>	<b>120</b>
<b>ÖRNEK 2-6</b>	<b>121</b>
<b>ÖRNEK 2-7</b>	<b>121</b>
<b>2.2.2. ÜSTEL DAĞILIM</b>	<b>122</b>
<b>2.2.2.1 ÜSTEL DAĞILIM İLE İLGİLİ HESAP ÖRNEKLERİ</b>	<b>124</b>
<b>ÖRNEK 2.8:</b>	<b>124</b>
<b>ÖRNEK 2-9</b>	<b>126</b>
<b>ÖRNEK 2-10</b>	<b>127</b>
<b>2.2.3. SIRA ORTANCALARI METODU</b>	<b>129</b>
<b>2.2.3.1.SIRA ORTANCALARI METODU İLE İLGİLİ ÖRNEKLER</b>	<b>130</b>
<b>ÖRNEK 2-11</b>	<b>130</b>
<b>2.2.4. WEIBULL DAĞILIMI</b>	<b>134</b>
<b>2.2.4.1. WEIBULL DAĞILIMINDA PARAMETRELER</b>	<b>137</b>

<b>ÖRNEK 2-12</b>	<b>139</b>
<b>SONUÇ VE ÖNERİLER</b>	<b>151</b>
<b>KAYNAKÇA</b>	<b>154</b>
<b>REFERANSLAR</b>	<b>155</b>
<b>EKLER</b>	<b>159</b>
<b>ÖZGEÇMİŞ</b>	<b>181</b>



## ŞEKİLLER DİZİNİ

Şekil 1-1:Giderek sünekleşen bir malzemeye ait gerilme-gerinim diyagramı.	3
Şekil 1-2:Yük tekrarına bağlı olarak pekleşen bir çevrim.	3
Şekil 1-3:Monoton vede tekrarlı zorlanmada gerilme-gerinim sonuçları.	4
Şekil 1-4:Sıcak haddelenmiş bir SAE 1020 çeliğinin gerçek gerinim genlikleri ile yorulma ömrünün değişimi.	5
Şekil 1-5:R.R.Moore 'nin kullandığı döner-çubuk test numunesi.	7
Şekil 1-6:Tekrarlı aksenal yorulma test sonucu.	7
Şekil 1-7:Sürekli dayanım limiti ile çekme dayanımının gösterildiği gerçek test sonuçları.	10
Şekil 1-8:Çeliğin tipine ve mikro yapısına bağlı olarak değişen $\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$ oranları.	12
Şekil 1-9:Yorulma limiti ile Brinell ve Rockwell sertliği arasındaki ilişki.	14
Şekil 1-10:Max. çekme dayanımıyla tekrarlı burulma arasındaki ilişki.	14
Şekil 1-11:Çekme dayanımı ile çekme-basma yorulma dayanımı arasındaki ilişki	15
Şekil 1-12:Çekme dayanımı ile tekrarlı burulma yorulma dayanımı arasındaki ilişki.	15
Şekil 1-13:Çekme dayanımı ile tekrarlı eğilme yorulma dayanımı arasındaki ilişki.	16
Şekil 1-14:Farklı çekme dayanımına sahip malzemelere ait yüzey kalite faktörleri.	23
Şekil 1-15:Yüzey kalite faktörü, çekme dayanımı ve $R_f$ arasındaki ilişki.	23
Şekil 1-16:Büyükölçüm faktörü ile çap ( veya ) kalınlık arasındaki ilişki.	24
Şekil 1-17:Farklı şekilde imal edilmiş malzemelere ait yorulma dayanımları.	25
Şekil 1-18:Yorulma limitinin numune çapıyla azalması ve kritik "h" derinliği.	28
Şekil 1-19:Sıcaklık etkisiyle malzemelerdeki karakteristik büyüklüklerin değişmesi.	32
Şekil 1-20:Yüzeyleri sertleştirilmiş malzemelere ait tipik üçgensel gerilme dağılımı.	33
Şekil 1-21:İndüksiyonla sertleştirilmiş çentikli parçalar ve çentiksiz parçaların yorulma limitleri.	36
Şekil 1-22:Dönme-eğilme zorlanması ve çekme basma yorulma limiti ile azot banyosu ile sertleştirilmiş yüzey kalınlığı arasındaki ilişki.	36
Şekil 1-23: Çekirdek bölgelerin sertliği ile değişen yorulma limitleri.	39
Şekil 1-24: Semente edilmiş çeliklerin sertleştirilmiş tabaka kalınlığına bağlı olarak değişen yorulma limitleri.	40
Şekil 1-25: Karbonitrürasyon işleminde sertleştirilmiş tabaka kalınlığı ile yorulma limiti arasındaki ilişki.	41
Şekil 1-26: Silindirik parçaların yüzeylerinin haddelenmesine ait şematik gösterim.	42
Şekil 1-27: Hadde milinin aksenal ilerlemesi ile yorulma limitlerindeki değişim.	42
Şekil 1-28: Hadde basıncının yorulma limitine olan etkisi.	43
Şekil 1-29: Kumlama düzenine ilişkin şematik gösterim.	44
Şekil 1-30: Kumlama işlemi süresinin yorulma dayanımına olan etkisi.	44
Şekil 1-31: Kumlama taneciklerinin yorulma dayanımı üzerine olan etkileri.	45
Şekil 1-32: Numune yüzeyinden uzaklaştıkça değişen kalıntı gerilmeler.	45



<b>Şekil 1-33:</b> Sertleştirilmiş tabaka kalınlığı ile değişen yorulma limitindeki bağıl artış.	46
<b>Şekil 1-34:</b> Farklı çaplardaki aynı yorulma dayanımına sahip numunelerin sertleştirilmiş tabaka kalınlıklarına ilişkin yaklaşım.	46
<b>Şekil 1-35:</b> Aşırı kalıntı gerilmesine sahip tabakadaki gerilme dağılımları.	47
<b>Şekil 1-36:</b> İndüksiyonla sertleştirilmiş numunelerde bağıl yüzey kalınlığı ve bağıl yorulma limiti arasındaki bağıntı.	48
<b>Şekil 1-37:</b> Maksimum çekme dayanımı ve yorulma limiti ile farklı temperleme sıcaklıkları arasındaki ilişki.	50
<b>Şekil 1-38:</b> Simetrik keskin köşeli çentik için elastik gerilme dağılımı.	51
<b>Şekil 1-39:</b> 2024-T Alüminyum malzeme için bağıl gerilme konsantrasyon faktörleri.	52
<b>Şekil 1-40:</b> "q" çentik duyarlılığının, $\rho'$ 'nin fonksiyonu olarak gösterilmesi.	54
<b>Şekil 1-41:</b> Maksimum çekme dayanımları ve neuber parametreleri.	54
<b>Şekil 1-42:</b> Mann 'ın test sonuçları ve $K_F, K_T$ ile ömür arasındaki ilişkiler.	55
<b>Şekil 1-43:</b> Çentik radyus' u $\rho$ ve çentik duyarlılığı arasındaki ilişki (Peterson 'a göre)	56
<b>Şekil 1-44 a, b :</b> Örnek 1-3 ' e ait şekil.	58
<b>Şekil 1-45:</b> Örnek 1-4 ' e ait şekil.	61
<b>Şekil 1-46:</b> Dalgalanmalı gerilmelere ait temel ifadeler.	63
<b>Şekil 1-47:</b> Modifiye edilmiş Goodman diyagramı.	64
<b>Şekil 1-48:</b> Ortalama gerilmeler için gerek çekme gerekse basma bölgesindeki yorulma hasarları.	65
<b>Şekil 1-49:</b> Malzeme AISI 4340 çeliğine ait karakteristik diyagram.	66
<b>Şekil 1-50:</b> Çeşitli yorulma kriterlerini gösteren yorulma diyagramları.	67
<b>Şekil 1-51:</b> Yukarıdaki şekilde Goodman çizgisi ve emniyetli gerilme çizgisi görülmektedir.	69
<b>Şekil 1-52:</b> Al alaşımları için değişken gerilmeler ile ortalama gerilmeler arasındaki ilişki .	70
<b>Şekil 1-53:</b> Değişken gerilme ve ortalama gerilmenin aynı anda gösterilmesi.	71
<b>Şekil 1-54:</b> Dökme demir malzemelerde ortalama çekme ve basma gerilmeleri.	72
<b>Şekil 1-55:</b> Burulma etkisindeki şaftlarda ortalama kayma gerilmesi ve gerilme eğilimi.	72
<b>Şekil 1-56:</b> Burulma ve eğilme zorlanmalarında Goodman çizgisinin tespitleri.	73
<b>Şekil 1-57:</b> Deneysel sabit ömür eğrilerinin edilmesinin metodu.	74
<b>Şekil 1-58:</b> Goodman' ın değişken gerilmeler ile ortalama gerilmelerin arasındaki lineer ilişkinin temel alındığı yöntem.	74
<b>Şekil 1-59:</b> Emniyet faktörünün hesaplanması.	75
<b>Şekil 1-60:</b> Ortasında merkezi bir delik bulunan ve dalgalanmalı gerilmeye maruz parçaya ait yorulma diyagramları.	77
<b>Şekil 1-61:</b> Grafik analiz amacıyla kullanılan Goodman diyagramı	81

<i>Şekil 1-62:</i> Kam 'ı takip eden ankastre yay.	83
<i>Şekil 1-63:</i> Kombine tekrarlı burulma ve eğilme zorlanmasına maruz sünek çelik malzemelere ait veriler.(68,69)	91
<i>Şekil 1-64:</i> Tekrarlı burulma gerilmesi ve yorulma limiti arasındaki ilişki.	92
<i>Şekil 1-65:</i> Çentikli şaftlarda kombine gerilme bileşenleri.	93
<i>Şekil 1-66:</i> 1-97 eşitliği ile ilgili $K_0$ düzeltme faktörü.	93
<i>Şekil 1-67:</i> Yorulma diyagramı üzerinde $K_0$ değerinin gösterilmesi.	94
<i>Şekil 1-68:</i> Kombine eğilme ve burulmaya maruz çentikli şaftların K emniyet faktörünün gösterilmesi.	94
<i>Şekil 1-69:</i> Kombine eğilme ve burulmaya maruz pürüssüz şaftlar için alternatif bir yaklaşım.	96
<i>Şekil 1-70:</i> Krank milinin şematik gösterimi.	96
<i>Şekil 1-71:</i> Sonlu sayıda çevrim sonunda aşırı yüklenmiş malzemenin Miner 'in kurallarına göre sürekli dayanım limiti 'nin tespit edilmesi.	100
<i>Şekil 1-72:</i> Sonlu sayıda çevrim için Manson 'un metoduna göre sürekli dayanım limitinin tespit edilmesi.	101
<i>Şekil 1-73:</i> $\log[\sigma_a / \sigma_K] - \log[N]$ eğrisi.	102
<i>Şekil 1-74:</i> $\sigma_K$ nun fonksiyonu olarak yorulma dayanımları.	103
<i>Şekil 2-1:</i> Normal dağılım eğrisi,frekans dağılımı,çan eğrisi	105
<i>Şekil 2-2:</i> Güvenirlilik-hasar yüzdesi ifadesi.	105
<i>Şekil 2-3:</i> Frekans Dağılımı(frequency distribution)	107
<i>Şekil 2-4:</i> Kümülatif frekans dağılımı(Cumulative frequency distribution).	107
<i>Şekil 2-5:</i> Tablo 2.3' teki verilere ait frekans dağılımı.	110
<i>Şekil 2-6:</i> Tablo 2.3' teki verilere ait kümülatif frekans dağılımı.	111
<i>Şekil 2-7:</i> Şekil 2.5' teki dağılımı karkterize eden 1:1 Ölçekli Gauss-Laplace Fonksiyonu.	112
<i>Şekil 2-8:</i> Tablo 2-3 ' e ait frekans dağılımı.	113
<i>Şekil 2-9:</i> Tablo 2-3 ' e ait kümülatif frekans dağılımları.	113
<i>Şekil 2-10:</i> 1:1 ölçekli gauss-laplace fonksiyonu.	114
<i>Şekil 2-11:</i> Normal dağılımda hasar miktarı tespitinde yapılan integrasyon	117
<i>Şekil 2-12:</i> Çekme dayanımlarına ait hasar fonksiyonu.	118
<i>Şekil 2-13:</i> Üstel dağılımlarda frekans dağılımı.	125
<i>Şekil 2-14:</i> Üstel dağılımda herhangi bir değere kadar yapılan integrasyon.	126
<i>Şekil 2-15:</i> Üstel dağılımda frekans dağılımı	128
<i>Şekil 2-16:</i> Üstel dağılımda hasar fonksiyonu.	128
<i>Şekil 2-17:</i> Örnek 2-11' e ait değişik hasar değerlerine sahip ömür değerleri.	131
<i>Şekil 2-18:</i> 408,3 N/mm <sup>2</sup> ' için hasar-ömür grafiği.	132

<i>Şekil 2-19:</i> 560,2 N/mm <sup>2</sup> için hasar-ömür grafiği.	133
<i>Şekil 2-20:</i> Sıra ortancaları metodu yardımıyla zaman mukavameti bölgesinde wöhler eğrisinin çizilmesi.	134
<i>Şekil 2-21:</i> Weibull dağılımında frekans dağılım fonksiyonu' nun "b" şekil parametresine bağlı olarak değişimi.	136
<i>Şekil 2-22 a,b:</i> Weibull dağılımının ve $x_0$ parametresinin tespit edilmesi.	138
<i>Şekil 2-23:</i> Weibull dağılımındaki parametrelerin bir arada gösterimleri.	141
<i>Şekil 2-24:</i> Weibull dağılımındaki $\theta$ ve $b$ parametrelerinin tespit edilmeleri.	142
<i>Şekil 2-25:</i> Weibull dağılımındaki frekans dağılımı.	144
<i>Şekil 2-26:</i> Değişen parametrelere göre frekans dağılımındaki değişiklikleri inceleyelim.	144
<i>Şekil 2-27:</i> " $\theta$ " parametresine göre değişen frekans dağılım fonksiyonları;	145
<i>Şekil 2-28:</i> frekans dağılım fonksiyonunun belli iki değer arasında integrasyonu sonucu hasarın tespit edilmesi.	146
<i>Şekil 2-29:</i> Gerçek değerleri ile farklı "X" değerleri ile değişen güvenilirlik değerleri.	148
<i>Şekil 2.30:</i> Farklı güvenilirlik değerlerine haiz yorulma eğrilerinin oluşturulması için araştırma verilerinin istatistiksel yaklaşımlara yatkın olarak sunulması.	149

## TABLolar DİZİNİ

<i>Tablo 1-1:</i> Değişik Mikro yapılara ait $\sigma_{eY} / \sigma_K$ oranları (12)	13
<i>Tablo 1-2:</i> Bazı malzemeler için $\sigma_{eY} / \sigma_K$ yorulma oran ve $(\sigma_{eY})_{max}$ maksimum Yorulma limitleri.	16
<i>Tablo 1-3:</i> Çelik plaka ve çubuklarda enlemesine ve boylamasına zorlanmaları halindeki çekme dayanımları ile değişen $C_a$ yorulma limiti oranları.	22
<i>Tablo 1-4:</i> Sürekli dayanım limitini etkileyen şartlar.	24
<i>Tablo 1-5:</i> Numune büyüklüğünün ortalama yorulma limitine olan etkisi.	29
<i>Tablo 1-6:</i> Kare veya dikdörtgen kesitler ile yuvarlak kesitlerde $C_q$ yorulma dayanım azaltma faktörünün kıyaslamalı olarak karşılaştırılması.	29
<i>Tablo 1-7:</i> Çeşitli yüzey işlemlerinin yorulma limitleri üzerine olan etkileri.	35
<i>Tablo 1-8:</i> Nitrürlenmiş ve diğer yollar ile işleme tabi tutulmuş krank millerine ait karşılaştırmalı test sonuçları.	39
<i>Tablo 1-9:</i> Pürüssüz ve çentikli semente edilmiş çelik numunelerin Dönme-Eğilme yorulma limitleri.	40
<i>Tablo 1-10:</i> Yüzeyleri sertleştirilmiş çeşitli karbon çelik numunelerin yorulma limitleri.	41
<i>Tablo 1-11:</i> On milyon tekrarlık ömürde haddelenmiş 10.6 mm. çaplı çentikli numune ve krank miline ait haddelenme öncesi ve sonrasına ilişkin veriler.	43
<i>Tablo 1-12:</i> SAE 1045 malzemeye ait çentiksiz, çentikli ve soğuk işlenmiş, işlenmemiş numunelere ait test sonuçları.	45
<i>Tablo 1-13:</i> Çeşitli araştırmacılara ait çentik duyarlılığına ait yaklaşımlar.	56
<i>Tablo 1-14:</i> Son işleme kalitelerine göre "C" katsayıları.	60
<i>Tablo 1-15:</i> Zayıf ve Arttırılmış yorulma dayanımlarına haiz örnekler.	90
<i>Tablo 1-16:</i> Zayıf ve Arttırılmış yorulma dayanımlarına haiz örnekler.	90
<i>Tablo 1-17:</i> Çeşitli malzemeler için $\tau_N / \sigma_N$ oranları.	95
<i>Tablo 2.1 :</i> İhtimal dağılımı	106
<i>Tablo 2.2 :</i> Kümülatif İhtimal Dağılımı	107
<i>Tablo 2.3 :</i> ASTM tarafından yapılmış bir malzemeye ait karakteristik mekanik değerler.	108
<i>Tablo 2.4 :</i> Pfor.Dr. Necati Tahralı 'nın münih Teknik Üniversitesinde yaptığı doçentlik tezi verileri.	130
<i>Tablo 2.5 :</i> Bir malzemeye ait mekanik özellikler.	140

- Tablo A-1** Bazı sıcak haddelenmiş vesoğuk çekilmiş çeliklere ait mekanik özellikler.( 1986 SAE Handbook , p.2.15.
- Tablo A-2** Çekme gerilmesi ile yorulma limiti arasındaki malzemenin mikro yapısına bağlı olarak değişimi.
- Tablo A-3** Dökme demirlere ait tipik özellikler.(parlatılmış veya talaşlı işlenmiş numuneler)
- Tablo A-4** Çeşitli malzemelerin dönme-eğilme zorlanmalarındaki yorulma limitleri ve  $\sigma_{eY} / \sigma_K$  yorulma oranları.
- Tablo A-5** St çeliklerine ait statik ve yorulma dayanımları.
- Tablo A-6** Temperlenmiş alaşımli çeliklere ait statik ve yorulma dayanım özellikleri.
- Tablo A-7** Karbon ve alaşımli çelikler için  $\sigma_{eY} / \sigma_K, \sigma_{\phi Y} / \sigma_K, \tau_{bY} / \sigma_{eY}$  ve  $\sigma_{\phi Y} / \sigma_{eY}$  oranları
- Tablo A-8** Yüzey kalitelerine bağlı olarak değişen "a" ve "b" katsayıları.
- Tablo A-9** Eğilme yüklemesi altında çevresel U çentiği açılmış yuvarlak numunelere ait gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-10** Burulma etkisi altındaki çevresel U çentiği bulunan yuvarlak numuneler.
- Tablo A-11** Eksenel yüklemeye maruz faturalı yuvarlak numunelere ait çentik etkileri
- Tablo A-12** Sıcaklıkla değişen  $S_T / S_{RT}$  oranları.
- Tablo A-13** % 0.4 C ' lu 1.2 mm.' li İndüksiyonla kalın bir tabaka halinde sertleştirilmiş tabakaya sahip çentikli ve çentiksiz malzemeye ait  $\sigma_{eY}$  dönme-eğilme yorulma limiti
- Tablo A-14** Değişen büyüklüklerdeki yuvarlak çelik malzemeler için dönme-eğilme yorulma limiti üzerine haddelemenin etkisi.
- Tablo A-15** 0.46 C' lu d = 2R = 16 mm'lik  $\sigma_K = 110$  ksi' ya sahip yuvarlak çelik malzemeye ait tekrarlı eğilme yorulma limitine İndüksiyonlan sertleştiririnin etkileri.
- Tablo A-16** 0.52 ' C' lu d = 2R = 16 mm' lik  $\sigma_K = 138$  ksi' ye sahip yuvarlak çelik malzemeye ait tekrarlı yorulma limiti üzerine Nitrürasyonun etkileri.Nitrürasyon sıcaklığı ( 520 santigrad derece )
- Tablo A-17** 0.10 ' C ' lu karbon çeliğine ait d = 2R = 16 mm' lik  $\sigma_K = 89$  ksi' ye sahip yuvarlak çelik malzemelere ait tekrarlı eğilmede yorulma limiti üzerine sementasyon ' un etkisi.( Sementasyon sıcaklığı 880 santigrad derece )
- Tablo A-18** İki farklı sıcaklıkta japon karbon çeliklerine ait  $N = 10^7$  yük tekrarı sonundaki ortalama yorulma limiti.
- Tablo A-19** Japon kitlesel alaşımli çeliklere ait  $N = 10^7$  yük tekrarı için ortalama yorulma limitleri.

- Tablo A-20** Merkezinde yuvarlak delik bulunan düzlem parçalar için aksenal yüklemde gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-21** Eksantrik yuvarlak deliğe sahip düzlem numuneler için aksenal yüklemde gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-22** İçinde enlemesine bir boşluğa sahip düzlem numuneler için aksenal yüklemde gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-23** Kenar çentiğine sahip numunelerin aksenal yüklenme halinde sahip oldukları gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-24** Kenar çentiğine sahip numunelerin eğilme yüklenmeleri halinde sahip oldukları gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-25** Faturalı düzlem numunelere ait aksenal yükleme halinde sahip olacakları gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-26** Faturalı düzlem numunelere ait eğilme şeklinde yüklenmeleri halinde sahip olacakları gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-27** Aksenal yüklenme halinde çevresel U çentiği açılmış yuvarlak numunelere ait gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-28** Eğilme etkisi altındaki faturalı yuvarlak malzemelere ait gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-29** Burulma etkisi altındaki faturalı yuvarlak numunelere ait gerilme konsantrasyon faktörleri.
- Tablo A-30** İçinde enine boşluk bulunan yuvarlak numunelerin çentik etkileri.
- Tablo A-31** Üzerinde fatura bulunan yuvarlak bir mile ait eğilmedeki konsantrasyon faktörleri. ( $K_t$ )
- Tablo A-32** Teorik gerilme konsantrasyon faktörleri. ( $K_t$ )
- Tablo A-33** Çentik tipine bağlı olarak değişen  $C_k$  katsayıları.
- Tablo A-34** Normal (Gaussian) dağılıma ait kümülatif yoğunluk fonksiyonu.
- Tablo A-35** 6061-T4 çentikli ve çentiksiz  $t = 1.6$  mm. ' lik düzlem malzeme için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.
- Tablo A-36** 2024-T3 çentikli ve çentiksiz  $t = 2.3$  mm. ' lik düzlem malzeme için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.
- Tablo A-37** 2024-T3 çentikli ve çentiksiz  $t = 1.6$  mm. ' lik Alclad düzlem malzeme için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.
- Tablo A-38** 7075-T6 çentikli ve çentiksiz  $t = 2.3$  mm. ' lik düzlem malzeme için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.

- Tablo A-39** 7075-T6 çentikli ve çentiksiz  $t = 1.6$  mm. 'lik Alclad düzlem malzeme için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.
- Tablo A-40** 2024-T3, 2014-T4, ve 2014-T6 çentiksiz aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-41** 2024-T3 ve  $K_t=1.5$  olan aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-42** 2024-T3 ve  $K_t=2$  olan aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-43** 2024-T3 ve  $K_t=4$  olan aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-44** 7075-T6 çentiksiz malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.  $\sigma_K = 82$  ksi. ve  $\sigma_A = 70$  ksi
- Tablo A-45** 7075-T6 çentik etkisi  $K_t=1.5$  'olan malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları  $\sigma_K = 82$  ksi ve  $\sigma_A = 70$  ksi
- Tablo A-46** 7075-T6 ve  $K_t=2$  olan aksenal yükleme altındaki çentikli malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-47** 7075-T6 ve  $K_t=4$  olan aksenal yükleme altındaki çentikli malzemelere ait tipik  $N =$  sabit diyagramları.
- Tablo A-48** İçinde enine yuvarlak boşluk bulunan silindirik kesitli çubuk veya boruya ait eğilme zorlanması için yaklaşık gerilme konsantrasyon faktörleri  $(K_t)$ .
- Tablo A-49** Bazı alüminyum alaşımlarına ait mekanik özellikler.
- Tablo A-50** Bazı malzemelere ait fiziksel sabitler.
- Tablo A-51** Uçak kanat ve kuyruk malzemelerine ait lineer  $\sigma$ - $N$  eğirileri

## **1- DEĞİŞKEN ZORLANMA**

### **1-1 GİRİŞ :**

Malzemelere ait Gerilme - Gerinim diyagramlarının elde edilmesi için yapılan çoğu test yönteminde yük yavaşça uygulanır, bu sayede gerinimin tamamıyla artması için yeterli zaman verilmiş olur. Bu testlerde numune hasara uğrayıncaya kadar çekilir. Bu tür diyagramlar oldukça yaygındır ve "Statik Şartlar" ı tanımlamaktadırlar. Bu tür şartlar pek çok makina yapısının veya makina parçalarının maruz kaldığı şartlara oldukça yakındır.

Uygulamalarda ise şartlar sıkça değişir. Gerilmeler belirli seviyeler arasında değişir yada diğer bir deyişle "dalgalanır". Mesela dönen bir milin üzerindeki herhangi bir metal kordonu eğilme yüklemesi etkisi altında iken, milin her bir dönüşü neticesinde hem çekme hemde basma zorlanmasına maruz kalırlar. Eğer elektrik motoruna bağlı mil dakikada 1725 devirle dönüyorsa bu lifler her dakika 1725 kez çekme ve basma zorlanmasına maruz kalıyor demektir. Buna ek olarak mil örneğin bir helisel veya düz dişli çark vasıtası ile aksenal olarak yüklenirse gerilmenin yatay bileşeni eğilmenin çekme bileşeni ile birleşir. Gerilme herhangi bir metal kesitinde sürekli olarak mevcut olmakla birlikte gerilmenin seviyesi sürekli dalgalanmaktadır. Bu şekilde yüklemeye maruz makina elemanlarında oluşan gerilmelere "Tekrarlı ", "Değişken" veya "Dalgalı" gerilmeler adı verilir.

Sık sık makina elemanlarının tekrarlı veya dalgalı gerilmeler nedeniyle hasara uğradıklarına rastlanmaktadır. Analizler sonucu görülmektedir ki malzemenin gerçekte maruz kaldığı gerilmeler maksimum çekme etkisinin altındadır. Bu hasarlarda dikkati çeken en önemli nokta ise gerilmelerin oldukça büyük sayıda tekrarlanmış olmasıdır. Bu tür hasarlara **YORULMA HASARLARI** adı verilir.

Yorulma hasarı küçük bir çatlak ile başlar. Başlangıç çatlağı öylesine küçüktür ki gözle belirlenmesi mümkün değildir, hatta x ışınları ile bile belirlenmesi zordur. Çatlak kama yuvası veya delikler gibi kesit değişikliklerinin ve sürekliliğin bozulduğu alanlardan başlar ve yayılır. Çok daha az olmakla birlikte yorulma hasarları preslemeye ait kalıntılar, iç çatlaklar ve hatta işleme esnasında oluşan bozukluklardan kaynaklanabilir. Önce çatlak başlangıç aşamasındadır. Gerilme konsantrasyonu etkisi ile çok daha büyük bir hale gelir ve çatlak çok daha hızlı büyür. Gerilmeye maruz kalan alan gittikçe azalırken gerilme ise daha şiddetlenir ve sonuçta kalan alanda aniden hasar meydana gelir. Yorulma hasarı bu yüzden iki ayrı bölgede karakterize edilmektedir. Bunlardan ilki çatlağın kademeli olarak ilerlemesi, diğeri ise ani kırılmadır. Ani kırılma bölgesi dökme demirdeki gibi çekme



gerilmesi altında hasara uğrayan gevrek malzeme kırılmasında görülene benzemektedir. Makina parçaları statik yükler altında hasara uğramadan önce yapısal birtakım değişikliklere maruz kalırlar. Akma sınırını geçen bir gerilime maruz kalınca parçada plastik şekil değişimleri söz konusu olur. Bu sayede statik gerilmeler nedeniyle oluşan hasarlar gizli bir ikaz verirler. Fakat yorulma hasarlarında bu çeşit bir ikaz söz konusu değildir. Bu ikaz çok ani ve büyüktür, bu yüzden tehlikelidir. Statik bir hasara karşın dizayn yapmak diğerine göre çok daha basittir, çünkü bilgilerimiz oldukça kapsamlıdır. Yorulma ise çok daha kapsamlı bir olaydır, sadece kısmen anlaşılabilir ve mühendisin konuyla ilgili mümkün olduğunca çok ve ayrıntılı bilgiye ihtiyacı vardır. Yorulma hasarından kaçınmak için gereğinden 2 veya 3 kat büyük tasarımlar yapmak bir çözüm olamaz zira bu seferde oldukça hantal ve pahalı tasarımlar yapılmış olur ve bunlarda piyasada tercih edilmezler.

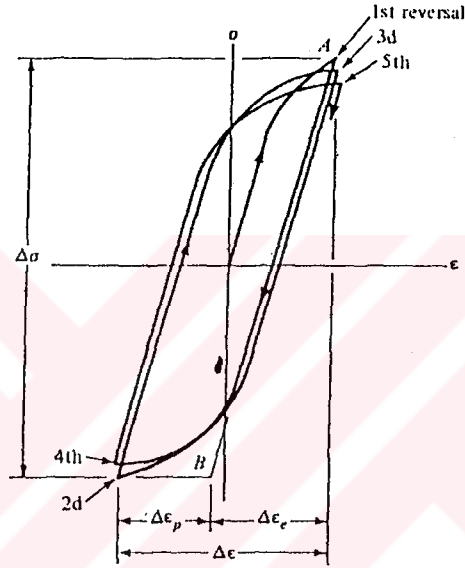
### ***1-2 YORULMA HASARLARINDA GERİNİM-ÖMÜR TEORİSİ***

Bu güne kadar yorulma hasarını en iyi seviyede açıklayan teori bazılarınca gerinim -ömür teorisi olarak bilinen teoridir. Bu teori yorulma dayanımına yaklaşımda kullanılabilir, fakat bu teori ile birkaç idealleştirmeyi bir araya getirmek söz konusudur, ve sonuçta bazı kesin olmayan noktalarda var olacaktır. Kesin sonuç almaktan uzak olmakla birlikte bu teori yorulmanın mekanizmasını açıklaması açısından değerlidir.

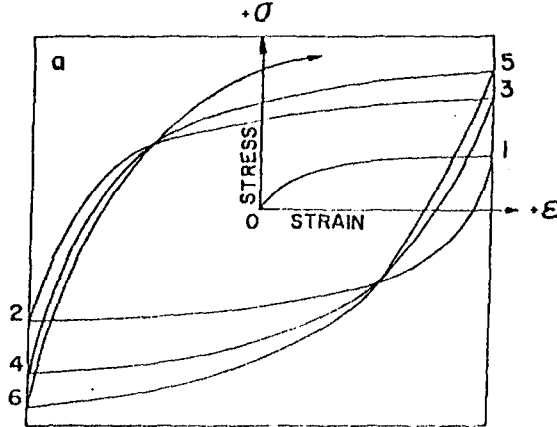
Yorulma hasarları daima çentik, çatlak veya diğer gerilme konsantrasyonuna sahip bölgelerden kaynaklanmaktadır. Bu süreksizliğe neden olan noktalardaki gerilmeler elastik limiti geçtiklerinde plastik gerinim meydana gelir. Yorulma kırılmasının meydana gelebilmesi için orada periyodik plastik gerinimlerin bulunması gerekmektedir. Bu nedenle tekrarlı zorlanmaya maruz kalarak hasara uğramış malzemelerin davranışlarının incelenmesi gerekmektedir.

1910 yılında Bairstow elastik limitin (çeliğe ait) gerilmenin periyodik olarak değiştirilmesi ile aşağı veya yukarı değiştirilebileceğini deneysel çalışmaları ile kanıtlayarak Bauschinger' in teorisini kanıtlamıştır (1). Genelde temperlenmiş çeliklerin elastik limitleri periyodik gerilme tekrarlarına maruz kaldıklarında artma eğilimindedir, bununla birlikte soğuk çekilmiş çelikler elastik limitlerinde azalma gösterirler. Numunelerin tekrarlı gerilmeye maruz kalmaları gerinim çevrimleri için uygun değildir, zira plastik gerinimleri ölçmek oldukça zordur. Sonuçta, araştırmaların çoğu aksenal numuneler kullanılarak yapılmaktadır. Elektrikli dönüştürücüler vasıtasıyla gerilme ve gerinimlerle orantılı sinyaller almak mümkündür. Bununla birlikte sinyaller osiloskop üzerinde görüntülenebilir ve XY plotterinde kağıda dökülebilir. R. W. Landgraf oldukça yüksek dayanımlı çok sayıda

çelik ile çalışarak onların kısa ömürlü yorulma davranışlarını incelemiştir. Bu araştırmaları sırasında pekçok periyodik gerilme-gerinim 'lere ait çıktılar almıştır (2). Şekil 1-1 bu tür verilere ait genel bir görüntümü göstermektedir. Burada kontrol altında bulundurulmuş periyodik gerilmelerin ilk bir kaç çevrime ait görüntüleri yer almaktadır. Bu örnekte dayanım gerilmelerin tekrarıyla azalmaktadır, ki bu tekrarlı zorlanmaların çok küçük gerilme seviyelerinde olması halinde bile geçerlidir. Daha öncedende belirtildiği gibi bu periyodik gerilmelerin neticesinde başka malzemelerin dayanımlarının artmasında söz konusu olabilmektedir.



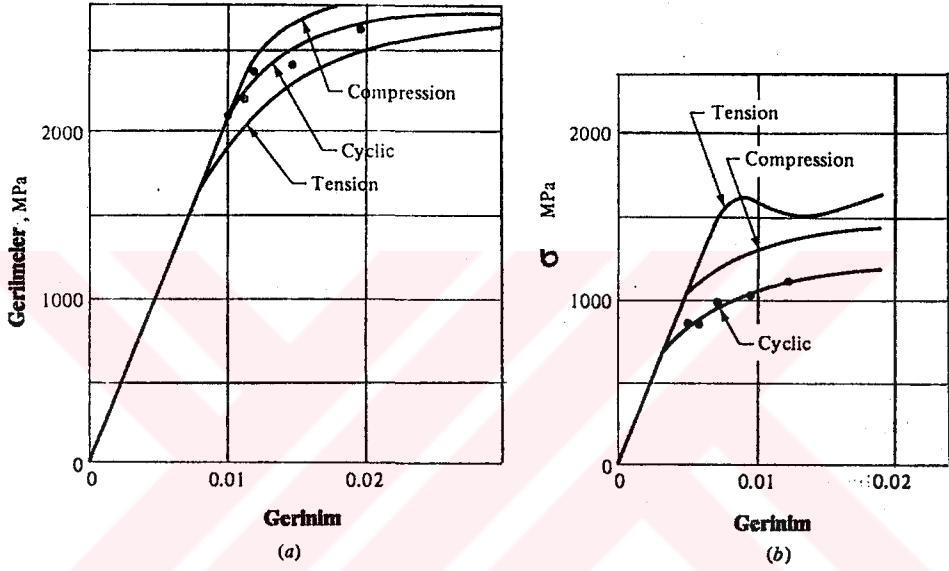
**Şekil 1-1 :** Yukarıda bir gerilme-gerinim histersiz çevriminin giderek sünekleşen bir malzemeye ait ilk 5 gerilme tekrarı gösterilmektedir. AB çizgisi elastisite modülüne "E" karşılık gelir. Gerilme aralığı  $\Delta\sigma$ ,  $\Delta\epsilon_p$  plastik gerinim aralığı,  $\Delta\epsilon_e$  elastik gerinim aralığı olup toplam gerinim aralığı  $\Delta\epsilon = \Delta\epsilon_p + \Delta\epsilon_e$  olmaktadır.



**Şekil 1-2:** Yük tekrarına bağlı olarak pekleşen bir çevrim.

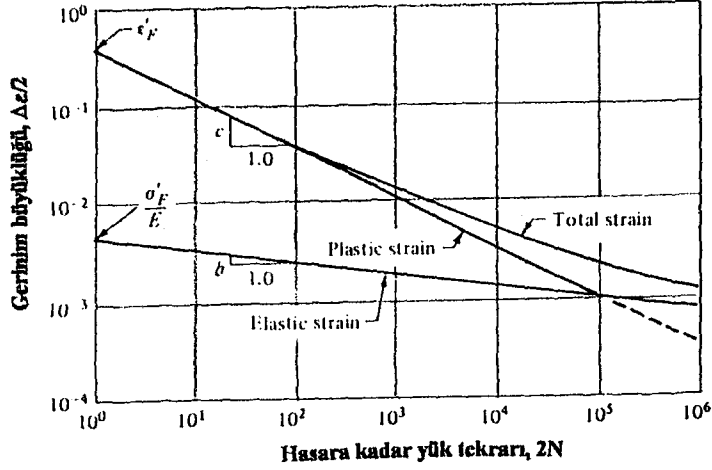
Eğer ilk yük tekrarı basma yönünde olursa azda olsa farklı sonuçların elde edilmesi söz konusu olur. Bu basmanın yorulma dayanımını artırıcı özelliğinden kaynaklanmaktadır.

Landgraf 'ın verileri çok sayıda çizimi içermektedir ki bunlar monoton ( salt ) gerilme-gerinim ilişkisini hem çekme hemde basma etkisi altında periyodik gerilme-gerinim eğrisi içersinde ihtiva eder. Şekil 1-3 'de bunlardan ikisi çizilmiş ve gösterilmiştir. Bu eğrilerin önemle vurguladığı nokta şudur. Malzemenin monoton ( statik ) bilinen değerleri ile o malzemeye ait yorulma dayanımının saptanması oldukça zordur. Bu özellikle bilinen akma ve çekme dayanımlarından yola çıkılarak kısa ömürlü yorulma alanında geçerlidir.



Şekil 1-3 : Monoton vede tekrarlı zorlanmada gerilme-gerinim sonuçları.(a) Ausforming işlemine tabi tutulmuş ; 660 Brinell sertliğinde H-11 çeliği, (b) , 400 Brinell sertliğinde SAE 4142 çeliği

SAE ( Fatigue Design and Evaluation Steering Comitee ) komitesi 1975 ' te tekrarlı zorlanmalarda hasara dek geçen ömrün gerinim genliği ile ilişkili olduğuna dair bir rapor yayınlamıştır (3).Rapor SAE 1020 sıcak haddelenmiş çeliğe ilişkin verileri içermektedir. Grafik şekil 1-4 olarak burada gösterilmektedir. Grafiği açıklayabilmek için, aşağıdaki terimleri tespit etmemiz gereklidir.



**Şekil 1-4** : Yukarıdaki şekil sıcak haddelenmiş bir SAE 1020 çeliğinin gerçek gerinim genlikleri ile yorulma ömrünün nasıl değiştiğini göstermektedir ( SAE J 1099 no ' lu teknik raporundan).

-**Yorulma Süneklik Katsayısı** :  $\epsilon'_F$  1 çevrimde kırılmaya karşılık gelen gerinmeyi ifade etmektedir. ( Şekil 1-1 ' deki A noktası ). Şekil 1-4 ' te plastik gerinim çizgisi bu noktadan başlamaktadır.

-**Yorulma Dayanımı Katsayısı** :  $\sigma'_F$  1 çevrimde kırılmaya karşılık gelen gerilmeyi ifade etmektedir. ( Şekil 1-1 ' de A noktası ). Şekil 1-4 ' te elastik gerinme çizgisi  $\sigma'_F / E$  noktasından başlamaktadır.

-**Yorulma Süneklik Üstel Değeri** : " c " sayısı plastik gerinim çizgisinin ( Şekil 1-4 ' teki ) eğimidir, ve 2N ömrü gerçek plastik gerinim amplitüdü ile orantılı olarak artırılmalı anlamına gelir.

-**Yorulma Dayanımı Üstel Değeri** : " b " elastik gerinim çizgisinin eğimidir, ve bu 2N ömrünün gerçek gerilme genliği ( büyüklüğü ) ile orantılı olarak artırılması anlamına gelir.

Şimdi Şekil 1-1 ' den şunu görmekteyiz ki toplam gerinim, elastik ve plastik bileşenlerin toplamı durumundadır. Bu nedenle toplam gerinmenin büyüklüğü ;

$$\frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \epsilon_e}{2} + \frac{\Delta \epsilon_p}{2} \quad (a)$$

Şekil 1-4 ' teki plastik gerinim çizgisinin denklemi;

$$\frac{\Delta \epsilon_p}{2} = \epsilon'_F (2N)^c \quad (1-1)$$

Elastik gerinme çizgisinin denklemi;

$$\frac{\Delta \varepsilon_e}{2} = \frac{\sigma'_F}{E} (2N)^b \quad (1-2)$$

Böylece (a) eşitliğinden toplam gerinim büyüklüğü için.

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\sigma'_F}{E} (2N)^b + \varepsilon'_F (2N)^c \quad (1-3)$$

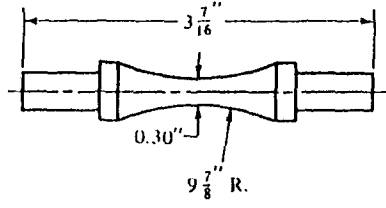
Bu eşitlik yorulma ömrü ve toplam gerinim arasındaki Manson-Coffin eşitliğidir.(4) Bazı katsayı değerleri ve üs 'ler tablo A-1 ' de liste halinde verilmiştir. Çok daha fazlası ise SAE J 1099 raporunda bulunmaktadır.

1-3 eşitliği gerinim ve diğer çevrime ait karakterler verildiğinde yorulma ömrünün elde edilmesinde kullanılacak oldukça uygun bir eşitliktir. Tasarımlar için sınırlı bir kullanım söz konusudur. Çentik veya süreksizlik altındaki toplam gerinimin nasıl septanacağı konusu henüz açıklığa kavuşmamıştır. Literatürde gerinim konsantrasyon faktörü ile ilgili herhangi bir tabloya veya listeye rastlanmamaktadır.

Sonlu elemanlar analizinin gelişmesiyle birlikte araştırma literatüründe kısa sürede bunları da görebileceğiz. Bununla ötesinde sonlu elemanları analizi ile parçanın tümünde oluşan gerinimlerde görmek mümkündür. Bununla birlikte mühendisler gerinim-ömür analizini yorulma dayanımına ilişkin olarak pek kullanışlı bulmamaktadırlar.

### ***1-3 GERİLME - ÖMÜR İLİŞKİSİNİN TANIMLANMASI***

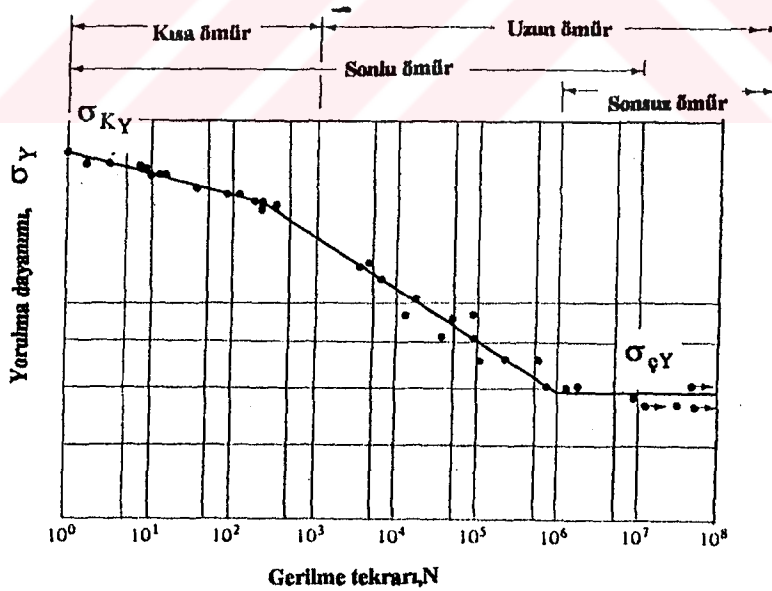
Yorulma zorlanması etkisi altındaki malzemelerin dayanımlarını belirlemek için, numuneler tekrarlı veya değişken gerilmelere maruz bırakılır. Kuvvetler özel büyüklüklerde ve çevrimler veya gerilme dönüşümleri hasar olana kadar sayılmaktadır. En yaygın kullanılan yorulma test aygıtı R.R.Moore yüksek hızlı bir dairesel kesitli çubuğun döndürülmesinin sağlandığı test aletidir. Bu makina ağırlığı nedeniyle numunesinin eğilmeye maruz kalmasını sağlar. Şekil 1-5 'te görülen numune çok dikkatli işlenmiş ve parlatılmıştır, son parlatma ile birlikte aksel yönde çevresel yarı ve izlerden sakınılmıştır. Diğer yorulma test makinaları test numunelerine dalgalı veya tekrarlı aksel gerilme, burulma veya kombine gerilmeleri tatbik edebilecek şekilde dizayn edilmişlerdir.



**Şekil 1-5 :** R.R.Moore 'nin kullandığı döner-çubuk test numunesi.

Yorulmanın istatistiksel doğası nedeniyle fazla sayıda testlere gerek vardır. Bu sayede malzemenin yorulma dayanımı ortaya çıkarılır. Döner-çubuk testi için sabit eğme zoru uygulanır vade kirişe uygulanan gerilme tekrar sayısının hasara kadar kayıt edilmesi gerekmektedir.

İlk test maksimum ( çekme ) gerilmesi altında bir gerilme ile yapılmaktadır. İkinci test ise yapılan ilk test gerilmesinin daha altında bir değer ile yapılmalıdır. Bu işlemlere devam edilir vade sonuçlar, S-N diyagramında çizilir ( Şekil 1-6 ). Bu diyagram yarı logaritmik veya log-log olarak kağıda çizilir. Demir türtü metaller ve alaşımlar için grafik belli sayıdaki zorlanmalardan sonra yatay hale gelir. Logaritmik kağıda çizmek halinde eğride bir kavis ( bükülme ) gözlenir, fakat bu karteziyen koordinatlara çizilmesi halinde görülmez.



**Şekil 1-6 :** Tekrarlı aksenal yorulma test sonucu. Malzeme : UNS G41300 çeliği.

Normalize edilmiş.  $\sigma_{KY} = 80 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  ; ve Maksimum  $\sigma_{KY} = 86 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  . (NACA Technical Note 3866, 1966 'dan alınmıştır).

S-N diyagramının ordinatı yorulma dayanımı  $\sigma_Y$  olarak isimlendirilir. Bu dayanım ifadesi

N çevrim sayısına karşılık gelen dayanım ifadesidir.  $\sigma - N$  diyagramı hem test numunesi

hemde gerçek makina parçası için saptanabilir. Test numunesi ile makina malzemesi aynı bile olsa iki diyagram arasında belirgin farklılıklar mevcuttur.

Çeliklerde grafik üzerinde bir bükülme görülür, ve bu bükülmüş kısmın üzerinde ne kadar büyük sayıda yük tekrar olursa olsun hasar meydana gelmez. Bu bükülmenin meydana geldiği dayanım değerine Sürekli Dayanım Limiti  $\sigma_{\sigma Y}$  veya Yorulma Limiti adı verilmektedir. Şekil 1-6 demir dışı metal ve alaşımları için yatay hale gelmez ve bu nedenle bu malzemelerin sürekli dayanım limitleri yoktur.

$N=1$  gerilme çevrimi tekil bir gerilme tatbikine eşdeğerdedir ve yükün kaldırılması ile ve diğer gerilmenin tatbikinin ve zıt yöndeki yüklemenin kaldırılmasına eşdeğerdir. Böylece;  $N=1/2$  önce yük tatbik edilir vede kaldırılır ki bu basit bir çekme testine karşılık gelmektedir.  $N=1$ ' den 1000 çevrime kadar olan yorulma hasarlarına sebep olabilecek bu süreçte düşük ömürlü yorulma şeklinde genel bir şekilde sınıflandırılmaktadır. Şekil 1-6 ' te belirtildiği gibi yüksek ömürlü yorulmada ise  $10^3$  çevrimden daha fazla gerilme tekrarıyla oluşan hasarlara karşılık gelmektedir.

Tasarımlarda sonlu ömür ve sonsuz ömür bölgeleri ayrılmaktadır(Şekil 1-6).Bu bölgeler arasındaki sınır bazı özel malzemeler hariç açıkça belirlenememektedir. Fakat genellikle bu  $10^6$  ve  $10^7$  çevrim arasında ( çeliklerde ) bulunmaktadır. (Şekil 1-6 'da görüldüğü gibi). Daha önceden de belirtildiği gibi tasarım ve imalatla kullanılacak malzemeye ait bir test programı uygulamak iyi bir mühendislik pratiği olacaktır. Bu gerçekte yorulma ihtimaline karşı düşünülen bir tercihten ziyade bir gereksinimdir. Yorulma hasarlarının neden olduğu vede buna bağlı olarak yorulma dayanımını arttıracak en efektif ( verimli ) hangi metod kullanılabilir ? Bu noktaların dışında yorulma hasarları üzerine çalışma tamamen gereksiz görülebilir. Buradan hareketle bizim yorulma ile ilgili çalışmamızın sebebi hasarların neden oluştuğunu anlamak ve bu sayede onlara karşılık olarak optimum bir tarzda karşılık göstermektir. Bu nedenle burada analitik dizayn yaklaşımları sunulmuştur, edinilen sonuçları tam anlamıyla hassas olarak almamak gereklidir. Sonuçlar sadece bir kılavuz olarak görülmelidir. Bunlar yorulma hasarına karşılık tasarımlarda neyin önemli neyin önemsiz olduğunu göstermektedir.

Yorulma-Hasar analizi metodları mühendislik ve pozitif bilim arasındaki kombinasyonu temsil etmektedir. Bilimsel veriler sık sık gereken cevapları sağlamada yetersiz kalmaktadırlar. Fakat uçaklar hala emniyetli olarak üretilmek zorundadırlar, otomobil uzun ve sorunsuz bir ömür sağlayacak ve bu arada satışıyla kar sağlayacak dengede

olmalıdır. Böylece bilim henüz tam olarak yorulmanın gerçek mekanizmasını tanımlamamakla birlikte mühendisler hasara maruz kalmadan makina parçalarını dizayn etmek zorundadırlar. Bu mühendisliğin bilimle zıtlık gösterdiği gerçek anlamda klasik örneklerden biridir. Mühendisler bilimi kendi problemlerini çözmek için kullanırlar eğer bilim kullanılmaya müsaitse. Fakat kullanılabilir veya değil problemler mutlaka çözülmelidir ve bu şartlar altında çözüm ne şekilde olursa olsun buna mühendislik denir.

#### 1-4 İLK GÖZLEMLER.

Malzemelerde takip edildiğinde görülmektedir ki yorulma dayanımı ile çekme dayanımı arasında gözle görülür bir ilişki vardır. Çekme gerilmesine ait minimum değer  $\sigma_{KY}$  şeklinde gösterilmiştir ve bu daima emniyet faktörü ile birlikte kullanılır. Tablo A-1 çeliklere ait minimum malzeme değerlerini listelemektedir. Diğer tablolar tipik değerleri sıralamaktadırlar.

Bunlar ne ortalama nede minimum değerlerdir, fakat elde edinilebilir değerlerdir. Stokastik analiz metodları kullanıldığında ortalama çekme dayanımı genellikle  $\bar{\sigma}_{KY}$  şeklinde tasarlanır ve analizlerde kullanılır.

#### 1-5 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ:

Sürekli dayanım limitinin yorulma testi yardımıyla belirlenmesi artık rutindir, uzunca bir prosedür sonucu bulunmaktadır. Genellikle gerilme testi sürekli dayanım limiti tespitinde gerinim testlerine tercih edilir.

Prototip tasarımlarda ve ilk aşamalarda vede hasar analizlerinde sürekli dayanım limitine ihtiyaç duyulmaktadır. Literatürde büyük sayılarda datalar bulunmaktadır. Bu datalar döner çubuk test sonuçları ve basit çekme testlerine aittir ve bunlar aynı çubuk veya ingotlardan elde edilen numunelerle yapılmışlardır. Şekil 1-7 ' de çelikler için çekme dayanımının % 40-60 arasındaki sürekli dayanım limit alanları göstermektedir.

$137.8 \text{ daN/mm}^2$  ve üzerinde çekme mukavemetine sahip çelikler için  $\sigma_{KY}=137.8 \text{ daN/mm}^2$  den başlamak üzere ordinat değerleri artmakla birlikte

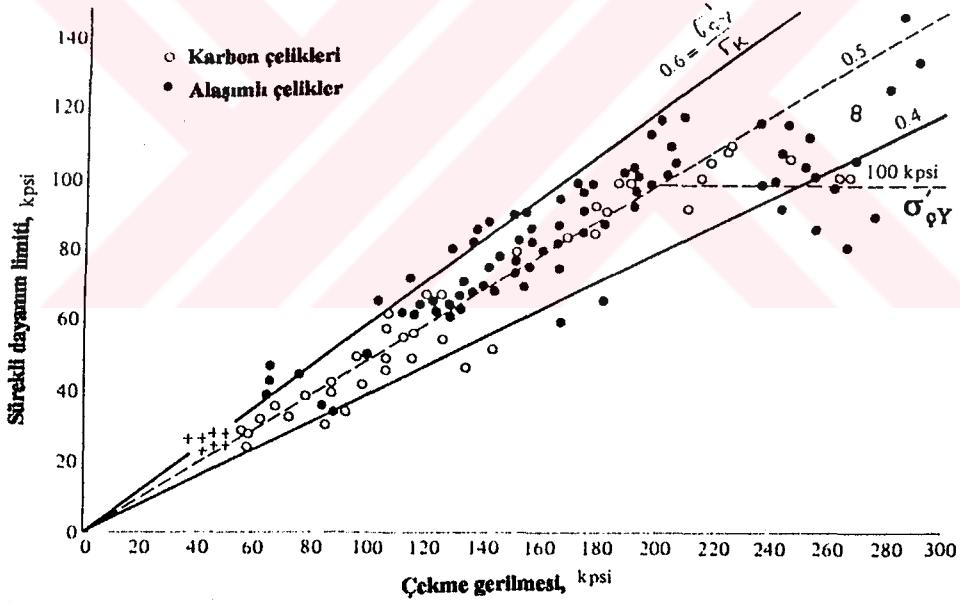
eğimin değişmediği ( Kesikli yatay çizgi )  $\sigma'_{\phi Y}= 68.9 \text{ daN/mm}^2$  görülmektedir.

Tablo A-2 ' de değişik mikro yapılar için test serileri yer almaktadır. Bu tablolarda sürekli dayanım limitleri % 23 ile % 63 oranında ( çekme gerilmesine göre ) değişmektedir (5).



Bu gözlem oldukça önemlidir zira sürekli dayanım limitindeki dağılım numunenin çekme dayanımının dağılımından kaynaklanmaz, fakat büyük sayılardaki numunelerin tamamen aynı kalmasına rağmen yayılma oluşur. Bu emniyet faktörü seçilirken göz önünde bulundurulmalıdır. Bu arada sürekli dayanım limitini tespit edecek bir yöntem bulmak istemekteyiz.

Malzemeyi bir tek sayı ile karakterize edebilmek oldukça zordur. Sürekli dayanım limitini tespit edebilmek için büyük sayılarda malzemenin test edilmesi gerekmektedir. Sonuçlar geniş bir spektrum gösterir ve gerçekte laboratuvar değerlerinden sapmalar olabilmektedir. Kesin tanımlanamamış alanlar söz konusu olduğundan statik zorlanmalara maruz tasarımdakilerden farklı olarak geniş dizayn faktörlerince bir dengeleme yapılmalıdır.



**Şekil 1-7 :** Sürekli dayanım limiti ile çekme dayanımının gösterildiği gerçek test sonuçlarını içeren bu şekil çeşitli çeliklere ait dataları içermektedir. Görüldüğü gibi  $137.8 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  den büyük çekme mukavemetine sahip çeliklerde ortalama sürekli dayanım limiti  $\sigma_{\phi Y} = 68.9 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  'dir. Standart sapma  $9.4 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  'dir. Test sonuçları H.J.Grover, S.A. Gordon, and L.R.Jackson NAVWEPS 00-25-534, 1960. Fatigue Design Handbook, SAE, 1968, p.42.

Mischke büyük sayıda test datasını analiz etmiş ve sürekli dayanım limitini ortaya çıkarmıştır. Gerçekten çekme dayanımı ile ilgilidir (6). Çelikler için bu ilişki;

$$\sigma_{\phi Y} = \left\{ \begin{array}{ll} 0.504 \sigma_{KY} & \sigma_{KY} \leq 137.8 \text{ daN/mm}^2 \\ 68.9 \text{ daN/mm}^2 & \sigma_{KY} > 137.8 \text{ daN/mm}^2 \\ 700 \text{ MPa} & \sigma_{KY} > 1400 \text{ MPa} \end{array} \right\} \quad (1-4)$$

$\sigma_{KY}$  minimum çekme dayanımı olduğunda  $\sigma'_{\phi Y}$  deki üs işareti döner çubuk test numunesinin kendisine ait olan değeri ifade eder. Biz üs işareti ile belirlenmemiş  $\sigma_{\phi Y}$  nin herhangi bir çeşit yüklemeye maruz bırakılan özel makina elementinin sürekli dayanım limiti olarak değerlendirmeyi düşünmekteyiz. Daha sonrada görüleceği gibi iki dayanım değeri arasında büyük farklılıklar olabilmektedir. Tablo A-2 ' deki datalar basit bir kural ile çekme gerilmesinden sürekli dayanım limitinin elde edilmesinin ne kadar zor olduğunu vurgulamaktadır. Çelikler farklı mikro yapılarda farklı  $\sigma'_{\phi Y} / \sigma_{KY}$  oranları verecek şekilde davranırlar. Daha sünek mikro yapılar daha büyük bir orana sahiptirler.

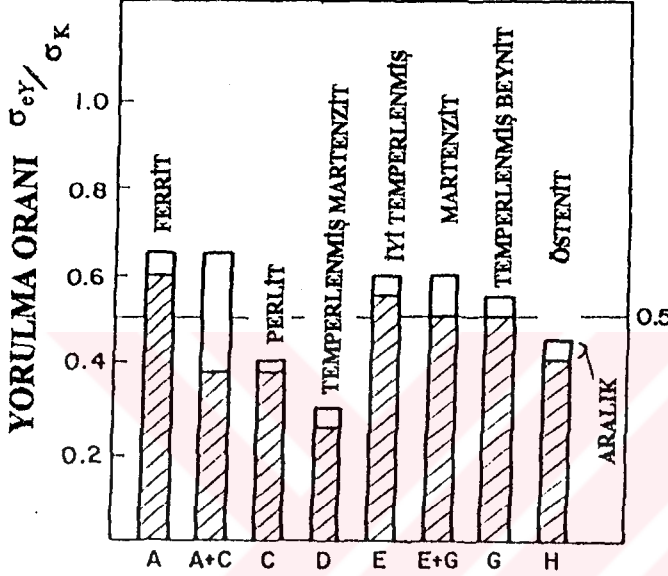
Martenzitin ise oldukça gevrek bir yapısı vardır ve yüksek yorulma kaynaklı çatlamaya yüksek bir eğilimi vardır. Tasarımlarda özel mikroyapıları elde etmek için ısıl işlemler içerecek şekilde detaylandırılırlarsa sürekli dayanım limiti için özel mikroyapılar için yapılmış olan analizlerden yararlanılmalıdır.

Bu yaklaşımlar çok daha güvenilir ve gerçektir, kullanılmaları tercih edilir. Tablo A-3 ' te değişik sınıflara ait ( Dökme Demirler ) parlatılmış veya işlenmiş olmaları dikkate alınarak verilmiş datalar yer almaktadır. Alüminyum alaşımları sürekli dayanım limitine sahip değillerdir. Bazı alüminyum alaşımlarına ait yorulma dayanımları  $50(10^7)$  çevrim sonuçları olarak Tablo A-5 ' te verilmiştir.

İlk zamanlar yorulma limiti ile temel malzeme mekanik özellikleri arasında bir ilişki olmadığı zannediliyordu. Çeliğin yorulma limiti onun sünekliğinden bağımsızdı. Su verilmiş çeliğin ki normalize edilmiş çelikten daha az sünektir, daha yüksek bir yorulma limitine sahipti. Benzer olarak yorulma limitinin büyüklüğü malzemenin darbe dayanımıyla, sürünme limitleriyle, veya orantı sınırı ile ilişkili değildi. Bazı zamanlar ise akma sınırı ile bile tam bir ilişki söz konusu değildi.

Ancak uzun araştırmalar sonucu (7-8) maksimum çekme dayanımı  $\sigma_K$  ve  $\sigma_{eY}$  tekrarlı e-ğilme' ye ait yorulma limiti arasında bir ilişki tespit edilmiştir. Sıkça kabul edilmektedir ki herhangi bir işlem görmemiş çelik için  $\sigma_{eY} = 0.5\sigma_K$ . Ancak bu çok hassas bir yaklaşım

olamamaktadır zira  $\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$  oranı çeliğin tipine ve mikro yapının çeşitliliğine bağlı olarak değişmektedir. Bu orana ait aralık ise yaklaşık 0.3 - 0.6 arasında değişen bir aralıktır. (şekil 1-8, tablo 1-1).



Şekil 1-8 :

Çeliğin tipine ve mikro yapısına bağlı

olarak değişen  $\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$

oranları.

Şekilden de anlaşılacağı gibi ısı işlemlerinin etkileri oldukça belirleyici olmaktadır.

Bu oran (yorulma oranı)  $\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$  genellikle temperlenmemiş martenzit için 0.3, oldukça iyi temperlenmiş martenzit için 0.5 ve yukarısı, ve ferritik ve sorbitik çelikler için yaklaşık 0.6 alınır. Pek çok çeliğe ait yorulma oranları (tablo A-4, A-7 arasında) bulunabilir.

(9,10,11) araştırmaları göstermiştir ki çelikler için tekrarlı eğilme için yorulma limiti  $\sigma_{eY}$

maksimum çekme dayanımı  $\sigma_K$  nın lineer bir fonksiyonudur.  $\sigma_{eY}$  ve  $\sigma_A$  arasındaki ilişki

(9) maksimum çekme dayanımıyla olan ilişkiden daha zayıftır. Pek çok çelik incelenmiş ve

aşğıdaki formüller tespit edilmiştir. Örneğin, Normalize edilmiş ve temperlenmiş çelikler için;

$$\sigma_{eY} = 0.454 \cdot \sigma_K + 0.84 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (1-5)$$

Su verilmiş ve temperlenmiş karbon çelikleri için;

$$\sigma_{eY} = 0.515 \cdot \sigma_K - 2.4 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (1-6)$$

Su verilmiş ve temperlenmiş alaşım kitle çelikleri için ;

$$\sigma_{eY} = 0.383 \cdot \sigma_K + 9.4 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (1-7)$$

Yüksek alaşımli östenitik çelikler için. (Cr + Ni yüzdesi eşit yada büyük [18+8] % olanlar için)

$$\sigma_{eY} = 0.484 \sigma_K \quad (1-8)$$

Bilinmektedirki (13) çekme dayanımı ile çeliklerin brinell sertlikleri arasında yakın bir ilişki söz konusudur.

$$\sigma_K = 0.5 HB (ksi.) = 0.35 HB (kg / mm^2) = 3.5 HB (MPa) \quad (1-9)$$

**Tablo 1-1**

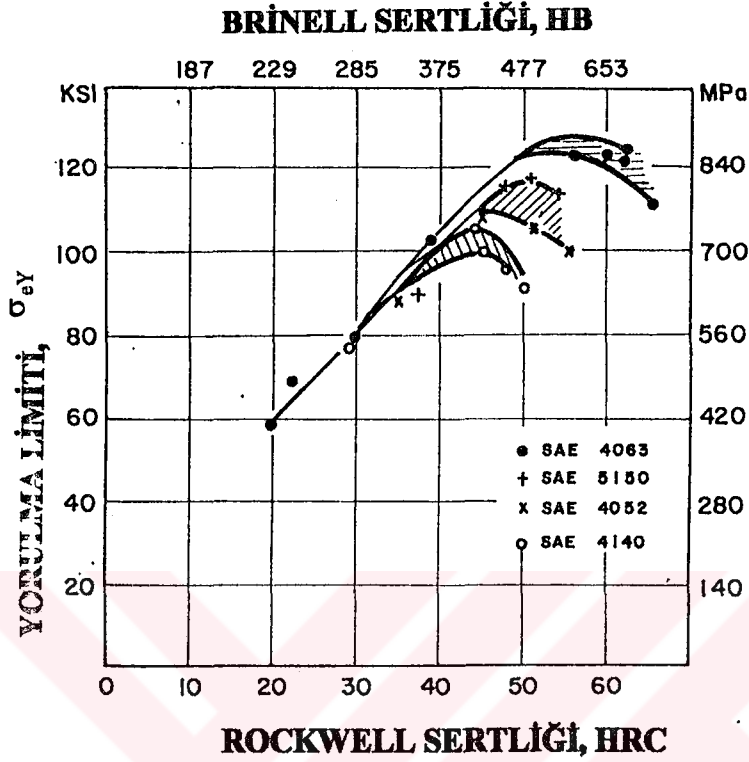
Değişik Mikro yapılara ait  $\sigma_{eY} / \sigma_K$  oranları (12).

Yapı	$\sigma_K$ (MPa [ksi])	$\sigma_{eY}$ (MPa [ksi])	$\sigma_{eY} / \sigma_K$
SAE 1045 carbon steel			
pearlite/ferrite	650 [93]	285 [41]	0.44
sorbite	790 [113]	425 [61]	0.54
troostite	1250 [179]	715 [102]	0.57
martensite	1550 [220]	640 [91]	0.41
0.4%C-1%Cr steel			
pearlite/ferrite	650 [93]	314 [45]	0.48
sorbite	1020 [146]	524 [75]	0.51
troostite	1750 [250]	883 [126]	0.50
martensite	2080 [300]	775 [111]	0.37

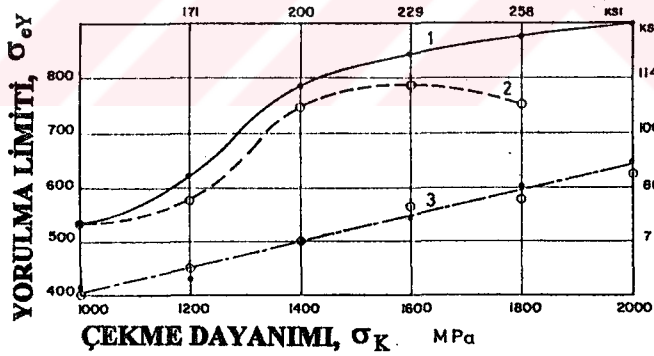
Bu yüzden çeliklerin yorulma limiti ( şekil 1-9) Brinell veya Rockwell sertliği ile lineer bir ilişki söz konusudur. ( 450 HB ve 45 HRC sertliğine kadar ). Üst limit metalik olmayan inklüzyonlar nedeniyle yorulma dayanımlarına yüksek sertliklerde daha büyük zararlı etkiler yapmaktadır.

Alaşımız vakumda eritilmiş çelikler için  $\sigma_{eY}$  ve  $\sigma_K$  arasında sertlik 450 HB' den yüksek olduğu zaman şu ilişki gözlenmiştir (9,14). ( şekil 1-10). Bu göstermektedir ki yüksek bir yorulma dayanımı istendğinde eriyiğin düşük yüzdeli ve küçük inklüzyon çaplı ( çapın 10  $\mu$  ' dan küçük ) olması istenir (15,16). Şekil 1-11 ve 1-12 ' den görülmektedir ki çekme-basma yorulma limiti  $\sigma_{\phi bY}$  ve tekrarlı burulma  $\tau_{bY}$  arasında  $\sigma_{eY}$  ' de olduğu gibi maksimum çekme dayanımıyla lineer bir ilişki mevcuttur.

Tipik temperlenmiş alaşımlı çelikler için ( tablo A-6) ' dan temperlenmiş alaşımlı çelikler için



**Şekil 1-9 :** Yorulma limiti ile Brinell ve Rockwell sertliği arasındaki ilişki (17).



**Şekil 1-10 :** Max. çekme dayanımıyla tekrarlı burulma arasındaki ilişki (9,14).

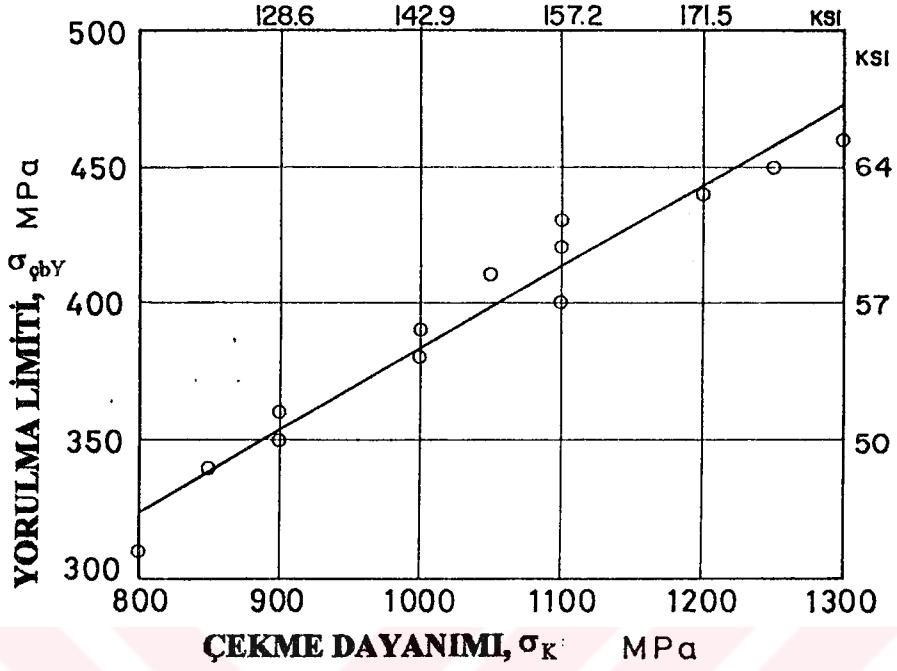
$$\sigma_{qbY} = 0.3 \cdot \sigma_K + 8.3 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (1.10)$$

$$\tau_{bY} = 0.274 \cdot \sigma_K + 0.96 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (1.11)$$

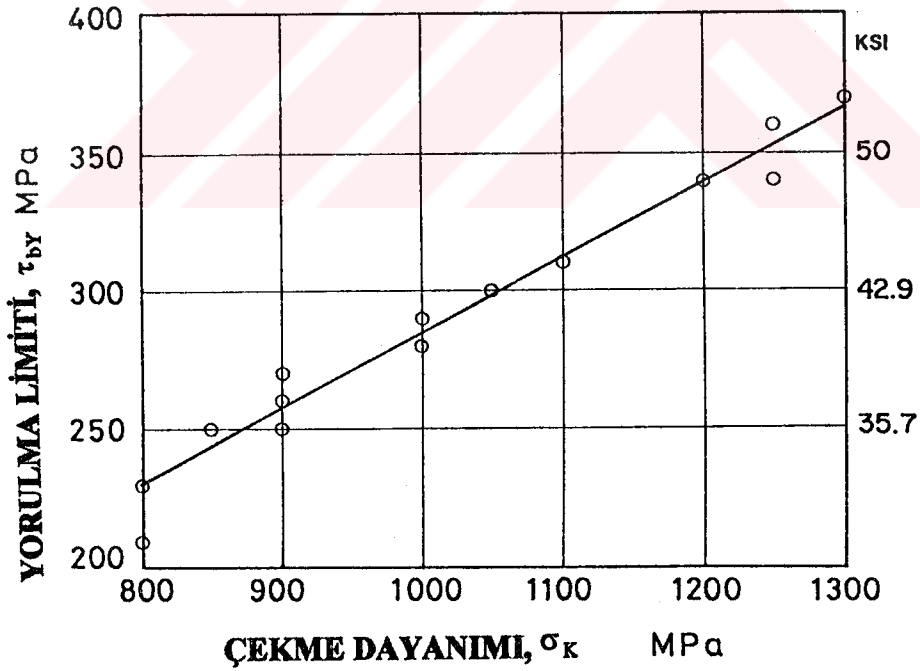
Yukarıdaki yorulma limitleri  $\sigma_{eY}$ ,  $\sigma_{qbY}$ ,  $\sigma_{bY}$  çapları yaklaşık 7 ila 10 mm. arasındaki

parlatılmış çelik numunelerin test edilmeleriyle bulunmuştur.  $10^7$  yük tekrarı ve düşük hasar ihtimali (yüksek güvenilirlik) göz önüne alınmıştır (13).

