YILDIZ TEKNİK ÜNİVERSİTESİ

FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

TALAŞ KALDIRMA ESNASINDA KESİCİ TAKIMLARDA OLUŞAN GERİLME DAĞILIMININ ANALİZİ

Mak.Müh.Can ANAR

F.B.E.:Makina Mühendisliği Anabilim Dalı İmal Usülleri Programında hazırlanan

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Tez Danışmanı :Doç.Dr. Erhan ALTAN

İSTANBUL , 1995

İÇİNDEKİLER

Sayfa No

1. GİRİŞ 1

2. TALAŞ KALDIRMADA OLUŞAN KUVVETLER VE BU KUVVETLERİ ETKİLEYEN TEMEL FAKTÖRLER 2

2.1. Talaş Kaldırmada Oluşan Kuvvetler 2

2.1.1.Kesici Kenar Üzerindeki Kuvvetler 2

2.1.2.Tornalama Esnasında Kuvvet Sistemi 3

2.1.3.Delik Delme İşleminde Kuvvetler 9

2.1.4. Frezeleme İşleminde Kuvvet Sistemi 12

2.2. Kuvvetleri Etkileyen Temel Faktörler 14

2.2.1. Uç yarıçapının etkisi 14

2.2.2. Sınırlandırılmış Kesmede Eğikliğin Etkisi 15

2.2.3. Obliq (eğik) Kesme Esnasında Kuvvet Analizi 17

2.2.4. Kuvvet Sistemi Üzerine Aşınma Bölgesinin Etkisi 22

2.2.5. Tornalamada Talaş Kaldırma Parametrelerinin Kesme Kuvvetlerine Etkisi 29

2.2.5.1. İlerleme Ve Kesme Derinliği 29

2.2.5.2. Takım Geometrisi 31

2.2.5.3. Kesme Hızı 33

2.2.6. Delik Delme ve Frezelemede Talaş Kaldırma Parametrelerinin Kesme Kuvvetlerine Etkisi 36

3. KESİCİ TAKIMLARDA GERİLMELER 40

3.1.Kesici Kenarındaki Gerilmeler 40

3.2.Kesici Kenarda Normal Gerilme Dağılımı 49

3.3.Talaş Takım Temasındaki Sürtünmeden Kaynaklanan Kayma Gerilmesinin Dağılımı 51

4.KESİCİ TAKIMLARDA GERİLMELER KONUSUNDA YAPILMIŞ ÇALIŞMALAR 53

4.1. Normal ve Kayma Gerilmeleri 53

4.2. Takım Aşınmasının Gerilmelere Etkileri 68

4.3. Takım Geometrisinin Gerilmelere Etkileri 73
4.4. Gerilmelerin Sonlu Elemanlar Metoduyla Analizi 80
5. TEK KESEN AĞIZLI BİR TORNALAMA TAKIMINDA TALAŞ KALDIRMA ESNASINDA OLUŞAN GERİLME DAĞILIMININ ANALİZİ 89
6. SONUÇLAR 92
KAYNAKLAR
ÖZGEÇMİŞ

Yüksek Lisans tezimin hazırlanmasında,her aşamada gösterdiği destek ve özveri sebebiyle saygıdeğer hocam Doç.Dr.Erhan ALTAN'a , yakın ilgisinden dolayı Araştırma görevlisi Murat KIYAK ve yazımında yardımcı olan Queen Bilgisayar sahibi Müh. Erol Çatgı'ya teşekkür ederim.

Can ANAR

Ocak 1995

ÖZET

Talaşlı imalatın imalat sektörü içindeki önemi gittikçe artmaktadır.Bundan dolayı keşici takımların performansı ve ömrü konusunda yapılan çalışmalarda önem kazanmaktadır.

Sıcaklık ve gerilme dağılımı konusunda çok sayıda çalışma yapılmıştır.Bu çalışmaların sonucunda,takımdaki gerilmelerin takım mukavemetini ve takım ömrünü etkilediği bulunmuştur.Teorik araştırmalarda,gerilmelerin matematiksel ifadeleri ve büyüklükleri tanımlandı.Deneysel çalışmalarda ise bu ifadeler referans alınıp iş parçasında,takımda ve temas bölgesinde oluşan gerilmeler çeşitli yöntemler (fotoelastik,yarık-takım,sonlu elemanlar metodu,vb) ile saptandı.

Bu tezde bir sonlu eleman analiz programı kullanılarak takım,altlık ve takım tutucusundaki normal ve kayma gerilme dağılımları elde edildi.Ayrıca serbest yüzey aşınması ve ilerlemenin bu oluşan gerilmelere etkisi araştırılmıştır.

Bu güne kadar sonlu eleman programı kullanarak yapılmış buna benzer bir çalışma mecut değildir.Bu araştırmanın sonucunda,normal ve kayma gerilmeleri dağılımının takım ucundan uzaklaştıkça maksimum değerden sıfıra doğru üssel bir biçimde azaldığı bulunmuştur.Bu gerilme dağılımları,araştırmacılar tarafından daha önceden deneysel olarak elde edilmiş gerilme dağılımlarına benzemektedir.Bunun yanısıra aşınmış takımdan elde edilen gerilme dağılımları keskin takımdan elde edilen gerilme dağılım karakteristiğine uymaktadır.

SUMMARY

The importance of machining process in the manufacturing industry is gradually raising .Therefore the workings on the cutting tools performance and tool life are also getting important.

Numbers of workings were made in subject of temperature and stress distribution. The results of these studies indicate that the presence of the stresses in the cutting tool effect the tool strength and the tool life. In theoretical investigations,the mathematical expressions and magnitudes of the stresses,which were occured in workpiece,tool and interface region,had been determined by using these expressions and various experimantal techniques (photoelastic,split-tool,finite element method,etc.)

In this thesis,normal and shear stress distributions in the tool,tool support and tool holder were obtained by using a finite element analysis program.Furthermore,the effects of flank wear and feed on these stresses were researched.

Until now,there is no available such a study had been done by using a finite element method.As a result of this study,it was found that both the normal and shear stress distributions were decreased exponentially from a maximum value to zero going far away from the tool tip.These stress distributions are similar to experimantally obtained by the other researchers.However obtained from the worn tool's stress distributions match to the unworn tool's stress distributions characteristic.

TALAŞ KALDIRMA ESNASINDA KESİCİ TAKIMLARDA OLUŞAN GERİLME DAĞILIMININ ANALİZİ

1.GİRİŞ

Metallerin işlenmesinde takımda oluşan gerilme dağılımının saptanması ve bunların talaş oluşma mekaniğine etkisi bir çok araştırmacı tarafından araştırılmıştır.

Kesici takımda oluşan gerilmeler ile ilgili ilk çalışmalar 1922 yılında A.L. Deleeuw tarafından yapılmıştı. Bunu daha sonra Merchant, H.Takeyema ve N.Zorev'in yaptığı araştırmalar takip etti. Zorev takımın talaş yüzeyindeki kayma ve normal gerilme dağılımını gösteren bir grafik önerdi. Zorev'e göre normal gerilme takım kamasında maksimum değerden talaş ayrılma noktasına kadar sıfır değerine üssel (exponansiyel) biçimde azaldığını,kayma gerilmesinin takım-talaş temas alanının büyük bir kısmında kısmen sabit olduğunu fakat sonradan talaş ayrılma noktasında hızla azaldığını önerdi.Bunu destekleyen araştırmalar Usui ve Takeyema tarafından fotoelastik tekniği kullanılarak yapılmıştır.

Daha sonraki yıllarda kesici takım performansına yönelik araştırmalarda, takımda oluşan gerilmelerin etkisinin olup olmadığı araştırıldı.Araştırmalarda takımda oluşan gerilmelerin aşınma,takım bozulması ve dolayısıyla takım mukavemeti ile direkt ilgisi olduğu anlaşıldı.Yellowley ve Barrow sabit sıcaklıkta normal serbest yüzey gerilmeleri ne kadar düşük olursa takım ömrününde o kadar yüksek olacağını ve ayrıca kayma gerilmesinin işlemede enerji ihtiyacını etkileyen ana parametrelerden biri olduğunu buldu.

Gerilmelerin araştırılması konusunda bu güne kadar araştırmacılar değişik yöntemleri uyguladılar.Bunlardan bazıları şunlardır:Yarık-takım prensibi (Split-tool), fotoelastik analiz, mikroskobik analizler,vizioplastik tekniği,Moire daire tekniği ve dinamometre ile kuvvet ölçme tekniği.Bu araştırma teknikleri günümüze kadar çokça kullanıldı.Bunlara ek olarak 1972 yılında C.S Desai ve J.F.Abel Sonlu Eleman (Finite Element) yöntemi ile gerilmelerin bilgisayar ortamında hassas bir şekilde hesaplanabileceğini gösterdiler.

Yapılan araştırmaların sonuçları birbirlerine yakındılar. Ortaya çıkan farklılıkların kullanılan yöntemlerden ve hassasiyetten kaynakladığı saptandı.

2. TALAŞ KALDIRMADA OLUŞAN KUVVETLER VE BU KUVVETLERİ ETKİLEYEN TEMEL FAKTÖRLER

2.1. Talaş Kaldırmada Oluşan Kuvvetler

2.1.1. Kesici Kenar Üzerindeki Kuvvetler

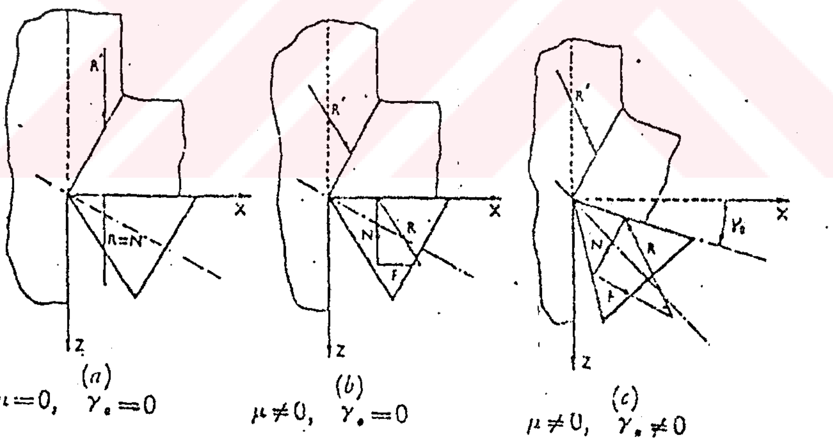
Kesme bölgesinde,iş parçasının şekil değiştirebilmesi için gerekli olan kesme kuvvetlerinin belirlenmesi çok çeşitli gereksinimlerin karşılanması bakımından zorunlu olmaktadır.Bunları kısaca şöyle sıralamak mümkündür:

a) Takım tezgahının güç gereksiniminin tahmin edilebilmesi;

b) Takım tezgahının parçaları,yatakları,kızaklar ve bağlama elemanları tarafından mukavemet gösterilmesi gereken zorlayıcı hareketlerin ve etkilerinin saptanması;

c) Kesici takım kuvvetlerinin araştırılması suretiyle,yeni iş parçası ve kesici takım malzemesi ile ilgili işlem karakteristiklerinin belirlenebilmesi.

Aşağıdaki şekilde de görülebildiği gibi,iş parçası malzemesinin R-R´güç sistemi arasında bir kama tarafından şekil değiştirmeye zorlandığı temel durumu göz önünde bulunduralım.



Şekil 2.1.İş parçası üzesinde bir kama tarafından oluşturulan şekil değiştirme kuvvetleri.

Şekil (2.1/a)'da $\gamma_0 = 0$ olup,şekil değişimi olayı,sürtünme bulunmaması halinde ($\mu = 0$),temas yüzeyleri üzerinde meydana gelmektedir.Şekil (2.1/b)'de ise sürtünme etkisine bağlı olarak hem şekil değiştirmeyi sağlayacak,hem de sürtünme artışlarının üstesinden gelecek bir kuvvet gerekli olmaktadır.Şekil değiştirme için aynı kuvvetin (N) gerekli olduğunu varsayacak olursak;bu durumda tatbik edilmesi gerekli kuvvet şu şekilde ortaya çıkmaktadır:

$$\vec{R} = \vec{R}' = \vec{N} + \vec{F} \tag{2.1}$$

Şekil (2.1/c)'de ise kama γ_0 talaş açısının oluşmasını sağlayacak şekilde eğilmiş ve sürtünme $\mu \neq 0$ halini almıştır.

Bu durumun sonucu olarak kama üzerinde ortaya çıkan kesme kuvvetinin şiddeti ve yönü bilinememektedir.R'nin şiddetinin ve yönünün belirlenebilmesi için,seçilen koordinat değerlerine sadık kalmarak,uygun bir referans-koordinat-sisteminin oluşturulması gerekli olmaktadır.R'nin şiddetini ve yönünü belirleyebilmek amacıyla 3 değişik teknik uygulanabilmektedir:

a) R'nin iki boyutlu bir kuvvetler sisteminde doğrudan seçilen bir eksenden bulunması (buna örnek olarak foto-elastik kenar kalıplarının siyah-beyaz tarama yöntemi ile bulunması gösterilebilir);

b) R'nin iki boyutlu bir kuvvet sisteminde seçilen iki referans koordinata bağlı olarak bulunması;

c) R'nin üç boyutlu kuvvet sistemi içerisinde seçilen üç referans koordinata bağlı olarak bulunması.

Bazı özel hallerde,üç boyutlu bir sistem de analizlerin gerçekleştirilmesi amacıyla iki boyutlu bir sistem haline indirgenebilmektedir.

2.1.2.Tornalama Esnasında Kuvvet Sistemi

Klasik tornalama işleminin genel hali için geçerli olan kuvvetler sistemi şekil 2.2.'de gösterildiği gibidir.Bileşke kesme kuvveti (R) şu bileşenler ile ifade edilebilmektedir:

P_x : Takım ilerlemesi yönünde meydana gelmekte ve "ilerleme kuvveti" olarak adlandırılmaktadır.

P_y : Dalma veya saplama kuvveti (DIN 6584'e göre pasif kuvvet) olarak adlandırılan bu kuvvetin yönü işlenen yüzeye diktir.

P_z : Kesme kuvveti veya ana kuvvet olarak adlandırılan bu kuvvet kesme hızı vektörü ile aynı yönde etki etmektedir.

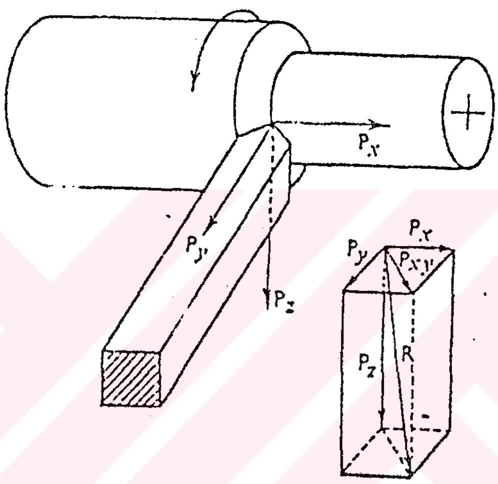
Bireysel kuvvet bileşenleri olan P_x , P_y , P_z 'i saptadıktan sonra,bileşke kuvvet (R) belirlenebilmektedir.

$$R = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} \tag{2.2}$$

Üç boyutlu bir kuvvet sisteminin iki boyutlu bir kuvvet sistemine indirgenebilmesi mümkündür.Burada temel şart dik düzlemde (ortogonal düzlem) (π_0) belirlenmiş olan kuvvetlerin,kuvvet sisteminin tümü ile uyum içinde olmasıdır.

$$R = \sqrt{P_z^2 + P_{xy}^2} \tag{2.3}$$

$$P_{xy} = \sqrt{P_x^2 + P_y^2} \tag{2.4}$$



Şekil 2.2.Klasik tornalama işleminde kesme kuvvetleri

P_{xy} kuvvetinin π_0 tarafından içerilmesi halinde (2.3.) ve (2.4.) eşitlikleriyle gösterilmiş olan sistem oluşması mümkün olup,bu da ancak $\lambda = 0$ olması durumunda gerçekleşebilmektedir.Bu birinci tür ortogonal sisteme uygun olup şu koşulları bünyesinde toplamaktadır:

a) $0° < ø < 90°$

b) $\lambda = 0°$

c) Talaş oluşum oranları küçüktür (kesikli talaş oluşumu).

Şekil 2.3 birinci tür ortogonal sistem hali için geçerli olan kesme kuvvetlerini göstermektedir.

İkinci türden ortogonal sistem için P_y, sıfırlanıp $\lambda = 0°$ ve $ø = 90°$ olurken iki boyutlu kuvvet sistemi:

$$R = \sqrt{P_z^{\,2} + P_x^{\,2}} \tag{2.5}$$

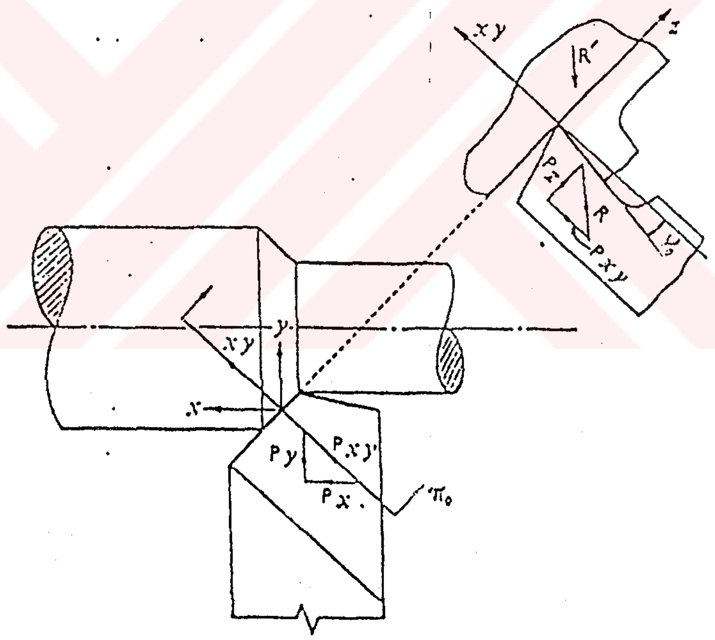
şeklinde ortaya çıkar.

Şekil 2.4 düzlemsel dik (ortogonal) tornalamadaki kesme kuvvetlerinin düzenini göstermektedir.

İkinci türden dik (ortogonal) bir sistem oluşumu için diğer bir alternatif yol ise,radyal tornalama veya yüzey işleme sırasında $P_x = 0$ alınmasıdır.Bu durumda:

$$R = \sqrt{P_z^{\,2} + P_y^{\,2}} \tag{2.6.}$$

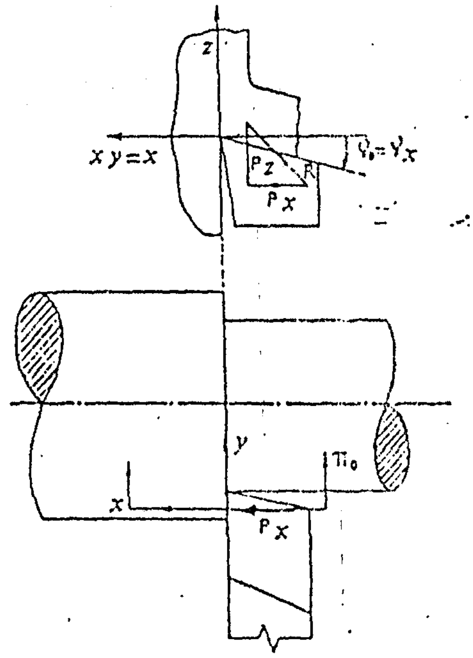
olmaktadır.



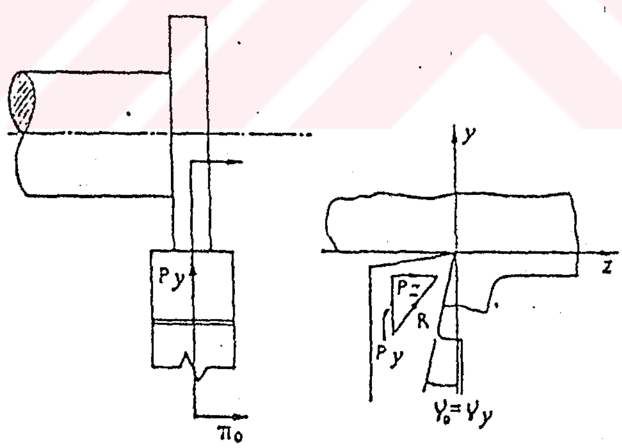
Şekil 2.3.Birinci tür dik (ortogonal) sistem için (λ=0° ve 0°<ø<90°) iki boyutlu kuvvet sisteminin π_0 'a indirgenmiş gösterimi.

Şekil 2.5 düzlemsel dik (ortogonal) radyal tornalama (çap tornalama) veya yüzey işleme sırasında oluşan kesme kuvvetlerinin düzenini göstermektedir.

(2.3),(2.4) ve (2.5) numaralı şekillerde gösterilmiş olan hallerin tümünde kesme işlemi sınırlı tipte olup,yardımcı kesici kenarda (yan kesici kenar) işlev görmektedir.



Şekil 2.4.İkinci tür dik (ortogonal) sistem için ($\lambda = 0°$ ve $ø = 90°$) iki boyutlu kuvvet sisteminin π_0 'a indirgenmiş gösterimi.



Şekil 2.5 İkinci tür dik (ortogonal) güç sisteminin dik düzlem üzerine indirgenmiş hali ($\lambda = 0°$ ve $ø = 0°$)

Kesme işlemi sırasında yan kesici kenarın gerçekleştirdiği en önemli katkı P_{xy}'yi dik (ortogonal) yüzeyden saptırmasıdır.Bu sapma çok küçük olup kesme derinliğinin, ilerlemeye göre çok büyük olması halinde ihmal edilmektedir.Bu tür işlemlere "Sınırlı Dik (Ortogonal) Kesme İşlemleri"adı verilmektedir.

Fakat,ince cidarlı bir borunun boyu,kesme genişliği ile karşılaştırıldığında çok büyük olan bir kesici kenar ile işlenmesi halinde,birinci veya ikinci türden kuramsal bir dik (ortogonal) kesme işleminin gerçekleşmesi sağlanmış olur.

Metal işleme ile ilgili belli başlı bütün ana düzenlemeler,kuramsal dik (ortogonal) kesme işlemine dayandırılmak zorundadır.Buradan hareketle eğik (açı altında) tornalama veya diğer sürekli aralıklı kesme işlemleri (matkaplama,frezeleme gibi) ile alakalı düzenlemeler de temel kuralların benzerliklerinden yararlanılarak kolayca türetilebilirler.

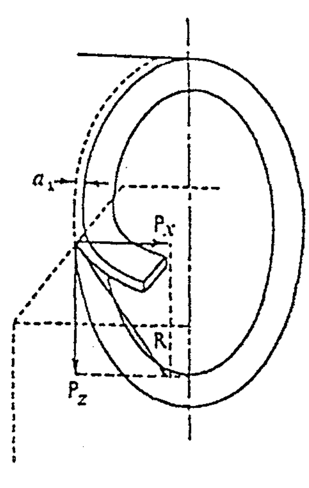
$\lambda = 0°$, $ø = 90°$ olması halinde gerçekleştirilen dik (ortogonal) kesme işleminde, şekil 2.6'da gösterildiği gibi kuvvet sistemi iki boyutlu bir sisteme indirgenmiştir.

Analizin gerçekleştirilebilmesi amacıyla,aşağıdaki kabuller de göz önünde bulundurularak,talaş oluşumunun (formasyonunun) basitleştirilmiş tasarımı geliştirilebilmiştir.

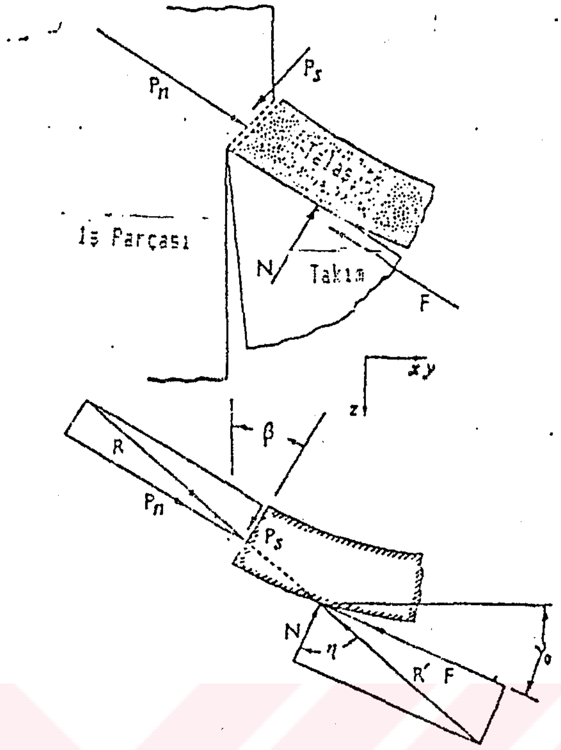
1) Yan kesici kenar üzerinde herhangi bir temas olmaması (takım mükemmel ölçüde keskinleştirilmiş)
2) Talaşların yan akışının söz konusu olmaması ($b_1 = b_2$)
3) Sabit kesme hızı (V_e = sabit)
4) Yekpare düz bir kenar yardımıyla sürekli talaş oluşumu.

Talaşın eşit şiddette ve zıt yönlü iki kuvvet olan R ve R′ 'nün etkisiyle dengede tutulduğu kabul edilebilir ve bunun sonucunda da bileşke kuvvetlerin ko-lineer oldukları varsayılır.

Şekil 2.7 bu R ve R′ kuvvetlerini ve bunların bileşenlerini göstermektedir.



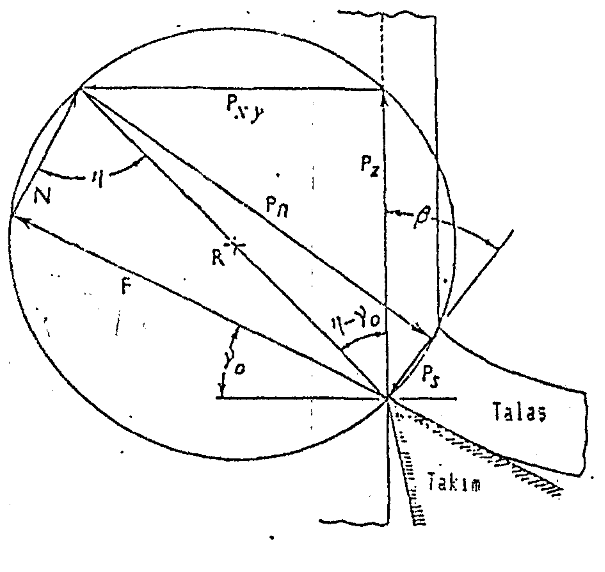
Şekil 2.6 İkinci tür dik (Ortogonal) kesme işleminde oluşan kuvvetler sistemi.



Şekil 2.7 R-R′ kuvvet sistemi koşulları altında talaş parçasındaki denge durumu

$$\vec{R}' = \vec{N} + \vec{F} \tag{2.7}$$

$$\vec{R} = \vec{P}_s + \vec{P}_n = \vec{P}_{xy} + \vec{P}_z \tag{2.8}$$



Şekil 2.8 Kesme kuvvetleri için geçerli olan Merchant'ın halka diyagramı.

Yukarıda görülen denklemler kuvvetlerin Merchant tarafından yapılmış olan dairesel tasarımını akla getirmektedir.Bu da şekil (2.8)'de açıkça gösterilmiştir.

Verilmiş olan bir takım biçimi için, $\lambda = 0°$ ve γ_0 ,ø biliniyor kabul edilirse,kesme kuvveti P_z'nin teğetsel bileşeni ve dalma kuvveti P_{zy}, β 'ya bağlı ve deneysel olarak tesbit edilebilirler.γ_0 ,β ,P_z veP_{xy} değerlerinden hareketle diğer kuvvet bileşenleri olan F, N, P_s ve P_n kolayca önceden tahmin edilebilmektedirler.

İkinci tür dik (ortogonal) kesme işlemi için,

$ø = 90°$ ve $\lambda = 0°$ olursa $P_{xy} = P_x$;

ve $ø = 0°$ ve $\lambda = 0°$ içinse $P_{xy} = P_y$

şeklini almaktadır.

Birinci tür dik (ortogonal) kesme işlemlerinde ise, $0° < ø < 90°$ ve $\lambda = 0°$ olması durumunda:

$$P_x = P_{xy}.\sin ø \tag{2.9}$$

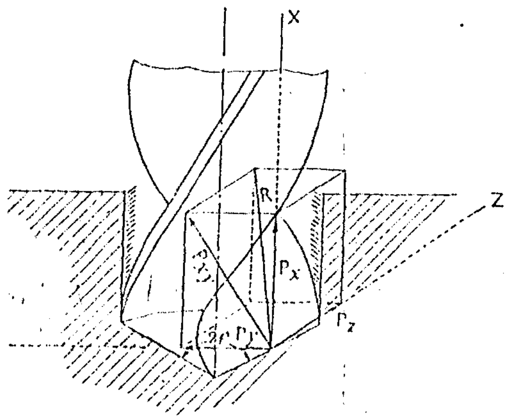
$$P_y = P_{xy}.\cos ø \tag{2.10}$$

haline gelmektedir.