Fakat genellikle gri dökme demir 'in sürekli dayanım limiti maksimum çekme dayanımıyla birlikte artmakla birlikte bu değişim tam olarak lineer olmamaktadır. (şekil 1-13).

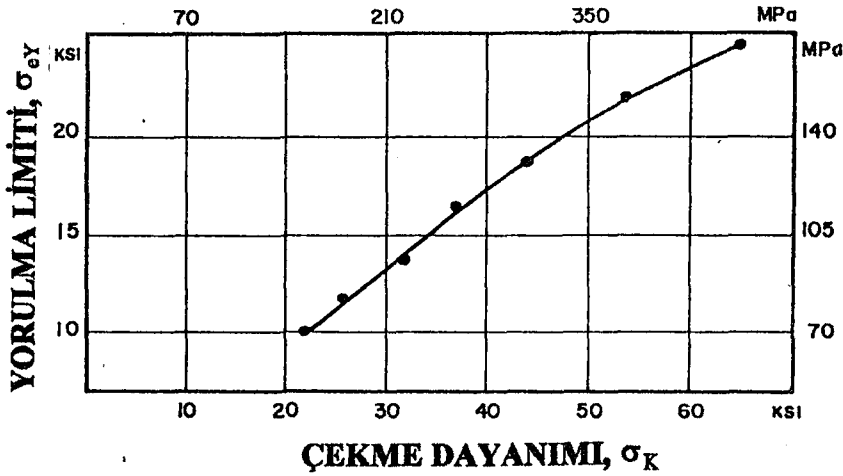


**Şekil 1-11 : Çekme dayanımı ile çekme-basma yorulma dayanımı arasındaki ilişki**



**Şekil 1-12 : Çekme dayanımı ile tekrarlı burulma yorulma dayanımı arasındaki ilişki.**

Tablo 1-2 yorulma oranı  $\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$  'nın mühendislikte kullandığımız çeşitli alaşımlardaki oranlarını ve literatürdeki yaklaşık değerlerini göstermektedir.



Şekil 1-13 : Çekme dayanımı ile tekrarlı eğilme yorulma dayanımı arasındaki ilişki (18).

Tablo 1-2

Bazı malzemeler için  $\sigma_{eY} / \sigma_K$  yorulma oran ve  $(\sigma_{eY})_{max}$  maksimum yorulma limitleri.

Material	$\frac{\sigma_{eY}}{\sigma_K}$	$(\sigma_{eY})_{max}$ (MPa [ksi])
Steels	0.35 - 0.60	800 [115]
Cast iron	0.30 - 0.50	200 [28]
Al alloys	0.25 - 0.50	200 [28]
Mg alloys	0.30 - 0.50	150 [21]
Cu alloys	0.25 - 0.50	250 [35]
Ni alloys	0.30 - 0.50	400 [57]
Ti alloys	0.30 - 0.60	630 [90]

### 1-6 YORULMA DAYANIMI.

Şekil 1-6 ' da göstermektedirki uzun ömürlü yorulma alanı  $10^3$  yük tekrar sayısından başlar ve çelikler için sürekli dayanım limiti  $N_e$  ' ye kadar uzanır. Buda yaklaşık  $10^6$  veya az üzerinde bir yük tekrar sayısıdır. Bu bölümdeki amaç özellikle bilgilerin sadece çekme dayanımına ilişkin sonuçları içerdikleri zaman  $\sigma$ -N diyagramına yaklaşım için metodlar geliştirmektir.

Analitik bir yaklaşım geliştirebilmek için,  $\sigma$ -N çizgisinin denklemi;

$$\sigma_Y = a \cdot N^b \quad (1-12)$$

olmaktadır  $10^3$  çevrim için.

$(\sigma_Y)_{10^3} = a \cdot (10^3)^b = a \cdot (10)^{3b} = f \cdot \sigma_{KY}$ , verilen "f" faktörünün çözümü için ;

$$f = \frac{a}{\sigma_{KY}} \cdot (10)^{3b} \quad (a)$$

Sabit değildir. Uzun ömürlü yorulmada gerilme seviyeleri orantı sınırının altında iken gerilme çoğunlukla elastiktir. Bu yüzden  $\sigma_a = \frac{\Delta \varepsilon_e \cdot E}{2}$  olup denklem (1-2) şu hale gelir.

$$\sigma_a = \sigma'_Y (2N)^b \quad (b)$$

"b" üstel ifadesinin çözümü için verilen ifade;

$$b = -\frac{1}{\log 2N} \log \frac{\sigma'_p}{\sigma_a} = -\frac{\log(\sigma'_Y / \sigma_{\phi Y})}{\log 2N_e} \quad (c)$$

her iki tarafıda 3 ile çarpınca ve  $N_e = 10^6$  çevrim yerine konulduğunda;

$$3b = \log \left[ \frac{\sigma_Y}{\sigma_{\phi Y}} \right]^{-1/2.1} \quad (d)$$

Bu denklem (a) daki f eşitliğini şu hale getirir.

$$f = \frac{a}{\sigma_{KY}} \cdot (10)^{3b} = \frac{2^b \cdot \sigma'_Y}{\sigma_{KY}} \left[ \frac{\sigma'_Y}{\sigma_Y} \right] \quad (e)$$

$\sigma'_f$  yorulma dayanım katsayısı yaklaşık olarak.

$$\sigma'_Y = \sigma_{KY} + 40.15 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \quad (f)$$

"e" eşitliği  $\sigma_{KY}$  ve  $\sigma_{\phi Y}$ ' ler verildiğinde çözülebilir. Çünkü "b" katsayısı "c" eşitliğinden bulunabilir. Örnek bir çözüm;

$\sigma_{KY} = 72.3 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  ve  $\sigma_{\phi Y} = 42.7 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  olsun. Bunlar AISI 1045 çeliğine ait datalardır. Daha sonra "f" eşitliğinden  $\sigma'_Y = 112.8 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  değerini verir ve denklem (c) ' den  $b = -0.0670$

bulunur. "e" eşitliği çözüldüğünde sonuç olarak  $f = 0.94$  bulunur. Eğer  $\sigma_{\phi Y} = 0.5 \cdot \sigma_{KY}$  dönen çubuğun sürekli dayanım limiti için denklem "e" de bazı sadeleştirmelere neden olur ama bu yaklaşımın derecesini azaltır.



Emniyet faktörünün göz önüne alındığı veya kesinlikle belli bir sağlamlığın öngörüldüğü tasarım yaklaşımlarında kullanılan dayanımlar daima beklenen minimum değerlerdir. Diğer yandan istatistiki metodlu tasarımlar kullanıldığında ortalama dayanımlar  $\bar{\sigma}$  veya  $\hat{\mu}_s$  kullanılırlar.

$\sigma - N$  diyagramına bir çizgi ile yaklaşımda bulunabiliriz  $\log \sigma - \log N$  diyagramından  $10^3$  çevrimde  $0.9\sigma_{KY}$  ve  $10^6$  çevrim arasında herhangi bir  $N$  ömrüne karşılık gelir.  $\sigma_{KY}$  çekme gerilmesi olarak beklenen minimum değerdir.  $\sigma_{\phi Y}$  ise  $\sigma - N$  çizgisinin son alt bölgesine eşdeğerdir. Çoğu testlerde gösterilmektedirki  $N_e 10^6$  dan daha fazla çevrime karşılık gelmektedir.

Sonlu ömürlü yorulma dayanımı  $\sigma_Y$  'i elde etmenin diğer bir yoluda log-log ölçekli kağıda çizginin çizilmesi vede sonuçların buradan okunmasıdır. Bu yaklaşımın dezavantajı  $\sigma - N$  çizgisinin eğimi ( Standart log - log grafik kağıdında ) oldukça küçüktür vede sonuçta istenilen derecede hassaslık elde etmek oldukça zordur.

Log - Log kağıt kullanımından kaçınmak için ( 1-12) eşitliği şu şekilde yazılabilir.

$$\log \sigma_Y = \log a + b \log N \quad (g)$$

Bu çizgi  $\sigma_{\phi Y}$  de  $10^6$  ve  $0.9.\sigma_{KY}$  'de  $10^3$  çevrimi keser. Bunlar eşitlik (g) de yerine konulduğunda sonuçtaki eşitlik çözülebilir ve a ve b için

$$a = \frac{(0.9.\sigma_K)^2}{\sigma_Y} \text{ ve } b = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9.\sigma_K}{\sigma_Y} \quad (1-13)$$

Şu göz önünde bulundurulmaktadır ki "a" kullanılan birim sistemine bağlıdır.  $MPa(N/mm^2)$  veya kpsi en uygun sistemdir bu eşitlik için ama herhangi farklı bir sistemde kullanılabilir. Farz edelimki  $\sigma_a$  tam değişken gerilme verilmiş olsun. Yük tekrar sayısı ( Ömür süresince olan ) ve bu gerilmeye karşılık gelen 1-12 eşitliğinden bulunabilir,

$$\sigma_Y \text{ yerine } \sigma_a \text{ konularak yapılır. Sonuç } N = \left( \frac{\sigma_a}{a} \right)^{1/b} \text{ dir.} \quad (1-14)$$

Eşitlik 1-13 ' te  $\sigma_{\phi Y}$  ve  $\sigma_{KY}$  kullanılabilir. Hangisinin kullanıldığı önemli değildir.

**ÖRNEK 1-1:** AISI 1045 çeliği  $65.455 \text{ daN/mm}^2$ ' lik minimum çekme dayanımına ve  $50.98 \text{ daN/mm}^2$  ' lik bir akma dayanımına sahiptir.

a) Silindirik kesitli çubuğun sürekli dayanım limiti.

b)  $10^4$  yük tekrarlık ömre karşılık gelen yorulma dayanımını.

c)  $37.89 \text{ daN/mm}^2$  ' lik tam değişken gerilmeye karşılık gelen ömür değerini bulunuz.

a) 1-4 eşitliğinden bulunmaktadırki

$$\sigma'_{\phi Y} = 0.5 \cdot \sigma_{KY} = 0.5(65.45) = 32.72 \text{ daN/mm}^2.$$

b) 1-13 eşitlik çifti kullanılarak şunlar elde edilir.

$$a = \frac{(0.9 \sigma_{KY})^2}{\sigma_{\phi Y}} = \frac{[0.9(65.45)]^2}{32.72} = 106.03 \text{ daN/mm}^2.$$

$$b = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9 \sigma_{KY}}{\sigma_{\phi Y}} = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9(65.45)}{32.72} = -0.0851$$

Eşitlik ( 1-12) ' den

$$\sigma_Y = a \cdot N^b = 106.3 (10^4)^{-0.0851} = 48.4367 \text{ daN/mm}^2.$$

c) Denklem 1-14 ' den  $\sigma_a = 37.89 \text{ daN/mm}^2$  için ,

$$N = \left( \frac{\sigma_a}{a} \right)^{1/b} = \left( \frac{37.89}{106.03} \right)^{1/-0.0851} = 1.78 (10^5) \text{ yük tekrarı.}$$

## 1-7 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ VE DEĞİŞKEN YORULMA DAYANIMLARI.

Konstrüksiyonda güvenilirlik kavramı önemli olduğu zaman yorulma testleri kesinlikle yapılmalıdır, başka bir yolu yoktur. Stokastik analiz metodları burada bulunmaktadır ve tasarımcıya değişik alternatifleri iyi bir şekilde anlamasını sağlayan ve emniyetli ve güvenilir dizayn geliştiren metodlardır.

İstatistiki analizlerde x değişkeni aşağıdaki 2 form ile açıklanmaktadır.

$$x = \left\{ \begin{array}{l} (\hat{\mu}_x, \hat{\sigma}_x) \\ \hat{\mu}_x(1, C_x) \end{array} \right\} \quad (1-15)$$

Değişken katsayısı  $C_x = \hat{\sigma}_x / \hat{\mu}_x$  ' tir. 1-15 eşitliğinin ikinci formu genellikle daha kullanışlıdır ve malzemelerde takip edilen şekliyle sıkça kullanılmaktadır. Denklem 1-4 ' ün stokastik versiyonu.

$$\sigma'_{\phi Y} = \left\{ \begin{array}{ll} 0.504(1,0.146)\bar{\sigma}_{K_Y} & \bar{\sigma}_{K_Y} \leq 137.8 \text{ daN/mm}^2 \\ 68.9(1,0.146) \text{ daN/mm}^2 & \bar{\sigma}_{K_Y} > 137.8 \text{ daN/mm}^2 \\ 700(1,0.146) \text{ MPa} & \bar{\sigma}_{K_Y} > 1400 \text{ MPa} \end{array} \right\} \quad (1-16)$$

$\sigma'_{\phi Y}$  standart d6nel kesitli 7ubuğun s6rekli dayanım limitidir ve rastgele değişken olarak a7ıklanmaktadır ve  $\bar{\sigma}_{K_Y}$  ortalama 7ekme dayanımıdır. (1-9) eşitliğinden fazlası i7in 1-17 eşitliği daha kullanışlıdır.

G6ncel problem değişken yorulma dayanımını  $\sigma_Y$  bulmaktır, "N" belirleyici değere karşılık gelen tekrar sayısı ' dır.  $\sigma_{K_Y}$  ve  $\sigma_{\phi Y}$  değişkenleri verildiğinde ilk olarak;  $\sigma_{\phi Y} = (\hat{\mu}_{\sigma_{\phi Y}}, \hat{\sigma}_{\sigma_{\phi Y}})$  ve  $\sigma_{K_Y} = (\hat{\mu}_{\sigma_{K_Y}}, \hat{\sigma}_{\sigma_{K_Y}})$  olduğu kabul edilsin. Daha sonra buna karşılık gelen standart sapmalar;

$$C_{\sigma_{\phi Y}} = \frac{\hat{\sigma}_{\sigma_{\phi Y}}}{\hat{\mu}_{\sigma_{\phi Y}}} \text{ ve } C_{\sigma_K} = \frac{\hat{\sigma}_{\sigma_{K_Y}}}{\hat{\mu}_{\sigma_{K_Y}}} \quad (a)$$

$C_{\sigma_Y}$  ' i bulmak i7in logaritmik interpolasyon yapmalıyız. Eğer  $C = c + \log N$  ise;

$$C_{\sigma_K} = c + d \cdot \log 10^3 = c + 3 \cdot d \quad (b)$$

$$C_{\sigma_{\phi Y}} = c + d \cdot \log 10^6 = c + 6 \cdot d \quad \text{ve b6ylece}$$

$$C_{\sigma_Y} = c + d \cdot \log N \quad (c)$$

"b" b6l6m6nde g6r6len denklemleri 76z6p aynı anda sonu7ları "c" eşitliğinde yerine koyduğumuzda.

$$C_{\sigma_Y} = 2C_{\sigma_K} - C_{\sigma_{\phi Y}} + \frac{1}{3}(C_{\sigma_{\phi Y}} - C_{\sigma_K}) \log N \quad (1-17)$$

Değişim katsayısının saptanmasında kullanılır. Hatırlayalım ki;

$$\hat{\sigma}_{\sigma_Y} = C_{\sigma_Y} \cdot \hat{\mu}_{\sigma_Y} = C_{\sigma_Y} \cdot \bar{\sigma}_Y \quad (1-18)$$

N tekrar sayısı belirleyici bir faktördür. Ortalama yorulma dayanımı  $\bar{\sigma}_Y$  denklem 1-12 ' den elde edilebilir. Böylece

$$\bar{\sigma}_Y = a \cdot N^b \text{ ' dir.} \quad (1-19)$$

a ve b sabitleri 1-13 eşitliğinden  $\bar{\sigma}_{KY}$  ve  $\bar{\sigma}_{\phi Y}$  ifadeleri kullanılarak bulunur.  $\sigma_Y = (\bar{\sigma}_Y, \hat{\sigma}_{\sigma_Y})$  ' dir. Problemin çözümü için 1-19, 1-18, 1-17 eşitliklerindeki prosedür takip edilir. Bunun tersi olarak  $\sigma_{\phi Y}$  ve  $\sigma_{KY}$  önceden verilmiş olabilir. Değişken  $\sigma_d$  gerilmesi ile problem bu gerilme değerine karşılık gelen ömrü bulmak şekline dönüşür. Görülmektedirki N lognormal bir dağılıma sahiptir ve pek çok örnekte uzun bir log N eksenine sahiptir. Bu problem grafik olarak yada analitik olarak çözülebilir.

### 1-8 SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİNİ DÜZENLEYİCİ FAKTÖRLER.

Şunu görmekteyiz ki dönel kesitli çubuk numune laboratuvarında dayanım limitini hesaplamak için dikkatlice hazırlanır ve yakından kontrol edilen şartlar altında test edilirler. Makina elemanlarının veya yapıların sürekli dayanım limitinin laboratuvarında elde edilen değerler ile uyuşacağını düşünmek gerçekçi olamaz.

Marin (19) sürekli dayanım limitini düzenleyen bazı faktörleri sınıflandırmıştır. Bunlar Tablo 1-4 'te gösterilmektedir. Her birinin tektek bireysel etkileri incelenerek aşağıdaki şekliyle yazılabilir.

$$\sigma_{\phi Y} = k_a \cdot k_b \cdot k_c \cdot k_d \cdot k_e \cdot \sigma'_{\phi Y} \quad (1-20)$$

$\sigma_{\phi Y}$  = Makina elemanın sürekli dayanım limiti.

$\sigma'_{\phi Y}$  = Test numunesinin sürekli dayanım limiti

$k_a$  = Yüzey faktörü

$k_b$  = Büyüklük faktörü

$k_c$  = Yükleme (Zorlanma) faktörü

$k_d$  = Sıcaklık faktörü

$k_e$  = Diğer kombine etkiler.

Literatürde bu konu ile ilgili diğer bir yaklaşım ise aşağıdaki gibidir

$$\sigma_d = \sigma_{eY} \cdot C_L \cdot C_D \cdot C_S \cdot (C_q C_a) \quad (1-21)$$

- $C_L$  = Yükleme faktörü  
 $C_D$  = Numune büyüklük faktörü  
 $C_S$  = Yüzey kalite faktörü  
 $C_q$  = Kesit alan ile ilgili faktör  
 $C_a$  = Yöne bağlı zorlanma ile ilgili faktör ( tablo 1-3 ).

**Tablo 1-3**

Çelik plaka ve çubuklarda enlemesine ve boylamasına zorlanmaları halindeki çekme dayanımları ile değişen  $C_a$  yorulma limiti oranları (20).

Çekme dayanımı $\sigma_K$ (MPa [ksi])	Ortalama dayanım $C_a = \sigma_{trans} / \sigma_{long}$	Oran faktörü azalması (%)
below 600 [85]	0.85	15
600 [85] - 900 [130]	0.83	17
900 [130] - 1200 [170]	0.80	20
Above 1200 [170]	0.75	25

Yukarıdaki yaklaşıma paralel olarak yorulma limitleri aşağıdaki gibi hesaplanmalıdır.

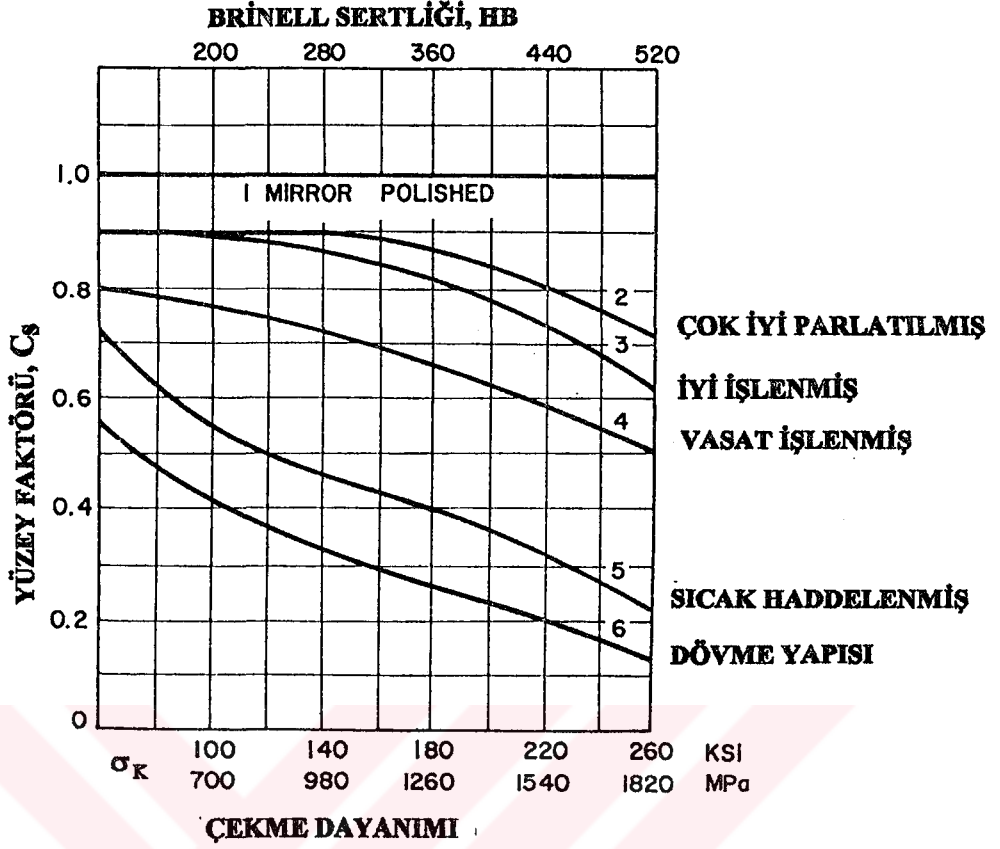
$$\sigma_d = \sigma_{eY} \cdot C_S \cdot C_D \quad \text{Dönme-eğilme} \quad (1-22)$$

$$\sigma_d = \sigma_{\phi bY} \cdot C_S \cdot C_D \quad \text{Çekme-basma} \quad (1-23)$$

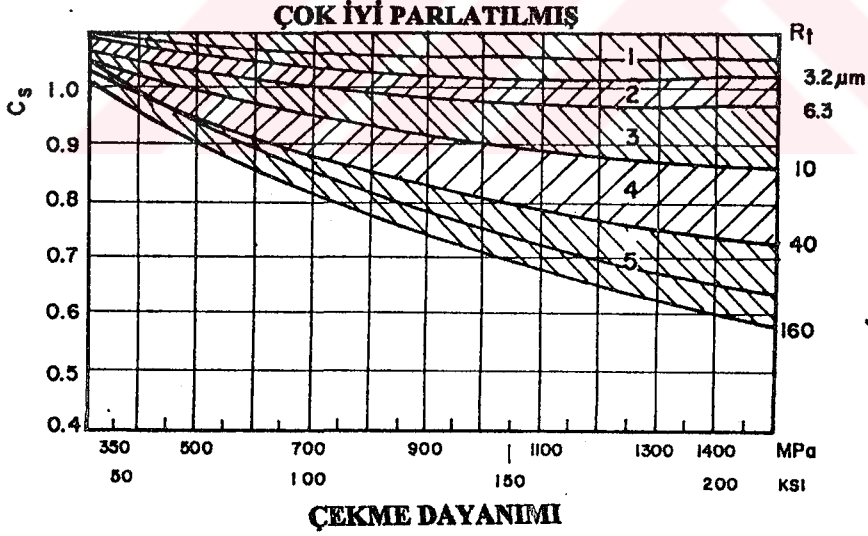
$$\sigma_d = \tau_{bY} \cdot C_S \cdot C_D \quad \text{Tekrarlı burulma} \quad (1-24)$$

Formüllerde kullanılacak olan  $C_S$  şekil 1-14 veya 1-15 'ten alınmalıdır.

Büyükölçüm faktörü  $C_D$  şekil 1-15 'ten alınmalıdır. Eksenel yüklemeye yalnız bir geometrik büyüklük etkisi söz konusu olmamaktadır. Fakat teknolojik ve istatistik veriler ışığında çapı 30 mm.' in üzerindeki numuneler için  $C_D = 0.9$  alınması tavsiye edilmektedir. Şekil 1-1 'deki değerler sadece çeliklerde değil diğer malzemeler içinde kullanılabilir.  $C_S$  değerleri ise sadece çelik malzemeler için geçerlidir.



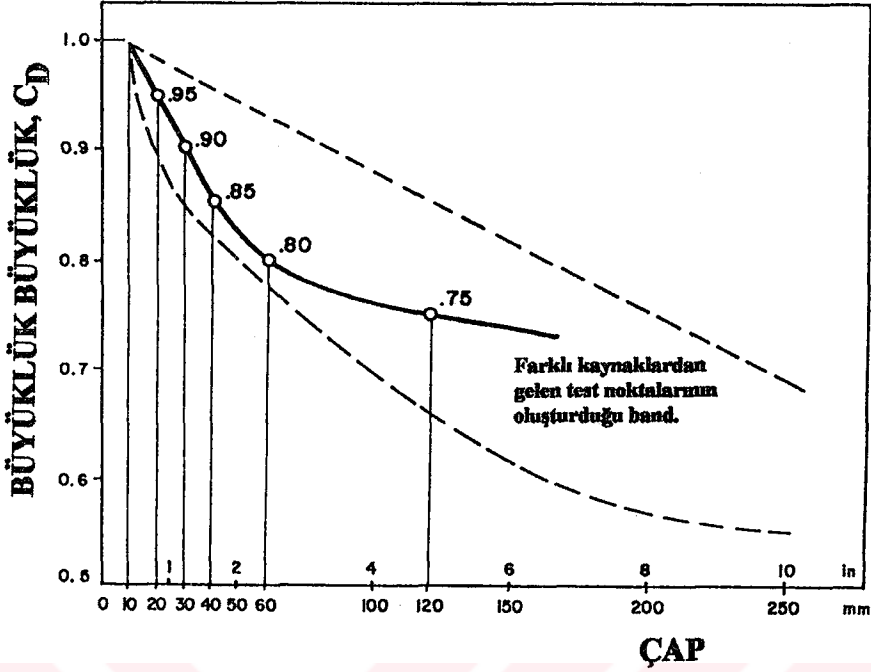
**Şekil 1-14 :** Farklı çekme dayanımına sahip malzemelere ait yüzey kalite faktörleri (21).



**Şekil 1-15 :** Yüzey kalite faktörü, çekme dayanımı ve  $R_t$  arasındaki ilişki (22,23).

### 1-8-1 YÜZEY FAKTÖRÜ $k_a$

Dönel çubuk numunesinin yüzeyi iyice parlatılmıştır. Eksenel yönde sonuç yüzey kalitesi pürüzsüzdür ve çevre boyunca çizik türü hasarlar mevcut değildir. Düzenleyici faktörler sonuçtaki yüzey kalitesine ve çekme dayanımına bağlıdır.  $k_a$  ile ilgili bir formül bulmak için (toplam 39 data noktası) değişik son yüzey kaliteleri incelenmektedir (24).



Şekil 1-16 : Büyüklük faktörü ile çap ( veya ) kalınlık arasındaki ilişki (10,11,25).

Tablo 1-4 Sürekli dayanım limitini etkileyen şartlar.

<u>Malzeme</u>	: Kimyasal yapı, bileşim, hasarın kaynağı, değişkenlik.
<u>Üretim</u>	: İmalat metodu, ısıl işlem, korozyon, yüzey şartları, gerilme konsantrasyonu.
<u>Çevre</u>	: Korozyon, sıcaklık, gerilme ifadesi, gevşeme süresi.
<u>Tasarım</u>	: Büyüklük, şekil, gerilme ifadesi, gerilme konsantrasyonu, hız, korozyon, (galling)

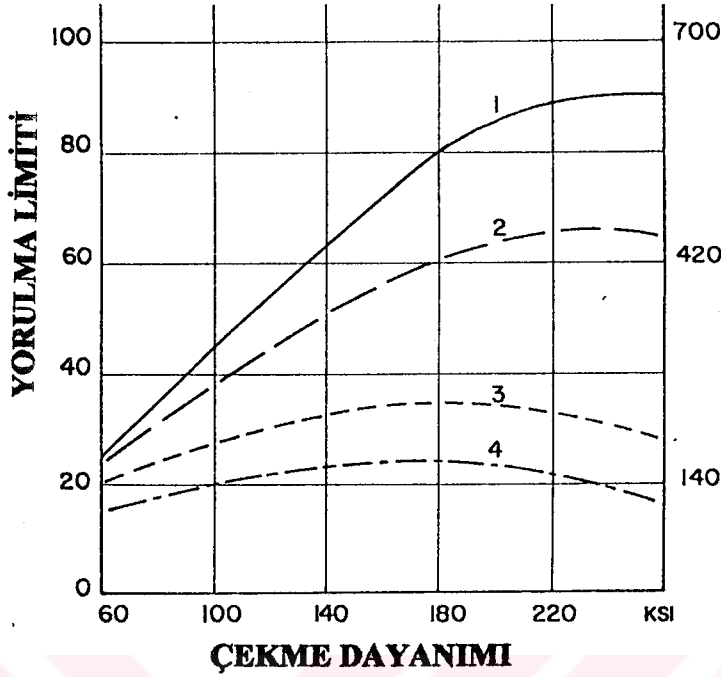
Bu formül,

$$k_a = a \cdot \sigma_{KY}^b \quad (1-25)$$

Burada  $\sigma_{KY}$  minimum çekme gerilmesi ve a ile b tablo A-8 'den bulunmaktadır.

Döküm veya sıcak haddelenmiş malzemeye ait şekil 1-17 ' de görüldüğü gibi döküm ve sıcak haddelenmiş yüzeylerin yorulma limitleri ile taşlanmış veya soğuk çekilmiş yüzeylere ait ilişki gösterilmektedir. İlk iki yüzey işleminin diğer ikisine oranla oldukça düşük yorulma ömrüne sahip olduğu görülmektedir.

Şekil 1-17 ' den görüldüğü gibi parçaların yüzey kalitesi oldukça önemlidir. Zira yorulma dayanımını direkt olarak etkilemektedir. Daha pürüzsüz bir yüzey, daha kaliteli bir yüzey daha yüksek bir yorulma ömrü demektir. Yorulma testlerine tabi tutulacak standart test numuneleri yüzeyi mükemmel parlatılmış çelik numuneler olmaktadır.



Şekil 1-17 : Farklı şekilde imal edilmiş malzemelere ait yorulma dayanımları. (26) .

Yüzey faktörü standart test numunesi ve onunla kıyaslanacak diğer makina parçası arasındaki yüzey özellikleri arasındaki ilişkiden hareketle standart test numunesinin sahip olduğu yorulma ömründen parçanın sahip olacağı yorulma ömrüne geçiş için kullanılan bir faktördür. Numunenin yüzey faktörü  $C_s$  'yi temsil eden değer Şekil 1-14 ' ten alınmalıdır.

Aşağıdaki formülde  $\sigma_{ds}$  parçaya ait yüzey kalitesi olurken  $\sigma_d$  iyice parlatılmış numunenin yüzey kalitesi olmaktadır. Dolayısıyla şekil 1-14 bu iki unsur arasındaki bir oran olmaktadır. Bu oran;

$$C_s = \frac{\sigma_{ds}}{\sigma_d} < 1$$
 Buradaki  $\sigma_d$   $N = 10^7$  tekrar sayısında  $d = 10$  mm. çaplı standart parlatılmış test numunesinin yorulma limitidir (Bakınız tablo A-5, A-6).

Şekil 1-14 ve 1-17 'dan da görülmektedirki parça eğer herhangi bir işlem görmemişse döküm ve sıcak haddelene yapısında ise oldukça düşük bir yorulma ömrüne sahiptir ve yüzey kalitesinin etkisi çeliklerde maksimum çekme dayanımının yükselmesi ile gittikçe artmaktadır. Yüzey faktörü  $C_s$  zaman zaman  $R_f$  yüzey pürüzlülük parametresi ile özdeşleştirilmektedir (23,27,28).

Şekil 1-14 ve 1-15 ' te sonuçlar gösterilmiştir. Bunlar tekrarlı eğilme deneyleri sonucunda elde edilmişlerdir. Eksenel yükleme için  $C_s$  değerleri tekrarlı eğilme için benzer değerleri içermektedir. Tekrarlı burulmada Yüzey pürüzlülüğünün etkisi yüzey faktörü etkisinden daha küçüktür.  $C_{st}$  'nin etkisi daha yüksektir. Eğilmedeki  $C_s$  yüzey faktörü ile burulmadaki  $C_{st}$  arasındaki ilişki aşağıda verilmiştir (22,23).



$$C_{st} = 0.57.C_{st} + 0.425 \quad (1-26)$$

Burulmadaki küçük yüzey pürüzlülüğü etkisi yine küçük olan gerilme konsantrasyonu etkisiyle birleştirilebilmektedir. [Bakınız tablo A-9, A-10, A-11 ]. Yüzey pürüzlülüğü gerilmeyi arttırıcı bir etki olarak görülebilmektedir.

**Yüzey Faktörü:  $k_b$**

Büyüklik faktörü 133 data noktası kullanılarak hesaplanmıştır. Eğilme ve burulmaya ilişkin sonuçlar aşağıdaki gibi belirtilebilirler.

$$k_b = \left\{ \begin{array}{l} \left( \frac{d}{0.3} \right)^{-0.1133} \quad inch \ 0.11 \leq d \leq 2 \ inch \\ \left( \frac{d}{7.62} \right)^{-0.1133} \quad mm \ 2.79 \leq d \leq 51 \ mm \end{array} \right\} \quad (1-27)$$

Daha büyük boyutlar için  $k_b$  0.60 ila 0.75 eğilme ve burulmada değişmektedir. Eksenel yükleme için büyüklik etkisi yoktur. Bu yüzden

$$k_b = 1 \text{ kullanılır.} \quad (1-28)$$

1-12 eşitliğinin kullanımında bir başka problem boy göstermektedir. Bu da örneğin dönen çubuk eğilme etkisinde ise ve dönmüyorsa , veya dairesel olmayan kesit kullanıyorsa ? Örneğin 6 mm kalınlığında ve 40 mm genişliğindeki çubuğun büyüklik faktörü nedir? Burada kullanılan yaklaşım gerilme altındaki malzemeye ait efektif çap 'ın hesaplanmasıdır. Döner çubuk numune üzerinde % 95 ' in üzerindeki maksimum gerilmeye maruz hacime eşit olan bulunmak üzere efektif hacim birbirine eşitlendiğinde uzunluklar göz ardı edilir ve sadece alan düşünme ihtiyacımız söz konusu olur. Dönel dairesel kesit için % 95 gerilmeli alan dış çapı  $d$  ve iç çapı  $0.95 d$  olan bir halka alanıdır. Böylece % 95' lik gerilmeye maruz alan,(30)

$$A_{0.95 \sigma} = \frac{\pi}{4} [d^2 - (0.95d)^2] = 0.0766 d^2 \quad (1-29)$$

Bu eşitlik dönen boş halkalar içinde geçerlidir. Dönmeyen içi dolu veya boş döner halkalar için % 95 ' lik gerilme alanı  $0.95 D$  ' lik çap ile  $D$  çap arasındaki 2 paralel metal tabakası (chords) arasındaki alan esas bir hesaplama ile.

$$A_{0.95 \sigma} = 0.0105 D^2 \quad (a)$$

Döndüğü zaman 1-29 eşitliği ve (a) eşitliği birbirine eşit olur ve bize efektif çap hesabı için gereken çözümü verir, buda

$$d_e = 0.370 D' \text{ dir.} \quad (1-30)$$

Bu dönmeyen içi dolu veya boş döner kesitlere karşılık gelen efektif döner büyüklüktür.

Dikdörtgen el kesit ' in boyutları  $h \times b$ ,  $A_{0.95\sigma} = 0.05 h \times b$  daha önceki gibi aynı yaklaşımı kullandığımızda.

$$d_e = 0.808 (h.b)^{1/2} \text{ , dir.} \quad (1-31)$$

Bu kesitler şekil (7-8) de "channel" ve "wide-flange" veya "I-beam" kesitleri ile birlikte göstermektedir. "channel" için.

$$A_{0.95\sigma} = \begin{cases} 0.05 a.b & 1-1 \text{ ekseni için} \\ 0.052 x.a + 0.1 t_f (b-x) & 2-2 \text{ ekseni için} \end{cases} \quad (1-32)$$

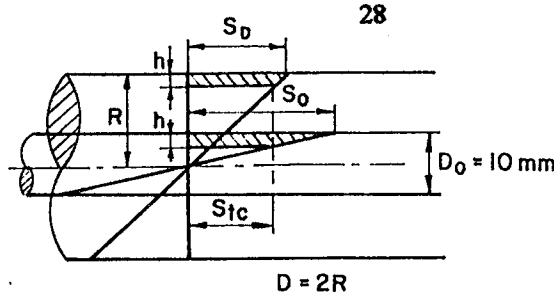
"wide-flange" için

$$A_{0.95\sigma} = \begin{cases} 0.05 a.t_f & 1-1 \text{ Ekseni} \\ 0.05 b.a + t_f \cdot 0.025.a & 2-2 \text{ Ekseni} \end{cases} \quad (1-33)$$

Tekrarlı eğilmedeki ve tekrarlı burulmadaki yorulma limitinin numunenin kesit alanının büyüklüğü ile ilişkili olarak değiştiğini görmek mümkündür. Nedenleri ise geometrik büyüklük sayesinde çapın büyümesi ile gerilme gradyeninin artması, büyüklüğün artması malzeme hatası olma riskini artması vs.

Geniş çaplı şaftlarda gerilmeler yüzey bölgesindeki maksimum hallerinden orta eksen çizgisine göre daha küçük çaplı şaftlara göre daha yavaş azalır (Şekil 1-18) . Böylece milin yüzey kesimleri daha büyük gerilmelere maruz kalabilmektedir. Küçük çaplı millerdeki gibi çekirdek kısım büyük yüklere maruz kalmamaktadır. Bu da iyi bir destekleyici etki yapmaktadır. Bu sayede büyüklük etkisi Şekil 1-16 ' daki gibi bir etkiye sahip olmaktadır ve şu şekilde formülize edilmektedir.

$$\sigma_D = C_D \cdot \sigma_d = 10 \quad (1-34)$$



**Şekil 1-18 :** Yorulma limitinin numune çapıyla azalması ve kritik "h" derinliği (31,25).

Yukarıdaki  $\sigma_{d=10}$  çapı 10 mm. olan standart laboratuvar test numunesinin yorulma limitidir ve  $\sigma_D$  D çaplı malzemenin yorulma limitine karşılık gelmektedir ( eğilme veya burulmada ). Büyüklük faktörü  $C_D$  şekil 1-16 ' da görüldüğü gibi (27) genişçe bir bant şeklinde yer almaktadır. Şekildeki bant tekrarlı eğilme ve tekrarlı burulma test sonuçlarını birkaç farklı kaynaktan alınan sonuçlarla göstermektedir. Bant oldukça geniştir zira numunelerin hazırlanışlarındaki farklılıklar ve bazen az sayıda yapılan deneyler neticesinde istatistiksel yaklaşımların sağlıklı yapılamamaktadır.

Herhangi bir çentik etkisi bulunmayan numunelerde sadece geometrik büyüklük etkisi eğilme ve burulmada gerilme gradyeninin mevcut olması halinde görülmektedir. Bu aksenal yüklenmiş numunelerde söz konusu değildir çünkü gerilmeler kesitte üniform olarak dağılmışlardır.

Yorulma limitinin numunenin çapıyla birlikte azalmasının analitik açıklaması sabit kabul edilen kritik derinlik adı verilen "h" kalınlığı ile yapılmaktadır.  $\sigma > \sigma_{cr} = \sigma_{\phi Y}$  ile gerilmeye maruz yüzey tabakayı ifade etmektedir. Buradan hareketle şekil 1-18 ' den (27,28).

$$\sigma_D = \sigma_{\phi Y} / [1 - (h/R)] \quad (1-35)$$

"h" kalınlığı sabittir ve numunenin çapından bağımsızdır.  $\sigma_D$  tekrarlı eğilmenin  $D = 2R$  çaplı yorulma limitidir, ve  $\sigma_{\phi Y}$  laboratuvardaki numunenin çekme-basma yorulma limitidir (25).

Bunun yanında pekçok faktör ayrı anda büyüklük faktörüne etki etmektedir (32). Büyük çaplı numunelerin söz konusu olması halinde  $R \gg h$  olacaktır eşitlik 1-35 ' e göre

$\sigma_{eY} = \sigma_{\phi Y}$  olacaktır. Bunun anlamı belirli bir limitin üzerinde tekrarlı eğilmelerde çaptaki artışlar yorulma limitini değiştirmemektedir.  $\sigma_{\phi Y}$ ' nin altına düşemeyiz. Bu yüzden küçük ve büyük laboratuvar numuneleri arasındaki ( $d \geq 4 \text{ in.} = 100 \text{ mm.}$ ) yorulma limit 'lerindeki

farklılık,  $\sigma_{eY}$ , her biri aynı yüzey kalitesine sahiptir. Küçük numuneler için  $\sigma_{eY}$  ve  $\sigma_{\phi Y}$  arasındaki fark aşılmalıdır. Örneğin çelikler için bu fark yaklaşık % 20 civarındadır ve en büyük "büyüklük etkisi" nin % 20 ' yi geçmemesi düşünülmelidir (32).

Şurası iyi bilinmektedirki yüzey özellikleri benzer mekanik ve termal etkilere maruz küçük ve büyük çaplı parçaların yüzey özellikleri aynı değildir. Tablo 1-5 numune büyüklük faktörünün ortalama yorulma ömrüne ( $\sigma_{50}$ ) olan etkisi görülmektedir.

**Tablo 1-5**

Numune büyüklüğünün ortalama yorulma limitine olan etkisi (32).

Çap d (mm)	Yorulma limiti $\sigma_d$ (MPa [%])	Hesaplanan yorulma limiti $\sigma_d$ (MPa)	Relatif hata (%)
5.66	451 [106.1]	463	+2.66
6.89	441 [103.7]	435	-1.36
10.00	425 [100.0]	400	-5.88
20.00	388 [91.3]	368	-5.15
28.30	273 [87.8]	359	-3.57
35.00	258 [84.2]	355	-0.84
41.33	350 [82.4]	353	+0.86
100.00	- [80.0]	340	-

Kare veya dikdörtgen kesitli numunelerin yorulma limitleri standart dairesel kesitli numunelerinkinden daha düşüktür (14,33). Çünkü bu tür parçaların köşeleri zarar verici etkilere açıktır. Bu etkiyi ampirik kesit faktörü  $C_q$  ile ifade etmek mümkündür (tablo 1-6).

**Tablo 1-6**

Kare veya dikdörtgen kesitler ile yuvarlak kesitlerde  $C_q$  yorulma dayanım azaltma faktörünün kıyaslamalı olarak karşılaştırılması (23).

Kesit	Dönme-eğilme	Çekme-basma	Değişken burulma
Yuvarlak	1	1	1
Kare	0.9	1	0.9
Dikdörtgen	0.8	0.9	0.8

düzeltilme faktörlerinin çentiksiz numunelere uygulanması:

çentiksiz numunelerin aşağıdaki formül ile hesaplanmaları gerekmektedir.

$$\sigma_d = \sigma_{eY} \cdot C_L \cdot C_D \cdot C_s \cdot (C_q C_a) \quad (1-36)$$

$C_L$  = Yükleme faktörü

$C_D$  = Numune büyüklük faktörü

$C_s$  = Yüzey kalite faktörü

$C_q$  = Kesit alan ile ilgili faktör

$C_a$  = Yöne bağlı zorlanma ile ilgili faktör.

Yukarıdaki yaklaşıma paralel olarak yorulma limitleri aşağıdaki gibi hesaplanmalıdır.

$$\sigma_d = \sigma_{eY} \cdot C_s \cdot C_D \quad \text{Dönme-eğilme} \quad (1-37)$$

$$\sigma_d = \sigma_{\phi bY} \cdot C_s \cdot C_D \quad \text{Çekme-basma} \quad (1-38)$$

$$\sigma_d = \tau_{bY} \cdot C_s \cdot C_D \quad \text{Tekrarlı burulma} \quad (1-39)$$

Formüllerde kullanılacak olan  $C_s$  şekil 1-13 veya 1-14 ' ten alınmalıdır.

Büyükölçüm faktörü  $C_D$  şekil 1-16' dan alınmalıdır. Eksenel yüklemeye yalnız bir geometrik büyüklük etkisi söz konusu olmamaktadır. Fakat teknolojik ve istatistik veriler ışığında çapı 30 mm.' in üzerindeki numuneler için  $C_D = 0.9$  alınması tavsiye edilmektedir. Şekil 1-16 ' daki değerler sadece çeliklerde değil diğer malzemeler içinde kullanılabilir.  $C_s$  değerleri ise sadece çelik malzemeler için geçerlidir.

### 1-8-2 YÜKLEME FAKTÖRLERİ

Yüklemeye faktörü aşağıdaki eşitlik ile verilmektedir.

$$k_c = \left\{ \begin{array}{ll} 0.923 & \text{Eksenel Yüklemeye} \quad \sigma_{KY} \leq 152 \text{ daN/mm}^2 \\ 1 & \text{Eksenel Yüklemeye} \quad \sigma_{KY} > 152 \text{ daN/mm}^2 \\ 1 & \text{Eğilme} \\ 0.577 & \text{Burulma ve Kesme} \end{array} \right\} \quad (1-40)$$

Görüldüğü gibi eksenel veya çekme-basma şeklinde test edilen numunelerde görünürde yorulma ömürlerinde büyük bir etki yoktur. Fakat eksenel yüklemeli yorulma limiti ile tekrarlı eğilme limitleri arasında belirli bir fark vardır. R.W.Landgraf tarafından eksenel yüklemeye maruz yorulma ile ilgili olarak oldukça geniş bir data koleksiyonu yapılmıştır. Bu sonuçlar analiz edilmiş ve yukarıda 1-40 eşitliğindeki gibi eksenel yüklemeye ait değerler gösterilmiştir.

52 veri noktasına ait değerler burulmanın sürekli dayanım limiti ile eğilmenin sürekli dayanım limitleri arasında 0.565 ' lik yüklemeye faktörünün kullanılması gerektiği bulunmuştur (34). Daha farklı data noktalarının oluşturulması ile Mische  $k_c = 0.585$  sonucunu elde etmişlerdir. Bu değerlerin her ikisinde 0.577 değerine (Eşitlik 1-40' de

gösterilen) oldukça yakındır. Bunlar "Distortion Energy Theory " (Maksimum şekil değiştirme teorisi) den de elde edilebilirler. Tekrarlı eğilmeden farklı başka bir tip yüklemeye ait yorulma limiti için  $C_L$  katsayısı ile çarpılması gereklidir.

$$\sigma_d = \sigma_{eY} \cdot C_L \quad (1-41)$$

Tekrarlı eğilmeden farklı olarak her eğilme zorlanması neticesinde dıştaki her bir lif ' in sadece + veya sadece - işaretli olarak zorlandığı eğilmede yorulma limiti hemen hemen aynıdır fakat çekme-basma işleminde bu limit tekrarlı gerilmenininkinden farklıdır.  $C_L$  değeri yaklaşık olarak 0.8 ' dir ( tablo A-7).

$$\sigma_{cbY} = 0.8 \cdot \sigma_{eY} \quad (1-42)$$

Bu örnekte gerilme dağılımının kesit ' in her yerinde eşit olarak dağıldığı gerçeğine dayandırılmıştır oysa ikinci örnekte bir gerilme gradient ' i mevcuttur ve yüzeyin altındaki daha az gerilmeye maruz malzeme önemli bir rol oynamaktadır. Genellikle kabul edilmektedir ki çelikler ve diğer sünek malzemelerde tekrarlı burulma için ( tablo A-7 ).

$$\sigma_{bY} = 0.58 \cdot \sigma_{eY} \quad (1-43)$$

Yükleme faktörü  $C_L = 0.58$  Huber-Mises-Hencky formülünden çıkarılabilir. Bu da maksimum şekil değiştirme enerjisi kriterinden hareketle kritik normal gerilme için hesaplanmıştır. Sadece sünek malzemeler için geçerli olan ve iyi bilinen bu eşitlikten;

$$\sigma_{cr} = (1/\sqrt{2}) \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right]^{1/2} \quad (1-44)$$

Buradaki  $\sigma_1, \sigma_2$  ve  $\sigma_3$  bilinen temel normal gerilmelerdir. Burulmada,

$\sigma_1 = \tau$ ,  $\sigma_2 = 0$  ve  $\sigma_3 = -\tau$  olmaktadır ( yuvarlak numunenin yüzey kesiminde )

Böylece  $\sigma_{cr} = \sqrt{3} \cdot \tau$  olmaktadır. Hatırlanmalıdır ki burulmadaki ve eğilmedeki gerilme dağılımı benzerdir ve aynı çaplı numunelere ait benzer gerilme gradyentleri söz konusudur ve  $\sigma_{cr} = \sigma_{eY}$  nin tekrarlı eğilmede ve  $\tau = \sigma_{bY}$  tekrarlı burulmada kabul edilmektedir ve böylece;

$$\sigma_{eY} = \sqrt{3} \cdot \sigma_{bY}$$

$$\sigma_{bY} = \sigma_{eY} / \sqrt{3} = 0.58 \cdot \sigma_{eY}$$

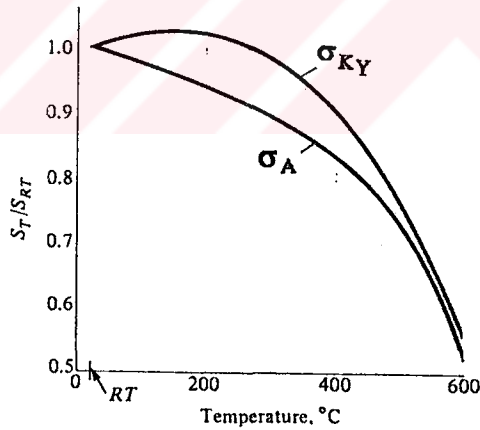
$$C_L = 0.58 \quad (1-45)$$

(tablo A-7) ' ten görülmektedir ki  $\sigma_{bY} / \sigma_{eY}$  oranı standart karbon ve alaşımlı çelikler için 0.55 ila 0.61 arasında değişmektedir. Buradan da görülmektedir ki 0.58 teorik değeri ile mükemmel bir yaklaşım söz konusu olmaktadır.

Dökme demir gibi gevrek malzemeler için yükleme faktörü  $C_L$  burulmada 0.8 ile 1 arasındadır. Bu noktada krank millerinin çelik dökümden yapılması ile dökme demirden yapılması arasında bir kıyaslama yapacak olursak her iki malzemede tekrarlı eğilmelerde yakın yorulma limitine sahiptirler. Dökme demirler daha yüksek burulmada yorulma dayanımına sahiptirler. Bu nedenle bu nokta bir avantajdır. Diğer bir avantajda döküm krank millerinin sahip oldukları düşük çentik duyarlılıkları ve kolay işlenebilmeleri özellikleridir. Bu nedenle büyük dizel motorlarında ve bazı kamyon motorlarında döküm krank milleri kullanılmaktadır.

### 1-8-3 SICAKLIK FAKTÖRÜ $k_d$

Operasyon sıcaklığı oda sıcaklığının altında olduğundan gevrek kırılma kuvvetli bir ihtimaldir ve ilk olarak araştırılması gerekmektedir. Operasyon sıcaklığı oda sıcaklığından daha yüksek olduğunda akma olayı ilk olarak araştırılmalıdır, çünkü akma dayanımı yüksek sıcaklıklar ile yavaş yavaş düşer; Şekil 1-19 ' da görülmektedir. Herhangi bir gerilme sürünmeye neden olmaktadır. Malzeme yüksek sıcaklıkta işlendiğinde bu faktörde düşülmelidir. Sonuçta yüksek sıcaklıklarda çalışan malzemeler için yorulma limiti yoktur denilebilir. Yorulma direncinin düşmesi bir derece zamana bağlıdır.



Şekil 1-19 : Sıcaklık etkisiyle malzemelerdeki karakteristik büyüklüklerin değişmesi.

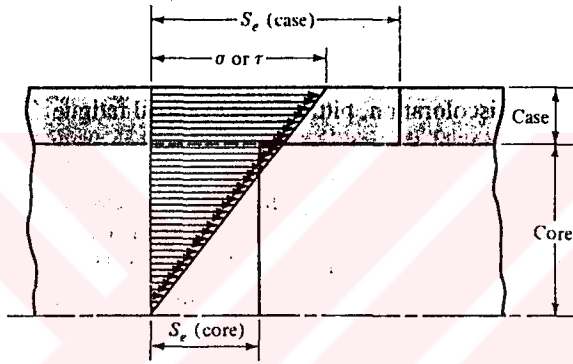
Sınırlı sayıda kullanılabilen datalar göstermektedirki çelikler için sürekli dayanım limiti sıcaklık yükseldikçe yavaşça artar ve 400 den 700 °F aralığında düşmeye başlarlar (bu şekil 1-7 'de gösterilen çekme dayanımı davranışından farklı olarak ). Sürekli dayanım limiti ile çekme dayanımının yüksek sıcaklık ile ilişkileri arasında benzerlik vardır. Tablo A-12 şekil 1-19' dan elde edilmiştir ve sadece çekme dayanımı dataları kullanılmıştır. Tablo A-12 farklı karbon ve alaşımli çeliklere ait 145 test neticesinde oluşturulmuştur ve buradaki maksimum standart sapma sadece 0.110' dur.

Sıcaklık faktörü söz konusu olduğunda 2 tip problem ortaya çıkmaktadır. Eğer döner çubuğun oda sıcaklığında bilinen sürekli dayanım limiti ,

$$k_d = \frac{S_T}{S_{RT}} \quad (1-46)$$

kullanılır ve, Tablo A-12 ' den bilindiği gibi devam edilir. Eğer döner çubuğun süreklilik limiti verilmemişse 1-4 eşitliği vasıtasıyla ve tablo A-12 yardımıyla sıcaklık etkisi gözönüne alınarak hesaplanmış çekme dayanımı elde edilir ve  $k_d=1$  alınır.

### 1-9 DİĞER KOMBİNE ETKİLER: $k_e$



Şekil 1-20: Yüzeyleri sertleştirilmiş malzemelere ait tipik üçgensel gerilme dağılımı.

Diğer birtakım etkiler vardır ki şu ana kadar ele alınmamakla birlikte sürekli dayanım limitine önemli etkileri söz konusu olmaktadır. Bu nedenle bu etkilerinde  $k_e$  başlığı altında hesaba katılır.

Kalıntı gerilmeler sürekli dayanım limitini arttırırken , ters bir şekilde de etkileyebilir. Genellikle eğer kalıntı gerilmeler ( parçanın yüzeyindeki ) basma ise sürekli dayanım limiti artmaktadır.Yorulma hasarları çekme hasarları olarak görülmektedir, veya en azından çekme gerilmesince meydana gelir, bu arada çekme gerilmesini düşüren her bir faktör aynı zamanda yorulma hasarı ihtimalinide düşürür. Zımbalama, çekiçle dövme ve soğuk haddelene yüzey içinde bası gerilmeleri yaratarak sürekli dayanım limitini epeyce arttırır. Fakat tabiidir ki malzeme limitleri sonuna kadar kullanılmamalıdır.

Haddelenmiş veya çekilmiş levha veya çubuklardan yapılmış parçaların sürekli dayanım limitleri dövmede olduğu kadar iyidir. Fakat bu özellikle operasyon yönüne bağlı olarak kullanılıp kullanılmamalarıyla yakından ilişkilidir. Haddelenmiş veya çekilmiş parçalar örneğin enine zorlanmaları halinde operasyon yönünde olan sürekli dayanım limitinin %



10,20 daha eksik bir sürekli dayanım limitine sahip olurlar.Yüzeyleri sertleştirilmiş parçalar yüzeyde veya maksimum gövde yarıçapı' nda hasara maruz kalabilir, bu gerilmenin derecesine bağlıdır. Şekil 1-19 eğilme veya burulmaya maruz tipik üçgensel gerilme dağılımını göstermektedir.

Kalın çizgi ile şekil üzerinde  $\sigma_{\phi Y}$  sürekli dayanım limitleri ( kabuğun ve gövdenin ) gösterilmiştir. Kabuk tabakasına gelen  $\tau$  veya  $\sigma'$  lar daha büyük olmakla birlikte sürekli dayanım limitleri çekirdeğe göre daha büyüktür . Bu nedenle hasar genellikle çekirdek kısmın sınır yüzeyinde meydana gelir.

Fakat gerilme konsantrasyonu söz konusu ise kabuk bölgede gerilme gradyeni daha çok büyür ve bu yüzden hasar farklı bir şekilde çekirdek kısmında oluşur.

### **1-9-1 KOROZYON**

Korozif bir atmosferde çalışan makina parçalarının düşük bir yorulma direncine sahip olması beklenir. Bu gerçektende doğrudur. Bu korozif malzeme nedeniyle pürüzlülüğe ve pitting oluşumuna neden olmaktadır. Fakat korozyona maruz bir makina parçasının sürekli dayanım limitini bulmak o kadar kolay değildir. Korozyonun ve gerilmenin aynı anda etkin olması bu işi zorlaştırmaktadır. Basit olarak bunun anlamı zaman içinde herhangi bir parçanın tekrarlı gerilmeye, ve korozif atmosferde bulunan parçanın hasara uğrayacağıdır ; sürekli dayanım limiti veya "Yorulma Limiti " yoktur. Bu nedenle tasarımcıların problemi yorulma ömrüne etki eden faktörleri minimize etmektedir. Bunlar ;

- Ortalama veya statik gerilme
- Değişken gerilme
- Elektrolit konsantrasyonu
- Elektrolit içinde çözünmüş halde bulunan oksijen
- Malzemeye ait özellikler ve bileşimler
- Sıcaklık
- Zorlanma periyodunun frekansı
- Numune etrafındaki akış miktarı
- Lokal çatlaklar

### **1-10 ÖZEL YÜZEY İŞLEMLERİ:**

Yüzey tabakasının özelliklerinin parçanın yorulma dayanımı üzerine önemli etkileri vardır. Oysa bu etkilerin statik dayanıma etkisi olmamaktadır. Bu nedenle yüzey işlemlerinin kullanılması ile önemli ölçüde yorulma dayanımının arttırımı söz konusu olmaktadır. Yüzey

bölgesinin mukavemetinin artırılması ve yüzeyde kalıcı bası gerilmelerinin oluşturulmasına çalışılmaktadır.

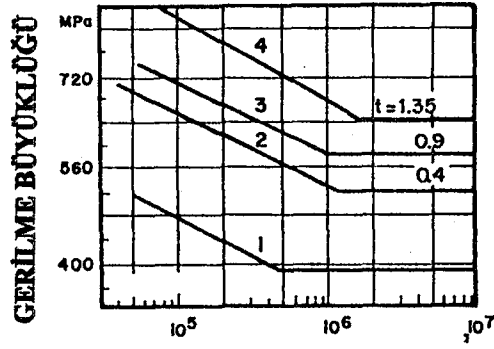
Yorulma özellikleri üzerine diğer bir yararlı etkide efektif çekme gerilmesini düşürmeleri ve dolayısıyla çatlak açılmasına engel olmalarıdır. Bu yararlı etki eğilmelerde ve burulmada gerilme gradyanları mevcut olduğundan aksel gerilmeden daha büyüktür. Bu etkiye özellikle çentikli numunelerde rastlanmaktadır, zira buralarda çekme gerilmesi konsantrasyonu söz konusudur.

Parça üzerinde lokal bir yüzey işlemi bile oldukça faydalı olabilmektedir. Kalıntı gerilmeler uzun bir ömürde daha geniş bir anlam ifade etmektedir. Bu kısa sürelerde daha azdır. Düşük akma gerilmeli yumuşak çelikler tekrarlı çevrim nedeniyle kalıntı gerilmeleri sert çeliklere nazaran daha çabuk bünyeden atarlar. Sert yüzeyler altında ise bu kalıntı gerilmeler uzun zaman kalırlar.

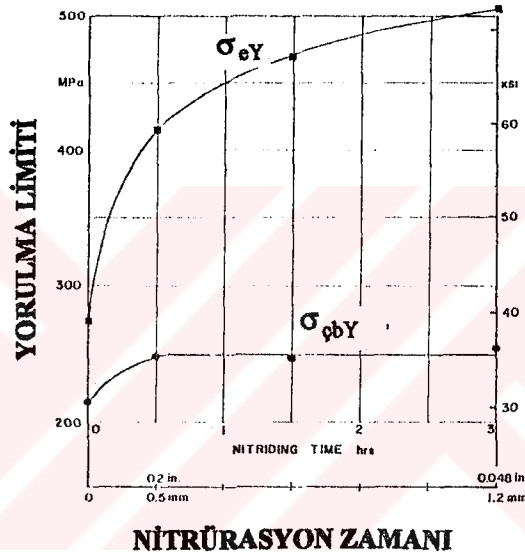
**Tablo 1-7**

Çeşitli yüzey işlemlerinin yorulma limitleri üzerine olan etkileri ( % olarak )(35,36)

İşlem	Mabzeme	Numune tipi	% Değişim
<b>Yararlı İşlemler</b>			
<b>Kumlama</b>	steels, Al-, Ti- and Cu alloys	smooth notched	greater than 10 greater than 30
<b>Yüzey haddelme</b>	steels, Al-, Ti- and Cu alloys	smooth notched	greater than 10 greater than 30
<b>Nitrürasyon</b>	steels for nitriding	smooth notched	greater than 10 greater than 50
<b>Sementasyon</b>	steels with low carbon content	smooth notched	greater than 30 greater than 50
<b>İndüksiyonla sertleştirme</b>	steels with medium carbon content	smooth notched	greater than 30 greater than 50
<b>Zararlı İşlemler</b>			
<b>Dekarbürasyon</b>	spring steels	smooth	greater than 30
<b>Krom ve nikel kaplama</b>	steels, $S_u$ above 140ksi (1000MPa)	smooth	greater than 30
<b>alclad</b>	high-strength Al alloys	sheet specimens	greater than 15



Şekil 1-21 : İndüksiyonla sertleştirilmiş çentikli parçalar ve çentiksiz parçaların yorulma limitleri (37).



Şekil 1-22 : Dönme-eğilme zorlanması ve çekme basma yorulma limiti ile azot banyosu ile sertleştirilmiş yüzey kalınlığı arasındaki ilişki (38).

Bu örnekte lokal bir yüzey işlemi bile oldukça faydalı olabilmektedir. Kalıntı gerilmeler u an bir ömürde daha geniş bir anlam ifade etmektedir. Bu kısa ömürlerde daha azdır. Düşük akma gerilmeli yumuşak çelikler tekrarlı çevrim nedeniyle kalıntı gerilmeleri sert çeliklere nazaran daha çabuk atarlar. Sert yüzeyler altında ise bu kalıntı gerilmeler uzun zaman kalırlar.

En iyi bilinen örnek " Liberty-Bell " adlı çan örneğidir. 1753 yılında dökülmüştür. 75 yıllık tatmin edici bir ömür neticesinde kırılmıştır. Titreşim gerilmelerine maruz kalmıştır, bu arada yapıdan atılamayan kalıntı çekme gerilmeleri yüzey altında bulunuyordu. Bu kalıntı gerilmeler hızlı soğuma neticesinde meydana gelmişti. Tablo 1-7 ' de pekçok yüzey işlemine ilişkin teknolojik metodlar bulunmaktadır.

Oldukça efektif bir metotta kum püskürtme yoluyla yüzeyde soğuk bir işlem vasıtasıyla yorulma dayanımının artırılmasıdır. Diğerleri yüzey haddeme, dövme gibi işlemlerdir. Tüm bu işlemler yüksek bası etkisinde kalıntı gerilmelere yol açar ve bu gerilmeler soğuk işlenmiş yüzey altında düşük çekme gerilmeleri ile denge halindedir. Kumlama özellikle

yorulmaya maruz yaylarda, kanatlarda ve çeşitli makina parçalarında kullanılır. Haddeme civatalarda, lokomotif dingillerinde, burulmaya maruz çubuklarda, millerde ve diğer asimetrik parçalarda kullanılır.

Sementasyon, nitrürasyon ve karbonitrürasyon teknolojik proseslerde yüzey sertliğini artırır ve çeliğin yorulma dayanımını yükseltir. Termokimyasal işlemler de geniş bası gerilmeleri yaratır. Zira yüzeydeki tabaka hacimsel bir genleşmeye eğilim gösterir. Karbon ve Nitrojen atomları difüzyon yoluyla yapıya girer ve yapısal değişikliklere yol açarlar. Diğer yararlı teknolojik işlemler alev ve indüksiyonla yüzey sertleştirilmesidir.

Oldukça fazla kalıntı bası gerilmeleri yüzey sertleştirme ile martenzitik yapı içinde oluşturulur.

Tüm bu ilgilenilen termo-kimyasal ve termal yüzey işlemlerinin aşınma ve yorulma üzerine oldukça büyük etkileri vardır. Bunlar özellikle dişlilerde, transmisyon millerinde, akslarda, krank millerinde ve diğer yorulma ve aşınmaya maruz makina parçalarında etkili olmaktadır.

Korozyona veya diğer etkilere karşı olarak yapılan kaplama işlemleride zararlı etkilere neden olabilmektedirler. Örneğin  $96.46 \text{ daN/mm}^2$  veya  $1000 \text{ MPa}$  ' dan daha büyük çekme gerilmesine sahip su verilmiş çelik parçaların yorulma dayanımlarını düşürürler (krom veya nikel kaplama ).

Özel yüzey işlemlerine tabi tutulmuş makina parçalarının yorulma limit ve ömürlerini tespit etmek konvansiyonel işlenmiş parçalarinkinden daha zordur. Sadece 2. örnekte yorulma limiti düzeltme faktörleri kullanılarak yapılabilmektedir.

### 1-10-1 YÜZEYSEL ISIL İŞLEMLER

Alev ve indüksiyon sertleştirilmesi yüzey bölgesinin kritik sıcaklığın üzerine çıkartılarak ( hızla ) sert martenzitik yapı oluşturmak üzere hızla soğutmayı amaçlar. Sertleştirme sonrasında makina parçası  $150$  ile  $210 \text{ C}^\circ$  ' ye kadar ısıtılarak tavlınır. Böylece stabilize bir martenzitik yapı oluşturulur. Örneğin bir indüksiyonla sertleştirmede sertleştirilmiş tabaka oldukça kalın olabilmektedir (  $7.6 \text{ mm}$ . gibi ). Yüzey sertliği  $800 \text{ HV}$  ' e çıkarken basıya neden olan yüzeydeki gerilmeler  $120 \text{ daN/mm}^2$  ' a ulaşabilmektedir.

Şekil 1-21 dönme-Eğilme test sonuçlarını ( karbon çeliği numuneler için ) göstermektedir. ( SAE 1045)

İndüksiyonla sertleştirme dönme-eğilme yorulma limiti  $\sigma_{eY}$  ' yi çentiksiz numunelerde % 33 ile % 64 arasında arttırmaktadır. Bu artış daha kalın sertleştirilmiş tabakalar için daha fazladır. Çentikli numunelerde daha fazla miktarda yorulma limiti artımı söz konusu olabilmektedir. Şekil 1-21 ' de görüldüğü gibi indüksiyonla sertleştirilmiş çentikli parçalar (  $4.4 \text{ mm}$ . kalınlığında sertleştirilmiş ), t , yine sertleştirilmiş fakat çentiksiz parçalardan daha yüksek yorulma limitine sahiptirler. Tablo A-13 ' de indüksiyonla sertleştirilmiş ve çevresel U-çentiği açılmış karbon çeliği numuneler mevcuttur. Bu çentikler sertleştirmeden

önce ve sonra açılmışlardır. Çentik derinliği ise sertleştirme derinliği ile yaklaşık olarak eşit tutulmuştur. İndüksiyonla sertleştirme her iki örnekte de yararlı etkilere neden olmaktadır.

İndüksiyonla sertleştirilmiş yüzeyler ' in kenarında kalıntı çekme gerilmeleri ( buna zat bölgede ) teşkiline neden olmaktadır. Bu yüzden bu bölgenin kritik gerilme konsantrasyonlu bölgenin dışarısında olmasına dikkat edilmelidir. Örneğin bir mil üzerindeki sertleştirilmiş yüzeyin uzunluğunun burcun uzunluğundan fazla olması tavsiye edilir. Faturalı millerde ise sertleştirilmiş yüzeyin fatura profilinin tamamını veya bir kısmını kapsamaması tavsiye edilir.

Aynı yararlı etkiler enlemesine silindirik boşluklara ve pres geçme parçaların yorulma limitlerinede yararlı etkilerde bulunmaktadır. İndüksiyonla sertleştirme yorulmalı korozyona da oldukça büyük ölçüde direnç oluşturmaktadır. Örneğin indüksiyonla sertleştirilmiş SAE 1045 karbon çeliği numunenin yorulma dayanımı su altında ve havada test edilmesi halinde aynı yorulma dayanımına sahiptirler.

### **1-10-2 YÜZEYSEL TERMOKİMYASAL İŞLEMLER.**

Termokimyasal işlemler sıkça aşınmaya ve yorulmaya karşı önlem almak için kullanılmaktadır. Nitrürasyonla sertleştirilmiş tabaka kalınlığı oldukça incedir (Yaklaşık 0.6 mm.) , sertlik 650-1000 vickers sertliğindedir. Kalıntı gerilmeler çoğunlukla yüzeyde bası karakterindedir, tam yüzeyde ise maksimum seviyededir. Gaz ile nitrürleme prosesi belli alaşım çeliklerine ihtiyaç göstermektedir ( nitrürasyon çelikleri ).