2.1.3. Delik Delme İşleminde Kuvvetler

Delme esnasında tabakanın plastik deformasyonu için istenen R bileşke kuvveti,bir teğetsel bileşen P_z ve ilerleme kuvveti P_{xy} (Şekil 2.9'da gösterildiği gibi kesici ağıza dik) şeklinde bileşkelerine ayrılabilir.P_z kuvveti delmede istenilen torku hesaplama için gereklidir.P_{xy} kuvveti,bir radyal bileşen P_y ve delme boyunca eksenel olarak etki eden dikey bileşen P_x şeklinde bileşenlere ayrılabilir.Bu P_x kuvveti delmede "ilerleme"olarak bilinir.

Metal kesmenin temel mekaniğinden,P_{z1} kuvvetinin esas parçası tahmin edilebilir, serbest yüzey aşınmasından dolayı olan P_{z2} kuvveti Zorev'in datasını kullanmak suretiyle bulunabilir.Bir diğer bileşen P_{z3} ekstrüzyon prosesi yüzünden radyal ağız kenarı bölgesinde etki gösterir.Bununla birlikte, P_{z3} 'ün katılımı delmede dahil edilen tork'un hesaplanmasında ihmal edilir:



Şekil 2.9 Bir kesici ağız'ın kesme kenarında delme esnasındaki kuvvetler

Her bir ağız için benzerlik prensibiyle:

$$P_{z1} = \frac{(d - d_0)}{2} \cdot \left(\frac{s}{2}\right) . \tau_s . \frac{\cos(\eta - \gamma_e)}{\cos(\beta_e + \eta - \gamma_e) . \sin \beta_e} \tag{2.11}$$

ve

$$P_{z2} = f . \frac{(d - d_0)}{2 . \sin \rho} \tag{2.12}$$

burada d = matkap çapı (mm)

d_0 = radyal ağız çapı (mm)

s = ilerleme (mm/devir)

γ_e = efektif talaş açısı

ρ = uç açısının yarısı

f = spesifik sürtünme kuvveti,aktif kesici kenar başına genellikle 2 ile 4 kg.

$f(\gamma_e, T)$, $[A\text{-}B\gamma_e\text{+}T]$ şeklinde ifade edilebilir,burada AveB sabitdir.

$$P_z = \frac{s.(d - d_0)}{4} . \tau_s . [A - B.\gamma_e + \theta] \tag{2.13}$$

2 ağız için delme işlemi esnasında toplam ilerleme kuvveti şu şekilde verilir,

$$P_{x\,toplam} = 2\left[P_{x_{kesme}} + P_{x_{ekstrüzyon}} + P_{x_{sürtünme}}\right] \tag{2.14}$$

$$P_{x_{kesme}} = P_{xy} . \sin \rho = P_z . \tan(\eta - \gamma_e) . \sin \rho \qquad (\ \lambda = 0 \text{ kabul edersek }) \tag{2.15}$$

$$P_{x_{sürtünme}} = N.\sin\rho$$

Burada N kesme kenarındaki spesifik normal kuvvetdir.Zorev'e göre N'nin değeri serbest yüzey boyunun mm başına 8 kg olarak alınabilir.Deneysel olarak,kılavuz deliklerin (d_p) değişen büyüklüğüne karşılık toplam P_x elde edilerek,katı metal delindiğinde,$d\pi = d_o$ = radyal ağız kenarının genişliği olduğunda,ilerleme kuvveti P_x hemen hemen $P_{xtoplam}$'ın yarısına gelir.

Bu yüzden $$P_{xtoplam} = 4\left[P_{xy} + \frac{8(d-d_0)}{2\sin\rho}\right]\sin\rho \tag{2.16}$$

Delme torkunu hesaplamak için,F kesme kenarının mm'si başına 2-3 kg olarak alınır.

Böylece,

Tork,T = (P_z +F) x ortalama moment kolu

fakat $F = \dfrac{2(d-d_0)}{2\sin\rho}$ ve ortalama moment kolu $= \dfrac{d_0+d}{2}$

Bu değerleri yerine koyarsak,

$$T = \left[\frac{s(d-d_0)}{4}.\tau_s(A - B\gamma_e + \theta) + 2\frac{(d-d_0)}{2\sin\rho}\right]\left(\frac{d_0+d}{2}\right) \tag{2.17}$$

Eğer radyal ağız çapı ihmal edilirse ve ayrıca sürtünme terimi katılırsa o zaman eşitlik:

$$T = \frac{sd^2}{8}.\tau_s.(A - B\gamma_e + \theta_m)$$

$$T = \frac{sd^2}{8}.K \tag{2.18}$$

Bu K faktörü,ağız'daki ortalama "gerçek" talaş ve ortalama talaş redüksiyon katsayısı θ_m 'in fonksiyonudur. γ_e ve θ_m , ilerleme (s) ve (d) matkap çapı'nın fonksiyonudur.

Temel tork'dan (dT) başlayan,delme torku'nun daha hassas hesaplanması için,bir elemental alan (s / 2) dr çıkarılması karşılığında,sünek bir malzemeyi delme esnasında tork için bir ifade aşağıda verildiği gibi Pal et al tarafından elde edilmiştir:

$$dT = 2.\frac{s}{2}.dr.\tau_s.r\left[A - B\gamma_e + \theta\right] + dT_f \qquad (2.19)$$

burada dT_f serbest yüzey sürtünmesi için başlangıç torkudur.

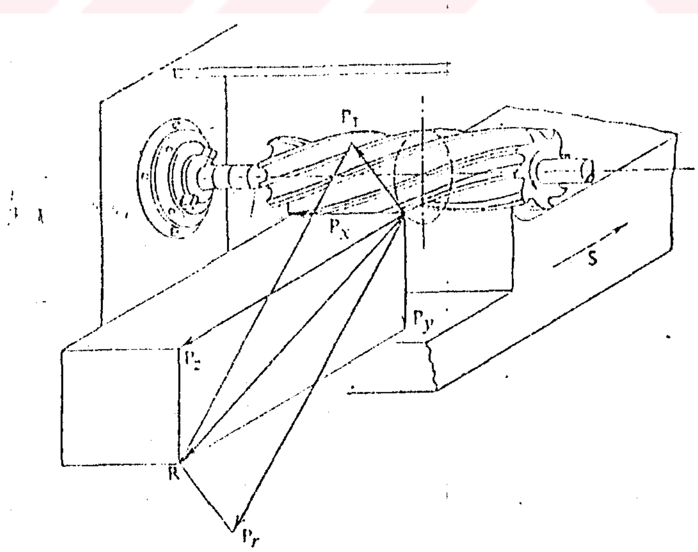
Bu yüzden,

$$T = \int_{r_1}^{r_2} sr\tau_s\left[A - B\gamma_e + \theta\right]dr + T_f \qquad (2.20)$$

burada r_1 kılavuz deliğin yarıçapı ve r_2 matkabın dış çapıdır.

2.1.4. Frezeleme İşleminde Kuvvet Sistemi

Frezelemede talaş oluşumunda doğal olan periyodik talaş devamsızlığı ve kesicinin değişen geometrisi kuvvetin periyodik şartlarına önderlik eder.Böyle periyodik olarak değişen kuvvetler,daha az takım ömrü veren kesme hızlarında değişimlere önderlik eden şaftın burulma titreşimlerini oluşturur.Değişken radyal ve aksiyal kuvvetler yüzey işleme üzerinde zararlı bir etkiye sahip olabilir.Kuvvetin periyodik değişimi,tezgahın herhangi bir parçasındaki titreşimin doğal modunu tahrik etmek için ihtiyaç olan enerji'yi sağlıyabilir.

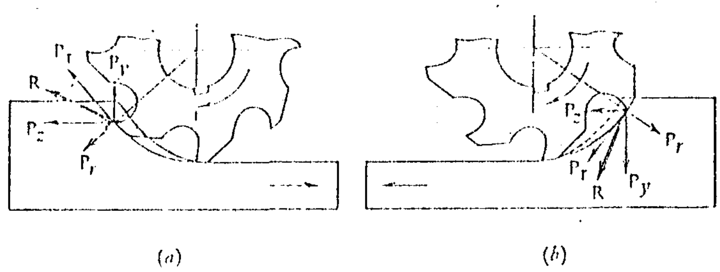


Şekil 2.10. Silindirik ferezeleme işlemi esnasında kesme kenarındaki kuvvetler.

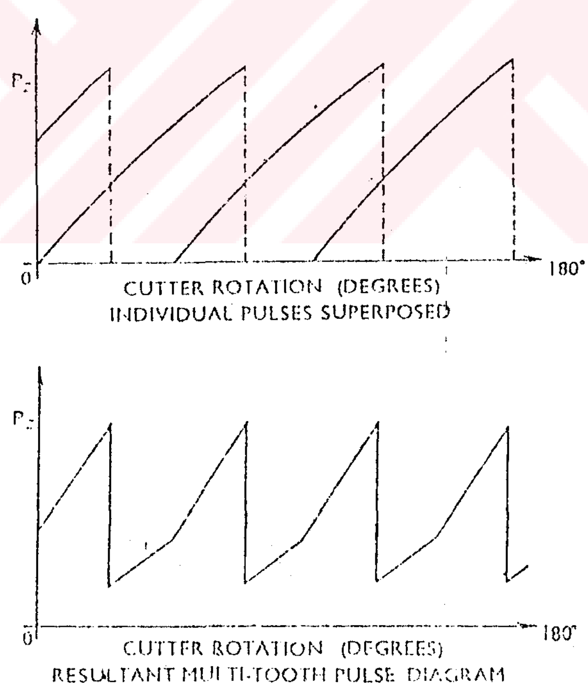
Şekil 2.10,silindirik freze çakısı'nın diş noktasında etki eden kuvvetleri gösterir.Oluşan bileşke kuvvet R, görüldüğü gibi düşey kuvvet P_y,yatay kuvvet P_z ve eksenel ilerleme P_x şeklinde bileşenlere ayrılabilir,bu durumda:

$$R = \sqrt{P_x^2 + P_y^2 + P_z^2} \tag{2.21}$$

Helis açısı olmadığı zaman, P_x sıfırdır ve $\psi_1 < \psi$ olduğu zaman herhangi bir anda kuvvetlerin yönleri zıt ve eş yönlü frezeleme prosesleri için şekil 2.11'de gösterilmiştir.



Şekil 2.11(a) zıt yönlü frezeleme ve (b) eş yönlü frezeleme prosesleri esnasında bir noktadaki kuvvetler.



Şekil 2.12.Silindirik frezeleme prosesi esnasında kesme kuvvetinin periyodik değişimi.

Güç bileşeni (P_T), şaft'da torku sağlar,şu şekilde elde edilir:

$P_T = P_z.\cos\psi_1 + P_y.\sin\psi_1$ (2.22)

radyal ilerleme şu şekilde verilir:

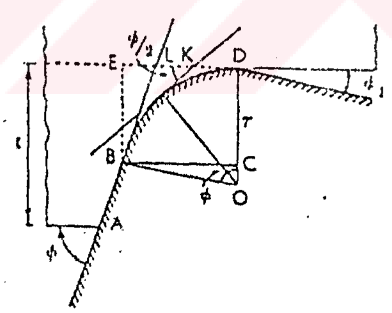
$P_r = P_z.\sin\psi_1 - P_y.\cos\psi_1$ (2.23)

Kesilen alan ψ ile değiştiğinden dolayı,kuvvetler herhangi bir dişin çalıştığı noktadan ayrılıncaya kadar devamlı olarak değişir.Çok dişli freze takımının periyodikliği şekil 2.12'de görüldüğü gibi her dişin özel pulslarının yaklaşık süper pozisyonları ile elde edilebilir,burada helisel olmıyan bir silindirik freze takımının kesme kuvvet periyodik değişimi verilmiştir.

2.2.Kuvvetleri Etkileyen Temel Faktörler

2.2.1.Uç Yarı Çapının Etkisi

Takım tasarımında uç yarı çapının kullanılması,noktasal mukavemeti arttırmak gayesini taşımaktadır.Fakat uç radiusunun işe karışması ana kesici kenar açısının esas değerinde değişikliğe sebep olur.Şekil 2.13'de (r) yarı çapına bağlı olarak ortaya çıkan yay,ana kesici kenar (AB) ile yardımcı kesici kenarı D'de birleştirmektedir.



Şekil 2.13. Esas (ana) kesici kenarın bir eğri vasıtası ile yardımcı kesici kenarla birleşimi

Şu halde,

A'da ve B'de , ø = ø ve

D'de ise , ø = 0 olmaktadır.

BD/2 için ø 'nin gerçekte ø/2 olduğu varsayılabilir.Söz konusu olan BOD açısı ise ø dir.Bütün kesici kenarı oluşturan AD için denk bir ø olduğu varsayılırsa,

$$\phi_{ort} = \frac{\overline{AB}.\phi + \overline{BD}.(ø/2)}{\overline{AB} + \overline{BD}} \qquad (2.24)$$

elde edilebilir.

Fakat, $\overline{AB} = \overline{AL} - \overline{BL} = \dfrac{t - \overline{BE}}{\sin\phi}$ 'dir (2.25)

Tekrar, $\overline{BE} = \overline{OD} - \overline{OC} = r - r.\cos\varnothing$ (2.26)

(2.26) ve (2.25) numaralı eşitliklerin kombinasyonu ile,

$\overline{AB} = \dfrac{t + r.\cos\varnothing - r}{\sin\varnothing}$ olur. (2.27)

Buradan devam edecek olursak: $\overline{BD} = r.\varnothing$ (2.28)

(2.27) ve (2.28) numaralı eşitlikleri (2.24) numaralı eşitliğe yerleştirecek olursak:

$$\varnothing_{ort} = \frac{\left[\dfrac{t}{r} + \cos\varnothing - 1\right]\dfrac{1}{\sin\varnothing} + \dfrac{\varnothing}{2}}{\dfrac{\dfrac{t}{r} + \cos\varnothing - 1}{\varnothing.\sin\varnothing} + 1} \qquad (2.29)$$

Sonuçta : $P_x = P_{xy}.\sin(\varnothing_{ort} - \psi_1)$ (2.30)

$P_y = P_{xy}.\cos(\varnothing_{ort} - \psi_1)$

elde edilmiş olmaktadır.

2.2.2. Sınırlandırılmış Kesmede Eğikliğin Etkisi

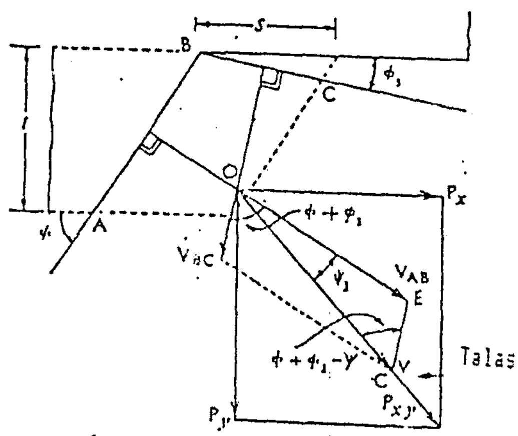
Klasik tornalama işleminde,kuvvetler sistemi 3 boyutlu olup,dik (ortogonal) kesme işlemlerinde 2 boyutlu sisteme indirgenebilmektedir.Birinci türden bir dik kesme işlemi için ($\lambda = 0$ ve $0° < \varnothing < 90°$ olursa),talaş kaldırmanın herhangi bir sınırlamaya maruz kalmaması halinde,P_{xy} ana kesici kenara göre sağ açılar altında göz önüne alınabilmektedir.

$P_{xy} = P_z.\tan(\eta - \gamma_0)$ (2.31)

$P_x = P_z.\tan(\eta - \gamma_0).\sin\varnothing$ (2.32)

$P_y = P_z.\tan(\eta - \gamma_0).\cos\varnothing$ (2.33)

Sınırlandırılmış kesme işlemlerinde ana ve yardımcı kesici kenarların her ikiside etkili olmaktadır.Bu etkinlik yardımcı kesici kenar açısının küçük olduğu durumlarda özellikle ortaya çıkmaktadır.Şekil (2.14) her iki kesici kenarın aktif olması halinde,P_{xy}'nin dik yüzeye (π_0) göre gerçekleştirdiği sapmayı açık bir şekilde göstermektedir.



Şekil 2.14.Sınırlı kesme işlemine bağlı olarak P_{xy}'nin kesici kenarın dik doğrultusundan sapması.

Rozenberg ve Eremin AB ve BC kesici kenarlarının eşgüdümle çalışmaları sırasında,talaş kaldırma yönünün ($\lambda = 0$ olması durumunda) ψ açısı altında türetilmesi gerektiğini önermişlerdir.Talaş yüzeyi boyunca talaş hızı şöyle tesbit edilebilmektedir:

$$\vec{V}_{talaş} = \vec{V}_{AB} + \vec{V}_{BC} \tag{2.34}$$

Rozenberg ve Eremin şekil (2.14)'deki geometriden,sonuçta ortaya çıkan bileşke talaş akışı hızının,ana kesici kenara dik olan ana talaş hızı (V_{AB}) ve yardımcı kesici kenara dik olan yardımcı talaş hızı (V_{BC}) 'nin toplamı olduğunu varsaymışlardır.

Buradan hareket etmek suretiyle,

$$\frac{V_{AB}}{V_{BC}} = \frac{AB}{BC/2} = \frac{t/\sin\varnothing}{S/2} = \frac{2t}{S.\sin\varnothing} \tag{2.35}$$

Sinüs kanunundan hareketle,

$$\frac{V_{AB}}{V_{BC}} = \frac{\sin(\varnothing+\varnothing_1-\psi)}{\sin\psi} \tag{2.36}$$

(2.35) ve (2.36) numaralı eşitliklerin birleşiminden,

$$\tan\psi = \frac{\sin(\varnothing+\varnothing_1)}{\dfrac{2t}{S.\sin\varnothing}+\cos(\varnothing+\varnothing_1)} \tag{2.37}$$

(2.37) numaralı eşitlikde $ø = 90°$ ve $ø_1 = 0°$ olması halinde,

$$\tan \psi = \frac{S}{2t} \tag{2.38}$$

$S \le t$ olması halinde ise ψ ihmal edilebilmektedir.

$ø_1$ 'in daha büyük olması durumunda ise ψ daha da küçük olmaktadır.Zorev (2.38) numaralı eşitliğe benzer bir eşitliği biraz farklı bir analiz yöntemiyle türetmiştir.Buna göre $ø = 90°$ ve $ø_1 = 0°$ için talaş uzaklaşma (ayrılma) açısı ψ şu şekilde ortaya çıkmaktadır:

$$\sin 2\psi = \frac{S}{t} \tag{2.39}$$

Bununla beraber,küçük ψ değerleri için (2.38) ve (2.39) numaralı eşitlikler yakın sonuçlar vermektedirler.

X ve Y yönlerindeki güçlerin belirlenmesi için, $\lambda = 0$ durumunda,P_{xy} kuvvetinin-de talaş akış yönüyle eş yönlü olduğu varsayılır.(2.32) ve (2.33) numaralı eşitlikler sık karşılaşılan $ø$ değerleri de göz önünde bulundurularak ve yardımcı kesici kenarın etkisinin de hesaba katılmasına bağlı olarak,talaş akışında ortaya çıkan değişikliklere göre belirli modifikasyonlara uğramışlardır:

$$P_x = P_{xy} . \sin (ø - \psi) \tag{2.40}$$

$$P_y = P_{xy} . \cos (ø - \psi) \tag{2.41}$$

Bunun sonucu olarak

$$P_{xy} = P_z . \tan (\eta - \gamma_0)$$

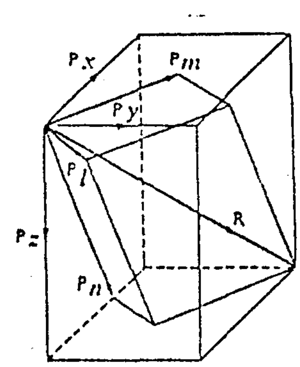
(2.40) ve (2.41) numaralı eşitliklerde geliştirmeye gidilerek,

$$P_x = P_z . \tan (\eta - \gamma_0) . \sin (ø - \psi) \tag{2.42}$$

$$P_y = P_z . \tan (\eta - \gamma_0) . \cos (ø - \psi) \tag{2.43}$$

2.2.3.Obliq (eğik) Kesme Esnasında Kuvvet Analizi

Kuvvetler sistemi ,x-y-z koordinatlarında;bütün koşullar için,uygun takım kuvvetlerini ölçen dinamometreler tarafından ölçülmek sureti ile belirlenebilir. Fakat, sürtünme analizleri, hız ilişkileri gibi unsurlar için yeni bir koordinat takımını oluşturan (l-m-n) 'nin kullanılması gerekli olmaktadır.Burada (l - l) kesici kenarı bünyesinde içermekte olup, bu kenar doğrultusunda (boyunca) uzamaktadır.Kuvvetlerin birbirleri ile olan ilişkileri şekil 2.15 üzerinde gösterilmiştir.



Şekil 2.15 Bileşke kuvvet R'nin x-y-z ve l-m-n koordinatlarına göre bileşenleriyle beraber gösterimi

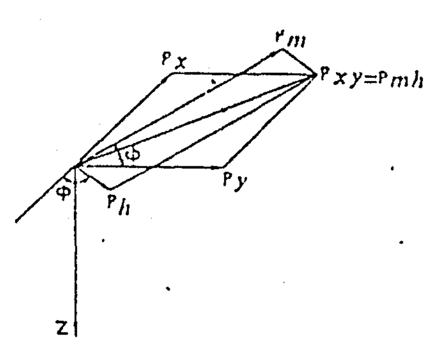
$$\vec{R} = \vec{P}_x + \vec{P}_y + \vec{P}_z = \vec{P}_l + \vec{P}_m + \vec{P}_n \tag{2.44}$$

Kuvvetler sisteminin bir koordinatlar kümesinden diğerine dönüştürülmesi mümkündür. Bu dönüşüm,referans düzlemine (π_R) paralel olan kesme düzleminde (π_C) bulunan (h) dönüşüm koordinatı vasıtasiyla gerçekleştirilmektedir.

Burada öncelikle (π_R) düzlemindeki (x-y) koordinatlarının (z) ekseninin etrafında döndürülmeleri suretiyle (h-m) pozisyonunu almaları sağlanır.

$$\vec{P}_{xy} = \vec{P}_x + \vec{P}_y = \vec{P}_m + \vec{P}_h = \vec{P}_{mh} \tag{2.45}$$

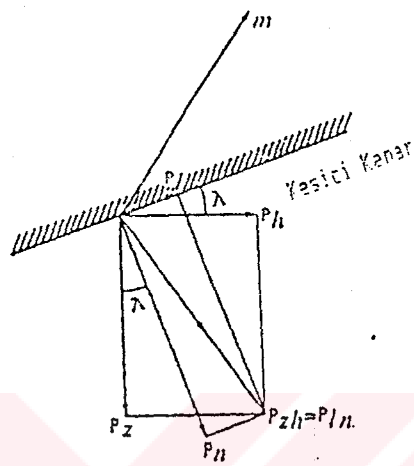
Bu olay şekil 2.16'da açıkça görülebilmektedir.



Şekil 2.16 (x-y) koodinatlarından (m-h) koordinatlarına dönüşüm.

Bundan sonraki aşamada (z-h) koordinatları (n-l) koordinatlarına dönüşecek şekilde döndürülürler. Bu durumda (l-l) şekil 2.17'de de gösterildiği gibi kesici kenar boyunca yer almaktadır.

$$\vec{P}_{zh} = \vec{P}_z + \vec{P}_h = \vec{P}_n + \vec{P}_l = \vec{P}_{nl} \quad (2.46)$$



Şekil 2.17 (z-h) kuvvet koordinatları sisteminin (l-n) referans sistemine dönüştürülmesi.

Koordinatların yukarıda belirtildiği şekilde tanımlanmasında, herhangi bir referans sistemindeki koordinatların başka bir koordinat sisteminde ifade edilmeleri mümkün olmaktadır.

Şekil 2.18'de gösterilmiş olan kuvvetler geometrisinin göz önünde bulundurulması (P_l, P_m ve P_n'nin bilindiği kabul edilerek) haliyle birlikte (m-h) ve (x-y) koordinatları da dikkate alınırsa:

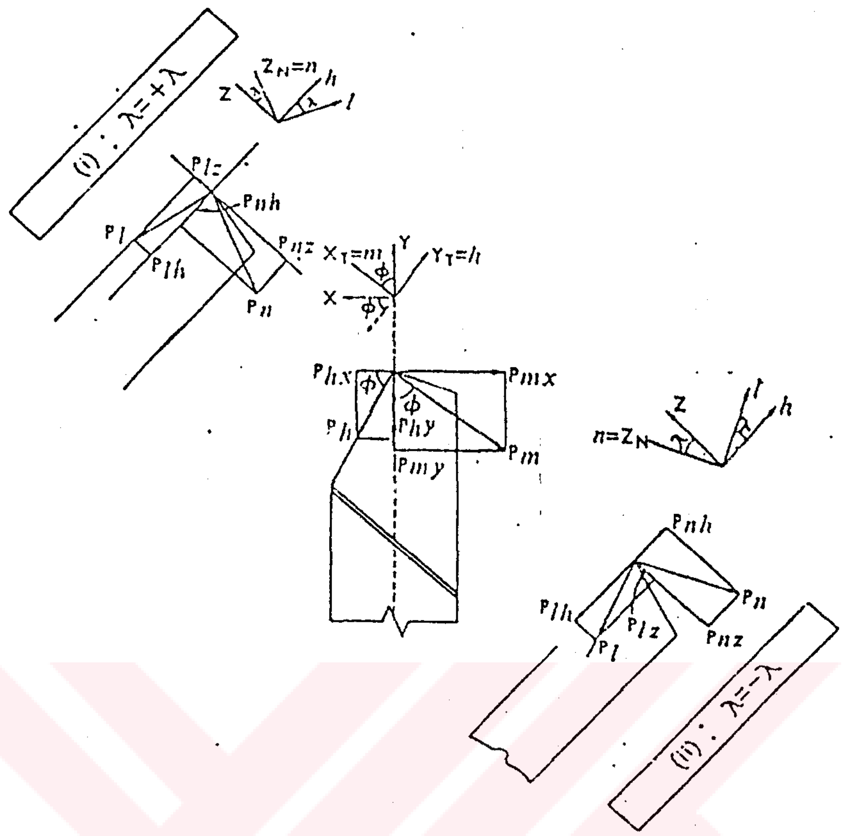
$$P_x = P_{mx} - P_{hx} = P_m.\sin ø - P_h . \cos ø \quad (2.47)$$

$$P_y = P_{my} - P_{hy} = P_m.\cos ø + P_h.\sin ø \quad (2.48)$$

Daha da ileri giderek,(z-h) koordinatlarına dönüştürülen (n-l) koordinatlarını göz önüne alacak olduğumuz takdirde, aşağıdaki eşitliğin, şekil 2.18'de gösterilmiş olan kuvvetlerin geometrilerine uygunluğu belirlenebilmektedir.

$$P_z = \vec{P}_{nz} - \vec{P}_{lz} = P_n.\cos\lambda - P_l.\sin\lambda \quad (2.49)$$

$$P_h = \vec{P}_{nh} + \vec{P}_{nl} = P_n.\sin\lambda + P_l.\cos\lambda \quad (2.50)$$



Şekil 2.18 Bileşkelerin n-t koordinatlarının,kuvvet geometrisinin göz önünde bulundurulması suretiyle Z-h sistemine dönüştürülmesi.

Kinetik sürtünme katsayısının analizi ise şekil 2.19 üzerindeki gösterime sadık kalınmak sureti ile gerçekleştirilebilmektedir.Burada eğik kesme koşulları altında talaş ile takımın ara temas yüzeyinde meydana gelen sürtünme kuvvetlerindeki durumsal değişiklikler açıkça gösterilmiştir.

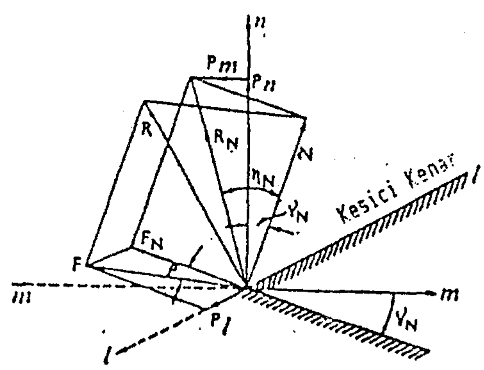
Şekil (2.19)'da yer alan kuvvetler sisteminin geometrisinden:

$$\vec{P}_n + \vec{P}_m = \vec{R}_n = \vec{F}_n + \vec{N} \qquad (2.51)$$

elde edilir.Burada:

F_N : Kesici kenara dik gelen (normali yönünde) sürtünme bileşeni,

N : Kesici kenar üzerinde oluşan normal kuvvet.



Şekil 2.19 Eğik kesme koşulları altında talaş ve takımın ara temas yüzeyindeki sürtünme kuvvetleri.