Gerek ince gerekse kalın tabakaların dayanımı arttırdıkları görülmektedir. Fakat kalın tabakaların gerek mali gerekse hasara maruz kalabilme ihtimali artmaktadır.

Tekrarlı dönme-eğilme zorlanması  $\sigma_{eY}$  ve çekme basma  $\sigma_{\phi Y}$  yorulma limitiyle azot banyosu ile sertleştirilmiş yüzey kalınlığı arasındaki ( pürüzsüz yüzeyli düşük karbonlu numunelerin ) ilişki şekil 1-23' de gösterilmiştir. Gerilme gradyeninin mevcut olduğu eğilme durumunda yorulma limitinde artış söz konusudur ve eski  $\sigma_{\phi Y}$  'dekenden daha yüksektir. Çekme basma yorulma limiti 30 dakikalık bir nitrürasyon işlemi sonunda (  $t=0.5$  mm.) maksimum değerine ulaşır. Bu yaklaşık % 14 ' lük bir artışa sebep olmaktadır. Azot banyosu sodyum ve potasyum siyanid bulunan 510-570°C arasında 30-90 dakika arasında kısa işlem süresidir. Bu bazı ülkelerde geniş bir uygulama alanı bulmaktadır. Banyo tuzlarının oldukça toksit olmalarına rağmen Tablo 1-8' de yer alan azot banyosu ile yapılan işlem sonucu elde edilen verilerden görüldüğü gibi yorulma dayanımı artımı indüksiyonla sertleştirmeden ve sementasyondan daha verimlidir.

**Tablo 1-8**

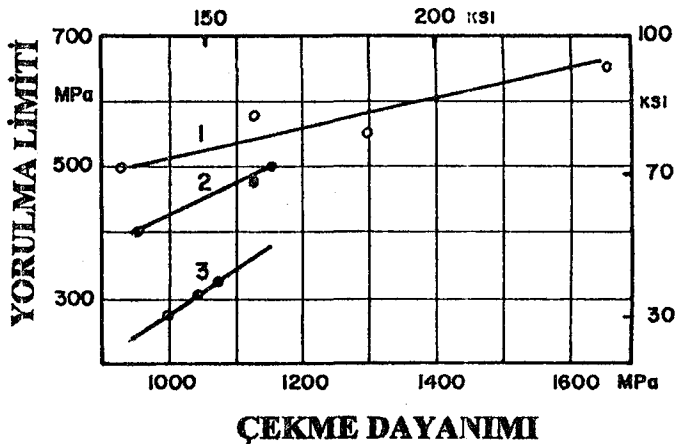
Nitrürlenmiş ve diğer yollar ile işleme tabi tutulmuş krank millerine ait karşılaştırmalı test sonuçları (39).

Çelik Yüklemesi	İşlem	Yorulma limiti	
		MPa	ksi
37Cr4, (0.37C, 1.0Cr) Dönme eğilme	1. tempered to $S_U = 900\text{MPa}$ (129ksi) and induction surface-hardened	105	15.0
	2. tempered to $S_U = 900\text{MPa}$ (129ksi), induction surface-hardened, fillets shot-peened	115	16.4
	3. tempered to $S_U = 900\text{MPa}$ and bath-nitrided	150	21.4
	4. normalized to $S_U = 700\text{MPa}$ (100ksi) and bath-nitrided	145	20.7
15CrNi6 SAE 3115 Dönme eğilme	1. carburized	140	20.0
	2. tempered and bath-nitrided	175	25.0
37Cr4 Tekrarlı burulma	1. tempered to $S_U = 900\text{MPa}$ and induction surface-hardened	65	9.3
	2. tempered to $S_U = 900\text{MPa}$ and bath-nitrided	90	12.9

Sementasyon (0.7 ile 2.5 mm. ' lik sertleştirilmiş kalınlık yaratırken nitrürasyon 0.1 ila 0.5 mm. arasında bir sertlik yaratır. İndüksiyonla sertleştirmede ise bu kalınlık 1 ile 5 mm. arasındadır.

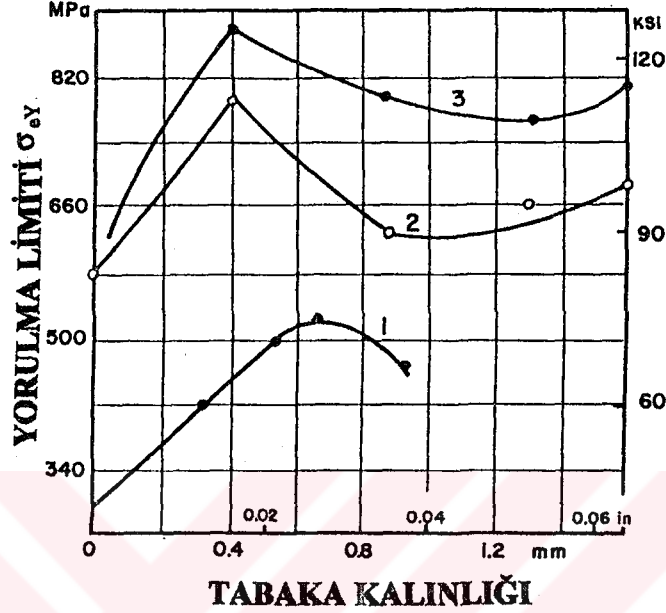
Bazen sertleştirilmiş tabakanın sertlik dağılımı ve kalıntı gerilmeler dağılımı ideal bir şekilde gerçekleşmemektedir. Bazen sertlik ve kalıntı gerilmeler yüzeyde maksimuma ulaşamazlar. Hatta bazen kalıntı çekme gerilmeleri bile oluşabilmektedir. İstenmeyen kalıntı gerilme dağılımı yorulma dayanımında'ci kazancı düşürmektedirler.

Gerek nitrürasyondan ve gerekse sementasyon yapıldıktan sonra işlenmiş yüzeyin tezgahlarda işlenmesinden sakınılmalıdır. Her iki işlemde de yorulma çatlak başangacı genellikle sert ve yumuşak bölgeye zıt yönde olmaktadır. Bu yüzden içinde sert olan çeliklerin yorulma limitleri daha yüksektir ( şekil 1-23 ).



Şekil 1-23 : Çekirdek bölgelerin sertliği ile değişen yorulma limitleri (40).

Sertleştirmeden önce temperlenmiş numuneler normalize edilmişlerden daha yüksek yorulma dayanımına sahiptirler. Şekil 1-24 ' te semente edilmiş çeliklerin sertleştirilmiş tabaka kalınlığına bağlı olarak yorulma limiti değişiklikleri gösterilmektedir. 0.5 mm. için ise maksimum değerler elde edilmiştir.



Şekil 1-24 : Semente edilmiş çeliklerin sertleştirilmiş tabaka kalınlığına bağlı olarak değişen yorulma limitleri (41).

Tablo 1-9 ' da semente edilmiş çentikli numunenin çentiksiz fakat semente edilmemiş olandan daha yüksek yorulma dayanımına sahip olduğu görülmektedir. Şekil 1-25 karbonitrürasyon işleminin sertleştirilmiş tabaka kalınlığı etkisini göstermektedir. Bu nitrojenin ve karbon ' un aynı anda yüzey tabaka içine difüzyon yoluyla sokulması işlemidir.

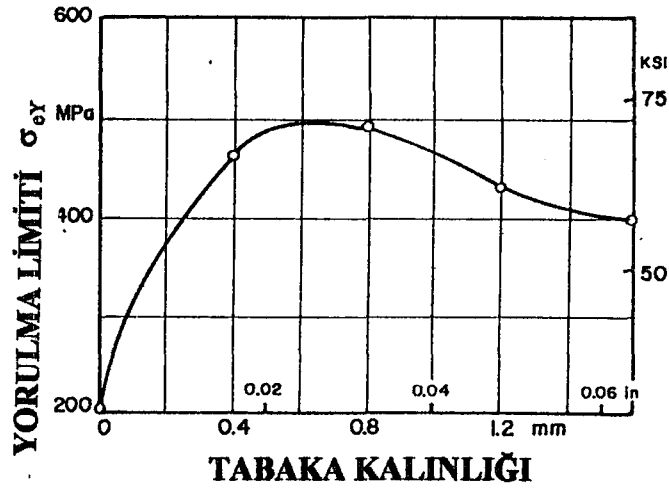
Tablo 1-9 (40).

Pürüzsüz ve çentikli semente edilmiş çelik numunelerin Dönme-Eğilme yorulma limitleri.

Malzeme	Pürüzsüz Numuneler				İşlenen sonra Pürüzlü numuneler.*	
	İşlenmeden önce		İşlenmeden sonra		MPa	ksi
	MPa	ksi	MPa	ksi		
St3, 0.20%C	195	27.9	415	59.3	260	37.1
St5, 0.35%C	220	31.4	470	67.1	370	52.9
CrNi steel	300	42.9	660	94.3	370	52.9

\* notch radius  $r = 0.75\text{mm}$  (0.03in)

Tablo 1-10 Karbonitrürasyon, semenyasyon ve indüksiyonla sertleştirilmemenin etkilerini kıyaslar. Yüzeyi pürüzsüz karbon çeliği için  $d = 50$  mm. çaplı numuneler aynı çelikten yapıp 58-60 HRC arasında sertleştirilmişlerdir. En iyi sonuç karbonitrürasyon işlemi sonucunda elde edilmiştir. Diğer iki parametre ile kıyaslandığında çok daha derin yararlı kalıntı bası gerilmelerinin oluşması ( giricilik faktörü ) söz konusudur.



**Şekil 1-25** : Karbonitrürasyon işleminde sertleştirilmiş tabaka kalınlığı ile yorulma limiti arasındaki ilişki (40).

**Tablo 1-10**

Yüzeyleri sertleştirilmiş çeşitli karbon çelik numunelerin yorulma limitleri (40).

İşlem Şekli	Yorulma Limiti		
	MPa	ksi	%
normalized	182	26.0	100
induction-hardened	332	47.4	182
carburized	350	50.0	192
cyanided	445	63.6	245

### 1-10-3 YÜZEYİN SOĞUK İŞLENMESİ

Yüzeylerin soğuk işlenmesi çoğu makina parçalarının yorulma dayanımlarının artırılmasında kullanılır. Nitrürasyon, sementasyon ve indüksiyon sertleştirilmesinde olduğu gibi bu işlem Al, Ti ve Cu alaşımları içinde uygundur.

Soğuk işlenmiş parçaların yorulma dayanımlarını arttıran 2 temel faktör vardır. Bunlar yüzey tabakadaki kalıntı bası gerilmeleri ve soğuk işlenip plastik olarak deforme edilmiş malzeme olmaları. Haddelme işleminde, delik genişletme mukavemet kazanımı ve yüzey pürüzlülüğünün artırımı önemli rol oynar. İndüksiyondan farklı olarak soğuk işleme kısmen işlenmiş yüzeyin kenarına zat bölgede kalıntı çekme gerilmeleri yaratmazlar.

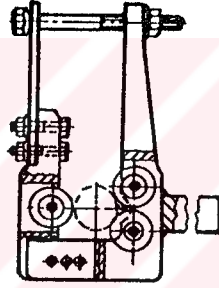
Yüzeyi soğuk işlemede kullanılan en yaygın teknikler haddelme ve kumlama'dır. Yüzey haddelme silindirik veya düz parçalar için kullanılır. İlk örnekte parça bir satuh üzerinde yuvarlatılır ( Şekil 1-26). Düz parçalar için ise sadece baskı uygulanan haddeler hareket ettirilir. Hadde silindirleri yüksek sertliğe sahip olmalıdırlar ( HRC = 58-65 arası ) ve yüksek derecede yüzeyleri pürüzsüz olmalıdır. Haddelme kalın bir soğuk işlenmiş tabaka ile oldukça pürüzsüz bir yüzey oluşmasını sağlar. "t" kalınlığı ( işlenmiş tabakamn ) hadde silindirlerinin uygulanan basınca, P, ve malzemenin  $\sigma_A$  yani malzemenin akma gerilmesine



bağıdır. Bazı otoriteler ise soğuk işlenmiş yüzey kalınlığı için aşağıdaki formülü kullanmaktadırlar (42).

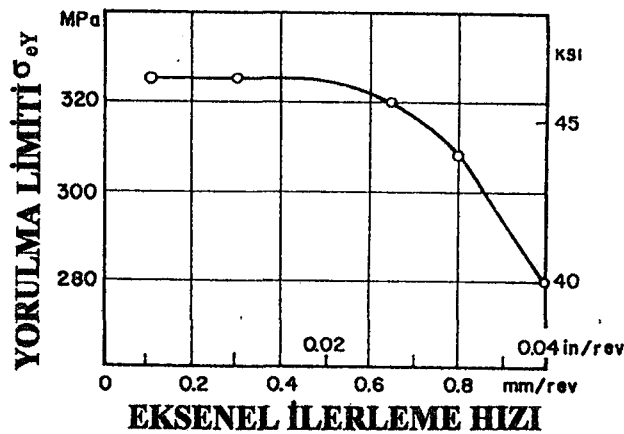
$$t = \left( P / 2 \cdot \sigma_A \right)^{1/2}, \quad P = \text{daN}, \quad \sigma_A = \text{da/mm}^2 \quad (1-47)$$

Basınç kuvvetindeki artış ( hadde silindirinin ) ,P, belli bir optimum dereceye kadar haddelenen parçanın yorulma limitini maksimum derecede artırır. Basıncıta bu derecenin üzerindeki artış ise yararlı bir etki oluşturmaz.  $\sigma_{ey}$  yorulma limiti ( 37 CrS4 çeliği ) ( oyuk açılmış ve haddelenmiş )  $K_T = 2$  ve 3 gibi farklı çap ve gerilme konsantrasyon faktörleri ile birlikte yüzey temas gerilmesinin bir fonksiyonu olarak gösterilmiştir , $\sigma_p$ . Bu hertz ' in te.nas basıncı teorisi kullanılarak hesaplanmıştır.  $\sigma_p = 130 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  için optimum sonuçlar elde edilmiştir (43).

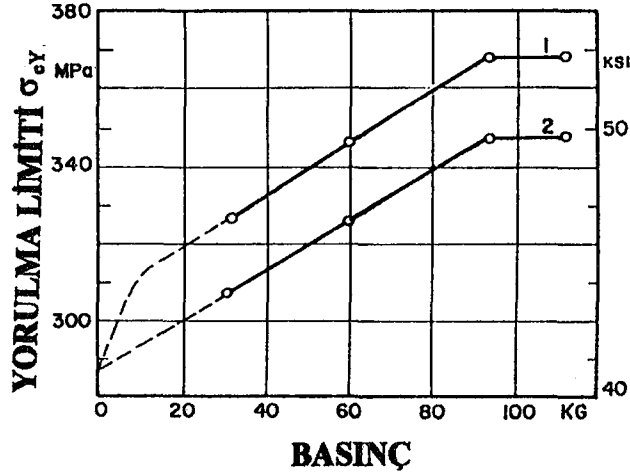


Şekil 1-26 . Silindirik parçaların yüzeylerinin haddelenmesine ait şematik gösterim.

Soğuk işlenmiş tabakanın kalınlığı  $\delta$  ' ın kalınlığı ile ilişkilidir ve 0.025.d ile 0.15.d arasında bir t kalınlığı tercih edilmektedir. Hadde milinin aksenal ilerlemesine bağlı olarak yorulma üzerine önemli etkiler söz konusu olmaktadır. Şekil 1-27 ' de olduğu gibi bu konuya bir sınırlama getirilmiştir. Haddenin kenar yarıçapı ' unun ve basıncının yorulma limiti üzerine oldukça açık etkileri söz konusudur ( Şekil 1-28 ).



Şekil 1-27 : Hadde milinin aksenal ilerlemesi ile yorulma limitlerindeki değişim (42) .



Şekil 1-28 : Haddelenmiş basıncının yorulma limitine olan etkisi (42).

Yüksek gerilme konsantrasyonlu parçalar için lokal haddelenmenin kuvvetli etkisi göze çarpmaktadır. Bu tablo 1-11 ' den görülmektedir. Bu tablodan keskin çentik etkili numunelerin ve dökme demirden yapılmış krank miline ait yorulma test sonuçları elde edilebilmektedir. Faturalı ve haddelenmiş yüzeyli dökme demir krank mili , çelikten yapılmış olana göre daha yüksek mukavemet değerlerine sahiptir.

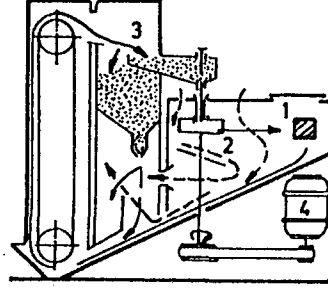
Tablo 1-11

On milyon tekrarlık ömürde haddelenmiş 10.6 mm. çaplı çentikli numune ve krank miline ait haddelenme öncesi ve sonrasına ilişkin veriler (44,45).

Çentik Tipi	Malzeme	Yorulma Limiti $\sigma_{eY}$				Yüzde Artım
		Haddelenmeden Önce		Haddelenmeden Sonra		
		MPa	ksi	MPa	ksi	
fillet, r = 5mm (0.2in) [22]	carbon steel (0.45C) SAE 1045	122	17.4	176	25.1	44
	manganese pearlitic cast iron	118	16.9	195	27.9	65
	manganese ferritic cast iron	124	17.7	240	34.3	93
V-notch r = 0.25mm (0.01in) [2]	pearlitic flake graphite cast iron	118	16.9	141	20.1	20
	ferritic flake graphite cast iron	63	9.0	134	19.1	112
	pearlitic nodular graphite cast iron	197	28.1	478	68.3	243
	ferritic nodular graphite cast iron	127	18.1	367	52.4	193

En önemli yüzey haddelenme uygulamalarını demiryolu dingillerinde görmek mümkündür. Aynı zamanda faturalı pres geçme bağlantılı, dönel millerde, civatalarda ve krom kaplanacak yüzeylerde görebilmekteyiz.

Diğer bir soğuk şekillendirme metoduda kumlamadır. Bu komplike şekilli parçalara ( helisel yaylar gibi ), veya iç ve dış yüzeylere ( borular ), ve diğer tip lokal ve genel yüzey işlemlerinde kullanılmaktadırlar. Yüksek hızla dönen bir pervane veya basınçlı hava yardımıyla küresel küçük metal parçaların yüzeyi bombardıman etmeleri vasıtası ile gerçekleştirilir ( şekil 1-29 ).

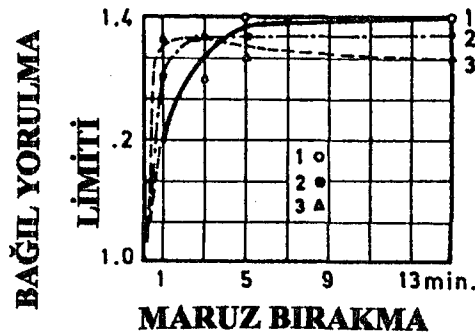


**Kumlama Makinesi**  
 1-Kumlama parçası  
 2-Pervane  
 3-Kumları ayırma aparatı  
 4-Tahrik

**Şekil 1-29 :** Kumlama düzenine ilişkin şematik gösterim.

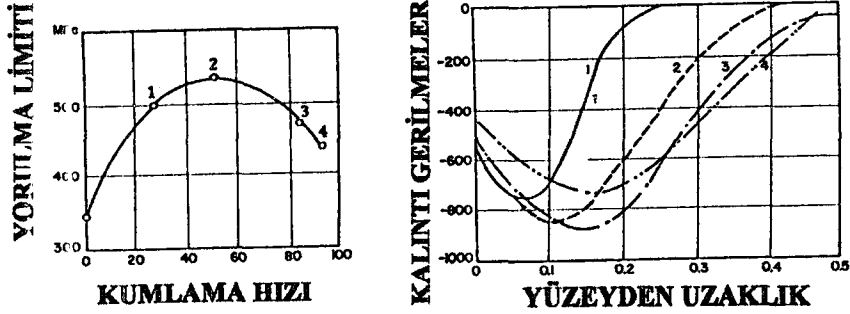
Bu çarpmalar lokal plastik deformasyonlar ve pürüzsüzlüklere neden olur, yüzey sertliğini artırır ve kayda değer kalıntı gerilmeler oluşturur. Kalıntı bası gerilmelerinin faydalı etkileri yüzey pürüzlülüğünün azalması dezavantajını ortadan kaldırır ve yorulma özelliklerini iyileştirir. Soğuk işlenmiş bu yüzey tabakasının kalınlığı genellikle 0.5 ve 1 mm. arasındadır.

Yorulma testleri vasıtasıyla optimum soğuk işlenmiş tabaka kalınlığı tespit edilmeye çalışılır. Kumlama işleminin yorulma özellikleri üzerine etkisi işlem süresine ve prensiplerine, tane büyüklüğüne ve taneciklerin bombardıman edilme hızlarına bağlıdır Şekil 1-30. Kumlama süresinin etkisinin sertliğe ve yorulma dayanımına olan etkisini göstermektedir. Burada 5 dakika yukarıdaki maksimum etkiyi sağlamak için yeterli bir süredir. Çok kısa süreler kısmi bir dayanım artımına sebep olabilmektedir.



**Şekil 1-30 :** Kumlama işlemi süresinin yorulma dayanımına olan etkisi (42).

Şekil 1-31' de kumlama taneciklerinin hızlarının yorulma limitine olan etkileri gösterilmektedir. Daha yüksek kumlama hızlarında daha yüksek yüzey pürüzlülükleri elde edilirken yorulma limitleri azalan kalıntı gerilmeler nedeni ile düşer. Diğer bir soğuk işleme metodu ise dövmedir. Bunun vasıtası ile pürüzlü yüzey elde edilirken ( Tablo 1-12 ' de görüldüğü gibi ) soğuk işleme gerek çatlak başlangıcı gerekse çatlak ilerlemesi sırasında engelleyici bir etki yapmaktadır.



Şekil 1-31 : Kumlama taneciklerinin yorulma dayanımı üzerine olan etkileri (46).

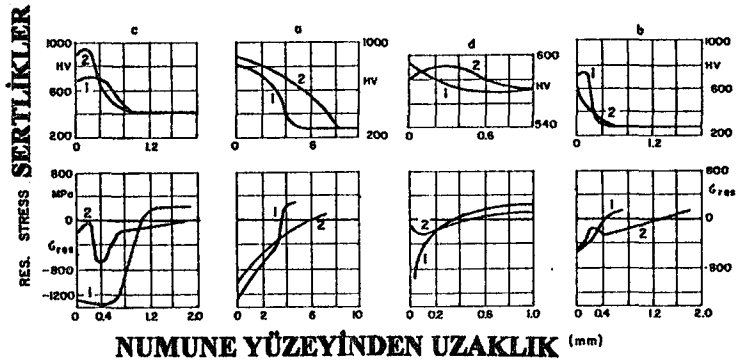
Tablo 1-12

SAE 1045 malzemeye ait çentiksiz, çentikli ve soğuk işlenmiş, işlenmemiş numunelere ait test sonuçları (47).

Numune Tipi	Yorulma Limiti, $\sigma_{eY}$		
	MPa	ksi	%
smooth shaft without fillet, d = 75mm (3in)	195	27.9	-
fillet surface without cold-working	125	17.9	100
fillet surface rolled	155	22.1	124
fillet surface hammered once (hammer profile R = 4mm)	145	20.7	116
fillet surface hammered twice (hammer profile R = 3mm)	175	25.0	140
fillet surface hammered twice (hammer profile R = 2mm)	185	26.4	148

#### 1-10-4 SERTLEŞTİRİLMİŞ BAĞIL TABAKA KALINLIĞININ ETKİSİ

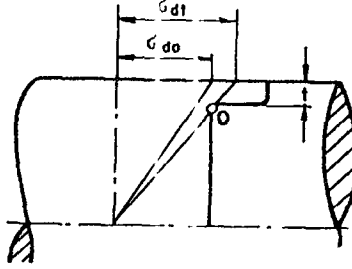
Şekil 1-32 ' de uygun kalıntı gerilme dayanımı gösterilmektedir. Yüzeyi sertleştirilmiş tabakada sadece bası gerilmeleri etki etmektedir. Sertleştirilmiş tabakanın altından itibaren bası etkisinden çekme etkisine geçiş söz konusu olmaktadır.



Şekil 1-32 : Numune yüzeyinden uzaklaştıkça değişen kalıntı gerilmeler (48).

Sertleştirilmiş ve sertleştirilmemiş bölgeler arasında zıt doğrultuda çatlak başlangıçları vuku bulmaktadır. Sertleştirilmemiş tabakada malzeme dayanımı oldukça düşüktür ve kalıntı gerilmeler tercih edilmemektedir.

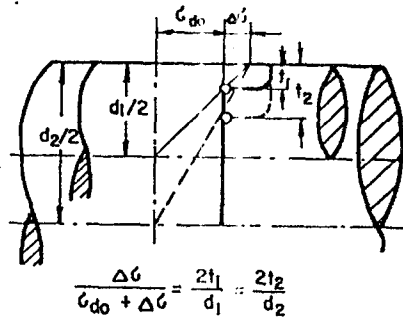
Şekil 1-33 yorulma limitindeki artışı açıklamaktadır. Bunu sertleştirilmiş tabakanın kalınlığı, dönme-eğilme ve tekrarlı burulma etkisiyle 0 noktasında çatlak oluşmaktadır. Görüldüğü gibi yorulma limitindeki bağıl artış;



Şekil 1-33 : Sertleştirilmiş tabaka kalınlığı ile değişen yorulma limitindeki bağıl artış.

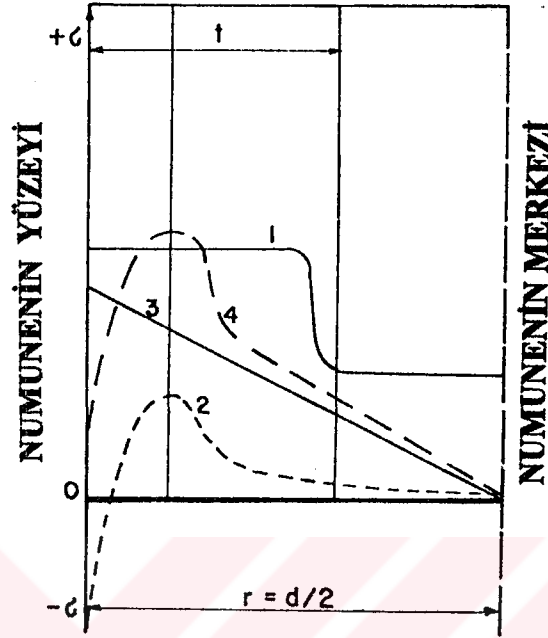
$$\sigma_{dt/do} = t/r = 2.t/d \quad (1-48)$$

Şekil 1-34 geniş çaplı bir numune için sertleştirilmiş tabaka kalınlığının daha küçük çaplı diğer bir numune ile aynı yorulma dayanımına sahip olabilmesi için daha kalın olması gerektiğini anlatmaktadır. Yukarıdaki temsili şematik gösterimde değişen sertleştirilmiş tabaka kalınlığı ile kalıntı gerilmeler ve sertlik değerlerinin dağılımının değişken olmadığı varsayılmaktadır.



Şekil 1-34 : Farklı çaplardaki aynı yorulma dayanımına sahip numunelerin sertleştirilmiş tabaka kalınlıklarına ilişkin yaklaşım.

Yeterince yüksek kalıntı çekme gerilmeleri sertleştirilmiş tabakada buldukları zaman yat yönde gerçekleşmesi beklenen çatlak bu tabaka içinde gerçekleşir (şekil 1-35). Ancak alışılmış örneklerde (yorulma çatlaklarının bu tabaka altında başladığı) küçük çaplı örneklerdeki ölçüde yorulma limiti artımı sağlayabilmek için daha derin sertleşme derinliğine ihtiyaç duyulmaktadır. Tablo A-14' de farklı çap ve farklı bağıl kalınlıklara sahip haddelenmiş numuneler için enteresant datalar gösterilmektedir.



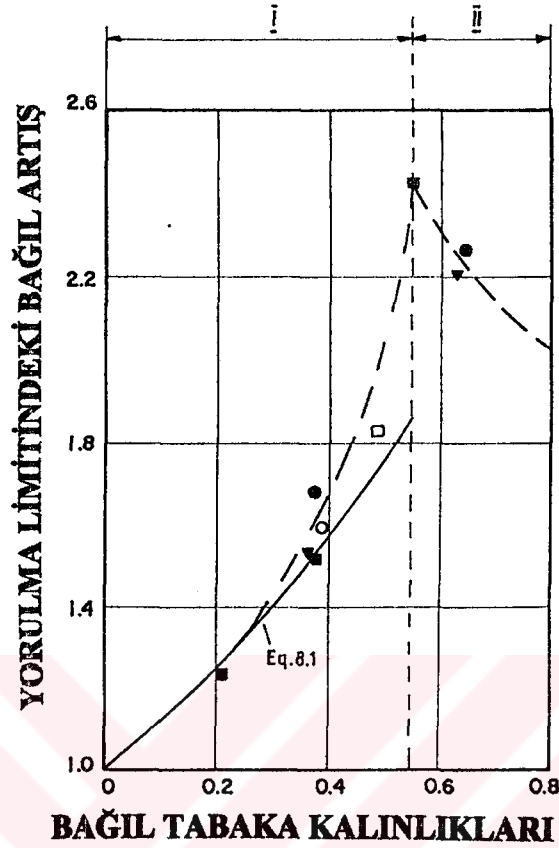
Şekil 1-35 : Aşırı kalıntı gerilmesine sahip tabakadaki gerilme dağılımları (48).

$t/R$ , ( soğuk şekillendirilmiş yüzey tabakasına ait ) görülmektedirki yorulma limitindeki artış,  $\sigma_{eY}$ , aynı  $t/R$  oranına sahip numuneler için ( farklı çaplardaki ) oldukça benzer değerlere sahiptir.

Şekil 1-36 göstermektedir ki farklı çaplardaki değişik çelik numunelerin bağıl yüzey kalınlığı  $t/R$  üzerine indüksiyonla sertleştirme ile elde edilen ve istatistiksel yaklaşımla değerlendirilen dönme-eğilme yorulma limiti (  $P = \% 50$  ) olarak bağıl yorulma dayanımı artışını göstermektedir. Benzer  $t/R$  oranları için benzer bağıl artışlar ( yorulma limitindeki ) gözlemlenmiştir.

$t/R$  oranının artmasıyla dayanımın artması söz konusu olmaktadır. Ancak büyük  $t/R$  oranlarında hasar orijini sertleştirilmiş bölgeye zat doğrultuda kaymaya meyil eder.

Tablo A-15, A-17 Linhart ' ın (49) aynı çaplı ve nitrürasyonla sertleştirilmiş sementle edilmiş veya indüksiyonla sertleştirilmiş tekrarlı eğilme test sonuçlarını göstermektedir ( çelik numuneler için ). Bu sonuçları analiz edince Linhart yorulma dayanımındaki bağıl artışı şu şekilde formülize etmiştir.



**Şekil 1-36** : İndüksiyonla sertleştirilmiş numunelerde bağıl yüzey kalınlığı ve bağıl yorulma limiti arasındaki bağıntı (48).

Serleştirilmeden önce ve sonraki yorulma limitleri;

$$K \left[ 1 + 2.t/d + (2.t/d)^2 \right] \quad (1-49)$$

$d$  = numunenin çapı,  $t$  ise sertleştirilmiş tabakanın kalınlığıdır ve  $K$  sertleştirme işlemine bağlı olarak çekirdek malzemenin yorulma dayanımındaki artıştır ;

$K = 1.10$	Nitrürasyon için	( $t = 0.3$ ile $0.6$ mm. arası )
$K = 1.20$	Sementasyon için	( $t = 1$ ile $1.6$ mm. arası )
$K = 1.26$	İndüksiyonla sertleştirme için	( $t = 1.5$ ile $3.3$ mm. arası )

Linhart 1-50 eşitliği Kloos ve Bairsch ' in (48)  $d = 15-45$  mm. arasındaki indüksiyonla sertleştirilmiş numunelerle kıyaslanmıştır.  $K$  1 ' e yakın olduğu zaman yaklaşık değerler elde edilmiştir. Linhart ' ın değerlerinden  $K$  değerleri için numunelerin sertleştirilmeden önce normalize edildikleri ancak temperlenmedikleri görülmüştür.

Çentikli numunelerde çentiksizlerden çok daha ilginç veriler elde edilmiştir. Bağıl sertleştirilmiş yüzey tabakası kalınlığının yorulma dayanımına olan etkisini pek çok araştırmacı (48,50,49) incelemiştir fakat bu oldukça komplike bir işlemdir. Zira malzeme tipi, çentik tipi, numune tipi ve yüzey sertleştirme parametreleri gibi pek çok parametreye bağlıdır.

Kudryavsev soğuk işlemenin büyük şaftlarda küçük şaftlara göre (10,17) daha fazla etki yapıp % 37 gibi bir artışa sebep olduğunu (  $d= 180$  mm.), ( % 20 ,  $d = 42$  mm. ) olduğu gösterilmiştir.

#### Elektrolitik Kaplama:

Krom , nikel veya kadmiyum kaplama gibi metalik kaplamalar sürekli dayanım limitini % 50 ' den fazlasıyla düşürmektedirler. Bazı örneklerde bu azalma ( kaplama nedeniyle oluşan) öylesine ciddi boyutlarda olur ki kaplama unsurunu ortadan kaldırma gereği bile ortaya çıkabilmektedir. Çinko kaplama yorulma dayanımına etki etmemektedir. Hafif alaşımların anodik oksidasyonları eğilmenin sürekli dayanım limitini % 39 ' dan fazla düşürmektedir, fakat burulmanın sürekli dayanım limitine etkisi yoktur.

#### Metal Püskürtme:

Metal püskürtme sonucunda çatlak başlangıcına neden olacak yüzey kusurlarına yol açılabilmektedir. Sınırlı sayıdaki testler % 14 lük bir yorulma dayanımında eksilmeye neden olduğu görülmektedir.

#### Zorlanma Periyodu Frekansı:

Eğer herhangi bir nedenle yorulma işlemi zamandan bağımsız olduğunda frekans bağımlı bir hale gelir. Normal koşullar altında yorulma hasarı frekanstan bağımsızdır. Fakat korozyon veya yüksek sıcaklıklar veya her ikisinde söz konusu olduğunda periyod değeri önemli bir hale gelir. Düşük frekans ve yüksek sıcaklık verilen gerilme seviyesinde yüksek çatlak ilerlemesi ve kısa ömre neden olmaktadır.

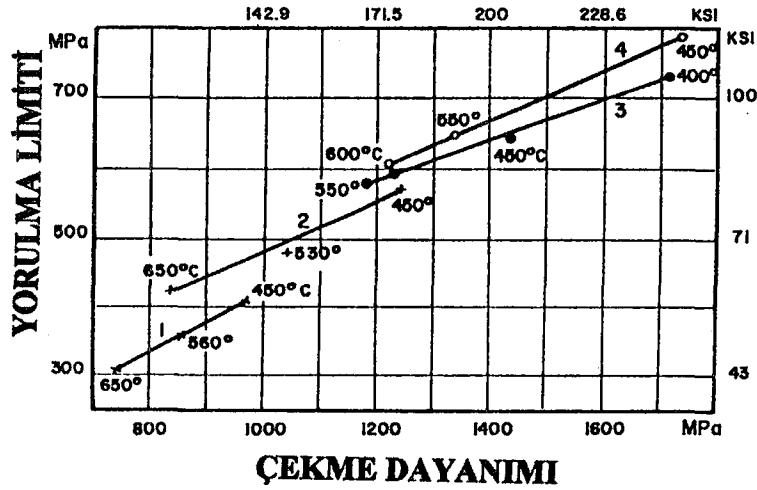
#### Malzeme Kaybına Neden Olan Yorulma:

Oyulma ile sonuçlanan korozyon olayı sıkıca birbirine tutturulmuş parça veya yapıların mikroskopik hareketleri neticesinde oluşmaktadır. Civatalı bağlantılar, yatak kafesi-göbek arasındaki bölge, tekerlek göbeği (dişli göbeği ) gibi sıkıca bağlanmış ( birleştirilmiş) makina parçaları bunlara örnektir. Bu işlemler yüzeyde deformasyona, pitting oluşumuna ve sonuçta yorulmaya neden olmaktadırlar. Korozyon faktörü  $k_e$  temas eden parçaların malzemelerine bağlıdır ve 0.24~0.90 arasında değişir.

#### Isıl İşlemler ve Malzeme Yapısının Yönüne Bağlı Zorlanma Etkisi:

Su verilmiş çeliğin temperleme sıcaklığındaki bir artış maksimum çekme dayanımını ve standart çelik numunenin yorulma ömrünü aynı anda düşürmektedir. ( Tablo A-18, A-19)





**Şekil 1-37 :** Maksimum çekme dayanımı ve yorulma limiti ile farklı temperleme sıcaklıkları arasındaki ilişki (13).

Şekil 1-37' de görüldüğü gibi maksimum çekme dayanımı ve yorulma limiti ile farklı temperleme sıcaklıkları arasındaki ilişki genellikle lineerdir. Bu sayede aradaki herhangi bir temperleme sıcaklığına ilişkin yorulma dayanımını hassas olarak bulmak mümkündür.

Tablo 1-3 'de enlemesine ve boylamasına zorlanması halinde bir çelik yüzeyin ve çubuğun değişen çekme dayanımını (20) görmekteyiz. Görülmektedirki işleme yönüne uygun olmayan bir zorlanmadan istenilen verimi almak oldukça güçtür. Zira döküm veya haddelenmiş yapılardaki anizotropi söz konusudur. Yöne bağlı olarak metalik olmayan inklüzyonlar tane sınırları üzerinde yer almaktadırlar. Fakat yüksek saflıktaki vakumda eritilmiş çelikte anizotropi oldukça azdır.

Yorulma oranları sadece alaşımın tipine değil görmüş olduğu ısıl işlemlere de sıkıca bağlıdır ( tablo A-4, A-7 ). Bazı kaynaklara göre (20,51), temperlenmiş martenzitik yapıya sahipse ( hızlı soğutmayı takip eden temperleme işlemi ) yorulma limiti perlitik ferritik yapıya sahip ( düşük soğuma hızı ve temperleme ) fakat aynı maksimum çekme dayanımına ait çelikten % 5-9 arasında daha büyüktür.

### 1-10-5 GERİLME KONSANTRASYONU

$k_f$  yorulmada gerilme konsantrasyon faktörü (1-46) eşitliği ile verilmektedir ve bu sabit yorulmaya karşı yapılan tasarımlarda kullanılmaktadır. Normal olarak (1-47) ' de işaret edildiği üzere gerilmeleri arttırıcı bir rol oynamaktadır.

Malzeme sünek olduğu zaman yorulmada gerilme konsantrasyon faktörünün kullanılmasında bir problem ortaya çıkmaktadır veya malzemeden sünek malzeme şeklinde davranış gözlemlendiğinde sonlu ömürde bir yorulma dayanımı ile ilgilendiğimizde, gerilme konsantrasyon faktörünün sünek malzemelerde statik zorlanmaya maruz kaldıklarında kullanılmalarna ihtiyaç yoktur. Bunun anlamı  $N = 10^3$  çevrimde yük pratik



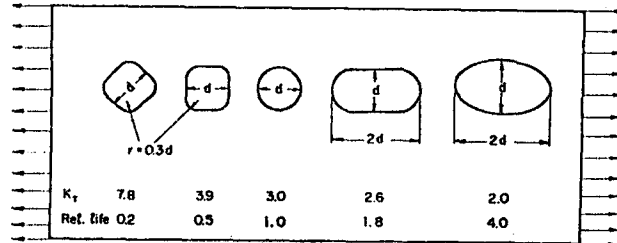
Şekil 1-38' de simetrik keskin köşeli çentik için elastik gerilme dağılımı gösterilmektedir. Çentiğin uç kısmında en büyük gerilmeler ( $\sigma_{max}$ ) söz konusu olmaktadır bu gerilmeler  $\sigma_n$  nominal gerilmelerinden çok daha yüksek olabilmektedir, bu eksenel yüklemde P/A oranına eşit olmaktadır.

Maksimum elastik gerilmenin nominal gerilmeye oranı malzeme mukavemeti formülü ile hesaplanabilmektedir, buna teorik gerilme konsantrasyon faktörü,  $K_T$  adı verilmektedir.

$$K_T = \sigma_{max} / \sigma_n \quad (1-53)$$

Elastisite teorisi ile Neuber 'in eşitliğinden (52), deneysel çalışmalardan ve sonlu elemanlar verileriyle elde edilmektedirler. Tipik çentikler için gerilme konsantrasyon faktörü tablo A-9,11 ve A-10,20 arasında verilmiştir.(52,53)  $K_T$  faktörü, numune geometrisine bağlıdır ve geometrik olarak benzer numuneler için sabittir. Bu faktör malzemenin mekanik özellikleriyle ilişkili değildir. tablo A-20' den görüldüğü gibi zorlanma şekli gerilme konsantrasyon faktörünü etkilemektedir. Böylece verilen delik çapının numunenin çapına oranı  $d / D$ , burulmada en az çekmede ise en fazla etkiye sahiptir. Çekme ve eğilme arasındaki farklılık  $K_T$  ' de oldukça küçüktür. Faturalı ve yivli yuvarlak numuneler için ( tablo A-17,9,10,11,18,19 ' da), gerilme konsantrasyon faktörü diyagramları çeşitli  $D / d$  oranları için çentik yarıçapının  $r$ , çentikli kesit çapına oranının  $\rho / d$  ' in bir fonksiyonu olarak verilmiştir. Bu ikinci oran' ın küçük değerleri için çentik yarıçapının düşmesiyle gerilme konsantrasyonu hızla artmaktadır.

$D / d$  oranı büyük olduğunda karşılık gelen gerilme konsantrasyon faktörüde büyüktür. Bu yüzden kesitteki hızlı artış ve küçük çentik yarıçapı parçanın yorulma ömrüne zararlı etkiler yapmaktadır. Şekil 1-39 2024 - T alüminyum numuneler için bağıl gerilme konsantrasyon faktörlerini göstermektedir. Aynı malzemeden numuneler üzerine açılmış farklı şekillendirilmiş çentiklerin aynı tekrarlı eksenel yükleme sonucu bağıl konsantrasyonlar ve ömürler yer almaktadır. Teorik gerilme konsantrasyon faktöründeki 2 den 7.8 ' e olan artış, bağıl ömür değerlerinde 4 ' ten 0.2 ' ye varan değişikliğe sebep olmaktadır.



Şekil 1-39 : 2024-T Alüminyum malzeme için bağıl gerilme konsantrasyon faktörleri.

Çentik faktörü ve çentik duyarlılık faktörü: ( Neuber ' in ve diğerlerinin 1 parametrelili formülü )

$N = 10^7$  çevrim için yorulma limiti  $\sigma_{dn}$  ( çentikli numuneler için ) çentiksiz yorulma limiti  $\sigma_d$  ' den genellikle daha düşüktür. Aynı kritik kesit alanına sahip çentiksiz numunenin yorulma limitinin büyüklüğünün ... , çentikli olanına oranına yorulma çentik faktörü  $K_F$  adı verilir.

$$K_F = \sigma_d / \sigma_{dn} \quad (1-54)$$

Yorulma çentik faktörü genellikle teorik gerilme konsantrasyon faktöründen daha küçüktür. ( $K_T$ ),  $K_T - K_F$  arasındaki farklılık şekle bağlıdır ve daha keskin (küçük yarıçaplı) ler için daha yüksektir. Benzer çentikli numunelerde malzemeden malzemeye değişimler olabilmektedir. Malzemenin verilen  $K_T$  değerleri için küçük  $K_F$  değerlerine ilişkin olarak küçük çentik hassasiyetli oldukları varsayılabilir. Örneğin sünek yumuşak çelik daha sert olan diğer çeliklere göre daha az çentik hassasiyetine sahiptir. Henüz tam anlamıyla doyurucu bir yaklaşım geliştirilememiş olmakla birlikte farklı literatür kaynaklarında değişik yaklaşımlar yer almaktadır. İlk olarak Thum (4), ve diğer otoriteler (55,53,56) bu oranı kullanmışlardır.

$$q = (K_F - 1) / (K_T - 1) \quad (1-55)$$

Bu çentik duyarlılık faktörüdür. "q" 0 ' a eşit olduğu zaman  $K_F=1$  olur ki, çentik duyarsız malzeme konumuna gelir. 1 ' e eşit olduğu zaman ise  $K_F = K_T$  olmaktadır ki, tam anlamıyla çentik duyarlı bir malzeme söz konusu olmaktadır. Şekil 1-38 geometrik çentik duyarlılık faktörü q ' yu ifade etmektedir. Burada  $K_F$  gerçek gerilme konsantrasyon faktörü olarak aşağıda gösterilmiştir.

Düşük kaliteli gri dökme demir için , q =0 ' a oldukça yakındır. Zira malzeme yapısındaki grafit inklüzyonları nedeniyle zaten malzeme iç yapısında bir çentik etkisi söz konusudur. Bazı tip camlar içinse q, 1 ' e oldukça yakındır ve tam anlamıyla çentik duyarlı bir malzemeyi ifade etmektedir. Ancak malzemeleri çentik duyarlılıklarına göre sınıflandırmak oldukça zordur. Çünkü bu oldukça geniş sayıdaki faktörlerden etkilenmektedir. Çentiğin büyüklük ve tipi, numunenin tipi ve büyüklüğü vede tekrarlı yüklemenin büyüklüğü gibi,...(4.3) ' teki açıklama ışığında ( çentik duyarlılığı ile ilgili ).

$$K_F = 1 + (K_T - 1).q \quad (1-56)$$

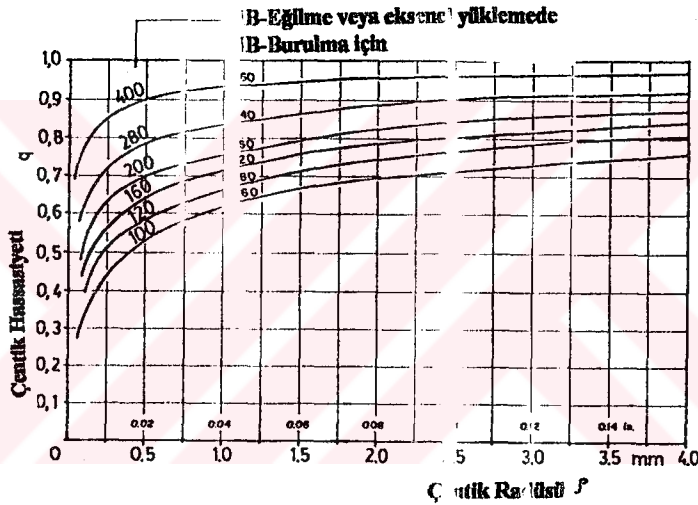
Bu yüzden 1-54 eşitliğine göre çentik faktörü ( bazen dayanım azaltma faktörü olarakta adlandırılır)

$$\sigma_{dn} = \sigma_d / K_F = \sigma_d / [1 + (K_T - 1).q] \quad (1-57)$$

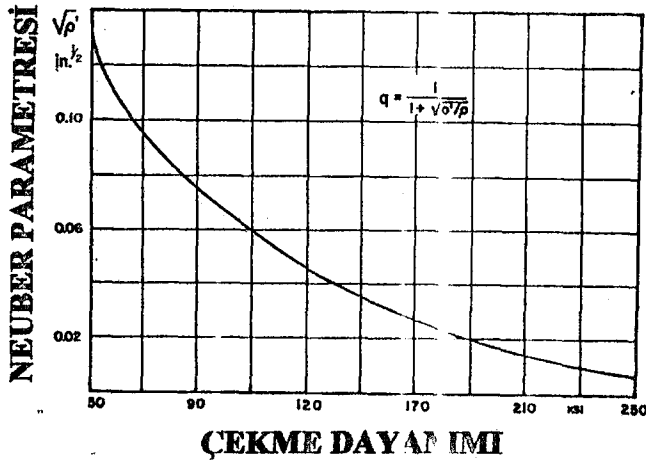
Çentik duyarlılığı  $q$ 'yu etkileyen faktörler arasında çentiğin keskinliği (çentik radyus  $\rho$ ) ile  $q = f(\rho)$  arasındaki ilişki Neuber'ın formülü ile;

$$q = 1 / \left[ 1 + (\rho' / \rho)^{1/2} \right] \quad (1-58)$$

$\rho'$  Neuber parametresi olarak bilinen malzeme parametresidir ve  $\rho$  ise çentik ucunun yuvarlanma yarıçapıdır. Neuber başlangıçta  $\rho'$  parametresinin çentik büyüklüğü ile orantılı olduğundan yola çıkmıştır fakat bu spatlanmamıştır. Kuhn ve Hardraht (56) Neuber'ın parametresinin çeliğin çekme mukavemetiyle ilişkili olduğunu göstermiştir. Şekil 1-40 çentik duyarlılığı  $q$ 'yu çentik radyus  $\rho$ 'nun fonksiyonu olarak vermektedir. Farklı HB sertliğine sahip çelikler için 1-58. Şeklindeki Neuber'ın formülüne göre  $\rho' = f(\sigma_K)$  arasındaki ilişki Kuhn ve Hardraht tarafından verilmiştir (Şekil 1-41).



Şekil 1-40 : "q" çentik duyarlılığının,  $\rho'$ 'nin fonksiyonu olarak gösterilmesi (57).

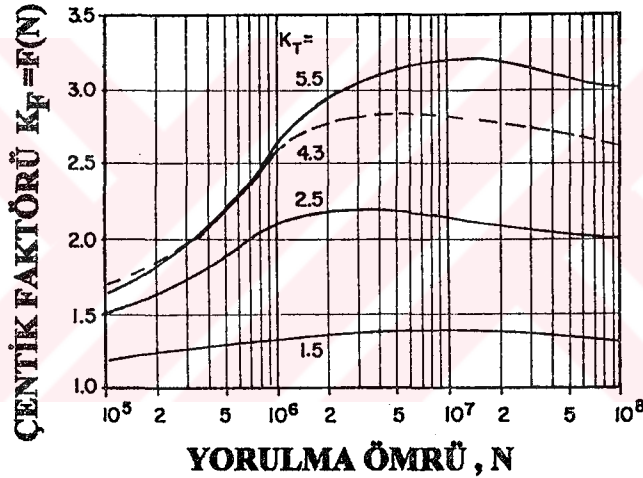


Şekil 1-41 : Maksimum çekme dayanımları ve neuber parametreleri (56).

Şekil 1-40'tan görüldüğü gibi HB sertliğinde ve malzeme maksimum çekme mukavemeti ile ilişkin verilmesi halinde eşit oldukları görülmektedir. (Çelikler için,  $\sigma_K$  (ksi) = 0.5 HB,  $\sigma_K$  (MPa) = 3.5 HB.). Bu bazı örneklerde ise doğru olamazdır (aynı çekme dayanımına sahip

çelikler için temperlenmiş veya normalize edilmiş olmaları halinde ). Çünkü normalize edilmiş çeliğin duyarlılığı daha düşüktür. Şekil 1-40' taki çentik duyarlılığı eğilme ve eksenel yükleme için eşit alınmıştır fakat burulma yüklemesinde daha düşüktür.

Çentik faktörü,  $K_F = \sigma_d / \sigma_{dn}$  yorulma limitinin tespit edildiği gerilme tekrarına dayanır.  $\sigma_d$  ve  $\sigma_{dn}$  Mann 'ın (9.,10) test sonuçlarından görüldüğü gibi ( şekil 1-42 )  $K_F$  değeri  $N = 10^6$  ile  $10^8$  tekrar arasında değişmez. ( 4.3 ' ten küçük  $K_T$  değerleri için ) fakat  $N$ ,  $10^6$  çevrimden küçük olduğunda ise hızla azalmaktadır. Genellikle ( şekil 1-40 ),  $\sigma_d, \sigma_{dn}, K_F$  ve  $q, N = 10^7$  çevrim için belirlenir.



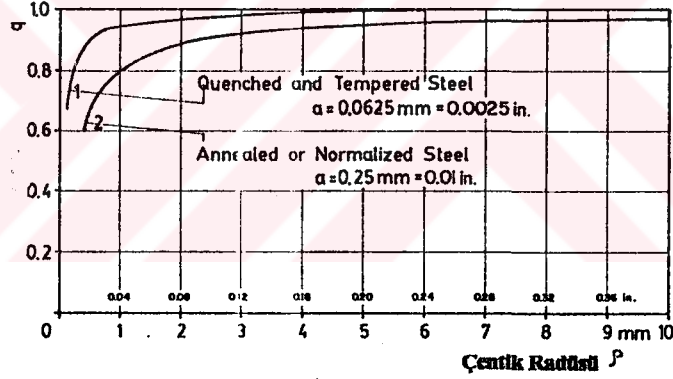
Şekil 1-42 : Mann 'ın test sonuçları ve  $K_F, K_T$  ile ömür arasındaki ilişkiler (58).

Russel ve Walker (59) göstermiştir ki düşük alaşımlı çeliklerde çentik hassasiyeti "q" 35 ten küçük HRC sertlikleri için tam anlamıyla orantılıdır. Bu yüzden şekil 1-40, 400 HB sertliğine kadar kullanılabilir.

Peterson (57) çeşitli çentik ve gerilme gradyanları için değişmeyen bir kritik h kalınlığından söz etmiştir. Çentik tepesine yakın bu bölgede gerilmeler malzemenin yorulma limitinden daha büyüktürler fakat yüzey tabaka altında daha küçük gerilmeye maruz malzemenin destekleyici etkisi söz konusudur. Bu kabul kullanılarak, Tablo 1-13 ' teki yaklaşımlar bulunmuştur. Bu yaklaşım düşük çentik duyarlılığını ( normalize edilmiş olanların temperlenmiş olanlara göre ) daha iyi ifade eder. Fakat Kuhn ve Hardraht ' ın ( şekil 1-41 ) çentik duyarlılığının çekme mukavemetiyle ilgili olduğu teorisine ters düşer. Fakat Peterson ' un formülleri tercih edilmektedir. Şekil 1-43

**Tablo 1-13**  
Çeşitli araştırmacılara ait çentik duyarlılığına ait yaklaşımlar.

Eşitlik	Mazeme Parametresi	Otoriteler
$q = (K_F - 1)/(K_T - 1)$ $= 1/[1 + (\rho'/a)^{1/2}]$	$\rho' = f(S_U)$ (steels)	Neuber-Kuhn
$q = (K_F - 1)/(K_T - 1)$ $= 1/[1 + (a/\rho)]$	$a = 0.0025$ in (tempered steels) $a = 0.01$ in (normalized steels)	Peterson
$K_F/K_T = 1/[1 + (a/\rho)^{1/2}]$	$a = f(S_U)$ , function depends upon material and type of specimen	Heywood
$K_T/K_F = 1 + (S_q/\rho)^{1/2}$	$S_q = f(S_{0.2})$ (various materials)	Stieler-Siebel
$K_F/K_T = [1 - 2.1 \ln(\rho + \rho_0)]/A$	A and h are constants which depend upon the material and type of specimen	Buch-Świtek



**Şekil 1-43:** Çentik radyusu  $\rho$  ve çentik duyarlılığı arasındaki ilişki (Peterson'a göre) (57)

Yen ve Dolan'ın (60) çalışmaları sonucu  $1/\rho$  oranıyla ilgili yaklaşımların sonuçları incelenerek çentik duyarlılığının  $K_F/K_T$  olarak belirlenmesinin  $(K_T - 1)/(K_F - 1)$  oranının kullanılmasından daha verimli olduğunu görmüşlerdir. Tablo 1-13'te buradan hareketle dik kate alınarak yapılmıştır.

Stieler ve Siebel metodlarına göre ise (61.62) ki Alman standartlarında DIN (63) tavsiye edilmiştir,  $K_F$ 'in hesaplanmasında  $K_F/K_T$  oranının relatif elastik gerilme gradyeninin

bir fonksiyonu olarak görülmüştür.  $x = \left( \frac{d\sigma}{dy} / \sigma_{max} \right)$  ve çentik hassasiyetinin çentik radyusu  $\rho$  undaki ziyade gerilme gradyeni ile daha yakından ilişkili olduğu tespit edilmiştir.

**ÖRNEK 1-2:**

Bir AISI 1015 soğuk çekilmiş çubuk için 25.4 mm. ' lik bir çapa sahiptir.

a) Sürekli dayanım limitini bulunuz

b) Sürekli dayanım limitini burulmanın olmadığı sadece tekrarlı eğilmenin etkin olduğu durum için bulunuz.

c) 550 °F için kullanım sıcaklığında  $N=70(10^3)$  çevrim için sürekli dayanım limitini bulunuz.

**çözüm:**

Tablo A-1 ' den minimum çekme dayanımı  $\sigma_{KY} = 38.58 \text{ daN/mm}^2$  bulunur ve (1-4)

eşitliğinden test numunesinin sürekli dayanım limiti,

1-25 eşitliği kullanılarak yüzey faktörü  $k_a$  ( soğuk çekilmiş çelikler için ),  $a=2.70$  ve  $b=-0.265$  kullanılarak

$$k_a = a \cdot \sigma_{KY}^b = 2.1 \cdot (38.58)^{-0.265} = 0.797.$$

Denklem 1-27 ' ten büyüklük faktörü,

$$k_b = \left( \frac{d}{0.3} \right)^{-0.1133} = \left( \frac{1}{0.3} \right)^{-0.1133} = 0.872' \text{ dir. ( } d= 1 \text{ inch )}$$

$k_c = k_d = k_e = 1' \text{ dir.}$  Böylece denklem 1-20 ' den

$$\sigma_{\varphi Y} = 0.797(0.872)(19.43) = 15.70 \text{ daN/mm}^2$$

b) Eşitlik 1-30 ' den

$$d_e = 0.370 \cdot D = 0.370 \cdot (1) = 0.370 \text{ inch.} = 9.4 \text{ mm.}$$

Eşitlik 1-27 ' den

$$k_b = \left( \frac{d}{0.3} \right)^{-0.1133} = \left( \frac{0.370}{0.3} \right)^{-0.1133} = 0.977$$

Böylece dönmeyen tekrarlı eğilmeye maruz makina parçası için

$$\sigma_{\varphi Y} = 0.929(0.977)19.43 = 17.63 \text{ daN/mm}^2$$

Tekrarlı eğilmenin anlamı eğmeye zorlayan kuvvetin yönü (+ ve - ) olarak değişmektedir. Bu tek yönlü eğilmede olduğu gibi (+,+) veya (-,-) değildir.

c)Tablo A-12 ' den lineer enterpolasyon vasıtasıyla,  $S_T / S_{RT} = 0.979$ , 550°F ' da bulunur. Sonra ,



$$\sigma_{K_Y T} = \frac{S_T}{S_{RT}} \cdot \sigma_{K_Y} = 0.979(38.58) = 37.75 \text{ daN/mm}^2, \text{ Böylece}$$

$$\sigma'_{\phi Y} = 0.504 \cdot \sigma_{K_Y T} = 0.504(37.75) = 19.01 \text{ daN/mm}^2$$

Yüzey ve büyüklük (a) kısmında olduğu gibi aynıdır.

$$\sigma_{\phi Y} = 0.929(0.872)(19.01) = 15.40 \text{ daN/mm}^2 \text{ ' dir. Daha sonra 1-13 eşitliği kullanılarak}$$

$$a = \frac{(0.9 \cdot \sigma_{K_Y})^2}{\sigma_{\phi Y}} = \frac{[0.9(37.75)]^2}{15.43} = 74.80 \text{ daN/mm}^2$$

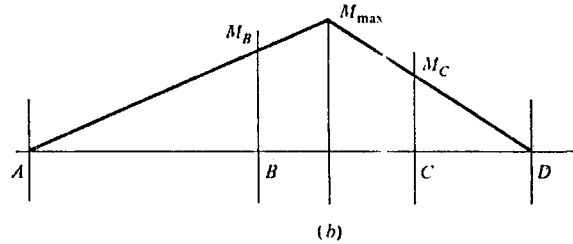
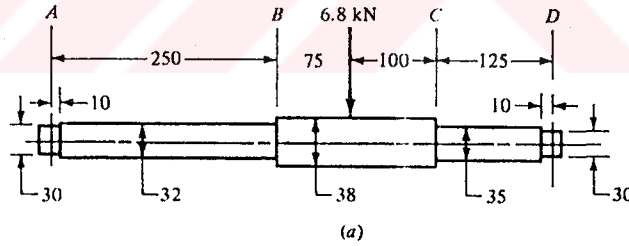
$$b = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9 \cdot \sigma_{K_Y}}{\sigma_{\phi Y}} = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9(37.75)}{15.43} = -0.1143. \text{ Sonra 1-12 eşitliğinden yorulma}$$

dayanımı ;

$$\sigma_{\gamma} = a \cdot N^b = 74.80 [70(10^3)]^{-0.1143} = 20.9 \text{ daN/mm}^2$$

### ÖRNEK 1-3:

Şekil 1-44 a A ve D noktalarından desteklenmiş ve tekrarlı olmayan bir F yükü ile yüklenmiş bir döner kesitli mili göstermektedir. Parçanın ömrünü bulunuz.



Şekil 1-44 a, b : Örnek 1-3 'e ait şekil.

### Çözüm:

Şekil 1-44 b ' den görülmektedirki hasar B noktasında oluşacaktır. Zira bu noktadaki moment C' dekinden daha büyüktür. B noktası daha küçük kesite ve daha fazla eğilme momentine ve daha yüksek gerilme konsantrasyon faktörüne sahiptir. (C) ' ye göre.

Bu problemi çözmek için B noktasındaki dayanım bulunur.

Tablo A-1 ' den  $\sigma_{KY} = 690 \text{ MPa}$  ve  $\sigma_A = 580 \text{ MPa}$  bulunur. Bu yüzden  $\sigma'_{\phi Y} = 0.504(690) = 347.8 \text{ MPa}$  bulunur. Eşitlik 1-25 ' ten  $a = 4.51$  ve  $b = -0.265$  ve yüzey faktörü,  $k_a = a \cdot \sigma_{KY}^b = 4.51(690)^{-0.265} = 0.798$  bulunur. Büyüklük faktörü 1-27 eşitliğinden

$$k_b = \left( \frac{d}{7.62} \right)^{-0.1133} = \left( \frac{32}{7.62} \right)^{-0.1133} = 0.850 \text{ bulunur.}$$

Gerilme konsantrasyonu faktörünü bulabilmek için Tablo A-21 den

$$\frac{D}{d} = \frac{38}{32} = 1.1875 \text{ ve } \frac{r}{d} = \frac{3}{32} = 0.093 \text{ ve } K_t = 1.65 \text{ ve } q = 0.82 \text{ bulunur, } r = 3 \text{ mm.}$$

den yola çıkılarak  $\sigma_{KY} = 690 \text{ MPa}$  için

$K_f = 1 + q(k_t - 1) = 1 + 0.82(1.65 - 1) = 1.53$  bulunur. Bize sünek bir malzemeye ait ömür sorulduğunda bizden denklem 1-50 ' yi ekleyerek gerilme konsantrasyonu etkisini yorulma dayanımını azaltıcı etki olarak işleriz böylece;

$$\sigma_{\phi Y} = 0.798(0.850)(0.654)(347.8) = 154.3 \text{ MPa}$$

Bir sonraki adım B noktasındaki gerilmeyi hesaplamaktır. Eğilme momenti

$$M_B = 250 \frac{225 F}{550} = 250 \frac{(225)(6.8)}{550} = 695 \text{ N.m.}$$

Eğilme "kesit modülü" ise

$$\frac{I}{C} = \frac{\pi \cdot d^3}{32} = \frac{\pi \cdot (3.2)^3}{32} = 3.22 \text{ cm}^3 \text{ dir. Döner yüzey olduğundan eğilme gerilmesi,}$$

$$\sigma = \frac{M}{I/C} = \frac{695}{3.22} = 216 \text{ MPa. Bu gerilme sürekli dayanım limitinden daha büyüktür.}$$

Bu yüzden parça sonlu bir ömre sahiptir. Eşitlik 1-13 ' ten;

$$a = \frac{[0.9(690)]^2}{154.3} = 2499 \quad b = -\frac{1}{3} \log \frac{0.9(690)}{154.3} = -0.2016. \quad \text{Daha sonra 1-14}$$

eşitliğinden ;

$$N = \left( \frac{\sigma_a}{a} \right)^{1/b} = \left( \frac{216}{2499} \right)^{1/(-0.2016)} = 188(10)^3 \text{ yük tekrarıdır.}$$

## 1-11 : RASTGELE DEĞİŞKEN ZORLANMALARDA SÜREKLİ DAYANIM LİMİTİ:

Sürekli dayanım limitini stokastik olarak tanımlamak istersek;

$$\sigma_{\varphi Y} = k_a k_b k_c k_d k_e \sigma_{\varphi Y}' \quad (1-59)$$

$k_b$  hariç diğer tüm terimler rastgele değişkendirler ve bu yüzden bunlar "bold face" tiptedirler.

### 1-11-1 YÜZEY FAKTÖRÜ $k_a$

$k_a$  ile ilgili yaklaşım 1-25 ' teki ile aynıdır. ve;

$$k_a = a \cdot \bar{\sigma}_{KY}^b (1, C) \quad (1-60)$$

şeklinde yazılabilir.

Ortalama dayanım  $\bar{\sigma}_{KY}$  kullanıldığında ve tablo 1-14 ' ten elde edilen C değişken katsayı ile birlikte a ve b ' yi tespit etmek için Tablo A-8 kullanılır.

Tablo 1-14 : Son işleme kalitelerine göre "C" katsayıları.

Son yüzey işlemi	C Faktörü
Taşlanmış	0.13
Talaş kaldırılmış yada soğuk çekilmiş	0.06
Sıcak haddelenmiş	0.11
Dövülmüş	0.08

### 1-11-2 BÜYÜKLÜK FAKTÖRÜ $k_b$

Büyüklik faktörü oldukça belirleyici bir faktördür. Eşitlik 1-27 veya 1-28 kullanılabilir.

### 1-11-3 YÜKLEME FAKTÖRÜ $k_c$

Yükleme faktörü ile ilgili datalar incelendiğinde aşağıdaki yük faktörlerini bulabilmek olasıdır. Sonuçlar aşağıda olduğu gibi belirtilmektedir.

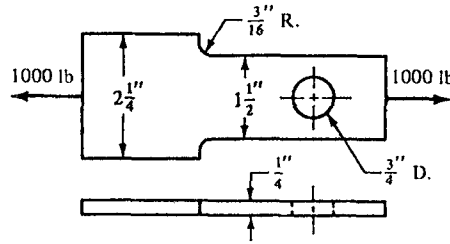
$$k_c = \left\{ \begin{array}{ll} 0.923 (1, 0.444) & \text{Eksenel} \quad \bar{\sigma}_{KY} \leq 137.8 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2} \\ 1.0 (1, 0) & \text{Eksenel} \quad \bar{\sigma}_{KY} > 220 \text{ kpsi } (1520 \text{ MPa}) \\ 1.0 (1, 0) & \text{Burulma} \\ 0.577 (1, 0.11) & \text{Burulma veya kayma} \end{array} \right\} \quad (1-61)$$

### 1-11-4 SICAKLIK FAKTÖRÜ $k_d$

Tablo A-12 ve denklem 1-46 kullanılarak sıcaklık faktörü hesaplanır. Standart sapmanın  $\hat{\sigma}_k = 0.110$  olduğu düşünölmektedir.

### ÖRNEK 1-4:

Şekil 1-45' te gösterilen çubuk ortalama çekme mukavemeti 80 kpsi olan soğuk çekilmiş bir levhadan işlenerek yapılmıştır.



Şekil 1-45 . Örnek 1-4 ' e ait şekil.

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_{\phi Y} &= 0.504(1,0.146) \cdot \bar{\sigma}_{K_Y} = 0.504(1,0.146)(55.12) \\ &= 27.76(1,0.146) \text{ daN/mm}^2\end{aligned}$$

Daha sonra A-8 no ' lu tablodan ve 1-14 ' tablodan  $a=2.44$  ve  $b= - 0.265$  ve  $C = 0.06$  bulunur. Talaş kaldırılmış yüzey için 1-60 eşitliği kullanılarak sonuçta yüzey kalite faktörü şu şekilde belirlenir.

$$k_a = a \cdot \bar{\sigma}_{K_Y}^b (1, C) = 2.70(1,0.06)(55.12)^{-0.265} = 0.845(1,0.06)$$

Büyükölük faktörü  $k_b$  aksenal yüklemeye için 1 kabul edilebilir. Yüklemeye faktörü aksenal yüklemeye için 1-61 eşitliğinden,

$k_c = 0.923(1,0.044)$ . Kalan tüm faktörler 1 kabul edilebilir. Sürekli dayanım limitini (çubuğun) bu nedenle stokastik eşitlik olarak;

$$\sigma_{\phi Y} = k_a k_b k_c k_d k_e \sigma'_{\phi Y} = 0.845(1,0.06)(1)[0.923(1,0.044)](1)(1)[27.76(1,0.146)]$$

Bu nedenle ortalama sürekli dayanım limiti;

$$\bar{\sigma}_{\phi Y} = 0.845(0.923)(27.76) = 21.63 \text{ daN/mm}^2$$

değişkenlik katsayısı (Coefficient of Variation)

$$C_{\sigma_{\phi Y}} = (C_{k_a}^2 + C_{k_c}^2 + C_{\sigma'_{\phi Y}}^2)^{1/2} = [(0.06)^2 + (0.044)^2 + (0.146)^2]^{1/2} = 0.164$$

Sürekli dayanım limitini şu şekilde açıklayabiliriz;

$$\sigma_{\phi Y} = 21.63(1,0.164) \text{ daN/mm}^2$$

Gerilmeleri hesaplariken düzenlenen aralıkta Tablo A-22 ' deki terminoloji kullanılarak  $d/w = 0.50$  ' yi buluruz. Bu nedenle  $K_t = 2.18$  dir. Çentik duyarlılığı  $q$  bulunur, bu  $0.81$  ' dir. Buradan yorulma gerilme konsantrasyonu faktörü şu şekilde bulunur.