Fakat,

$$\begin{bmatrix} P_n \\ P_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin\gamma_n & \cos\gamma_n \\ \cos\gamma_n & -\sin\gamma_n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F_N \\ N \end{bmatrix} \qquad (2.52)$$

olup,burada γ_n : Normal talaş açısıdır.Yeniden düzenleme yapacak olursak:

$$\begin{bmatrix} F_N \\ N \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin\gamma_n & \cos\gamma_n \\ \cos\gamma_n & -\sin\gamma_n \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} P_n \\ P_m \end{bmatrix} \qquad (2.53)$$

Eğiklik etkisine bağlı olarak,talaş akış yönü kesici kenara dik gelen doğrultudan (normalden) ρ açısı kadar belirli bir sapma yapmaktadır.Bunun sonucunda talaş akışı yönünde oluşan sürtünme kuvveti şu ifade ile verilmektedir:

$$F = \frac{F_n}{\cos\rho} \qquad (2.54)$$

Eğik kesme koşulları için geçerli olan kinetik sürtünme katsayısı şu şekilde oluşmaktadır:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{P_n.\sin\gamma_n + P_m.\cos\gamma_n}{\cos\rho.\left[P_n.\cos\gamma_n - P_m.\sin\gamma_n\right]} \qquad (2.55)$$

Eğik kesmede $\rho = \lambda$ olduğu Stabler kanunundan bilinmektedir. $\lambda = 0$ olması halinde,talaş ayrılma (uzaklaşma) açısı da sıfır olacak ve sonuçta kesici kenar üzerinde herhangi bir belirgin sınırlandırıcı etki meydana gelmeyecektir. $\lambda = 0$, $\gamma_n = \gamma_0$ içinse

$$\mu=\frac{P_n.\sin\gamma_0+P_m.\cos\gamma_0}{P_n.\cos\gamma_0-P_m.\sin\gamma_0} \tag{2.56}$$

olmaktadır.

$\lambda = 0$, $P_n = P_z$ ve $P_m = P_x.\sin ø + P_y.\cos ø$ olması durumunda ise

$$\mu=\frac{P_z.\sin\gamma_0+\cos\gamma_0.(P_x.\sin\phi+P_y.\cos\phi)}{P_z.\cos\gamma_0+\sin\gamma_0.(P_x.\sin\phi+P_y.\cos\phi)} \tag{2.57}$$

haline almaktadır.

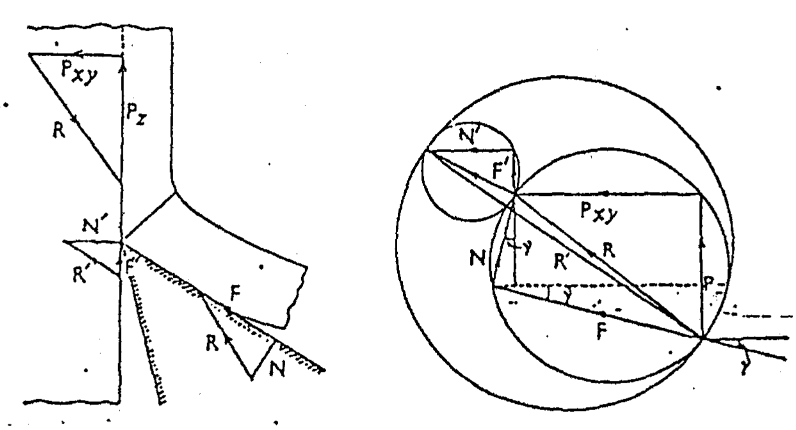
ø =90° iken ikinci türden dik kesme işlemi için ise (2.57) numaralı eşitlik şu şekilde değişime uğramaktadır:

$$\mu=\frac{P_x+P_z.\tan\gamma_0}{P_z-P_x.\tan\gamma_0} \tag{2.58}$$

2.2.4.Kuvvet Sistemi Üzerine Aşınma Bölgesinin Etkisi

Yan kenara ait serbest yüzey üzerinde bir aşınma bölgesi (h_f) oluşması halinde, kesici takımın bu yüzeyi ile iş parçası malzemesi arasındaki temas sonucu ek (ilave) kuvvetlerin ortaya çıkması söz konusu olmaktadır.

Şekil 2.20'den de görülebileceği gibi,bu kuvvetler esas yan kesici kenar üzerine etki eden normal (N) ve sürtünme kuvvetini (F) içermektedir.Bu kuvvetler kesici kenara çok yakın olan,oldukça dar bir bölgede yoğunlaşmaktadır.Söz konusu kuvvetler çok büyük olmamakla birlikte,varlıkları,kesme işlemi başlar başlamaz belirli bir aşınma bölgesi oluşumunun gözlemleneceğini aşikar hale getirmektedir.



Şekil 2.20 Yan kesici kenarın serbest yüzeyi üzerindeki normal ve sürtünme kuvvetlerinin gösterilişi.

Bu yan yüzey kuvvetlerinin doğrudan ölçümleri çok zor ve karmaşık olmaktadır.İşte bu nedenle Zorev ve Thomsen gibi araştırmacılar tarafından geliştirilmiş olan genelleştirme yöntemi yardımıyla sonuca gidilmeye çalışılmaktadır.

Toplam gözlemlenen kuvvetler olan P_z ve P_{xy} talaş yüzeyine ve yan (serbest) yüzeye etki eden normal (dik) ve sürtünme kuvvetleri olarak belirlenirler ve şu şekilde gösterilirler:

$$P_x = N.\cos\gamma_0 + F.\sin\gamma_0 + F \qquad (2.59)$$

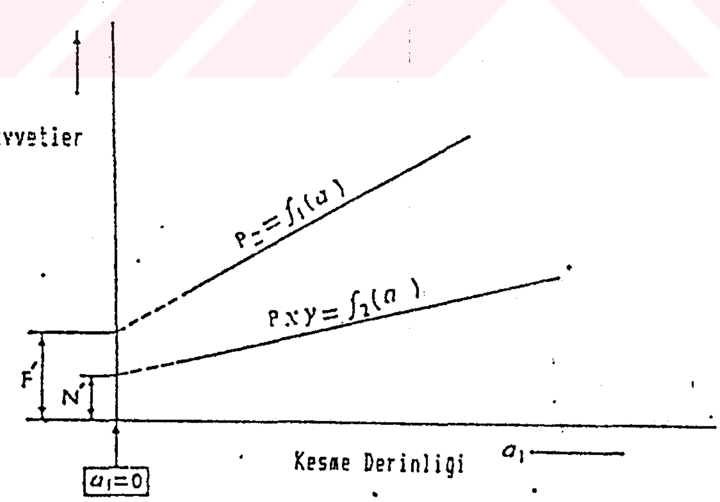
$$P_{xy} = F.\cos\gamma_0 - N.\sin\gamma_0 + N \qquad (2.60)$$

F′ve N′ kuvvetlerinin F ve N kuvvetleriyle birlikte,teorik kesme derinliğinden de (a_1) bağımsız oldukları varsayılabilmektedir. $a_1 = 0$ kabul edilmek suretiyle gerçekleştirilen genelleştirmeden yararlanılarak

$P_x = F'$ ve

$P_x = N'$ olmaktadır.

Teorik kesme derinliği değiştirilmek suretiyle, P_x ve P_{xy} , $P_z = f_1(a)$ ve $P_{xy} = f_2(a)$ şeklinde türetilebilmektedirler. $a = 0$ için $P_x = f_1(a)$ ve $P_{xy} = f_2(a)$ ile ilgili olarak yapılan genellemelerle,yan yüzey üzerinde F′ ve N′ değerleri şekil 2.21' de da şematik bir şekilde gösterildiği gibi ortaya çıkmaktadırlar.



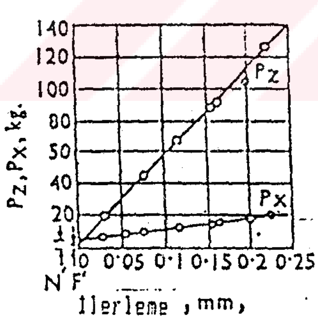
Şekil 2.21 F′ ve N′ değerlerinin belirlenmesinde genelleştirme yönteminin uygulanması.

Fakat, eğer $f_1(a)$ ve $f_2(a)$ kesme hızı sabit tutularak türetilmişlerse,bu eğriler doğrusal olmayan bir karaktere sahip olacaklar ve genelleştirmede hatalı sonuçlar meydana gelebilecektir.

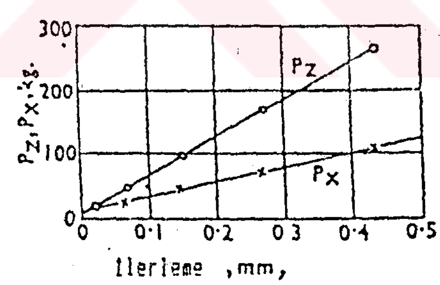
İşte bu yüzden Rozenberg $f_1(a)$ ve $f_2(a)$' nın türetilmelerinin,sabit hız yerine,sabit talaş-takım ara temas yüzeyi sıcaklığı veya sabit talaş kaldırma katsayısı değerlerinin göz önünde bulundurulması suretiyle gerçekleştirilmesini önermiştir.

Bu teknik,ara temas bölgesinin yüzey sıcaklığı sabit tutulduğu takdirde,kinetik katsayının da sabit olacağı ve talaş yüzeyine tesir eden kuvvetlerin bileşenlerinin talaşa karşı gelen yüzeyle orantılı olacağı esasına dayanmaktadır . Böylece $P_z = f_1(a)$ ve $P_{xy} = f_2(a)$ doğrusal olmaya daha çok meyledecekler ve genellemelerde elde edilen sonuçların da doğru değerlere daha yakın olmaları sağlanabilecektir.

Şekil (2.22/a)' da yapılan genelleme mikro-hız koşullarında gerçekleştirilmiş olup, ara temas yüzeyi sıcaklıkları talaş kalınlığından (veya kesme derinliğinden) bağımsız ve esas itibarıyla da sabit bir şekilde açığa çıkmaktadırlar.Buna mukabil şekil (2.22/b)'de kuvvetlerin değişimi,ara temas yüzeyi sıcaklığının sabit tutulması halinde yüksek kesme hızları için geçerli olan koşulları açıkça ortaya koymaktadır.Buna göre,kesme derinliğinde yapılan bir değişiklikte,ara temas yüzeyi sıcaklığının sabit tutulabilmesi için kesme hızında da uygun bir değişikliğin yapılması gerekli olmaktadır.Şekil (2.22)'de görülen durumlarda F′ ve N′ değerlerinin tesbit edilebilmesi için genelleştirmeye gidilmesi mümkün olmaktadır.



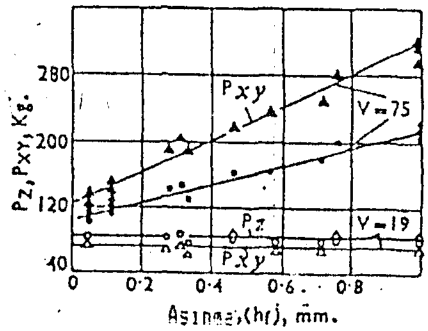
Şekil 2.22/a Ara temas yüzeyi sıcaklığı sabit durumdayken kuvvetlerin değişimi.



Şekil 2.22/b Yüksek kesme hızlarında kuvvetlerin değişimi

Keskin bir takımın yan kesici kenarı üzerindeki kesme kuvvetlerinin değerleri genelde çok büyük olmayıp kesici kenarın birim boy uzunluğu başına 2 ile 6 kg arasında değişmektedir.(Burada birim boy uzunluğu olarak (mm) başına düşen değerler kullanılmıştır) .Normal kuvvet (N′) aşınma kuvvetinden (F′) daha büyük olarak gerçekleşmekte olup (N′/ F′) oranı ise 2 ile 3 arasında bulunmaktadır.

Yan kesici kenar üzerindeki aşınma alanının gelişmesine bağlı olarak N′ ve F′ kuvvetleri şekil (2.23)' de de gösterildiği gibi kesici kenar bölgesi ile orantılı olarak artış gerçekleştirmektedirler.



Şekil 2.23 Yan kesici kenar üzerindeki aşınma bölgesinin gelişimi.

Tespit edilebilmiş olan kuvvetler şu şekilde belirtilebilmektedirler:

$$P_{zT} = P_z + F' = P_z + A.h_f \tag{2.61}$$

ve

$$P_{xyT} = P_{xy} + N' = P_{xy} + B.h_f \tag{2.62}$$

Talaş-takım ara temas yüzeyinde oluşan aşınma kuvvetlerinin hesaplanabilmeleri için düzeltilmiş P ve P_{xy} değerlerinin aşağıda verildiği şekilde kullanılmaları gerekmektedir:

$$P_{zT} - F = P_z \tag{2.63}$$

$$P_{xyT} - N = P_{xy} \tag{2.64}$$

Yan kesici kenara etki eden kuvvetler talaş yüzeyi üzerine etki eden kuvvetlerden bağımsız olup,büyük talaş kalınlığı ve kesme açısı değerleri için geçerli olan talaş yüzeyi kuvvetleri ile karşılaştırıldıklarında oldukça düşük kalmaktadırlar.Çeliğin 0.15'den büyük ve 0.20 mm'ye kadar olan kesme derinliği (veya talaş kalınlığı) değerleri ile işlenmesinde veya dökme demirin 0.35 mm'den daha büyük olan talaş kalınlığı (veya kesme derinliği) değerlerinde işlenmesi durumunda,yatay ve dikey kuvvet bileşenlerini oluşturan P_z ve P_{xy}' nin hesaplanmasında yan kesici kenar üzerinde etkisi olan kuvvetler önemsiz denebilecek kadar (ihmal edilebilecek kadar) küçük olmaktadır.Eğer talaş kalınlığı (veya kesme derinliği) çok düşük değerlerde ortaya çıkıyorsa,yan kesici kenar üzerine etki eden kuvvetler, talaş yüzeyine etki eden kuvvetlerle karşılaştırıldığında daha büyük olabilmektedirler.Bu tür koşullar genellikle,son bitirme (finish) işlemlerinde (tornalama veya frezelemede), broşlaşmada ve form takımları ile gerçekleştirilen işlemlerde ortaya çık-maktadır.

Yan kesici kenar üzerinde etki eden kuvvetler,imal edilen kısımların teşkiline ve aktif çevre şartlarına bağlı olarak belirginleşirler.Çevrenin bu yan kesici kenar üzerine etki eden kuvvetlere olan tesiri bazı açık örneklerle saptanabilmektedir.Aşınma bölgesinin genişliği 0.003 mm ve $\gamma_0 = 20°$ olması halinde ve kesme sıvısı olarak da CC/4 kullanıldığında normal kuvvet (N′)'in 35 kg civarında olduğu saptanmıştır.Su kullanıldığı durumda N 20 kg'a düşerken,hava ile gerçekleştirilen işlemlerde 5 kg olmaktadır.Sonuç olarak sürtünme katsayısının düşmesi halinde,yan kesici kenar üzerindeki normal kuvvetler bir kaç misli artış gösterebilmektedirler.

Teorik talaş kalınlığı, a_1 pasosu için,çok küçükse,yan kesici kenar kuvvetleri ağırlıklı (baskın) rol oynarlar.Yan kesici kenar yüzeyi üzerindeki kuvvetler talaş yüzeyi üzerindeki kuvvetlerden bağımsız olarak değerlendirilebilirler ve teorik talaş tabakasının büyük derinlik (dalma) değerleri için gerçekten küçük oranlarda ortaya çıkarlar.Çeliğin teorik talaş kalınlığının (veya kesme derinliğinin) (a_1) 0,15-0.20 mm'den büyük ve dökme demirin a_1 değerinin aynı şekilde 0.35 mm'den büyük olan değerlerde işlenmesi halinde,yan kesici kenara etki eden kuvvetler oldukça küçük olmaları sebebiyle ihmal edilebilirler.Fakat, a_1' in çok küçük olduğu son tornalama işlemi,broşlama ve formlama gibi işlemlerde yan kesici kenarın yüzeyine gelen kuvvetler talaş yüzeyi kuvvetlerine göre daha yüksek olurlar.

Dökme demir gibi gevrek malzemelerin işlenmesinde yan kesici kenar kuvvetlerinin oranı daha da yüksek olmaktadır.Yan kesici kenar kuvvetlerinin,talaş yüzeyi kuvvet sistemi ile bağlantılı olmadığı varsayılarak bunların kesme genişliği (talaş genişliği) ve işlenen malzemenin sertliğiyle doğrudan orantılı olduğu belirtilebilmektedir. Rozenberg, sabit ara temas yüzeyi sıcaklıklarında spesifik yan kesici kenar yüzeyi kuvvetlerinin, şekil (2.24)'de de gösterildiği gibi,dökme demirin sertliği ile doğrudan orantılı olduklarını göstermiştir.

Yan kesici kenar üzerinde ortalama bir temas geriliminin varlığı kabul edilecek olursa:

$$N_1 = \sigma_n \cdot h_f \cdot b \qquad (2.65)$$

denklemi ortaya çıkar.

Burada σ_n = yan kesici kenarın üzerindeki ortalama normal gerilmedir.

Yine Rozenberg'e göre:

$$\sigma_n = \frac{1}{3}.(B.H.N) \tag{2.66}$$

Buradan hareketle,

$$N_1 = \frac{1}{3}.(B.H.N).h_f.\frac{t_1}{\sin\varnothing} \tag{2.67}$$

Spesifik normal kuvetler ise şu şekilde olmaktadır:

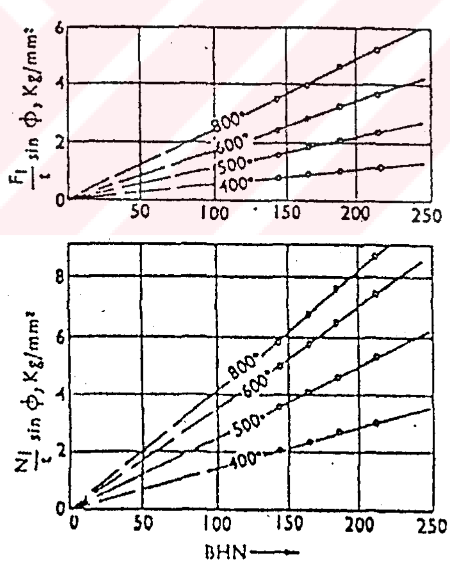
$$\frac{N_1}{t_1}.\sin\varnothing = \frac{1}{3}.(B.H.N).h_f \tag{2.68}$$

Benzer şekilde spesifik sürtünme kuvveti de şöyle gösterilmektedir:

$$\frac{F_1}{t_1}.\sin\varnothing = \frac{1}{6}.(B.H.N).h_f \tag{2.69}$$

(2.68) ve (2.69) numaralı eşitliklerin kombinasyonuyla:

$\frac{N_1}{F_1} = 2$ elde edilmektedir (şekil 2.24).



Şekil 2.24 Dökme demirin çeşitli sertlik değerlerinde gerçekleştirilen işlemlerde ortaya çıkan yan kesici kenar kuvvetlerinin değişimi

Bunun yanısıra yan kesici kenardaki ara temas yüzeyi sıcaklığının değiştirilmesiyle,ortaya çıkan temas tabakasındaki plastisite artışı,aşınma yüzeyinin boyunun ve derinliğinin artımı sonucunu doğurur.

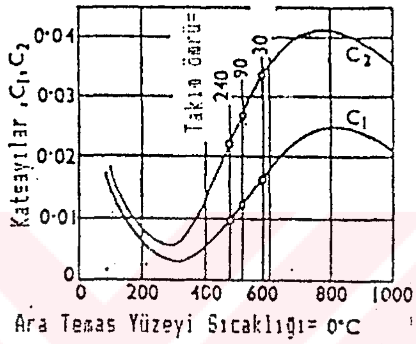
Bu da F_1 ve N_1'de belirgin bir artışa yol açar.

Yan kenar yüzeyi üzerindeki kuvvetler şu şekilde belirtilebilmektedir:

$$F_1 = C_1.b.(B.H.N) = C_1.(B.H.N).\frac{t}{\sin \varnothing} \tag{2.70}$$

$$N_1 = C_2.b.(B.H.N) = C_2.(B.H.N).\frac{t}{\sin \varnothing} \tag{2.71}$$

Şekil (2.25)'den de görülebileceği gibi C_1 ve C_2 katsayıları ara temas yüzeyi sıcaklığının değişimine yakından bağlıdır.



Şekil 2.25 Ara temas yüzeyi sıcaklığının değişimi ve bunun C_1 ve C_2 üzerindeki etkisi.

Şekil 2.25'den 30,90 ve 240'ar dakikalık takım ömrü değerlerine uygun olarak üç özel C_1 ve C_2 değeri seçilmiştir.Tablo (2.1) bu değerleri göstermektedir.

Tablo 2.1

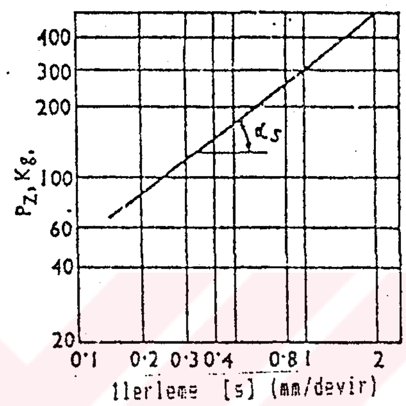
Takım Ömrü (dakika)	C_1	C_2
30	0.0165	0.033
90	0.0125	0.027
240	0.01	0.022

Kesici takım üzerindeki aşınmanın yan kesici kenar üzerinde ağırlık kazandığı hallerde,aşınma yüzeyinin gelişmesiyle beraber P_{xy} kuvvetinde görülen artış,P_z 'deki artıştan daha büyüktür,çünkü C_2 , C_1'den genellikle daha büyük olmaktadır.

2.2.5 Tornalamada Talaş Kaldırma Parametrelerinin Kesme Kuvvetlerine Etkisi

2.2.5.1 İlerleme Ve Kesme Derinliği

Kesme kuvvetleri,diğer değişkenlerin sabit tutulduğu koşullar altında,ilerlemenin (s) ve kesme derinliğinin (t) doğrudan fonksiyonu olarak ortaya çıkarlar.Şekil (2.26) çeliğin işlenmesi sırasında P_z'nin ilerlemenin fonksiyonu olarak değişimini göstermektedir.



Şekil 2.26 İlerlemenin P_z üzerindeki etkisi

Bu işlemde kullanılan çelik ($\sigma_u = 45 Kg/mm^2$) sinterkarbür kesici takım yardımıyla 2 mm'lik sabit kesme derinliğinde $ø=60°$ ve $\gamma_0 = 10°$ 'lik talaş açısı altında işlenmiştir.

Bu değerler arasındaki ilişki şu eşitlikle verilebilmektedir:

$$P_z = C_1 \cdot s^{yz} \text{ (kg)} \tag{2.72}$$

Logaritmik dönüşüm yapacak olursak:

$$y \cdot z = \tan a_s = 0.75$$

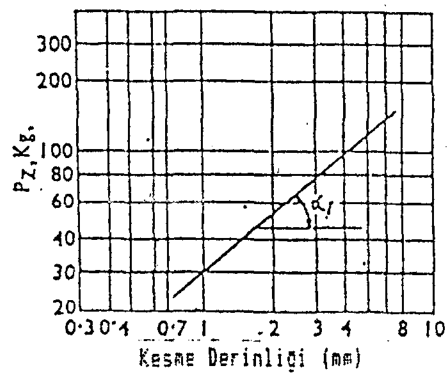
ve $C_1 = 314$ olmaktadır.

Benzer şekilde

$$P_x = C_3 \cdot s^{0.65} \quad \text{ve} \tag{2.73}$$

$$P_y = C_2 \cdot s^{0.6} \tag{2.74}$$

Şekil (2.27) teğetsel kesme kuvvetinin (P_z),kesme derinliğine (t) bağlı olarak 2 boyutlu koordinat sistemindeki değişimini göstermektedir.



Şekil 2.27 Kesme derinliğinin (t) P_z üzerindeki etkisi

$P_z = C_4 \,.\, t^{xz} = 29 \,.\, t$ (2.75)

$P_y = C_5 \,.\, t^{xy} = C_5 \,.\, t^{0.9}$ (2.76)

$P_x = C_6 \,.\, t^{xx} = C_6 \,.\, t^{1.1}$ (2.77)

İlerleme ve kesme derinliği ilişkilerinin kombinasyonundan hareket edilerek,

$C_4 \,.\, t^{xz} = C_z \,.\, t^{xz} \,.\, s_0^{yz}$ (2.78)

$$C_z = \frac{C_4}{S_0^{yz}} = \frac{29}{(0.1)^{0.75}} = 157$$

Buradan P_z eşitliği s ve t 'ye bağlı kalınarak,

$P_z = 157 \,.\, t \,.\, s^{0.75}$ (2.79)

Sonuç olarak,

$$P_z = C_z . A_0^{0.85} . \left[\frac{t}{S}\right]^{0.125} \quad \text{(kg)} \qquad (2.80)$$

olmaktadır.Kronenberg ise şöyle bir önerme ortaya koymuştur:

$P_z = C_p \,.\, (1000 \,.\, A_0)^r$ (2.81)

(Kronenberg'in eşitliklerinde birim boy olarak inch kullanılmıştır.)

Yukarıdaki (2.81) numaralı eşitlikte C_p ,SAE-1015 çeliği ve γ =10° için 330 olurken, r = 0.803 şeklinde ortaya çıkmaktadır.Yine yaptığı araştırmalar sonucunda Kronenberg, malzeme sertliğinin,C_p değerine etkisini ve bunun sonucunda ortaya çıkan denklemleri şu şekilde belirtmiştir:

$C_p = 4.26.\sqrt{H.(85-t)}$ (Çelik için) ve (2.82)

$C_p = 1.07 \sqrt[2.5]{H} . \sqrt[1.5]{(85-t)}$ (Dökme demir için) (2.83)

Çeliğin işlenmesi için gerekli birleşik ilerleme ve kesme derinliği karakteristikleri şu şekilde belirtilebilmektedir ($\varnothing = 90°$ için) :

$$P_z = C_z \,.\, t \,.\, s^{0.75} \tag{2.84}$$

$$P_x = C_x \,.\, t^{1.2} \,.\, s^{0.55} \tag{2.85}$$

$$P_y = C_y \,.\, t^{0.9} \,.\, s^{0.75} \tag{2.86}$$

Dökme demirin işlenmesi içinse:

$$P_z = C_z \,.\, t \,.\, s^{0.78} \tag{2.87}$$

$$P_y = C_y \,.\, t^{0.9} \,.\, s^{0.75} \tag{2.88}$$

$$P_x = C_x \,.\, t^{1.1} \,.\, s^{0.65} \tag{2.89}$$

Çeşitli iş parçası malzemeleri için geçerli olan C_z , C_y ve C_x sabitleri tablo (2.2)'de gösterilmiştir.

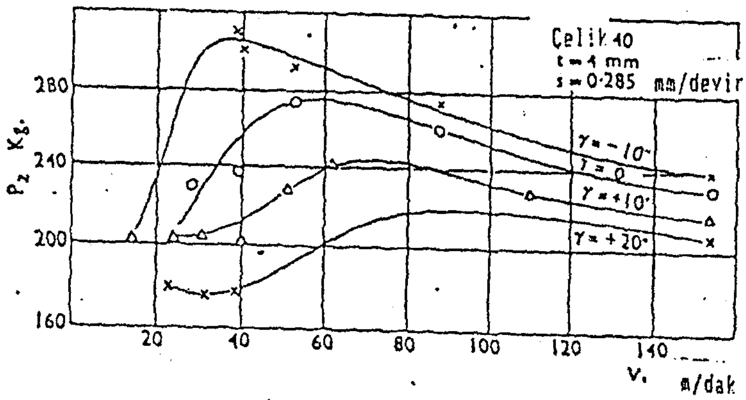
Tablo 2.2

Malzeme	C_z	C_x	C_y
Çelik			
$\sigma_u = 35$ Kg/mm^2	140	20	27
$\sigma_u = 55$ Kg/mm^2	165	42	67
$\sigma_u = 75$ Kg/mm^2	200	67	125
Dökme Demir			
BHN = 150	80	28	59
BHN = 150-200	100	40	88
BHN > 200	115	52	120

2.2.5.2. Takım Geometrisi

Talaş açısının (γ) kesme kuvveti bileşeni (P_z) üzerindeki etkisi şekil (2.28)'de gösterilmiştir.

Çoğunlukla γ yerine , gerekli bağıntılar , hareket açısı (veya işlem açısı) ($\delta = 90° - \gamma$) terimleri ile gösterilmektedirler. Buna göre deneysel ilişkiler şöyle olmaktadır:



Şekil 2.28 Talaş açısı artışının teğet kesme kuvveti üzerindeki etkisi.

$$P_z = C_1 \,.\, \delta^{x1}$$
$$P_y = C_2 \,.\, \delta^{x2} \qquad (2.90)$$
$$P_x = C_3 \,.\, \delta^{x3}$$

x_1 x_2 ve x_3 üst değerleri genellikle şu şekilde ortaya çıkmaktadır:

$x1 = 0.45\text{-}0.8$ arasında

$x_2 = 3.2\text{-}4.5$ arasında

$x_3 = 2.8\text{-}3.6$ arasında

Ana kesici kenar açısının etkisi şu şekilde belirlenebilmektedir.