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) = 1 + 0.81(2.18 - 1) = 1.96$$

Tablo A-23 ' ten  $C_K = 0.11$ , bu nedenle

$$K_f = 1.96(1, 0.11). \text{ Gerilme ise}$$

$$\sigma = K_f \frac{F}{A} = 1.96(1, 0.11) \frac{1000 \text{ lb}}{6.35 \cdot (19.05)} (10^3) = 7.23(1, 0.11) \text{ kpsi.}$$

dayanımve gerilmelerin standart sapmaları şu şekilde bulunur,

$$\hat{\sigma}_{\sigma_{\phi Y}} = 21.63(0.164) = 3.54 \text{ daN/mm}^2$$

$$\hat{\sigma}_{\sigma} = 7.23(0.11) = 0.795 \text{ daN/mm}^2$$

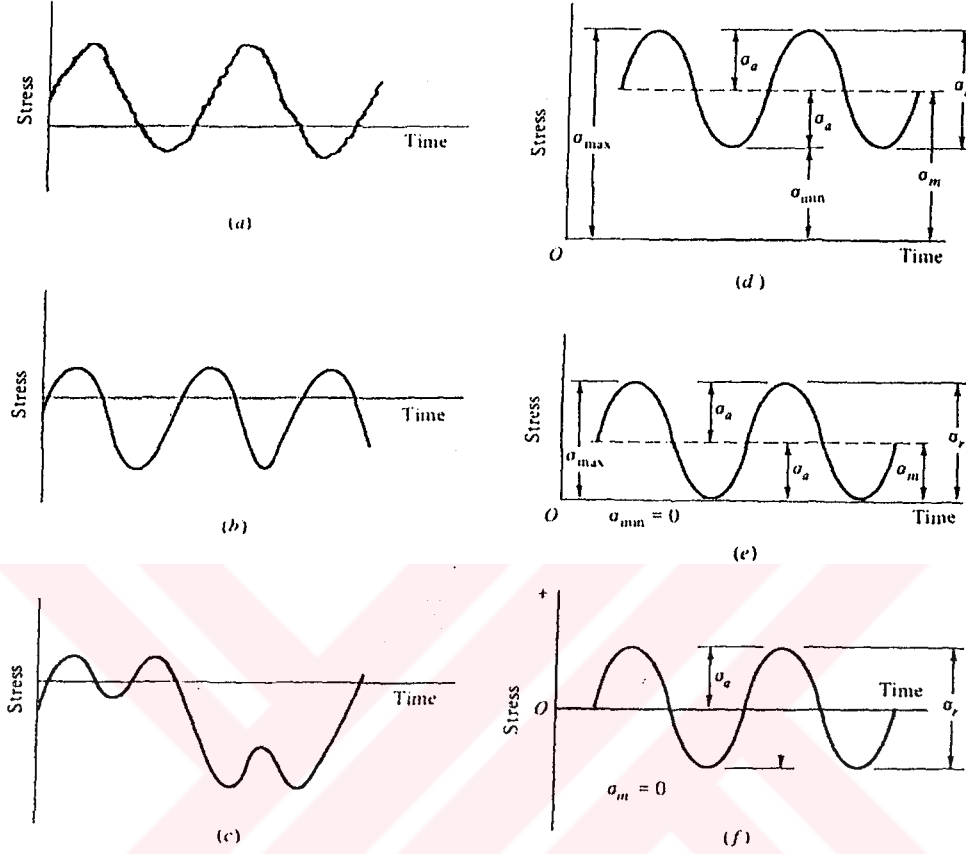
verileri kullanılarak standart değişken olarak ;

$$z = - \frac{\mu_{\sigma_{\phi Y}} - \mu_{\sigma}}{(\hat{\sigma}_{\sigma_{\phi Y}}^2 + \hat{\sigma}_{\sigma}^2)^{1/2}} = - \frac{21.63 - 7.23}{[(3.54)^2 + (0.795)^2]^{1/2}} = -3.960$$

Tablo A-24 kullanılarak ve lineer interpolasyon yapılarak bunun  $0.992962$  lik güvenirlige tekamül ettiği bulunabilir.

## 1-12 DALGALANMALI GERİLMELER

Büyük sıklıkla gerilme durumlarına göre makina parçalarının dayanımlarının belirlenmesi gerekmektedir. Pek çok zaman tasarımlarda gerilmeler 0 noktasından geçmeyecek bir şekilde dalgalanmaktadırlar. Şekil 1-46 bazı değişik gerilme zaman ilişkilerini (olabilecek) tasvir etmektedir. Gerilmelere ait bileşenler ki bizim ilgilenmek zorunda olduğumuz bunlardan bazıları şekil 1-46 d ' de görülmektedir.



Şekil 1-46 : Dalgalanmalı gerilmelere ait temel ifadeler.♣

$\sigma_{\min}$  = Minimum gerilme     $\sigma_m$  = Ortalama Gerilme

$\sigma_{\max}$  = Maximum gerilme     $\sigma_r$  = Gerilme Analizi

$\sigma_a$  = Gerilme Genliği     $\sigma_s$  = Durağan veya Statik gerilme

Durağan veya statik gerilme ortalama gerilme ile aynı şey demek değildir. Geçekte  $\sigma_{\min}$  ve  $\sigma_{\max}$  değerleri arasında bir ilişki vardır. Sabit yük veya parçaya bir ön yükleme yapıldığında durağan gerilme etkili olmaktadır ve genellikle yüklemenin değişen kısımlarından bağımsızdır. Bir helisel basma yayı örneğin daima normal yay boyundan daha kısa bir bölgede yüklü bulunmaktadır. Bu başlangıç bası zoru ile yaratılan gerilmeye durağan veya statik gerilme bileşeni adı verilir. Bu ortalama gerilme bileşeni ile aynı şey demek değildir.

Bu bileşenlerin normal gerilmelerde olduğu gibi kayma gerilmelerinde de uygulanmaları söz konusu olabilmektedir. Şekil 1-46 ' dan görüldüğü gibi aşağıdaki bağıntılar söz konusudur.

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2} \quad (1-62)$$

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2} \quad (1-63)$$

Bazı gerilme -zaman bağıntıları şekildeki belirtildiği gibi bu çevrimlerin esas şekli tam olarak görülememektedir. (tam olarak sinusoidal değildir). Buna ek olarak gerilme oranları;

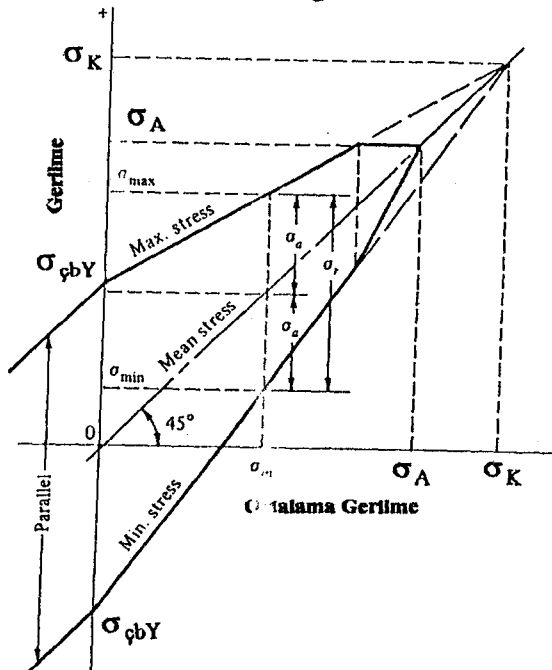
$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (1-64)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (1-65)$$

Bunlar sıkça dalgalı gerilmelerin tanımlanmasında kullanılmaktadırlar.

### 1-13 DALGALANMALI GERİLMELER ALDINDA YORULMA DAYANIMI

Dalgalanmalı gerilmeye maruz makina parçalarını etkileyen değişik gerilme bileşenlerini saptamaktayız. Bunların ortalama gerilmeleri ile gerilme genlikleri değişmektedir. Parçaların yorulma dirençlerine ait bir şeyler öğrenmek için bu tür olaylara maruz makina parçalarında test sonuçlarını gösteren ve genelde kullanılan 3 tür grafik metodu vardır. Bunlar Şekil 1-47, 1-48, ve 1-49 ' da görülmektedir.



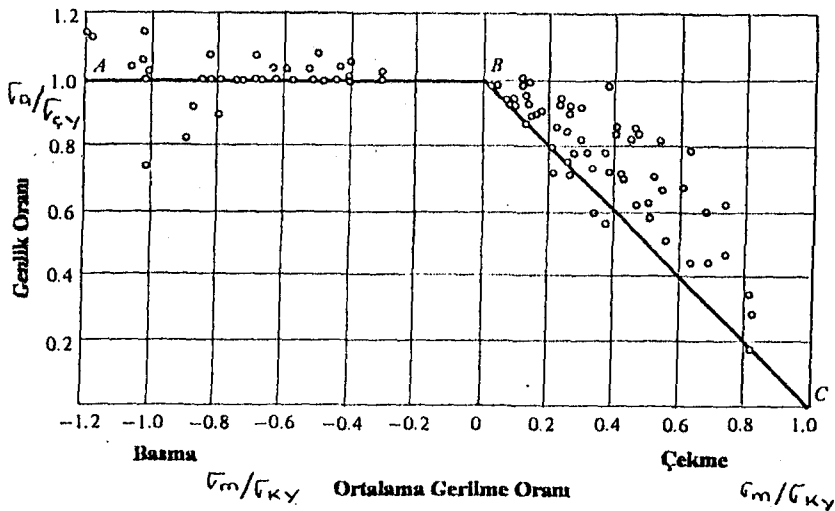
Şekil 1-47 : Modifiye edilmiş Goodman diyagramı.

Şekil 1-47' de görülen düzenlenmiş goodman diyagramında absis boyunca ortalama gerilmeler ve ordinatta gerilmelerin tüm diğer bileşenleri gösterilmiştir. Çekme ile ilgili olarak pozitif yükte pozitif yönde gösterilmişlerdir.

Sürekli dayanım limiti yorulma dayanımı veya sonlu ömre haiz dayanımlar orijinin altında ve üstünde gösterilmişlerdir. Ortalama gerilme çizgisi orijinden başlayan  $45^\circ$  lik bir çizgidir ve parçanın çekme mukavemetine kadar devam etmektedir.

Düzenlenmiş goodman diyagramı orijinin altında veya üstünde  $\sigma_{\phi Y}$ ' yi oluşturacak çizgilerden oluşmaktadır. Akma dayanımı her iki ekseninde çizilmektedir. Çünkü akma eğer  $\sigma_{max}$ ,  $\sigma_A$  ' yi geçerse hasarla ilgili bir kriter olabilmektedir.

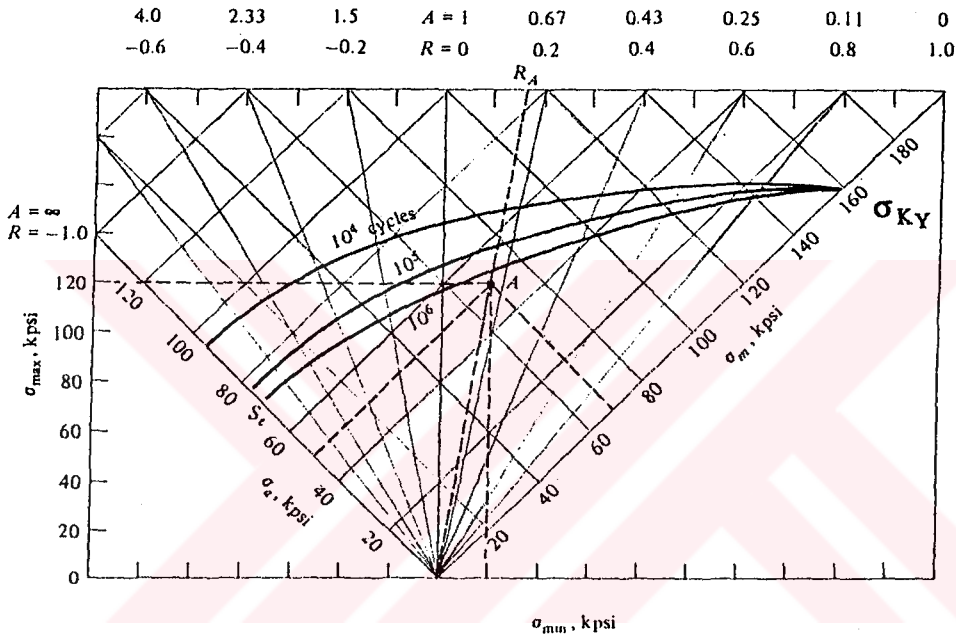
Test sonuçlarını göstermenin diğer bir yolunda şekil 1-48' de görülmektedir. Burada absis ortalama gerilmenin çekme gerilmesine olan oranını ifade etmektedir. Çekme sağ tarafa göre çizilirken basma sol tarafa doğru çizilir. Ordinat değişken gerilmenin sürekli dayanım limitine oranını göstermektedir. BC çizgisi Goodmanın düzeltilmiş hasar kriterini temsil etmektedir. Ortalama gerilme basma bölgesinde sürekli dayanım limiti üzerinde çok küçük bir etkisi bulunmaktadır.



Şekil 1-48 : Ortalama gerilmeler için gerek çekme gerekse basma bölgesindeki yorulma hasarları. [Thomas J.Dolan, " Stress Range," sec.6.2 in O.J. Horger (ed.), ASME Handbook-Metals Engineering Design, McGraw- Hill, New York, 1953.



Şekil 1-49 dört gerilme bileşeninde aynı anda gösteren oldukça verimli bir diyagramdır. İki gerilme oranını gösterenler kadar sağlıklıdır. Şekil R değerlerine göre sürekli dayanım limitini temsil etmektedir. R= -1 ' den başlayıp R=1 ' de bitmektedir.  $\sigma_a$  eksenini üzerinde



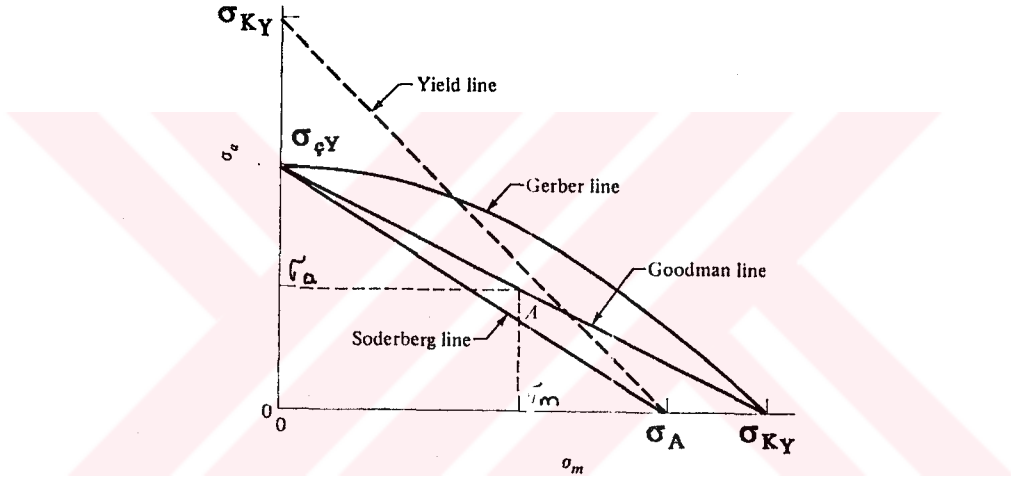
Şekil 1-49 : Malzeme AISI 4340 çeliği.  $\sigma_{KY} = 108.86 \text{ daN/mm}^2$  ve  $\sigma_A = 101.28 \text{ daN/mm}^2$ . A' daki gerilme bileşenleri,  $\sigma_{\min} = 13.78$ ,  $\sigma_{\max} = 82.68$ ,  $\sigma_m = 48.23$ , ve  $\sigma_a = 34.45 \text{ daN/mm}^2$ . [ H.J..Grover, Fatigue of Aircraft Structures, U.S. Government Printing Office, Washington D.C., 1966, pp, 317, 322. ve J.A. Collins, Failure of Materials in Mechanical Design, Wiley, New York, 1981, p 216]

$\sigma_{\phi Y}$  den başlayıp  $\sigma_m$  eksenini üzerinde  $\sigma_{KY}$ ' de son bulmaktadır.  $N = 10^5$  ve  $N = 10^4$  yük tekrarı için sabit ömür eğrileri çizilmiştir. Herhangi bir gerilme ifadesi A ' da olduğu gibi bir tanesi, minimum ve maksimum bileşenler tarafından veya ortalama ve değişken bileşenler tarafından açıklanabilmektedir. Emniyetli bölge olarak sabit ömür çizgisi altında kalan noktalar gösterilmektedir.

Ortalama gerilme bası gerilmesi olduğunda  $\sigma_a = \sigma_{\phi Y}$  olduğunda veya  $\sigma_{\max} = S_A$  olduğunda hasar meydana gelmektedir. Bu durum şekil 1-48' in sol tarafında gösterildiği

şekilde gerçekleşmektedir. Şekil 1-50, şekil 1-48' in çekme etkisi tarafıdır. Goodman' in kriteri ile birlikte hasara ilişkin buna ek 3 kriter daha vardır. Böyle diyagramlar sıkça analizler için vede tasarımlarda kullanılmaktadırlar. Kullanılmaları kolaydır vede sonuçlar direkt olarak elde edilebilmektedirler.

$\sigma_{\phi Y}$  yorulma limitide veya sonlu ömür dayanımı  $\sigma_Y$  Şekil 1-17' deki ordinatta çizilmiştir. Bu değerler 1-20 eşitliği kullanılarak Marin faktörleri ile düzeltilenmektedir. Akma dayanımı  $\sigma_A$ ' da ordinatta çizilmiştir.



Şekil 1-50 :Çeşitli Yorulma kriterlerini gösteren yorulma diyagramları.

Şekil 1-50' deki ortalama gerilme eksenini akma dayanımı ve  $\sigma_A$  ve çekme dayanımı  $\sigma_{KY}$  boyunca çizilmiştir. Şekil 1-50' de hasara ait 4 kriterde çizilmiştir. Soderberg, düzenlenmiş Goodman, Gerber ve Akma kriteri. Şekil 1-50' de yer alan lineer teori hesaplamalarda kolaylık gösterecek şekilde bir eşitlik halinde gösterilmektedir. Bu form;

$$\frac{x}{a} + \frac{y}{b} = 1 \quad (a)$$

Soderberg çizgisine ait eşitlik böylece;

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_A} = 1 \quad (1-66)$$

Benzer olarak düzenlenmiş Goodman ilişkisi,

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{KY}} = 1 \quad (1-67)$$

Şekil 1-48' in değerlendirilmesi göstermektedir ki Gerber ' in teorisi hasar noktalarına ait bölgeyi en iyi karakterize edebilme şansına sahiptir, bu nedenle daha iyi bir belirleyicidir. Bu teoriye aynı zamanda Gerber ' in parabolik ilişkisinde denilmektedir. Zira eşitlik

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_e} + \left( \frac{\sigma_m}{\sigma_{KY}} \right)^2 = 1 \text{ dir} \quad (1-68)$$

Aynı şekilde akma kriteri ile ilgili doğruyu aşağıdaki denklem ile şöyle ifade edebiliriz.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_A} + \frac{\sigma_m}{\sigma_A} = 1 \quad (1-69).$$

$\sigma_a$  ve  $\sigma_m$  gerilmeleri 1-66 ve 1-68 denklemlerinde  $\sigma_a$  ve  $\sigma_m$  ile yer değiştirebilmektedir. Eğer bir dayanım "n" emniyet faktörü ile bölünürse o zaman Soderberg eşitliği şu hale gelir.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_A} = \frac{1}{n} \quad (1-70)$$

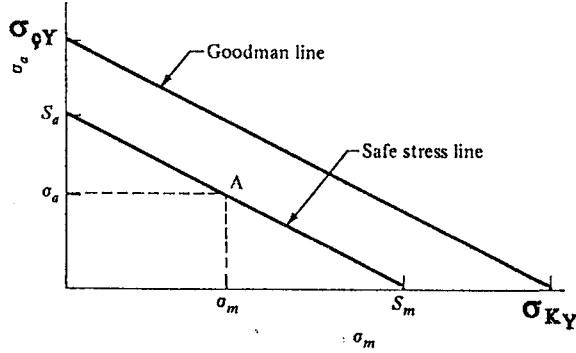
Düzenlenmiş Goodman eşitliği;

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{KY}} = \frac{1}{n} \quad (1-71)$$

vede Gerber eşitliği

$$\frac{n \cdot \sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \left( \frac{n \cdot \sigma_m}{\sigma_{KY}} \right)^2 = 1 \quad (1-72)$$

olur. Bu eşitliklerin anlamı Şekil 1-50 ' de tasfir edilmiştir (düzenlenmiş Goodman teorisi örnek alınarak ).(1-70) ve (1-72) eşitlikleri emniyet faktörünün belirlenmesinde de bir yaklaşımdır. Değişik metodlarda geliştirilebilir Bazıları yük çizgisi kavramına dayandırılmamışlardır. Takip eden örnekler bu alternatif yaklaşımlardan bazılarını tasfir edecektir.



Şekil 1-51 :Yukarıdaki şekilde Goodman çizgisi ve emniyetli gerilme çizgisi görülmekte-dir.

Pek çok otorite 1-66 eşitliğini 1-72 'den daha çok kullanmaktadırlar. Bu formül tasarım ve analizler için yaygın olarak karşılaşılan problemlerin çözümünde kullanılan tüm formül serilerini çıkarmak için kullanılır. Grafik yaklaşım kolaydır ve hızlıdır ve sadece küçük boyutlarda bir skalaya gereksinim göstermektedir.

Tekrarlı eğilme çekme, basma, ve tekrarlı burulmanın her birinde maksimum ve minimum gerilmeler söz konusu olmaktadır.  $\sigma_{\max} = -\sigma_{\min}$  burada çevrimin ortalama gerilmesi 0 ' dir.  $\sigma_m = 0$  'dir. Fakat genelde  $\sigma_m$  0 ' a eşit değildir. Çevrimlere ait gerilmeleri tanımladığımız notasyonlar aşağıda gösterilmiştir.

Ortalama gerilme;  $\sigma_m = (\sigma_{\max} + \sigma_{\min})/2$  (1-73)

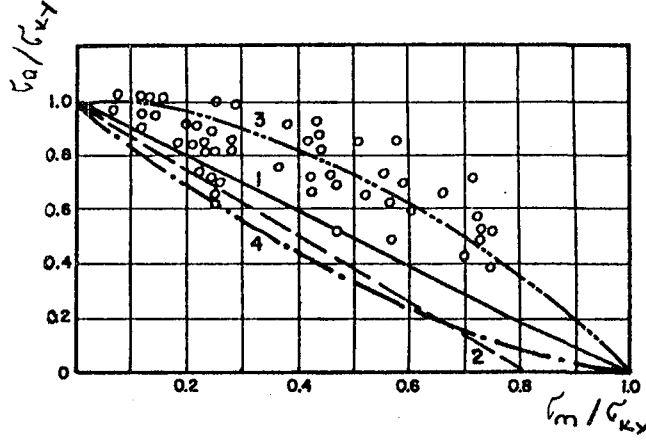
Gerilme genliği;  $\sigma_a = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})/2$  (1-74)

Gerilme aralığı;  $\sigma_r = \sigma_{\max} - \sigma_{\min} = 2 \cdot \sigma_a$  (1-75)

Minimum (maksimum )gerilme;

$$\begin{aligned} \sigma_{\max} &= \sigma_m + \sigma_a \\ \sigma_{\min} &= \sigma_m - \sigma_a \end{aligned} \quad (1-76)$$

Şekil 1-52' de değişken gerilmeler ile ortalama gerilme arasındaki ilişki Al alaşımları için gösterilmiştir.



Şekil 1-52 : Al alaşımları için değişken gerilmeler ile ortalama gerilmeler arasındaki ilişki.(64)

Gerilme oranı;

$$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} \text{ veya } A = \sigma_a / \sigma_m \quad (1-77)$$

Gerilme çevrimlerine ait iki parametre olan  $\sigma_a$  ve  $\sigma_m$  ile diğer parametrelerin bulunabilmesi mümkündür. Yapılan testler göstermiştir ki çekmede ortalama gerilme ( $\sigma_m$  0'dan daha büyük olduğunda) yorulma ömrü üzerine ve gerilme genliğine  $\sigma_a$  olumsuz etkisi söz konusudur.

$$\sigma_d = \sigma_a + \sigma_m$$

Bu gerilme genliği simetrik olmayan çevrimlerde simetrik olan çevrimlere nazaran daha düşüktür. Ancak  $S_A$  aynı zamanda;

$$\sigma_d = \sigma_m + \sigma_a > S_A \text{ olmaktadır.}$$

Çekmedeki ortalama gerilmenin yorulma özelliklerine zararlı etkisi, çekme etkisi ile mikro hataların açılması ile açıklanabilmektedir, bu ise çatlak başlangıcı ve çatlak ilerleme periyotları olarak ifade edilmektedir.

Tablo A-41 ' den görüldüğü gibi büyük ortalama gerilmeler ile daha küçük değişken gerilmeler ' in verilen tekrar sayısında uygulanması gerekmektedir. Bu ise grafikte  $S_a$ -N çizgisinin altında kalan alanı ifade etmektedir.

Yorulma limitinin tespit edilmesi ile ilgili olarak değişken ve ortalama gerilmelerinin analitik ve grafik metodlarla ifade edilmesi hususunda değişik metodlar vardır. En önemlileri şekil 1-52' de verilmiş olup bunlara ilişkin eşitlikler aşağıda gösterilmiştir.

$$\text{Goodman çizgisi; } \sigma_a = S_A [1 - (\sigma_m / \sigma_K)] \quad (1-78)$$

Gerber parabolü;  $\sigma_a = S_A [1 - (\sigma_m / \sigma_K)]$  (1-79)

Soderberg çizgisi;  $\sigma_a = S_A [1 - (\sigma_m / \sigma_A)]$  (1-80)

Simith Eğrisi;  $\sigma_a = S_A [(1 - \sigma_m / \sigma_K) / (1 + \sigma_m / \sigma_K)]$  (1-81)

Gerber, Goodman ve Simith eşitliklerine göre;

$\sigma_m = \sigma_K$  olması halinde  $\sigma_a = 0$  olmaktadır.

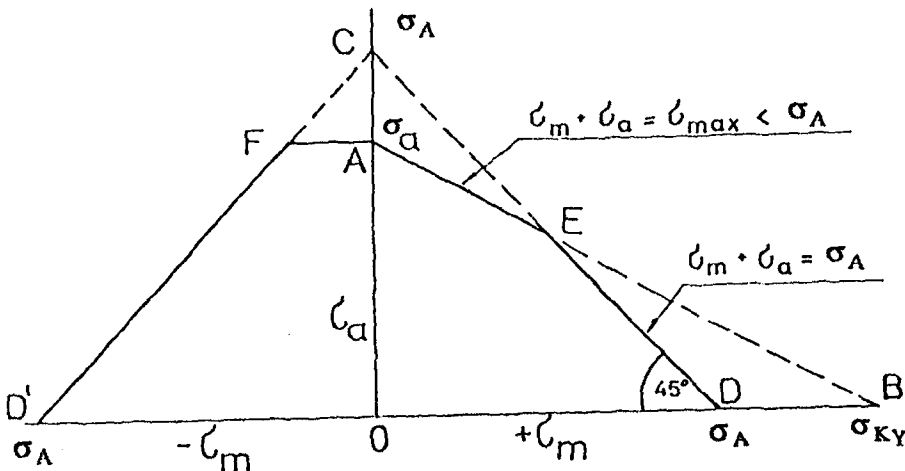
Yani ortalama gerilme çekme dayanımına eşit olduğunda bu olay geçerli olmaktadır. Daha kapalı bir yaklaşım olan Soderberg eşitliğinde;

$\sigma_m = \sigma_A$  olması halinde  $\sigma_a = 0$  olmaktadır.

Yani ortalama gerilmenin akma gerilmesine eşit olmasını ifade etmektedir Şekil 1-52. Burada bazı test sonuçları çentiksiz alüminyum alaşımı numuneler için incelenmiştir. ( $N_B = 10^7$ ) olmaktadır. Görülmektedir ki Goodman'ın, Soderberg'in ve Simith'in daha kaba olan yaklaşımlarına nazaran Gerber'in parabolik eşitliği daha iyi bir yaklaşım göstermektedir. Pek çok malzemeye ait ortalama gerilmenin değişken gerilme üzerine olan etkilerini daha iyi yaklaşımlar ile açıklamaktadır. Parçaların akmasına müsaade edilmez. Bu şart;

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a = \sigma_Y$$

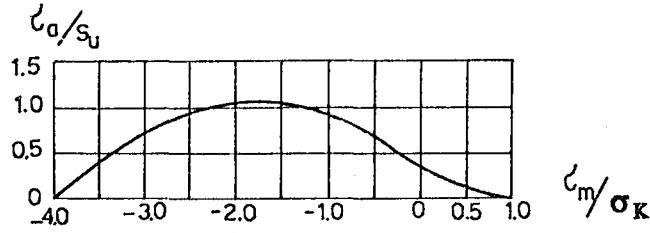
Şekil 1-53'te Değişken gerilme ile ortalama gerilme aynı anda gösterilmektedir. Negatif ortalama gerilme veya bası etkisindeki ortalama gerilme'nin değişken gerilme üzerine zararlı bir etkisi söz konusu değildir.



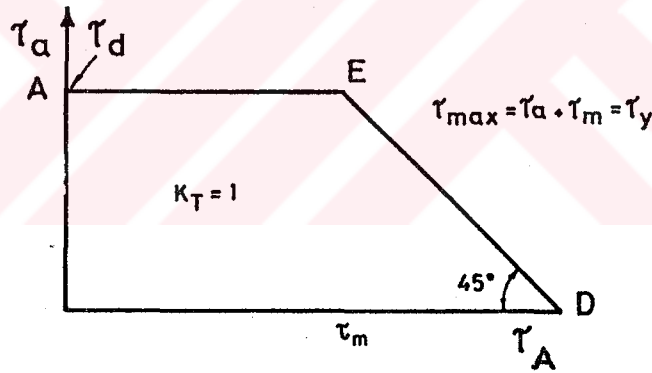
Şekil 1-53 : Değişken gerilme ve ortalama gerilmenin aynı anda gösterilmesi.

Dökme demir gibi gevrek malzemelerde ortalama bası şeklindeki ortalama gerilme çekmedeki ortalama gerilmenin etkisinden daha fazladır. Şekil 1-54' te de görüldüğü gibi yapı içindeki kusurların bası etkisi ile kapandıkları şeklinde bir açıklama getirilmiştir. Dolayısıyla maksimum bası gerilmesinin önemi çekme dayanımından daha büyüktür.

Burulmaya zorlanmakta olan pürüssüz shaftlarda ortalama kayma gerilmesi  $\tau_m$  gerilme genliği  $\sigma_a$ ' yı etkilememektedir. (Şekil 1-55). Elbetteki  $\tau_a - \tau_m$  ilişkisi bu örnekte burulmanın yönünden bağımsızdır.

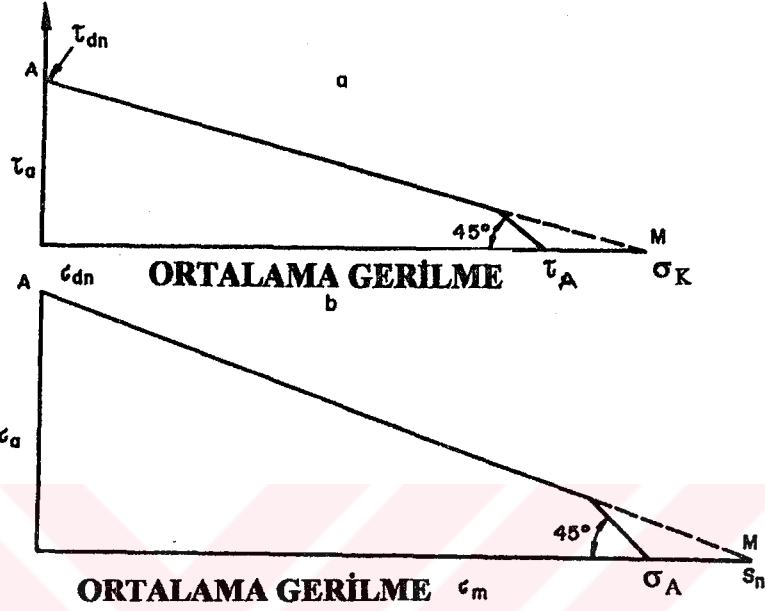


Şekil 1-54 : Dökme demir malzemelerde ortalama çekme ve basma gerilmeleri (65).



Şekil 1-55 : Burulma etkisindeki shaftlarda ortalama kayma gerilmesi ve gerilme genliği.

Farkedilir bir gerilme artışı mevcut olduğunda ( $K_T$  1 'den büyük olduğunda ) gerilme ifadesi çentik üzerindeki saf kayma halinden çıkmaktadır vede yüklemdeki ortalama kayma gerilmesi mütade edilebilir değişken gerilmeyi düşürmektedir (Şekil 1-56' ya). Bu örnekte Goodman çizgisi A noktası ile tekrarlı burulmadaki yorulma limitine karşılık gelen  $\tau_{dn}$ 'yi M noktası ile birleştirmektedir.



Şekil 1-56 : Burulma ve eğilme zorlanmalarında Goodman çizgisinin tespitleri.

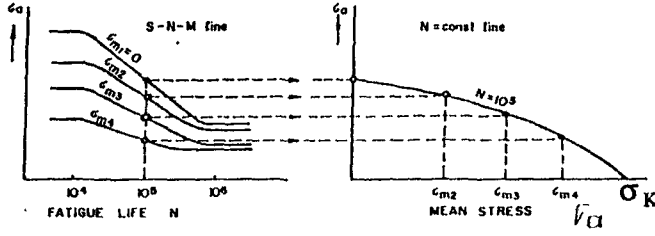
Maksimum burulma dayanımına karşılık olarak,  $\tau_m = \sigma_{KY}$  ' dir. Fakat burada deneysel datalar kullanışlı değildir. Maksimum burulma dayanımı çeliklerde  $\sigma_{KY} = 0.8.\sigma_K$  olarak alınabilir ve demir dışı metallerde  $0.7.\sigma_K$  alınmaktadır (65),

Eğilme ve eksenel yorulma zorlanmalarında Goodman çizgisindeki M noktası  $\sigma_m = \sigma_K$  şeklinde kabul edilmektedir ve A noktası simetrik eğilme veya eksenel yüklemdeki çentikli yüklemelerin (Şekil 1-56 b yorulma limitine karşılık gelmektedir ( $\tau_{dn}$ )). Tablo A-25 ten A-29' a kadar kesik çizgili Goodman çizgisi ile diğer literatürden geçen test sonuçları arasındaki kıyaslamayı göstermektedir. (  $N=10^7$  yük tekrarı ve A1 alaşımları için ).

### 1-13-1 DALGALANMALI GERİLMELER İÇİN YORULMA ÖMRÜ

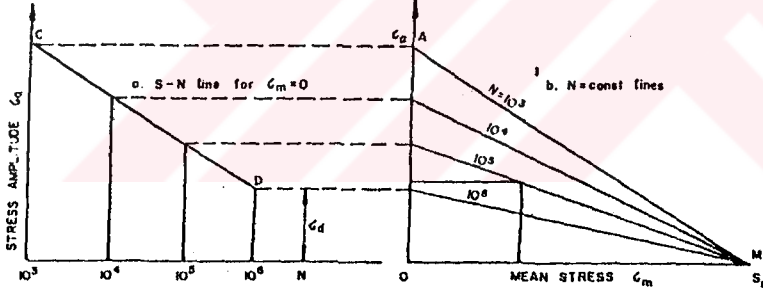
Tablo A-30 dan A-37' ye kadar deneysel  $\sigma_a - \sigma_m$  eğrilerini yorulma ömrü ile ilgili olarak  $N = 10^5, 10^6, 10^7$  yük tekrarları için göstermektedir. Bu eğrilere N= sabit eğriler veya sabit ömür eğrileri adı verilmektedir.  $\sigma_{min}$  ve  $\sigma_{max}$  koordinatlarında bu diyagramlarda gösterilebilmektedir. Diyagram (1-76) eşitliğini grafik olarak ifade etmektedir.





Şekil 1-57 : Deneysel sabit ömür eğrilerinin edilmesi metodu.

Deneysel sabit ömür eğrilerinin elde edilmesinin metodu S-N çizgilerinden bir grup değişik ortalama gerilmenin alınarak interpolasyon yapılmasıdır. Bu olay şekil 1-57 'de gösterilmiştir. Şekil 1-58' de ideal  $N = \text{sabit}$  çizgilerin elde edilmesine ilişkin Goodman 'ın değişken gerilmeler ile ortalama gerilmelerin arasındaki lineer ilişkinin temel alındığı yöntem gösterilmektedir. Bu şekilde CD çizgisi deneysel veya ideal  $\sigma$ -N çizgisidir ve ortalama gerilmenin 0 olduğunu göstermektedir ve M noktası bir odak noktası şeklindedir.  $\sigma_m = \sigma_K$  noktasına karşılık gelmektedir. Bu tablo A-30, A-37' e kadar görülebilmektedir. Goodman 'ın çizgilerinin uygulanması ortalama gerilme bahsi konusunda bazen oldukça geçte yakın sonuçlar vermektedir.



Şekil 1-58 . Goodman'ın değişken gerilmeler ile ortalama gerilmelerin arasındaki lineer ilişkinin temel alındığı yöntem.(65)

Ancak test sonuçlarından sapmalar ortalama gerilme konsantrasyonu parçalarda fazla değildir. Bağlantılarda aşınma olaylarının geçerli olduğu olaylarda sapmalar daha büyüktür ve değişik R gerilme oranlarına ait (-1,0,0.5 vs.) değerlerin veya daha farklı bir yöntem olan Soderberg 'in Goodman 'ın yerine kullanılması daha fazla tercih edilmektedir.

Deneysel  $N = \text{sabit}$  çizgilerinin elde edilebilmesi için sabit ortalama gerilmenin parametre olduğu ( $\sigma$ -N-M çizgileri, şekil 1-57) veya sabit yükleme oranının parametre olduğu veya sabit minimum gerilme şartının geçerli olduğu testlerden elde edilen  $\sigma$ -N çizgilerine ihtiyaç vardır. Bu birbirilerinden farklı 3 parametre ile verilen malzemeye ait olarak elde edilen  $\sigma$ -N çizgileri aynı değillerdir çünkü sadece ilk örnekte gerilme çevriminin statik bileşeni  $\sigma$ -N çizgisinin tüm noktalarında değişmemektedir. Fakat genelde ortalama gerilme eğer 0 değilse emniyet faktörü farklı yükleme şartları için farklı şekillerde elde edilmektedir.



$$A = \sigma_a / \sigma_m = (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) / (\sigma_{\max} + \sigma_{\min})$$

$$= [1 - (\sigma_{\min} / \sigma_{\max})] / [1 + (\sigma_{\min} / \sigma_{\max})] = (1 - R) / (1 + R)$$

A = sabit olduğunda, karşılıklı olarak , R = sabit olmaktadır

2- $\sigma_m$  = sabit olması halinde değişken gerilme bileşeni

$$K = OF / OD \quad (1-84)$$

Çünkü AQ gerekli şartı sağlamaktadır.  $\sigma_m$  = sabit ve Q izin verilebilir en yüksek aşırı yükleme noktasına karşılık gelmektedir.

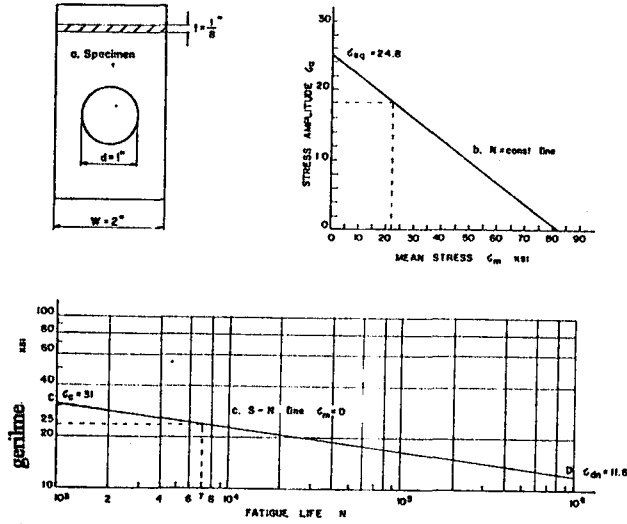
3-  $\sigma_m$  = sabit olması halinde sadece  $\sigma_{\max}$ ' de değişim söz konusudur.

$$K = OG / OD \quad (1-85)$$

Çünkü ML  $\sigma_{\min} = \sigma_m - \sigma_a$  = Sabit olduğu koşulu karşılamaktadır.

Yukarıdaki her 3 koşulda da gerilme genliği emniyet faktörü K şu şekilde tanımlanabilir; eğer değişken yükleme K kat daha büyük olursa parçada hasar meydana gelir. İlk yükleme şartı ( A= sabit , R= sabit ) en önemli dizayn kriteridir. Uçaklar için örneğin şu anlama gelmektedir, eğer uçuş esnasında daha yüksek bir ortalama gerilmeye müsaade edilirse onunla orantılı olarak daha yüksek değişken gerilmeyede müsaade edilebilir. Örneğin sabit ortalama gerilme koşulu kullanıldığında statik gerilme bileşeni olarak parçanın sabit ağırlığı dikkate alınır ( köprü de olduğu gibi ). Sabit minimum gerilme şartı parçayı etkileyen değişken yükleme sabit ve minimum olduğunda kullanılır. ( iki parçanın bir ön yük kuvveti ile birbirine bağlanmasında veya yaylarda sabit minimum bir bası söz konusu olmaktadır.

Dalgalanmalı gerilmeye maruz çentikli numunelerin yorulma ömrünün tespit edilmesinde kullanılan değişik yöntemler vardır. Bu hesaplama ile ilişkin alternatif yöntemlerden dördü aşağıda verilen değişik temel deneysel datalardan hareketle uygulanmaktadır. Aşağıda levha şeklinde bir parça kullanılmıştır. Parçanın orta kısmında merkezi bir delik bulunmaktadır ve dalgalanmalı gerilmeye maruz bırakılmışlardır.( şekil 1-60 ).



Şekil 1-60 : Ortasında merkezi bir delik bulunan ve dalgalanmalı gerilmeye maruz parçaya ait yorulma diyagramları.

Şekil 1-60 a parça 0.125 inch kalınlığında 7075-T6 alüminyum alaşımıdır. Bu parça 500 ila 5000 libre arasında değişen dalgalanmalı çekme gerilmesine maruz bırakılmıştır . Ömür aşağıdaki şekilde hesaplanmaktadır.

Dalgalanmalı gerilmeye maruz çentikli numunenin yorulma ömrünün hesaplanmasında .

a-Çentikli numune , b-N= Sabit çizgi , c-  $\sigma_m = 0$  için  $\sigma$ -N çizgisi ' dir.

Çözüm:

Gerilme tekrar parametresi :

$$\sigma_{\max} = P_{\max} / A = 5000 / 0.125 = 27.56 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_{\min} = 0.1 \cdot \sigma_{\max} = 2.75 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_a = 0.5(40 - 4) = 12.40 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

$$\sigma_m = 0.5(40 + 4) = 15.158 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$$

Gerilme konsantrasyon faktörü:

$$K_T = 2.15 \text{ çünkü } d/W = 0.5 \text{ ( tablo A-10 )}$$

Çentik etkisi:

$$K_F / K_T = 0.92 \text{ (şekil 4.9)}$$

$$K_F = 2.15 \times 0.92 = 1.978$$

$N = 10^6$  Yük tekrarı için malzeme yorulma dayanımı:

$$\sigma_{\text{çbY}} = 15.85 \text{ daN/mm}^2 \text{ (tablo A-14) .}$$

### Metod 1:

$K_F$  Goodman ' ın  $N =$  sabit yönteminde mukavemet azalma faktörü. Çentikli numunenin  $N = 10^6$  yük tekrarı için 0 ortalama gerilme ve çekme-basma yüklemesinde yorulma limiti.

$$\sigma_{\text{dn}} = \sigma_{\text{çbY}} / K_F = 15.85 / 1.978 = 8.013 \text{ daN/mm}^2$$

$\sigma_a = 12.402 \text{ daN/mm}^2$ ,  $\sigma_m = 15.15 \text{ daN/mm}^2$  ve  $\sigma_K = 56.5 \text{ daN/mm}^2$  olmaktadır. Düşünülen elemanın  $N=$  sabit çizgisi şekil 1-60 b ve 0 ortalama gerilme genliği için eşdeğer gerilme genliği  $\sigma_{\text{eş}} = 17.08 \text{ daN/mm}^2$  ki bu dalgalı gerilme altında zorlanmada aynı sayıdaki çekme-basma yük tekrarı sonunda hasarın oluşması şeklinde sonuçlanmıştır.

$\sigma$ - $N$  çizgisi CD  $R = -1$  olması halinde  $\sigma_{\text{dn}} = 8.013 \text{ daN/mm}^2$  değeri ile saptanmıştır.  $(\sigma_K \sigma_{\text{dn}})^{1/2} = 21.27 \text{ daN/mm}^2$  (şekil 1-60 c). Bu çizgiden görülmektedirki  $N = 7.10^3$  yorulma ömrü için  $\sigma_{\text{eş}} = 17.08 \text{ daN/mm}^2$  değişken gerilme tespit edilir. Bu eleman ' ın yorulma ömrüdür. Dalgalı gerilme söz konusu olduğunda  $\sigma = 12.402 \pm 15.15 \text{ daN/mm}^2$   $N=$  sabit çizgi (şekil 1-60 b) ' ye göre aynı yorulma ömrüne sahip olmaktadır.

### metod 2

$K_F$  gerçek gerilme konsantrasyon faktörü olup,  $K_T = 1$  alınarak deneysel  $N=$  sabit çizgiler yönteminin kullanılması yöntemi.

Bu metod ' da  $K_F$  lokal değişken gerilmenin hesaplanmasında kullanılmaktadır.  $\sigma'_a = \sigma_a K_F$  şeklinde açıklanmaktadır. Buradaki örnekte gerilme konsantrasyonu bölgesindeki lokal gerilme;

$$\sigma'_a = 12.402 \times 1.978 = 24.52 \text{ daN/mm}^2 \text{ ve}$$

$$\sigma'_m = \sigma_m = 15.15 \text{ daN/mm}^2 \text{ olmaktadır.}$$

### ÖRNEK 1-5:

A-15 inch ' lik bir çubuk AISI 1050 soğuk çekilmiş malzemeden işlenmiştir. Bu parça 0 ' dan 16 ' ya değişen dalgalı çekme zorlanmasına maruz kalmaya dayanıklı olacaktır. Köşelerin vede "fillet " yarıçapları nedeniyle yorulma gerilme konsantrasyon faktörü  $K_f = 1.85$  'tir. Marin faktörleri dikkate alınmak suretiyle tespit edilmiştir vede

$$k_a = 0.797, k_b = 1 = k_d \text{ ve } k_c = 0.86 \text{ ' dır.}$$

- a) Düzenlenmiş Goodman Çizgisi ile  $K_f$  ' i yorulma dayanım azaltıcı faktör gibi kullanılıp  $\sigma_m$  ' in sabit kaldığını düşünerek emniyet faktörünü tüm grafiksel çözüm metodlarıyla tespit edin.
- b) a ' dakinin benzeri olarak  $\sigma_a$  'nın sabit olmadığı düşünülerek
- c)  $\sigma_a / \sigma_m$  ' in sabit olmadığı
- d)  $K_f$  gerilme konsantrasyon faktörü olarak kullanıldığında
- e) d ile aynı fakat  $\sigma_a$  sabit kalıyor.
- f) d ile aynı fakat  $\sigma_a / \sigma_m$  sabit
- g) İlgili metodu kullanarak akma ihtimaline karşı olan emniyet faktörünü hesaplayınız.

Cözüm:(a)

TabloA-1 'den  $\sigma_A = 57.87 \text{ daN/mm}^2$ ,  $\sigma_{K_Y} = 68.9 \text{ daN/mm}^2$  bulunur.

$S_y = 84 \text{ kpsi}$ ,  $S_{ut} = 100 \text{ kpsi}$  bulunur. bu yüzden  $\sigma'_{\text{çY}} = 0.504(68.9) = 34.72 \text{ daN/mm}^2$

yorulma dayanımı azaltıcı faktörü  $k_e$ ,  $k_e = \frac{1}{K_f} = \frac{1}{1.85} = 0.541$ .

Bu yüzden düzeltilmiş sürekli dayanım limiti

$$\sigma_{\text{çY}} = k_a k_b k_c k_d k_e \sigma'_{\text{çY}} = 0.797(1)(0.923)(1)(0.541)(34.72) = 13.78 \text{ daN/mm}^2$$

Gerilmeler şu şekilde bulunabilir.

$$\sigma_a = \frac{4.F_a}{\pi.d^2} = \frac{4(3559)}{\pi(38.1)^2} = 3.121 \text{ daN/mm}^2 \quad \sigma_m = \frac{4.F_m}{\pi.d^2} = \frac{4(3559)}{\pi.(38.1)^2} = 3.121 \text{ daN/mm}^2$$

Bu datalar şimdi şekil 1-61' de çizilmiştir.  $\sigma_m$  sabittir.  $\sigma_a$  ile birlikte aşırı yükleme tehlikesi. Bu yüzden 1-61 a daki AB çizgisi yükleme çizgisidir

$\sigma_a = 13.16 \text{ daN/mm}^2$  bulunur.

$$n = \frac{\sigma_a Y}{\sigma_a} = \frac{13.15}{3.121} = 4.22$$

b)  $\sigma_a$  sabit olmakla birlikte  $\sigma_m$  ile birlikte aşırı yükleme tehlikesi söz konusudur. Bu yüzden AD çizgisi 1-60 a yük çizgisidir.  $\sigma_m = 53.25 \text{ daN/mm}^2$  verilmektedir. Emniyet faktörü.

$$n = \frac{S_m}{\sigma_m} = \frac{53.25}{4.53} = 17.07$$

c)  $\sigma_a$  ve  $\sigma_m$  daima kendi aralarında aynı sabit ilişkiye sahiptir. Sonra her ikisinde orantılı olarak aşırı yüklemeye neden olabilir. Bu yüzden yük çizgisi AC şekil 1-61 a 'daki ve  $\sigma_a = \sigma_m = 11.50 \text{ daN/mm}^2$ 'dir. Emniyet faktörü;

$$n = \frac{S_a}{\sigma_a} = \frac{S_m}{\sigma_m} = \frac{11.50}{3.121} = 3.68$$

(d,e,f)  $K_f$  kullanıldığında gerilme konsantrasyon faktörü olarak gerilmeler yorulma diyagramında şu şekilde kullanılabilir;

$$\sigma_a = K_f \frac{4.F_a}{\pi.d^2} = 1.85 \frac{4(3559)}{\pi.(38.1)^2} = 5.76 \text{ daN/mm}^2$$

$$\sigma_m = \frac{4.F_m}{\pi.d^2} = 3.121 \text{ daN/mm}^2, k_e = 1 \text{ olduğundan sürekli dayanım limiti}$$

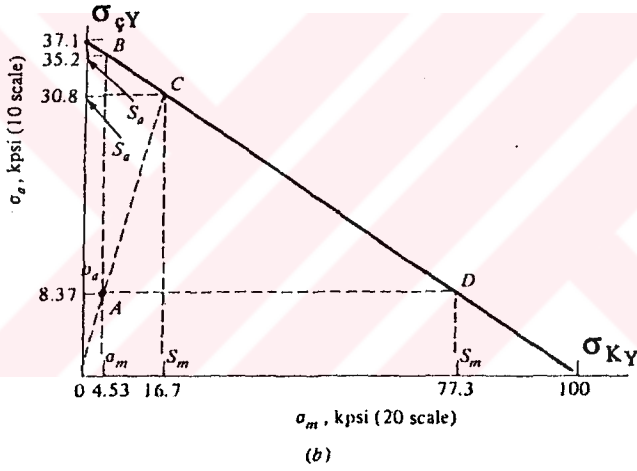
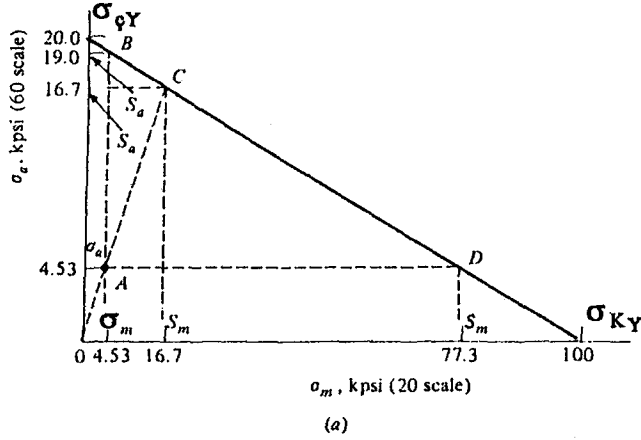
$$\sigma_{\varphi Y} = 0.797(1)(0.923)(1)(1)(34.72) = 25.56 \text{ daN/mm}^2$$

Şekil 1-19 b 'de bu datalar çizilmişlerdir. Şekil 1-19 b 'deki ordinat skalası şekil 1-61 a 'dan farklı olarak seçilmiştir. Emniyet faktörü bu grafikten tam olarak seçilebilir. Sonuçlar aynıdır.

g) Akmaya karşı koyacak emniyet faktörü grafik olarak 1-50 şeklinde akma çizgisi alınır ve şekil 1-61 a 'daki prosedür takip edilir. Fakat bu şekil 1-61 b 'de yapılamaz. Ancak  $\sigma_a$  gerilmesi  $K_f$  nedeniyle arttırılmıştır. Bu nedenle gerilme konsantrasyon faktörü

statik yüklemeye maruz sünek malzemelerde kullanılamaz. Bu problem  $K_f$  ile başka bir yöne çekilebilir. Daha önce incelenen analitik metodlar kullanılmak suretiyle statik emniyet 'in belirlenmesi sağlanır. Böylece emniyet faktörü akmaya karşılık olarak;

$$n = \frac{\sigma_Y}{\sigma_a + \sigma_m} = \frac{57.87}{3.121 + 3.121} = 9.28 \text{ 'dir.}$$



Şekil 1-61 :Grafik analiz amacıyla kullanılan Goodman diyagramı.(a) 'da  $K_f$  yorulma dayanım azaltıcı faktör, (b) 'de ise gerilme artırıcı faktör olarak kullanılmıştır.

**ÖRNEK 1-6:** 1-5 no 'lu örnekteki a ve b ve c kısımlarını düzenlenmiş Goodman çizitliklerini kullanarak çözünüz.

$$a) \sigma_m = 3.121 \text{ daN/mm}^2, \sigma_{\phi Y} = 13.78 \text{ daN/mm}^2, \sigma_{KY} = 68.9 \text{ daN/mm}^2$$

$$\text{Eşitlik 1-67 'den } \sigma_a = \sigma_e \left( 1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{KY}} \right) = 13.78 \left( 1 - \frac{3.121}{68.9} \right) = 13.16 \text{ daN/mm}^2; \text{ Emniyet faktörü}$$

$$n = \frac{\sigma_K}{\sigma_a} = \frac{13.16}{3.121} = 4.22 \text{ ' dir.}$$

b)  $\sigma_m$  ' in üzerinde bir aşırı yükleme ile 1-67 eşitliğinden



$S_m$ 'i  $S_a = \sigma_a = 3.121 \text{ daN/mm}^2$ , böylece

$$S_m = \sigma_{KY} \left( 1 - \frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} \right) = 68.9 \left( 1 - \frac{3.121}{13.78} \right) = 53.26 \text{ daN/mm}^2$$

Emniyet faktörü,

$$n = \frac{S_m}{\sigma_m} = \frac{53.26}{3.121} = 17.07$$

c) Burada 1-71 eşitliği uygulanır, fakat burada olayı tasfir edecek alternatif yaklaşımlar seçebiliriz. Önce 1-65 eşitliğinden.

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_m} = \frac{S_a}{S_m} = A \quad (1-86)$$

1-65 eşitliğinden düzenlenmiş Goodman eşitliklerinden;

$$S_m = \frac{\sigma_{\phi Y} \cdot \sigma_{KY}}{\sigma_{\phi Y} + A \cdot \sigma_{KY}} \quad (1-87)$$

Bu problem için  $\sigma_a / \sigma_m = 3.121 / 3.121 = 1$ 'dir. Burada 1-87 eşitliğinden

$$S_m = \frac{13.78 \cdot (68.9)}{13.78 + 1(68.9)} = 11.50 \text{ daN/mm}^2, \text{ ve}$$

$$n = \frac{S_m}{\sigma_m} = \frac{11.50}{3.121} = 3.68' \text{ dir.}$$

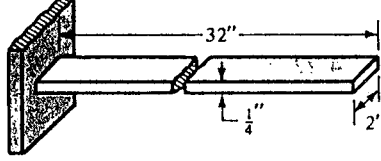
**ÖRNEK 1-7:** Düz bir yaprak yay hadde milini takip eden bir mekanizmada düzlem kam ile birlikte kullanılmaktadır. Takip eden bu parçanın hareket aralığı sabittir. Ancak ön yüklenmiş yay farklı kam hızlarına göre ayarlanabilmektedir. Kam yüksek hızlarda çalışmaya başladığında ön yüklemde takip edicinin yüzmesini veya zıplamasını önleyecek şekilde artmalıdır. Düşük hızlarda ön yükleme kam ve haddenin kontak yüzeylerinde daha uzun bir ömür elde edebilmek için düşürülmelidir.

Yay çeliktir ve ankastre olup 812.8 mm uzunluğunda, 50.8 mm genişliğindedir ve 6.35 mm kalınlığındadır. Şekil 1-62' de diğer büyüklükler yer almaktadır. Malzemeye ait dayanım değerleri

$$\sigma_K = 103.35 \text{ daN/mm}^2, \sigma_A = 87.50 \text{ daN/mm}^2 \text{ ve } \sigma_{\phi Y} = 19.29 \text{ daN/mm}^2' \text{ dir.}$$

Tamamı Marin düzenleme faktörleri ile düzenlenmiştir. Toplam kam hareketi 2 inch ' tir ve bizde burada yayı yavaş hareketlerde 50.8 mm ' lik bir ön yüklem hızlı hareketlerde ise 127 mm' lik bir ön yüklem

yüklüyoruz. Bu her iki durum için emniyet faktörünü tespit edin ve statik hasar ihtimalini (akma ) kontrol edin, (Düzenlenmiş Goodman kriteri kullanılacaktır).



Şekil 1-62 :Kam 'ı takip eden ankastre yay.

$$I = \frac{b \cdot h^3}{12} = \frac{2(6.35)^3}{12} = 42.674$$

Şehim uygulanan kuvvet ile aşağıdaki eşitliğe göre ilişkilidir.

$$y = \frac{F \cdot L^3}{3 \cdot E \cdot I} \text{ bu yüzden yay sabiti, } k = \frac{F}{y} \text{ dir. Buradan } k = \frac{3 \cdot E \cdot I}{l^3}$$

$$k = \frac{3(30)(10^6)(42.67)}{(812.8)^3} = 71.5 \text{ daN/mm. Eğilme gerilmesince oluşan deformasyon,}$$

$$\sigma = \frac{M \cdot c}{I} = \frac{71.5(812.8)(3.175)}{42.67} (10^{-3}) = 7.579 \text{ daN/mm}^2$$

Böylece  $\sigma_a = 7.579 \text{ daN/mm}^2$  bulunulur. Şimdi  $\sigma_m$ 'i parametrik bir formda  $\sigma_m = 7.579 \cdot \delta$  olarak tanımlayabiliriz. Burada  $\delta =$  Sapma miktarıdır. Tasarımda  $\delta^*$  yı hasarı meydana getirebilecek sapma miktarı olarak farzedelim. 1-67 ' de bunu yerine koyduğumuzda

$$\frac{7.579}{19.29} + \frac{7.579 \cdot \delta^*}{103.35} = 1 \text{ dir. veya,}$$

$$\delta^* = \frac{103.35}{7.579} \left( 1 - \frac{7.579}{19.29} \right) = 8.28 \text{ Düşük hızlar için } \delta = 2 \text{ mm ' tir ve emniyet faktörü düşük}$$

hızlarda

$$n = \frac{\delta^*}{\delta} = \frac{8.28}{2} = 4.14 \text{ ' dir. Bu arada yüksek hızlarda } \delta = 5 \text{ inch ' tir ve emniyet faktörü,}$$

$$n = \frac{\delta^*}{\delta} = \frac{8.28}{5} = 1.66 \text{ ' dir.}$$

İlk yükleme neticesinde akmaya sebep olacak ön yükün belirlenmesi için ;

$\sigma_a + \sigma_m = \sigma_A$  ' dir veya yerine konarak,

$$7.58 + 7.58.\delta^* = 87.50 \quad \delta^* = \frac{87.50 - 7.579}{7.579} = 10.5 \text{ inch. Daha sonra } \delta = 5 \text{ inch}$$

için,

$n = \frac{\delta^*}{\delta} = \frac{10.5}{5} = 2.1$  bunun anlamı 2.1 kez sapma miktarı arttırılırsa o zaman akma meydana gelir. Yukarıdaki tüm değerler değişken gerilmeler tarafından elde edilmiş emniyet faktöründen bulunmuşlardır. Dayanımdaki değişiklikler temel alınarak emniyet faktörünün nasıl bulunacağına bir bakalım. 1-71 eşitliği kullanılarak;

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{\phi Y}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{KY}} = \frac{1}{n} = \frac{7.579}{19.29} + \frac{7.579.\delta}{103.35}, \delta = 5 \text{ için}$$

$$n = \frac{1}{\frac{7.579}{19.29} + \frac{7.579.\delta}{103.35}} = \frac{1}{\frac{7.579}{19.29} + \frac{7.579(5)}{103.35}} = 1.32$$

bulunur. Buradaki n ' in anlamı  $\sigma_{\phi Y}$  ve  $\sigma_{KY}$  ' nin her ikisinde 1.32 faktörü kadar

azaltılması halinde hasarın meydana geleceğidir. Akma için  $\sigma_a + \sigma_m = \frac{\sigma_{KY}}{n}$  veya,

$$n = \frac{\sigma_{KY}}{\sigma_a + \sigma_m} = \frac{87.50}{7.579 + 7.579.\delta} = \frac{87.50}{7.579 + 7.579(5)} = 1.92$$

Bunun anlamı akma nedeniyle hasarın eğer akma direnci 1.92 faktörünce azaltılırsa meydana geleceğidir.

#### 1-14 DALGALANMALI BURULMA GERİLMELERİ ALTINDA YORULMA DAYANIMI.

Simith tarafından yapılan geniş sayıda deneyler dalgalanmalı burulma sonucu oluşan yorulma hakkında oldukça enteresan sonuçlar vermiştir (66). Simith ' in ilk sonucu 72 teste dayanmaktadır. Görlmektedir ki burulmaya ait ortalama gerilme burulmada akma dayanımından büyük olmadığı sürece, malzemenin sünek. çentiksiz ve silindirik olması halinde burulmaya ait sürekli dayanım limitine hiç bir etkisi yoktur.

Simith ' in ikinci sonucu gerilme konsantrasyonuna sahip çentikli veya yüzey hasarlarına sahip parçalara uygulanmaktadır. Bu örnekte şunu görmüştür ki burulmadaki yorulma limiti Goodman çizgisinden farklı olarak burulmanın ortalama gerilmesi ile birlikte

düşmektedir. Fakat sonuçlar göstermektedirki düzenlenmiş Godman teorisi burulmayada uygulanabilmektedir.

Joerres ' te göstermiştirki (67) Simith ' in teorisi geçerlidir ve o da dalgalı burulma için düzenlenmiş Goodman ' ın ilişkili olduğunu göstermiştir.

$$\tau_{bY} = 0.67. \sigma_{KY} \quad (1-88)$$

$\tau_{bY} = 0.577. \sigma_A$  ' dır şekil değiştirme enerjisi teorisinden ve yük faktörü

$k_C$  1-22 ' de 0.577 olarak verilmiştir.

### 1-15 YÜK MODLARININ KOMBİNASYONU:

1-8 no' lu bölümde görülmüştür ki yük faktörü  $k_C$  ' nin sürekli dayanım limitini elde etmede kullanıldığı ve bu yüzden sonuç yüklemenin eksenel, eğilme veya burulma olup olmadığına bağlı olmaktadır. Bu bölümde şu soruya cevap vermeye çalışacağız. Eğer yükleme bu yüklemelerin bir karışımıysa o zaman ne yapacağız, eksenel veya burulma yüklenmesi ise buna ek olarak her bir yük moduna ait ayrı sürekli dayanım limitlerinin bir araya nasıl getirileceğidir. Arada çeşitli gerilme konsantrasyonları söz konusu olabilecektir. Bunu şu şekilde cevaplayabiliriz.

1) Dayanım için tamamen düzeltilmiş eğilme için olan sürekli dayanım limiti kullanılmalıdır ( $S_e$ )

2) Burulma, eğilme ve eksenel gerilmenin değişken bileşenlerine uygun gerilme konsantrasyon faktörlerinin uygulanması gerekmektedir.

3) Herhangi bir eksenel gerilme bileşeninin  $\frac{1}{k_{C,ax}} = \frac{1}{0.923} = 1.083$  faktörü ile

çarpılması gerekmektedir.

4) Sonuçta bulunan gerilmelerin Mohr ' un dairesel gerilme analizinde yerine koyup ana gerilmeleri hesaplayınız.

5) Dördüncü adımdaki sonuçları kullanarak von Mises ' in  $\sigma'_a$  değişken gerilmesini bulunmalıdır.

6)  $\sigma'_a$  ile  $\sigma_{\phi Y}$  ' yi kıyaslayarak emniyet faktörünü bulunuz ve  $\sigma'_a$  ile  $\sigma_{\phi Y}$  arasındaki güvenirlilik değeri hesaplanmalıdır.

Şu yaklaşımdan yola çıkılmıştır ki, tüm gerilme bileşenleri tam olarak tekrarlabilir ve birbirlerine göre aralarında bir zaman fazı bulunmaktadır. Eğer aralarında faz yoksa aynı

frekanstadırlar. Her bir elemanın trigonometrik terimlerle açıklanması ile maximum bulunur ve faz açıları kullanılarak sonuca ulaşılır. Eğer iki veya fazla sayıdaki gerilme bileşenleri farklı frekanslara sahipse problem zordur. İki veya daha fazla bileşen sıkça faz çakışması konumuna gelirken burada genliklerde bir artma söz konusu olur.

Eğer ortalama gerilmelerde varsa 4. ve 5. adımlar bunlar için tekrarlanmalıdır ve sonuçtaki von Mises ortalama gerilmesi  $\sigma'_m, \sigma'_a$  ile düzenlenmiş Goodman çözümü oluşturmak üzere kullanılır.

Ortalama gerilmelerin yorulma gerilme-konsantrasyon faktörünce arttırılmadığı farz

edilir.  $K_f$  veya  $K_{sf}$  gevrek malzeme gibi davranmadığı sürece  $\frac{I}{k_c \cdot \text{eksenel}}$  eksenel

ortalama gerilmeye uygulanmamalıdır. Çünkü bunlar statik olarak kabul edilirler.

Büyüklik faktörünün eksenel yükleme için, eğilme ve burulma içinde aşağı yukarı aynı olduğu görülmektedir. Eğilme mevcut olduğunda eksenel bileşenin varlığı daima bağlı olarak küçüktür ve çoğu örnekte hassaslık kaybı oldukça küçüktür.

#### ÖRNEK 1-8:

Dönel bir shaft 42 mm çapa ve 4 mm et kalınlığına sahiptir, vede AISI 1018 soğuk çekilmiş çelikten yapılmıştır vede 6 mm. çapında içinde enine açılmış bir delik vardır. Aşağıda belirtilen şartlar altında yorulma ve statik hasarlara karşı emniyet durumunu hesaplayınız.

- Mil tam olarak tekrarlı 120 N.m momente sahiptir. Tekrarlı eğilme momentide 150 N.m. ' lik bir momenttir ve ikisi faz halindedir.
- Shaft 20~60 N arasında değişen dalgalı bir burulmaya vede durağan bir 150 N.m. ' lik eğilme momentine sahiptir.