$a_1 = s \,.\, \sin ø$

ve $b_1 = \dfrac{t}{\sin ø}$

Buradan,

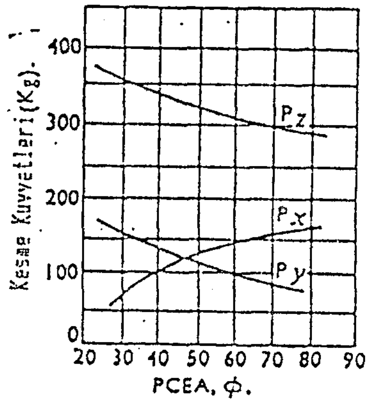
$$P_z = K_p . \frac{t}{\sin ø} . (s . \sin ø)^{0.75} \qquad (2.91)$$

$$= K_p . \frac{t . s^{0.75}}{\sin^{0.25} . ø}$$

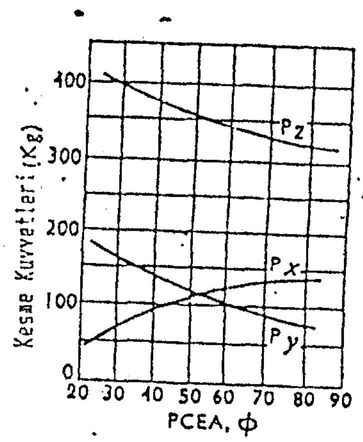
Sabit t ve s değerleri içinse:

$$P_z = \frac{K}{\sin^{0.25} . ø} \qquad (2.92)$$

Şekil (2.29) çeliğin işlenmesi sırasında, şekil (2.30) ise dökme demirin işlenmesi sırasında, ø' nin kesme kuvvetleri etkisini göstermektedir.

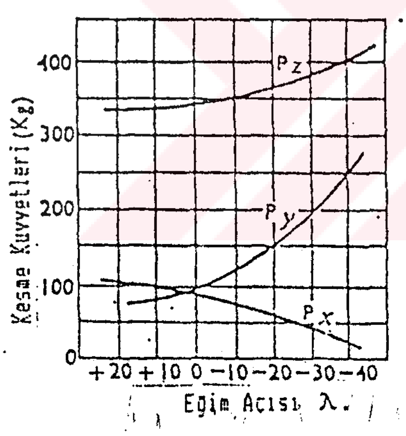


Şekil 2.29 Çeliğin işlenmesi sırasında, ø'nin kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi

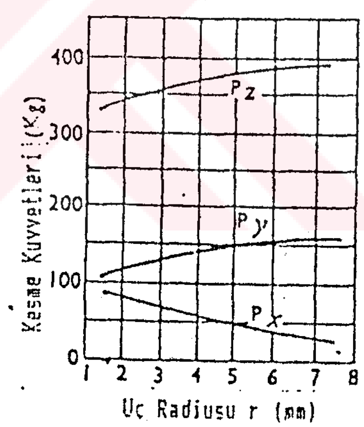


Şekil 2.30 Dökme demirin işlenmesi sırasında ø'nin kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi

Eğim açısı (λ), kesme kuvveti değerleri (P_x, P_y ve P_z) üzerinde etkili olmaktadır (Şekil 2.31).Fakat,ana kesme kuvveti $P_z \pm 10°$ lik eğim açısı değerleri arasında büyük bir değişiklik göstermemektedir.



Şekil 2.31 λ'nın kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi

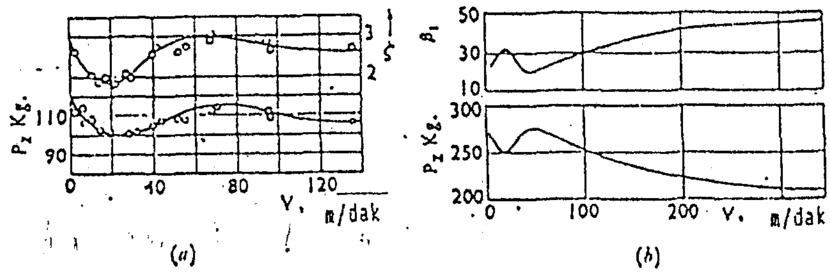


Şekil 2.32 Uç radiusunun kesme kuvvetleri üzerindeki etkisi

Bütün bunların yanısıra uç radiusunda (r) kesme kuvvetleri üzerinde etkili olabilmektedir. r'nin artışına bağlı olarak şekil (2.32)'de de görüldüğü gibi P_y artış ,P_x ise düşüş gösterir.

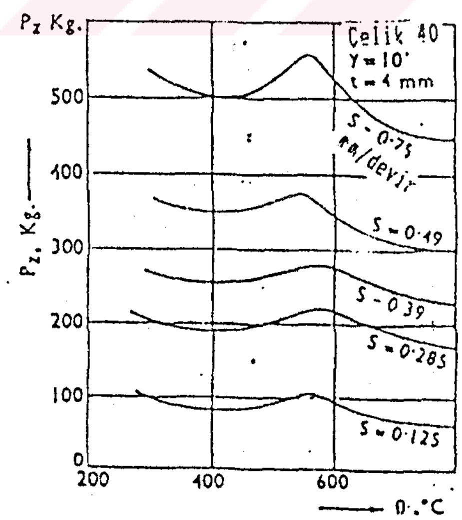
2.2.5.3.Kesme Hızı

Rozenberg ,şekil (2.33)'de de belirtilmiş olduğu gibi,kesme kuvvetlerinin kesme hızına bağlı davranışlarının,talaş kaldırma katsayısıyla büyük benzerlikler gösterdiğini ortaya koymuştur.



Şekil 2.33 a) Yumuşak çelikler için ve b) Alaşımlı çelikler için (P_z) ve γ veya β_1' in kesme kuvvetine bağlı olarak değişimi.

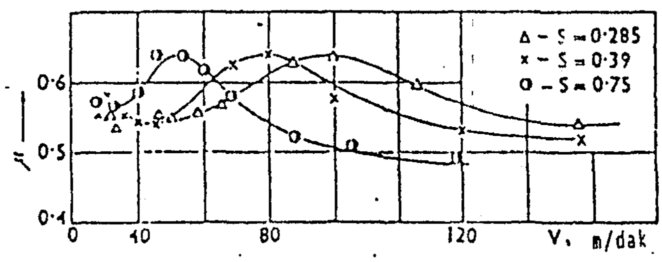
Kesme kuvvetlerinin,kesme hızına ve kesme derinliğine bağlı olan değişimlerinin doğası Zorev tarafından ayrıntılı bir şekilde incelenmiştir.Şekil (2.34)'den de görülebileceği gibi yükseltilmiş ilerleme hızlarında eğrilerin tepe noktaları düşük kesme hızlarının bulunduğu bölgeye doğru yaklaşım göstermektedir.Buradan da bu tepe noktalarında ara temas yüzeyi sıcaklığının izoterm bir yapı içerisinde çelik için hemen hemen 575°C civarında olduğu görülebilmektedir.



Şekil 2.34 Ara temas yüzeyi sıcaklığının çeşitli ilerleme değerleri için P_z üzerindeki etkisi.

Kesme kuvvetleri takım ve talaşın ara temas yüzeyindeki sürtünme karakteristikler ile yakından bağıntılıdır.Kesme hızının sürtünme katsayısı üzerindeki etkisi şekil

(2.35)' de açıkça belirlenmiştir.Yapılan çok sayıda denemeden sonra,şu sonuçlara ulaşılmıştır:



Şekil 2.35 μ' nün ve V'ye bağlı olarak değişimi

a) Ortalama sürtünme katsayısı değeri,temas bölgesinin lokal ve nisbi olarak yumuşamasına (sertliğini kaybetmesine) sebep olan ara temas yüzeyi sıcaklığına bağlı olarak,azalma (düşüş) göstermektedir.

b) Sürtünme katsayısı ara temas yüzeyinin üzerindeki normal kuvvetin (N) değişimine bağlı olarak önemli farklılıklar gösterebilmektedir.

Bhattacharyya tarafından yapılmış olan sınırlı temas özelliğine sahip kesici takımlarla ilgili geniş kapsamlı araştırmalar plastisite bakımından yüksek durgunluk özelliğine sahip bölgelerde σ_n'nin değişiminin etkisini ortaya koymuştur.Bhattacharyya,Trigger ve kendisi tarafından kurşunlu ve kurşunsuz SAE-4150 çeliği ile gerçekleştirilen kesme testlerinden elde edilen verilerden,araştırmalarında büyük ölçüde yararlanmıştır.

Doğal temas özelliğine sahip kesici takımlar için,

F (kurşunlu) < F (kurşunsuz) olmaktadır.

Bu da kurşun ilavesine bağlı olarak kinetik sürtünme katsayısında belirgin bir düşüşün ortaya çıktığını göstermektedir.Buna mukabil olarak sınırlı temasla gerçekleştirilen kesmede ara temas yüzeyinde düşük miktarda kurşun mevcudiyeti sürtünme kuvvetlerinde herhangi bir düşüşü sebebiyet vermemektedir. Bu durumda düşme ancak σ_n artışında görülmektedir.

2.2.6 Delik Delme Ve Frezelemede Talaş Kaldırma Parametrelerinin Kesme Kuvvetlerine Etkisi

Çok sayıda araştırmacı,Boston,Oxford,helis açısı (θ) ,uç açısı (2ρ) ve çekirdek kalındığı (d_0)' nın delme torku (T) ve ilerleme kuvveti (P_x)' ne olan etkisini araştırdı.

$$T = C_1.d^{x}.s^{y} \quad (kg/mm) \qquad (2.93)$$

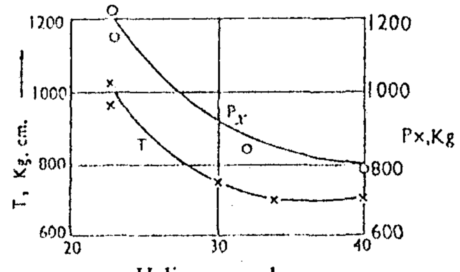
$$P_x = C_2.d^{x'}.s^{y'} \quad (kg) \qquad (2.94)$$

üst ifadeler ve bileşenler Tablo 2.3'de gösterildi.

Tablo 2.3.

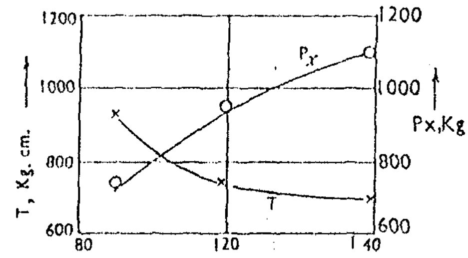
Malzeme	C_1	x	y	C_2	x′	y′
Çelik Maksimum mukavemet = 75 Kg/mm²	34	1.9	0.8	85	1.0	0.7
Alaşımlı çelik maksimum mukavemet = 70 Kg/mm²	55	2.0	0.6	163	1.0	0.62
Dökme demir BHN =190	23	1.9	0.8	52	1.0	0.80
BHN = 150	20	1.9	0.8	52	1.0	0.80

Şekil 2.36'da gösterildiği gibi delme torku (T) ve ilerleme (P_x) helis açısındaki (θ) artışa karşın azalma gösterir.Bu kesme işleminin temel mekanikleri ile uyumludur çünkü helis açısının artması ile efektif talaş açılarında artar.



Şekil 2.36 Delmede helis açısının tork ve ilerleme üzerine etkisi

Şekil (2.37)'de gösterildiği gibi,uç açısında (2ρ) artma tork'un (T) azalması ile sonuçlanır fakat ilerlemede (P_x) artış olur.



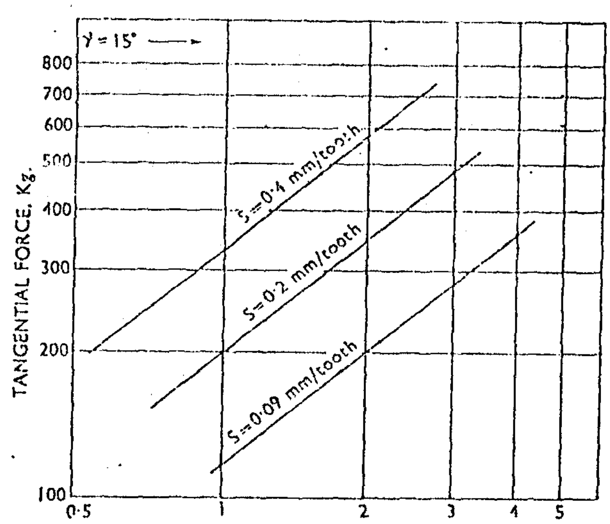
Şekil 2.37 Delmede uç açısının tork ve ilerlemeye olan etkisi

Delme hızının değişmesi P_z veya P_x 'i kayda değer şekilde etkilemez.Bütün çelikler için çekirdek kalınlığının etkisi;

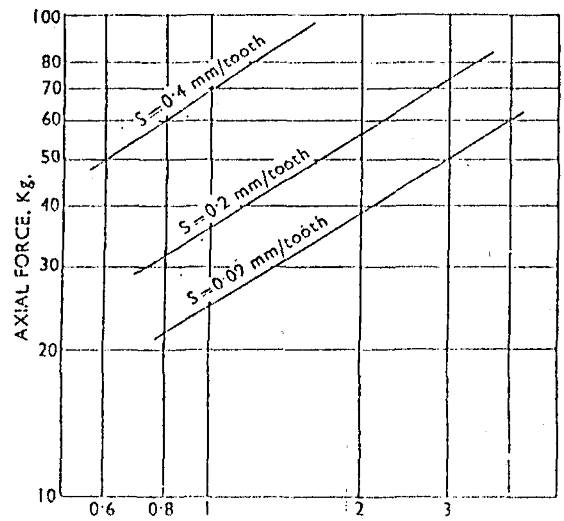
$$P_x = K.s^{0.7}\left[\frac{d}{5}+\frac{d_0}{d}\right]^{2.12} \tag{2.95}$$

olarak verilir.

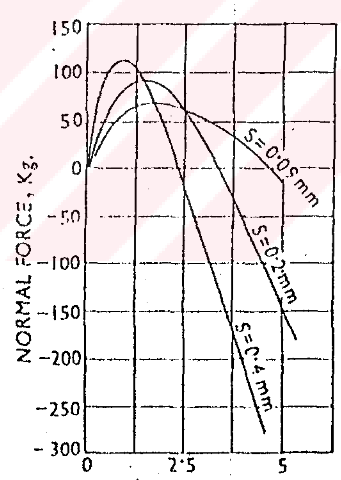
Boston et al P_T ,P_R ve P_A frezeleme kuvvetlerinin davranışını uygun dinamometreler kullanarak saptadı.Teğetsel,eksenel ve normal kuvvetlerin değişimi şekil 2.38, 2.39 ve 2.40'da gösterilmiştir.



Şekil 2.38 Kesme derinliğinin ve ilerlemenin teğetsel kuvvete (P_T) etkisi.

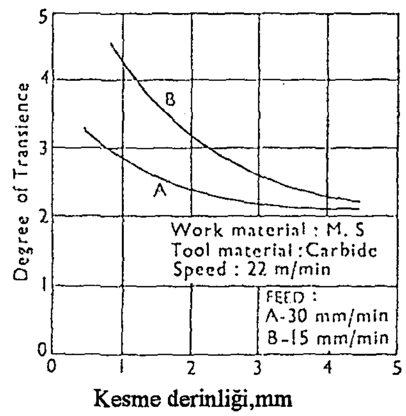


Şekil 2.39 Eksenel kuvvetler,P_A

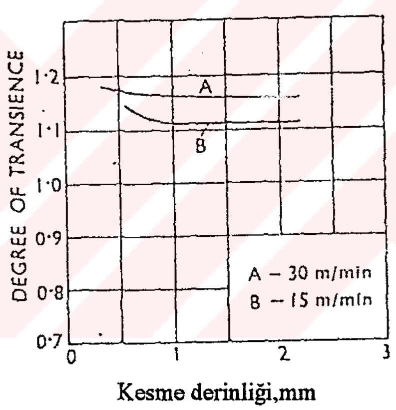


Şekil 2.40 Kesme değişkenlerinin normal kuvvet P_R üzerine etkisi.

Bhattacharyya et al silindirik ve helis kesme için süreksizlik derecesi tespit etti, şekil 2.41 ve 2.42'de gösterilmiştir.Helisel frezelemede,kesme süreksizlik derecesindeki daha az ($P_{Tmak.}$ / $P_{Tort.}$) değişmeden dolayı daha düzgündür.Kesici takımdaki dişlerin sayısının artma etkisi daha düzgün kesme sağlamak için süreksizlik etkisini azaltır.



Şekil 2.41 Helis olmayan silindirik freze çakısı için süreksizlik derecesi



Şekil 2.42 Helisel silindirik frezelemenin süreksizlik derecesi

3.KESİCİ TAKIMLARDA GERİLMELER

3.1.Kesici Kenarındaki Gerilmeler

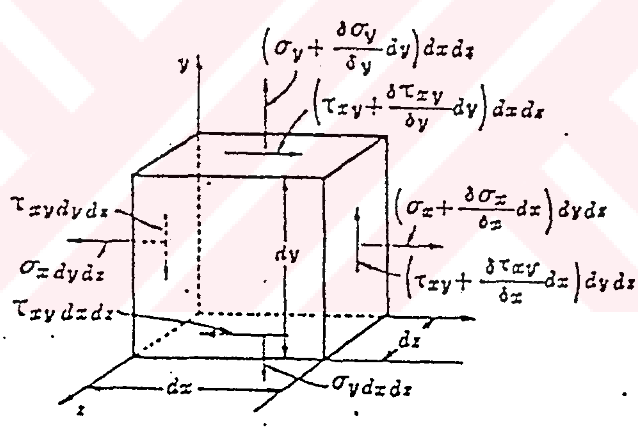
Genel bir iki boyutlu gerilme hali için geçerli olan denge eşitlikleri şekil (3.1/a) dan elde edilebilir.Denge hali için:

$$\frac{\delta\sigma}{\delta x}+\frac{\delta\tau_{xy}}{\delta_y}=0 \tag{3.1}$$

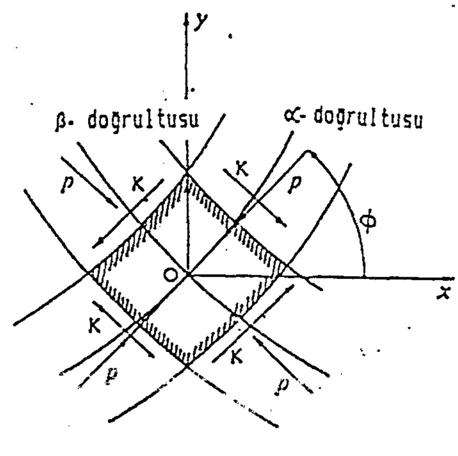
$$\frac{\delta\sigma}{\delta_y}+\frac{\delta\tau_{xy}}{\delta_x}=0 \tag{3.2}$$

elde edilir.

Yukarıdaki eşitlikler elastisite problemlerinde denge eşitlikleri olarak bilinirler.



Şekil 3.1/a Gerilmenin iki boyutlu genel halinin gösterimi



Şekil 3.1/b İki boyutlu gerilme hali için maksimum kayma gerilmesi koşulları

Eğilme ve kayma mekanizmasında plastik deformasyon sonucu meydana gelen kayma ve akışın maksimum kayma gerilmesi ile yakından bağıntılı olduğu kabul edilir. Maksimum kayma gerilmesi şartının, 2 boyutlu gerilme hali için oluşmasında şekil (3.1/b)' de de görüldüğü gibi (p) akma gerilmesinin de önemli katkısı vardır.

Mohr dairesinden,

$$\sigma_x = -p - K \,.\, \sin 2\o \tag{3.3}$$

$$\sigma_y = -p + K \,.\, \sin 2\o \tag{3.4}$$

ve

$$\tau_{xy} = K \,.\, \cos 2\o \tag{3.5}$$

oluyordu.Burada p = esas (ana) normal gerilmeyi oluşturmaktadır.Eğer birim kübik malzemenin şekil (3.1/b)'de gösterildiği gibi,maksimum kayma gerilmesi hatlarıyla sınırlı olduğu göz önünde bulundurulacak olursa, σ_x ,σ_y ve τ_{xy} terimlerinin yerine p , K ve ø kullanılmak suretiyle yeni bir denge eşitlikleri kümesi elde edilmiş olur.Bunlara da genel denge eşitlikleri adı verilir.

$$-\frac{\delta p}{\delta x} - 2K.\cos 2\o.\frac{\delta \o}{\delta x} - 2K.\sin 2\o.\frac{\delta \o}{\delta y} = 0 \tag{3.6}$$

$$-\frac{\delta p}{\delta y} + 2K.\cos 2\o.\frac{\delta \o}{\delta y} - 2K.\sin 2\o.\frac{\delta \o}{\delta x} = 0 \tag{3.7}$$

Eğer x ve y koordinatları kübün sınırlarına paralel olacak şekilde,yeni koordinatlara dönüştürülecek olursa, ø sıfır kümesi olmak zorundadır.Bu durumda:

$$\frac{\delta p}{\delta x} + 2.K.\frac{\delta \o}{\delta x} = 0 \tag{3.8}$$

$$\frac{\delta p}{\delta y} - 2.K.\frac{\delta \o}{\delta y} = 0 \tag{3.9}$$

integre edilecek olursa,

$p + 2\,.K\,.\,\o = C_1$ . . . . α - doğrultusu boyunca (3.10)

$p - 2\,.K\,.\,\o = C_2$ . . . . β - doğrultusu boyunca (3.11)

Bu eşitliklere "Hencky'in Denge Eşitlikleri" adı verilmektedir.Maksimum kayma gerilmesi doğrultuları anlamına gelen yeni koordinatlar, "kayma doğrultuları" veya "kayma akış doğrultuları" şeklinde isimlendirilebilmektedirler.

Şekil (3.2/a)'daki Mohr dairesinin α noktası,ana gerilme düzlemi (σ_1) ile saat yönüne zıt yönde 45° lik ve x ekseni ile de,yine saat yönüne zıt yönde olmak üzere 0° lik bir açı yapan düzlem üzerindeki gerilmeyi temsil etmektedir. α ve β' daki gerilim koşulları kayma doğrultularının tanımlanmasını sağlamakta ve şekil (3.2/b)'de gösterilmektedir.

Kayma-düzlemleri ile birlikte sonuçta bazı kesin doneler de ortaya çıkmış olur:

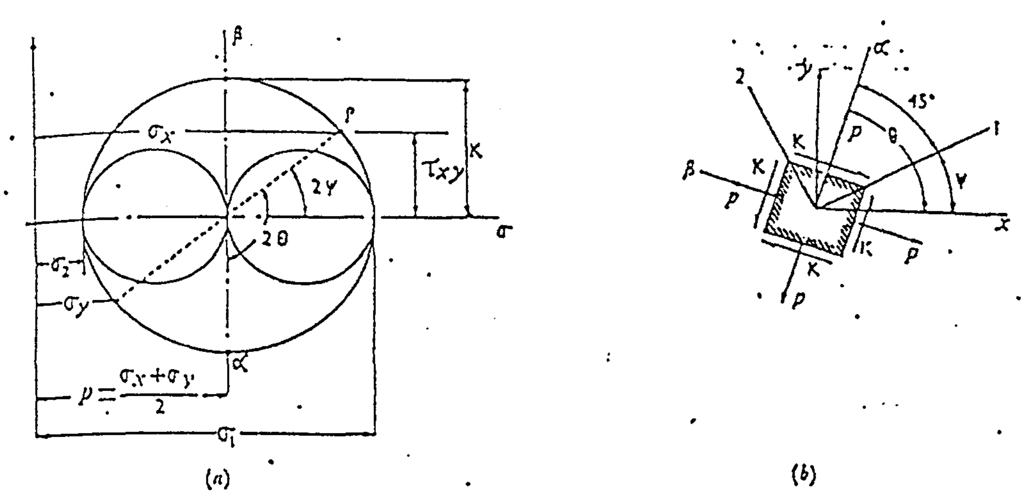
a) Kayma doğrultuları,çiftler halinde mevcut olup,kayma yörüngelerini meydana getirirler.

b) Kayma doğrultuları,birbirlerini 90° lik açılarla keserler.Buda dik (ortogonal) bir oluşum doğurur.

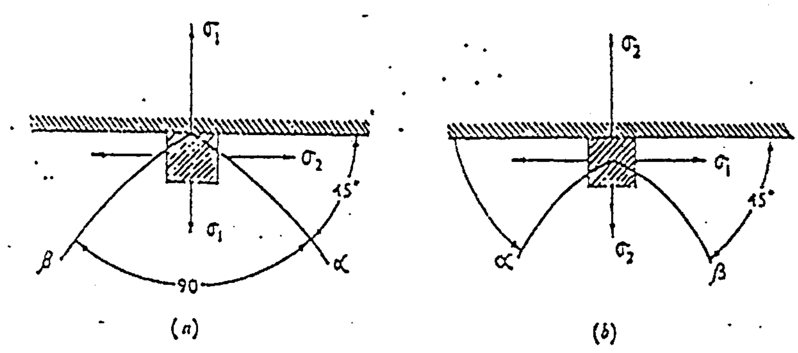
c) Rijit,sürtünmesiz bir sınır yüzeyinde (Şekil 3.3/a'da olduğu gibi) veya bir serbest yüzeyde (şekil 3.3/b'de olduğu gibi) kayma doğrultuları sınır düzlemiyle 45° lik bir açı altında buluşurlar . α- doğrultusu cebirsel bakımdan daha büyük olan ana gerilmeye göre (σ_1) saat yönünden 45° tersi doğrultusundadır.

d) Maksimum sürtünme veya akma (veya kayma) oluşumunu önleyici temas koşullarında, kayma doğrultusu sınır yüzeyi boyunca uzar (şekil 3.3/c)

e) Diğer sürtünme koşullarında ise,kayma doğrultuları sürtünme değerine bağlı açıya göre oluşurlar,(Şekil 3.3/d).

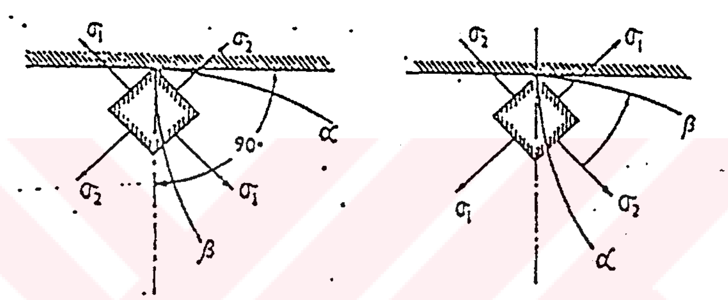


Şekil 3.2 a)Mohr dairesi ve b) Uygun gerilme koşulları

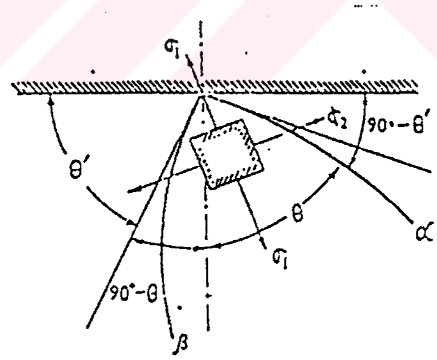


Şekil 3.3 Kayma doğrultuları bölgesinde veya a) Rijit-sürtünmesiz bir sınır

b) Serbest bir yüzeyde



Şekil 3.3/c Maksimum sürtünme koşulları altında sınır yüzeyi boyunca olşan kayma doğrultusu.



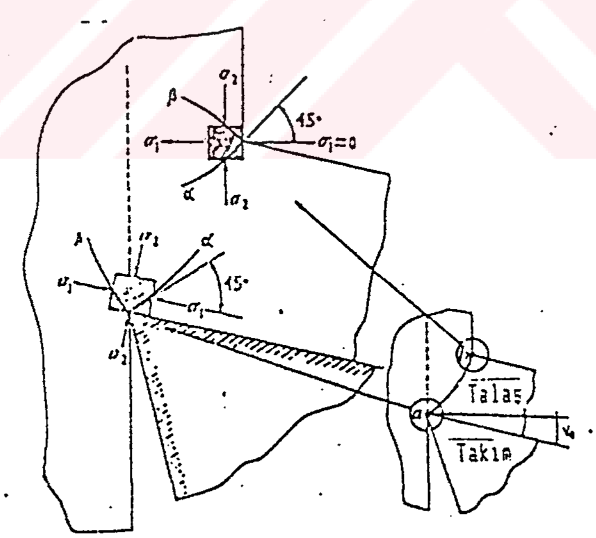
Şekil 3.3/d Sürtünme değerlerine bağlı olarak ortaya çıkan kayma doğrultuları

Loladze kayma bölgesinin ilk sınırının şeklini yaklaşık olarak bulabilmek için kayma doğrultularının özelliklerine dayanan bir şema tasarımlamıştır.Sürtünmenin tamamen yok olduğu durumlarda;serbest sınır bölgesinde veya rijit ve pürüzsüz sınır bölgesinde, kayma doğrultuları 45° ile kesişim yaparlar (şekil 3.4).Fakat; maksimum sürtünme koşullarının talaş ve takım ara temas yüzeyinde var oldukları varsayılacak olursa kayma doğrultuları sınır bölgesinde (π / 2)' lik bir açı altında kesişim meydana getirmektedirler (Şekil 3.5). $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ şeklinde tanımlama yapıldığında, α - doğrultusu b'den çıkarken a'da da α - doğrultusu ile tekrar birleşebildiği görülmüştür.Kayma doğrultusu konfigürasyonu şekil (3.6) üzerinde de görülebildiği gibi şekil değiştirme bölgesinin birinci (ilk) sınırının meydana gelmesini sağlar.Pozitif talaş açılı,pürüzsüz ara temas yüzeyi oluşumu koşullarında kayma düzlemi iç bükey ve ara temas yüzeyinde kaymayı önleyici sürtünme koşulları ile pozitif talaş açısı altında kayma yüzeyi dış bükey olmaktadır.Merchant'in düzgün doğrusal kayma düzlemi modeli şekil (3.6/c)'de de görüldüğü gibi talaş açısının sıfır olması hali için özel bir durum oluşturmaktadır.

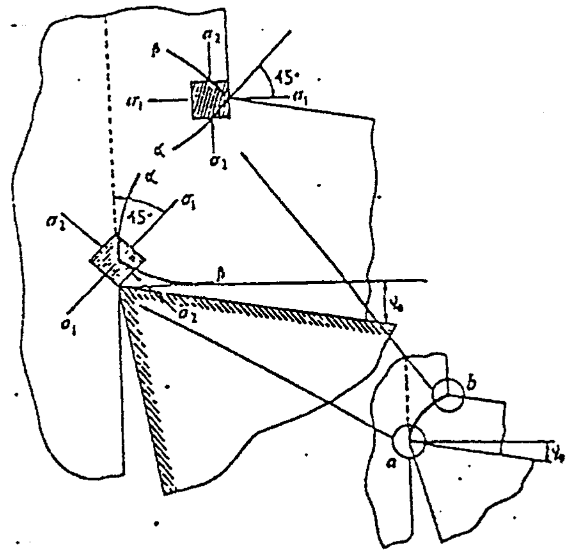
Şekil (3.7/a)'da da gösterildiği gibi b'deki serbest yüzey üzerinde,Mohr dairesinin yardımıyla b noktası için geçerli olan gerilme koşulları belirlenebilir.Esas (ana) normal gerilme (σ_b) b için şu formülle verilmektedir:

$$\sigma_b = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2} \tag{3.12}$$

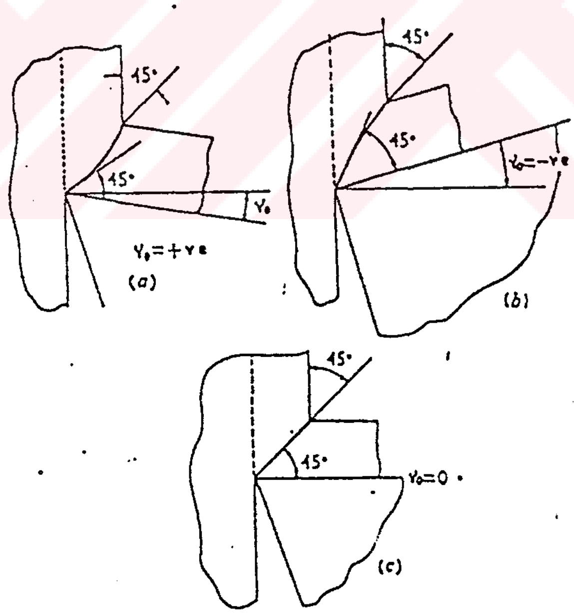
Fakat,serbest yüzeyde, $\sigma_1 = 0$ ve $\sigma_b = -K$ iken, $\sigma_2 = -2K$ olmaktadır.



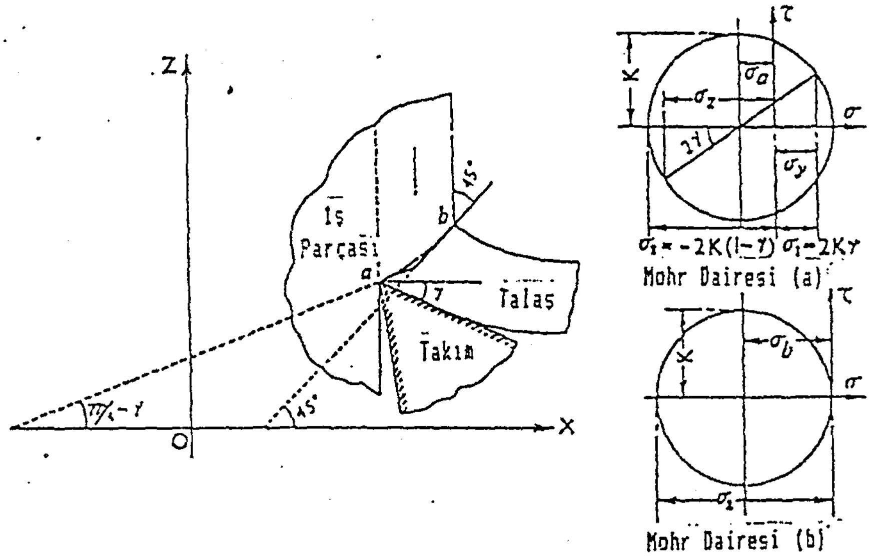
Şekil 3.4 Takım ve talaş ara temas yüzeyinde minimum sürtünme koşulu altında kayma doğrultusu için sınır koşulları



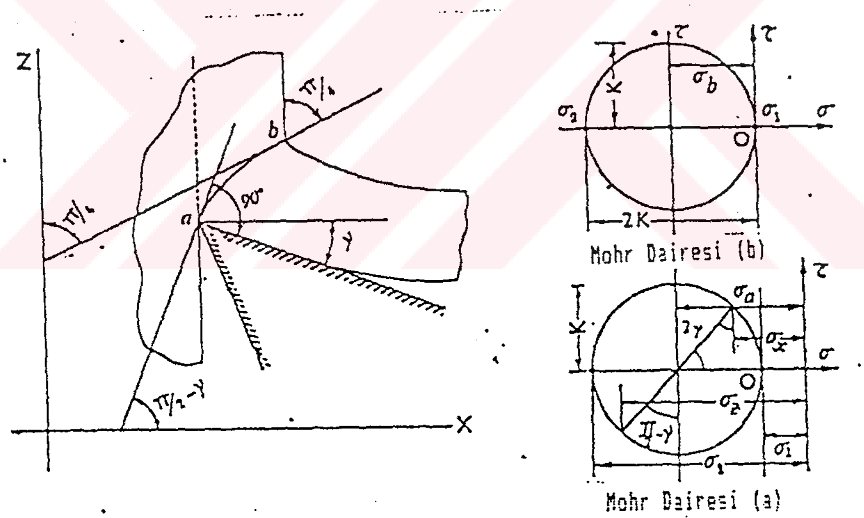
Şekil 3.5 Takım ve talaş ara temas yüzeyinde kaymayı önleyici sürtünme koşulu altında sınırdaki kayma doğrultusunun oluşumu.



Şekil 3.6 Sürtünmesiz , ideal talaş ve takım ara temas yüzeyi oluşumu koşullarında talaş açısının kayma düzleminin şekli üzerindeki etkisi



Şekil 3.7/a Minimum sürtünme koşulları altında ilk sınır bölgesinde kayma doğrultusu konfigürasyonunun gösterimi



Şekil 3.7/b Kaymayı önleyici sürtünme koşulları altında ilk sınır bölgesinde kayma doğrultusu konfigürasyonun gösterimi.

Hencky'nin teoreminin uygulanmasıyla, α - doğrultusu eşitliği , b ve a'ya sadık kalmarak şu şekilde yazılabilir:

$P_a + 2K\, \varnothing_a = P_b + 2K\, .\, \varnothing_b =$ sabit

Fakat, $P_b = \sigma_b = -K$, $\varnothing_b = \pi / 4$.Şekil (3.7/a)' dan ,$\varnothing_a = (\pi / 4) - \gamma$

Dolayısı ile, $\sigma_a = P_a = P_b + 2\, .\, K\, .\, (\varnothing_b - \varnothing_a)$

$= -K + 2.\, K\, .\, [\, (\pi / 4) - (\pi / 4) + \gamma\,]$

$$= -K\,.\,(1 - 2\gamma) \tag{3.13}$$

Ana (esas) normal gerilme, σ_a a' da gerilimi yükseltici rol oynar.

$$2\,.\,K\,.\,\gamma \geq K$$

Dolayısı ile : $\gamma \geq 28° \; 36'$

Mohr dairesinde a noktası için geçerli olan esas gerilme sonuçta şöyle olmaktadır:

$$\sigma_1 = \sigma_a + K = 2\,.\,K\,.\,\gamma - K + K = 2\,K\,.\,\gamma \tag{3.14}$$

$$\sigma_2 = \sigma_a - K = 2\,.\,K\,.\,\gamma - K - K = -2K\,.(1-\gamma) \tag{3.15}$$

Buradan hareket edilerek, σ_2 ' nin her zaman negatif olduğu söylenebilir.Sonuçta:

$$2\,.\,K\,.\,\gamma \geq 2\,.\,K$$

$\gamma \geq 57° \; 10'$ olmaktadır.

Negatif talaş açısı oluşması durumunda, $\sigma 1$ de negatif olmakta ve kesici kenar üzerindeki gerilme bölgesinde "bütün yönlerden sıkıştırma" meydana gelmektedir.

Sürtünmesiz koşullar altında normal gerilme (σ_n) σ_2 ile gösterilmektedir.

Fakat,sürtünmesiz sınır şartları idealize edilmişlerdir. "Maksimum sürtünme" koşulu ise daha realistik bir görünüm oluşturmaktadır.

$$\sigma_b = \left[\frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}\right]_b = -K$$

Hencky teoreminin uygulanmasıyla,

$$\sigma_a + 2\,.\,K\,.\,\varnothing_a = \sigma_b + 2\,.\,K\,.\,\varnothing_b$$

Bu durumda, $\sigma_b = -K$, $\varnothing_b = \pi / 4$, $\varnothing_a = (\pi / 2) - \gamma$

Sonuçta: $\sigma_a = \sigma_b + 2\,.\,K\,.\,(\varnothing_b - \varnothing_a)$

$$= -K + 2\,.\,K\,.\,[(\pi/4) - (\pi/2) + \gamma]$$

$$= -2\,.\,K\,.\,[1.2854 - \gamma] \tag{3.16}$$

Kaymayı önleyici sınır şartlarındaki a noktasında bulunan Mohr dairesinden ana (esas) gerilmeler şu şekilde elde edilir:

$$\sigma_1 = -2\,.\,K\,.\,[1.2854 - \gamma] + K \tag{3.17}$$

$$\sigma_2 = -2\,.\,K\,.\,[1.2854 - \gamma] - K \tag{3.18}$$

Basitleştirmeye gidilecek olursa;

$$\sigma_1 = -2\,.\,K\,.\,[(\pi/4) - \gamma] \tag{3.19}$$

$$\sigma_2 = -2\,.\,K\,.\,[1.7854 - \gamma] \tag{3.20}$$

γ 'nın genel değerleri için geçerli olan kesici kenar üzerindeki gerilmelerin yoğunlaştırılabilmeleri mümkün olmaktadır.Gerilmelerin çoğunlukla z ve x doğrultularında belirlenmeleri burada önem taşımaktadır.

$$\sigma_z = \sigma_a - K \,.\, \sin 2 \,.\, [\,(\pi / 2) - \gamma\,]$$

$$= -2 \,.\, K \,.\, (\,1.286 - \gamma\,) - K \,.\, \sin(\,\pi - 2 \,.\, \gamma\,) \tag{3.21}$$

ve

$$\sigma_y = -2 \,.\, K \,.\, (\,1.285 - \gamma\,) + K \,.\, \sin(\,\pi - 2 \,.\, \gamma\,) \tag{3.22}$$

Kesici kenar üzerindeki normal gerilme (σ_n) σ_a ile gösterilmektedir.Kesici kenar üzerindeki gerilme değerlerinden hareket edilerek ilginç gözlemlerin yapılabilmesi mümkün olmuştur.Tablo (3.1) de de gösterildiği gibi talaş açısında değişim olduğu hallerde , bütün diğer değerlerde de değişim meydana gelmektedir.

Tablo 3.1.

Talaş	$-(\pi/4)$	0	$\pi/4$
σ_n / K	- 4.17	- 2.6	- 1
σ_z /K	- 3.17	- 2.6	0.54
σ_y /K	- 5.17	- 2.6	0

Kesici kenar üzerindeki kinetik sürtünme katsayısı,kaymayı önleyici sürtünme koşulları altında şu şekli almaktadır:

$$\mu_D \frac{\tau}{|\sigma_N|} = \frac{K}{2.K.(1.285-\gamma)} = \frac{1}{2(1.285-\gamma)} \tag{3.23}$$

Tablo 3.2

γ	$-(\pi/4)$	$-(\pi/8)$	0	$\pi/8$	$\pi/4$
μ_D	0.238	0.296	0.39	0.55	1

Buradan da gözlemlenebileceği gibi,talaş acısı değiştirildiğinde μ_D ' de de değişim olmaktadır.Tablo (3.2) γ_0 'a bağlı olarak μ_D 'deki değişiklikleri göstermektedir.

Genellikle,kesme sıvılarına veya başka unsurlara bağlı olarak sürtünme katsayısı aşağıdaki değerler arasında ortaya çıkmaktadır.

$0 < \mu < \mu_D$

Normal gerilme (σ_n), iki sınır koşulundan yararlanılarak ($\mu = 0$ ve $\mu = \mu_D$) belirlenebilmektedir.

Kabul yapacak olursak,

$$\sigma_n = C_1 + C_2 \,.\, \mu_D \tag{3.24}$$

Koşullara bağlı olarak,

$\mu = 0$ ' da $\sigma_n = 2 \,.\, K \,.\, \gamma - 2 \,.\, K = C_1$

ve $\mu = \mu_D$ ' de $\sigma_n = -2 \,.\, K. \,(1.285 - \gamma) = 2 \,.\, K \,.\, \gamma - 2 \,.\, K + C_2 \,.\, \mu_D$

Buradan da,

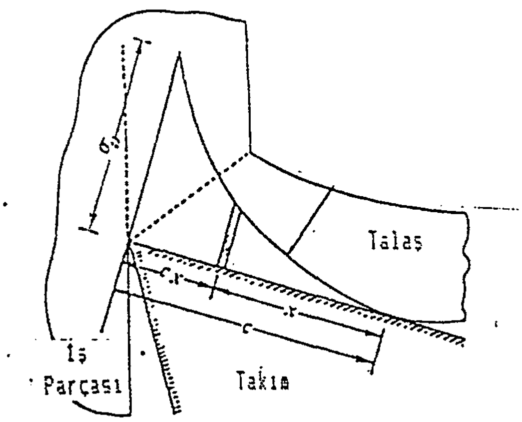
$$C_2 = -\frac{0.57.K}{\mu_D} = -0.57.2..K.(1.285 - \gamma)$$

elde edilmektedir.

Diğer orta düzey sürtünme koşulları için geçerli olan normal gerilme şöyle olabilmektedir:

$$\sigma_n = 2 \,.\, K \,.\, [\,(\,1 - \gamma\,) + 0.57 \,.\, (\,1.285 - \gamma\,) \,.\, \mu\,] \tag{3.25}$$

3.2.Kesici Kenarda Normal Gerilme Dağılımı



Şekil 3.8 Takım ve talaşın ara temas yüzeyndeki normal gerilmenin hiperbolik dağılımı

Maksimum normal gerilmenin yerinin tesbiti hakkında,çeşitli görüşler arasında belirli bir uyum sağlanmış ve bu bölgenin kesici kenarın ucu olduğu kabul edilmiştir. Bunun yanısıra normal gerilmenin,talaşın talaş yüzeyini terk ettiği noktada,sıfır olduğu da ayrıca bilinmektedir.Şekil (3.8)'de de göseterildiği gibi,herhangi bir ara noktadaki gerilme ise,hiperbolik bir dağılım eğrisinin bulunuşu varsayımından yararlanılarak belirlenebilir.

Normal gerilmenin şiddetinin (σ) kesici kenardan C_x uzaklığındaki değerinin tesbiti şu eşitlikle mümkün olmaktadır:

$$\sigma = \sigma_0 . \left[1 - \frac{C_x}{C} \right]^n \tag{3.26}$$

Fakat şekil (3.8)'deki geometriden de yararlanılarak

$$x = C - C_x \tag{3.27}$$

olmakta ve bu da (3.26) numaralı eşitliğe yerleştirilerek,

$$\sigma = \frac{\sigma_0}{C^n} . x^n \tag{3.28}$$

elde edilmektedir.

Burada σ_0 kesici kenar üzerindeki normal gerilme olup Kg / mm^2 = 2. τ_s . (1.285 γ) şeklinde ifade edilebilmektedir.τ_s (Kg / mm^2) cinsinden dinamik kayma gerilmesi,C ise (mm) cinsinden doğal temas boyunu göstermektedir.

Takım ve talaşın ara temas yüzeyine etki eden toplam normal kuvvet (N) ise şu formülle verilmektedir.

$$N = \int_0^C b.\sigma.dx = b.\sigma_0 . \frac{C}{n+1} = \frac{2.b.C.\tau_s.(1.285 - \gamma)}{n+1} \tag{3.29}$$

Ortalama normal gerilme :

$$\sigma_{ORT} = \frac{N}{b.c} = \frac{2.\tau_s.(1.285 - \gamma)}{n+1} \tag{3.30}$$

Burada τ_s Abuladze'nin işleminden elde edilmiş olup,şu şekilde gösterilmektedir:

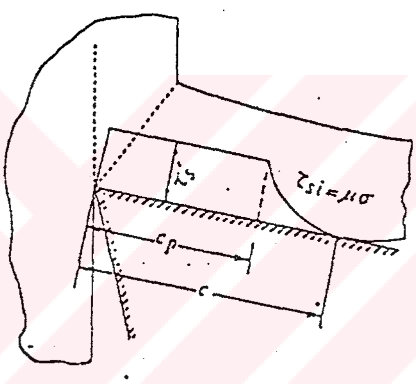
$$\tau_s = 0.74 \, . \, \sigma_u \, . \, \Delta^{0.6} \tag{3.31}$$

σ_u azami gerilme mukavemeti olarak (Kg/mm^2) cinsinden gösterilmekte ve Δ ise uzama yüzdesini belirtmektedir.

Böylelikle σ_{ORT} ve ayrıca talaş açısının (γ) bir fonksiyonu olması nedeniyle de normal kuvvet belirlenebilmekte ve dağılım endeksi (n) ortaya çıkmaktadır.

3.3. Talaş Takım Temasındaki Sürtünmeden Kaynaklanan Kayma Gerilmesinin Dağılımı

Kayma gerilmesi belirli bir sınır değeri tarafından sınırlanıyorsa,ara temas yüzeyindeki maksimum kayma gerilmesi dahili (iç) kayma durumunu oluşturmaktadır. $0 < x < C_p$ bölgesinde,ara yüzeydeki kayma gerilmesi sabit ve τ_s ' e eşittir.Kayma olmayan bölgenin ötesinde, $C_p < X < C$ aralığında,kayma gerilmesi,talaşın talaş yüzeyini terk ettiği noktada sıfır değerine ulaşana dek kademeli olarak azalma gösterir.Sona yakın bölgede,kinetik sürtünme katsayısının (μ_1) sabit olduğu kabul edilir.Sürtünme gerilmesinin şematik dağılımı ise şekil (3.9)'da görüldügü gibi olmaktadır.



Şekil 3.9 Takım ve talaşın ara temas yüzeyindeki sürtünme gerilmesinin dağılımı

Talaş ve takımın ara temas yüzeyinde oluşan toplam sürtünme kuvveti ise şu şekilde verilebilmektedir:

$$F = F_1 + F_2 \tag{3.32}$$

Burada F_1 kaymayı önleyen (tutunma) bölgedeki sürtünme kuvveti, F_2 ise noktadan-noktaya temas bölgesindeki sürtünme kuvveti olmaktadır.

$$F_1 = b.c_p.\tau_s' \tag{3.33}$$

ve

$$F_2 = b.\int_0^{c-c_p} \tau_1 dx \tag{3.34}$$

Fakat,

$$\tau_1 = \mu_1.\sigma_1 = \mu_1.\frac{\sigma_0}{c^n}.x^n \tag{3.35}$$

(3.34) numaralı eşitliği yerleştirecek olursak,

$$F_2 = b.\tau'_s.\left[\frac{c-c_p}{n+1}\right] \tag{3.36}$$

Buradan hareketle,

$$F = b.c.\tau'_s.\left[\frac{1+n.\left(\dfrac{c_p}{c}\right)}{n+1}\right] \tag{3.37}$$

Görülebilen kayma gerilmesi (τ_{ORT}) ise şöyle olmaktadır:

$$\tau_{ORT} = \frac{F}{b.c} = \left[\frac{1+n.\left(\dfrac{c_p}{c}\right)}{n+1}\right].\tau'_s \tag{3.38}$$

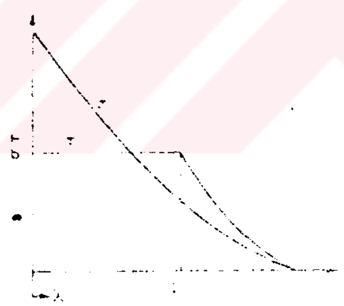
τ_{ORT} n'e bağlı bir büyüklüktür. n' in de kesme hızına (V_c) göre değişim göstermesi sebebiyle τ_{ORT} 'nın V_c ' ye bağlı olduğu sonucuna varılabilmektedir.

4. KESİCİ TAKIMLARDA GERİLMELER KONUSUNDA YAPILMIŞ ÇALIŞMALAR

4.1. Normal Ve Kayma Gerilmeleri

Kesici takımda talaş yüzeyindeki normal ve kayma gerilme dağılımların yapısı talaş oluşum mekaniğinin önemli bir görünüşüdür,bu talaş ve takım malzemeleri arasındaki sürtünme davranışının varlığını gösterir.

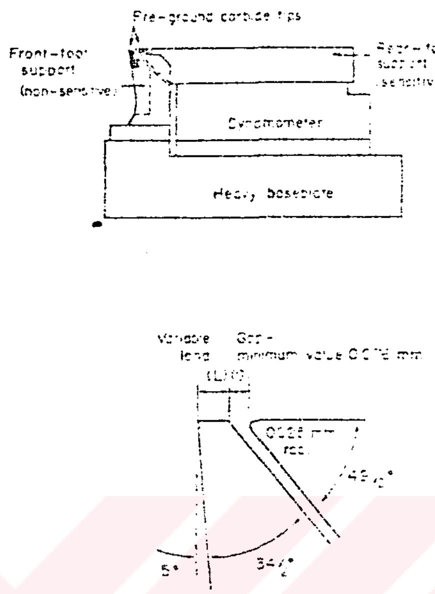
Zorev (1963) talaş yüzeyindeki normal ve kayma gerilmesinin şekil 4.1'de gösterildiği gibi dağıldığını önerdi.Normal gerilmenin takım kamasındaki maksimum değerden,talaş ayrılma noktasındaki sıfır değerine üssel biçimde azaldığı farz edilmiştir. Normal gerilme $l_s < x < l_c$ bölgesinde nisbeten düşüktür.Bu bölge kayma bölgesi olarak bilinir. $x < l_s$ bölgesinde normal gerilme çok yüksektir.Böylece talaş ve takım malzemeleri arasında yapışma meydana gelir,kayma gerilmeside talaş malzemesinin akmadaki kayma gerilmesine eşit olur.Bu bölge yapışma bölgesi olarak bilinir.



Şekil 4.1 Zorev'e göre gerilme dağılımı

Takımda oluşan normal ve kayma gerilmelerinin tespiti için bir çok pratik çalışma yapılmıştı.Bunlardan bir kısmı aşağıda belirtilmiştir.

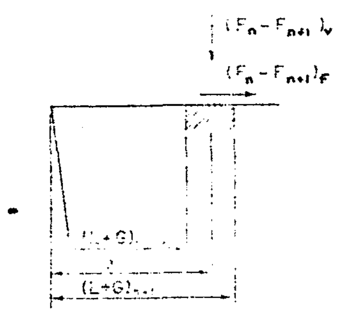
Barrow et al.(1981) yaptığı çalışmada,bir nikel-krom alaşımlı çelik iş malzemesini realistik kesme şartları altında karbid uçlu yarık-takım ile işlemiş ve işleme esnasında oluşan talaş yüzeyi gerilmelerini tespit etmişdir.Bu kişi araştırmasında takımda oluşan gerilme dağılımının ölçülmesi için yarık-takım dinamometresi kullandı.Böyle bir alet iki parçalı takımı içerir ve takımın bir veya her iki kısmında etkili olan kesme kuvvetlerinin ölçülmesini mümkün kılar.Takımın iki parçası dar bir hava boşluğu tarafından ayrılmıştır (şekil 4.2).



Şekil 4.2.Yarık-takım dinamometresinin detayları

Tester VDF model 485 punta tornasında 30,45,60,90 ve 120 m/dak'lık kesme hızlarında ve 0.16 , 0.254 ve 0.356 mm deforme olmamış talaş kalınlığı değerlerinde yapıldı.Her bir kesici takım sıfır derece talaş açısı ve 5° boşluk açısına sahipti.Yarık-takım aleti kullanıldığı zaman 2 önemli hususun akılda tutulması gerekir.Birincisi var olan hava boşluğu takımda oluşan ısı akışını etkiler.İkincisi talaşın alt tarafındaki hava boşluğunun olması muhtemelen kesme sıvılarının takım-talaş ara bölgesine ulaşmasına imkan verir.

Gerilme dağılımının tespitinde takım üzerinde etkili olan kuvvet sistemi şekil 4.3' de gösterilmiştir.



Şekil 4.3 Kuvvet sistemi

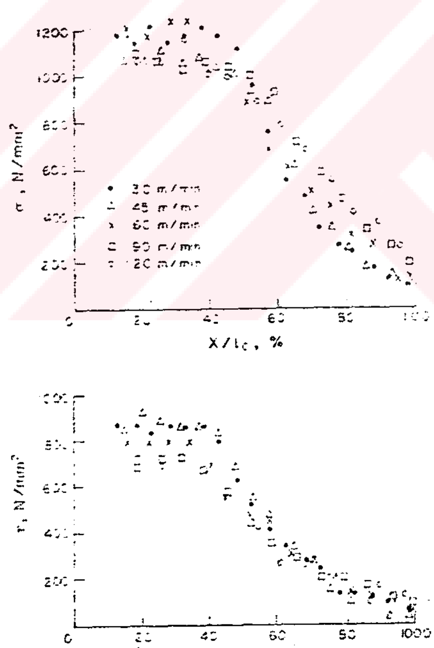
Kesme kenarından nominal uzaklıkta (x_n) , talaş yüzeyindeki normal gerilme,

$$\sigma_n = \frac{(F_n - F_{n+1})_v}{W\left[(L+G)_{n+1} - (L+G)_n\right]} \qquad (4.1)$$

burada W: kesme derinliğidir.Benzer tarzda talaş yüzeyindeki kayma gerilmesi,

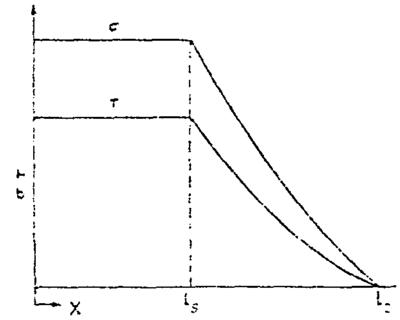
$$\tau_n = \frac{(F_n - F_{n+1})_f}{W\left[(L+G)_{n+1} - (L+G)_n\right]} \qquad (4.2)$$

olarak elde edilir.Deneylerden elde edilen normal (σ) ve kayma gerilmesi (τ) boyutsuz x / l_c oranına karşı çizilmiştir (x: ufak alanın kesme kenarından uzaklık oranı, l_c : talaş-takım temas uzunluğudur) .Şekil 4.4 'de h = 0.356 mm için gerilme dağılımı gösterilmiştir.



Şekil 4.4. Talaş yüzeyi gerilme dağılımı (h = 0356 mm)

Araştırmadan şu sonuçlar elde edilmiştir.Genelde yüksek τ değerleri ve düşük σ değerleri düşük hızlarda oluştu.Kesme kenarına 0.142 mm'den daha yakın gerilme ölçümü yapmak mümkün değildir.Şekil 4.1'de Zorev tarafından kabul edilen gerilme dağılım grafiği doğru değildi ve şekil 4.5'de gösterildiği gibi düzeltilmeliydi.



Şekil 4.5. Genel gerilme dağılım modeli

Normal gerilmenin maksimum değeri hız ve deforme olmamış talaş kalınlığındaki artma ile artış gösterir.Buna karşın kayma gerilmesi ise bunun tam tersi olarak,yani hız ve deforme olmamış talaş kalınlığındaki azalma ile artar (tablo 4.1). Yapışma uzunluğunun temas uzunluğuna oranı,deforme olmamış talaş kalınlığındaki artma ile beraber artış gösterir fakat kesme hızındaki değişiklik ile az veya çok sabit kalır.Deneylerden elde edilen kayma düzlemindeki kayma gerilmesi değerleri ayrıca tablo 4.2'de gösterilmiştir.