#### Çözüm:

Tablo A-1 ' den minimum dayanımı Denklem 1-4 ' ten  $S_{ut} = 440 \text{ MPa}$  ve  $S_{yt} = 370 \text{ MPa}$  olduğu görülür. Böylece dönel çubuğun tespit edilen sürekli dayanım limiti  $S'_e = 0.504 \cdot (440) = 222 \text{ MPa}$ , Denklem 1-25 ' ten yüzey faktörü elde edilir.  $a = 1.58$  ve  $b = - 0.085$  ' tir. Sonuç;

$$k_a = a \cdot \bar{\sigma}_{KY}^b = 1.58(440)^{-0.1133} = \left(\frac{42}{7.62}\right)^{-0.1133} = 0.824. \text{ Marin faktörleri ile}$$

birleştirilir ve ;

$$\sigma_{vy} = 0.942(0.824)(222) = 172 \text{ MPa}$$

a) Teorik gerilme konsantrasyon faktörü Tablo A-38 ' den bulunur.  $a / D = 6 / 42$  kullanılarak ( $=0.143$ ) ve  $d / D = 34 / 42 = 0.810$  ve lineer interpolasyon yapılarak eğilme için  $A=0.798$  ve  $K_t = 2.366$  elde edilir.  $K_{ts} = 1.75$  ise burulma içindir. Böylece eğilme için

$$Z_{net} = \frac{\pi \cdot A}{32 \cdot D} (D^4 - d^4) = \frac{\pi(0.798)}{32 \cdot (4.2)} [(4.2)^4 - (3.4)^4] = 3.31 \text{ cm}^3$$

ve burulma için;

$$J_{net} = \frac{\pi \cdot A}{32} (D^4 - d^4) = \frac{\pi \cdot (0.89)}{32} [(4.2)^4 - (3.4)^4] = 15.5 \text{ cm}^4$$

Daha sonra şekil 1-19 ve 1-14' ten çentik etkileri 0.78 eğilme ve 0.96 ' da burulma için bulunur. 1-32 ' den yorulmada gerilme konsantrasyon faktöründe;

$$K_f = 1 + q(K_t - 1) = 1 + 0.78(2.366 - 1) = 2.07$$

$$K_{fs} = 1 + 0.96(1.75 - 1) = 1.72$$

Eğilme gerilmesi buradan;

$$\sigma_x = K_f \frac{M}{Z_{net}} = 2.07 \frac{150}{3.31} = 93.8 \text{ MPa} \text{ bulunur ve burulma gerilmesi ise;}$$

$$\tau_{xy} = K_{fs} \frac{T \cdot D}{2 \cdot J_{net}} = 1.72 \frac{120(4.2)}{2(15.5)} = 28.0 \text{ MPa}$$

Mohr ' un daire analizi sonucunda ana gerilmeler.

$$\sigma_A, \sigma_B = \frac{\sigma_x}{2} \pm \left[ \left( \frac{\sigma_x}{2} \right)^2 - \tau_{xy}^2 \right]^{1/2} = \frac{93.8}{2} \pm \left[ \left( \frac{93.8}{2} \right)^2 + (28.0)^2 \right]^{1/2} = 101.5, -7.7 \text{ MPa}$$

Aşağıdaki eşitlikten von Mises gerilmesi

$$\sigma' = (\sigma_A^2 - \sigma_A \sigma_B + \sigma_B^2)^{1/2}, \text{ dir.} \quad (1-89)$$

$\left[ (101.5)^2 - (101.5)(-7.7) + (-7.7)^2 \right]^{1/2} = 105.6 \text{ MPa}$ . Sonuç olarak yorulma hasarlarına karşı emniyet faktörünü;

$$n = \frac{\sigma_{\text{fY}}}{\sigma'} = \frac{172}{105.6} = 1.63$$

Akma karşısındaki emniyet faktörünü bulmak için  $K_f$  'i kullanmayıp  $K_{fs}$  'yi kullanırız çünkü malzeme sünektir ve  $\sigma_x = 45.3 \text{ MPa}$  bulunur ve  $\tau_{xy} = 16.3 \text{ MPa}$  'dır. Bu bileşenler ve kısa kesilmiş formülle von Mises gerilmelerini;

$$\sigma' = (\sigma_x^2 + 3\tau_{xy}^2)^{1/2} \quad (1-90)$$

$$= \left[ (45.3)^2 + 3(16.3)^2 \right]^{1/2} = 53.4 \text{ MPa ve}$$

$$n = \frac{\sigma_A}{\sigma'} = \frac{370}{53.4} = 16.93$$

b) Sorunun bu kısmı bize emniyet faktörünü sormaktadır. Değişken bileşen tekrarlı burulmaya maruz ve ortalama (esas) bileşen hem burulmaya hemde eğilmeye maruzdur.  $T_a = (160 - 20) / 2 = 70 \text{ N.m.}$  ve  $T_m = 20 + 70 = 90 \text{ N.m.}$  'dir. Karşılık gelen değişken ve ortalama gerilme bileşenleri,

$$\tau_{xya} = K_{fs} \frac{T_a \cdot D}{2 \cdot J_{net}} = 1.72 \frac{70(4.2)}{2(15.5)} = 16.3 \text{ MPa}$$

$$\tau_{xym} = \frac{T_m \cdot D}{2 \cdot J_{net}} = \frac{90(4.2)}{2(15.5)} = 12.2 \text{ MPa}$$

Eğilme Gerilmesi;

$$\sigma_{xm} = \frac{M_m}{Z_{net}} = \frac{150}{3.31} = 45.3 \text{ MPa, daha sonra bu bileşenleri } \sigma'_a \text{ ve } \sigma'_m \text{ 'nı bulmak için}$$

kullanacağız. 1-90 eşitliği kullanılarak her ikisinde

$$\sigma'_a = \left[ 3(16.3)^2 \right]^{1/2} = 28.2 \text{ MPa}$$

$$\sigma'_m = \left[ (45.3)^2 + 3(12.2)^2 \right]^{1/2} = 50.0 \text{ MPa}$$

Düzenlenmiş Goodman eşitliği kullanılarak 1-71 eşitliği yeniden düzenlenir ve çözüm yapılır.

$$n = \frac{\sigma_{qY} \cdot \sigma_{K_Y}}{\sigma_a \cdot \sigma_{K_Y} + \sigma_m \cdot \sigma_{qY}} = \frac{172(440)}{28.2(440) + 50.0(172)} = 3.60 \quad (1-91)$$

Akma sonucu oluşacak hasarın tespiti için  $T_{max} = 160 \text{ N.m}$  ve böylece

$$\tau_{xy} = \frac{T_{max} \cdot D}{2 \cdot J_{net}} = \frac{160(4.2)}{2(15.5)} = 21.7 \text{ MPa}$$

$\sigma_x = \sigma_m = 45.3 \text{ MPa}$  'dır ve;

$$\sigma' = \left[ (45.3)^2 + 3(21.7)^2 \right]^{1/2} = 58.9 \text{ MPa}' \text{ dır. Böylece akmanın karşısı emniyet}$$

fak türü;

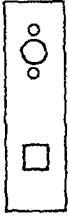
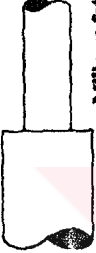

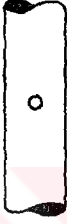
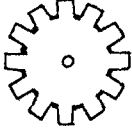
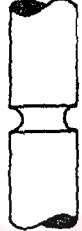






$$n = \frac{\sigma_A}{\sigma'} = \frac{370}{58.9} = 6.28$$

### 1-16 KOMBİNE EĞİLME VE BURULMAYA MARUZ ŞAFTLAR

Tablo 1-15 ve 1-16 de kombine bir etkiye maruz kalacak çoğu önemli makina parçaları görülmektedir, özellikle krank milleri, transmisyon milleri ve motor milleri tekrarlı kombine eğilme ve burulmaya maruz kalmaktadırlar. Eğilme ve burulma yüklemeleri aynı fazda oldukları zaman (yükleme çevrimleri sırasında karşılık gelen momentlerin aynı anda maksimuma ulaştıklarında) aynı mukavemet teorileri kombine tekrarlı kombine tekrarlı çevrime ilişkin olarak ve kombine statik yüklemeye ilişkin olarak uygulanabilir.

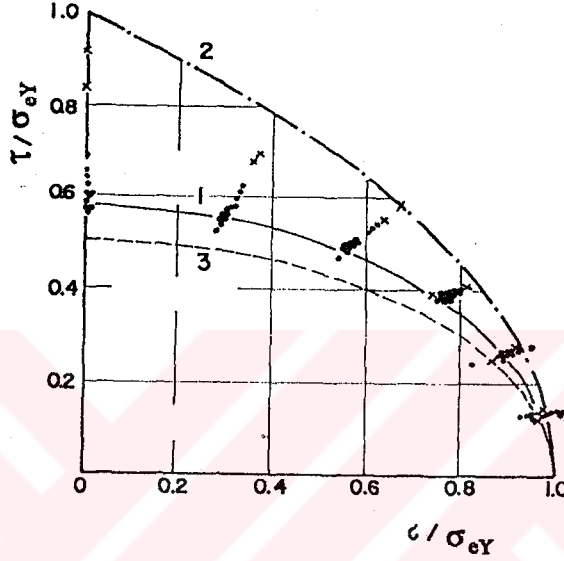


Tablo 1-15,1-16  
Zayıf ve arttırılmış yorulma dayanımlarına sahip örnekler.

Zayıf Yorulma Dayanımı	Day.Artırma Metodu	Dışık Yorulma İlimi	Day. Artırma Metodu
7 cut-out	 - Gerilme azaltıcı delikler - Eliptik şekiller	1 Faturaalı mil	 - Arttırılmış fatura yarıçapı - Haddelenmiş fatura
8 Civata	 - Arttırılmış bilyeliklik ve geniş fatura yarıçapı - Diğer işlemler sonunda haddelenir	2 Yağlama delikli mil	 - Millin ve faturanın indüktsiyonda sertleştirilmesi - Delik içi genişletilmesi - Delik içi yağlama işlemi
9 Dişli	 - Nitritlenmiş Sementle edilmiş veya İndüktsiyonda sertleştirilmiş Yüzey	3 Segman yuvalı mil	 - Delik indüktsiyonda sertleştirilmesi
10 Yay	 - kumhana	4 Kama yuvası	 - Segman yuvasının haddelenmesi - Segman yuvasının yüzey sertleştirilmesi - Kama yuvasının genişletilmesi - Kama yuvası ucu yarıçapının arttırılması - Kama yuvasının dövülmesi
11 Pin bağlamaları	 - Ara bürç kullanımı - Delik içi yağlama işlemi	5 Kama mil	 - Arttırılmış bilyeliklik - İndüktsiyonda sertleştirilmesi
12 Kapaç mil	 - kapamaadını önce yüzey haddelenme	6 Pres geçme	 - Arttırılmış bilyeliklik - Arttırılmış fatura yarıçapı - gerilme azaltıcı yuvalar - haddelenmiş mililer

Bunun yanında aynı fazda olmayan eğilme ve burulma ile rastgele faz haline ilişkin hesaplarda mevcuttur. Fakat aynı fazda oldukları kabul edilen hesaplama şekli kombine yüklerin altında yorulma dayanımının hesaplanmasında daha tutarlı bir yaklaşımdır.

Kombine tekrarlı burulma ve eğilme zorlanmaları altında sünek çelik numuneler ile yapılan testler kayma enerjisi kriteri ile iyi bir yaklaşım göstermektedir.(şekil 1-63).



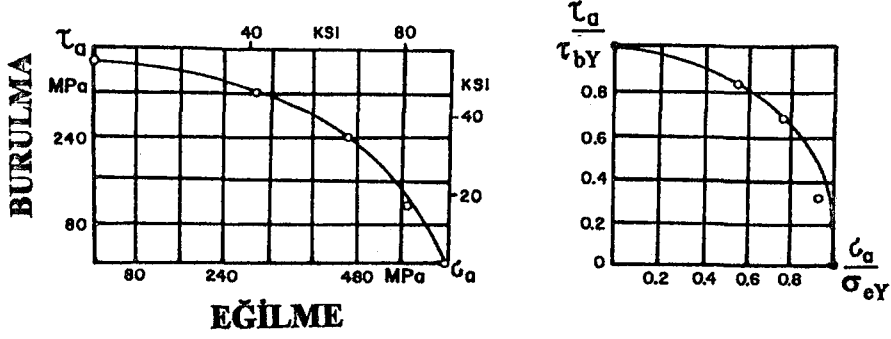
Şekil 1-63 : Kombine tekrarlı burulma ve eğilme zorlanmasına maruz sünek çelik malzemelere ait veriler (68,69).

Testler relatif koordinatlar içerisinde gerçekleştirilmektedir. Tekrarlı eğilme gerilmesi  $\sigma$ , dönme-eğilme yorulma limiti  $\sigma_{eY}$  ile ilişkilidir. Tekrarlı burulma gerilmesi  $\tau$  burulma yorulma limiti  $\tau_{bY}$  ile ilişkilidir. (şekil 1-64).  $\sigma$  ve  $\tau$  arasındaki ilişki ( $R = -1$ )'deki yorulma limiti kombine yüklerdeki yukarıdaki şekiller ile açıklanır. Kayma enerjisi veya maksimum şekil değiştirme enerjisi kriteri ile;

$$\left[ \frac{\sigma}{\sigma_{eY}} \right]^2 + \left[ \frac{\tau}{\tau_{bY}} \right]^2 = 1 \quad (1-92)$$

Bu eşitlik sadece sünek çelikler için değil diğer sünek metaller içinde geçerlidir (68). Gevrek malzemeler için, kır dökme demirde olduğu gibi 1-92 eşitliği yeterli hassaslıkta değildir. Diğer bir ilişki Gough ve Pollard (70,71). tarafından önerilmiştir.

$$(\tau / \tau_{bY})^2 + (\sigma / \sigma_{eY})^2 [(\sigma_{eY} / \tau_{bY}) - 1] + (\sigma / \sigma_{eY}) [2 - (\sigma_{eY} / \tau_{bY})] \quad (1-93)$$



Şekil 1-64 : Tekrarlı burulma gerilmesi ve yorulma limiti arasındaki ilişki.

Dökme demir için olan test sonuçları 1-93 eşitliği ile iyi bir yaklaşım göstermektedir. Sünek malzemeler için,  $\tau_{bY}$  yaklaşık olarak;

$$\sigma_{eY} / \sqrt{3} = 0.58 \cdot \sigma_{eY} \text{ 'dir. (gevrek malzemeler için } \tau_{bY} = 0.9 \cdot \sigma_{eY} \text{ 'dir.}$$

1-92. eşitliğine göre  $\tau_{bY}$  ve  $\sigma_{eY}$  arasındaki ilişkidende yararlanılarak.

$$\left( \sigma / \sigma_{eY} \right)^2 + 3 \left( \tau / \sigma_{eY} \right)^2 = 1 \quad (1-94)$$

1-94 eşitliği sünek malzemeler için kombine eğilme ve burulma için yorulma limitini ifade etmektedir. Bu aşamada statik yüklemdeki şekline benzer şekilde eşdeğer gerilmeler ;

$$\sigma_{eq} = \left[ \sigma^2 + 3 \cdot \tau^2 \right]^{1/2} \text{ dir. Bu kombine yüklem sonuçlarını temsil etmektedir.}$$

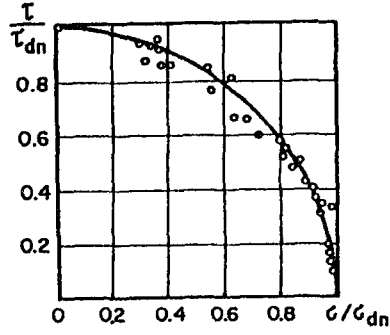
$$\sigma^2 + 3 \cdot \tau^2 = \sigma_{eY}^2$$

$$\sigma_{eq} = \left[ \sigma^2 + 3 \cdot \tau^2 \right]^{1/2} \leq \sigma_{eY} \quad (1-95)$$

$N = 10^7$  yük tekrarı için kombine yüklemde hasarın oluşmaması için, eşdeğer gerilmelerin dönme-eğilme yorulma limitinden daha küçük olması gerekmektedir.

1-92 eşitliği aynı zamanda faturalı millerde ve çevresel segman yuvası açılmış (Şekil 1-65 ) millerde da kullanılabilirler. Burada kombine gerilme bileşenleri dönme-eğilme etkisindeki çentikli shaftların yorulma limitleriyle ilişkilidir.  $\sigma_{dn}$  dönme-eğilme ve tekrarlı

burulma  $\tau_{dn}$  ile ilişkilidir.

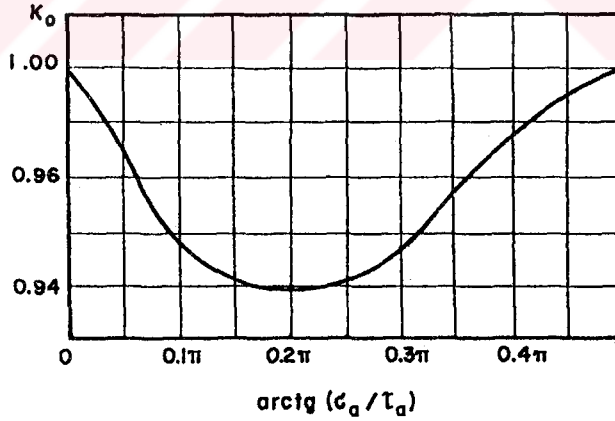


Şekil 1-65 : Çentikli şaftlarda kombine gerilme bileşenleri.

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_{dn}}\right)^2 + 3 \cdot \left(\frac{\tau}{\tau_{dn}}\right)^2 = 1 \quad (1-96)$$

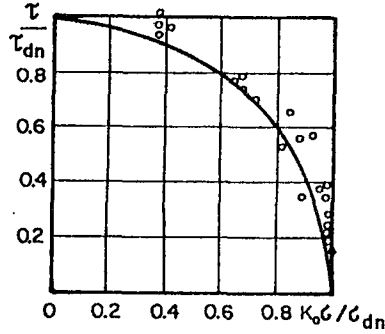
İçinde enine silindirik bir boşluk bulunan millerde kritik yorulma noktaları eğilme ve yorulma için daha önceki çentikli örneklerle uyuşmamaktadır. Serensen (7) 1-96 eşitliğini delik açılmış şaftlar için aşağıdaki şekilde açıklamıştır.

$$\left(\frac{\sigma \cdot K_0}{\sigma_{dn}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_{dn}}\right)^2 = 1 \quad (1-97)$$

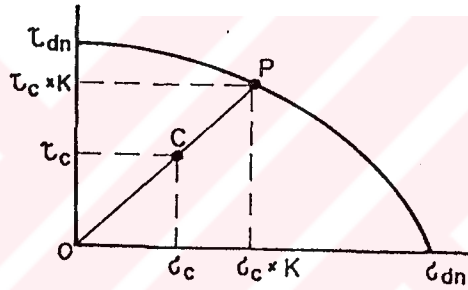


Şekil 1-66 : 1-97 eşitliği ile ilgili  $K_0$  düzeltme faktörü.(72)

$K_0$ , şekil 1-66' dan alınacak olan düzeltme faktörüdür. Şekil 1-67 ' de görülmektedir. Silindirik delikli şaftlar için test sonuçları 1-97 eşitliği için iyi bir yaklaşım söz konusudur. Şekil 1-68 kombine eğilme ve burulmaya zorlanan çentikli şaftların  $K$ , emniyet faktörünün saptanmasını göstermektedir.  $\sigma - \tau$  diyagramı yukarıdaki mukavemet kriterine göre  $N = 10^7$  yük tekrarının üzerindeki ömürler için 1-96 eşitliğine göre yorulma limitini göstermektedir.



Şekil 1-67 : Yorulma diyagramı üzerinde  $K_0$  değerinin gösterilmesi (72).



Şekil 1-68 : Kombine eğilme ve burulmaya maruz çentikli şaftların K emniyet faktörünün gösterilmesi.

"C" noktasında şaft  $\sigma_c$  ve  $\tau_c$  bileşenleri ile kombine yükler altındadır.  $\tau / \sigma = \text{sabit}$  olması halinde aşırı yükleme noktası P,  $\sigma = \sigma_c \cdot K$  ve  $\tau = \tau_c \cdot K$  koordinatları ile 1-96 eşi liğine göre;

$$\left( \frac{\sigma_c \cdot K}{\sigma_{dn}} \right)^2 + \left( \frac{\tau_c \cdot K}{\tau_{dn}} \right)^2 = 1 \quad (1-98)$$

K kombine yüklemeye emniyet faktörü olduğuna göre, bu sebeple;

$$\left( \frac{\sigma_c}{\sigma_{dn}} \right)^2 + \left( \frac{\tau_c}{\tau_{dn}} \right)^2 = 1 / K^2$$

$\sigma_c / \sigma_{dn} = K_\sigma$  ve  $\tau_c / \tau_{dn} = K_\tau$  olduğu zaman salt eğilme ve burulma için.

$$1/K^2 = 1/K_\sigma^2 + 1/K_\tau^2 \text{ ve} \quad (1-99)$$

$$K = K_\sigma \cdot K_\tau / (K_\sigma^2 + K_\tau^2)$$

1-98 eşitliği kombine eğilme ve burulmaya maruz shaftlar için emniyet faktörü hesaplanmasına izin vermektedir. Emniyet faktörleri  $K_\sigma$  ve  $K_\tau$  olduğu zaman salt eğilmeli burulma elde edilmiş olur.

Bazı araştırmalara göre (70,71) yorulma dayanımı oranı,  $\tau_N$  tekrarlı burulmanın yorulma dayanımına ve  $\sigma_N$  dönme-eğilme için aşağı yukarı sabit N değeri için ( $10^5$  ve  $10^7$ ) ( tablo 1-17 ). Bu yüzden kombine yükleme eşdeğer gerilmeleri ile ifade edilir.

**Tablo 1-17**

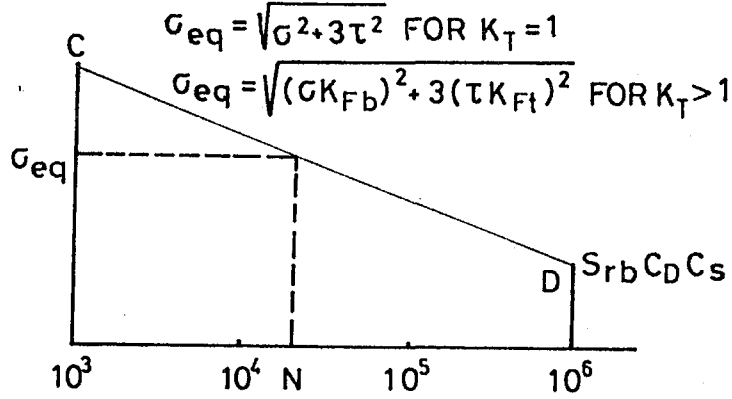
Çeşitli malzemeler için  $\tau_N / \sigma_N$  oranları (71,73).

Malzeme	Oran $\tau_N / \sigma_N$		
	$10^5$	$10^6$	$10^7$
0.10C steel	0.57	0.56	0.57
0.10C (hollow specimen)	0.53	0.53	0.53
3.5Ni steel	0.65	0.68	0.67
3.5Ni (hollow specimen)	0.62	0.67	0.64
0.25C, 3.1Cr, 0.51Mo steel	0.59	0.60	0.60
76S-T61 Al alloy	0.63	0.65	0.63

$$\sigma_{eq} = (\sigma + 3 \cdot \tau^2)^{1/2} \quad (1-100)$$

Sadece  $10^7$  yük tekrarı için değildir. Şekil 1-69' da pürüzsüz shaftlar için yorulma dayanımını ifade eden kombine eğilme ve burulma için diğer bir alternatif görülmektedir. Burada  $\sigma$ -N çizgisi eğilme için tasarlanmıştır ( dönme-eğilme testlerinden elde edilmiştir ).

Bu prosedür çentikli shaftlar için eşdeğer gerilmeler kullanılarak uygulanabilir. Bunlar lokal gerilme konsantrasyonu " $K_F$  gerçek gerilme konsantrasyonu" metoduna göre dikkate alınarak.



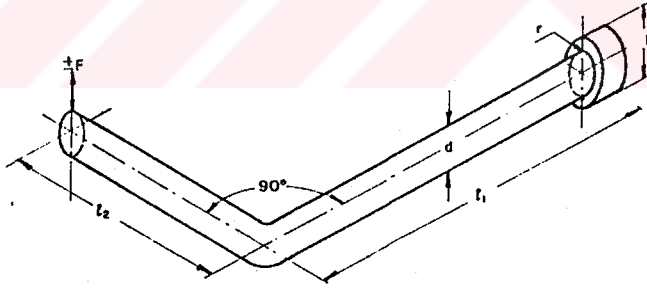
Şekil 1-69 : Kombine eğilme ve burulmaya maruz pürüzsüz şaftlar için alternatif bir yaklaşım.

$$\sigma_{eq} = \left[ \left( \sigma_a \cdot K_{Fb} \right)^2 + 3 \cdot \left( \tau_a \cdot K_{Ft} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (1-101)$$

Salt eğilme için çentik faktörü,  $K_{Fb}$  ve salt burulma için  $K_{Ft}$ , 4. bölümdeki çentik faktörü formülünden.

$$K_F = 1 + q(K_T = 1)$$

### ÖRNEK 1-9:



Şekil 1-70 : Krank milinin şematik gösterimi.

Şekil 1-70 'teki krank mili  $\pm F$  kadarlık bir değişken zorlanmaya maruz kalmaktadır. Buda kombine eğilme ve burulma zorlanmasına sebep olmaktadır. Krank miline ısıtılmış ve talaş kaldırılarak işlenmiştir. Malzemesi SAE 1060

çeliğidir.  $\sigma_K = 73.72 \text{ daN/mm}^2$ ,  $HB = 215$  ve  $\sigma_A = 48.23 \text{ daN/mm}^2$  'dir. Şaftın boyutları  $d = 25.4 \text{ mm}$ ,  $D = 38.1 \text{ mm}$ ,  $r = 2.54 \text{ mm}$ ,  $l_1 = 203.2 \text{ mm}$ , ve  $l_2 = 152.4 \text{ mm}$  'tir.

Zorlanma amplitüdünün büyüklüğü,  $N=10^7$  çevrimde hasarsız olmasına (1) ve  $10^5$  çevrim sonunda uğrayacağı hasara göre

### çözüm :

Kombine eğilme ve burulma için eşdeğer gerilmeler  $\sigma_{eq} = \left[ \sigma^2 + 3 \cdot \tau^2 \right]^{1/2}$ . Faturadaki gerilme konsantrasyonu  $K_F$ 'in gerçek gerilme konsantrasyonu şeklinde kullanılması ile.

$$\sigma_{eq} = \left[ \left( \sigma_a \cdot K_{Fb} \right)^2 + 3 \cdot \left( \tau_a \cdot K_{Ft} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (1-102)$$

Yorulma limitine göre;

$$\sigma_{eq} = \sigma_d = S_{rb} \cdot C_D \cdot C_S$$

$C_D = 0.925$  'tir.  $d = 1$  inch için şekil 1-16 ' dan

$C_S = 0.77$  ' dir.  $S_u = 107$  ksi için (şekil 1-14 )

$\sigma_{eY} = 36$  daN/mm<sup>2</sup> tablo A-5

$$\sigma_d = 36 \cdot 0.925 \cdot 0.77 = 25.21 \text{ daN/mm}^2$$

tablo A-12 ' ye göre eğilme için gerilme konsantrasyon faktörü.

$K_{Tb} = 1.70$  'tir. Zira  $r/d = 0.1$  ve  $D/d = 1.5$  için.

Eğilme için çentik faktörü;

$$K_{Fb} = 1 + (K_{Tb} - 1) \cdot q \cdot C_S$$

dir.  $C_S = 0.77$ ,  $q = 0.84$  'tür.  $r = 0.1$  ve  $HB = 215$  için

$$K_{Fb} = 1 + 0.7 \cdot 0.84 \cdot 0.77 = 1.453$$

tablo A-13 'e göre burulma için gerilme konsantrasyonu faktörü,

$$K_{Tt} = 1.42 \text{ ve burulma } K_{Ft} = 1 + (K_{Tt} - 1) \cdot q \cdot C_{St}$$

$$C_{St} = 0.575 \cdot C_S + 0.425 = 0.443 + 0.425 = 0.868 \text{ (eşitlik 1-26)}$$

$q = 0.87$  ' dir,  $r = 0.1$  ve  $HB = 215$  (burulma için).

$$K_{Ft} = 1 + 0.42 \cdot 0.868 \cdot 0.87 = 1.317$$

$$\sigma_{eş} = \left[ \sigma_a^2 \cdot 1.453^2 + 3 \cdot \tau_a^2 \cdot 1.317^2 \right]^{1/2} = \left[ 2.11 \cdot \sigma_a^2 + 5.20 \cdot \tau_a^2 \right]^{1/2}$$

$$\sigma_a = 32 \cdot F \cdot \ell_1 / \pi \cdot d^3, \tau_a = 16 \cdot F \cdot \ell_2 / \pi \cdot d^3$$

$$\sigma_{eş} = \left( 2.11 \cdot 32^2 \cdot 8^2 + 5.2 \cdot 16^2 \cdot 6^2 \right)^{1/2} \cdot \frac{F}{\pi} = 137.7 \cdot F$$



$$\sigma_{eş} = \sigma_d = 24.804 \text{ daN/mm}^2, 137.7F, 252 \text{ daN/mm}^2$$

$F=1.83 \text{ daN}$  yorulma limitine göre.

İdealize edilmiş pürüzsüz çelik numuneler için  $\sigma$ -N çizgisi dönme-eğilme etkisindeki  $\sigma - \log[N]$  lineer ilişkisiyle verilen D noktası ile  $10^6$  çevrimde saptanır.

$$\sigma_D = 25.21 \text{ daN/mm}^2 \text{ ve C noktasında } 10^3 \text{ çevrim için}$$

$$1 \text{ N}=10^5 \text{ için}$$

$$\sigma_N = 25.21 + 0.333(66.35 - 25.21) = 39 \text{ daN/mm}^2$$

$$\sigma_{eş} = 137.7.F = 390 \text{ daN/mm}^2. F = 2.83 \text{ daN}, N = 10^5 \text{ çevrimde hasar olmaması için.}$$

### 1-17 BİRİKİMLİ (KÜMÜLATİF) YORULMA HASARI:

N tekrar için basit tekrarlı ( ters dönüşümlü ) gerilme yerine farz edelimki parça  $n_1$  yük tekrarı boyunca  $\sigma_1$ ,  $n_2$  yük tekrarı boyunca  $\sigma_2$  gerilmesine maruz bırakılmış olsun.

Bu koşullar altında bizim problemimiz bu tekrarlı gerilmelere maruz makina parçasının yorulma ömrünü saptamaktır, veya parça sonsuz ömre sahipse emniyet faktörünü hesaplamaktır. Literatür incelendiğinde görülmüştürki bu problem tam olarak çözülebilmemiş değildir. Deneysel çalışmalarla tam olarak uyum gösteren bir teori yoktur.

Günümüzde en geniş kullanıma ait ve kümülatif yorulma hasarını açıklayan en büyük teori Palmgren-Miner yük tekrarı-oran toplamları teorisidir, veya diğer adıyla Miner' in kuralı. Matematik olarak bu teori şu şekilde ifade edilir (74).

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \frac{n_3}{N_3} + \frac{n_4}{N_4} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = C \quad (1-103)$$

.Burada n,  $\sigma$  gerilme tekrarlarına ait sayıdır, N ise  $\sigma'$  ya karşılık gelen ömürdür. C ise deneyle bulunan sabittir ve genellikle şu aralık içinde bulunur.

$$0.7 \leq C \leq 2.2$$

Pek çok otorite C = 1 olarak kullanılmasını tavsiye etmektedir. Eşitlik 1-103 ' dan şu şekilde yazılabilir.

$$\sum \frac{n}{N} = 1 \quad (1-104)$$

Miner ' in kuralının kullanımını tasfir edebilmek için  $\sigma_{K_Y} = 55.12 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$  ve  $\sigma'_{\phi Y,0} = 27.56 \frac{\text{daN}}{\text{mm}^2}$

olan bir çeliği seçelim burada  $\sigma'_{\text{çY},0}$  'ı daha yaygın olan  $\sigma'_{\text{çY}}$  nin yerine hasar görmemiş malzemenin sürekli dayanım limiti olarak kullandık. Log  $\sigma$  - Log N diyagramı bu malzemeler için Şekil 1-71 ' de kalın çizgi ile gösterilmiştir. Buradan  $n_1 = 3000$  yük tekrarı için  $\sigma_1 = 41.34 \text{ daN/mm}^2$  'dir.  $\sigma_1 > \sigma_{\text{çY},0}$  olduğundan hasar meydana gelecektir. Şekil göstermektedirki malzeme daha  $N_1 - n_1 = 5320$  yük tekrarlık bir ömre sahiptir. Hasarlı malzemeye ait  $\sigma_{\text{Y},1}$  sonlu ömür dayanımını Şekil 1-20 ' de gösterilmiştir.2. noktayı tespit edebilmek için şu soruyu sorarız;  $n_1$  ve  $N_1$  ' in verilmesi ile, ne kadar bir yük tekrarı  $\sigma_2 = \sigma'_{\text{çY},0}$  ' lik malzeme kopmadan önce uygulanabilir. Bu  $n_2$  sayıda yük tekrarına karşılık gelir ve 1-104 eşitliğinden;

$$\frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} = 1 \quad (a)$$

veya

$$n_2 = \left(1 - \frac{n_1}{N_1}\right) \cdot N_2 \quad (b)$$

bulunur sonra,

$$n_2 = \left[1 - \frac{3(10)^3}{8.32(10)^3}\right] \cdot (10)^3 = 0.639(10)^6 \text{ yük tekrarı.}$$

Bu yük tekrarı  $\sigma_{\text{Y},2}$  sonlu ömür dayanımına denk gelmektedir ve şekil 1-71 ' de gösterilmiştir.  $\sigma_{\text{Y},1}$  ve  $\sigma_{\text{Y},2}$  ' den geçen çizgi hasarlı malzemeye ait Miner kuralına göre Log  $\sigma$ -Log N diyagramıdır. Yeni sürekli dayanım limiti  $\sigma_{\text{çY},1} = 26.6 \text{ daN/mm}^2$  ' dir.

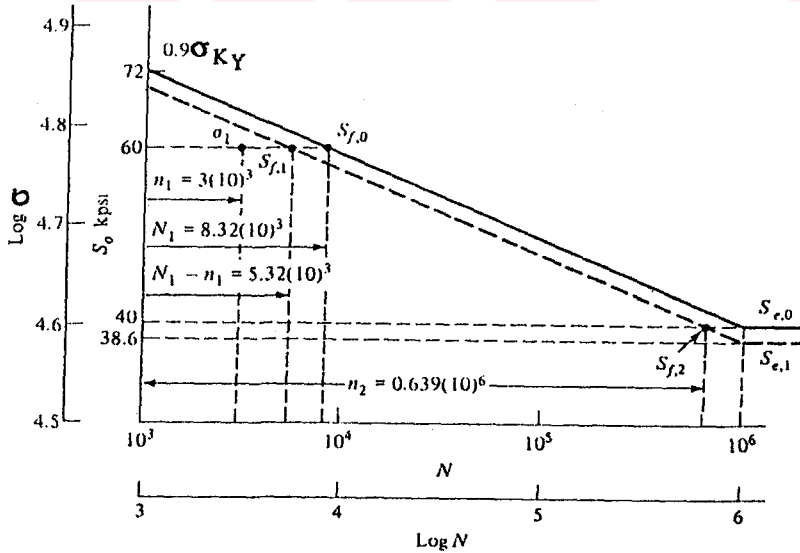
Min er kuralı genellikle kullanılmaktadır. Fakat bazı noktalarda deneysel verilerle çalışılmaktadır. Statik dayanım  $\sigma_{\text{KY}}$  ' de bir değişiklik söz konusudur.  $N = 10^3$  yük tekrarlık  $\sigma_1$  ' in uygulanması ile deneysel çalışma birbiri ile tam olarak uyuşmamaktadır.

1-104 eşitliği ile verilen Miner kuralı bazı uygulanan gerilmeleri dikkate almaz ve bu yüzden  $\sigma'_{\text{çY}, 0}$  ' dan az her hangi bir gerilmeyi dikkate alamaz. Fakat bu şekil 1-70 ' den görülmektedirki  $\sigma_3, \sigma'_{\text{çY}, 1} < \sigma_3 < \sigma'_{\text{çY}, 0}$  aralığındadır ve  $\sigma_1$  uygulandıktan sonra uygulanması halinde hasara neden olabilmektedir.

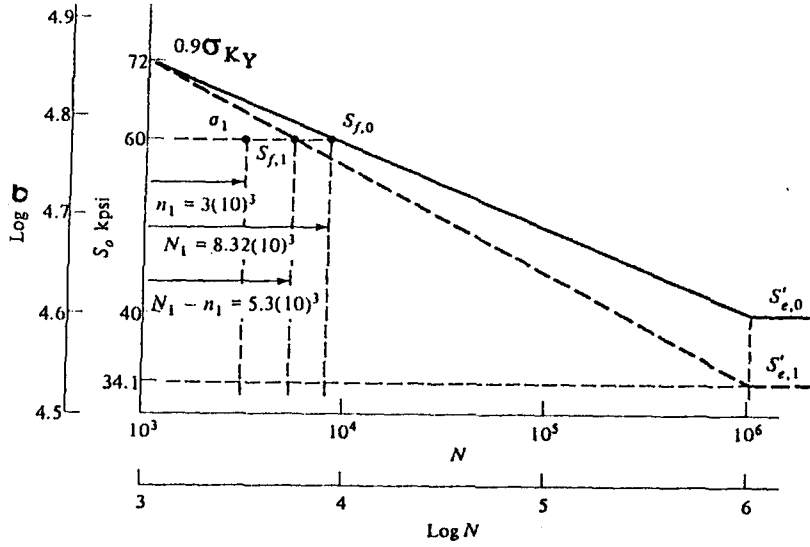
Manson' un yaklaşımı ise Palmgren-Miner metodunun eksiklerini kapatabilmiştir. Daha geçerli bir yaklaşımdır ve kullanımı daha kolaydır. Manson daha önce tavsiye edilen Log  $\sigma$  -Log N diyagramı yerine  $\sigma$ -Log N diyagramını tercih etmiştir (75).

Log  $\sigma$ -Log N ' e çizilmiş bir Manson metodu görülmektedir. Gerek yorgun gerekse yorgun olmayan malzemeye ait çizgiler aynı noktada toplanmıştır (  $10^3$  çevrimde  $0.9 \cdot \sigma_{\text{K}_Y}$  ). Buna ek olarak şekil 1-70 ' de datalar çizilmiştir.

$\sigma_{\text{Y}, 1}$  dayanımı  $N_1 - n_1 = 5.32(10^3)$  yük tekrarına karşılık gelir ki öncekiyle aynı tarzda bulunur. Bu nokta ile  $10^3$  yük tekrarındaki  $0.9 \cdot \sigma_{\text{K}_Y}$  noktası birleştirilir.  $N = 10^6$  n yük tekrarıyla birleşene kadar kalın kesikli çizgi çizilir ve  $\sigma'_{\text{çY}, 1}$  sürekli dayanım limiti bulunur. Bu örnekte yeni sürekli dayanım limiti  $23.50 \text{ daN/mm}^2$  ' dir. Bu miner ' in metodu ile bulunandan daha küçük bir değerdir.



Şekil 1-71 : Sonlu sayıda çevrim sonunda aşırı yüklenmiş malzemenin Miner 'in kurallarına göre sürekli dayanım limiti 'nin tespit edilmesi.



Şekil 1-72 :Sonlu sayıda çevrim için Manson 'un metoduna göre sürekli dayanım limitinin tespit edilmesi.

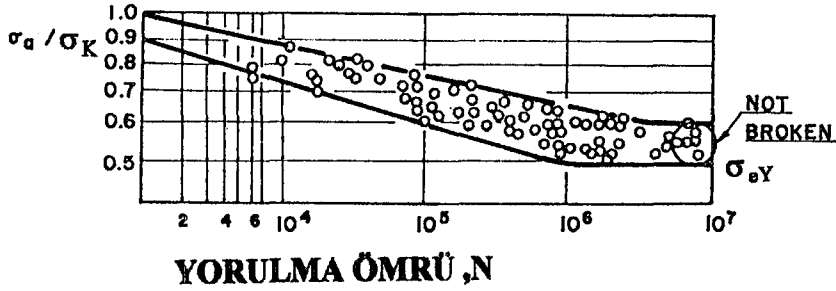
Şimdi şekil 1-71' den görülmektedirki  $\sigma = 24.804 \text{ daN/mm}^2$  ' lik tekrarlı gerilme henüz hiç yorulmamış metal ' e ne kadar yük tekrarı yapılırsa yapılsın zarar vermez ancak eğer  $\sigma = 24.804 \text{ daN/mm}^2$  ' lik gerilme  $\sigma_1 = 41.34 \text{ daN/mm}^2$  ' lik zorlanmadan sonra tatbik edilirse ek bir hasar meydana gelir.

### 1-18 İDEAL $\sigma$ -N EĞRİLERİNİN KONSTRÜKSİYONU

İdealize  $\sigma$ -N eğrileri sabit amplitüdlü yorulma ömrü yaklaşımına, çentik faktörünün ölçülmesi ve hesaplanmasına, hasar ' a ilişkin hesaplamalara ve miner ' in kurallarını uygulayarak değişken amplitüdü' lü yorulma ömrü hesaplanmasına fırsat verir.

#### - Çentiksiz S-N eğrilerinin oluşturulması:

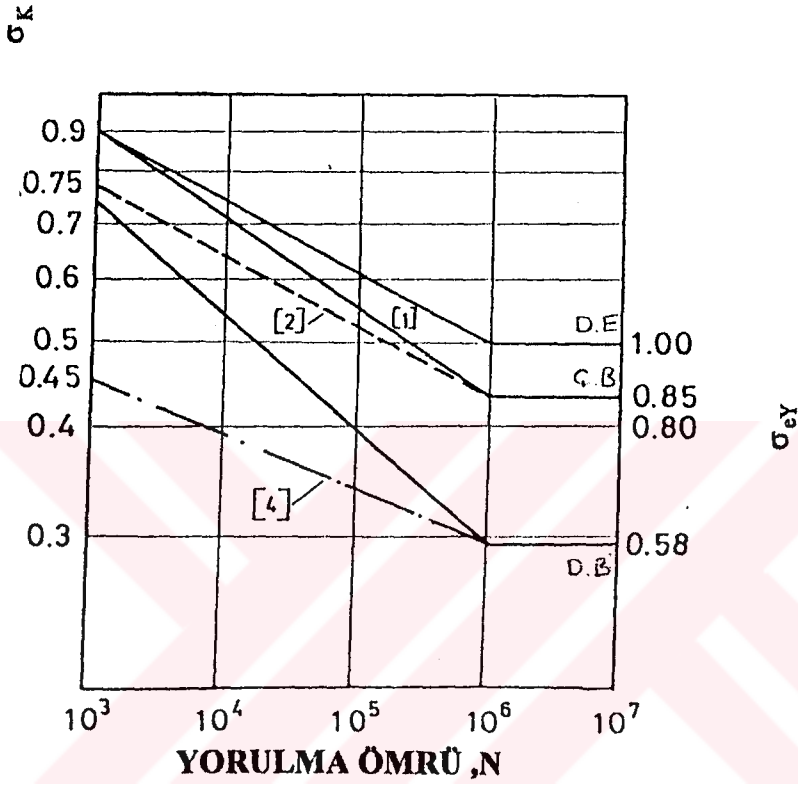
Başlangıçta çentiksiz çelik numuneler için geliştirilmiş bir methodtur. İlk metodlar Lipson ve Juvinall (76,77) ve Null ve Erickson (78) tarafından açıklanmıştır.Yukarıdaki otoriteler gerilme genliğini çeliğin çekme gerilmesine oranlayarak  $\log[\sigma_a / \sigma_K] - \log[N]$  eğrisini elde etmişlerdir ( şekil 1-73 ).



Şekil 1-73 :  $\log[\sigma_a / \sigma_K] - \log[N]$  eğrisi (76,77).

Bu göstermiştirki test noktaları D ve C limit noktaları birleştiren doğrunun dışına çıkmıştır. D noktası  $\sigma_D / \sigma_K = 0.5$  ( $N = 10^6$  için) ve C ise  $\sigma_C / \sigma_K = 0.9$  ( $N = 10^3$  için) (78), Bu yüzden yaklaşık veriler elde edilebilir.

Şekil 1-74' te ise  $N=10^3$  için  $\sigma_C = 0.75 \cdot \sigma_K$  ve tekrarlı burulma için  $\sigma_C = 0.72 \cdot \sigma_K$  alınır.  $\sigma_C = 0.72 \cdot \sigma_K$  ise şuradan gelmektedir.  $\sigma_C = 0.9 \cdot \sigma_K$  ( $\sigma_K =$  burulmada statik mukavemet değeridir). ve çelikler için  $\sigma_{KY} = 0.8 \cdot \sigma_K$  'dur. Fakat bu iyi bir yaklaşım değildir.  $\sigma_C$  Junvival tarafından  $\sigma_C = 0.9 \cdot \sigma_K \times 0.5 = 0.45 \cdot \sigma_K$  alınmıştır.  $\tau_{bY}$  çelikler için  $0.5 \cdot \sigma_K$  'ya eşit alındığında,  $N=10^3$  için  $\sigma_C = 0.9 \cdot \sigma_K$ ,  $N = 10^4$  için  $S_N = 0.77 \cdot \sigma_K$  olur. Burulma için  $S_N = 0.77 \cdot \sigma_K \times 0.5 = 0.385 \cdot \sigma_K$  olur.



Şekil 1-74 :  $\sigma_K$ 'nin fonksiyonu olarak yorulma dayanımları (76,77).

## **2- MAKİNA KONSTRÜKSİYONUNDA GÜVENİRLİK KAVRAMI VE İSTATİSTİK YAKLAŞIMLAR.**

Günümüzün karmaşık ihtiyaçlarına cevap verecek makina ve makina aksamlarına ait tasarımlarda pek çok etkenin aynı anda optimize edilerek, en ucuz, en hafif, en ekonomik fakat bunun yanında kesinlikle güvenilir parçalar dizayn etmek esastır.

Uzay ve havacılık, savunma sanayii gibi çeşitli uçak silah ve stratejik önemi fazla unsurların tasarımında özellikle risk unsuru azdır. Tasarlanan ömrü % 99.99 ihtimalle gerçekleştirilmeleri veya % 99.99' unun hasara uğramaması beklenebilir. Bunun yanında otomotiv endüstrisi gibi dallarda ise bu yüzde %80-70 'lere inebilmektedir. Zira parça eskidiğinde yedek parça satılması karlı olacaktır. Günümüz ekonomik rekabeti sonunda makina tasarımlarından örneğin ilk 2 yıl içinde araçların %90' ının bakım gerektirmemesi istenir. Zira kalan % 10' luk kesim için ücretsiz bakım yapılacaktır. Fakat 2 yıldan sonra kısa bir süre içinde de en az % 30-40 ' ının arızalanması ve bakım ihtiyacı göstermesi istenir ki ücretli bakım ve yedek parça satımı söz konusu olsun. İşte bu tür talepler makina mühendisliğinde "ömür emniyetli tasarımlar", yani belli bir ömre hedeflenmiş tasarımları ortaya çıkarmıştır

### **2-1 GÜVENİRLİK (RELIABILITY) KAVRAMI**

Herhangi bir teknik sistemin belirli şartlar altında ve öngörülen bir süre içinde istenen fonksiyonu memnun edici bir tarzda yerine getirme ihtimaline GÜVENİRLİK denir. Makina mühendisliğinde belirli bir süre içinde (garanti, güvenilirlik süresi) hasar olmaması (yani kırılma, yorulma, aşınma, yıpranma, yenme, korozyon vb.) için ihtimal veya olasılık hesabının yapılması gereklidir.

### **2-2 OLASILIK (PROBABILITY) HESAPLARI**

**2-2-1 NORMAL DAĞILIM** (The normal distribution, Gaussian Distribution): Normal dağılım istatistikte oldukça sık rastlanan bir dağılımdır. Veya dağılımların yaklaşık olarak normal dağılım olduğu var sayılarak çoğu problemler çözümlenmektedir. Bir galton tahtasından geçirilen küçük toplarınaşağıda özellikle belirli bir bölme etrafında toplandığı görülür. Hemen merkezdeki bu bölmeden uzaklaştıkça ise top sayısının giderek azaldığı dikkati çeker. Kısaca "çan eğrisi" şeklinde bu dağılım adlandırılır.

#### **TARİF VE SEMBOLLER :**

Bir deney kümesi içinde, " i " ve " n " =deney adedi

$N$  =Yük tekrarı(ömrür)

$$F = \sum \left( \frac{f_i}{n} \right) = \text{Birikimli (kümülatif) özgül frekans}$$

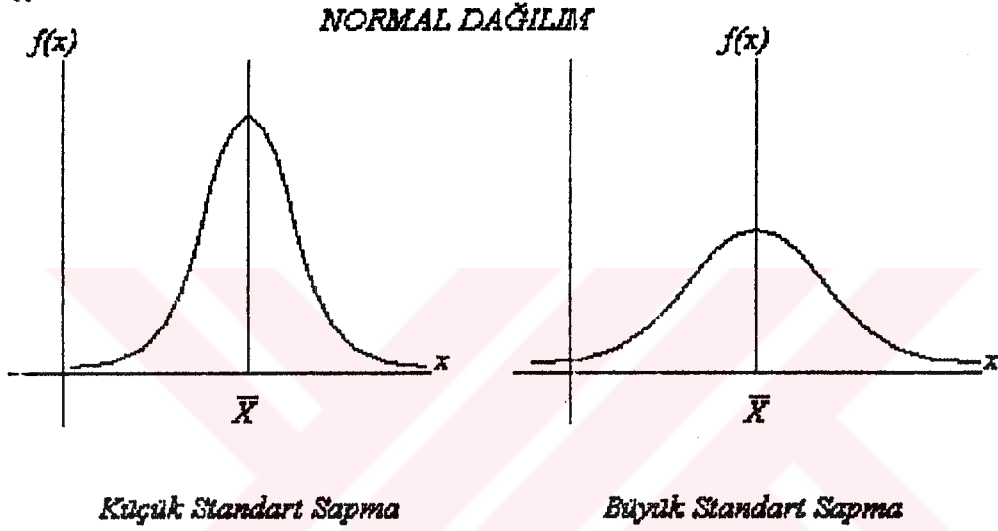
$N_l$  =Logaritmik yük tekrarı(ömrür)

$\bar{x}$  = Ortalama değer

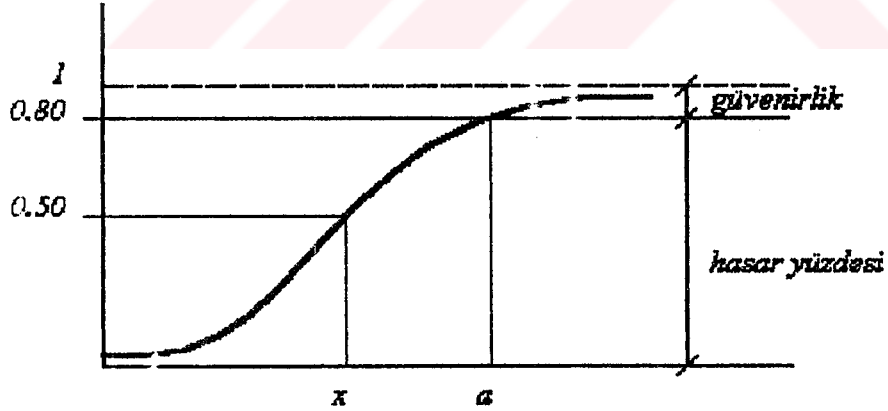
$f, f_i$  =Frekans (istatistik frekans)

$S_{\sigma}$  =Standart sapma (gerilme için)

$z_{\alpha}$  =Standart değişken



**Şekil-1:** Normal dağılım eğrisi, frekans dağılımı, çan eğrisi



**Şekil 2-2 :** Güvenirlilik-hasar yüzdesi ifadesi.

$$F(x) = \int_{-\infty}^{+\infty} f(x) dx = 1 \quad (2.1)$$

Formül 2.1. ile normal dağılım fonksiyonu (gauss-laplace fonksiyonu) eksi sonsuz, artı sonsuz aralığında integre edildiğinde hasar ihtimali % 100 'dür.

örneğin ; yukarıda olduğu gibi bir "a" değerine kadar integre edildiğinde ise;

$$\int_{-\infty}^a f(x) dx = 1 - \alpha = "F" = 0.80' \text{ dir. Yani \% 80 'i hasara maruz kalır.}$$



$\int_a^{+\infty} f(x) dx = \alpha = " G" = 0.20$ 'dir. Yani konstrüksiyonun güvenirligi % 20 dir.

$$\int_{-\infty}^a f(x) dx + \int_a^{+\infty} f(x) dx = 1 \quad \text{veya} \quad (1-\alpha) + \alpha = 1 \quad \text{veya} \quad F+G=1\text{'dir.}$$

Aşağıda formül 2.2 olarak yer alan ifade normal dağılımı karakterize eden ortalama değer , standart sapma gibi değerlerden oluşan bir ifadedir ve belirli sınırlar arasında integre edilmek suretiyle dağılımın tümü hakkında fikir sahibi olmak mümkündür.

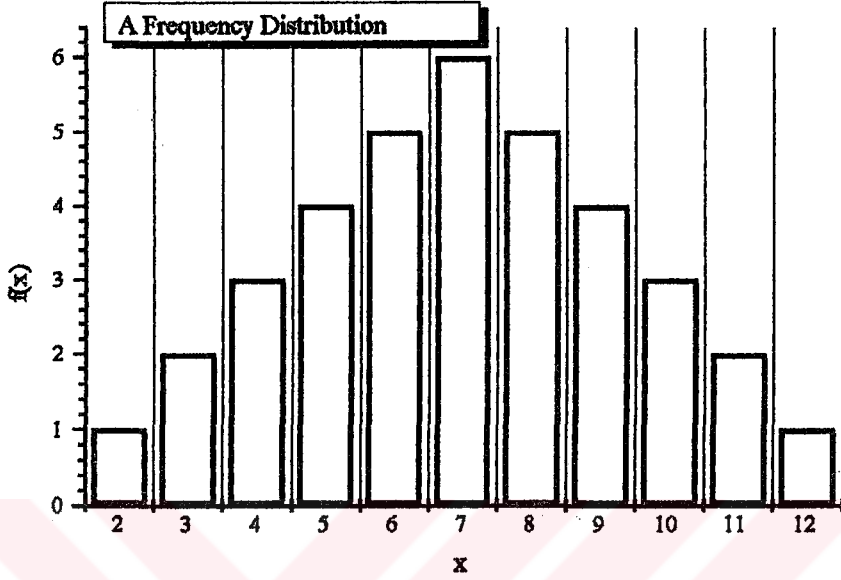
$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot S_x}} \cdot e^{\left[ \frac{-(x-\bar{x})^2}{2 \cdot S_x^2} \right]} \quad (2.2)$$

Normal dağılımında dağılım fonksiyonu (gauss-laplace fonksiyonu)

*Tablo 2.1 : İhtimal dağılımı*

x	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
f(x)	1	2	3	4	5	6	5	4	3	2	1

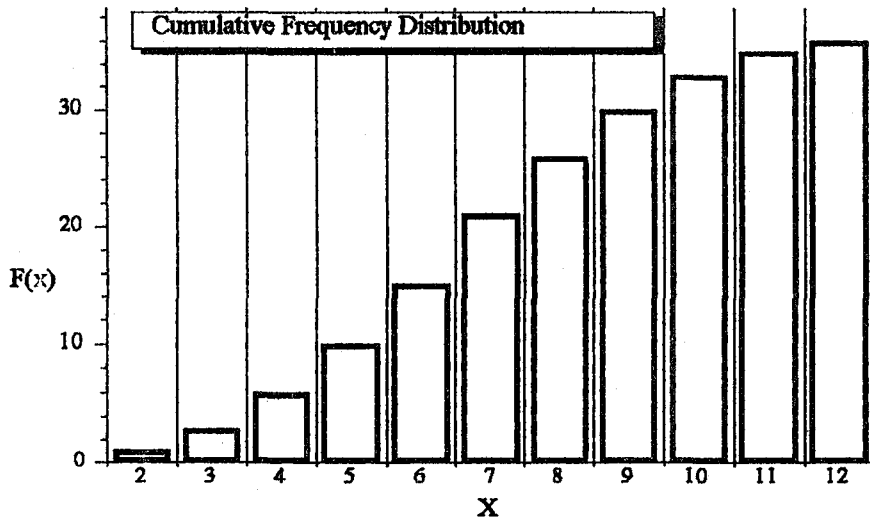
Yukarıdaki dağılım örneğin bir malzemenin kopma mukavemetini saptamak için yapılan deney verilerine ait olabilir. Gözleldüğü gibi toplam 36 deneme yapılmıştır ve her bir noktanın ağırlığı  $w=1/36$ 'dır.



**Şekil 2-3:** Frekans Dağılımı(frequency distribution)

**Tablo 2.2 :** Kümülatif İhtimal Dağılımı

x	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
F(x)	1	3	6	10	15	21	26	30	33	35	36



**Şekil 2-4:** Kümülatif frekans dağılımı(Cumulative frequency distribution)

Kümülatif ihtimal fonksiyonu  $f(x)$  terimlerine bağlı olarak Formül 2.1 ile genel bir şekilde ifade edilebilir.

$$F(x_i) = \sum_{x_j \leq x_i} F(x_j) \quad (2.3)$$

$F(x_i)$ 'ye dağılım fonksiyonu denir.

$P=f(x)$  Dağılım fonksiyonu, (probability function).

### 2-2-1-1 ARİTMETİK ORTALAMA, VARYANS VE STANDART SAPMA

Aritmetik ortalama ( $\bar{x}$ ) dağılımın hangi değer etrafında yoğunlaştığını belirten bir ifadedir.

Aritmetik ortalama,

$$\bar{x} = \frac{x_1 + x_2 + \dots + x_N}{N} = \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N x_j \quad (2.4)$$

şeklinde ifade edilir. ( $\bar{x} = \mu$ )'dür.

varyans;

$$S_x^2 = \frac{(x_1 - \bar{x})^2 + (x_2 - \bar{x})^2 + \dots + (x_n - \bar{x})^2}{N-1} = \frac{1}{N-1} \sum_{j=1}^N (x_j - \bar{x})^2 \quad (2.5)$$

Standart sapma, dağılımın ortalama değer etrafındaki yoğunluğuna işaret eder. Öyleki standart sapması çok küçük olan dağılımlarda hemen tüm dağılımın ortalama değerine çok yakınında olduğu anlaşılır ki buda güvenilir sonuçların alınmasını sağlar. Standart sapması büyük olan dağılımlarda ise dağılımın ortalama değer etrafından oldukça uzaklaştığı sonucuna bizi ulaştırır ve buda isabetli hesap yapmamızı engelleyebilir. Standart sapma;

$$S_x = \left[ \frac{(x_1 - \bar{x})^2 + (x_2 - \bar{x})^2 + \dots + (x_n - \bar{x})^2}{N-1} \right]^{1/2} = \left[ \frac{1}{N-1} \sum_{j=1}^N (x_j - \bar{x})^2 \right]^{1/2} \quad (2.6)$$

**TABLO 2.3.** ASTM tarafından yapılmış bir malzemeye ait deney verileri

ÇEKME GERİLMESİ		AKMA GERİLMESİ	
Tensile strength, $S_u$ , kpsi	Test sayısı	Yield strength, $S_y$ , kpsi	Test sayısı
75	3	40	3
76	12	41	11
77	7	42	7

78	13	43	25
79	21	44	15
80	23	45	40
81	44	46	65
82	58	47	105
83	72	48	109
84	86	49	118
85	82	50	97
86	88	51	76
87	92	52	51
88	68	53	37
89	67	54	37
90	70	55	28
91	44	56	20
92	21	57	21
93	31	58	14
94	13	59	12
95	15	60	11
		61	3

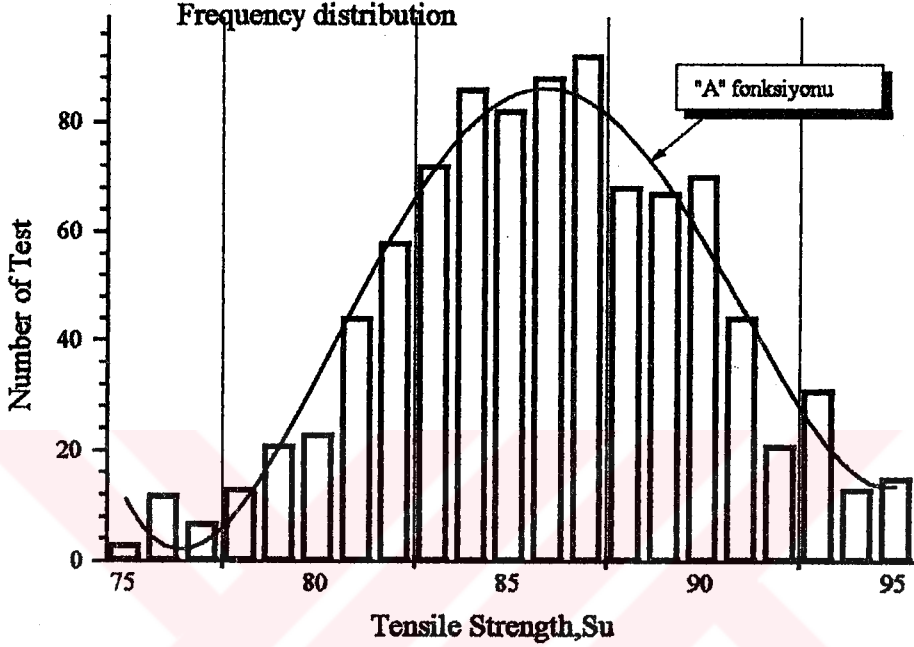
**2-2-1-2 TABLO 2.3. 'TE YER ALAN VERİLER YARDIMIYLA ÇEKME GERİLMESİNİN TESPİT EDİLMESİNE İLİŞKİN HESAP ÖRNEKLERİ**

ortalama gerilme:

$$\bar{\sigma}_{\varphi} = \frac{(3*75)+(12*76)+(7*77)+\dots+(15*95)}{930} = 85.983 \text{ kpsi,}$$

standart sapma:

$$s_{\sigma_{\varphi}} = \left[ \frac{3*(75-85.983)^2 + 12*(76-85.983)^2 + 7*(77-85.983)^2 + \dots + 15*(95-85.983)^2}{930-1} \right]^{1/2} = 4.075$$



**Şekil 2-5:** Tablo 2.3' teki verilere ait frekans dağılımı.

Yukarıdaki şekilde Tablo 2.3.' te yer alan değerler (çekme gerilmesi ile ilgili) bu Histogramda grafike edilmişlerdir. Tabloda yer alan "A" fonksiyonu Windows 3.1. versiyonu altında çalışan "origin" adlı paket program yardımıyla frekans dağılımına 4. dereceden Polynominal Regresyon uygulanması sonucu;

$A = f(x) = 578200.17 - 27296.57.X - 481.38 X^2 - 3.75 X^3 + 0.01096 X^4$  şeklinde "x" değişkenine bağlı bir fonksiyon haline getirmiştir. Bu işlem

$R=0.9754$  gibi bir korelasyon katsayısı (corelation coefficient)

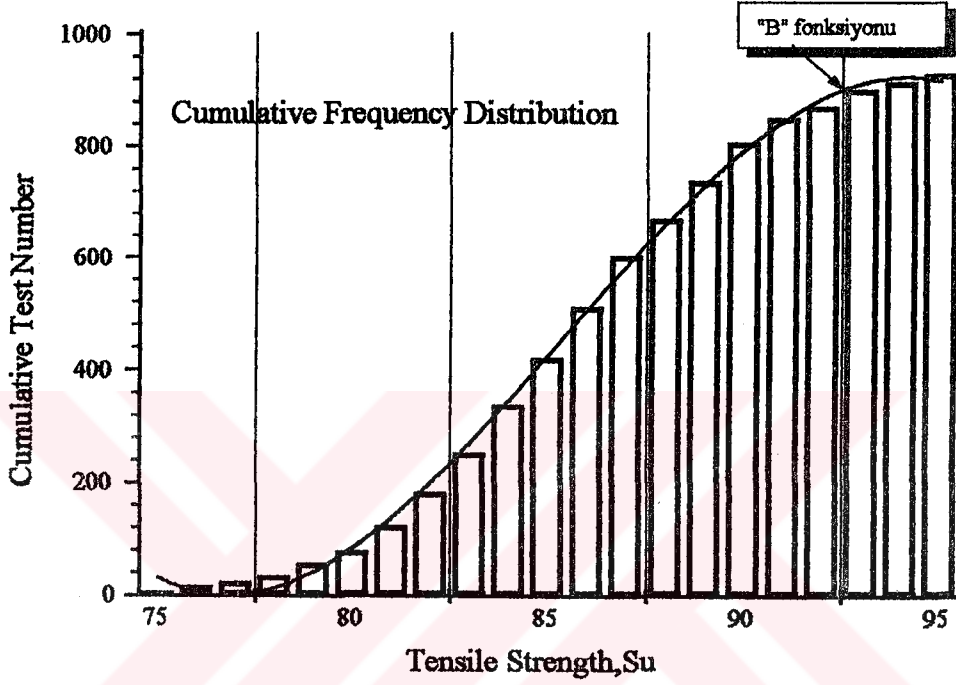
$$R^2 = 0.95141$$

$$SD = 7.53848$$

değerleri altında gerçekleşmiştir. Bu ifadelerin ne anlama geldiğine ileride değinilecektir. Fakat şu noktada bir dağılımı herhangi bir değişkene bağlı bir fonksiyonla ifade etmeye *Regresyon* denildiğini ve o fonksiyonla o dağılıma yaklaşma sınırlarının  $-1 \leq r \leq 1$  olabileceğini belirtirsek şekil 2.5' teki yaklaşımımızın % 97.54 olduğu anlaşılmaktadır.

Frekans dağılımını bu şekilde Komputer yardımıyla formülize etmek bize şu avantajları getirir. Başlangıçta normal dağılım olarak varsaydığımız dağılım gerçekte histogramdada görüldüğü gibi ortalama değer etrafında simetrik bir şekilde dağılmamıştır. "A"fonksiyonu

gibi bir fonksiyonla frekans dağılımını formülize etmek bize örneğin ,belirli bir çekme gerilmesine karşılık gelen test sayısını iyi bir yaklaşımla bulmamızı sağlar.



Şekil 2-6.:Tablo 2.3' teki verilere ait kümülatif frekans dağılımı.

Yukarıdaki "B" fonksiyonu 3.dereceden polynominal regresyon sonucu

$$B = f(x) = 214450.38 - 7671.63.X + 90.703.X^2 - 0.353.X^3 \text{ bulunmuştur.}$$

$$R = 0.99915$$

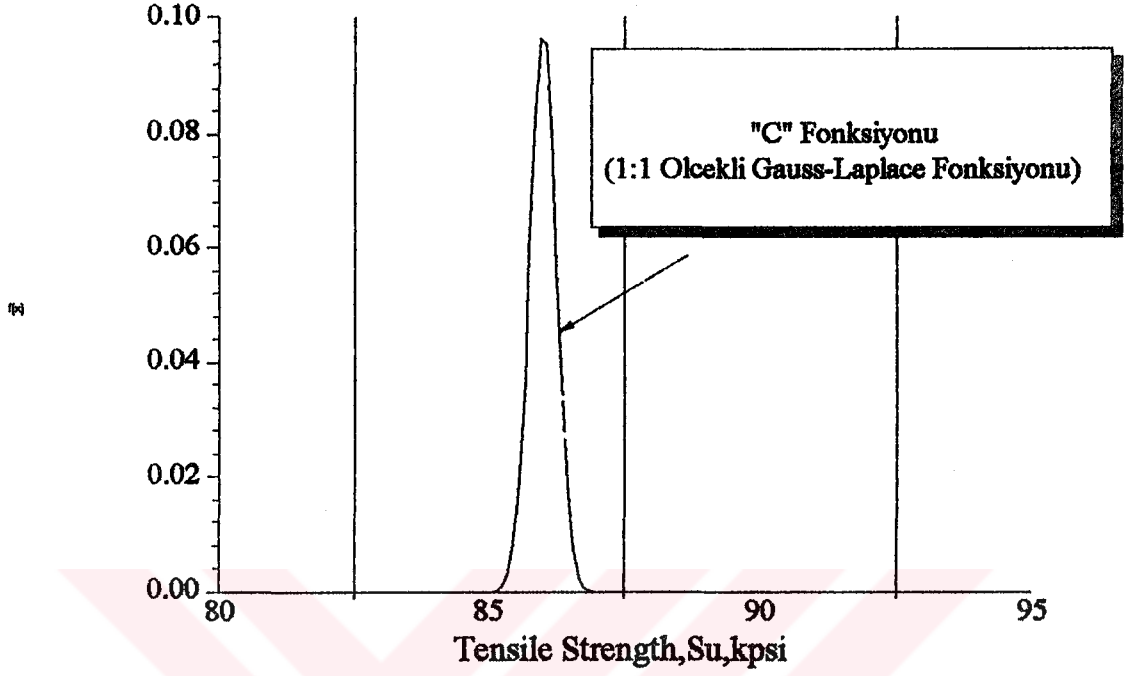
$$R^2 = 0.99831 \text{ yaklaşıma ait katsayılar.}$$

$$SD = 15.903$$

### 2-2-1-3 STANDART DEĞİŞKEN ( $z_{\alpha}$ )

$$z_{\alpha} = \frac{\sigma_i - \bar{\sigma}}{s_G} = t_i \leq 1 \text{ (Güvenirlik), (Tablo A-34)} \quad (2.6)$$

yukarıda normal dağılımlar ile ilgili hesaplamalarda kullanılan standart değişken tanımlanmıştır. İleride ne gibi bir fonksiyonu olduğu anlatılacaktır.



**Şekil 2-7:** Şekil 2.5' teki dağılımı karakterize eden 1:1 Ölçekli Gauss-Laplace Fonksiyonu.

Şekil 2.7 'deki Gauss-Laplace fonksiyonuna eşdeğer ifade;

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot S_x} e^{\left[ \frac{-(x-\bar{x})^2}{2 \cdot S_x^2} \right]}$$

$$S_x = 4.075 \text{ ve } \bar{x} = 85.983 \text{ ise}$$

(2.7)

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot 4.075} e^{\left[ \frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2} \right]}$$

Olarak tanımlanır. Dolayısıyla bu ifade yukarıdaki "C" fonksiyonunu tanımlar.

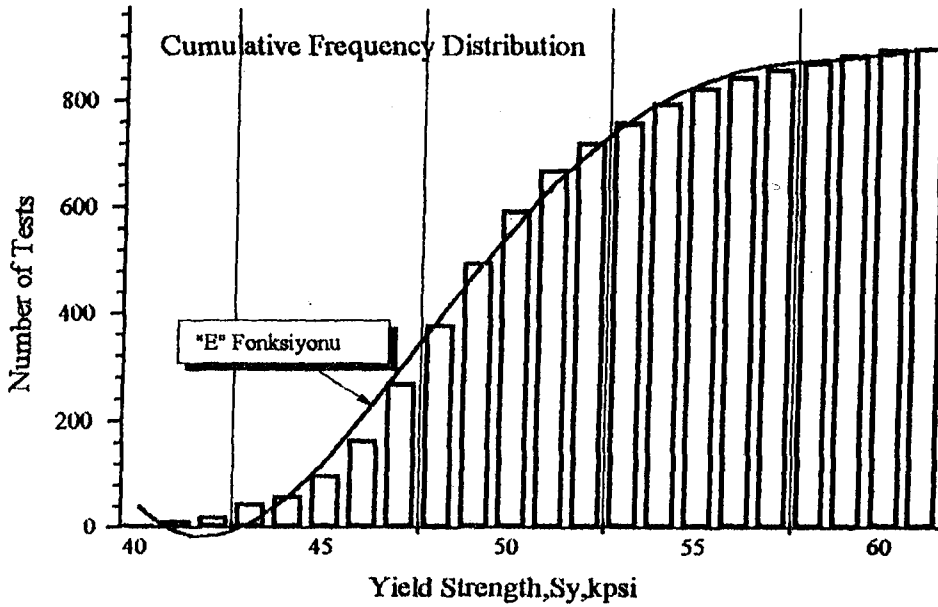
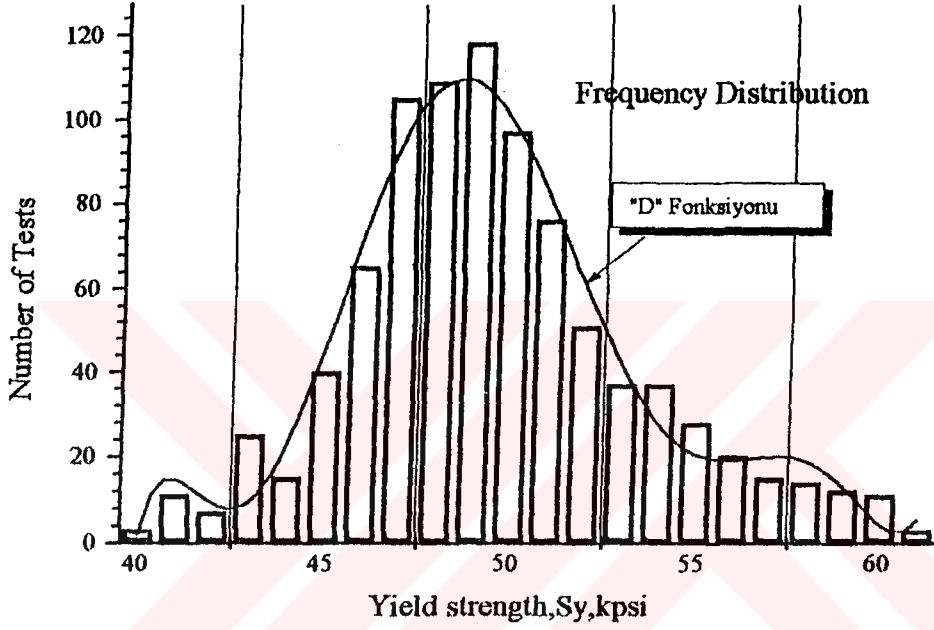
### 2-2-1-4 TABLO 2.3. 'TE YER ALAN VERİLER YARDIMIYLA AKMA GERİLMESİNİN TESPİT EDİLMESİNE İLİŞKİN HESAPLAR

ortalama gerilme:

$$\bar{\sigma}_{Ak} = \frac{(3 \cdot 40) + (11 \cdot 41) + (7 \cdot 42) + \dots + (3 \cdot 61)}{899} = 49.559 \text{ kpsi,}$$

standart sapma

$$S_{\sigma Ak} = \left[ \frac{3*(40-49.559)^2 + 11*(41-49.559)^2 + 7*(42-49.559)^2 + \dots + 3*(61-49.559)^2}{899-1} \right]^{1/2} = 3.871$$



Şekil 2-8, Şekil 2-9. :Tablo 2-3 ' e ait frekans ve kümülatif frekans dağılımları.