Tablo 4.1

h (mm)	τ_{max}(N/mm^2)	σ_{max}(N/mm^2)
0.160	1000-1300	980-1120
0.254	800-1050	970-1000
0.356	700-870	1070-1170

Tablo 4.2

h (mm)	τ_o(N/mm2)
0.160	500-565
0.254	495-545
0.356	450-525

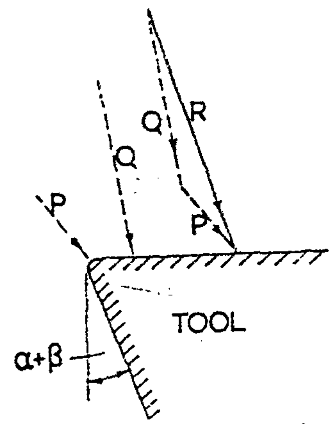
Bir başka çalışma Hsu (1966) tarafından yapıldı.Hsu takım talaş ara bölgesindeki sürtünmeyi, takımda oluşan normal ve kayma gerilmesini araştırdı.Deneylerde 1/4 inç genişliğindeki aliminyum şerit iş parçası planya tezgahında yüksek hız çeliği kesici takım kullanılarak kesildi.Testlerde seçilen talaş açısı,kesme hız değerleri ve ölçülen kesme kuvvetinin değerleri tablo 4.3.'de gösterilmiştir.

Tablo 4.3

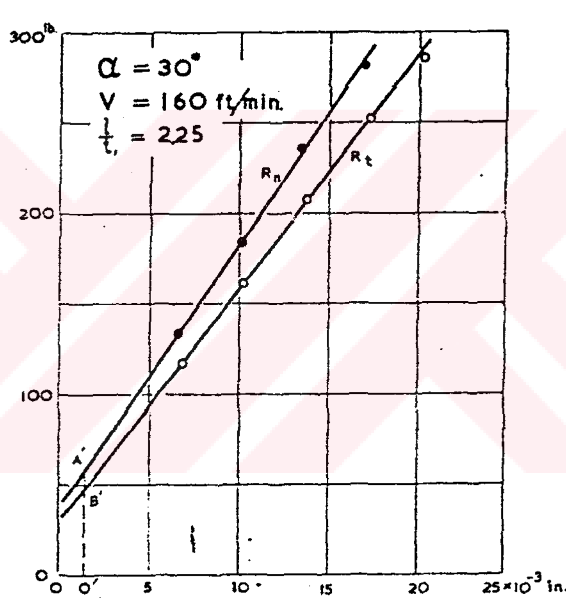
Talaş açısı , α	Kesme hızı,V ft/dak	Kesme kuvveti	
		P_n , lb	P_t ,lb
20°	160	25	20
30°	105	54	38
30°	160	56	43
30°	210	44	50

Ölçülmüş kesme kuvveti R,şekil 4.6, iki bileşenden oluşur.Takımın yuvarlak kenarına etkiyen kuvvet (P) ,ve takım yüzeyinin düz kısmında etkili olan kuvvet (Q) .Kesme kuvveti (R) talaş yüzeyine normal (R_n) ve ona tanjant (R_t) olarak 2 bileşene ayrılabilir.

Kesme kuvvetinin normal ve tanjant bileşenlerinin kesme derinliği ile olan değişimi Şekil 4.7 'de gösterilmiştir.Kesme kuvvetinin 2 bileşeni kesme derinliği ile orantılı olarak artar.



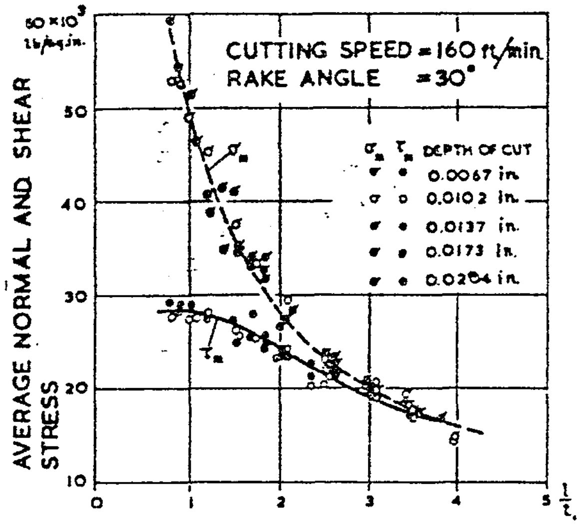
Şekil 4.6 Kesici takımda kuvvetler



Şekil 4.7 Kesme kuvvetinin,kesme derinliği ile değişimi

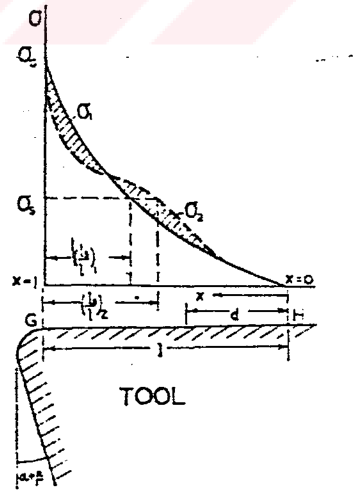
Testlerden elde edilen sonuçlar (l / t_1) boyutsuz temas uzunluğuna karşı şekil 4.8' de çizilmiştir.Ortalama normal gerilme (σ_m) ve kayma gerilmesi (τ_m) kesme derinliğinden bağımsız fakat (l / t_1) oranının fonksiyonudurlar.

Temas alanında normal ve kayma gerilmesinin nasıl değiştiğini gösteren doğrudan bir bilgi yoktur.Temas alanı 2 kenara sahiptir.Bir tanesi kesme kenarına yakındır. (Şekil 4.9'daki G) buna iç kenar denir,diğer noktada talaş takımından ayrılır buna da dış kenar (H) denir.Şekil 4.9'da katı σ_1 eğrisi normal gerilmenin ölçüsüz uzaklığa (x) karşı çizilmiş varsayım eğrisidir, σ_G iç kenardaki normal gerilmeyi temsil eder.



Şekil 4.8 Ortalama normal ve kayma gerilmesi

Temas alanında normal ve kayma gerilmesinin nasıl değiştiğini gösteren doğrudan bir bilgi yoktur.Temas alanı 2 kenara sahiptir.Bir tanesi kesme kenarına yakındır. (Şekil 4.9'daki G) buna iç kenar denir,diğer noktada talaş takımdan ayrılır buna da dış kenar (H) denir.Şekil 4.9'da katı σ_1 eğrisi normal gerilmenin ölçüsüz uzaklığa (x) karşı çizilmiş varsayım eğrisidir, σ_G iç kenardaki normal gerilmeyi temsil eder.



Şekil 4.9 Takım yüzeyindeki gerilme dağılımı

σ_G' nin sabit kesme derinliği ve temas uzunluğu ile sabit olduğu varsayımı yapıldı.İç kenar bölgeye çok yakındır ve burada kesme kuvveti rol oynar ve bu kuvvet sabitdir. Yuvarlatılmış kesme kenarında gerilme dağılımının değişmesi olası değildir ve aynı zamanda kesme kuvveti sabit kalır , eğer kesme kenarında gerilme sabit ise G 'deki gerilme de sabit olmalıdır.Şekil 4.9' dan ortalama normal gerilme;

$$\sigma_m = \int_0^1 \sigma_1 . dx \qquad (4.3)$$

olmaktadır.Andreev'in eğrisinden,

$$\sigma = \sigma_G . x^m \qquad (4.4)$$

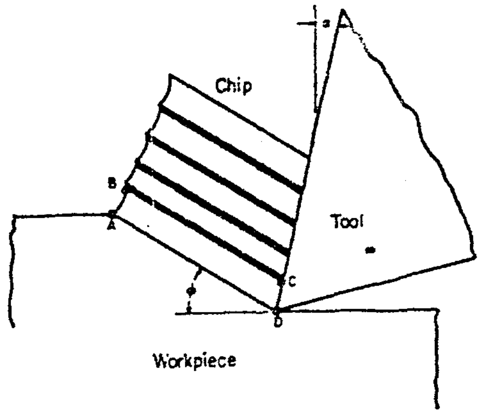
elde edilmiştir. σ_G sabitdir ve m 1 /t_1 ' in fonksiyonudur.Denklemi tekrar yazarsak;

$$(m+1) = \frac{\sigma_G}{49.2 . 10^3} . \left(\frac{1}{t_1}\right)^{0.818} \qquad (4.5)$$

elde edilir.Deneylerden şu sonuçlar bulunmuştur.Ortalama normal ve kayma gerilmeleri ölçüsüz temas uzunluğunun fonksiyonudur,ortalama gerilmeler küçük talaş açıları için yüksek olurlar.Yüksek kesme hızlarında ortalama kayma gerilmesi düşüktür,muhtemelen temas alanındaki yüksek sıcaklık düşük kayma direncine sabep olur.Geometrik olarak benzer kesme proseslerinde ortalama normal gerilme ile kayma gerilmesi aynıdır.

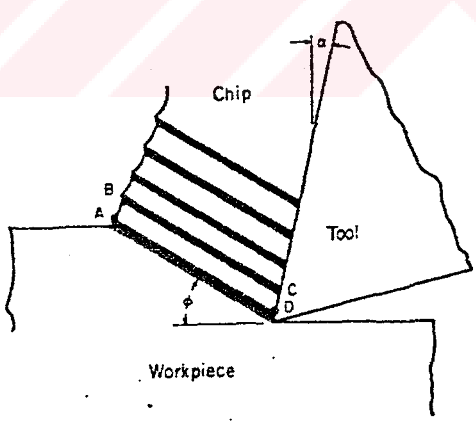
Turkovich (1970) dislokasyon teorisini talaş oluşumuna uygulayarak kayma gerilmesinin değerlerini hesapladı.Turkovich'e göre plastik deformasyon boyunca kayma gerilmesindeki değişim pekleşme teorisinin ana problemidir.Metal kesmede bu değişme çok dar bir katmanda oluşur ve kesici kenardan,iş parçasının serbest yüzeyine doğru uzar.Turkovich gerinimi talaş kesiti boyunca değişmez olarak kabul etdi.

Kayma gerilmesi tüm kesme düzlemi üzerinde yeterli kayma üretmese bile plastik deformasyon bu yerlerde kolayca başlayabilir.Bu etki şimdiye kadar talaş teşekkülünün analizinde dikkate alınmamıştır.Gerilme yoğunluğu etkisi talaş oluşumunun mikroskopik mekanizması için önemli bir özelliktir.Kesme düzleminin sonunda gerilme yoğunluğunun etkisi görülebilir.Kayma gerilmesi ince tabakanın dışında kesme düzlemine paralel hızla azalır .Bu problem poisson oranı $\gamma = 1/2$ olduğu zaman Boussinesq' nin normal kuvvet problemi ve Cerruti'nin yarı sonsuz elastik katının düzlem yüzeyindeki tanjant kuvveti ile benzerdir.



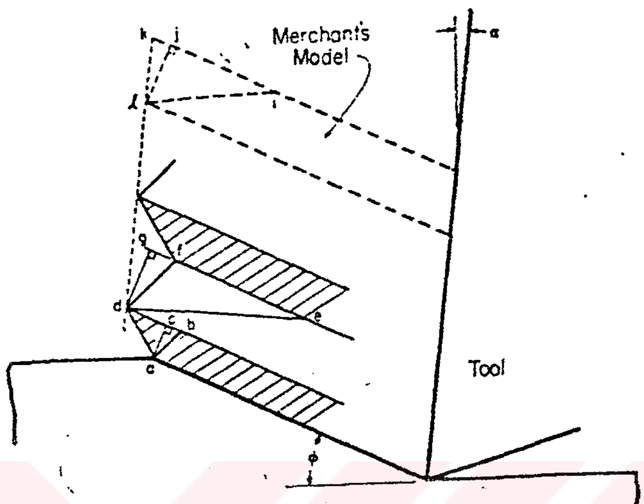
Şekil 4.10 Talaş oluşum modeli :ABCD katmanındaki tamamlanmış deformasyonun ilk kademesi

Model sabit hal işlemiyle ilgili olmasına rağmen yine de iki ayrı işlemden oluşur.Her biri periyodik olarak birbirini izler.Şekil 4.10'da birinci işlem gösterilmektedir. Metalin kalın tabakası (ABCD) kesme yüküne ve sıkmaya maruz kalmaktadır.Gerilme AD düzleminde oluşur ve dislokasyonlar A ile D'de var olur.Bu katmandaki gerinim, $\gamma = \tan(\varnothing - \alpha) + \cot\varnothing$ formülüne karşılık daha küçüktür.



Şekil 4.11. Talaş oluşum modeli : Koyu katmanda tamamlanmış deformasyonun 2.kademesi.

Şekil 4.11'de ikinci kademe gösterilmiştir.ABCD katmanının pekleşmesi netice olarak AD izi üzerinde kesme gerilmesinin artışına sahiptir ve de A ve D noktalarındaki gerilme yoğunluğu büyük sayılarda dislokasyon yaratmak için yeterlidir.Bu dislokasyonların bazıları AD yönü boyunca içe doğru yayılmaya başlarlar ve hızla AD izinin hemen çevresinde kristal düzlemlere uygunca yönelmiş diskolasyon yoğunluğunu etkilerler.Bu koyu tabaka ile temsil edilmiştir.Kaymanın büyük kısmı makroskopik kayma gerinimi gibi koyu katmanda oluşur,bu γ' dan daha büyüktür.Talaşda gerinim dağılımının hetero-jen yapısı şekil 4.12'de gösterilmiştir.



Şekil 4.12 Talaş oluşumunda kayma gerinimi

Gerinim talaş kalınlığının ölçülmesinden hesaplanır , [$\gamma = \tan(\varnothing - a) + \cot\varnothing$] aynı zamanda ik/lj ''dir. Daha kalın katmandaki gerinim basitçe γ_1=ef/dg ve daha incede olan ise $\gamma_2 = \gamma_1 + (bd + ac)$' dir.df ve ab parçaları paraleldirler.İşlem boyunca gerinim hızı heterojen değildir yani , katmanlar aynı kalınlıkta olsaydılar bile kayma gerinimi γ_1 , $\gamma_2 - \gamma_1$ ' den daha küçük hızlarda meydana gelirdi.

Deformasyon için gerilme gerinim eğrisi γ_1 ' e kadar oluşarak başlangıçta γ_0 gerinimiyle deforme olmuş malzeme eğrisinin bütün özelliklerine sahip olacağı umuldu (bu malzeme kesme katmanına ulaşmadan önce oluşur) .Şekil 4.13'de tipik bir gerilme gerinim eğrisi gösterilmiştir.

Kayma gerilmesi dislokasyon yoğunluğunun fonksiyonu olarak tanımlanırsa,

$$\tau = 1.45x10^{-5}.A.G.b\sqrt{\rho} \qquad \text{(psi)} \qquad (4.6)$$

olur , burada :

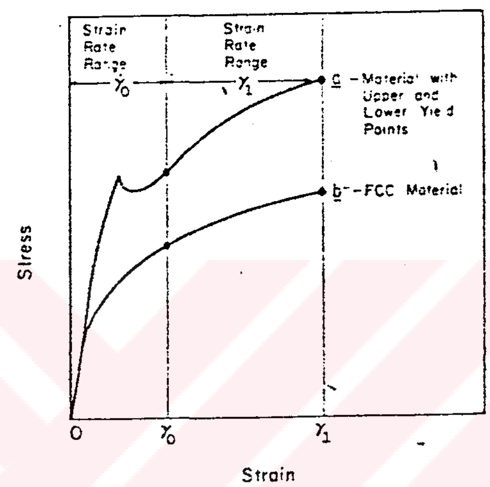
A = Sabit sayı (0 ~ 1)

G = Kayma modülü (din/cm^2)

b = Burges vektör büyüklüğü (cm)

ρ = Dislokasyon yoğunluğu (1/cm^2)

Eğer deformasyon işleminin sabit dislokasyon yoğunluğunda $\rho = 10^{12}$ (cm^{-2}) olduğu farz edilseydi o zaman τ ' nun değeri, A = 0.3 için,Tablo 4.4'de verilmiş data ile uyuştuğu görülecektir.



Şekil 4.13 İş parçasında deformasyon için gerilme gerinim eğrileri

Tablo 4.4.

Malzeme	Burgers vektör b,cm	Kayma düzlem sıcaklığı F°	Kayma modülü din/cm^2	Gerilme τ , psi
Bakır	2.56×10^{-8}	730	4.12×10^{11}	43.8×10^{3}
Aliminyum	2.86×10^{-8}	502	2.3×10^{11}	21.8×10^{3}
Demir	2.48×10^{-8}	840	6.75×10^{11}	70×10^{3}

Sonuç olarak,dislokasyon teorisinin talaş oluşumuna uygulanması kayma gerilmesi için uygun değerler vermektedir.Aynı zamanda bu işlem gerinim ve gerinim hızı içinde iyi tahminler sağlamaktadır.Bu çalışmada önerilen dislokasyon modeli,Black tarafından tek kristallerde elde edilmiş sonuçlarla mukayese edilmiştir ve bunun temel [illegible]liklerinin doğru olduğu gösterilmiştir.Pratik bakımdan talaş oluşumunun,dislokasyon teorik davranış temel değeri talaş ile o kadar çok bağlı değildir,fakat bu değer yeni yaratılmış yüzeyin fiziksel hali ile oldukça bağlıdır.

Childs et al.(1989) metal işlemede sabit hal durumu için talaş ve takım arasında oluşan temas gerilmelerini yarık takım kullanarak hesapladı.Takımdaki yarık,kesme kenarına paralel olmayıp bu kenara dik ve 45° lik bir açıda olacak şekilde seçildi.

Kesme testlerinde pirinç,alüminyum ve çelik boru parçaları kullanıldı.Takımın yarısı Kistler 9257 A modelinde bir dinamometrenin üzerine diğeri de tezgah kızağına bağlandı.Test boyunca takımın radyal ilerlemesi değişerek kesme ve şarj amplifikatöründen 25 Hz.düşük giriş filtresi boyunca geçti.Düz sinyaller mikroişlemcide saklanmadan önce A/D çeviricisinde sayısallaştırıldı.A/D çeviricinin sınırlaması 1 dijit (2.5 N) verecek şekilde birleştirildi.Tablo 4.5'de kesme,ilerleme kuvveti ve talaş geometrisi kayıdları yer almaktadır (değerler 5 testin ortalamasıdır).

Tablo 4.5

İş Malzemesi	Kesme Kuvveti ,N	İlerleme Kuvveti ,N	Talaş Kalınlığı,mm	Talaş Genişliği,mm	Temas Uzunluğu,mm
Pirinç	962	422	0.61	3.33	0.51
Aliminyum	718	457	0.85	3.69	1.72
Çelik	1040	734	0.46	2.83	2.16

45° yarık takım deneylerinden elde edilen kuvvetdeki artış (Δf_k) miktarı denklem 4.7 'de yerleştirilerek,normal gerilme değerleri hesaplanmıştır.

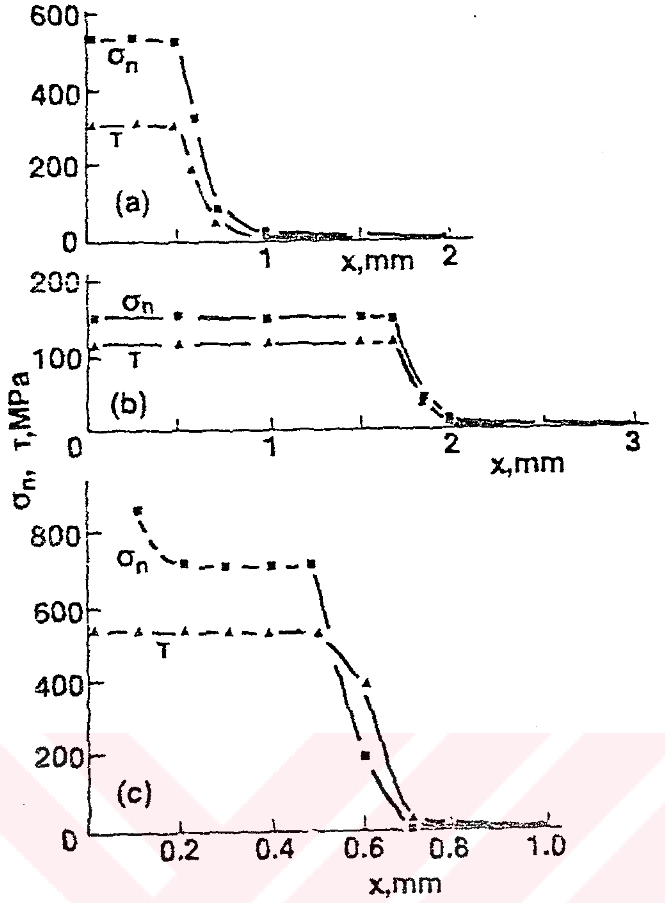
$$\Delta F_k = x^2 . \sum_{i=1}^{n} \sigma_i \qquad (N) \tag{4.7}$$

burada , x : yer değiştirme miktarını (mm) temsil eder.

Benzer şekilde 90° yarık takım testlerinden elde edilmiş sürtünme katsayı değerleri (α_i) denklem 4.8 'de kullanılarak,kayma gerilme değerleri bulunmuştur.

$$\tau_{1,j} : \tau_{2,j} : . . . . :\tau_{m,j} : \tau_j = \alpha_1 : . . . . . . : \alpha_m : 1.0 \tag{4.8}$$

Şekil 4.14 'de testlerden elde edilen sonuçlara göre,takımda oluşan normal ve kayma gerilme eğrileri çizilmiştir.



Şekil 4.14 Temas uzunluğu boyunca τ ve σ_n dağılımı, (a) pirinç (b) Aliminyum (c) Yumuşak çelik

Testlerden şu sonuçlar elde edilmiştir.Şekil 4.14 'de çizilmiş kesme kenarına yakın kısımdaki sürtünme gerilme dağılımları sayısal olarak genel kabul edilmiş görünüş ile uyuşmaktadır.Normal temas gerilme dağılımları Zorev'in önerdiği (şekil 4.1) gerilme formuna uymamaktadır.Pirinç ve aliminyum için takım üzerinden alınıp ölçülmüş temas uzunluğu değeri,formülden hesaplanmış değere yakındır.Çelik için ise uyumsuzdur dolayısıyla deneylerde gerçek temas uzunluğu hakkında belirsiz bir durum vardır.

Bir başka çalışma Black (1979) tarafından yapıldı.Black çalışmasında metal kesmede oluşan akma gerilmesini inceledi.Kayma gerilmesi,ortogonal kesme şartlarında kecisi takımda oluşan yatay (F_H) ve dikey (F_V) kesme kuvvetlerinin ölçülmesi ile saptanır (şekil 4.15).

$F_s = F_H \cdot \cos ø - F_V \cdot \sin ø$ (N) (4.9)

F_s : Kesme kuvveti (N)

ø : Kayma açısıdır.

F_s kuvvetinin çalıştığı alan A_s 'dir.

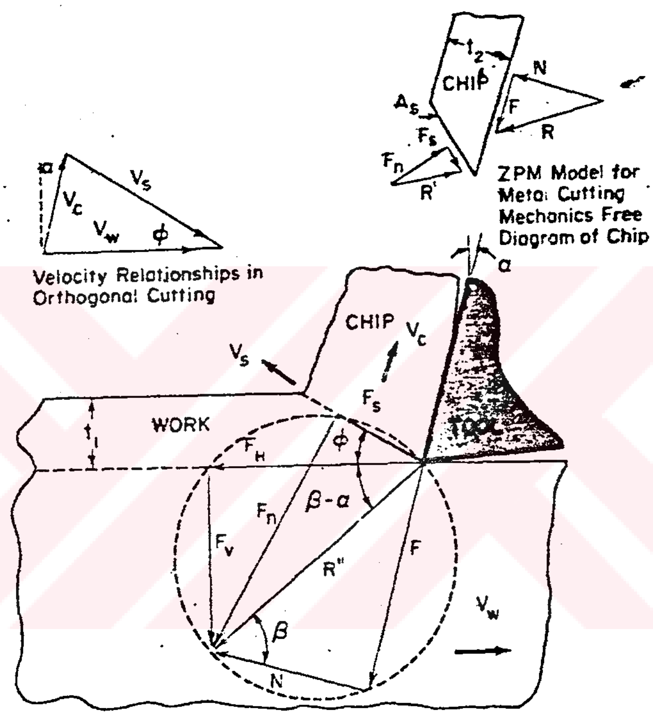
$$A_s = A/\sin\phi = t_1 . w_1 \quad (mm^2) \tag{4.10}$$

t_1 : Kesme derinliği (mm)

w : İş parçasının genişliği (mm)

Kayma gerilmesi ise F_s/A_s oranı olarak tanımlanır.

$$\tau = \frac{F_s}{A_s} = \frac{F_H.\cos\phi - F_V.\sin\phi}{t_1.w_1.\sin\phi} = \frac{F_H.\cos\phi.\sin\phi - F_V.\sin^2\phi}{t_1.w_1} \tag{4.11}$$



Şekil 4.15 Kompozit kuvvet diyagramı

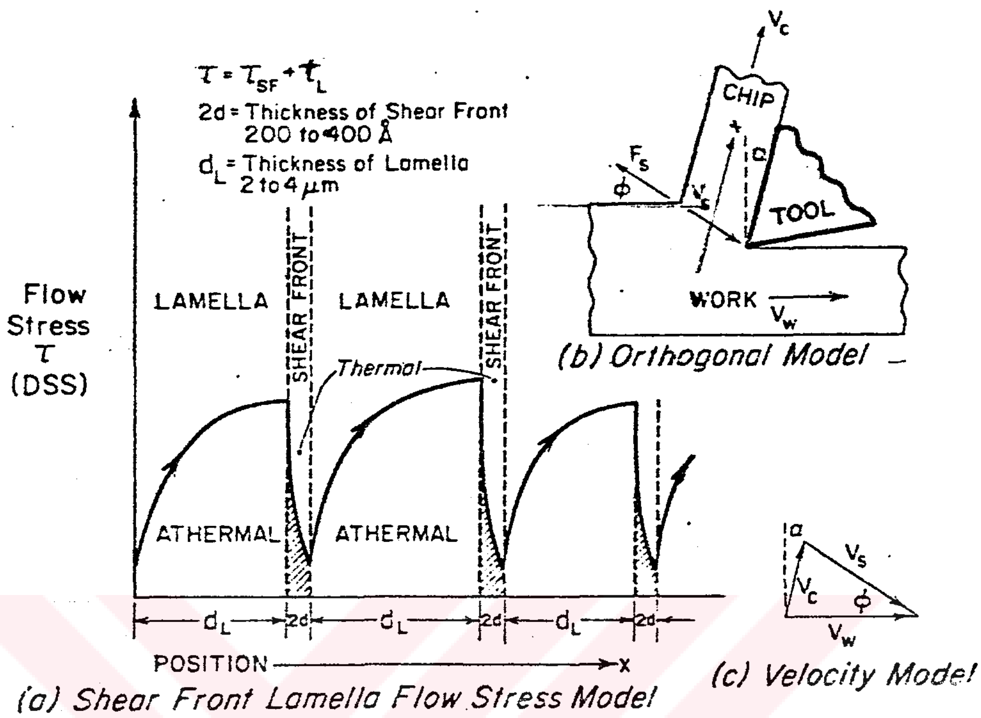
Metal kesmede kayma gerilmesi 2 ayrık kısıma dayanmaktadır:

$$\tau = \tau_{SF} + \tau_L = \tau_S + \tau_g \tag{4.12}$$

τ_{SF} : Kesme yüzünde termal olarak aktif olmuş akış gerilmesinin toplamı,

τ_L : Lamel bölgesinde atermal olarak aktif olmuş akış gerilmesidir.

Bunlar çevrimli modelde oluşur, τ_L yığma hata enerjisi tarafından kontrol edilen dislokasyon kesişim işleminden dolayıdır. τ_{SF} ise yarı kararlı hücrenin yıkılmasından ötürü olmaktadır. Önerilmiş ortogonal model şekil 4.16 (b) 'de gösterilmiştir.



Şekil 4.16 Metal kesmede akış gerilmesi için şematik model

Gerilme dislokasyonlar yarı kararlı yapıya karşı kümelenirken gelişirler.Bu gerilmenin maksimum seviyesine takım ucu deformasyonu tarafından yarı kararlı dislokasyon hücre dağılımına (alien dislokasyonları) dalarak gerekli dislokasyonları alacak enerji tarafından karar verilir.İçine nüfus etme oluştuğu zaman,bu yarı kararlı hücrelerin yıkılmasına ve kendilerini yeniden düzenlemeye sebep olmaktadır.Böylece ısı enerjisi ortaya çıkar.

Gerilme bir seviyeye ulaştığı zaman burada yoğun düğümlerin nüfus etmesi oluşabilir.Önemli bir kesme işleminin ardında başka bir kesme yüzü ortaya çıkar.Lamel'in genişliği "dL" yaratılır.Bu çevrimli işlem şekil 4.16 (a) 'da gösterilmiştir.

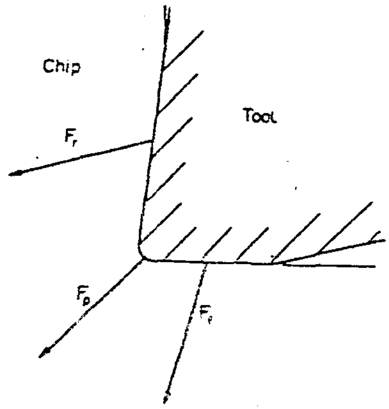
Black şu sonuçları bulmuştur.Takım ucunda var olan dislokasyon kaynakları dislokasyonları,sıkıştırıcı plastik deformasyon tarafından üretilen hücre şebekelerinin içine sürer.Yarı kararlı alt hücre yapılarına karşı dislokasyonlar yığıldığı zaman uygulanan gerilme seviyesinde hızlı yığma ağzı oluşur.Dislokasyonların hücre yapılarına nüfus etmesi, yeniden düzenlenmesi ve yok oluşu,tatbiki gerilme hücrelere nüfus edip,kesme yüzeyinden gelen dislokasyonlardan yeteri kadar büyük olduğu zaman oluşur.Kör veya aşınmış takım (yığma ağızlı takım) çok yayılmış kaynak gibi davranacak iken,çok keskin takım (kesme kenar radyüsü kesme derinliğine kıyasla çok küçüktür) dislokasyonlar için daha yoğun kaynak gibi rol oynar.