Şekil 2.8' de yer alan "D" fonksiyonu;

$$D = f(x) = -4.788.10^7 + 6.945.10^6 .x - 433252.221.x^2 + 15130.982x^3 - 322.015x^4 \\ + 4.244.x^5 - 0.0334.x^6 + 0.0001401.x^7 - 2.27.10^{-7} .x^8$$

şeklindedir,ve yaklaşımlara ait değerler,

$$R = 0.98301$$

$$R^2 = 0.96631$$

SD = 8.72199 dir. Şekil 2.9' da yer alan "E" fonksiyonu

$$E = f(x) = 226248.078 - 17765.36193.x + 515.403.x^2 - 6.55146.x^3 + 0.03088.x^4$$

şeklindedir, ve yaklaşımlara ait değerler,

$$R = 0.99778$$

$$R^2 = 0.99557$$

$$SD = 26.26133 \text{ dir}$$

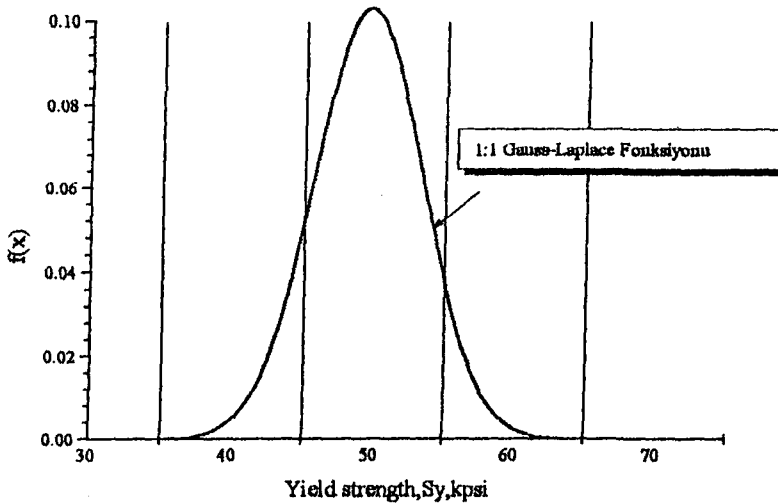
.Kayma gerilmesini tespit etmekte kullanılacak olan gauss-laplace eşitliği;

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot S_x} e^{\left[ \frac{-(x-\bar{x})^2}{2 \cdot S_x^2} \right]}$$

$$S_x = 3.871 \text{ ve } \bar{X} = 49.559 \text{ ise}$$

(2.8)

$$f(x) = \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi} \cdot 3.871} e^{\left[ \frac{-(x-49.559)^2}{2 \cdot 3.871^2} \right]}$$



Şekil 2-10: 1:1 ölçekli gauss-laplace fonksiyonu.

not: Tablo2.3.' te yer alan deneysel veriler, UNS G10350 sıcak çekilmiş çeliğe aittir, testler çapları 1-9 inch arasında değişen deney çubukları ile yapılmıştır. (veriler *metals Handbook*, vol.1, 8th ed., American Society for Metals , Metals park , Ohio-1961, sf.64' ten alınmıştır).

### 2-2-1-5 $Z_{\alpha}$ 'NIN NORMAL DAĞILIMDAKİ YERİ VE FONKSİYONU

$$\sigma_K = \bar{\sigma}_K + Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_K} \quad (2.9)$$

$\bar{\sigma}_K$ 'nin kopma mukavemetinin hesaplanmasında kullanılan ortalama kopma gerilmesi olduğunu daha önce belirtmiştik. Parçaların % 50' sinin  $\bar{\sigma}_K$ 'da örneğin 60 kpsi 'de koptuğunu varsayalım,  $\sigma_{K_{70}}$  'i hesaplarken  $Z_{\alpha}$ 'nın pozitif değerini kullanmak zorunda olduğumuz ortaya çıkar. Yani 70 kpsi, 50 kpsi 'den daha fazla parçanın kırılmasına sebep olan bir gerilme değeridir. Burada kullanılan  $Z_{\alpha}=1-\alpha$  değeridir. Örneğin  $Z_{\alpha}$  parçaların % 80 'inin kırılmasına neden olan değere eşitse burada hasar, yani  $1-\alpha = 0.80$  'dir. Parçanın kırılmama güvenilirliği  $\alpha= 0.20$ 'dir. Yani akma gerilmesini 70 kpsi alarak hesapladığımız bir konstrüksiyonda örneğin akma gerilmesine kadar ön gerilme verilen 100 civatadan 80 tanesinin plastik deformasyona uğraması tehlikesi vardır. Sonuçta bu konstrüksiyon için % 10 güvenilirlikli bir konstrüksiyondur denilebilir.

### 2-2-1-6 NORMAL DAĞILIMDA ÖLÇME HATALARI

DIN 1319'da ölçme hataları standartlaştırılmıştır. Buna göre;

$$\Delta\bar{\sigma} = \pm 0.03 \text{ daN/mm}^2$$

$\Delta S_{\sigma} = \pm 0.01 \text{ daN/mm}^2$  olarak belirlenmiştir. Bu noktadan hareketle,

$$\Delta Z_{\alpha} = -\frac{\sigma - \bar{\sigma}}{S_{\sigma}^2} (\Delta S_{\sigma}) - \frac{1}{S_{\sigma}} (\Delta \bar{\sigma}) \quad (2.10.)$$

### 2-2-1-7 NOMAL DAĞILIM İLE İLGİLİ HESAP ÖRNEKLERİ

**ÖRNEK 2.1:** % 50 güvenilirliği olan (konstrüksiyonun güvenilirliği veya kırılmama güvenilirliği) gerilme değerini bulunuz.

Tablo A-34' ten % 50 güvenilirlik " $\alpha$ " için  $Z_{\alpha}$  değeri;  $Z_{\alpha}=0.00$  ' dir. Buna göre,

$$\sigma_{50} = \bar{\sigma}_x + Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_x} \quad \text{ve} \quad \sigma_{50} = \bar{\sigma}_K + (0.00) \cdot 4.075 \quad \text{ise,} \quad \sigma_{50} = \bar{\sigma}_K \quad \text{olduğu görülür.}$$

**ÖRNEK 2.2:** % 10, % 50, % 90, % 30.15, % 69.85 güvenirlikli kırılma değerlerini bulunuz.

% 10 için  $Z_{\alpha}$ ' yı ararken, tabloyla % 10.03 güvenirlilik için verilmiş olan  $Z_{\alpha}=1.28$  değerini yakın olduğu için alabiliriz. Fakat hassas bir hesaplama isteniyorsa tablo değerleri arasında enterpolasyon yapılabilir.

Kırılma güvenirligi % 10 olan gerilme demek, % 90' ının kırılmayacağı gerilme demektirki buda  $\bar{\sigma}$ ' dan daha küçük bir gerilmedirki buradan hareketle  $Z_{\alpha} (-)$  değerlikli olmalıdır.

$$\begin{aligned} \sigma_{K_{\%10,03}} &= \bar{\sigma}_x \mp Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_x} &= 85.983 - 1,28 \cdot 4,075 \\ & &= 80,767 \text{ kpsi.} \end{aligned}$$

$$\sigma_{K_{\%50}} = \bar{\sigma}_x \mp Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_x} = \bar{\sigma}_x \text{ 'dir.}$$

$$\sigma_{K_{\%89,7}} = \bar{\sigma}_x \mp Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_x} = 85,983 + 1,28 \cdot 4,075 = 91,199 \text{ kpsi.}$$

**Not:** Yukarıdaki değerleri hesaplariken tablo A-34' teki  $Z_{\alpha}$  ' yı hesaplariken kullandığımız değerler  $(1-\alpha)$  yani hasar güvenirligine ilişkin değerlerdir.

% 30,15 için Ek 1'den  $(1-\alpha)$  değeri 0,52 olarak bulunur.

$$\begin{aligned} &= 85.983 - 0,52 \cdot 4,075 \\ &= 83,864 \text{ kpsi.} \end{aligned}$$

% 69.85 ' lik hasar demek % 30.15 ' lik güvenirlilik yani " $\alpha$ "=1-0,6985=0,3015 'tir

$$\begin{aligned} \sigma_{K_{\%69,85}} &= \bar{\sigma}_x \mp Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_x} &= 85,983 + 0,52 \cdot 4,075 \\ & &= 88,102 \text{ kpsi.'dir.} \end{aligned}$$

**ÖRNEK 2.3:** Yukarıdaki ifadelerle ait güvenirlilik değerlerini  $\pm\infty$  aralığında integre etmek suretiyle tekrar hesaplayınız.

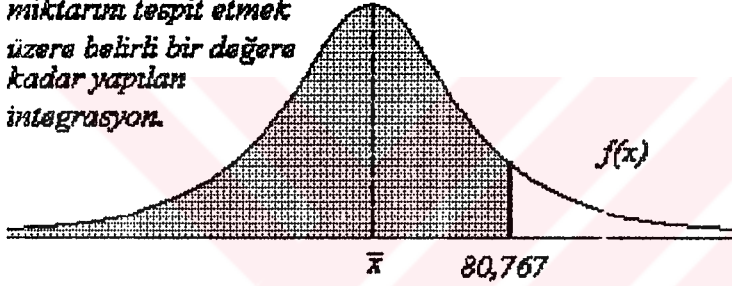
windows 3.1 'inci versiyon altında çalışan MATHCAD adlı program verilen gauss-laplace fonksiyonunu eksi sonsuz' dan başlayarak integre edememektedir, program bu tür integralleri eksi 12800 integralin alt sınırı olmak üzere integre etmektedir. Normalde gerçek

sonucu bulmak için  $-, +$  sonsuz aralığı alınması gerekmele birlikte eğri eksi sonsuzdan asimptotik geldiği için eksi sonsuz,  $-12800$  değerleri arasında alınamayan integral çok büyük bir yamılgıya sebep olmamaktadır. Örnek 2' den hareketle,

$\sigma K_{\%10.03} = 80,767$  kpsi. için ,

$$1-\alpha = \int_{-12800}^{80.767} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot 4.075}} \cdot e^{-\frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2}} dx = 0.10028779$$

*normal dağılımda hasar miktarını tespit etmek üzere belirli bir değere kadar yapılan integrasyon.*



**Şekil 2-11:**Normal dağılımda hasar miktarı tespitinde yapılan integrasyon

integral sonucunda paket programın sınırlı kapasitesi sonucu;

$1-\alpha = 0,10028779$  bulunmuştur, oysa  $1-\alpha = 0,1003$  bulunmalıydı, paket programın yaklaşımı ise, % 99,9878 güvenirliliktendir bir başka deyişle % 0,0122 'lik bir hata yapılmış olur ki kabul edilebilir bir yaklaşımdır.

$\sigma K_{\%50} = 85,983$  kpsi. için,

$$1-\alpha = \int_{-10000}^{85.983} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot 4.075}} \cdot e^{-\frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2}} dx = 0.500000066886309$$

olarak bulunur.

$\sigma K_{\%90} = 99.199$  kpsi. için,

$$1-\alpha = \int_{-9287}^{91.199} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot 4.075}} \cdot e^{-\frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2}} dx = 0.899727368091671$$

olarak % 99,969 yaklaşıkla bulunur.  $\sigma_{K_{\%30,15}} = 83,864$  kpsi. için,

$$1-\alpha = \int_{-13000}^{83.864} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot 4.075}} \cdot e^{-\frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2}} dx = 0.301531364655682$$

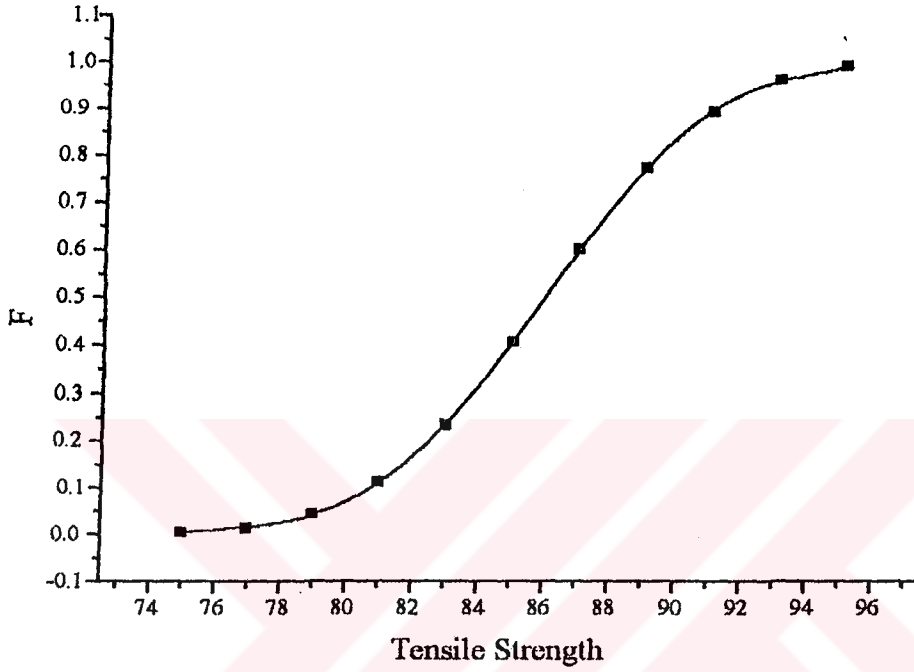
dir.

yukarıdaki değerlerdeki azda olsa meydana gelen yanlışlar daha önce hesaplanan standart sapma ve ortalama gerilme hesaplanırken yuvarlatılan rakamlardan kaynaklanmaktadır. Gerçekte esas olan yaklaşım yukarıdaki fonksiyonu belirtilen sınırlar altında integre etmektir.

$\sigma_{K_{\%69.85}} = 88.102$  kpsi. için.

$$1-\alpha = \int_{-11700}^{88.102} \frac{1}{\sqrt{2 \cdot \pi \cdot 4.075}} \cdot e^{-\frac{-(x-85.983)^2}{2 \cdot 4.075^2}} dx = 0.698468532711166$$

dir.



Şekil 2-12: Çekme dayanımlarına ait hasar fonksiyonu.

Şekil 2.12 'nin çizilebilmesi için yine "mathcad" adlı paket program yardımıyla 75-95 arasındaki tüm gerilme değerlerine ait hasar değerleri hesaplanmış, daha sonra "origin" adlı diğer paket programda grafike edilmiştir.

Grafike edilen gerilme değerleri ve güvenilirlik değerleri;

Gerilme Değerleri	Hasar Değerleri	Gerilme Değerleri	Hasar Değerleri
75	0,003516	83	0,40469
77	0,013748	85	0,59854
79	0,043299	87	0,770462
81	0,110698	91	0,890869
83	0,232077	93	0,957462
		95	0,986543

Daha sonra içi dolu kareler şeklindeki bu noktalardan geçecek eğriyi tespit edebilmek için 7.Dereceden "polynomial regression" yapılmıştır. Regresyona ait parametreler ve sonuçta elde edilen fonksiyon aşağıda verilmiştir. Burada hasarın gerilme ile arasındaki ilişkinin görsel olarak belirtilmesi amaçlanmıştır. Bunun yanı sıra butür hasar fonksiyonlarının kompüterlere belirtilen şekilde denklem halinde tanımlanması halinde tablolardan yapılacak hesaplara ilişkin değerlerin aranmasına gerek kalmadan istenen gerilme değerine karşılık gelen hasar değeri direkt olarak hesaplanabilir.

yukarıdaki fonksiyonun bulunması esnasında geçerli olan parametreler;

$$R = 0.99999$$

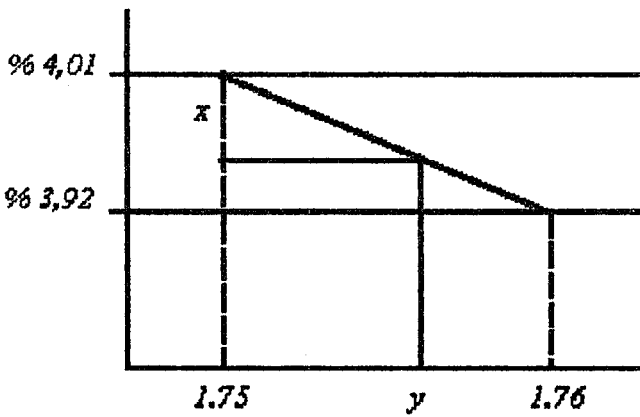
$$R^2 = 0.99998$$

SD = 0.00339 ,ve sonuçta bulunan fonksiyon;

$$Y = -2269,984 + 71,87254x - 1,20957x^2 + 0,01144x^3 - (5,793E-5)x^4 + (1,263E-7)x^5 - (2,47E-11)x^6$$

Şekilindedir.

**ÖRNEK 2.4:** Kalite kontrol laboratuvarında yapılan incelemelerin sonucu Tablo 2.3' teki değerlerin elde edildiğini düşünürsek ,aynı malzemeden akma noktasına kadar öngerilme uygulanan civatadan % 96' sının kopmaması için kesit tayininde kullanmamız gereken akma değeri nedir?



görüldüğü gibi Tablo A-34 ' te % 4 hasar  $(1-\alpha)$  değeri bulunmadığından mevcut değerlerden yola çıkarak % 4 hasara karşılık gelen  $(1-\alpha)$  değeri "y" tespit edilir.

$$\frac{4,01 - 3,92}{1,76 - 1,75} = \frac{4 - 4,01}{Z_{\alpha} - 1,75} \text{ ve } Z_{\alpha} = 1,75111 \text{ ' dir.}$$

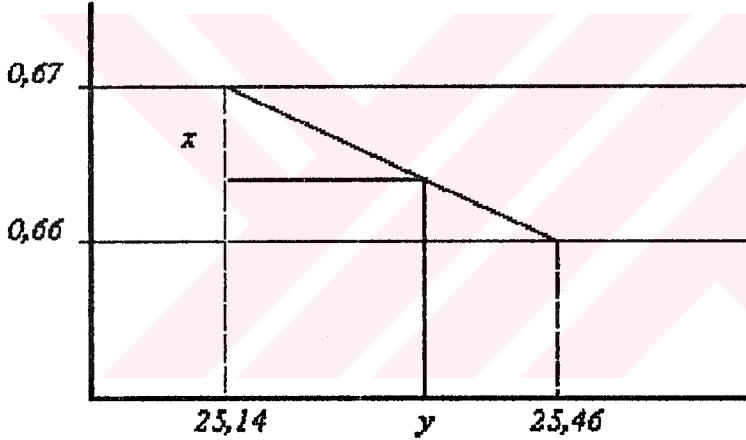
$$\begin{aligned}\sigma_{AK_{\%4}} &= \bar{\sigma}_{AK} + Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_{AK}} = 49,559 - 1,75111 \cdot 3,871 \\ &= 42,780 \text{ kpsi.'dir.}\end{aligned}$$

**ÖRNEK 2.5:** Tablo 2.3' te yer alan malzemeden yapılmış olan 2500 adet makina parçasından kaç tanesi 47 kpsi.' lik bir gerilmeye maruz kalması halinde plastik deformasyona uğrar.

$$\sigma_{AK_{\%?}} = \bar{\sigma}_{AK} + Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_{AK}} \quad \text{ise, } 47 = 49,559 - Z_{\alpha} \cdot 3,871$$

$$Z_{\alpha} = \frac{49,559 - 47}{3,871} = 0,661' \text{ dir.}$$

Tablo A-34' teki değerlerden;



$$\frac{0,67 - 0,66}{25,46 - 25,14} = \frac{0,67 - 0,661}{y - 25,14} \quad \text{ve } (1 - \alpha) = 25,428 \text{ buda demektir ki, parçaların } \% 25,428'$$

i veya  $2500 \times 0,25428 = 635,7$  veya 636 tanesinin deformasyona uğraması beklenebilir.

**ÖRNEK 2.6 :** Bir hidrolik pres fabrikasında üretilen öngerilme kolonlarının 10000 tanesinden 45 tanesi ilk altı ay, yani garanti süresi içerisinde plastik deformasyona maruz kalmıştır. Tasarım yapılırken akma gerilmesi 39,61 kpsi.alınmıştır. Bu deformasyon sınırı beklenen sınırlar içerisinde midir? yoksa tasarım hatası, imalat hatası veya tüketicinin makinayı kapasitesi üzerinde kullanması söz konusu olabilir mi ?

$$\sigma_{AK_{\%?}} = \bar{\sigma}_{AK} + Z_{\alpha} \cdot S_{\sigma_{AK}} \quad \text{ise } 39,610 = 49,559 - Z_{\alpha} \cdot 3,871 \quad \text{ve}$$

$$Z_{\alpha} = \frac{49,559 - 39,610}{3,871} = 2,57' \text{ dir.}$$



$Z_{\alpha}$ 'nın bu değeri  $(1-\alpha) = \% 0,508$  'lik hasar güvenirligine,  $\% 94,92$  'lik konstrüksiyonda güvenirlilik değerine " $\alpha$ " sahiptir. Buna göre  $10000 \times 0,00508 = 50$  adet parçanın hasar görmesi zaten doğaldır. 45 ise ön görülden daha az bir hasar miktarıdır. Dolayısı ile tasarım hatası, imalat hatası veya kapasitenin üstünde kullanılması söz konusu değildir.

**ÖRNEK 2.7** : Yukarıdaki örnekte imalatta kullanılan değerlerin güvenirligini ölçme hatalarında göz önüne alarak yeniden hesaplayınız.

DIN 1319 'a göre,

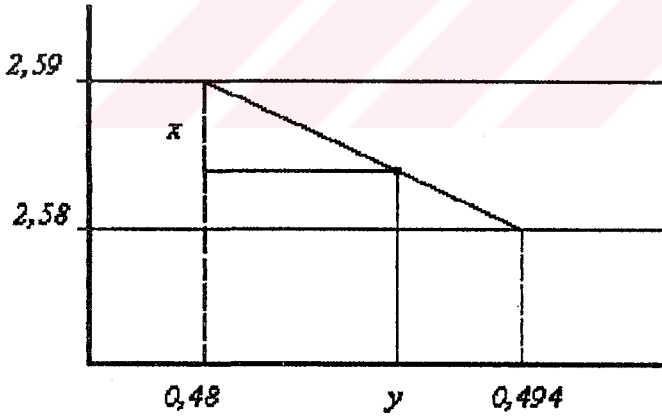
$$\Delta\bar{\sigma} = \mp 0,02685 \text{ kpsi.}$$

$$\Delta S_{\sigma} = \mp 0,006895 \text{ kpsi. olduğuna göre.}$$

$$\Delta Z_{\alpha} = -\frac{\sigma - \bar{\sigma}}{S_{\sigma}^2} (\Delta S_{\sigma}) - \frac{1}{S_{\sigma}} (\Delta \bar{\sigma}) \text{ ve;}$$

$$\Delta Z_{\alpha} = \mp \frac{36,910 - 49,559}{3,871^2} (0,006895) \mp \frac{1}{3,871} (0,02685) = \mp 0,0128 \text{ 'dir.}$$

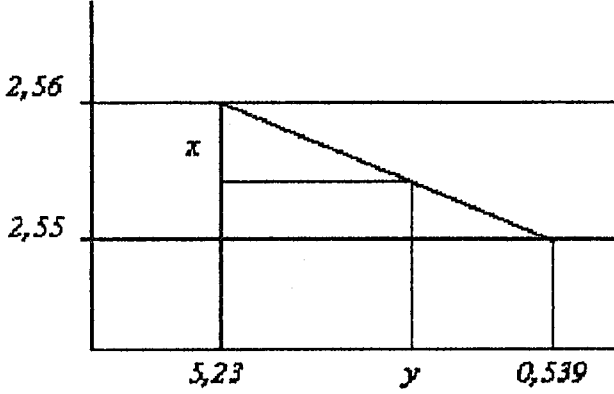
$$Z_{\alpha_2} = 2,57 + 0,0128 = 2,5828 \text{ 'dir.}$$



Tablo A-34 ' teki değerlerden faydalanarak;

$$\frac{2,59 - 2,58}{0,494 - 0,48} = \frac{2,59 - 2,5828}{\alpha_1 - 0,48} \text{ denklemin sonucunda, } \alpha_1 = 0,049 \text{ dur.}$$

$$Z_{\alpha_2} = 2,57 - 0,0128 = 2,5572 \text{ 'dir.}$$



$$\frac{2,56 - 2,55}{0,539 - 0,523} = \frac{2,56 - 2,5572}{\alpha_2 - 0,523} \text{ denklemin sonucunda, } \alpha_2 = 0,05275$$

sonuç olarak % 0,5 'lik hasar öngörülmüş olsa bile DIN 1319 'da kabul edilebilir derecede % 0,49 - % 0,5275 'lik aralığında kalmak suretiyle hata normaldir. Dolayısıyla % 0,5 'lik hasarın öngörüldüğü bir tasarımda % 0,5275 'lik bir hata normal olarak nitelendirilebilir.

Buna göre % 0,5275 x 10000 = 52,748 yaklaşık 53 parça' nın hasar görmüş olması örnek 2.7 'deki problemde normal kabul edilebilir.

### 2.2.2. ÜSTEL DAĞILIM

$\lambda(t)$  = İşe yaramama (hasar) oranı

Teknik sistemlerin işe yaramamaları ile ilgili olarak "birim zamanda meydana gelen hasar olayıdır. Birim zamanın çok küçük olup 0' a yaklaşması halinde işe yaramama olayı "ani işe yaramama oranı " veya "baht " oranıdır.

$$\lambda(t) = \frac{f(t)}{R(t)} \quad f(t) = \text{Dağılım Fonksiyonu.}$$

$$\int_0^t f(t) dt = F(t) = 1 - R(t) \dots \dots \dots R(t) = \text{Güvenirlilik Fonksiyonu.}$$

$$\frac{dF(t)}{dt} = f(t) \text{ ve } f(t) = \frac{dF(t)}{dt} = -\frac{dR(t)}{dt} \text{ ise}$$

$$\lambda(t) = \frac{-dR(t)/dt}{R(t)} = -\frac{d}{dt} [\ln R(t)] \quad \lambda = \lambda(t)$$

$$\int -\lambda(t) dt = \int d[\ln R(t)] \Rightarrow -\lambda(t).t = \ln R(t) \Rightarrow e^{-t\lambda} = R(t) \text{ buradan,}$$

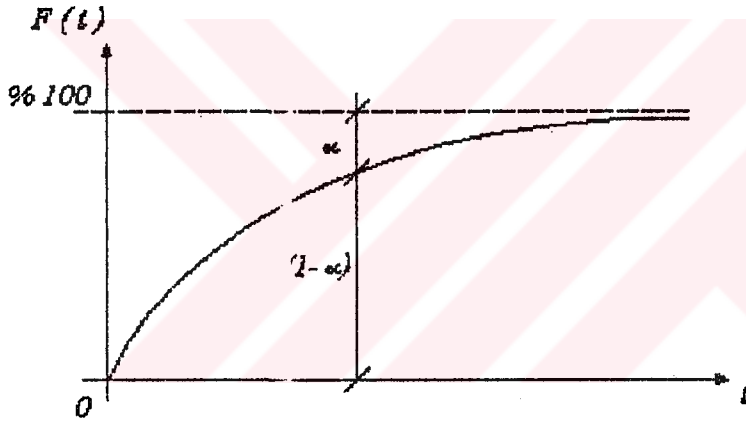
$\lambda = \frac{f(t)}{e^{-\lambda \cdot t}}$  ve,  $f(t) = \lambda \cdot e^{-\lambda \cdot t}$  frekans dağılım fonksiyonudur.

$\theta = \theta(t)$  Ömür faktörüdür ve,  $\theta = \frac{1}{\lambda}$  olduğuna göre dağılım fonksiyonunu değişik şekilde

$f(t) = \frac{1}{\theta} \cdot e^{-t/\theta}$  ifade edilebilir. Hasar fonksiyonu ise;

$$F(t) = \int_0^t f(t) dt = \int_0^t \frac{1}{\theta} \cdot e^{-t/\theta} dt = \left[ -e^{-t/\theta} \right]_0^t = 1 - e^{-t/\theta}$$

$$= R(t) = 1 - F(t)$$



$$F(t) = 1 - e^{-t/\theta} \quad = \text{Hasar Eğrisi.}$$

$$F(t = \theta) = 1 - e^{-\frac{\theta}{\theta}} = 1 - 1/e = 0,632, \% 63,2$$

$\theta =$  Kümeyi teşkil eden elemanların % 63,2 'sinin hasar verdiği zaman ( ömür ) değeridir.

Bu noktada güvenilirlik değeri  $R = \% 36,8$  ' dir.

Daha önce adı geçen normal dağılımda da olduğu gibi bu dağılımda da, frekans dağılımının grafike edilmesi ve belirli bir değere kadar integrale edilmesi, integrasyon sonucunda ise o değere ait hasar miktarının tespit edilmesi söz konusudur.

### 2.2.2.1 ÜSTEL DAĞILIM İLE İLGİLİ HESAP ÖRNEKLERİ

**ÖRNEK 2.8:** Asitli ve korozyonlu ortamda yapılmış kaynak dikişlerinin sabit yük ve zorlayıcı frekanslarında yapılan denemelerinde dakikada 4800 yük tekrarı gerçekleştirilmiştir. Bu kaynak dikişlerinin % 69' u 900 saatlik ömür değerine gelinceye kadar kırılmışlardır.

Yukarıdaki verilerden yola çıkarak bu dikişlerin % 10, % 50, % 90, % 99 ' unun kırılma göstereceği ömür değerini saat ve yük tekrarı olarak belirtiniz.

$n = 1000$  adet .

$f(t) = \frac{1}{\theta} \cdot e^{-t/\theta}$  ' nin dağılım fonksiyonu,  $F(t) = 1 - e^{-\frac{t}{\theta}}$  'nin hasar fonksiyonu olduğu bilindiğine göre.

$$0,69 = 1 - e^{-\frac{t}{\theta}} \Rightarrow \Rightarrow 0,69 = 1 - e^{-\frac{900}{\theta}} \quad 0,69 = 1 - e^{-\frac{900}{\theta}} \Rightarrow$$

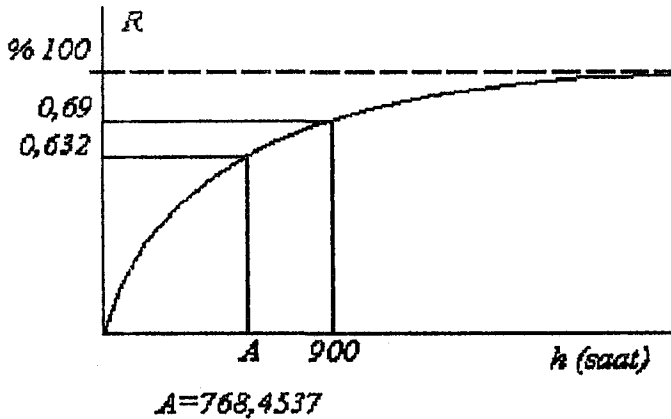
$$\theta = \frac{900}{\ln 3,225} \quad \theta = \frac{900}{\ln(1-0,69)} \text{ buradan;}$$

$$\theta = 768,4537 \text{ (h) saattir}$$

% 63,2 ' sinin gerçekleştirebildiği ömür değeri;

$$n_{63,2} = 60 \cdot 4800 \cdot 768,4537 = 221314691,3 \text{ yük tekrarı.}$$

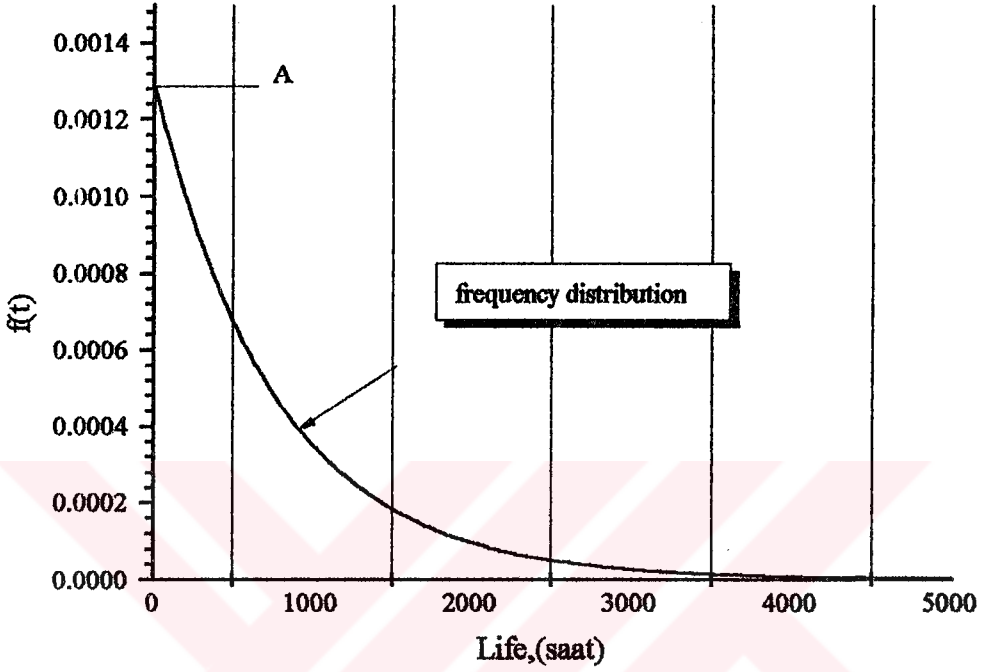
$N = 10^{8,345} 10^{8,345}$  yük tekrarı, veya  $n_{\ell} = 8,345 n_{\ell} = 8,345$  logaritmik yük tekrarıdır.



Yandaki şekilde de apsis'te saat cinsinden ömür, ordinat'ta ise hasar miktarları belirtilmiştir

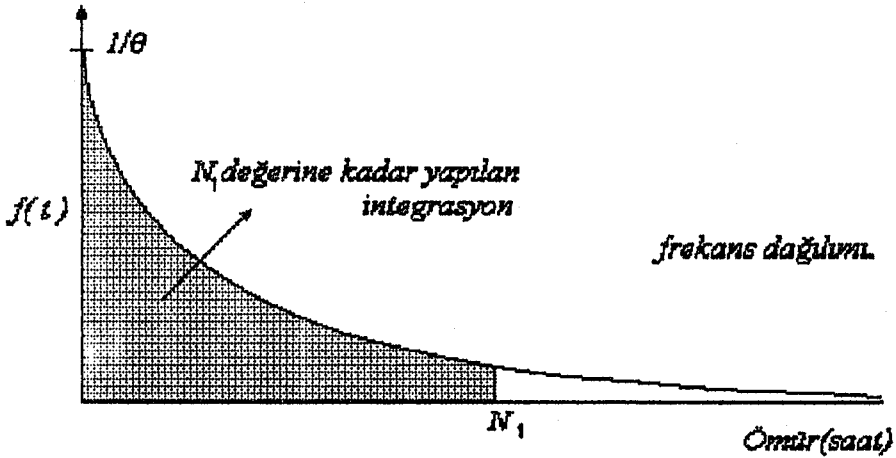
frekans dağılım fonksiyonu;  $f(t) = \frac{1}{\theta} \cdot e^{-t/\theta} = \frac{1}{768,4537} \cdot e^{-\frac{t}{768,4537}}$  şeklindedir.

hasar fonksiyonu ise ;  $F(t) = 1 - e^{-\frac{t}{\theta}} = 1 - e^{-\frac{t}{768,4537}}$  şeklindedir.



Şekil 2-13: Üstel dağılımlarda frekans dağılımı.

Yukarıdaki şekil'deki "A" noktası  $\lambda = \frac{1}{\theta}$  'ye eşdeğerdir. Üstel dağılımda da temel felsefe dağılıma ilişkin bir frekans dağılım fonksiyonu bulup bunu hasar miktarını öğrenmek istediğimiz ömür değerine dek integre etmektir.



Şekil 2-14: Üstel dağılımda herhangi bir değere kadar yapılan integrasyon.

**ÖRNEK 2.9:** Örnek 1' de yer alan veriler yardımıyla sırasıyla 600, 950, 1200, 1500, 2500 saat sonundaki hasar miktarlarını şekil 2.11' de belirtildiği şekilde yapılacak integrasyon sonucu belirleyiniz.

Daha önceki örneklerde de olduğu gibi bu örnekte Windows 3.1. versiyonu altında çalışan "mathcad" adlı paket programdan yararlanılmıştır.

$$\int_0^{600} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.541955$$

İntegrasyon sonucu 600 saat sonraki hasar miktarının % 54,1955 olduğunu belirtmektedir. Aynı şekilde diğer integrasyonlar;

$$1. \int_0^{950} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.709528$$

$$2. \int_0^{1200} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.790195$$

1. integrasyon sonucu "hasar" yani, F = % 70,9528 "Konstrüksiyonda güvenilirlik" R = 29,0472 'dir.

2. integrasyon sonucu, F = % 79,0195, R = % 20,9805' tir

$$3. \int_0^{2000} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.925921$$

$$4. \int_0^{2500} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.961353$$

3.integrasyon sonucu: F = % 92,5921, G = % 7,4079' dur.

4.integrasyon sonucu: F = % 96,1353, G = % 3,8647' dir.

$$5. \int_0^{3200} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.984458$$

$$6. \int_0^{4000} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.994512$$

5.integrasyon sonucu: F = % 98,4458, G = % 1,5542' dir.

6.integrasyon sonucu: F = % 99,4512, G = % 0,5488' dir.

$$7. \int_0^{5000} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.998506$$

$$8. \int_0^{128} \frac{1}{768.4537} \cdot e^{-\frac{t}{768.4537}} dt = 0.9999$$

7.integrasyon sonucu: F = % 99,8506, G = % 0,1494' tür.

8.integrasyon sonucu: F = % 99,99 , G = % 0,01 ' dir.

**ÖRNEK 2.10 :** Aşınma deneylerinde belirli bir sürtünme katsayısı bölgesinde yapılan 88 deneyin % 63,2 ' si 440 saatte işe yaramaz hale gelmiştir.

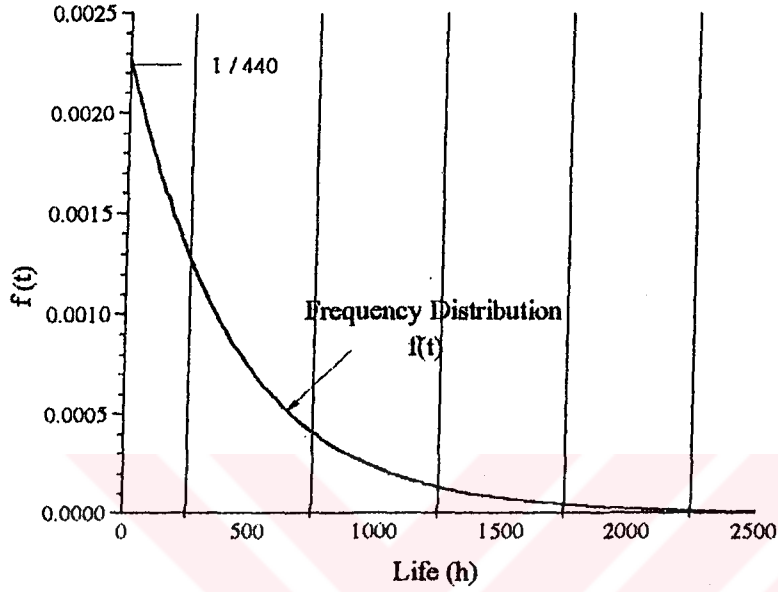
istenenler: Dağılım fonksiyonu ve Hasar fonksiyonunu çiziniz, % 99,99, % 95, % 80 güvenilirlik ve % 10, % 50, % 90 işe yaramama 'ya neden olan ömür değerlerini bulunuz.

$$f(t) = \frac{1}{440} \cdot e^{-\frac{t}{440}} \text{ Dağılım Fonksiyonunu idi. } \theta = 440 \text{ saat olduğuna göre,}$$

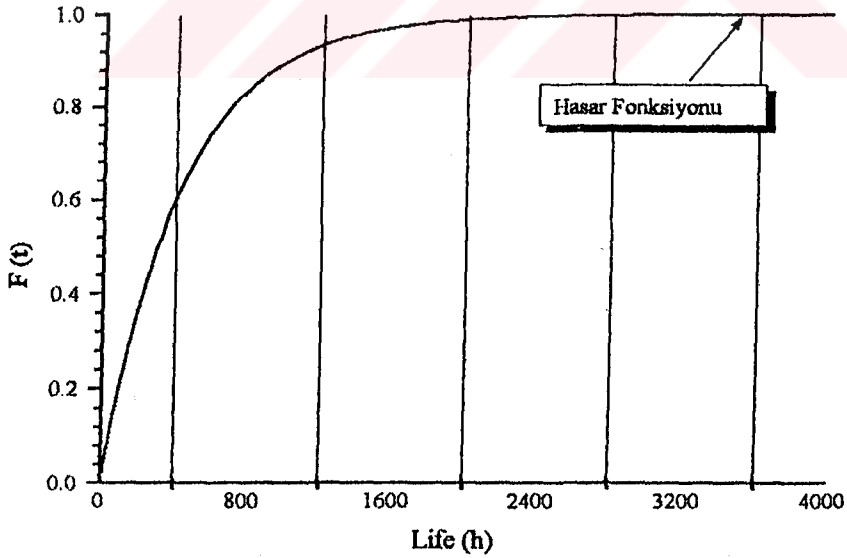
$$f(t) = \frac{1}{440} \cdot e^{-\frac{t}{440}} \text{ Dağılım Fonksiyonu (şekil 12).}$$

$$F(t) = 1 - e^{-\frac{t}{440}} \text{ Hasar Fonksiyonu idi. } \theta = 440 \text{ saat olduğuna göre,}$$

$$F(t) = 1 - e^{-\frac{t}{440}} \text{ Hasar fonksiyonudur (şekil 2.13).}$$



**Şekil 2-15:** Üstel dağılımda frekans dağılımı



**Şekil 2-16:** Üstel dağılımda hasar fonksiyonu.

Şekil 2.16 'da daha öncede olduğu gibi (şekil 2.10) ölçekli grafikten direkt olarak istenilen ömür değerine ait hasar miktarı öğrenilebilir. Fakat esas olan elbetteki analitik çözümdür. % 99,99 Güvenirlilik , % 0,01 hasar demektir. Böylece;



$$0.0001 = 1 - e^{-t \cdot 0.0001 / 440} \Rightarrow e^{-t \cdot 0.0001 / 440} = 1 - 0.0001, \frac{-t \cdot 0.0001}{440} = \ln[1 - 0.0001]$$

$$-t_{0,05} = 440 \ln[1 - 0,05] , t = 22,569 \text{ h 'tir.}$$

% 95 Güvenirlik , % 5 hasar demektir. Böylece;

$$-t_{0,05} = 440 \ln[1 - 0,05] , t = 22,569 \text{ h 'tir.}$$

% 80 Güvenirlik , % 20 hasar demektir. Böylece;

$$-t_{0,2} = 440 \ln[1 - 0,2] , t = 98,183 \text{ h 'tir.}$$

% 10 Hasar için;

$$-t_{0,1} = 440 \ln[1 - 0,1] , t = 46,3586 \text{ h 'tir.}$$

% 50 Hasar için;

$$-t_{0,5} = 440 \ln[1 - 0,5] , t = 304,9847 \text{ h 'tir}$$

% 90 Hasar için;

$$-t_{0,9} = 440 \ln[1 - 0,9] , t = 1013,1374 \text{ h 'tir}$$

% 99 Hasar için;

$$-t_{0,99} = 440 \ln[1 - 0,99] , t = 2026,2748 \text{ h 'tir}$$

% 99,99 Hasar için;

$$-t_{0,9999} = 440 \ln[1 - 0,9999] , t = 4052,54 \text{ h 'tir}$$

### 2.2.3. SIRA ORTANCALARI METODU

$$A = \frac{i - 0,3}{n + 0,4} \text{ veya daha basit şekilde; } A = \frac{i}{n + 1} \text{ şeklinde bir "A" sayısı tammlanmıştır. } i = \text{Basamak indisi, } n = \text{Deney adedi}$$

lanmıştır.  $i =$  Basamak indisi,  $n =$  Deney adedi

Yukarıda gösterilen değerlendirme ile, daha önce anlatılan kümülatif frekans dağılım tablosu ve istatistik frekans dağılım değerleri göz önüne alınmadan kolaylıkla bu değerlendirme bize bilhassa wöhler diyagramlarının çizimindeki zaman mukavemeti bölgesindeki değerlendirmelerle ilgili olarak kolayca netice verecektir. Ömürlerin logaritmik olmamasıda söz konusu olabilir.

### 2.2.3.1.SIRA ORTANCALARI METODU İLE İLGİLİ ÖRNEKLER

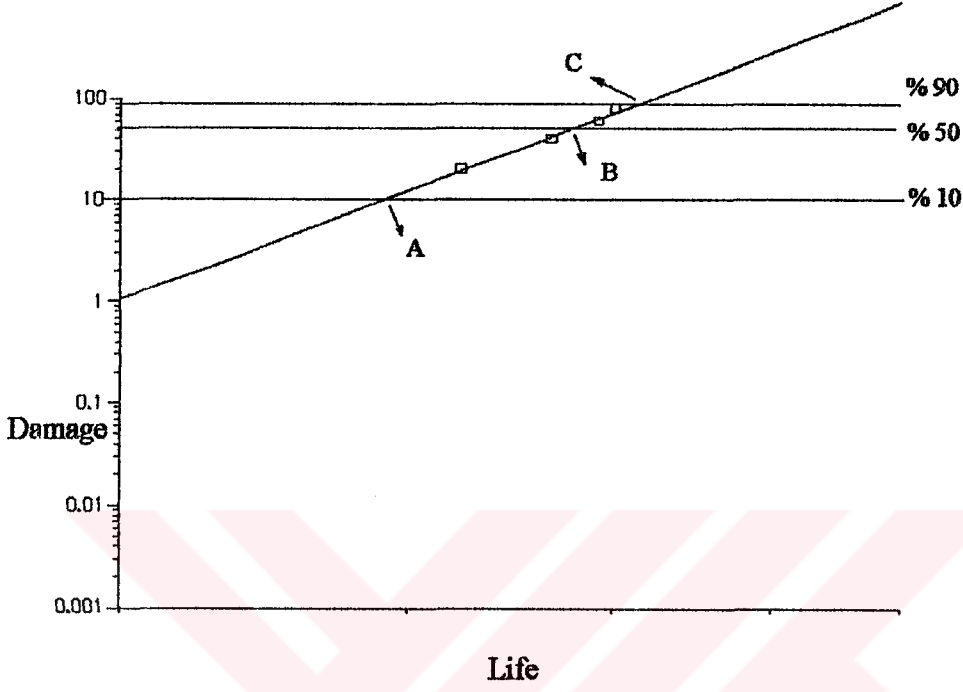
**ÖRNEK 2.11:** Dişli Çarkların Dişdibi kırılma deneyleri pülzator üzerinde yapılmış, ve aşağıdaki değerler elde edilmiştir. Bu değerler esas alınarak sürekli mukavemet bölgesinde (zaman mukavemeti) her gerilme değeri için ömür ve güvenilirlik değerlerini bulunuz ve grafiklerini çiziniz.

$\sigma_1 = 295,6 \text{ N/mm}^2$	N = 323200 N <sub>1</sub> = 5,50947	N = 367300 N <sub>1</sub> = 5,56502	N = 392600 N <sub>1</sub> = 5,59395	N = 401600 N <sub>1</sub> = 5,60379
$\sigma_2 = 408,3 \text{ N/mm}^2$	N = 61750 N <sub>1</sub> = 4,79063	N = 63300 N <sub>1</sub> = 4,80140	N = 70550 N <sub>1</sub> = 4,84849	N = 71950 N <sub>1</sub> = 4,85703
$\sigma_3 = 560,2 \text{ N/mm}^2$	N = 16800 N <sub>1</sub> = 4,22531	N = 17400 N <sub>1</sub> = 4,24055	N = 17700 N <sub>1</sub> = 4,24797	N = 18400 N <sub>1</sub> = 4,26482

Yukarıdaki verilerden yola çıkarak aşağıdaki tablo hazırlanır;

**Tablo 2.4 :** Prof Necati Tahralı' nın Münih Teknik Üniversitesinde yaptığı doktora tezi verileri

	N <sub>2</sub>	N <sub>3</sub>	N <sub>4</sub>	N <sub>4</sub>
$\sigma_1 = 295,6 \text{ N/mm}^2$	323200	367300	392600	401600
$A_1 = \frac{i}{1+n}$	$\frac{2}{1+4}$	$\frac{3}{1+4}$	$\frac{4}{1+4}$	$\frac{4}{1+4}$
(%)	20	40	60	80
$\sigma_2 = 408,3 \text{ N/mm}^2$	61750	63300	70550	71950
$A_1 = \frac{i}{1+n}$	$\frac{1}{1+4}$	$\frac{2}{1+4}$	$\frac{3}{1+4}$	$\frac{4}{1+4}$
(%)	20	40	60	80
$\sigma_3 = 560,2 \text{ N/mm}^2$	16800	17400	17700	18400
$A_1 = \frac{i}{1+n}$	$\frac{1}{1+4}$	$\frac{2}{1+4}$	$\frac{3}{1+4}$	$\frac{4}{1+4}$
(%)	20	40	60	80



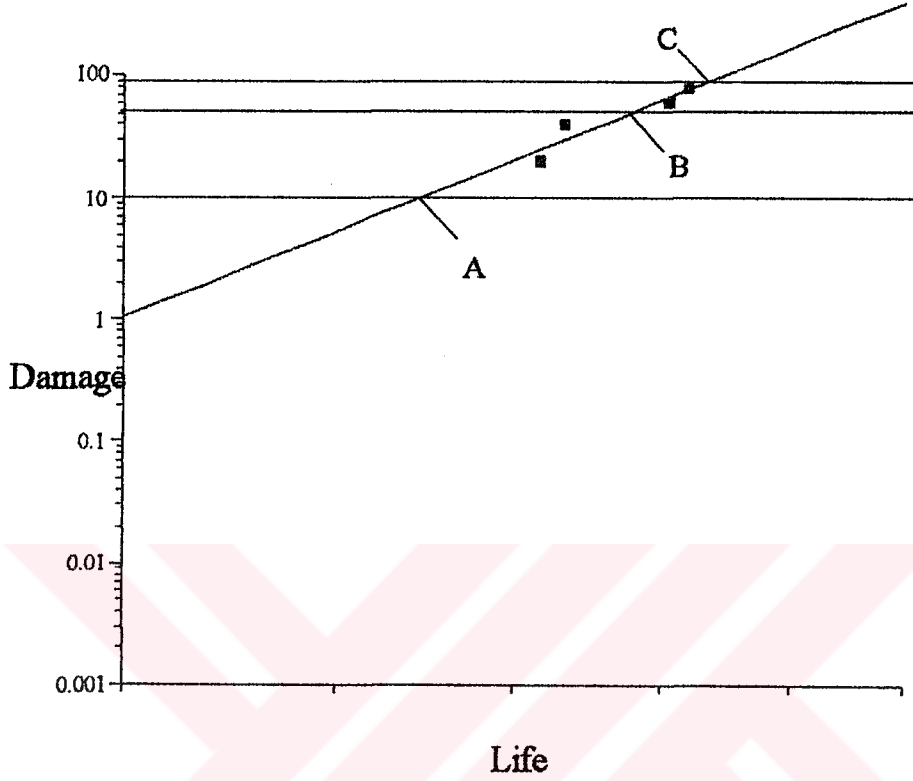
**Şekil 2-17:**Örnek 2-11' e ait değişik hasar değerlerine sahip ömür değerleri.

Yukarıdaki şekil tablo 2.4' te 295,6 N/mm<sup>2</sup> 'lik gerilme değerine ait veriler yardımıyla çizilmiştir. Tablodaki dört nokta ( % 20,40,60,80) yerleştirilmiş daha sonrada lineer regresyon yaptırılmıştır. Daha sonra istenen % 10,50,90 hasara karşılık gelen A,B,C noktaları tespit edilmiştir. Her iki eksen de logaritmdir.

Yapılan lineer regresyonda,  $Y = A + B.X$  için.

$A = -32,401$ ,  $B = 6,1148$  ve regresyonla ilgili olarak,  
 $R = 0,99266$ ,  $SD = 0,03862$  ve  $P = 0,00734$  ' tür.

$N_{A_1} = 290084$ ,  $N_{B_1} = 374795$ ,  $N_{C_1} = 413673$  ' tür.



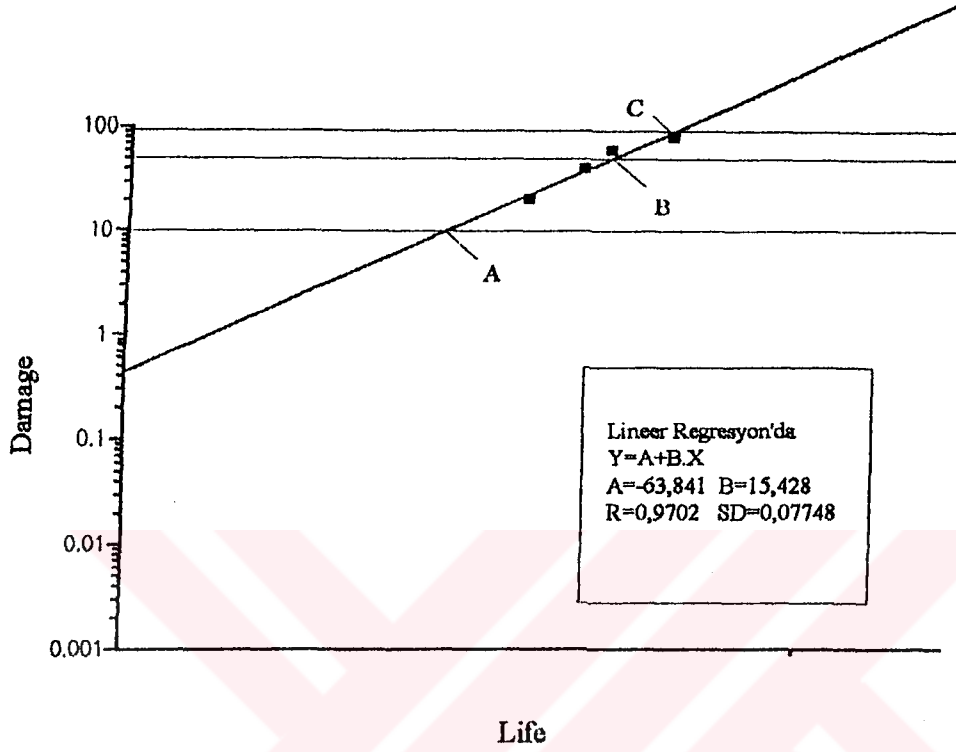
**Şekil 2-18:** 408,3 N/mm<sup>2</sup>' için hasar-ömrür grafiği.

408,3 N/mm<sup>2</sup>' için yukarıdaki tabloda yapılan tüm işlemler tekrarlanarak. Yapılan lineer regresyonda,  $Y = A+B.X$  için.

$A=-33,62655$ ,  $B=7,31131$  ve regresyonla ilgili olarak,

$R=0,93077$ ,  $SD=0,1169$  ve  $P=0,06923$  'tür. Her iki eksen de logaritmdir.

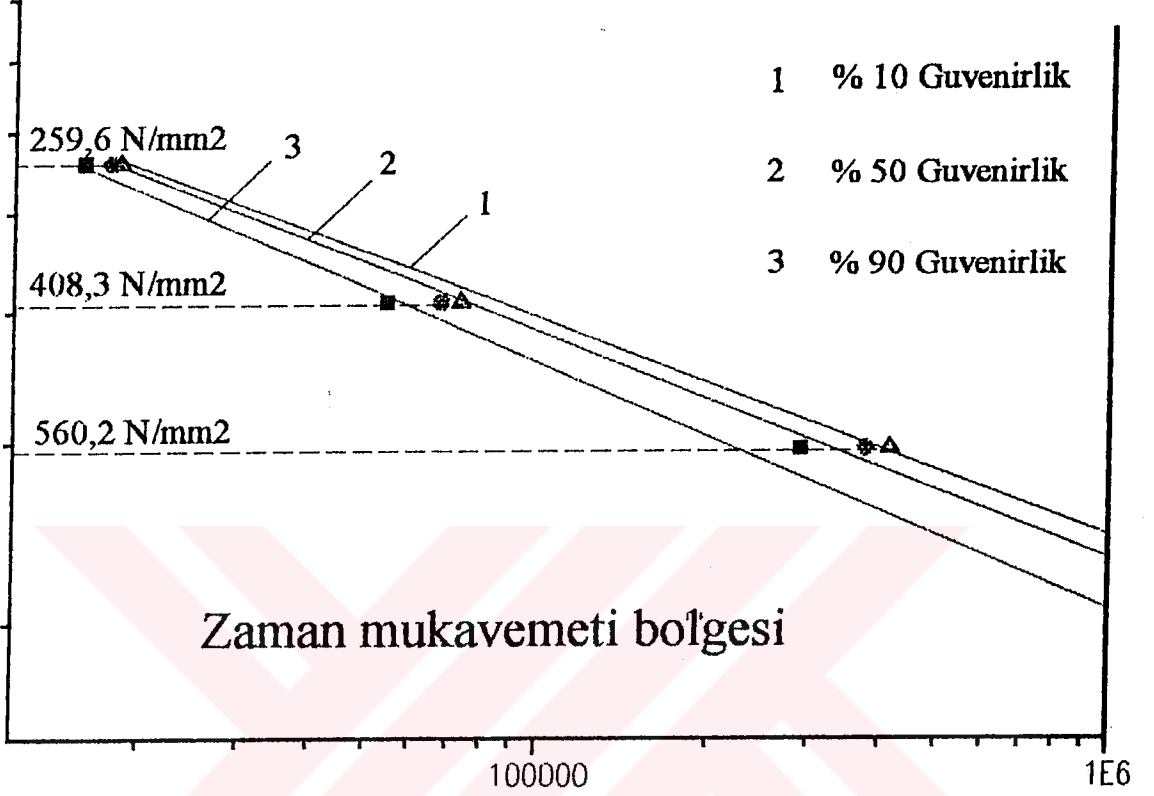
$N_{A_2}=54406$ ,  $N_{B_2}=67567$ ,  $N_{C_2}=73242$  'dir.



**Şekil 2-19:** 560,2 N/mm<sup>2</sup> için hasar-ömür grafiği.

Yukarıdaki şekilde 560,2 N/mm<sup>2</sup> için yapılan deney sonuçları kullanılmıştır. Sonuç olarak her iki ekseninde logaritmik alınarak;

$$N_{A_3} = 15936, \quad N_{B_3} = 17705, \quad N_{C_3} = 18359 \text{ olarak bulunur.}$$



Şekil 2.20. : Sıra ortancaları yardımıyla zaman mukavemeti bölgesinde wöhler diyagramının çizilmesi.

Şekil 2.20 'deki kareler, daha önce hesaplanan;  $N_{A_1}, N_{A_2}, N_{A_3}$  ömür değerlerini.

Daireler;  $N_{B_1}, N_{B_2}, N_{B_3}$  ömür değerlerini, Üçgenler;  $N_{C_1}, N_{C_2}, N_{C_3}$  ömür değerlerini ifade etmektedir.

#### 2.2.4. WEIBULL DAĞILIMI

Weibull dağılımı klasik istatistik kapsamındadır, fakat bu dağılım genellikle temel istatistik kitaplarında yer almaz. Özellikle "Güvenirlilik" başta olmak üzere deneysel sonuçların değerlendirilmelerinde kullanılmaktadır ve diğer yöntemlerin yaklaşımları weibula göre çok daha tartışmaya açıktır. Bu bir "chameleon"(bukalemun) yani değişken ortamlara ayak uyduran bir dağılımdır.

Asimetriktir ve normal dağılımdaki gibi de ortalama değer kavramı farklıdır. Bu dağılım aynı zamanda üstel dağılımı tam anlamıyla temsil edebildiği gibi normal dağılımı da büyük yaklaşıklıkla karakterize edebilmektedir.

Weibull dağılımı bu esnekliğinden ötürü, Büyük hassasiyetin gerektiği laboratuvar veya işletme şartlarında alınan verilerin değerlendirilmesinde kullanılır. 2 çeşit weibull dağılımı vardır, veya basitçe iki çeşit weibull mevcuttur. Bunlara "üç parametrelili" ve "iki parametrelili" weibulllar denilir. Güvenirlilik ifadesi weibull' da .

$$R(x) = \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^b \right] \quad x \geq x_0 \quad (2.11)$$

$$R(x) = \exp \left[ - \left( \frac{x}{\theta} \right)^b \right] \quad x \geq 0 \quad (2.12)$$

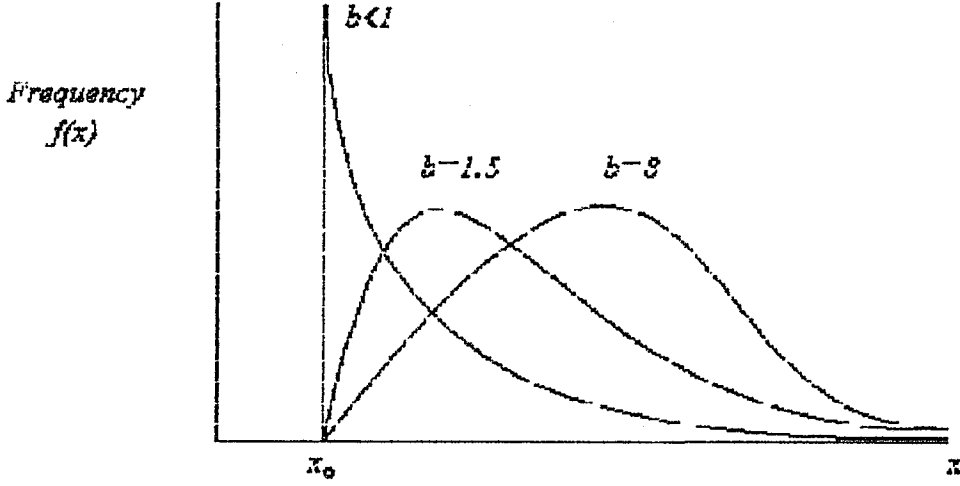
2.12 'deki 3 parametrelili weibull ifadesidir, bu 3 parametre;

$x_0$  = Dağılımın başlangıç değeri. ( $x \geq x_0$ )

$\theta$  = Ömür faktörü.

$b$  = Şekil parametresi.

2.21 no' lu eşitlik 2 parametrelili weibull dağılımdır. Bu eşitlikte görüldüğü gibi  $x_0$  değeri 0 olarak alınmaktadır. Weibull dağılımı  $x_0$  ile alttan sınırlanmıştır (frekans dağılımı). Karakteristik değişken veya ömür faktörü dediğimiz  $\theta$  değeri ortalama değerini oynadığına benzer bir rol oynar ve dağılım neticesinde % 63,2 ' lik hasar veya "F" değerine karşılık gelen "x" ifadesidir.



**Şekil 2.21** :Weibull dağılımında frekans dağılım fonksiyonu' nun "b" şekil parametresine bağlı olarak değişimi.

Şekil parametresi "b" dağılımın eğrilğine dair bilgiler içerir. Şekil 2.21 'de görüldüğü gibi b parametresine bağlı olarak dağılımlardaki değişim görülmektedir."b"nin büyümesi ile birlikte  $\theta$  yani % 63.2 lik hasarı sağlayan değerin sağa doğru kaydığı görülmektedir.  $3,3 < b < 3,5$  aralığında normal dağılıma oldukça iyi bir yaklaşımla % 50 ' lik hasar değeri etrafında simetrik bir dağılım elde edilir.  $b = 1$  olduğunda elde edilen dağılım üstel dağılımdır. İhtimaliyat, frekans dağılım fonksiyonu ( probability) fonksiyonunu bulabilmek için.

$F(x) = 1 - R$  ve  $f(x) = \frac{dF(x)}{dx} = -\frac{dR(x)}{dx}$ , böylece weibull için.

$$f(x) = \frac{b}{\theta - x_0} \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^{b-1} \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^b \right]$$

Ortalama değeri bulmak oldukça zordur. Prosedür gereği bölüm bölüm yapılacak integrasyon sonuçlarını tablo haline getirmek ve tablolar aracılığıyla aranan değerlerin tespit edilmesi yoluna gidilir. Sonuç şu şekilde bulunur;



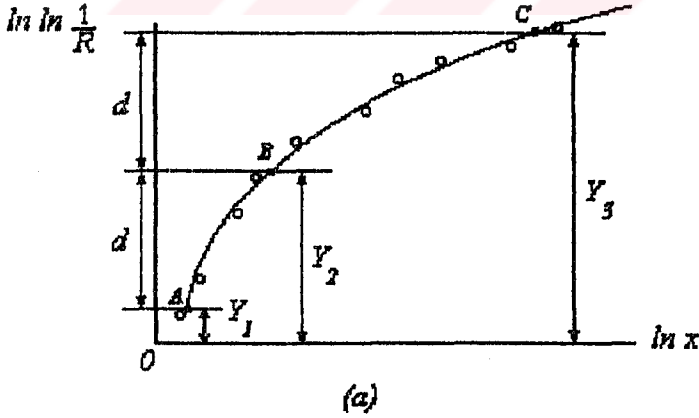
$\mu_x = x_0 + (\theta - x_0) \Gamma\left(1 + \frac{1}{b}\right)$ , standart sapma ise;

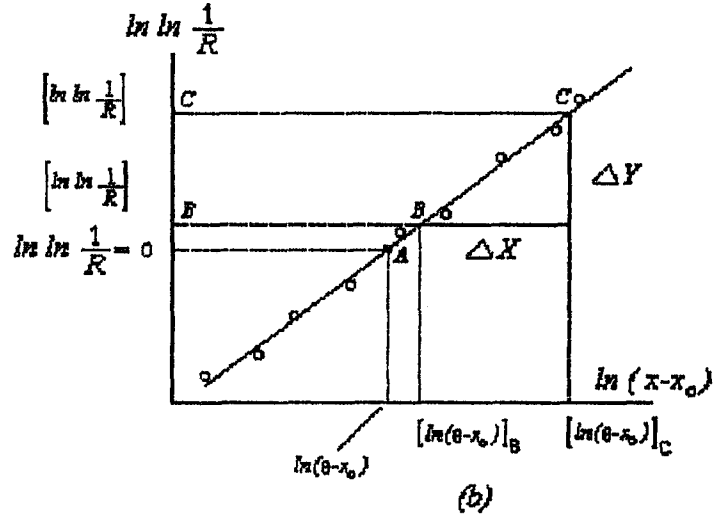
$$S_x = (\theta - x_0) \left[ \Gamma\left(1 + \frac{2}{b}\right) - \Gamma^2\left(1 + \frac{1}{b}\right) \right]^{1/2}$$

şeklindedir. "Γ" gama fonksiyonu matematik tablolardan bulunabilir. Bir komputer vasıtasıyla tüm tabloyu hafızaya depolayabilirsiniz, daha sonra değerler arasında interpolasyon yapmak üzere geri çağırabilirsiniz. Weibull dağılımına ilişkin notasyon kısaca;  $W = (x_0, \theta, b)$  şeklinde idi.

#### 2.2.4.1. WEIBULL DAĞILIMINDA PARAMETRELER

$x_0$ ,  $\theta$  ve  $b$  'yi yani 3 parametreyi bulabilmek için şekil 2.22 'de 2 grafik çizilmiştir. Frekans dağılım fonksiyonunu düzenlemek için ilk şekil 2.22 a  $x_0$  değerinin bulmak için , ikincisi 2.22 b 1. 'nin düzenlenmiş halidir ve dağılımın weibull olup olmadığını anlamak için ve  $\theta$  ve  $b$  ( parametre ve eğim faktörü) parametrelerini tespit etmek için kullanılır.





Şekil 2-22 a,b: Weibull dağılımının ve  $x_0$  parametresinin tespit edilmesi.

$$\Delta Y = [\ln \ln(1/R)]_C - [\ln \ln(1/R)]_B \text{ ve } \Delta X = [\ln(x-x_0)]_B - [\ln(x-x_0)]_C$$

Şekil 2.22 'de yer alan ve daha sonra kullanılacak olan ifadelerdir.

Şekil 2.22 a 'da veri noktaları  $x_0 = 0$  varsayımıyla çizilmişlerdir. Sonra, eğri cetveli yardımıyla en iyi geometrik yaklaşımı çizeriz. Geniş grafikler geniş radüslü eğrilerin çizilmesinde tercih edilirler. İlk egride A,B,C gibi her hangi 3 nokta Y eksenine göre eşit aralıklarla yerleştirilir. Böylece ;

$$Y_2 - Y_1 = Y_3 - Y_2 = d \quad (a)$$

O noktasından orjine olan uzaklık skala faktörleri  $S_x$  ve  $S_y$  yardımıyla şu şekilde belirtilir.

$$Y = S_y \ln \ln \frac{1}{R}, \quad X = S_x \ln(x-x_0) \quad (b)$$

Daha sonra 2.22 'deki eşitliğin 2 kere logaritmasını alırız. Sonuç şu şekilde yazılabilir.

$$\ln \ln \frac{1}{R} = b \cdot \ln(x_1 - x_0) - b \cdot \ln(\theta - x_0) \quad (c)$$

"a" eşitliğindeki değerlere "b" eşitliğini tatbik edecek olursak.

$$S_y \ln \ln \frac{1}{R_2} - S_y \ln \ln \frac{1}{R_1} = S_y \ln \ln \frac{1}{R_3} - S_y \ln \ln \frac{1}{R_2},$$

Daha sonra skala faktörleri iptal edilerek aşağıdaki gibi "c" eşitliği tatbik edilir.

$$\begin{aligned}
& b \ln(x_2 - x_0) - b \ln(\theta - x_0) - b \ln(x_1 - x_0) + b \ln(\theta - x_0) \\
& = b \ln(x_3 - x_0) - b \ln(\theta - x_0) - b \ln(x_2 - x_0) + b \ln(\theta - x_0)
\end{aligned}$$

Daha sonra ifadenin invers logaritması alınarak  $x_0$  tespit edilir. Sonuç olarak;

$$X_{(1)} = X_2 - \frac{(X_3 - X_2)(X_2 - X_1)}{(X_3 - X_2)(X_2 - X_1)} ; \text{Sonuçta 4-30 eşitliğini çözebilmek için 2.22 a ' da}$$

A,B,C noktalarına karşılık gelen  $X_1, X_2, X_3$  koordinatları hesaplanır. Şekil 2.22 ' de elde edilen yeni veriler yardımıyla çizilir. Yeni grafik eğer doğru şeklinde çıkarsa dağılım weibull dağılımıdır ve  $x_0$  noktası hesaplanır, eğer eğri, doğru şeklinde çıkmazsa dikkate almamız ve hesap yapamayız. Eğer dağılım weibull dağılımıysa şekil 4-12 b gerekli

parametrelerin bulunması için kullanılır, önce  $\ln \ln\left(\frac{1}{R}\right) = 0$  değerine karşılık gelen A değerini yerleştiririz,  $\text{inv } \ln(\text{inv } \ln 0) = e = 2,718$  dir. Böylece A noktası  $R =$

$\frac{1}{e} = \frac{1}{2,718} = 0,368$  güvenirlilik değerine karşılık gelen A noktası ,  $\ln(\theta - x_0)$  noktasına karşılık gelmekteydi. Böylece karakteristik parametre  $\theta$ ,

$\theta = \text{inv } \ln(\theta - x_0) + x_0$  şekil 4-12' den faydalanarak "b" eğim parametresi şöyle bulunur.

$$b = \frac{\Delta Y}{\Delta X} \text{ şeklindedir.}$$

**ÖRNEK 2.12:** AISI 1020 çeliğinden oluşan 1000 adet parça çekme gerilmesini tespit etmek üzere teste tabi tutulmuşlardır. 56-72 kpsi aralığında değerler elde edilmişlerdir. Histogram olarak daha önce gösterildiği gibi belirtilmiştir. 1. ve 2. kolonları daha önceki dağılımlarda (normal dağılım) yaptığımız için biliyoruz. Histogram (dağılıma ait) aşağıdadır, fakat tam anlamıyla normal dağılım değildir. Eğer bu dağılım weibull dağılımıysa dağılıma ait 3 parametreyi hesaplayınız.

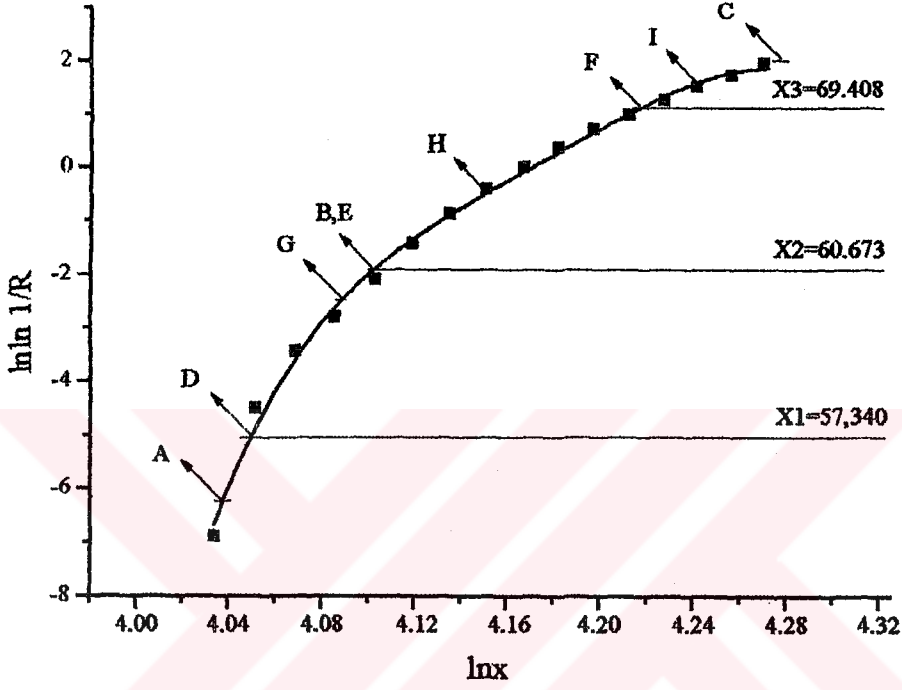
Yoğunluk "f" tablo 2.5 ' da 3. kolonda yer almıştır. N toplam deney sayısına karşılık gelmektedir. Kümülatif yoğunluk fonksiyonu F çizelgede 4. kolonda yer almıştır. Bu ifade aşağıdaki şekliyle formülize edilmiştir.

$$F_i = \frac{f_i w_i}{2} + \sum_{j=1}^{i-1} f_j w_j \quad \text{şekil 2-13 ' te kullanılan 5,6,7. kolonlardaki değerler daha önceki}$$

kolonlardaki değerlerden yola çıkılarak hesaplanır. Şekil 2-13 için mümkün olduğunca geniş bir alan ayrılması hassas değerler elde edebilmek için geçerlidir.  $X_0$  değerleri eğri üzerindeki değerlerin yardımıyla tespit edilir. Sırasıyla ABC,DEF,GHI olmak üzere 3 ' er adet nokta eğri üzerinde tespit edilir ( önceki esaslar çerçevesinde ). Böylece orijinal eğri üzerinde 3 tane küçük diyagram çizilir. ABC yaklaşık eğrinin tümünü kullanır, GHI ise sadece üst 3/2 lik kısmını kullanır.

**Tablo 2.5 :** Bir malzemeye ait mekanik özellikler. ( $x_0 = 55,284$  kpsi)

1	2	3	4	5	6	7	8
Tensile strength	Hasar sayısı,n	$f = \frac{n}{Nw}$	F	R=1-F	ln x	$\ln \ln \frac{1}{R}$	$\ln(x-x_0)$
56,5	2	0,002	0,0010	0,9990	4,034	-6,907	0,196
57,5	18	0,018	0,0110	0,9890	4,052	-4,504	0,796
58,5	23	0,023	0,0315	0,9685	4,069	-3,442	1,168
59,5	31	0,031	0,0585	0,9415	4,086	-2,809	1,439
60,5	83	0,083	0,1155	0,8845	4,103	-2,098	1,652
61,5	109	0,109	0,2115	0,7885	4,119	-1,437	1,827
62,5	138	0,138	0,3350	0,6650	4,135	-0,897	1,976
63,5	151	0,151	0,4795	0,5205	4,151	-0,426	2,106
64,5	139	0,139	0,6245	0,3755	4,167	-0,021	2,221
65,5	130	0,130	0,7590	0,2410	4,182	0,353	2,324
66,5	82	0,082	0,8650	0,1350	4,197	0,694	2,417
67,5	49	0,049	0,9305	0,0695	4,212	0,981	2,503
68,5	28	0,028	0,9690	0,0310	4,227	1,245	2,581
69,5	11	0,011	0,9885	0,0115	4,241	1,496	2,654
70,5	4	0,004	0,9960	0,0040	4,256	1,709	2,722
71,5	2	0,002	0,9990	0,0010	4,270	1,933	2,786



Şekil 2-23: Weibull dağılımındaki parametrelerin bir arada gösterimleri.

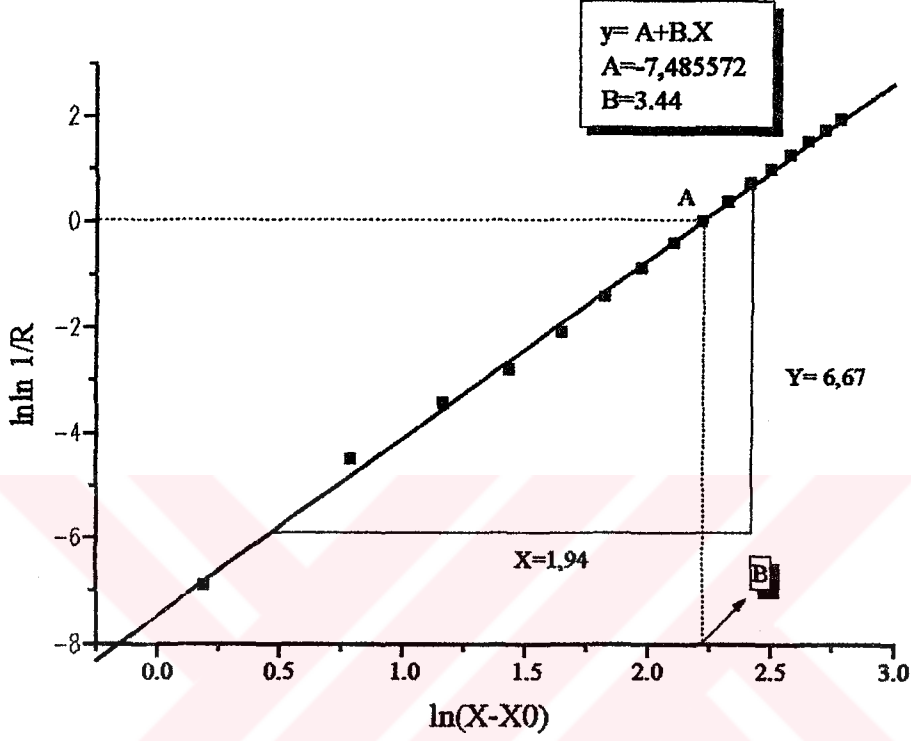
Şekil 2.23 ' te grafik çizilirken tablo 2.5 da yer alan 6. kolon x, 7. kolon y eksenini olarak alınmış ve bu değerler arasında 5. dereceden polinomial regression yapılmıştır. Buna ait veriler,

$$y = -2,435E6 + 2,332E6x - 837302,567x^2 + 133630,646x^3 - 7997,6144x^4$$

$$R = 0,99831$$

$$R^2 = 0,99663 \quad \text{regresyona ait parametrelerdir.}$$

$$SD = 0,17029$$



Şekil 2-24: Weibull dağılımındaki  $\theta$  ve  $b$  parametrelerinin tespit edilmeleri.

Şekil 2.24 ' te yer alan B noktası ,

$$B = \ln(\theta - x_0) = 2,205$$

görüldüğü gibi şekil 2.24 yardımıyla  $\theta$  ve  $b$  gibi weibull parametreleri tespit edilebilmektedir.

Şekil 2.23' te eğri üzerinde  $X_0$  değerini tespit edebilmek için üç adet operasyon yapılmıştı.

Bunun neticesinde;

$$ABC \quad X_0 = 54,863 \text{ kpsi}$$

$$DEF \quad X_0 = 55,284 \text{ kpsi}$$

$$GHI \quad X_0 = 55,328 \text{ kpsi.}$$

şekil 2.23 ' te de yer alan değerler yardımıyla geçerli bir ortalama değer nasıl elde edilir ? Şu şekilde hesaplamaya gidilir.

$$x_0 = 60,673 - \frac{(69,408 - 60,673)(60,673 - 57,340)}{(69,408 - 60,673) - (60,673 - 57,340)} = 55,284 \text{ kpsi.}$$

bilinen  $X_0$  değeriyle birlikte tablo 2.5 daki 8. kolonda çizilir ve şekil 2.24 'te bu şekilde çizilmiş olur.  $\theta$  parametresi a noktası vasıtası ile bulunur.

$$\theta = \text{inv ln}(1 - x_0) + x_0 = \text{inv ln } 2,205 + 55,284 = 64,354 \text{ kpsi.}$$

sonuç olarak b eğim faktörü şekil 2.24' ten yararlanılarak;

$$b = \frac{\Delta Y}{\Delta X} = \frac{6,67}{1,94} = 3,44$$

böylece sonuçları şu şekilde toplu olarak (tüm weibull parametrelerini) şu şekilde gösterebiliriz.

$$S_{ut} = W(x_0, \theta, b) = W(55,3, 64,3, 3,44) \text{ kpsi.}$$

Dağılıma ait parametreler belli olduğuna göre buna ait frekans dağılımı ve güvenilirlik değerlerine ait hesap örnekleri;

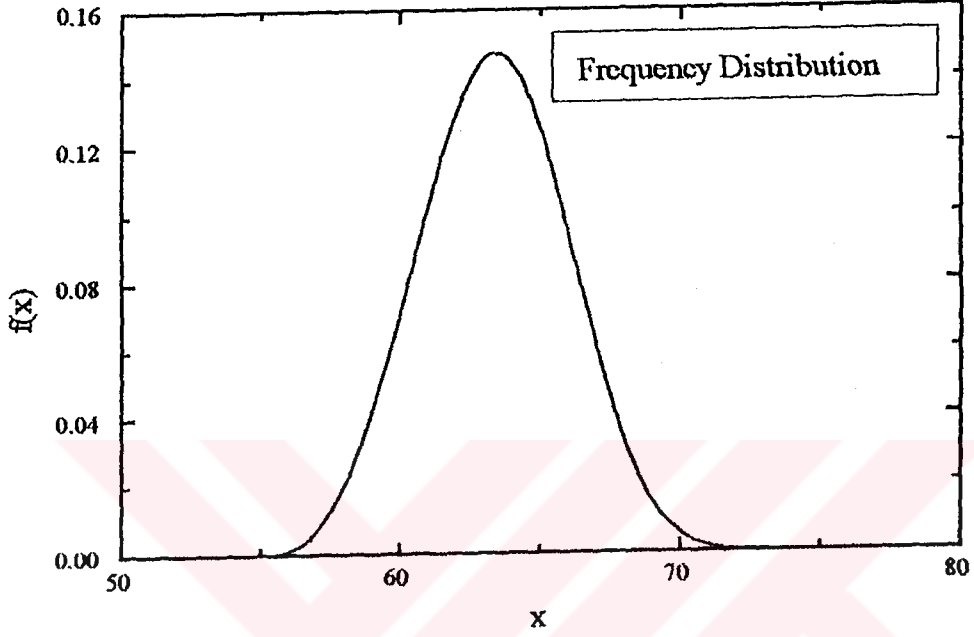
frekans dağılım fonksiyonu:

$$f(x) = \frac{b}{\theta - x_0} \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^{b-1} \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^b \right] \text{ idi. Yukarıda belirlenen parametreler kullanılmak suretiyle.}$$

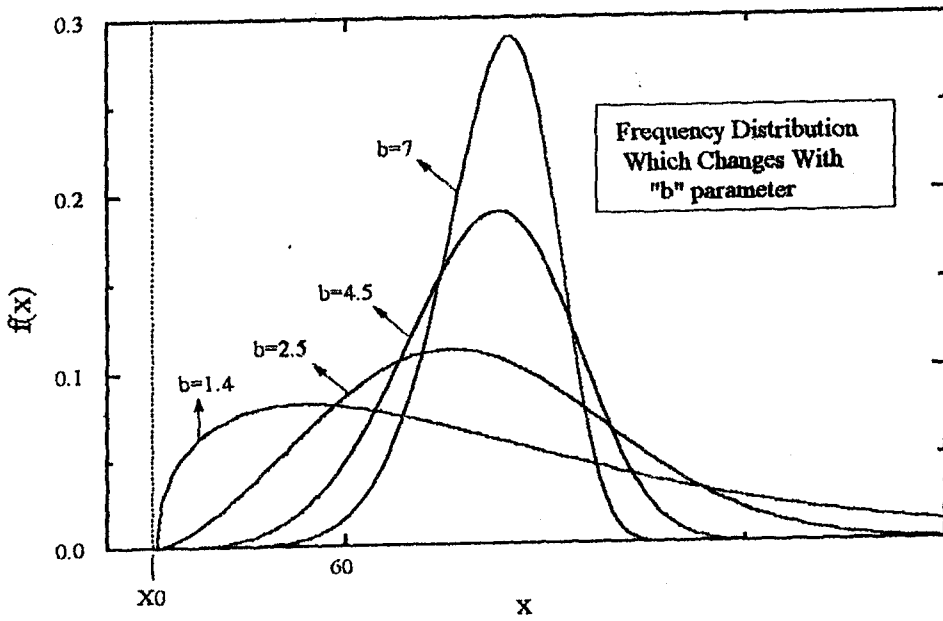
mlmak suretiyle.

$$f(x) = \frac{3,44}{64,3 - 55,3} \left[ \frac{X - 55,3}{64,3 - 55,3} \right]^{3,44-1} \exp \left[ - \left[ \frac{X - 55,3}{64,3 - 55,3} \right]^{3,44} \right]. \text{ Şimdi bu frekans}$$

dağılımını grafike edecek olursak.



**Şekil 2-25:** Weibull dağılımındaki frekans dağılımı.  
Şimdide değişen parametrelere göre frekans dağılımındaki değişiklikleri inceleyelim.

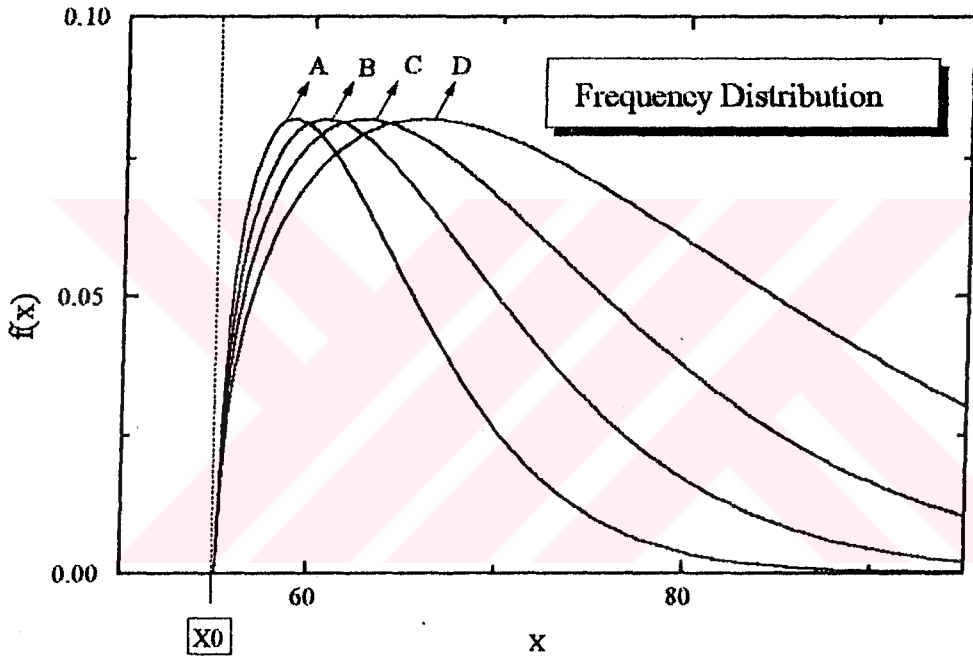


**Şekil 2-26:** Değişen parametrelere göre frekans dağılımı



Yukarıdaki şekilde daha önce belirlenen weibull parametrelerinin tümü sabit kalmakla birlikte şekil 2.26 ' da "b" parametresi nin değişmesinin frekans dağılımı' nı ne şekilde etkilediği grafike edilmiştir. Grafikte dağılımların hangi "b" parametresine sahip olduğuna işaret edilmiştir.

" $\theta$ " parametresine göre değişen frekans dağılım fonksiyonları;



Şekil 2-27: " $\theta$ " parametresine göre değişen frekans dağılım fonksiyonları

Şekil 2.27 ' de görülen frekans dağılım fonksiyonlarından her birinde değişik bir " $\theta$ " parametresi geçerlidir.

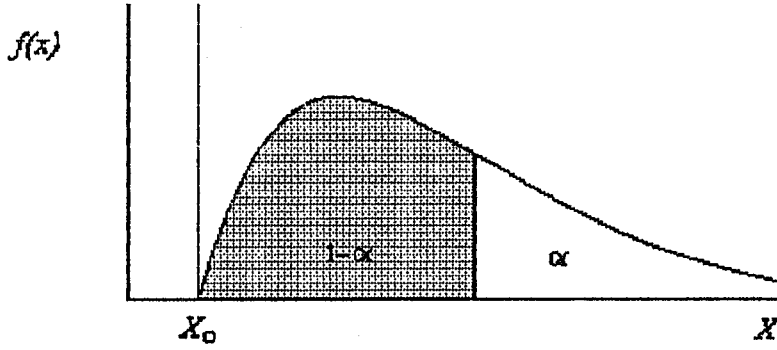
A frekans dağılımında :  $\theta = 64,3$  kpsi

B frekans dağılımında :  $\theta = 68,3$  kpsi

C frekans dağılımında :  $\theta = 73,3$  kpsi

D frekans dağılımında :  $\theta = 81,3$  kpsi ' dir.

Şimdide frekans dağılım fonksiyonunun belirli iki değer arasında integrasyonu sonucu hasar' ın tespit edilmesine göz atalım.



**Şekil 2-28:** Frekans dağılım fonksiyonunun belli iki değer arasında integrasyonu sonucu hasarın tespit edilmesi.

$$\int_{55.3}^{64.3} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.632$$

$$\int_{55.3}^{62.235} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.5$$

$$\int_{55.3}^{65.58} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.7$$

$$\int_{55.3}^{67.95} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.8$$

$$\int_{55.3}^{71.65} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.9$$

$$\int_{55.3}^{74.98} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.95$$

$$\int_{55.3}^{82.3} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.99$$

$$\int_{55.3}^{90} \frac{1.4}{64.3-55.3} \left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4-1} \cdot e^{-\left[ \frac{x-55.3}{64.3-55.3} \right]^{1.4}} dx = 0.999$$

$$f(x) = \frac{b}{\theta - x_0} \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^{b-1} \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^b \right]$$

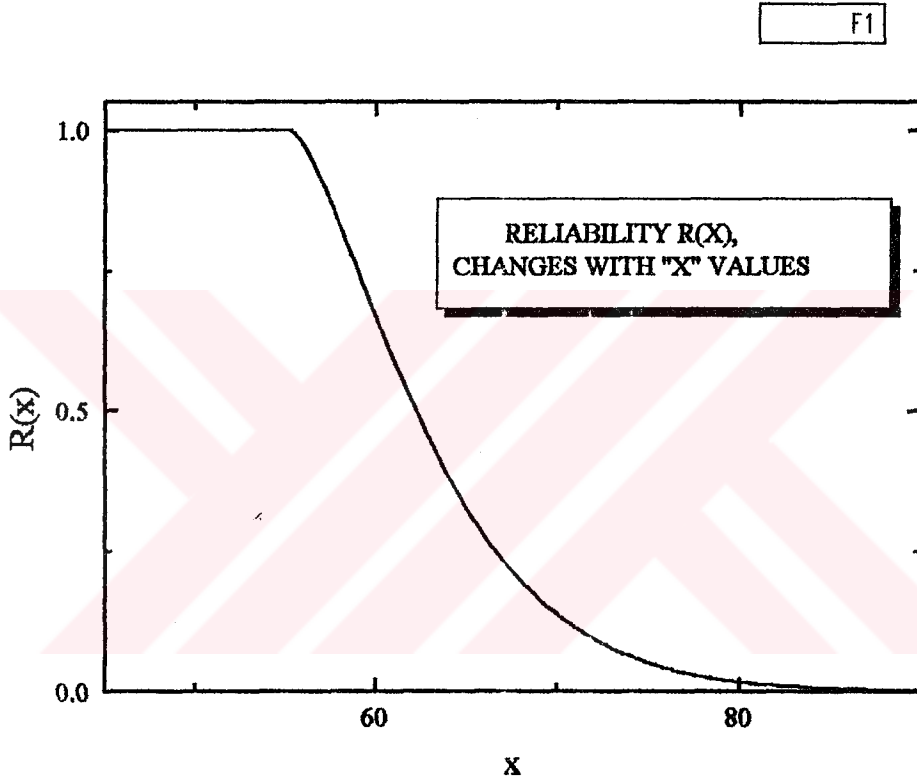
frekans dağılım fonksiyonu olmak üzere.

$$f(x) = \frac{3,44}{64,3-55,3} \left[ \frac{X-55,3}{64,3-55,3} \right]^{1,4-1} \exp \left[ - \left[ \frac{X-55,3}{64,3-55,3} \right]^{1,4} \right] \quad \text{şeklinde} \quad \text{tüm}$$

parametreler yerleştirilerek yukarıdaki integrasyonlarda integrasyon sonucu, integral üst değeri olarak yerleştirilen gerilme değerine ait hasar miktarına eşittir

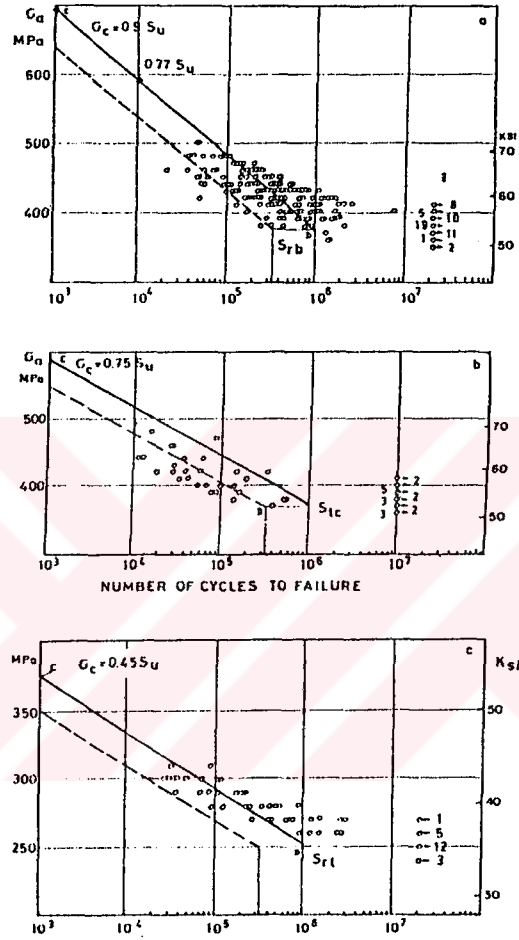
$$R(x) = \exp \left[ - \left( \frac{x - x_0}{\theta - x_0} \right)^b \right] \quad \text{güvenirlilik fonksiyonu idi.}$$

$R(x) = \exp\left[-\left(\frac{x-55,3}{64,3-55,3}\right)^{1,4}\right]$  .Olmak üzere aşağıda güvenilirlik fonksiyonu grafike edilmiştir.



**Şekil 2-29:** Gerçek değerleri ile farklı "X" değerleri ile değişen güvenilirlik değerleri.

Buraya kadar üzerinde durulmuş olan güvenilirlik kavramı yorulma emniyetli tasarımlar için oldukça önemli bir etmendir. Örneğin şekil 2.30 ' da verilen datalar yardımıyla istenen güvenilirlik değerine haiz bir yorulma limiti tespit edebilmek mümkündür. Bunun yapılabilmesi için sadece dataların herhangi bir dağılıma dönüştürülmesi ( kabul edilmesi ) yeterlidir.



Şekil 2.30 : İstenen güvenilirlik değerlerine sahip yorulma limitleri.

## SONUÇ VE ÖNERİLER

Tez çalışması çerçevesinde yapılan çalışmalar göstermiştir ki, herhangi bir makina aksamının gerçekte ideal anlamda mükemmel olarak imal edilmesi tam anlamıyla mümkün olamamaktadır. Zira hesaplamada dikkate aldığımız bir akma mukavemetinin bile belli bir güvenilirlik değeri söz konusudur. Dolayısıyla belli bir hata payı ile işe başlamak söz konusudur.

Günümüzün karmaşık piyasa ekonomileri, pazar kavgaları ve rekabet ortamında ucuz, ergonomik, ekonomik ve güvenli mamullerin elde edilmeleri belli bir birikimi gerektirmektedir. Zira bahsedilen bu değerlerin hangisine ağırlık verilecek olursa diğer unsurlar direkt olarak negatif bir şekilde etkilenmektedirler. Örneğin yeterince güvenilir olsun istediğiniz bir askeri aracın krank milini daha kalın ve güvenilir yapmanız halinde bu seferde ekonomik , ve ergonomik olmayan tasarımlar ortaya çıkabilmektedir.

Tüm değerlerin optimize edilmesi ideal tasarımı ortaya çıkaracaktır. Günümüzde bir mühendisten artık tasarlayacağı makina parçasının garanti verildiği için örneğin % 85 ' inin ilk 3 sene kesinlikle servis ihtiyacı göstermemesi, 3. seneyi takip eden yıllarda ise garanti süresinin dolması nedeniyle en az % 30 ' unun servis ihtiyacı göstermesi ve bu sayede servis hizmetleri sayesinde para kazanılması, 6 sene sonrada parçanın kullanılamaz duruma gelecek şekilde tasarlanması istenebilmektedir. Bu kıstaslar endüstri mühendislerince ortaya çıkarılan veriler olabilmektedir. Bir makina mühendisinden böyle bir tasarım yapması istendiğinde yapılabilecek ilk iş istatistiksel verilerden yararlanmak olacaktır. O parçaya ait mekanik verileri sağlıklı bir şekilde analiz etmek suretiyle " Analitik " bir makina konstrüksiyonuna girmek söz konusu olabilmektedir. Örneğin 5 senelik bir yorulma ömrüne haiz olacak şekilde tasarlanacak parçada sürekli mukavemet limiti olarak % 75 güvenilirlikli olan değer alınması halinde parçaların % 75 ' i bu ömrü gerçekleştirebileceklerdir. Malzemelere ait dataların bulunduğu cetveller burada yetersiz kalabilmektedir. Zira bu dataların güvenilirlik değerleri tablolarda belirtilmemektedir.

Askeri amaçlı araçlarda, uzay araçlarında veya seri üretimde binlerce olarak üretilecek parçalarda çok ince ayrıntılar bile dikkate alınmalıdır. Aynı ömre sahip ama diğerine göre 150 gr daha hafif olan bir makina parçası bir tane üretilecekse belki büyük bir anlam taşımaz fakat bu sayı 500000 olacak ise büyük anlamlar taşır. Demekki aynı işlevi yerine getirmekle birlikte çentik etkisi diğerine göre daha azaltılan bir makina parçası aynı ağırlığa ve hacme sahip olmasına rağmen daha uzun bir ömre sahip olabilmektedir.

Çağdaş bir makina konstrüksiyonunun en önemli basamağı, bu konstrüksiyondan beklenenlerin doğru olarak tespit edilmesidir. Kullanım amacına en iyi hizmet verecek en ekonomik çözümleri üretme gereği karşısında talep ile makina tasarımının en optimal düzeyde uyuşabilmesi için pek çok parametreyi göze almak gerekir.

Belkide ilk aşama konstrüksiyonun tasarımı esnasında malzemeyi temsil eden mekanik karakteristiklerin tespit edilmesidir. Malzemeye ait akma sınırı, çekme dayanımı, sürekli dayanım limiti gibi değerlerin tespit edilmesinde malzeme ile ilgili testlerin istatistiksel metodlar ile yorumlanıp konstrüksiyon için en uygun değerlerin hesaplanması gerekmektedir. Malzeme ile ilgili deneylerin sonuçları bir istatistiksel dağılım olarak göze

alınıp frekans dağılımları tespit edilip istenen güvenilirlik değerlerine haiz değerler tespit edilmelidir.

Bunun yanısıra makina parçasına gelecek olan zorlanmalarında zamana bağlı olarak tespit edilmesi ve bununda istatistiksel yaklaşımlar ile tespit edilmesi gerekmektedir. Örneğin bir uçak kanadına gelen gerilmelerin " Strain-Gage" ler ve komputer yardımıyla simule edilmesi gibi. Daha sonra tüm bu karmaşık gerilmelerin istatistiksel yöntemler vasıtası ile en yakın ortalama bir gerilme ve bunun etrafında salınan zorlanmalar şeklinde ifade edilmesi gerekmektedir.

Malzemenin ve gerilmelerin modern yaklaşımlar ile hassas bir şekilde tespit edilmesinin ardından metalografik malzeme muayeneleri, kırılma mekaniği ve modern yorulma yaklaşımları, ve klasik mukavemet esasları çerçevesinde en uygun bakış açısıyla o malzemenin o zorlanmayı taşıyıp taşımayacağı, taşıyacak ise ne kadar süre ile taşıyabileceği, yüzde kaçının bu sürede hasar görüp göremeyeceğinin tespit edilmesi gerekmektedir.

Yüksek lisans eğitiminin ders aşaması kısmında " Konstrüksiyonda Güvenirlik " başlığı altında malzemenin mekanik özelliklerinin tespit edilmesinde ve gerilmelerin analizlerinde kullanılan istatistiksel yaklaşımları, "Konstrüksiyonda Emniyet ve Mukavemet Problemleri " başlığı altında Alman Decker' in değişken ve dinamik zorlanmalarda yeni uygulama metodları, kırılma mekaniği ve yorulma sürünme ile ilgili seminer yapma çalışması yapma olanağı bulmuştum.( Değişken Zorlanmalar Altında Çatlak Ucu İlerlemesi )

Daha sonra Tofaş ve Tüvasaş' ta konu ile ilgili pratik çalışma yapabilme zemin araştırılmıştır. Özellikle Vagon boji ve akslarının yorulmaları konusunda UIC. standartları, ORE raporları ve Avrupa Demiryolları Araştırma Enstitüsünün yapmış oldukları çalışmalar incelenmiş ve görülmüştürki gerek malzeme ile ilgili değerlerin tespitinde , gerekse maruz kalınan zorlanmaların tespitinde büyük mali gereksinimlere ve teknik tehezata ihtiyaç duyulmaktadır.

Örneğin bir uçak kanadına etkiyen zorlanmaların tespit edilmesinde uçağın kalkış ve inişi arasındaki periyodu tamamıyla tespit edebilmek için için kanadın tümü üzerine strain-gage' ler yerleştirilmekte ve bunların çıktıları komputere bağlanmaktadır. Komputer büyük bir yaklaşımla bu zorlanmaya en uygun matematiksel fonksiyonu tespit ederek laboratuvar şartlarında gerçeğine en yakın zorlanmaların deney numunesi üzerine tatbik edilmesine olanak vermektedir.

Yorulma ömrünün tespit edilmesine ilişkin çalışmaların başında 1964 yılında Dresden Teknoloji Enstitüsüne yapılan malzemelere ait wöhler diyagramlarının çıkartılmaları incelenmiş, kaynaklı konstrüksiyonlaraveya gerilme konsantrasyonunu sahip parçalara ilişkin olarak ASME ' nin çalışmaları, 1970' li yıllarda " RMS TESTING " ile ilgili çalışmalar incelenmiştir. 90' lı yıllarda ise son olarak ortaya atılan " TO-FROM", " PSD" ( Power Spectral Density ), " MARKOW " metodu ve nihayet " ARMA " (Autoregressive Moving Average ) yöntemleri çalışmalar paralelinde incelenmiştir. Düzensiz yorulma zorlanması süreçlerinin indirgenmesi ve yeniden oluşturulması üzerine olan incelemelerden özellikle Rainflow metodu başlığı altındaki ARMA 3.1 ' in yaklaşımı oldukça mükemmeldir. Artık yorulmanın doğasını ve mekaniğini bulmanın dışında

sonuçların analiz edilmesi ön planda gelmektedir. Pratik verilerin ışığında teorik yaklaşımlar yapılmaktadır.

Örneğin bir firma tarımsal amaçlı bir iş makinası yapmak istediğinde önce protatip bir makina yapmaktadır. Bu makina yapılan tasarımlar neticesinde buyutlandırılır ve gerçek servis şartları altında hizmet vermesi sağlanır. Bu arada makinadan baklanacak tüm manevralar yaptırılır. Bir makinanın ömrü süresince hangi manevrayı kaç kere yapacağına ilişkin istatistiksel çalışmalar yapılır. Sonuçta makina parçalarına ilişkin kümülatif bir yorulma hasarının hesaplanabileceği datalar tespit edilmiş olur.

Servis şartlarında tespit edilen ve zamanın fonksiyonu olan gerilmeler büyük bir yaklaşıklıkla laboratuvar şartlarında deney numunesi üzerine tatbik edilir (ARMA 3.1' metodu kullanılarak örneğin ). Laboratuvar şartlarında minyatür olarak yapılmış veya bire-bir ölçekli yapılmış ve servis şartları laboratuvar imkanları dahilinde taklit edilmiştir. Sonuçta her bir parçanın minyatürünün yorulma ömrü tespit edilir. Yani parçanın yorulma dayanımı, parça üzerindeki işlemlerin yorulma dayanımı üzerindeki etkileri, atmosfer şartları vb. tüm parametreler yardımıyla bir ömür hesabı yapılmaya böylece gere kalmaz. Sonuç olarak belirli bir ömre hedeflenen tasarımlar için geliştirilen " MODEL TESTING " gibi yöntemler ile artık yorulma ömrü ile ilgili çok daha sağlıklı tespitler yapılmaktadır. Fakat olayın doğası itibariyle aslında sonsuz sayılabilecek parametrenin aynı anda etki etmesi nedeniyle yorulmanın gerçek mekanizması ve teorik ifadesi halen tam olarak açıklanamamıştır.



**KAYNAKÇA**

- 1-BUCH, A. 1988. Fatigue Strength Calculation, Transtech Publications.
- 2-SHIGLEY, J.E. and MISCHKE, C.R. 1989. Mechanical Engineering Design. McGrawhill International Editions, fifth edition.
- 3-AKKURT, M., 1977. Makina Konstrüksiyonunda Emniyet ve Güvenirliğin Esasları, Mak. Müh. Odası Yayınları No:106.
- 4-GRAHAM, J.A., MILLAN, J.F., APPL, F.J. 1969. Fatigue Design Handbook. SAE publication
- 5-Atlas of Stress-Strain Curves. 1987. ASME International. Edited by. BOYER, H.E.
- 6-Fatigue Environment and Temperature Effects.1986. Sagamore Army Materials Research Conferance Proceedings 27. Edited by. BURKE, J.J. and WEISS V.
- 7-Probablistic Fracture Mechanics and Fatigue Methods. 1981 ASTM Special Technical Publication 798. Symposium notes.
- 8-TAHRALI, N. Dişli Çarklarda Dişdibi Mukavemetinin Pulzatör Tecrübeleri ile Tayini ve Dişdibi Gerilmelerinin Teorik Olarak Hesaplanması. 1978 .Doçentlik Tezi.
- 9-The Rainflow Method in Fatigue. 1991 Edited by. Y Murakami. Butterwort-Heinemann publication.



**REFERANSLAR:**

- 1- L.Bairstow, " The Elastic Limits of Iron and Steel under Cyclic Variations of Stress" *Philosophical Transactions Series A*, vol. 210, Royal Society of London, 1910, pp.35-55
- 2- R.W.Landgraf, *Cyclic Defaormation and Fatigue Behavior of Hardened Steels*, Report no. 320, Department of Theoretical and Applied Mechanics, University of Illinois, Urbana, 1968, pp. 84-90.
- 3- *Technical Report on Fatigue Properties*, SAE J1099, 1975.
- 4- J.F.Tavernelli and L.F.Coffin, Jr., "Experimental Support of Generalized Equation Predicting Low Cycle Fatigue," and S.S.Manson, discussion, *Trans ASME, J. Basic Eng.*, vol. 84, no.4,pp.553-537.
- 5- H.O. Fuchs and R.I. Stephens, *Metal Fatigue in Engineering*, Wiley, New York, 1980, pp. 69-71.
- 6- Charles R. Mischke, "Prediction of Stochastic Endurance Strength," *Trans. of ASME, J. Vibration, Acoustics, Stess, and Reliability in Design*, vol. 109, no.1, pp. 113-122, January 1987.
- 7- Heywood, R.B.:" Designing against Fatigue", Chapman & Hall, London, 1962.
- 8- Sines, G., Waisman, J.L. ( Editors):" Metal Fatigue", McGraw-Hill Book Company, New York, 1959.
- 9- Buch, A.:" The Estimation of the Fatigue Strength of Steels by Correlation Formulae", *Materialprüfung-Materials Testing*,8, No.9, 1966.
- 10- Buch, A.:" Some Remarks on the Modification Method for Calculating the Fatigue Strength of Machine Parts", *Materialprüfung-Materials Testing*,18, No.6, 1976.
- 11- Buch, A.:" Fatigue Strength Calculations Methods", Technion-Haifa, TAE No. 314, 1977 and TAE No. 276, 1978.
- 12- Buch,A.:" Fatigue Strength Problems", PWN, Warsaw, 1964.Polish
- 13- Buch, A.:" Correlation between Fatigue Limits and UTS", in the Proceedings of an International Conference held in Warsaw on the " Fatigue Resistance of Materials and Metal Structral Parts", Pergamon Press, Oxford, 1964.
- 14- Tauscher, H., Fleischer, H.:" Effect of Vacuum Melting on the Properties of a High Strength Steel 40 SiCrNi7", *Neue Hütte*, 8, No.6, 1963.
- 15- Buch, A.:" Relation between Steel Purity and Tensile, Creep and Fatigue Properties", in the Proceedings of the First International Conference on Fracture, Volume 2, Sendai, Japan, 1965.
- 16- Buch, A., Chodoraowski, J.:"Effect of Non-Metallic Inclusions on Certain Mechanical Properties of Steel", *Revue de Metallurgie*,4, 1968, France.
- 17- Garwood,M.F., Zuburg,H.A., Erickson, M.A.:" Interpretation of Tests and Correlation with Service", in Symposium Book," Correlation of Laboratory Tests and Service Performance", American Society for Metals, 1950.
- 18- Graham,J.A. (Editor): " Fatigue Design Handbook", Society of Automobile Engineers, New York, 1968.
- 19- Joseph Marin, *Mechanical Behavior of Engineering Materials*, Prentice Hall, Englewood Cliffs, N.J., 1962,p. 224.
- 20- Forrest, P.Q.:" Fatigue of Metals", Pergamon Press, Oxford, 1962,74
- 21- Juvinall, R.C.:" Stress, Strain and Strength", McGraw-Hill Book Company, New York, 1967.
- 22- Stieler,M.:" Investigations of the Fatigue Strength of Metallic Structural Elements at Room Temperature", Dissertation, Technische Uninersitat, Stuttgart, 1964.

- 23- Tauscher, H.: " Calculation of Fatigue Strength", Fachbuchverlag, Leipzig, 1959, Archimedes Verlag, Switzerland, 1971.
- 24- C.G. Noll and C. Lipson, "Allowable Working Stresses," *Society for Experimental Stress Analysis*, vol. III, no. 2, 1946, p. 49.
- 25- Buch, A.: " Evaluation and Assesment of the Size Effect in Fatigue Tests made on Un-notched Specimens and Structural Companents" *Archiv für Eishüttenwesen*,43, No.12, 1972, Germany.
- 26- Noll, G.C., Erickson , M.A.: " Allowable Stresses for Steel Members of Finite Life", *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*,5, No.2, 1947.
- 27- Haenchen, R., Decker, K.H.: " New Strength Calculations for Machine Structures", Hausverlag, München, 1967, Germany.
- 28- Eaton, F.C.: " Fatigue tests on Large Alloy Steel Shafts", in the *Symposium on Large Fatigue Testing Machines and Their Results*, ASTM STP 216, 1958.
- 29- Mischke, op. cit., Table 3
- 30- See R. Kuguel, " A Relation between Theoretical Stress Concentration Factor and Fatigue Notch Factor Deduced from the Concept of Highly Stressed Volume," *Proc. ASTM*, vol. 61, 1961, pp. 732-748.
- 31- Morowkin, D., Moore, H.F.: " Effect of Size of Specimen upon Fatigue Strength" *Proceedings of the ASTM*, 44, 1944, discussion remark by R.E. Peterson.
- 32- Kloos, K.H., Buch, A., Zankow, D.: " Pure Geometrical Size Effect in Fatigue Tests", *Zeitschrift für Werkstofftechnik -Journal of Materials Technology*, 12, 1981.
- 33- Grover, H.J., Gordon, S.A., Jackson, K.R.: " Fatigue of Metals and Structures", Department of the Navy, Washington, 1954/60.
- 34- Thomas J. Dolan, "Physical Properties." in Oscar J. Horger (ed.), *ASME Handbook-Metals Engineering Design*, McGraw-Hill, New York, 1953, p. 97.
- 35- Frost, N.E., Marsh, K.J. Pook, L.P.: " Metal Fatigue", Clarendon Press, Oxford, 1974.
- 36- Buch, A.: "Fatigue Strength Calculation Methods", TAE no.314, Technion, Haifa, 1977.
- 37- Tauscher, H., Bucholz, H.: " Bending Fatigue of Induction-Hardened Steels", *Technik*, 19, No.9, 1964, Germany.
- 38- Kloos, K.H.: " Finishing Procedures, Surface Properties, and the Strength of Structural Parts", *VDI-Berichte*, No.214, 1974, Germany.
- 39- Finner, B.: " Increase in The Fatigue Strength of Crankshafts due to Bath Nitriding", *WIV Harterei Kollokium*, Wiesbaden, 1956, 9, No.10, 1958
- 40- Kotov, O.K.: "Surface Hardening of Machine Parts by Thermochemical Treatments", Mashgiz Book Company, Moscow, 1961. Russia.
- 41- Tauscher, H.: " Relationship between Carburized Depth, Specimen Size, and Fatigue Limit of Carburized Steels", *Symposium on Fatigue*, Prague, 1961
- 42- Buch, A.: " Problems of Fatigue Strength", PWN, Warsaw, 1964.
- 43- Fuchsbauer, B.: "Investigation of the Optimal Conditions for Surface Rolling of Different Specimens", *Dissertation*, Technische Hochschule Darmstadt, 1983, Germany. Kloos, K.H., Fuchsbauer, B., Adelman, J.: "Fatigue Properties of Specimens Similar to Components Deep-Rolled under Optimized Conditions", *International Journal of Fatigue*, 9, No.1, 1987.
- 44- Kudryavtzev, I.V. ( Editor ): " Increase by Cold-Working of the Fatigue Strength of Details Made of Steel and Cast Iron", *CNIIT Mash Report No. 91*, Mashgiz Book Company, Moscow, 1955. Russia.
- 45- Forrest, P.G.: " Fatigue of Metals", Pergamon Press, Oxford, 1962, 74.

- 46- Starker, P., Macherauch, E.: "Shot Peening and Fatigue Strength", *Zeitschrift für Werkstofftechnik-Journal of Materials Technology*, 14, 1983. Germany.
- 47- Kudryavtzev, I.V. ( Editor ): "Increase in the Strength of Structural Elements", CNIIT Mash Report No.91, Mashgiz Book Company, Moscow, 1959. Russia
- 48- Kloos, K.H., Braisch, P.K.: "Effect of Surface Hardening upon the Fatigue Strength of Specimens and Structural Parts", *Harterei Technische Mitteilungen*, 37, 1982. Germany.
- 49- Linhart, V.: "Effect of Surface Treatment on Residual Stresses and Fatigue Strength", in *Fatigue Strength of Materials and Metal Structural Parts*, Proceedings ( Editor, A. Buch) of an International Conference held in Warsaw, Pergamon press-PWN, Oxford, 1964.
- 50- Hudriawcew, I.W.: "Internal Stresses as Strength Reserve in Machine Building", Mashgiz Book Company, Moscow, 1951, Russia.
- 51- Peterson, R.E.: "Stress Concentration Design Factors", John Wiley & Sons, New York, 1974.
- 52- Neuber, H.: "Kerbspannungslehre", Springer, Berlin, 1958, Germany" *Theory of Notch Stresses*", USOTS, Michigan, 1961.
- 53- Wellinger, H., Dietmann, H.: "festigkeitsberechnung-Strength Calculations", Kroener Verlag, Stuttgart, 1969. Germany.
- 54- Thum, A., Svenson, O.: "Double Notch Effect", *ZVDI92*, No.10, 1950. Germany.
- 55- Lipson, C., Juvinall, R.C.: "Handbook of Stress and Strength", McMillan Company, New York, 1963.
- 56- Kuhn, P., Hardraht, H.F.: "An Engineering Method for Estimating the Notch-Size Effect in Fatigue Tests on Steel, NACA TN 2805, Washington, 1952.
- 57- Peterson, R.E.: "Notch Sensivity", in *Metal Fatigue*, McGraw-Hill Book Company, New York, 1959.
- 58- Mann, J.Y.: "Fatigue of Materials", Melbourne University Press, 1967.
- 59- Russel, C.J., Walker, D.W.: "Some Preliminary Fatigue Test Results on Steel using Notched and Un-Notched Specimens", in the *International Conference on the Fatigue of Metals*, London, 1956.
- 60- Yen, C.S., Dolan, T.J.: "A Critical review of the Criteria for Notch-Sensivity in the Fatigue of Metals", *University of Illinois Bulletin*, Vol 49, No.53, Series 398, 1952.
- 61- Stieler, M.: "Investigations of the Fatigue Strength of Metallic Structural Components at Room Temperature ", Dissertation, Technische Hochschule, Stuttgart, 1954. Germany.
- 62- Siebel, E., Stieler, M.: "Non-Uniform Stress Distribution during Fatigue Loading", *VDI-Z*, 97, 1955, Germany.
- 63- VDI-Richtlinien 2226/7-VDI Guidelines: "Strength for Repeated Loading", VDI-Verlag, Düsseldorf, 1974. Germany.
- 64- Forrest, P.G.: "Fatigue of Metals", Pergamon Press, Oxford, 1962/ 1974.
- 65- Juvinall, R.C.: "Stress, Strain, and Strength", McGraw-Hill Book Company, New York, 1967.
- 66- James O. Smith, "The Effect of Range of Stress on the Fatigue Strength of Metals," *Univ. of Illinois, Eng. Exp. Sta. Bull.* 334, 1942.
- 67- Robert E. Joerres, "Springs," chap. 24 in Joseph E. Shigley and Charles R. Mischke (eds.), *Standart Handbook of Machine Desingn*, McGraw-Hill, New York, 1986. See also *Design Handbook*, Associated Spring-Barnes Group, Bristol, Conn., 1981, pp. 35-38.
- 68- Heywood, R.B.: "Designing Against Fatigue", Chapman and Hall, London, 1962.

- 69- Gough,H.J.: " Engineering Steels under Combined Cyclic and Static Stresses", ASME Transactions, 72, 1950, Proceedings of the IME, 160, 1949.
- 70- Gough,H.J., Polard,H.V.: " Propeties of Some Materials for Cast Crankshafts with Special Reference to Combined Stresses", Institute of Automobile Engineers, 31, No.3, 1937.
- 71- Gough,H.J., Polard,H.V.: " The Strength of Metals under Combined Alternating Stresses" Institute of Mechanical Engineers, 131, 1935.
- 72- Serensen, S.W., Kogajev, S.W., Sneiderovits, P.M.: "Loading Capaticy and Stregth Calculations for Machine parts", Mashgiz Book Company, Moscow, 1963, Russia.
- 73- Grover,H.J., Gordon, S.A., Jackson, L.R.: "Fatigue of Metals", US Government Printing Of ice, Washington, 1954.
- 74- A. Palmgren, " Die Lebensdauer von Kugellagern," *ZVDI*,vol. 68, pp. 339-341, 1924; M.A. Miner, " Cumulative Damage in Fatigue," *J. Appl. Mech.*, vol. 12, Trans, *ASME*, vol. 67, pp. A159-A164, 1945.
- 75- S.S. Manson, A.J. Nachtigall, C.R. Ensign, and J.C. Freche, " Further Investigation of a Relation for Cumulative Fatigue Damage in Bending, "*Trans ASME, J. Eng. Ind., ser. B*, vol.87, no.1, pp.25-35, February 1965.
- 76- Lipson, C., Juvinall, R.C.: "Handbook of Stress and Strength", McMillan Company, New York, 1963.
- 77- Juvinall, R.C.: " Engineering Considerations of Stress, Strain, and Strength", McGraw-Hill Company, New York, 1967.
- 78- Noll,G.C., Erickson,M.A.: " Allowable Stresses for Steel Members of Finite Life", Society for Experimental Stress Analysis, Vol V, No.2, 1947.

***EKLER***



**Tablo A-1: Bazı sıcak haddelenmiş vesoğuk çekilmiş çeliklere ait mekanik özellikler.**  
1986 SAE Handbook , p.2.15.

1	2	3	Çekme Dayanımı	Akma Dayanımı	6	7	8
UNS NO.	SAE AND/OR AISI NO.	PROCES- SING	MPa (kpsi)	MPa (kpsi)	% Uzama 2 in, %	%Kesit Daralması	Brinell sertliği
G10060	1006	HR	300 (43)	170 (24)	30	55	86
		CD	330 (48)	280 (41)	20	45	95
G10100	1010	HR	320 (47)	180 (26)	28	50	95
		CD	370 (53)	300 (44)	20	40	105
G10150	1015	HR	340 (50)	190 (27.5)	28	50	101
		CD	390 (56)	320 (47)	18	40	111
G10180	1018	HR	400 (58)	220 (32)	25	50	116
		CD	440 (64)	370 (54)	15	40	126
G10200	1020	HR	380 (55)	210 (30)	25	50	111
		CD	470 (68)	390 (57)	15	40	131
G10300	1030	HR	470 (68)	260 (37.5)	20	42	137
		CD	520 (76)	440 (64)	12	35	149
G10350	1035	HR	500 (72)	270 (39.5)	18	40	143
		CD	550 (80)	460 (67)	12	35	163
G10400	1040	HR	520 (76)	290 (42)	18	40	149
		CD	590 (85)	490 (71)	12	35	170
G10450	1045	HR	570 (82)	310 (45)	16	40	163
		CD	630 (91)	530 (77)	12	35	179
G10500	1050	HR	620 (90)	340 (49.5)	15	35	179
		CD	690 (100)	580 (84)	10	30	197
G10600	1060	HR	680 (98)	370 (54)	12	30	201
G10800	1080	HR	770 (112)	420 (61.5)	10	25	229
G10950	1095	HR	830 (120)	460 (66)	10	25	248

**Tablo A-2: Çekme gerilmesi ile yorulma limiti arasındaki malzemenin mikro yapısına bağlı olarak değişimi.**

	FERRITE		PEARLITE		MARTENSITE	
	RANGE	AVERAGE	RANGE	AVERAGE	RANGE	AVERAGE
Carbon steel	0.57-0.63	0.60	0.38-0.41	0.40	...	0.25
Alloy steel	...	...	...	...	0.23-0.47	0.35

Source: Adapted from L. Sors, *Fatigue Design of Machine Components*, Pergamon Press, Oxford, England, 1971.

**Tablo A-3: Dökme demirlere ait tipik özellikler.**  
(parlatılmış veya talaşlı işlenmiş numuneler)

A ER	TENSILE STRENGTH	COMPRESSIVE STRENGTH	SHEAR MODULUS OF RUPTURE	MODULUS OF ELASTICITY, Mpsi		ENDURANCE LIMIT*	BRINELL HARDNESS	FATIGUE STRESS- CONCENTRATION FACTOR
	$\sigma_{KY}$ kpsi	$S_{UC}$ , kpsi	$S_{SU}$ , kpsi	TENSION	TORSION	$\sigma_{eY}$ kpsi	$H_B$	$K_t$
	22	83	26	9.6-14	3.9-5.6	10	156	1.00
	26	97	32	11.5-14.8	4.6-6.0	11.5	174	1.05
	31	109	40	13-16.4	5.2-6.6	14	201	1.10
	36.5	124	48.5	14.5-17.2	5.8-6.9	16	212	1.15
	42.5	140	57	16-20	6.4-7.8	18.5	235	1.25
	52.5	164	73	18.8-22.8	7.2-8.0	21.5	262	1.35
	62.5	187.5	88.5	20.4-23.5	7.8-8.5	24.5	302	1.50

\* or machined specimens.

**Tablo A-4: Çeşitli malzemelerin dönme-eğilme zorlanmalarındaki yorulma limitleri ve  $\sigma_{eY} / \sigma_K$  yorulma oranları.**

Malzeme	Çekme Dayanımı		Yorulma Limiti		$\sigma_{eY} / \sigma_K$
	ksi	MPa	ksi	MPa	
iron, commercially pure (annealed)	46	322	26	182	0.57
cast iron (flake)	54	378	22	154	0.41
cast iron (nodular)	108	756	36	252	0.33
mild steel, 0.15%C (annealed)	59	413	33	237	0.55
carbon steel, 0.36%C (annealed)	84	588	38	266	0.46
carbon steel, 0.36%C (quenched and tempered)	125	875	58	406	0.46
carbon steel, 0.75%C (annealed)	114	738	43	301	0.38
carbon steel, 0.75%C (quenched and tempered)	149	1043	61	427	0.41
Ni steel (quenched and tempered)	141	987	83	581	0.59
CrMo steel (quenched and tempered)	139	973	63	476	0.49
NiCrMo steel (quenched and tempered)	180	1260	72	504	0.40
NiCrMo steel (quenched and tempered)	280	1960	95	665	0.34
18/8 CrNi stainless steel (cold drawn)	128	896	74	518	0.58
12%Mn steel (quenched)	160	1120	65	455	0.41
copper, pure (annealed)	31	217	9	63	0.29
brass, 60/40 (annealed)	54	378	20	140	0.37
brass, 70/30 (annealed)	45	315	14	98	0.31
brass, 90/10 (hard-drawn)	72	504	21	147	0.29
phosphor bronze (annealed)	65	455	20	140	0.31
aluminum bronze, 9.5%Al (annealed)	82	574	29	203	0.35
Monel, NiCu (annealed)	78	546	34	238	0.44
Monel, NiCu (cold-drawn)	105	735	44	308	0.42

Malzeme	Çekme Dayanımı		Yorulma Limiti		$\sigma_{eY} / \sigma_K$
	ksi	MPa	ksi	MPa	
Nimonic 80, NiCr	146	1022	45	315	0.31
aluminum, pure (annealed)	10	70	3	21	0.30
aluminum, pure (cold-worked)	19	133	6.5	45.5	0.34
Al-7%Mg (annealed)	35	245	17	119	0.49
Al-7%Mg (cold-worked)	48	336	21	147	0.43
2024, AlCuMg (annealed)	27	183	13	91	0.48
2024-T, AlCuMg (solution-treated, aged)	68	476	20	140	0.29
7075-T, AlZnMg (solution-treated, aged)	83	581	22	154	0.27
magnesium, pure (extruded)	32.5	227	10	70	0.31
MgAlZn (heat-treated)	48	336	19	133	0.40
MgZnZr (heat-treated)	55	385	20	140	0.36
titanium, pure, (rolled)	88	616	52	364	0.59
Ti-4Al-2.5Sn (heat-treated)	133	931	76	532	0.57
Ti-6Al-4V (heat-treated)	154	1078	82	574	0.53
Ti-4Aln-4Al (heat-treated)	155	1085	90	630	0.58



Tablo A-5: St çeliklerine ait statik ve yorulma dayanımları.

Mabeme DIN	UTS	Akma Limiti			Yorulma Limiti			
	$\sigma_K$	$\sigma_{A_e}$	$\sigma_A$	$\sigma_{A_b}$	$\sigma_{eY}$	$\sigma_{\phi bY}$	$\tau_{bY}$	$S_{pt}$
normalized								
St34	340 (48.6)	240 (34.3)	220 (31.4)	130 (18.6)	160 (22.9)	130 (18.6)	90 (12.9)	210 (30.0)
St38	380 (54.3)	260 (37.1)	240 (34.3)	150 (21.4)	180 (25.8)	140 (20.0)	100 (14.3)	230 (32.9)
St42	420 (60.0)	300 (42.9)	260 (37.1)	160 (22.9)	200 (28.6)	160 (22.9)	120 (17.2)	250 (35.7)
St50	500 (71.4)	370 (52.8)	300 (42.9)	190 (27.1)	240 (34.3)	190 (27.1)	140 (20.0)	300 (42.9)
St60	600 (85.7)	430 (64.4)	340 (48.6)	220 (31.4)	280 (40.0)	210 (30.0)	160 (22.9)	340 (48.6)
St70	700 (100)	490 (70.0)	370 (52.8)	260 (37.1)	320 (45.7)	240 (34.3)	190 (27.1)	370 (52.8)
continued								

Mabeme DIN	UTS	Akma Limiti			Yorulma Limiti			
	$\sigma_K$	$\sigma_{A_e}$	$\sigma_A$	$\sigma_{A_b}$	$\sigma_{eY}$	$\sigma_{\phi bY}$	$\tau_{bY}$	$S_{pt}$
tempered								
C25 (1025)	500 (71.4)	420 (60.0)	310 (44.3)	200 (28.6)	260 (37.1)	210 (30.0)	150 (21.4)	310 (44.3)
C35 (1035)	600 (85.7)	500 (71.4)	370 (52.8)	250 (35.7)	290 (41.4)	230 (32.9)	170 (24.3)	370 (52.8)
C45 (1045)	650 (92.9)	530 (75.7)	400 (57.1)	270 (38.6)	320 (45.7)	250 (35.7)	180 (25.7)	400 (57.1)
C60 (1060)	750 (107)	620 (88.6)	490 (70.0)	310 (44.3)	360 (51.4)	290 (41.4)	210 (30.0)	480 (68.6)

Tablo A-7: Karbon ve alaşımlı çelikler için  
 $S_{rb} / S_u, S_{tc} / S_u, S_{rt} / S_{rb}$  ve  $S_{tc} / S_{rb}$  oranları

Material DIN, TGL	UTS, $\sigma_K$ ksi MPa	$\sigma_{\phi Y} / \sigma_K$		$\tau_{bY} / \sigma_{eY}$		$\sigma_{\phi Y} / \sigma_{eY}$	
		$\sigma_{\phi Y} / \sigma_K$	$\sigma_{eY} / \sigma_K$	$\tau_{bY} / \sigma_{eY}$	$\sigma_{\phi Y} / \sigma_{eY}$		
normalized plain C-steel							
St34	48.6	340	0.470	0.382	0.563	0.813	
St38	54.3	380	0.474	0.368	0.556	0.777	
St42	60.0	420	0.476	0.381	0.600	0.800	
St50	71.4	500	0.480	0.380	0.583	0.792	
St60	85.7	600	0.467	0.350	0.571	0.750	
St70	100.0	700	0.457	0.343	0.594	0.750	
tempered C-steel							
C25 (1025)	71.4	500	0.520	0.420	0.577	0.807	
C35 (1035)	85.7	600	0.483	0.383	0.586	0.793	
C45 (1045)	92.9	650	0.492	0.385	0.563	0.781	
C60 (1060)	107.1	750	0.480	0.387	0.583	0.806	
tempered alloy steel							
30Mn5	114.3	800	0.488	0.388	0.584	0.795	
40Mn4	114.3	800	0.488	0.388	0.584	0.795	
25CrMo4	114.3	800	0.475	0.388	0.553	0.795	
34Cr4	128.6	900	0.488	0.400	0.591	0.818	
40Cr4	128.6	900	0.488	0.400	0.591	0.818	
34CrMo4	128.6	900	0.488	0.400	0.568	0.818	
37MnSi5	128.6	900	0.488	0.389	0.591	0.795	
42CrMo4	143.0	1000	0.480	0.380	0.604	0.792	
36CrNiMo4	143.0	1000	0.480	0.390	0.583	0.813	
42MnV7	143.0	1000	0.480	0.380	0.604	0.808	
50CrV4	157.1	1100	0.464	0.364	0.608	0.784	
58CrV4	157.1	1100	0.464	0.364	0.608	0.784	
50CrMo4	157.1	1100	0.464	0.391	0.608	0.843	
30CrMoV9	178.6	1250	0.448	0.360	0.607	0.804	

Tablo A-6: Temperlenmiş alaşımlı çeliklere ait statik ve yorulma dayanım özellikleri.

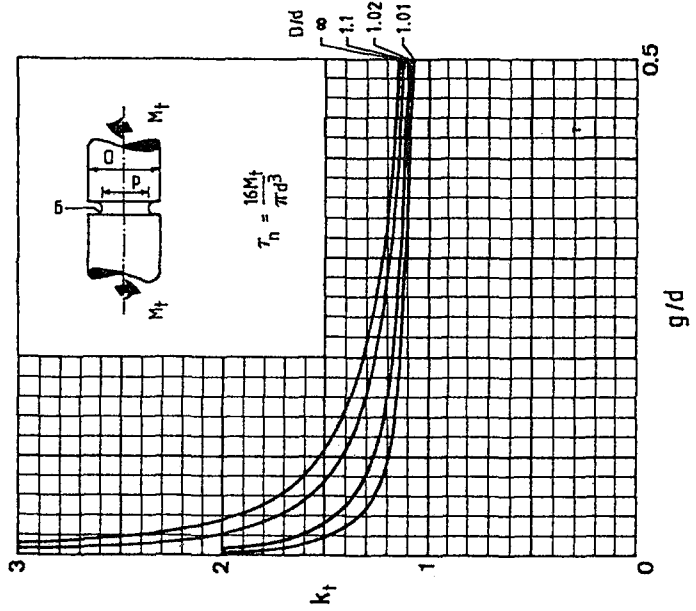
Material DIN	UTS, $\sigma_K$ ksi MPa	$\sigma_A$ MPa	$\sigma_{A_b}$ MPa	$\sigma_{eY}$ MPa	$\sigma_{\phi Y}$ MPa	$\tau_{bY}$ MPa	$S_{pt}$ MPa
40Mn4	114	800	280	390	310	230	510
30Mn5	114	800	280	390	310	230	510
25CrMo4	114	800	270	380	310	210	520
30Mn5	121	850	400	420	340	250	540
40Mn4	129	900	410	430	350	260	560
37MnSi5	129	900	400	440	350	260	580
34Cr4	129	900	400	440	360	260	600
40Cr4	129	900	400	440	360	260	600
25CrMo4	129	900	700	440	360	270	590
34CrMo4	129	900	390	440	360	250	620
37MnSi5	143	1000	450	490	380	280	620
42MnV7	143	1000	460	480	380	290	640
34Cr4	143	1000	450	490	380	280	620
34CrMo4	143	1000	450	490	380	280	620
42CrMo4	143	1000	450	480	380	290	640
36CrNiMo4	143	1000	450	480	390	280	650
50MnSi4	143	1000	450	490	380	280	620
37MnV7	143	1000	450	490	380	280	620
40Cr4	150	1050	470	510	410	300	670
42MnV7	157	1100	500	520	420	310	680
50CrV4	157	1100	480	510	400	310	680
58CrV4	157	1100	480	510	400	310	680
42CrMo4	157	1100	500	520	420	310	680
36CrNiMo4	157	1100	480	510	430	310	720
38CrSi6	157	1100	500	520	420	310	680
50CrV4	171	1200	520	550	440	340	720
50CrMo4	171	1200	520	550	440	340	720
58CrV4	179	1250	560	570	450	360	740
30CrMoV9	179	1250	480	560	450	340	760

Tablo A-8: Yüzey kalitelerine bağlı olarak değişen "a" ve "b" katsayıları.

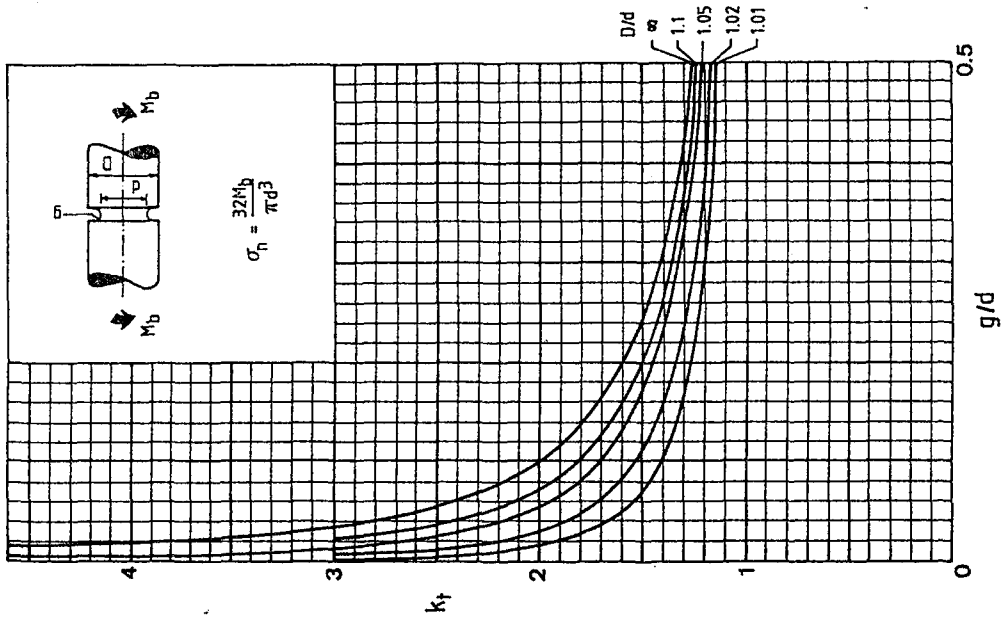
YÜZEY KALİTESİ	FACTOR		EXPONENT b
	a	kpsi	
İşlenmiş	1.34	1.58	-0.085
İşlenmiş veya Soğuk Çekilmiş	2.70	4.51	-0.265
Sıcak Hoşdelemiş	14.4	57.7	-0.718
Dövme Yapım	39.9	272.	-0.995

Tablo A-9: Eğilme yüklemesi altında çevresel U çentiği açılmış

yuvarlak numunelere ait gerilme konsantrasyon faktörleri.



Tablo A-10: Burulma etkisi altındaki çevresel U çentiği bulunan yuvarlak numuneler.

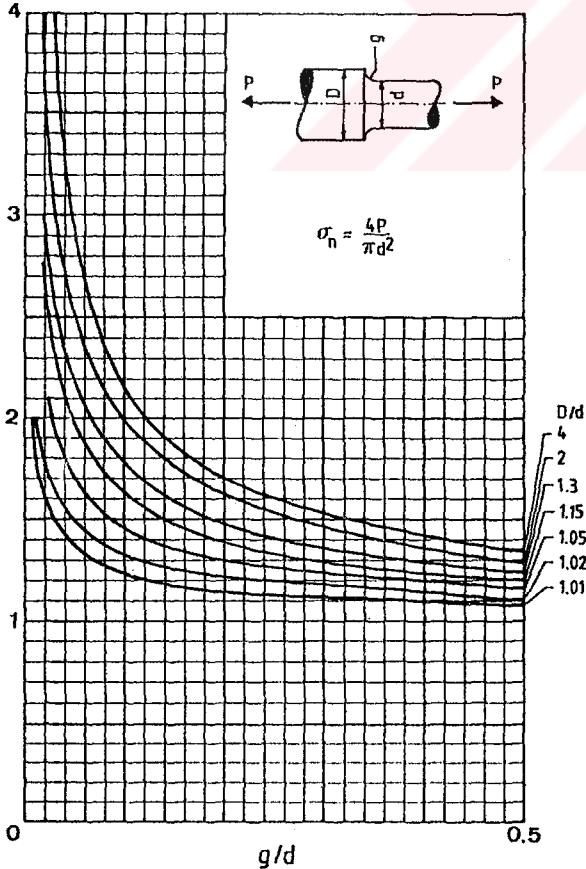


**Tablo A-13: % 0.4 C ' lu 1.2 mm. ' li İndüksiyonla kalın bir tabaka halinde sertleştirilmiş tabakaya sahip çentikli ve çentiksiz malzemeye ait  $\sigma_{eY}$  dönme-eğilme yorulma limiti**

İşlem Çeşidi	Numune Şekli	Yorulma Limiti		
		MPa	ksi	%
normalized	smooth	245	35.0	100
surface-hardened	smooth	425	60.7	173
normalized	groove, 0.4mm deep*	148	21.1	100
surface-hardened	groove, 0.4mm deep*	422	60.3	282
normalized	groove, 0.8mm deep*	143	20.4	100
surface-hardened	groove, 0.8mm deep, made before hardening	375	53.6	262
surface-hardened	groove, 0.8mm deep, made after hardening	382	54.6	269
normalized	groove, 1.2mm deep*	133	19.0	100
surface-hardened	groove, 1.2mm deep, made before hardening	285	40.7	214
surface-hardened	groove, 1.2mm deep, made after hardening	302	43.1	227
normalized	hole, d = 3.6mm	145	20.7	100
surface-hardened	hole, d = 3.6mm	245	35.0	169
normalized	press-fit bush	142	20.3	100
surface-hardened	press-fit bush	365	52.1	259

\* U-notch with a radius of 0.3mm (0.012in)

**Tablo A-11: Eksenel yüklemeye maruz faturalı yuvarlak numunelere ait çentik etkileri**



**Tablo A-12: Sıcaklıkla değişen  $S_T / S_{RT}$  oranları.**

TEMPERATURE, °C	$S_T / S_{RT}$	TEMPERATURE, °F	$S_T / S_{RT}$
20	1.000	70	1.000
50	1.010	100	1.008
100	1.020	200	1.020
150	1.025	300	1.024
200	1.020	400	1.018
250	1.000	500	0.995
300	0.975	600	0.963
350	0.927	700	0.927
400	0.922	800	0.872
450	0.840	900	0.797
500	0.766	1000	0.698
550	0.670	1100	0.567
600	0.546		

\*Data source: Fig. 5-11.