4.2. Takım Aşınmasının Gerilmelere Etkileri

İşleme esnasında aşınmanın ilerlemesinden dolayı olan takımdaki gerilme değişikliklerinin incelenmesi önemlidir.Fakat böyle bir araştırmanın gerçekleştirilmesi zordur.Buna karşın aşınma mekanizması teorik olarak açık bir şekilde anlaşılmıştır,bu işlemede azaltılabilir ama işlem esnasında tamamen ortadan kaldırılamaz.Konu hakkında şimdiye kadar yapılan çalışmalar serbest yüzey aşınmasının etkilerini ortaya koyan çalışmalardı.Sadece Balint ve Brown (1964) takım-talaş temas gerilmeleri üzerinde krater aşınma oluşumunun etkilerini göz önüne aldılar.

Chen et al.(1987) kesici takımın aşınma bölgesindeki gerilmeleri ve onu etkileyen faktörleri araştırdı.Orta büyüklükteki bir torna tezgahında kısa süreli (~ 5 sn) testlerle 5 ortogonal kesme işlemi gerçekleştirilmiştir.Testlerde AISI C1050 ve yumuşak çelik iş parçası,6° talaş ve 5° boşluk açısına sahip S6 ,GC135 grad takım kullanılarak işlendi. Test boyunca aşınma bölgesinin geometrisi ve kesme kenar radyüsü değişikliklerinden kaçınmak için tüm kesme kenarında dümdüz bir aşınma bölgesi taşlanmış ve her bir test aşınma bölgesinin körlenmemiş kısmında yapılmıştır.Ayrıca kesme işlemlerinde yığma kenar oluşumundan kaçınmak için nispeten yüksek kesme hız aralıkları seçilmiştir.

Talaş yüzeyinde,takım burnunda ve serbest yüzeyde etkili olan kuvvetler F_R,F_P ve F_F ile temsil edilmektedir (şekil 4.17).



Şekil 4.17 Aşınmış takımda etkiyen kuvvetler

Bu durumda bileşke takım kuvveti (R),

$$\vec{R} = \vec{F}_R - \vec{F}_P - \vec{F}_F \tag{4.13}$$

olmaktadır ve ayrıca,

$$\vec{R} = \vec{R}_x + \vec{R}_z \tag{4.14}$$

burada ($\vec{R}_x$) ilerleme, ($\vec{R}_z$) 'de kesme bileşenleridir.

$\vec{F}_R$ ve $\vec{F}_P$ kuvvetlerinin takım aşınırken degişmeyeceği farz edilerek:

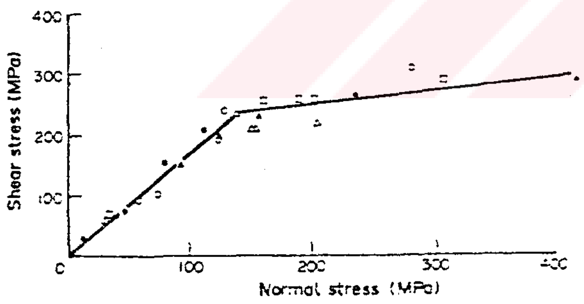
$$\vec{R}_{keskin} = \vec{F}_R + \vec{F}_P \tag{4.15}$$

olacaktır.Bunun sonucunda

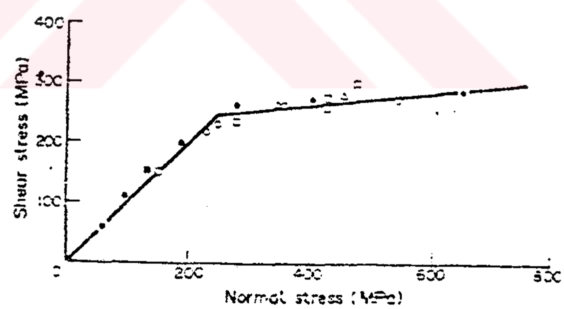
$$\vec{R} = \vec{R}_{keskin} + \vec{F}_F \tag{4.16}$$

olur.

Bu testlerde negatif boşluk açısının değişik derecelerine sahip aşınma bölgeli kesici takımlar gerçek kesme şartları altında aşınma ara bölgesinde normal basınçlar üretmek için kullanıldı.Normal ve kayma gerilmeleri bu testlerden elde edilmiştir ve bunlar şekil 4.18 ve 4.19'da çizilmiştir.



Şekil 4.18 Yumuşak çelik için normal ve kayma gerilme arasındaki ilişki



Şekil 4.19 AISI C1050 çelik için normal ve kayma gerilme arasındaki ilişki

Noktalar kabaca 2 düz doğru olarak gruplanabilir.Grafikler elastik lineer pekleşme malzemesi için gerilme-gerinim grafiğine oldukça benzemektedir.Düşük gerilme seviyesinde kayma gerilmesi,normal gerilme kademesinde arttırılır.Coulomb tipi sürtünme mekanizması,normal gerilmenin bu aralığında tatbik edilir.Temas elastik bir ortamda oluşmaktadır.İki düz çizginin karşılaştığı nokta elastik deformasyondan,plastik akışa geçişi gösteren noktadır. Von Mises kriterinin uygulanmasıyla iş parçasının ara bölgesindeki akma gerilimi bu noktaların gerilme halinden hesaplanabilir.

Yumuşak çelik için : $\sigma^2 + 3\tau^2 = y^2$

$$140^2 + 3(240)^2 = y^2$$

$$y = 440 \text{ Mpa} \quad \text{olur}$$

Benzer tarzda AISI C1050 çelik için :

$$250^2 + 3(250)^2 = y^2$$

$$y = 500 \text{ Mpa} \quad \text{elde edilir.}$$

Tablo 4.6'da testlerden elde edilmiş aşınma bölgesi gerilme değerleri verilmiştir.

Tablo 4.6

	İş Malzemesi			
	Yumuşak Çelik		Orta Karbonlu Çelik	
Takım gradı	Ortalama Normal Gerilme(MPa)	Ortalama kayma Gerilmesi (MPa)	Ortalama Normal Gerilme (MPa)	Ortalama Kayma Gerilmesi (MPa)
GC 135	85	110	155	160
S6	65	100	130	120

Tablo 4.6'da verilmiş aşınma bölgesi gerilmeleri şekil 4.18 ve 4.19 daki düşük gerilme bölgesine denk gelmektedir.Bu demek oluyorki testlerde kullanılan her malzeme için aşınma ara bölgesindeki temas,tek bir sürtünme katsayısına (μ) sahipti. Yapılan testlerde görüldü ki aşınma bölgesinin oluşturulma yöntemi gerilmeler üzerinde kayda değer bir değişikliğe sebep oluyordu.Buna mukabil sürtünme katsayısı değeri hemen hemen aynı kalmaktaydı (tablo 4.7).

Tablo 4.7

Aşınma bölgesinin oluşturulması	Ortalama Normal Gerilme (MPa)	Ortalama Kayma Gerilmesi (MPa)	μ
Taşlama ile oluşturulmuş	250	243	0.97
Doğal olarak oluşup ayrıca taşlanmıştır	125	120	0.96

Bu araştırmadan elde edilmiş sonuçlar aşağıda açıklanmıştır.

Kesme boyunca takım-iş ara bölgesindeki gerilme seviyesi,serbest yüzey altındaki iş parçasının akma pozisyonunun yaklaşık yarısı olacağı bulundu.Bu nedenle aşınma ara bölgesinde takım-iş teması elastik bir yapıdadır.Sabit sürtünme katsayısı bu ara bölgede var olur.O hemen hemen tüm hız,ilerleme ve test edilen takım malzemeleri için sabit kalmaktadır ve özel iş malzemesi için tek gibi görünmektedir.Bu ara bölgedeki gerilme seviyesi direkt olarak iş malzemesinin mekanik özelliklerine bağımlı değildir. Gerçekte ara bölge gerilmeleri takım ucunun hemen önünde gerilme durumu tarafından etkilenir görülmektedir,bu iş parçasının mekanik özellikleri tarafından etkilenir.Takım malzemesi gerilme seviyesi üzerinde nispeten küçük bir etkiye sahiptir.Aşınma bölgesi gerilmesi ve talaş kalınlığı arasında bir ilişki yoktur.Gerçekte normal kesme şartları altında hızın değişmesinin μ üzerindeki etkisi çok küçük olmaktadır.İlerleme arttığı zaman aşınma bölgesi üzerinde etkiyen gerilmeler az bir miktar azalır (ilerleme % 200 arttığında azalma %10'dan az olur).Kesme hızı gerilmeler için hemen hemen çok az bir etkiye sahiptir.

Bu konu hakkında yapılan bir başka çalışma Chandrasekaran et al.(1977) tarafından yapıldı.Gerilme analiz metodu için fotoelastik yöntem seçildi ve aşınma bölgesi taşlanarak oluşturulmuş epoksi reçinesinden yapılmış takım kullanıldı.Araştırmada ince kurşun plaka (~5mm) özel bağlama aparatına yerleştirilmiş epoksi takım (soğuk araldit) kullanılarak,iki boyutlu ortogonal planyalama yöntemi ile işlenmiştir.Deneylerde kesme hızı 0.03 m/dak ve kesme derinliği 0.5 mm seçilmiştir.Talaş açısı -12°,0° ve 12° olan takımlar kullanıldı.Boşluk açısı bütün deneylerde 8° olacak şekilde alındı.

Şekil 4.20'de takımın talaş yüzeyinde ve aşınma bölgesinde oluşan normal ve kayma gerilmelerinin teorik dağılımı gösterilmiştir.

Takım-talaş temasındaki norma ve kayma gerilmeleri takım keskin iken takım kamasında dış yükleri oluştururlar.Serbest yüzey aşınmasının gelişmesi ile birlikte aşın-ma bölgesi gerilmeleri ekstra yük meydana getirirler.Takım talaş temas gerilmelerinin yapısı denklem 4.17'de gösterildiği üzere güç formunda ifade edilebilir.Böyle bir dağılım simülasyon ve prototip kesme testlerinin sonucu ile ispat edilmiştir.

$$\sigma_{\theta R} = \sigma_{RMAX}\left[1-(\gamma / C)^{n}\right] \tag{4.17}$$

burada,

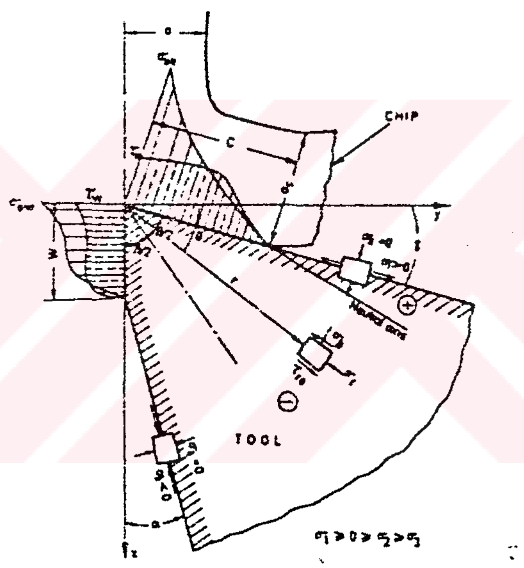
γ : Talaş açısı

C : Talaş-takım temas uzunluğu

σ_{RMAX} : Talaş yüzeyi boyunca olan maksimum normal gerilmedir.

σ_{RMAX} 'ın değeri,iş parçası malzemesi özelliğinin (akmadaki kayma gerilmesi K) şartlarına göre ve talaş açısını γ (radyan olarak) Loladze'nin ifadesini plastik şartlara göre kullanarak ifade edilebilir.

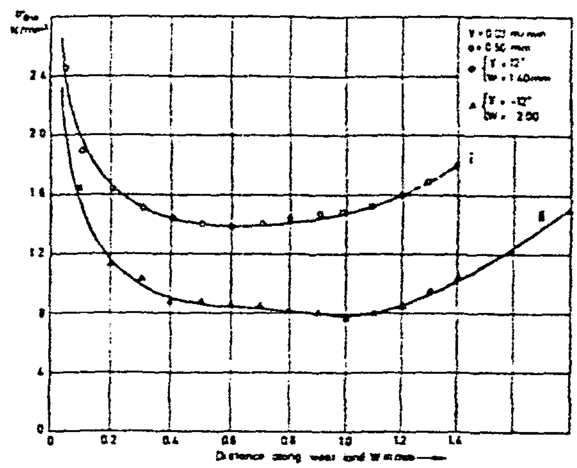
$$\sigma_{RMAX} = 2K(1.3-\gamma) \qquad (4.18)$$



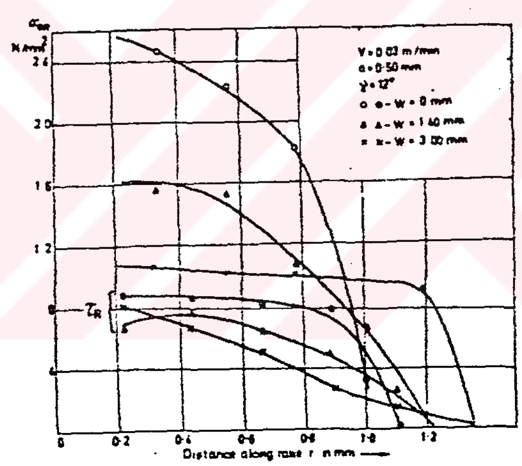
Şekil 4.20 Takım kamasında oluşan sınır yük ve gerilme dağılımları

Şekil 4.21'de fotoelastik testlerden elde edilmiş tipik aşınma bölgesi temas gerilmeleri dağılımı görülmektedir.Şekil 4.22'de ise takım-talaş temas gerilmeleri çizilmiştir.

Yapılan testlerden şu sonuçlar elde edilmiştir.Aşınmanın temas gerilmeleri ve takım mukavemeti üzerinde etkisi olduğu bulunmuştur.Aşınma bölgesinde artan ek kuvvetler,bileşke kuvvetlerin yön ve büyüklüğündeki tüm değişiklikleri etkiler.Talaş açısı ve aşınma bölgesi temas gerilmelerinin (ortalama değerler) her biri serbest yüzey aşınmasının artması ile azalırlar.Pozitif talaş açılı takımda ortalama normal ve kayma gerilmeleri birbirine yaklaşır,bu güçlü bir sürtünmenin varlığını gösterir.İlave olarak teorik gerilme değerleri (~14 N/mm^2) deneysel değerler ile (~10 N/mm^2) karşılaştırıldığı zaman nispeten daha fazladırlar.Bu fark muhtemelen sınırsız takım iş parçası temas rijidliğinin geçersiz kabulünden ve serbest yüzey aşınma bölgesinde birleşmeye eşit sabit sürtünme katsayısından dolayıdır.



Şekil 4.21 Aşınma bölgesi temas gerilmeleri



Şekil 4.22 Takım -talaş teması boyunca normal ve kayma gerilmelerinin dağılımı

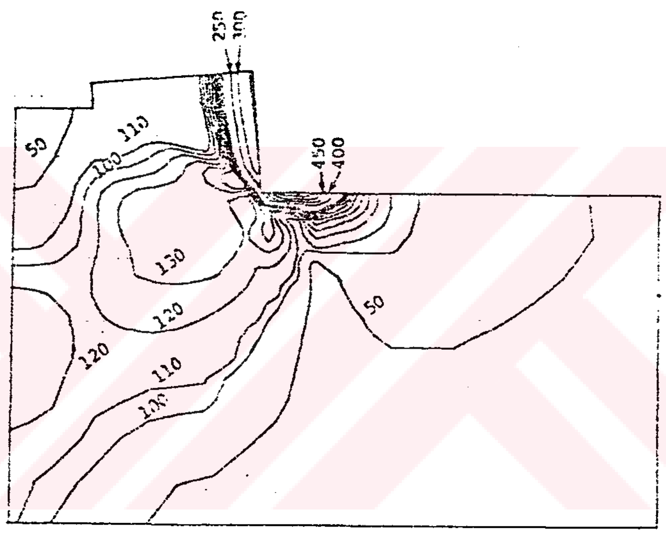
4.3. Takım Geometrisinin Gerilmelere Etkileri

Metal işlemede oluşan gerilmelerin hangi faktörler tarafından etkilendiğini araştırmak için araştırmacılar değişik test yöntemleri denediler.Bunlardan biri de takım geometrisinde yapılacak değişikliklerin gerilmelere etkisinin nasıl olacağı şekilindeydi.Bu amaçla Dokamısh (1988) pahlı bir takımda oluşan gerilmeleri sonlu eleman programı kullanarak araştırdı.Sekiz değişik geometrik durum göz önüne alınıp problem düzlem-gerilim şeklinde ve 2 boyutlu olarak düşünülmüştür.Plaketin malzemesi homojen ve izotropik kabul edildi.Programda kullanılan iş parçası ve takım malzemesine ait değerler tablo 4.8 de verilmiştir.

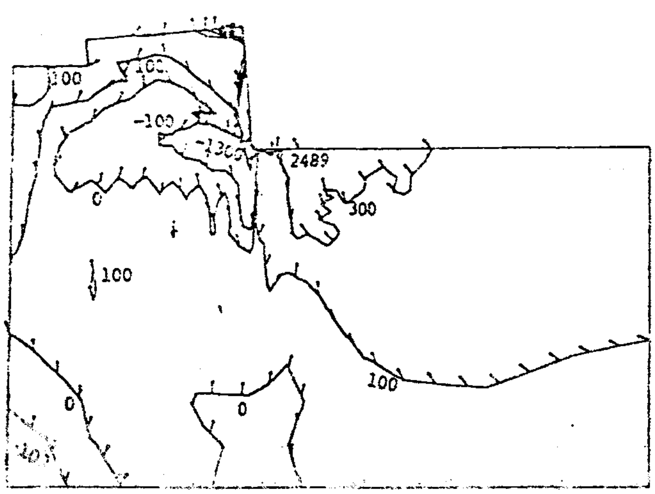
Tablo 4.8

	Young modülü (N/mm^2)	Akma Mukavemeti (N/mm^2)	Poisson Oranı
İş Parçası	0.21×10^6	203.4	0.3
Takım Malzemesi	0.35×10^6	1400	0.25

İş parçasında oluşan kayma ve asal gerilme konturları şekil 4.23 ve 4.24 'de gösterilmiştir. Çizimler çıkış açısı (α) 90° için çizilmiştir.



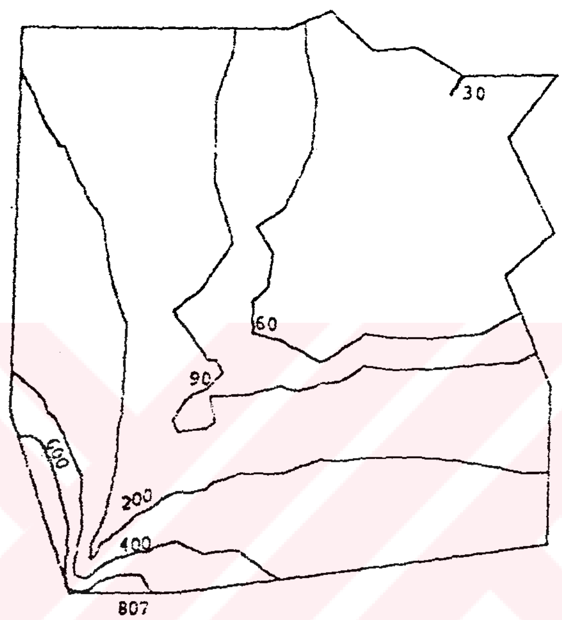
Şekil 4.23 İş parçası için maksimum kayma gerilme konturları (N/mm^2)



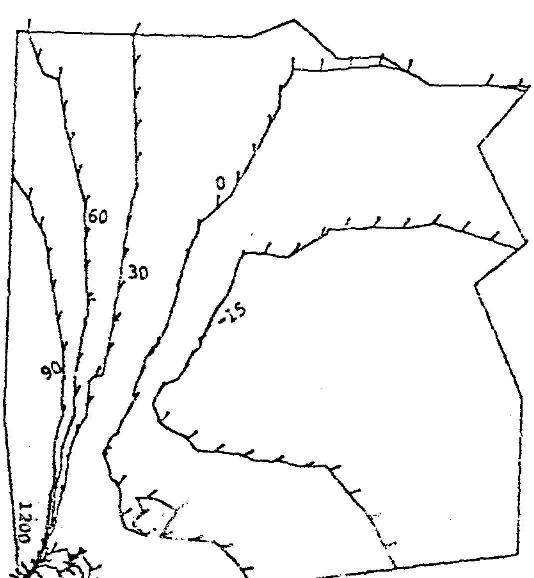
Şekil 4.24 İş parçası için maksimum asal gerilmeler (N/mm^2)

α = 90° çıkış açısı için pahın bulunması negatif yönde maksimum kayma gerilme konturlarının dönmesini önleyemez.Kayma açısı (ø) yaklaşık olarak 20° bulunmuştur. α = 60° için ø açısı hemen hemen 2° azalır.Tehlikeli talaş dönme ihtimali α = 60° için azaltılmıştır.Pah açısının 5°' den 20°' ye çıkarılması,negatif yöndeki maksimum kayma gerilme konturlarının bölge büyüklüğünde artış ile sonuçlandı.

Şekil 4.25 ve 4.26 'da takımda oluşan maksimum kayma ve asal gerilme konturları çizilmiştir.



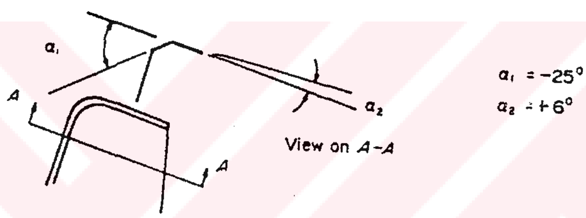
Şekil 4.25 Takım için maksimum kayma gerilmesi (N/mm^2)



Şekil 4.26 Takım için maksimum asal gerilme (N/mm^2)

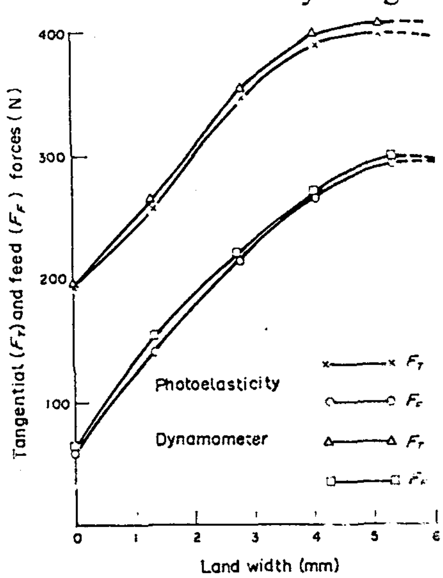
Pah açısı arttığı zaman kayma gerilmesine artış olmaktadır.Kayma gerilmelerinin seviyesindeki kesme kenarına yakın bu artış,çıkış açısının (α) 90° ' den 60° ' ye olan değişikliği tarafından etkilenmez.Talaş genişliği deforme olmamış talaş kalınlığına eşit olduğu zaman,pah açısındaki değişimin maksimum kayma gerilmesine hemen hemen hiç bir etkisi olmamaktadır.

Bir başka çalışma Almad et.al.(1988) tarafından yapılmıştır.Bu kişi çift talaş açılı takımlarda oluşan gerilmelerin analizi için fotoelastik yöntemi kullandı.İşlemin esası kurşun alaşımın (%0.04 Te , %0.06 Cu) fotoelastik takım (Columbia Resin CR-39) ile ortogonal olarak işlenmesini içerir.Testlerde 5 değişik takım kullanıldı.Kesme derinliği 0.203 mm ve kesme hızı da 2.93 m/dak olarak sabit tutuldu.Takım geometrisi şekil 4.27 de gösterilmiştir.



Şekil 4.27 Çift talaş geometrisi -ASME sistem

Her bir takım için araştırılan izokromatik ve izoklinik halka modelleri fotoğraf çekilerek kaydedildi ve kuvvetin tanjant ve ilerleme bileşenleri iç donanımı sekronize gerinim mastarlı dinamometre kullanılarak elde edildi.Şekil 4.28'de dinamometre ve fotoelastik testlerden elde edilen kuvvetlerin mukayesesi gösterilmiştir.



Şekil 4.28 Kuvvetlerin mukayesesi

Elde edilen bu kuvvetler gerilmelerin hesaplanmasında kullanıldı.

$$\tau = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)}{2}.\sin ø = \frac{NF}{2} \sin ø \quad (4.19)$$

burada; τ = Talaş yüzeyi boyunca oluşan kayma gerilmesi (N/mm^2)

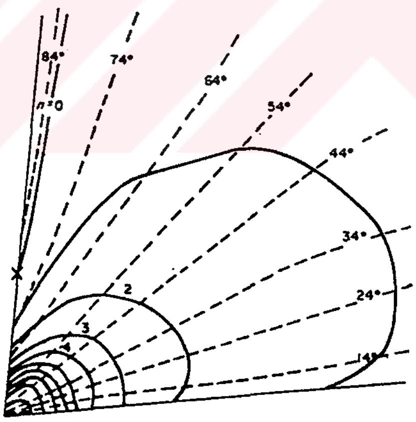
σ_1 , σ_2 = Asal gerilmeler $\sigma_1 > \sigma_2$ (N/mm^2)

F = Model halka değeri (2.64 N/mm^2)

N = Halka katsayısı

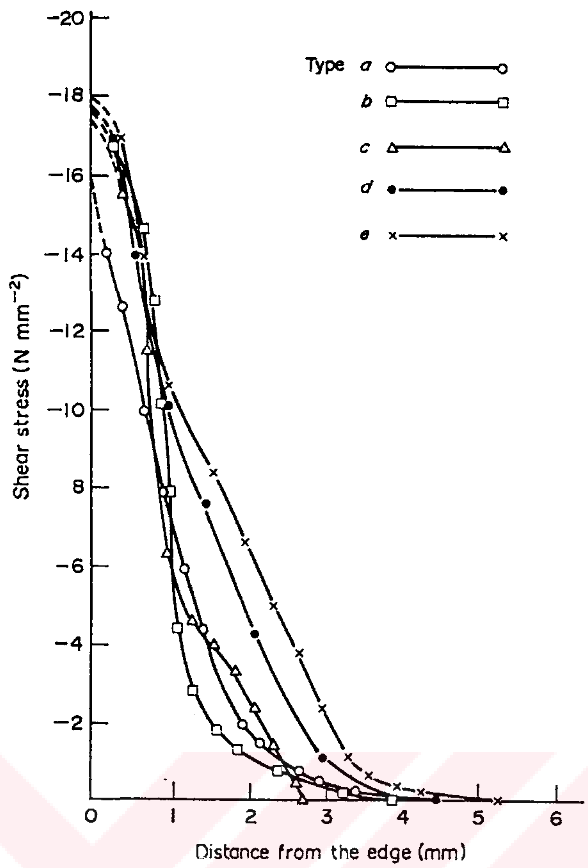
ø = Talaş ve normal yüzey arasındaki açıdır.

Atölye mikroskopu altında fotoelastik takımlarda talaş-takım temas uzunluğunu ölçmek zor olduğu için her bir test aynı kesme şartları altında iki kere yapıldı.İlk önce siyah fon tabaka kullanılarak izokromatikler ve izoklinikler elde edildi ve sonradan talaş ayrılma noktası yani temas uzunluğu beyaz açık fon tabaka kullanılarak elde edildi.Kullanılan takım için izokromatik ve izoklinik harita (negatif talaş açısı için) şekil 4.29'da gösterilmiştir.



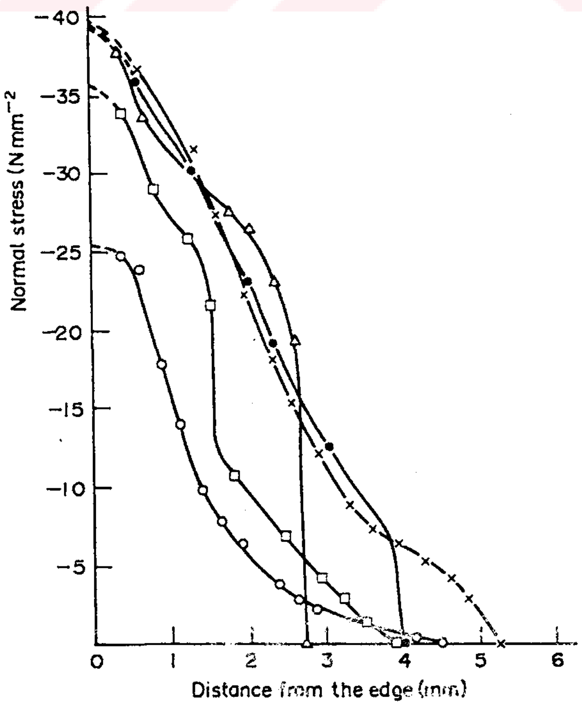
Şekil 4.29 İzokromatik ve İzoklinik halkalar

İncelenen çeşitli takım geometrileri için kayma gerilme dağılımları şekil 4.30'da gösterilmiştir.Her bir takım şekli için kayma gerilmesi kesme kenarında maksimum olur ve talaşın talaş yüzeyinden ayrıldığı noktaya kadar sıfır değerine düşer.Grafikden görüldüğü gibi negatif bölge genişliği artdığı zaman gerilme dağılım eğrileri sağa doğru kaymaktadır. Önceki araştırmacıların bulgularına tamamen zıt olarak kayma gerilmesinde,kesme kenarına yakın sabit bir bölge oluşmamaktaydı.