Tablo A-14: Değişen büyüklüklerdeki yuvarlak çelik malzemeler için dönme-eğilme yorulma limiti üzerine haddelemenin etkisi.

Steel, HV	Bağı Serleştirilmiş Tabaka Kalınlığı	Çap mm	Yorulma Limiti MPa		HV'deki Artım HV	Beklenen Bağı Limit
12ChN3A 315-325 GOST	-	6.5	500	100	-	-
	-	35	430	100	-	100
	0.057	6.5	550	110	20	-
	0.057	35	480	112	65	106
	0.114	6.5	580	116	25	-
	0.114	35	500	116	95	113
	0.170	6.5	610	122	55	-
	0.170	35	530	123	95	117
37ChN3A 360-365 GOST	-	6.5	640	100	-	-
	-	35	560	100	-	100
	0.057	6.5	700	109	20	-
	0.057	35	600	107	10	106
	0.114	6.5	720	112	50	-
	0.114	35	580	104	45	113
	0.170	6.5	720	112	35	-
	0.170	35	650	116	70	117
18ChNWA 325-370 GOST	-	6.5	570	100	-	-
	-	35	480	100	-	100
	0.057	6.5	680	119	80	-
	0.057	35	550	114	105	106
	0.110	6.5	640	112	60	113
	0.170	6.5	670	117	75	117

\* predicted using equation 8.1

yuvarlak çelik malzemeye ait tekrarlı eğilme yorulma limitine

İndüksiyonlasertirimin etkileri.

Yüze Serleştirilme HV	Yüze Tabaka Kalınlığı		Bağı Tabaka Kalınlığı t/R	Yorulma Limiti		Beklenen Limit %
	mm	in		MPa	%	
250	-	-	-	380	100	100
650-800	1.5	0.059	0.1875	590	155	154
650-800	1.9	0.075	0.2375	598	157	163
650-850	3.3	0.130	0.4125	664	175	199

\* predicted using equation 8.1, assuming K = 1.26

Tablo A-16: 0.52 ' C ' lu d = 2 R = 16 mm ' lik  $\sigma_K = 138$  ksi ' ye sahip yuvarlak çelik malzemeye ait tekrarlı yorulma limiti üzerine Nitrürasyonun etkileri. Nitrürasyon sıcaklığı ( 520 santigrad derece )

Surface Hardness HV	Surface Layer Thickness, t		Relative Layer Thickness t/R	Fatigue Limit		Beklenen Limit %
	mm	in		MPa	%	
290	-	-	-	380	100	100
850-950	0.3	0.012	0.0375	472	124	114
900-1000	0.5	0.020	0.0625	460	121	117
850-950	0.6	0.024	0.0750	460	121	119

\* predicted using equation 8.1, assuming K = 1.10

Tablo A-17: 0.10 ' C ' lu karbon çeliğine ait d = 2 R = 16 mm ' lik  $\sigma_K = 89$  ksi ' ye sahip yuvarlak çelik malzemelere ait tekrarlı eğilme yorulma limiti üzerine sementasyon ' un etkisi. ( Sementasyon sıcaklığı 880 santigrad derece )

Surface Hardness HV	Surface Layer Thickness, t		Relative Layer Thickness t/R	Fatigue Limit		Beklenen Limit %
	mm	in		MPa	%	
230	-	-	-	280	100	100
750-800	1.0	0.040	0.1250	405	145	137
750-800	1.1	0.043	0.1375	375	134	139
750-820	1.2	0.047	0.1500	415	148	141
700-850	1.4	0.055	0.1750	410	147	145
750-800	1.5	0.059	0.1875	420	150	147
700-800	1.6	0.063	0.2010	443	158	149
680-740	2.0	0.080	0.2500	400	143	157

\* predicted using equation 8.1, assuming K = 1.20

**Tablo A-18: İki farklı sıcaklıkta japon karbon çeliklerine ait  $N = 10^7$  yük tekrarı sonundaki ortalama yorulma limiti.**

Malzeme İşl İşlem	Heat	Mekanik Özellikler				Yorulma Limitleri				Diğer Datalar	
		$\sigma_K$	$\sigma_A$	$\sigma_Y^*$	$\epsilon$	$\sigma_{eY}$	$\tau_{bY}$	$\sigma_{\phi Y}$	$S_{pt}^{**}$	German§	British§§
		MPa	MPa	MPa	%	MPa	MPa	MPa	MPa		
0.25%C normalized		$(S_U = 67 \text{ to } 72 \text{ksi})$									
885°C, 30min, air-cooled	A	473	333	961	40	232	142	209	370	C25 $S_{rb}=260$ $S_U=500$	En4 $S_{rb}=201$
	D	506	353	1013	37	241	152	215	370		
0.35C quenched 865°C		$(S_U = 90 \text{ to } 113 \text{ksi})$									
tempered 550°C water-cooled 60min	A	736	543	1482	23	397	275	-	-	C35 $S_{rb}=310$ $S_U=650$	En8 $S_{rb}=278$
	D	790	594	1440	20	394	256	-	-		
tempered 600°C water-cooled 60min	A	678	487	1438	26	382	249	342	542		
	D	738	576	1438	24	379	251	354	554		
tempered 650°C water-cooled 60min	A	635	461	1384	28	344	222	-	-		
	D	667	509	1412	28	338	226	-	-		
0.45C quenched 845°C		$(S_U = 100 \text{ to } 132 \text{ksi})$									
tempered 550°C water-cooled 60min	D	809	572	1481	22	446	322	-	-	C45 $S_{rb}=370$ $S_U=750$	
	A	923	822	1617	20	513	318	-	-		
tempered 600°C water-cooled 60min	D	760	538	1465	25	415	289	372	582		
	A	828	727	1540	22	459	295	-	702		
tempered 650°C water-cooled 60min	D	696	493	1424	26	378	269	-	-		
	A	735	632	1485	27	413	259	-	-		

Malzeme İşl İşlem	Heat	Çekme Özellikleri				Yorulma Limitleri				Diğer Datalar	
				*	$\epsilon$				**	German§	British§§
		MPa	MPa	MPa	%	MPa	MPa	MPa	MPa		
0.55C quenched 825°C		$(S_U = 108 \text{ to } 138 \text{ksi})$									
tempered 550°C water-cooled 60min	A	962	853	1603	19	523	345	-	-	C55 $S_{rb}=390$ $S_U=800$	En9 $S_{rb}=293$
	D	967	795	1583	18	500	366	-	-		
tempered 600°C water-cooled 60min	A	854	755	1518	22	468	301	-	734		
	D	860	703	1468	19	458	318	437	702		
tempered 650°C water-cooled 60min	A	757	657	1440	26	419	261	-	-		
	D	777	631	1444	23	398	284	-	-		

\* true fracture stress, \*\*  $S_{pt} = 2\sigma_a = \sigma_{max}$ , § corresponding data from sheet 1.2. Fatigue limits for  $p = 90\%$ . The usually higher magnitude of fatigue limits of steels A and D is associated with the estimation of the data as average values ( $p = 50\%$ ), §§ corresponding data from reference 3.33 for British steels given as typical values for En4 (normalized) and En8 and En9 (heat-treated).

Tablo A-19: Japon kitlesel alaşımlı çeliklere ait  $N = 10^7$  yük tekrarı

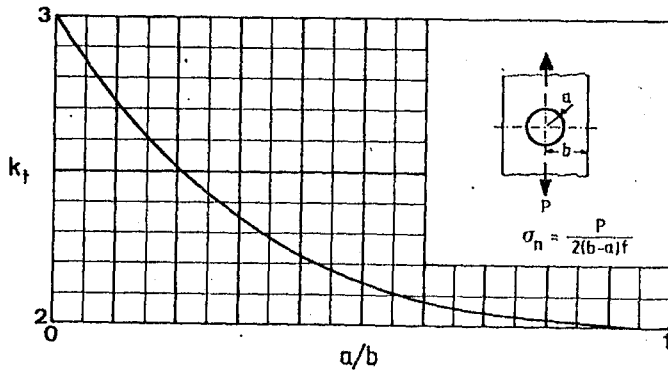
için ortalama yorulma limitleri.

Material, Heat Treatment	Heat	Tensile Properties				Fatigue Limits				Diğer Data		
		$\sigma_K$ MPa	$\sigma_{0.2}$ MPa	$\sigma_f^*$ MPa	$\epsilon$ %	$\sigma_{bY}$ MPa	$\tau_{bY}$ MPa	$\sigma_{\varphi Y}$ MPa	$S_{pt}^{\S}$ MPa	German	British	
SCr440, 0.40C - 1Cr		(S <sub>U</sub> = 123 to 144ksi)										
Q 855°C, tempered 550°C	B	1006	907	1745	18	524	371	-	-	40Cr4 S <sub>U</sub> =900 S <sub>Rb</sub> =440		
tempered 600°C	B	902	781	1638	20	504	339	481	788			
tempered 650°C	B	862	739	1627	22	457	312	-	-			
SCM435, 0.35C-1Cr-0.2Mo		(S <sub>U</sub> = 121 to 150ksi)										
Q 855°C, tempered 550°C	B	1048	975	1802	18	571	372	-	-	34Cr4 S <sub>U</sub> =900 S <sub>Rb</sub> =440		
tempered 600°C	B	955	859	1745	20	519	347	496	798			
tempered 650°C	B	846	734	1772	22	491	319	-	-			
SMn438, 0.38C-1.5Mn		(S <sub>U</sub> = 106 to 127ksi)										
Q 845°C, tempered 550°C	B	889	757	1614	19	486	325	-	-	30Mn5 S <sub>U</sub> =800 S <sub>Rb</sub> =390		
tempered 600°C	B	811	680	1564	20	435	292	430	690			
tempered 650°C	B	742	616	1537	25	397	265	-	-			
SMn443, 0.43C-1.5Mn		(S <sub>U</sub> = 108 to 134ksi)										
Q 845°C, tempered 550°C	A	936	802	1612	17	505	328	-	-	S <sub>U</sub> =900 S <sub>Rb</sub> =430		
tempered 600°C	A	837	698	1559	20	449	296	422	676			
tempered 650°C	A	757	619	1527	25	411	267	-	-			
Material Heat Treatment	Heat	Tensile Properties				Fatigue Limits				Other Data for Comparison		
		S <sub>U</sub> MPa	S <sub>0.2</sub> MPa	S <sub>f</sub> <sup>*</sup> MPa	E %	S <sub>rb</sub> MPa	S <sub>rt</sub> MPa	S <sub>tc</sub> MPa	S <sub>pt</sub> <sup>§</sup> MPa	German	British	
SNC631, 0.31C-2.7Ni-0.8Cr		(S <sub>U</sub> = 117 to 136ksi)										
Q 850°C, tempered 550°C	B	948	870	1738	19	530	335	-	-	34CrMo4 S <sub>U</sub> =900 S <sub>Rb</sub> =440	En23 S <sub>Rb</sub> =432	
tempered 600°C	B	886	789	1714	21	510	315	510	764			
tempered 650°C	B	821	712	1682	23	477	301	-	-			
SNCM439, 0.39C-1.8Ni-0.8Cr-0.2Mo		(S <sub>U</sub> = 120 to 153ksi)										
Q 845°C, tempered 580°C	A	1070	1003	1777	19	591	395	-	-	36CrNiMo4 S <sub>U</sub> =1000 S <sub>Rb</sub> =480	2NiCrMo S <sub>Rb</sub> =432	
tempered 630°C	A	957	878	1750	22	551	370	542	824			
tempered 680°C	A	843	766	1648	25	482	325	-	-			
SNCM447, 0.47C-1.8Ni-0.8Cr-0.2Mo		(S <sub>U</sub> = 125 to 159ksi)										
Q 845°C, tempered 580°C	BP	1111	1037	1824	19	615	407	-	-	BS976 S <sub>Rb</sub> =486		
tempered 630°C	B	992	905	1748	22	556	372	556	876			
tempered 680°C	B	878	797	1653	25	476	319	-	-			

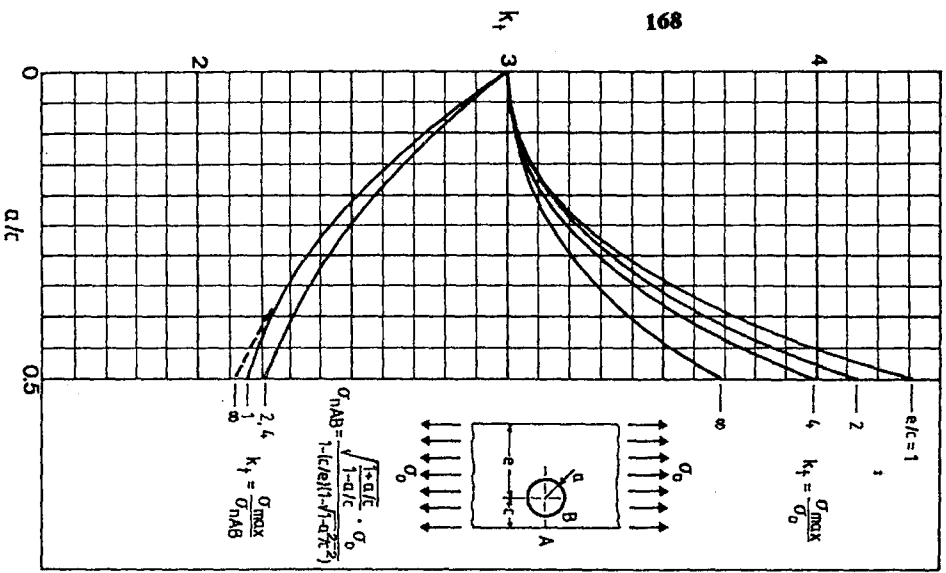
\* true fracture stress,

§ S<sub>pt</sub> = 2σ<sub>a</sub> = σ<sub>max</sub>

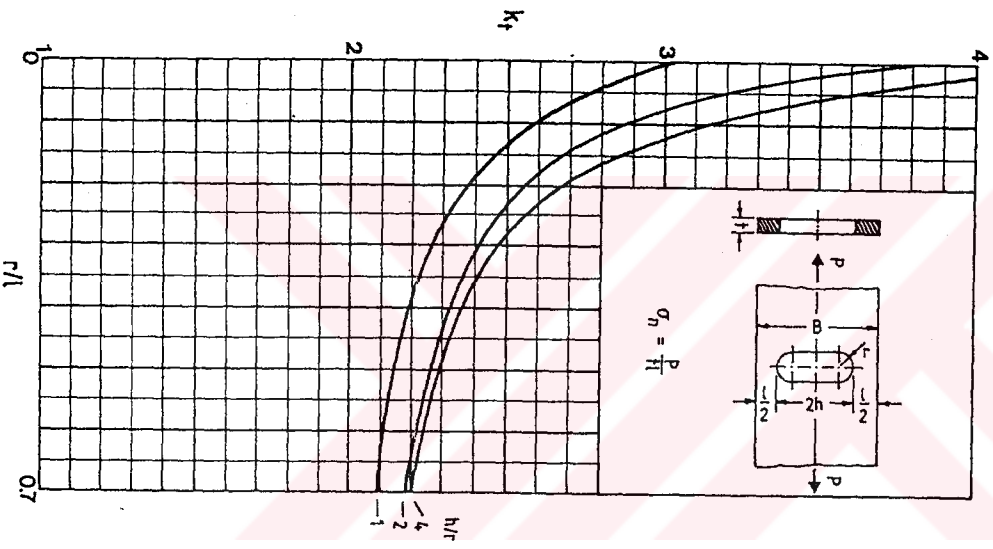
Tablo A-20: Merkezinde yuvarlak delik bulunan düzlem parçalar için aksel yüklemde gerilme konsantrasyon faktörleri.



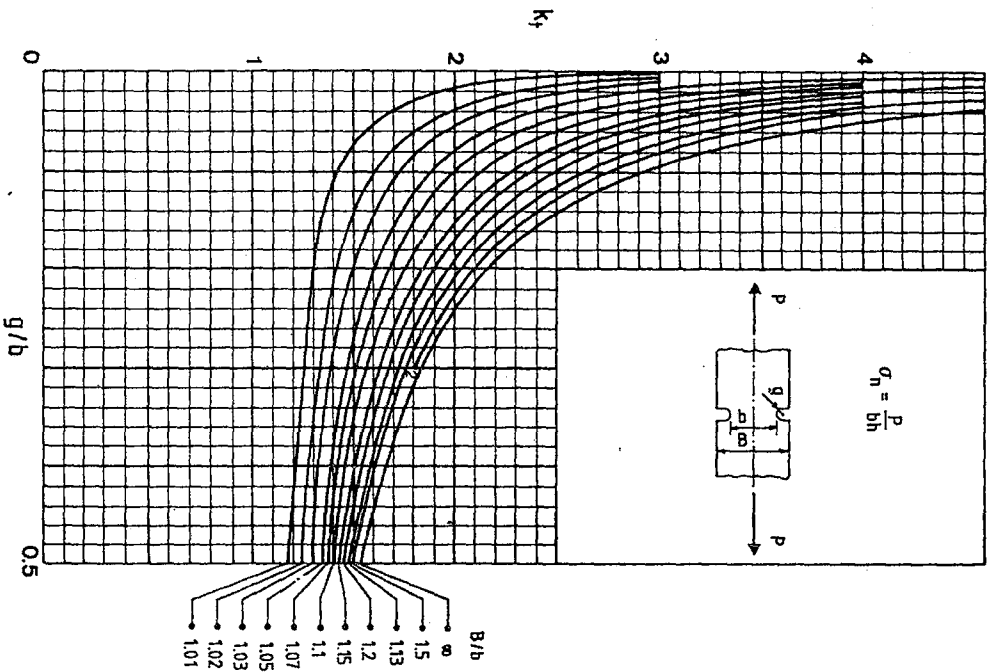
Tablo A-21:



Tablo A-22:

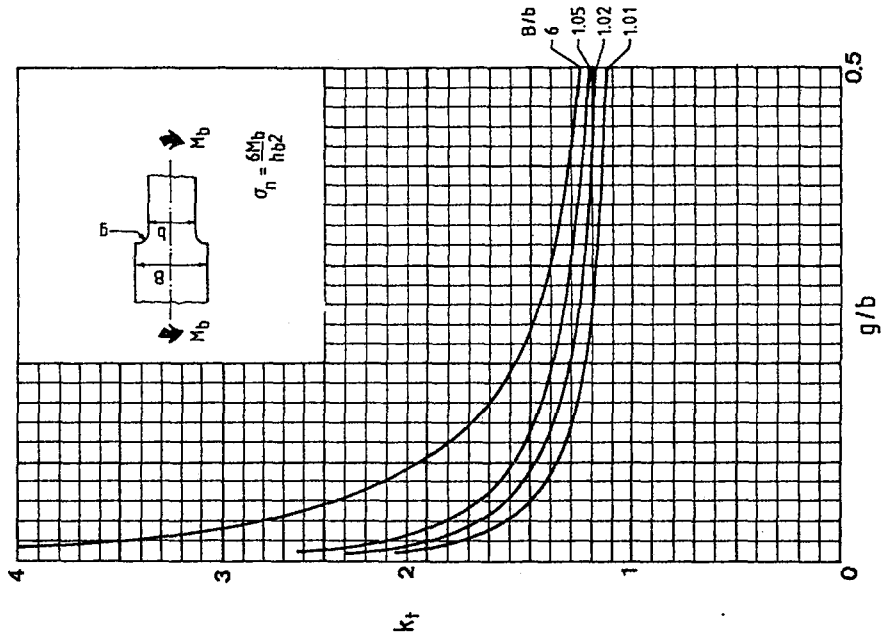


Tablo A-23:

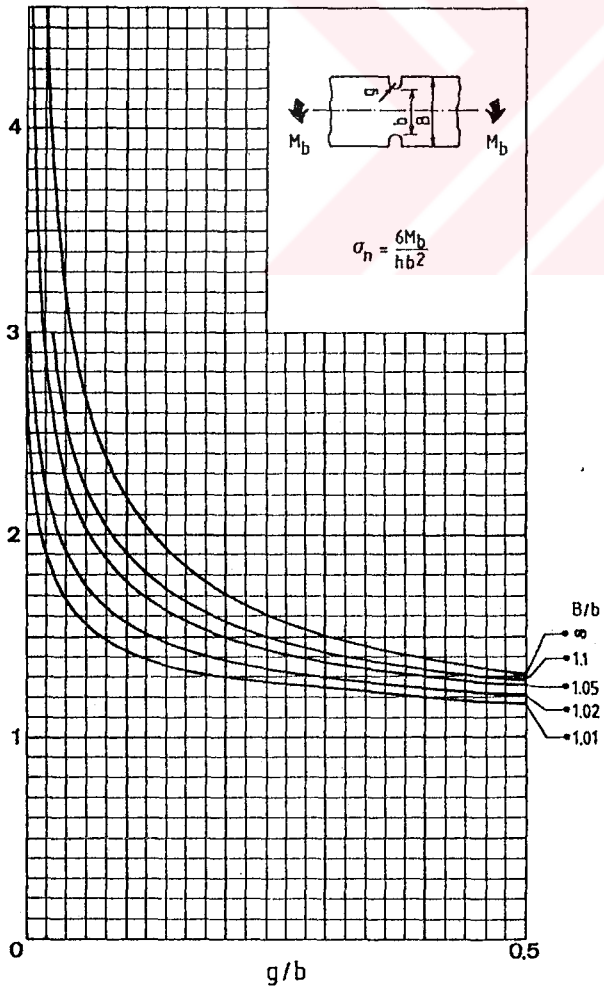




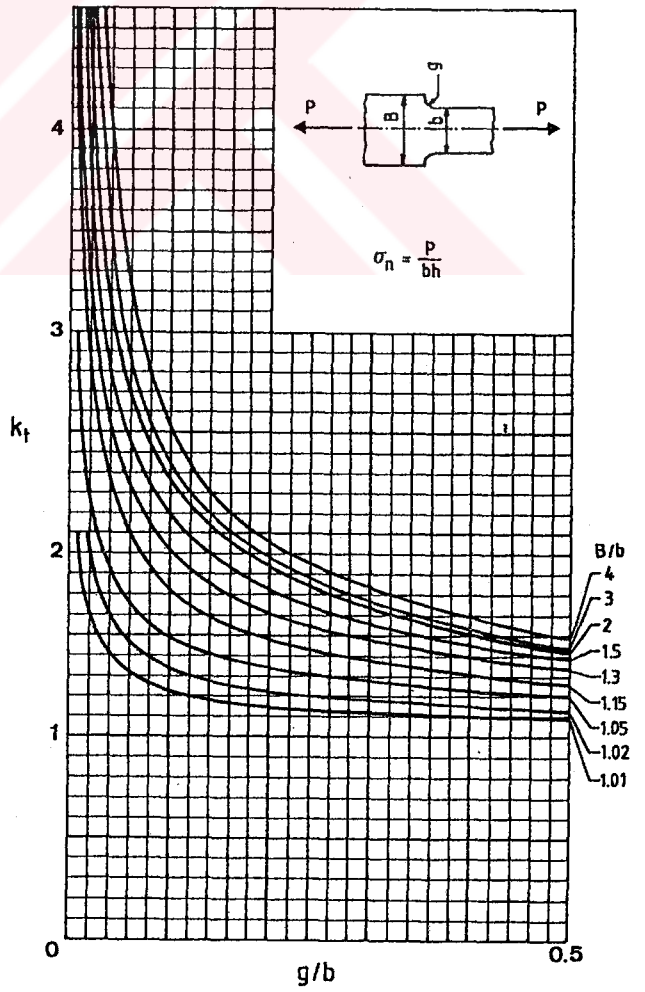
Tablo A-26:



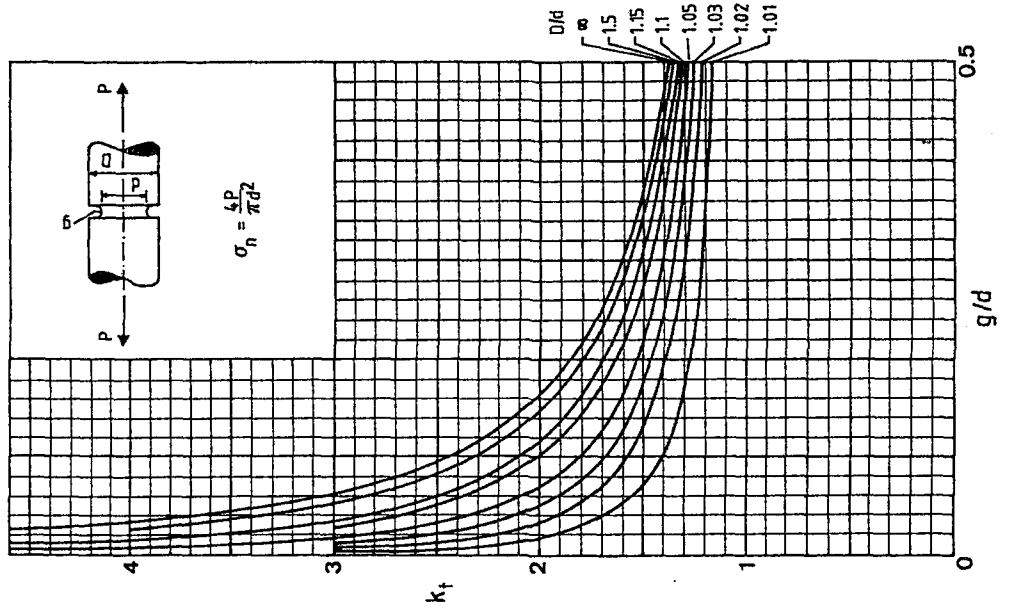
Tablo A-24:



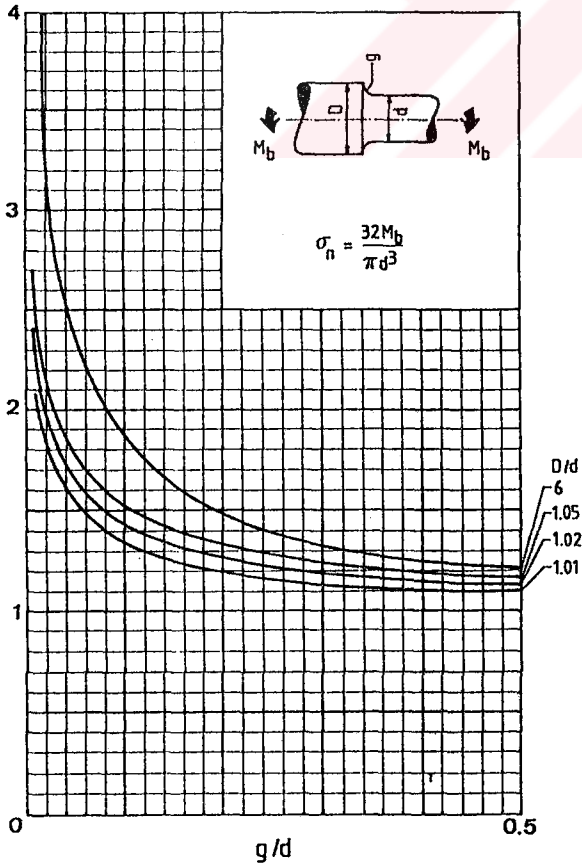
Tablo A-25:



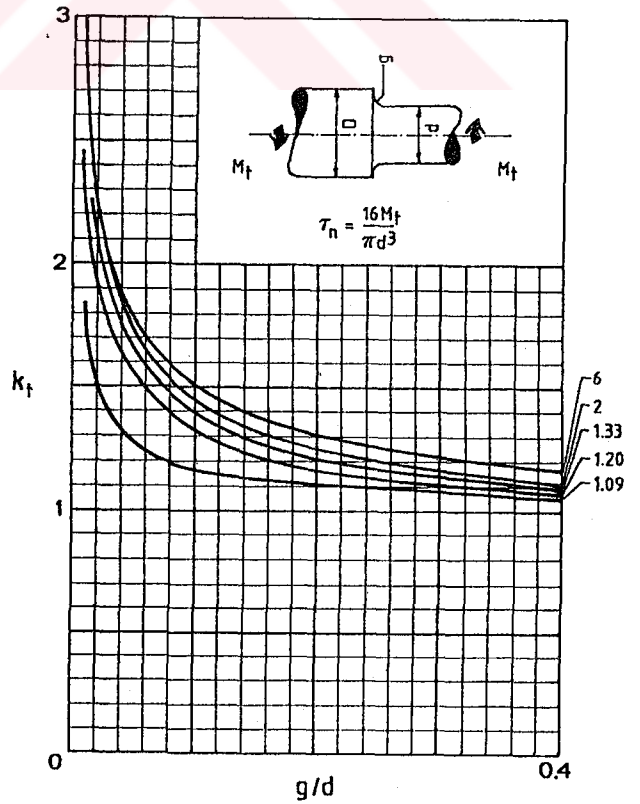
Tablo A-27:



Tablo A-28:



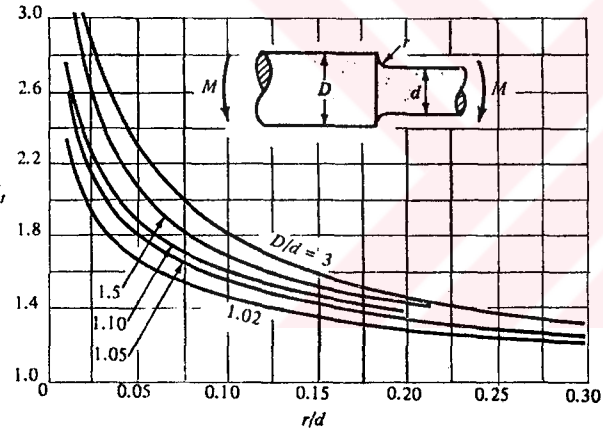
Tablo A-29:



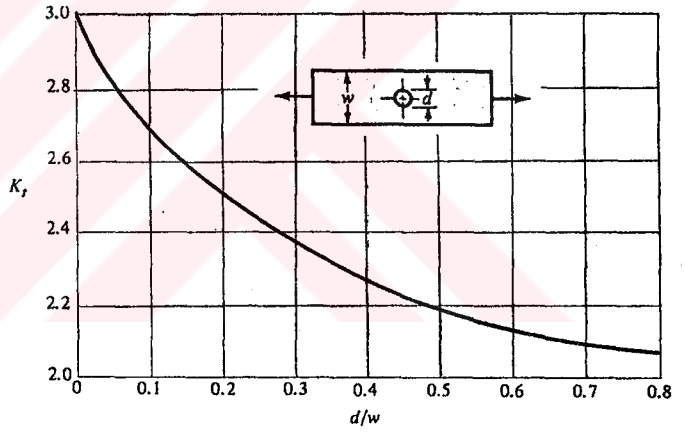
Tablo A-33: Çentik tipine bağlı olarak değişen  $C_k$  katsayıları.

ÇENTİK TİPİ	$C_k$
Transverse hole	0.11
Shoulder	0.08
Groove	0.13
Others	0.11

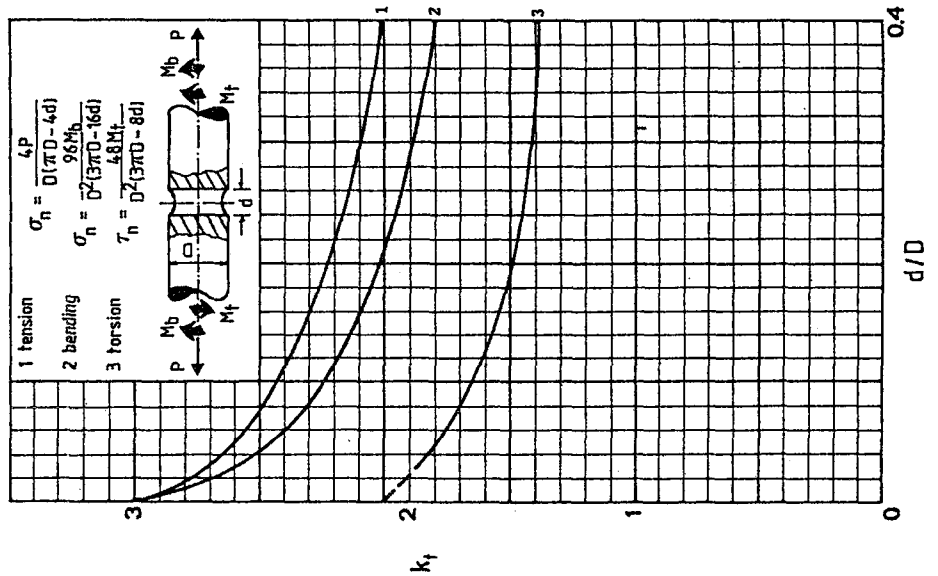
Tablo A-31:



Tablo A-32:



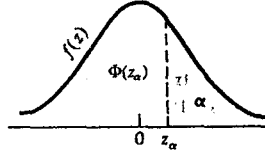
Tablo A-30:



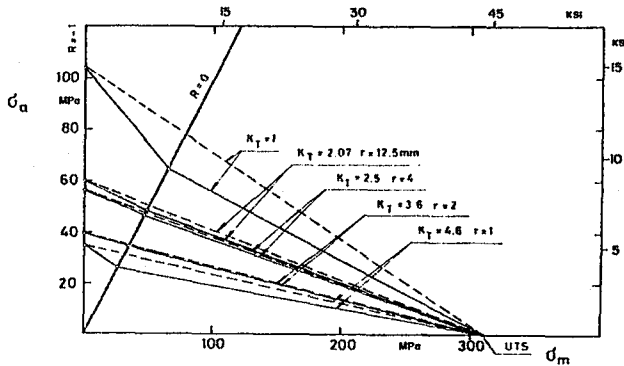
Tablo A-34: Normal (Gaussian) dağılıma ait kümülatif yoğunluk fonksiyonu.

$$\Phi(z_\alpha) = \int_{-\infty}^{z_\alpha} \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{u^2}{2}\right) du$$

$$= \begin{cases} \alpha & z_\alpha \leq 0 \\ 1-\alpha & z_\alpha > 0 \end{cases}$$

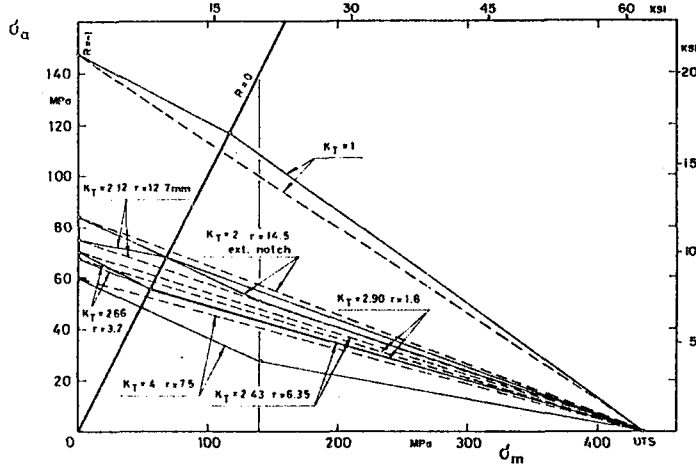


$z_\alpha$	0.00	0.01	0.02	0.03	0.04	0.05	0.06	0.07	0.08	0.09
0.0	0.5000	0.4960	0.4920	0.4880	0.4840	0.4801	0.4761	0.4721	0.4681	0.4641
0.1	0.4602	0.4562	0.4522	0.4483	0.4443	0.4404	0.4364	0.4325	0.4286	0.4247
0.2	0.4207	0.4168	0.4129	0.4090	0.4052	0.4013	0.3974	0.3936	0.3897	0.3859
0.3	0.3821	0.3783	0.3745	0.3707	0.3669	0.3632	0.3594	0.3557	0.3520	0.3483
0.4	0.3446	0.3409	0.3372	0.3336	0.3300	0.3264	0.3238	0.3192	0.3156	0.3121
0.5	0.3085	0.3050	0.3015	0.2981	0.2946	0.2912	0.2877	0.2843	0.2810	0.2776
0.6	0.2743	0.2709	0.2676	0.2643	0.2611	0.2578	0.2546	0.2514	0.2483	0.2451
0.7	0.2420	0.2389	0.2358	0.2327	0.2296	0.2266	0.2236	0.2206	0.2177	0.2148
0.8	0.2119	0.2090	0.2061	0.2033	0.2005	0.1977	0.1949	0.1922	0.1894	0.1867
0.9	0.1841	0.1814	0.1788	0.1762	0.1736	0.1711	0.1685	0.1660	0.1635	0.1611
1.0	0.1587	0.1562	0.1539	0.1515	0.1492	0.1469	0.1446	0.1423	0.1401	0.1379
1.1	0.1357	0.1335	0.1314	0.1292	0.1271	0.1251	0.1230	0.1210	0.1190	0.1170
1.2	0.1151	0.1131	0.1112	0.1093	0.1075	0.1056	0.1038	0.1020	0.1003	0.0985
1.3	0.0968	0.0951	0.0934	0.0918	0.0901	0.0885	0.0869	0.0853	0.0838	0.0823
1.4	0.0808	0.0793	0.0778	0.0764	0.0749	0.0735	0.0721	0.0708	0.0694	0.0681
1.5	0.0668	0.0655	0.0643	0.0630	0.0618	0.0606	0.0594	0.0582	0.0571	0.0559
1.6	0.0548	0.0537	0.0526	0.0516	0.0505	0.0495	0.0485	0.0475	0.0465	0.0455
1.7	0.0446	0.0436	0.0427	0.0418	0.0409	0.0401	0.0392	0.0384	0.0375	0.0367
1.8	0.0359	0.0351	0.0344	0.0336	0.0329	0.0322	0.0314	0.0307	0.0301	0.0294
1.9	0.0287	0.0281	0.0274	0.0268	0.0262	0.0256	0.0250	0.0244	0.0239	0.0233
2.0	0.0228	0.0222	0.0217	0.0212	0.0207	0.0202	0.0197	0.0192	0.0188	0.0183
2.1	0.0179	0.0174	0.0170	0.0166	0.0162	0.0158	0.0154	0.0150	0.0146	0.0143
2.2	0.0139	0.0136	0.0132	0.0129	0.0125	0.0122	0.0119	0.0116	0.0113	0.0110
2.3	0.0107	0.0104	0.0102	0.00990	0.00964	0.00939	0.00914	0.00889	0.00866	0.00842
2.4	0.00820	0.00798	0.00776	0.00755	0.00734	0.00714	0.00695	0.00676	0.00657	0.00639
2.5	0.00621	0.00604	0.00587	0.00570	0.00554	0.00539	0.00523	0.00508	0.00494	0.00480
2.6	0.00466	0.00453	0.00440	0.00427	0.00415	0.00402	0.00391	0.00379	0.00368	0.00357
2.7	0.00347	0.00336	0.00326	0.00317	0.00307	0.00298	0.00289	0.00280	0.00272	0.00264
2.8	0.00256	0.00248	0.00240	0.00233	0.00226	0.00219	0.00212	0.00205	0.00199	0.00193
2.9	0.00187	0.00181	0.00175	0.00169	0.00164	0.00159	0.00154	0.00149	0.00144	0.00139
$z_\alpha$	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9
3	0.00135	0.0 <sup>3</sup> 968	0.0 <sup>3</sup> 687	0.0 <sup>3</sup> 483	0.0 <sup>3</sup> 337	0.0 <sup>3</sup> 233	0.0 <sup>3</sup> 159	0.0 <sup>3</sup> 108	0.0 <sup>4</sup> 723	0.0 <sup>4</sup> 481
4	0.0 <sup>4</sup> 317	0.0 <sup>4</sup> 207	0.0 <sup>4</sup> 133	0.0 <sup>5</sup> 854	0.0 <sup>5</sup> 541	0.0 <sup>5</sup> 340	0.0 <sup>5</sup> 211	0.0 <sup>5</sup> 130	0.0 <sup>6</sup> 793	0.0 <sup>6</sup> 479
5	0.0 <sup>6</sup> 287	0.0 <sup>6</sup> 170	0.0 <sup>7</sup> 996	0.0 <sup>7</sup> 579	0.0 <sup>7</sup> 333	0.0 <sup>7</sup> 190	0.0 <sup>7</sup> 107	0.0 <sup>8</sup> 599	0.0 <sup>8</sup> 332	0.0 <sup>8</sup> 182
6	0.0 <sup>9</sup> 987	0.0 <sup>9</sup> 530	0.0 <sup>9</sup> 282	0.0 <sup>9</sup> 149	0.0 <sup>10</sup> 777	0.0 <sup>10</sup> 402	0.0 <sup>10</sup> 206	0.0 <sup>10</sup> 104	0.0 <sup>11</sup> 523	0.0 <sup>11</sup> 260

Tablo A-35: 6061-T4 çentikli ve çentiksiz  $t = 1.6$  mm. ' lik düzlem malzemeiçin  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.

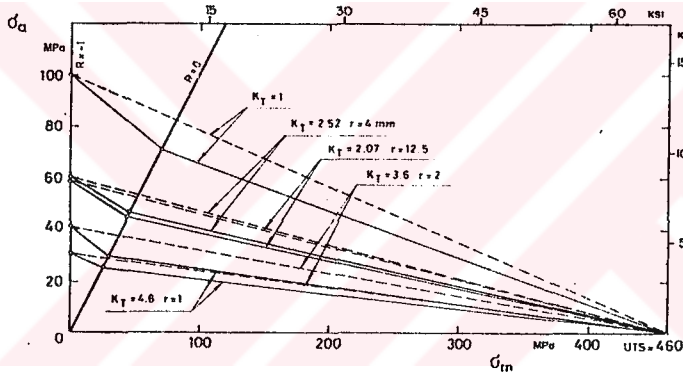
Tablo A-36: 2024-T3 çentikli ve çentiksiz  $t = 2.3$  mm. ' lik düzlem malzeme

için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.



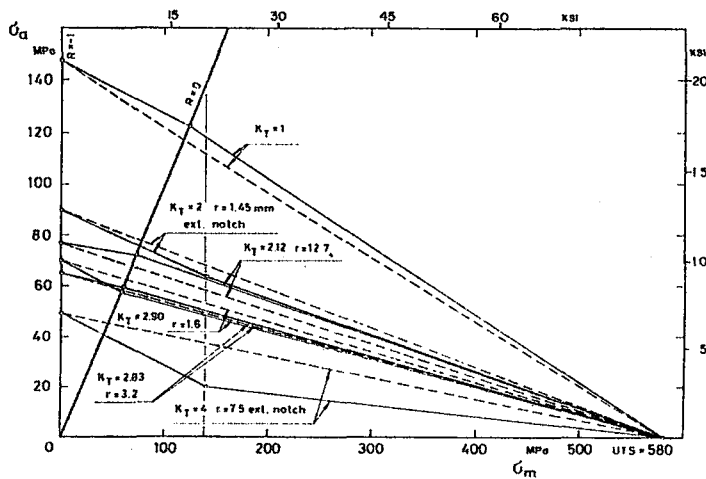
Tablo A-37: 2024-T3 çentikli ve çentiksiz  $t = 1.6$  mm. ' lik Alclad düzlem malzeme

için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.

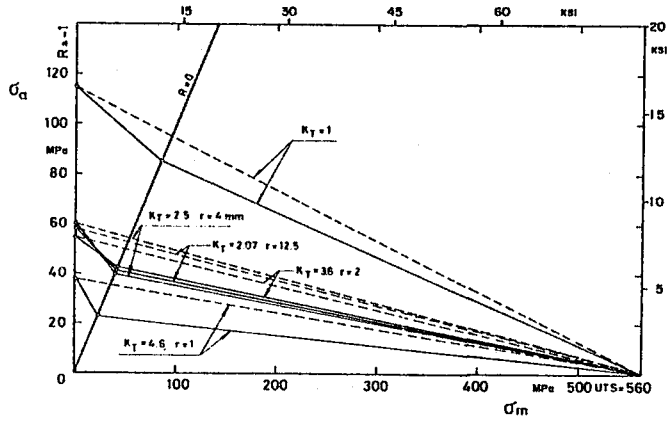


Tablo A-38: 7075-T6 çentikli ve çentiksiz  $t = 2.3$  mm. ' lik düzlem malzeme

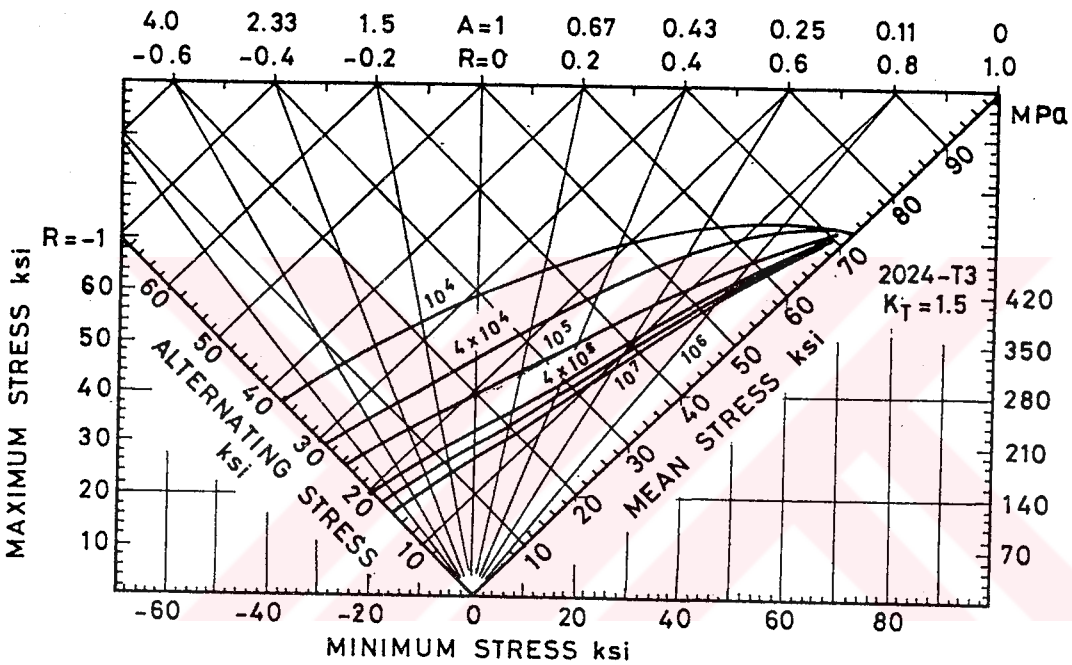
için  $N = 10^7$  yük tekrarında  $\sigma_a - \sigma_m$  çizgileri.



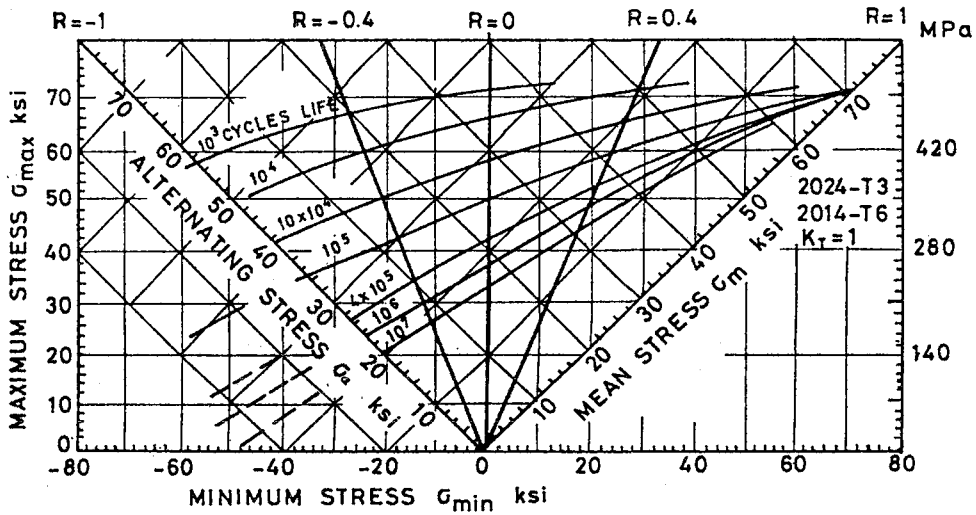
Tablo A-39:



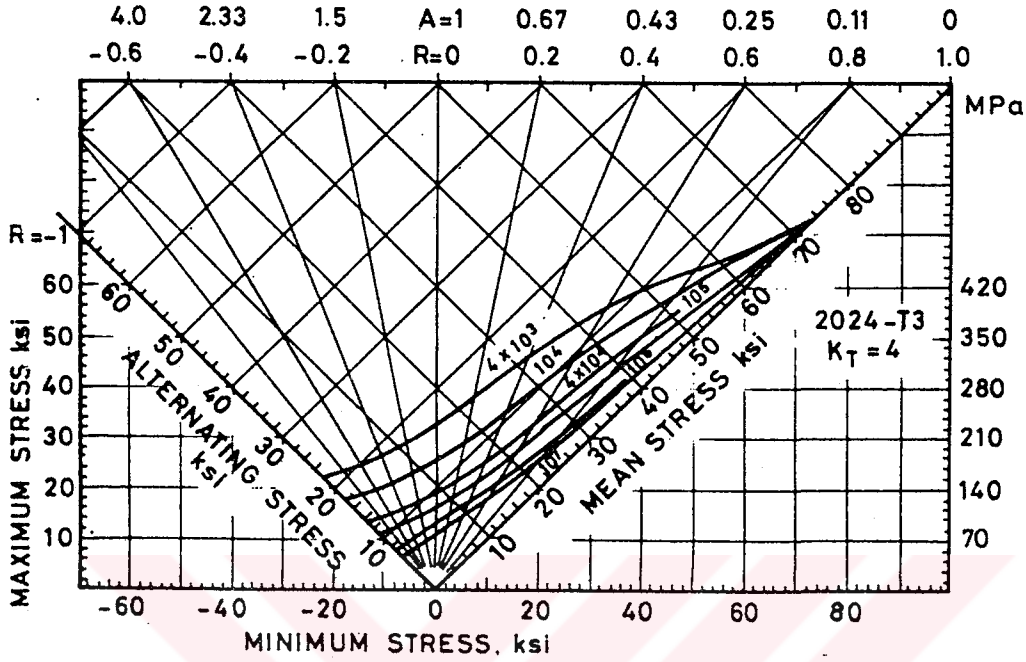
7



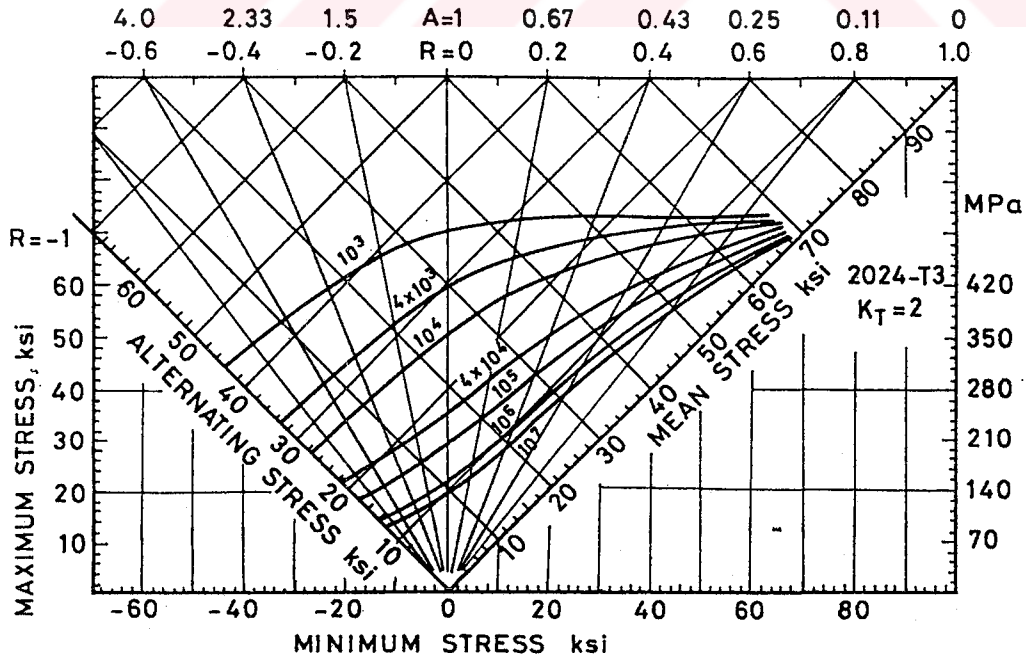
Tablo A-41:



Tablo A-43: 2024-T3 ve  $K_t=4$  olan aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N = \text{sabit}$  diyagramları.

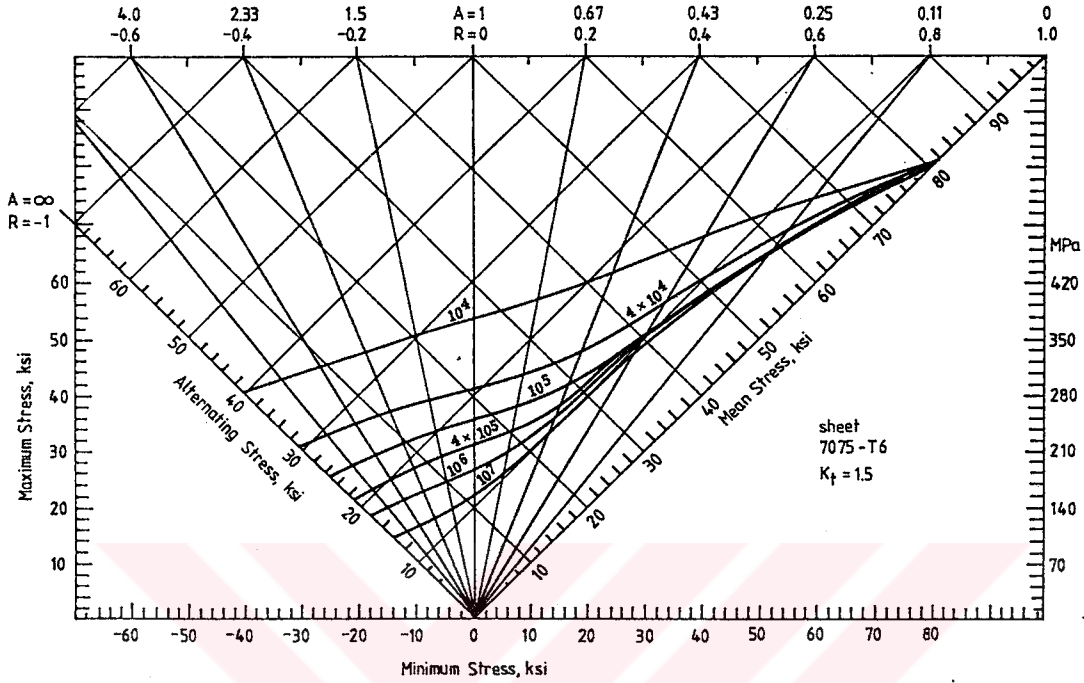


Tablo A-42: 2024-T3 ve  $K_t=2$  olan aksenal yükleme altındaki malzemelere ait tipik  $N = \text{sabit}$  diyagramları.



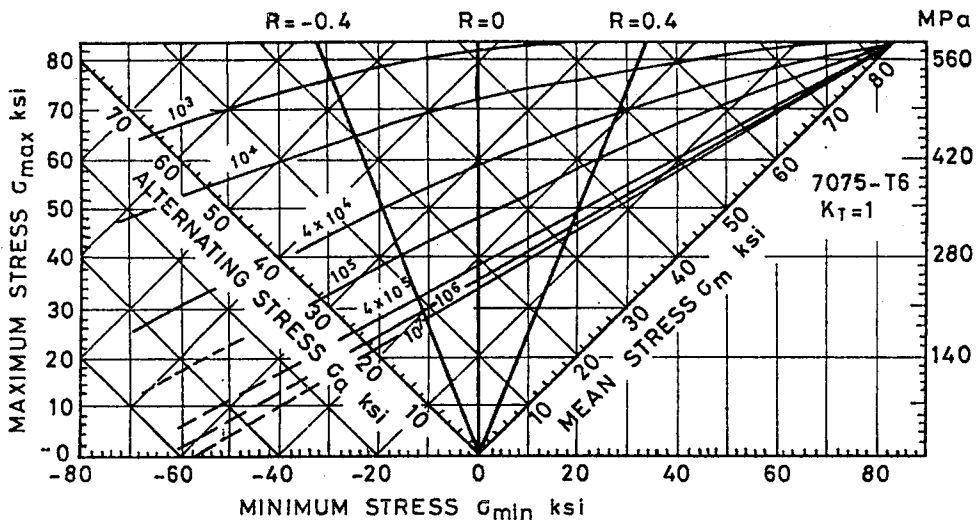
Tablo A-45: 7075-T6 çentik etkisi  $K_t = 1.5$  'olan malzemelere ait tipik

$N = \text{sabit diyagramları } \sigma_K = 82 \text{ ksi ve } \sigma_A = 70 \text{ ksi}$



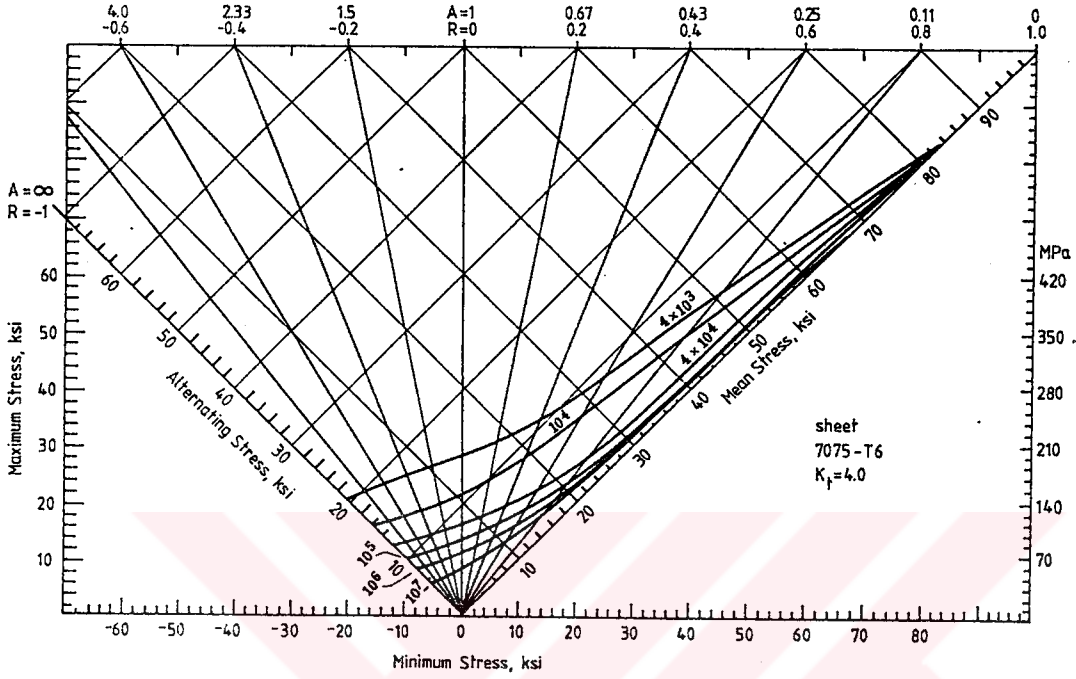
Tablo A-44: 7075-T6 çentiksiz malzemelere ait tipik  $N = \text{sabit diyagramları}$ .

$\sigma_K = 82 \text{ ksi. ve } \sigma_A = 70 \text{ ksi}$

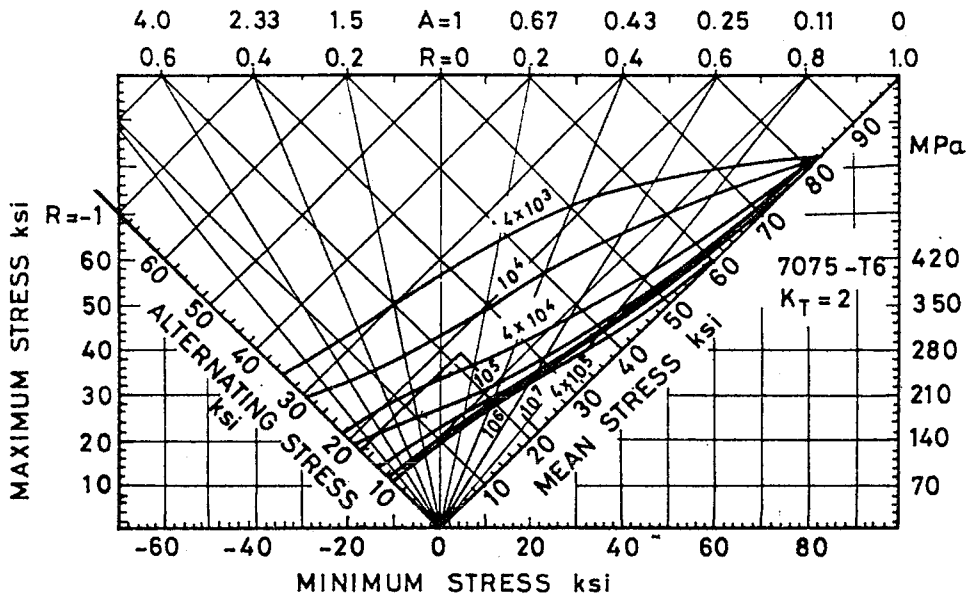




**Tablo A-47: 7075-T6 ve  $K_t=4$  olan aksenal yüklemeye altındaki çentikli malzemelere ait tipik  $N = \text{sabit}$  diyagramları.**



**Tablo A-46: 7075-T6 ve  $K_t=2$  olan aksenal yüklemeye altındaki çentikli malzemelere ait tipik  $N = \text{sabit}$  diyagramları.**

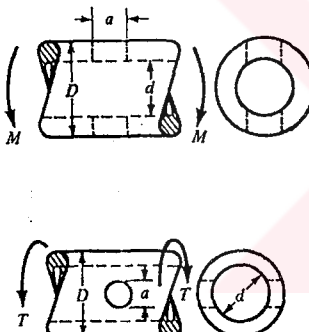


Tablo A-49: Bazı alüminyum alaşımlarına ait mekanik özellikler.

ALUMINUM ASSOCIATION NUMBER	TEMPER	STRENGTH			ELONGATION IN 2 in, %	BRINELL HARDNESS $H_B$
		YIELD, $\sigma_A$ MPa (kpsi)	TENSILE, $\sigma_K$ MPa (kpsi)	FATIGUE, $\sigma_Y$ MPa (kpsi)		
Wrought:						
2017	O	70 (10)	179 (26)	90 (13)	22	45
2024	O	76 (11)	186 (27)	90 (13)	22	47
3003	T3	345 (50)	482 (70)	138 (20)	16	120
	H12	117 (17)	131 (19)	55 (8)	20	35
3004	H16	165 (24)	179 (26)	65 (9.5)	14	47
	H34	186 (27)	234 (34)	103 (15)	12	63
5052	H38	234 (34)	276 (40)	110 (16)	6	77
	H32	186 (27)	234 (34)	117 (17)	18	62
	H36	234 (34)	269 (39)	124 (18)	10	74
Cast:						
319.0*	T6	165 (24)	248 (36)	69 (10)	2.0	80
333.0†	T5	172 (25)	234 (34)	83 (12)	1.0	100
	T6	207 (30)	289 (42)	103 (15)	1.5	105
355.0*	T6	172 (25)	241 (35)	62 (9)	3.0	80
	T7	248 (36)	262 (38)	62 (9)	0.5	85

\*Sand casting.

†Permanent-mold casting.

Tablo A-48: İçinde enine yuvarlak boşluk bulunan silindirik kesitli çubuk veya boruya ait eğilme zorlanması için yaklaşık gerilme konsantrasyon faktörleri ( $K_t$ )


a/D	d/D					
	0.9		0.6		0	
	A	$K_t$	A	$K_t$	A	$K_t$
0.050	0.92	2.63	0.91	2.55	0.88	2.42
0.075	0.89	2.55	0.88	2.43	0.86	2.35
0.10	0.86	2.49	0.85	2.36	0.83	2.27
0.125	0.82	2.41	0.82	2.32	0.80	2.20
0.15	0.79	2.39	0.79	2.29	0.76	2.15
0.175	0.76	2.38	0.75	2.26	0.72	2.10
0.20	0.73	2.39	0.72	2.23	0.68	2.07
0.225	0.69	2.40	0.68	2.21	0.65	2.04
0.25	0.67	2.42	0.64	2.18	0.61	2.00
0.275	0.66	2.48	0.61	2.16	0.58	1.97
0.30	0.64	2.52	0.58	2.14	0.54	1.94

Source: R. E. Peterson, Stress Concentration Factors, Wiley, New York, 1974, pp. 146, 235.

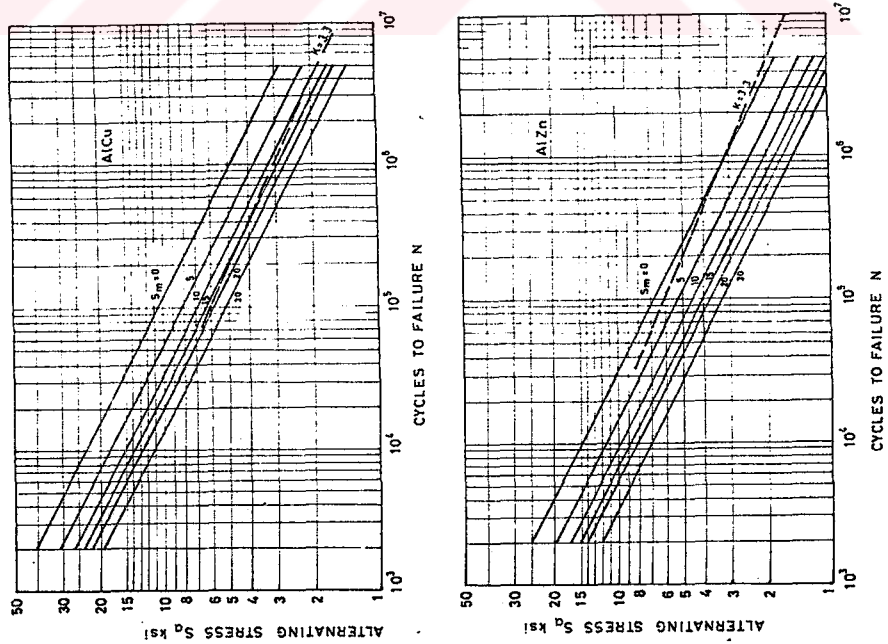
a/D	d/D									
	0.9		0.8		0.6		0.4		0	
	A	$K_{ts}$	A	$K_{ts}$	A	$K_{ts}$	A	$K_{ts}$	A	$K_{ts}$
0.05	0.96	1.78							0.95	1.77
0.075	0.95	1.82							0.93	1.71
0.10	0.94	1.76	0.93	1.74	0.92	1.72	0.92	1.70	0.92	1.68
0.125	0.91	1.76	0.91	1.74	0.90	1.70	0.90	1.67	0.89	1.64
0.15	0.90	1.77	0.89	1.75	0.87	1.69	0.87	1.65	0.87	1.62
0.175	0.89	1.81	0.88	1.76	0.87	1.69	0.86	1.64	0.85	1.60
0.20	0.88	1.96	0.86	1.79	0.85	1.70	0.84	1.63	0.82	1.58
0.25	0.87	2.00	0.82	1.86	0.81	1.72	0.80	1.63	0.79	1.54
0.30	0.80	2.18	0.78	1.97	0.77	1.76	0.75	1.63	0.74	1.51
0.35	0.77	2.41	0.75	2.09	0.72	1.81	0.69	1.63	0.68	1.47
0.40	0.72	2.67	0.71	2.25	0.68	1.89	0.64	1.63	0.63	1.44

Source: R. E. Peterson, Stress Concentration Factors, Wiley, New York, 1974, pp. 148, 244.

Tablo A-50: Bazı malzemelere ait fiziksel sabitler.

MATERIAL	MODULUS OF ELASTICITY $E$		MODULUS OF RIGIDITY $G$		POISSON'S RATIO $\nu$	UNIT WEIGHT $w$		
	Mpsi	GPa	Mpsi	GPa		lb/in <sup>3</sup>	lb/ft <sup>3</sup>	kN/m <sup>3</sup>
Aluminum (all alloys)	10.3	71.0	3.80	26.2	0.334	0.098	169	26.6
Beryllium copper	18.0	124.0	7.0	48.3	0.285	0.297	513	80.6
Brass	15.4	106.0	5.82	40.1	0.324	0.309	534	83.8
Carbon steel	30.0	207.0	11.5	79.3	0.292	0.282	487	76.5
Cast iron, gray	14.5	100.0	6.0	41.4	0.211	0.260	450	70.6
Copper	17.2	119.0	6.49	44.7	0.326	0.322	556	87.3
Douglas fir	1.6	11.0	0.6	4.1	0.33	0.016	28	4.3
Glass	6.7	46.2	2.7	18.6	0.245	0.094	162	25.4
Inconel	31.0	214.0	11.0	75.8	0.290	0.307	530	83.3
Lead	5.3	36.5	1.9	13.1	0.425	0.411	710	111.5
Magnesium	6.5	44.8	2.4	16.5	0.350	0.065	112	17.6
Molybdenum	48.0	331.0	17.0	117.0	0.307	0.368	636	100.0
Monel metal	26.0	179.0	9.5	65.5	0.320	0.319	551	86.6
Nickel silver	18.5	127.0	7.0	48.3	0.322	0.316	546	85.8
Nickel steel	30.0	207.0	11.5	79.3	0.291	0.280	484	76.0
Phosphor bronze	16.1	111.0	6.0	41.4	0.349	0.295	510	80.1
Stainless steel (18-8)	27.6	190.0	10.6	73.1	0.305	0.280	484	76.0

Tablo A-51 Uçak kanat ve kuyruk malzemelerine ait lineer S-N eğirileri



## **ÖZGEÇMİŞ**

1971 yılında Eskişehir ' de doğdu. İlk ve orta öğrenimini İzmit' te tamamladı. 1988 yılında girdiği Yıldız Üniversitesi, Kocaeli Mühendislik Fakültesi Makina Mühendisliği bölümünden 1992 yılında Makina Mühendisi olarak mezun oldu.

1993 yılından itibaren Kocaeli Üniversitesi, Mühendislik Fakültesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Konstrüksiyon Anabilimdalı ' nda araştırma görevlisi olarak görevini sürdürmektedir.