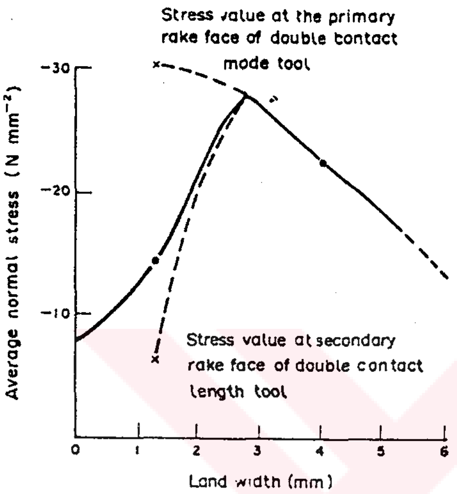
Şekil 4.30 Talaş yüzeyi boyunca kayma gerilme dağılımı

Beş takım için incelenen normal gerilme dağılımları şekil 4.31'de gösterilmiştir. Takım kenarındaki sıkıştırıcı gerilme seviyesi negatif açılı takım kullanıldığı zaman artar.

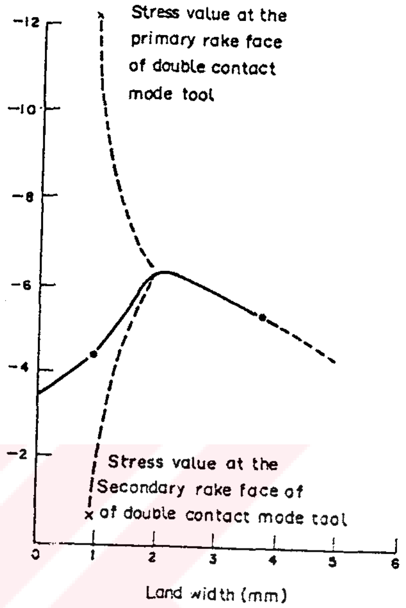


Şekil 4.31 Talaş yüzeyi boyunca normal gerilme dağılımı

Talaş yüzeyindeki ortalama kayma ve normal gerilme seviyesindeki negatif alan varlığının egemen olan etkisi açıkca şekil 4.32 ve 4.33'de gösterilmiştir.Ortalama gerilme değerleri bölge genişlik artışı ile optimum bölge genişlik şartındaki maksimuma kadar artar,daha sonra doğal negatif talaş temasının pozisyonuna doğru azalışa geçer.



Şekil 4.32 Talaş yüzeyindeki ortalama normal gerilme



Şekil 4.33 Talaş yüzeyindeki ortalama kayma gerilmesi

Ortalama talaş yüzeyi gerilmeleri temas uzunluğu artışı ile azalır.Çift talaş açılı takımlar için fotoelastik testlerden elde edilmiş normal ve kayma gerilme dağılımları , kuvvetlerin paylaşılmasına imkan verir ve bu nedenle ortalama normal ve kayma gerilmeleri negatif ilk ve pozitif ikinci talaş yüzeylerine yönelmektedir.Örneğin çift talaş açılı takımda toplam normal kuvvetin % 65'i negatif ilk talaş yüzeyinde ve geri kalanıda pozitif ikinci talaş yüzeyinde kalır.Bu sebepten ilk talaş yüzeyi üstünde ortalama gerilme değerleri, ikinci talaş yüzeyi üzerinde olanlardan daha yüksektir.Eğilimler ortalama gerilmeler için bu bulunanların tersidir.Optimum temas takımı için gerilme gradyanları diğer düşünülen takım şekilleri için daha azdır.Bu yüzden optimum temas şartları dışında önceden takım ömründe azalma ve serbest yüzey aşınmasında artma gözlendi.

4.4. Gerilmelerin Sonlu Elemanlar Metoduyla Analizi

Sınırdaki ve takım gövdeki içindeki gerilmelerin saptanması için önceden yapılmış araştırmalar bir yüzeyde statik olarak yüklü 2-boyutlu sınırsız elastik kama etmenlerine dayandırıldı. Talaş-takım temas şartları, yoğunlaşmış nokta yük dağılımından, değişik poli-nominal dağılımlar tarafından temsil edilen dağınık yüklere kadar bir dizin yük aralığında simule edildi. Ancak bu analizler alakalı olduğumuz alanda, yani kesme kenarına yakın, doğru bilgiyi sağlayamadı. Ek olarak takım kenarında oluşan şartlar, çok geniş kesme şartları aralığında tek gerilme fonksiyonu tarafından yeterince temsil edilemedi.

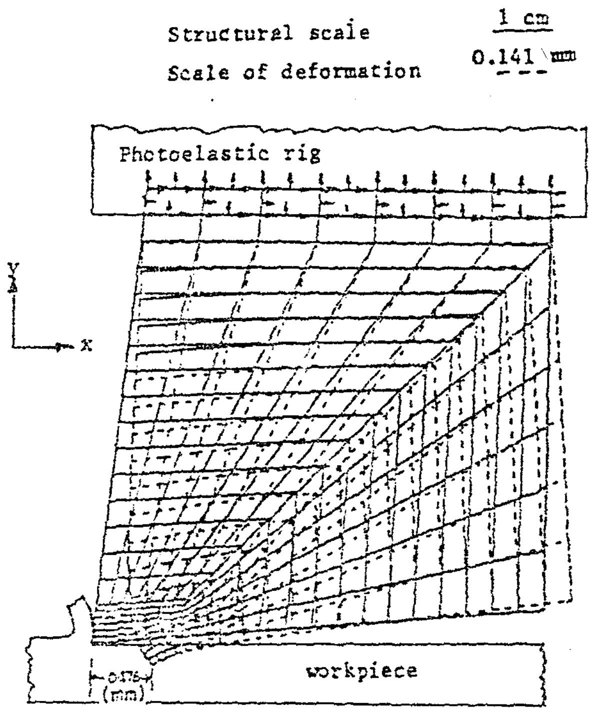
Sonlu elemanlar ile yapılan çalışma, başlıca 2 alanda yoğunlaştırıldı ; talaş ve iş parçasını talaş ayrılma noktasında incelemek ve kesici takımda kesme esnasında oluşan gerilmeleri saptamak. Ancak en son yapılan araştırmalarda, takım çokca basit bir model gibi ele alındı ve önceki tekniklerdeki gibi yetersiz sınır temsillerinden dolayı iyi bir sonuç alınamadı.

Gelişmiş sonlu eleman programları ile işleme şartlarının ve sınır değerlerinin kolayca temsil edilebilmesi, sıcaklık veya gerilme dağılımlarının analizleri için geniş bir kabul bulmaktadır. Sonlu eleman metodunun çok yönlülüğünden dolayı ve bilgisayar teknolojisindeki gelişme ile beraber, kesici takımda oluşan termal ve gerilme halini doğru bir şekilde mükemmelleştirme, analiz etme ve değerlendirme yapmak mümkündür.

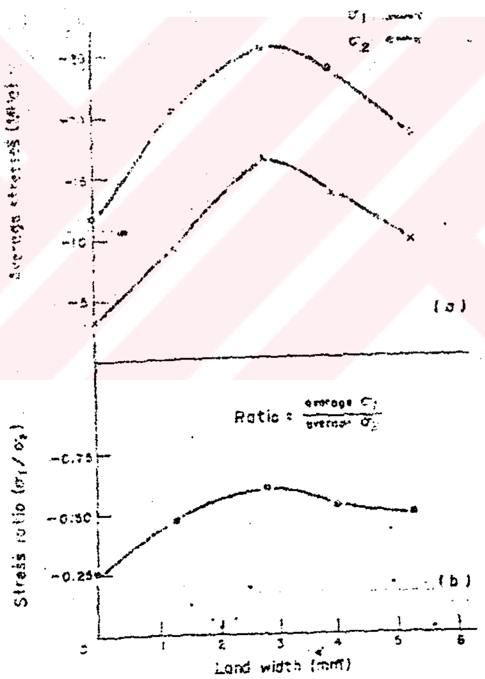
Ahmad et al.(1988) sonlu eleman programı kullanarak takımda oluşan gerilme dağılımını elde etti. Bu kişi çalışmasında ilk önce fotoelastik yöntemi kullanarak takımda oluşan kuvvet değerlerini ve gerilmeleri buldu. Daha sonra elde edilen kuvvetler PAFEC 75 sonlu eleman programında kullanılarak analiz edildi ve takımlardaki deformasyonlar ile gerilmeler bulundu.

Şekil 4.34'de pozitif takım için deformasyon modeli kesik çizgiler ile gösterilmiştir.

Şekilden de görülebileceği gibi maksimum deformasyon takım ucunda gerçekleşti (0.176 mm). Böyle bir deformasyon kenarı mikro kopmaya daha eğilimli ve kenar mukavemeti 'nin azalmasına sebep olur. Beş takımın her biri için talaş yüzeyi boyunca ortalama asal gerilme değerlerinde ki değişim şekil 4.35(a)'da gösterilmiştir. Şekil 4.35 (b)'de görülür ki maksimum asal gerilmelerin maksimum oranı (σ_1/σ_2) negatifdir ve 1'den azdır.



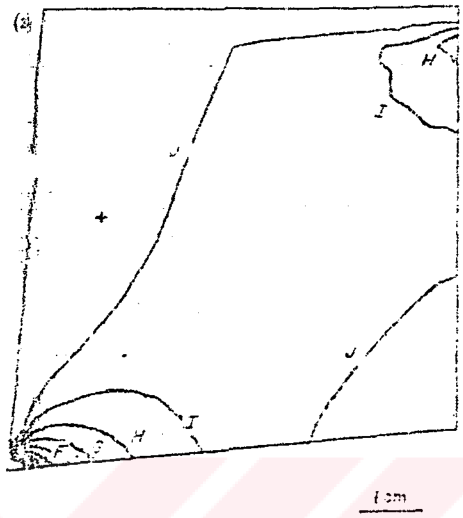
Şekil 4.34 Takım deformasyonu



Şekil 4.35 Talaş yüzeyi boyunca ortalama gerilme

Bölge genişliği 3 mm olduğunda asal gerilmeler ve gerilme oranı maksimum olmaktadır. Sonlu eleman analizinden bulunan artan bölge genişliği ile ortalama gerilmelerdeki trend fotoelastik analizden bulunan ile benzerdi ve Chao ile Trigger'in (1944) sınırlı temas araştırmalarında ortaya çıkan bulguları destekliyordu.

Şekil 4.36'da takım gövdesi içinde oluşan σ_2 asal gerilme konturları pozitif takım için çizilmiştir.Benzer eğilimler σ_1 asal gerilme kontur çizimleri için ayrıca gözlendi.Bu şekiller yazar tarafından fotoelastik deneylerde elde edilmiş izokromatiklere benziyordu.



Şekil 4.36 Asal gerilme konturları

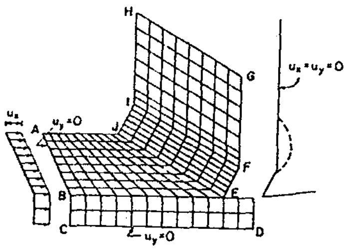
Her 2 asal gerilmede kesme kenarına yakın sıkıştırıcı olmaktadır.Çekme ve sıkıştırma altındaki takım alanı ve bu ek bölge kesme kenarından uzakta çekme alanına hareket eder.Takımın şekli ve boyutları açıkca takımdaki çekme ve sıkıştırıcı bölgeleri etkiler.

Bir başka çalışma Komvopoulos et al.(1991) tarafından yapılmıştı.Kesme işlemi ekranda 5 çeşit değişik malzeme modeline sahip takımlar için simule edildi.Tablo 4.9'da simülasyonların özeti verilmiştir.Takımlar aşınmamış ve yığma ağız oluşmuş şekilde (4 takım için) ,bir de krater aşınması ve yığma ağızlı olacak şekilde tasarlanmıştır. Malzemeler EPP (Elastik mükemmel plastik) ve EPHSR (İzotropik gerinim pekleşmeli ve gerinim hız duyarlı elastik plastik) olarak seçildi.

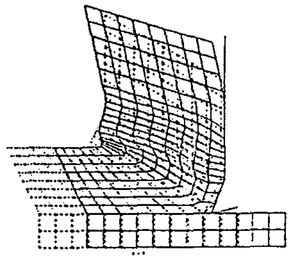
Tablo 4.9

Simulasyon	Malzeme yapı modeli	Sürtünme katsayısı	Takım geometrisi
1	EPP	0.0	Aşınmamış+Yığma ağız
2a	EPHSR	0.0	Aşınmamış+Yığma ağız
2b	EPHSR	0.15	Aşınmamış+Yığma ağız
2c	EPHSR	0.50	Aşınmamış+Yığma ağız
3	EPHSR	0.15	Krater aşınması+Yığma ağız

Şekil 4.37'de mesh konfigürasyonu ve takım geometrisi gösterilmiştir.Kesik çizilen eğri aşınmış takım (kraterli) ile metal kesme analizinde talaş yüzeyinin değişmesini temsil eder.Kesme işleminin sınır şartları,takım yüzeyinin sabitlenmesi ve ABC doğrusundaki düğümlerin x yönünde yer değiştirme (U_x) miktarı ile sınırlandırılması tarafından yapıldı.

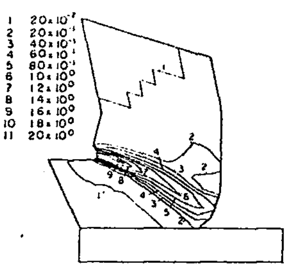


Şekil 4.37 Sonlu eleman modelindeki sınır şartları

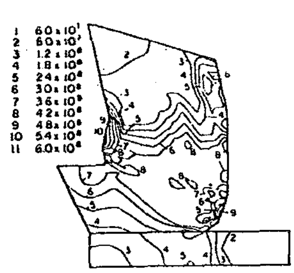


Şekil 4.38 Deforme olmuş model (EPP, μ = 0,aşınmamış+yığma ağız)

Şekil 4.38'de elastik mükemmel plastik iş parçası malzemesinin bozulmuş (düz çizgiler) ve bozulmamış (kesik çizgiler) meshler ve sürtünmesiz ara temasın (μ = 0) ideal durumu temsil edilmiştir.Eş değer toplam plastik gerinim ve Von Mises gerilmesinin izo-gerinim ve izo-gerilme konturları şekil 4.39 ve 40'da gösterilmiştir.

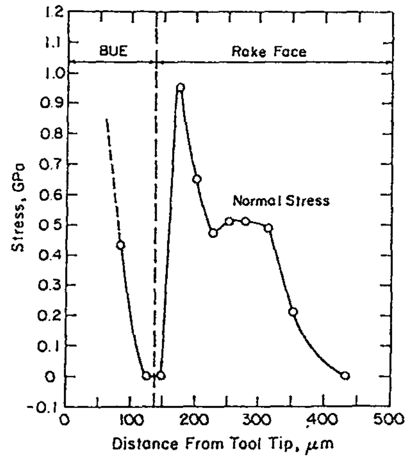


Şekil 4.39 Plastik gerinim konturu



Şekil 4.40 Gerilme konturları

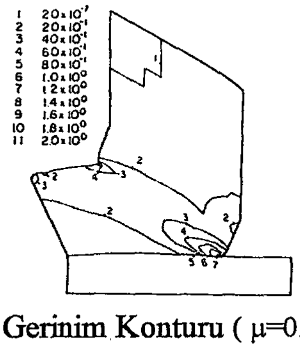
Kabul edilen kesme şartları altında maksimum plastik gerinim,birinci kayma bölgesinin merkez kısmında oluşarak 1.0 Pa ile 1.4 Pa'lık bir değer alır.İş parçası malzemesinde oluşan Von Mises gerilmesinin değişimi gösterdi ki birinci kayma bölgesi civarında, takımın talaş yüzeyi ve talaşın yığma kenar ile temasda olduğu yerlerde gerilmelerin değeri artar.



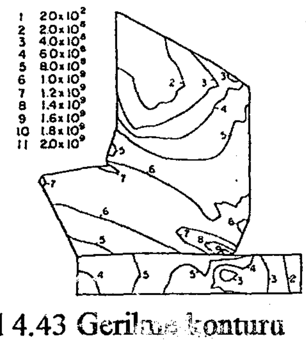
Şekil 4.41 Talaş yüzeyindeki normal gerilme dağılımı

Şekil 4.41'de takımın talaş yüzeyinde oluşan normal gerilmenin sabit durum dağılımı çizilmiştir. Talaş yüzeyinin üstünde oluşan gerilme değişimi,deneysel olarak saptanmış gerilme dağılımları ile nitel olarak uyuşmaktadır (Usui 1984).Bununla birlikte talaş yüzeyi ve yığma kenar (BUE) arasındaki geçiş bölgesinde gerilmede oluşan azalma ve artmaların gerçek kesme işleminde muhtemelen oluşmayacağı belirtilmiştir.

Sürtünmenin var olduğu modelde talaş sürtünmesiz duruma nazaran talaş yüzeyine daha çok yaklaşmakta yani talaşın kıvrılması az olmakta ve böylece daha uzun temas uzunluğu oluşmaktadır. Sürtünme katsayısı 0.5 olarak alındığı zaman modelde talaşın takımın talaş yüzeyinden ayrılması yani kıvrılması diğer modellere nazaran daha çok zaman alır. Bu da bize temasın daha uzun olacağını gösterir. Bundan başka modelde yatay kısımda daha fazla deformasyon oluşur.

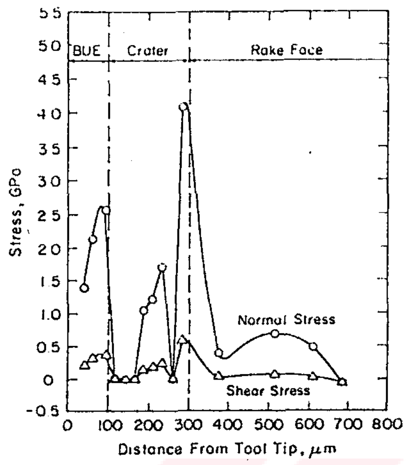


Şekil 4.42 Gerinim Konturu (μ=0.5,EPHSR)



Şekil 4.43 Gerilme konturu (μ = 0.5,EPHSR)

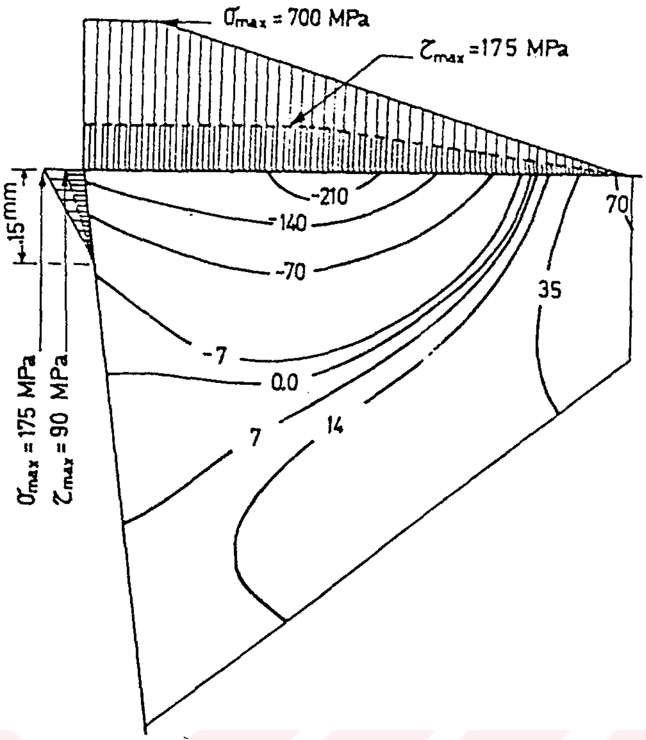
Şekil 4.43'de σ^{eq} belirtilmiştir, burdan görülür ki sürtünmenin bileşke gerilme üzerine etkisi oldukça sınırlıdır.Burada dikkati çeken bir noktada kesilmiş iş parçasında artık gerilmeler nispeten yüksektir.



Şekil 4.44 Talaş yüzeyindeki normal ve kayma gerilmesi (EPHSR,μ = 0.15; takım = krater + yığma kenar)

Şekil 4.44'de takım ara temas yüzeyindeki kayma gerilmesi ve normal gerilme dağılımı çizilmiştir.Eğriden görülebileceği gibi krater gerilme profillerini büyük miktarda bozar.Normal gerilme kraterin ön kesici kenarında artar.Normal ve kayma gerilmesinin her ikisi birden yan kesici ağızın çevresinde ani olarak sıfıra yaklaşacak bir şekilde azalır. Maksimum normal gerilme kratersiz takımda oluşan gerilme değerinin yaklaşık 2 katıdır. Bununla birlikte talaş yüzeyinin üzerinde kraterdeki gerilmeler aşınmamış takım ile üretilene benzerdir.

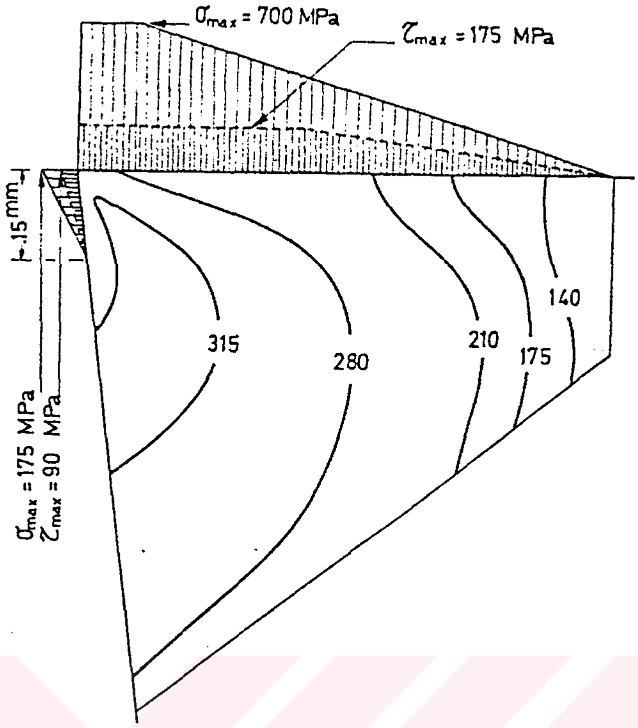
Gerilmelerin sonlu elemanlar programı kullanılarak yapılmış bir başka çalışması Tlusty et al.(1978) tarafından yayınlandı.Gerilme analizi basit olması için sonlu eleman tekniğinde düzlem gerinim kabul edilerek yapıldı.Bundan başka plaketin malzemesi homojen ve izotropik olarak düşünüldü.Tatım tutucusu ve plaket farklı boyutta elementlere bölündü,fakat kesme kenarında yaklaştıkça element büyüklüğü azaldı.Büyük bir katılık matrisi tüm sistem için oluşturuldu ve çözüm bir adımda tamamlandı.Şekil 4.45'de uç bölgesinin detaylı bir şekli ve gerilme dağılımı gösterilmiştir.



Şekil 4.45 Takım ucundaki gerilme

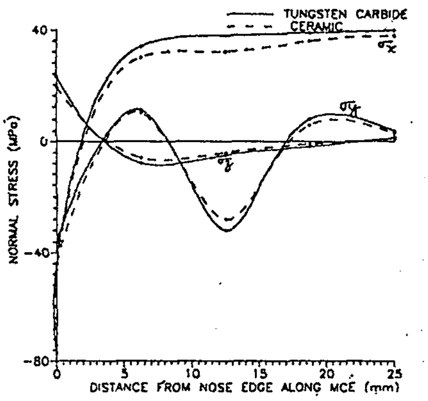
Deforme olmamış talaş kalınlığı 0.25 mm ve temas uzunluğu 1 mm alınmıştır. Deforme olmamış talaş kalınlığının yarısına kadar normal gerilme sabit kalır (700 MPa), daha sonra lineer bir şekilde temas uzunluğunun sonuna kadar azalır.Teğetsel gerilmede kesme kenarından 0,4mm uzaklığa dek 175 Mpa'lık bir değerde sabit kalıp,talaş temasının sonuna kadar lineer azalır.Serbest yüzeydeki gerilme aşınma bölgesinin genişliğine bağlıdır.Kesme kenarında normal gerilme maksimum 175 Mpa değerine ulaşır.Teğetsel gerilme normal gerilmenin yarısıdır.

Bütün kenarların yakınında çekme gerilmesi yoktur ve birde sıkıştırıcı gerilmeler sıfır eksende düşüktürler.Bu tüm alanda çekme gerilmesinin en büyük değeri 70 MPa'dır.Karbid takımda temas uzunluğunun yaklaşık 3 katı kadar uzaklıkta 138 Mpa'lık maksimum gerilme oluşur.Bu Loladze'nin deneysel olarak bulduğu sonuç ile uyumludur.Takım ucundan uzakta plaketde çekme gerilmesi tekrardan azalır.Takım sapında ise tekrardan artmaya başlar.Bu gerilme sabitlenen son noktaya kadar sürekli artar ve 210 MPa'lık bir değere ulaşır.Ana eksen üzerinde sıkıştırıcı gerilme kesme kenarına doğru artar ve onun çevresinde 700 Mpa'lık değere ulaşır.Tarafsız eksen üzerindeki asal gerilme ile ana eksen arasındaki büyük farklılık şekil 4.46'da gösterildiği gibi büyük kayma gerilmeleri üretir.Kesme kenarına yaklaşıldıkça onlar artar ve 315 Mpa'lık değere ulaşır.



Şekil 4.46 Maksimum kayma gerilmesi

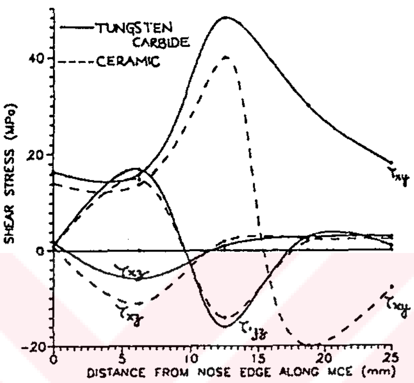
Ranganath (1993) ANSYS sonlu eleman programını kullanarak 3 boyutlu olarak gerilme dağılımını elde etdi.Analiz için sistem statik ve elastik olarak kabul edildi. Meshlemede 8 düğümlü izo-parametrik elementler kullanıldı.



Şekil 4.47 Takım burnunda ana kesme kenar boyunca normal gerilmenin değişimi

Şekil 4.47'de tungsten karbid ve seramik takımlar için ana kesme kenarındaki normal gerilme dağılımı gösterilmiştir.Talaş akış yönündeki gerilmeler periyodik çevrimde sıkıştırıcı gerinimden dolayı değişeceği gözlendi.Kesici kenar boyunca gerilmenin artan bir şekilde gerinimdeki şıkıştırmadan değiştiği ve spesifik uzunluktan sonra sabit bir değere ulaştığı bulundu.Bundan başka talaş yüzeyinde olan dik yöndeki gerilme belirli bir uzaklığın üstünde dağılmış sıkıştırıcı gerinimden dolayı değişir.

Tungusten karbid ve seramik takımlar için ana kesici kenardaki kayma gerilmesinin değişimi 4.48'de gösterilmiştir.Gerinimden sıkıştırmaya olan değişiklik değişik yönlerde kesici kenarın üstünde bir uzaklıkta gözlenebilir.Böyle bir analiz kesici kenarda gerilme durumunun araştırılmasında çok yararlıdır.



Şekil 4.48 Takım burnundan ana kesme kenar boyunca kayma gerilmesinin değişimi

5. TEK KESEN AĞIZLI BİR TORNALAMA TAKIMINDA TALAŞ KALDIRMA ESNASINDA OLUŞAN GERİLME DAĞILIMININ ANALİZİ

Pozitif talaş açılı bir torna kaleminde oluşan gerilme dağılımının analizi için Lusas sonlu eleman analiz programı kullanıldı.Programda kesme işlemi,2 boyutlu sabit hal (steady state) ve düzlem gerinim olarak kabul edildi.İlk olarak geometrik modelin oluşturulması için tanımlanan noktalardan çizgiler yapıldı.Daha sonra bu çizgiler yüzeylerin üretilmesinde kullanıldı.İşlem boyunca toplam 3 yüzey yaratıldı.Bunlardan biri takım, diğeri altlık ve sonuncusuda takım tutucusu (sap) idi.Yüzey modelleme işleminden sonra yüzeyler üçgen (TPN3) mesh tipi seçilerek meshlendi.Bir sonraki kademede malzemeye ait bilgiler programa girildi.Bunlar tablo 5.1'de verilmiştir.

Tablo 5.1

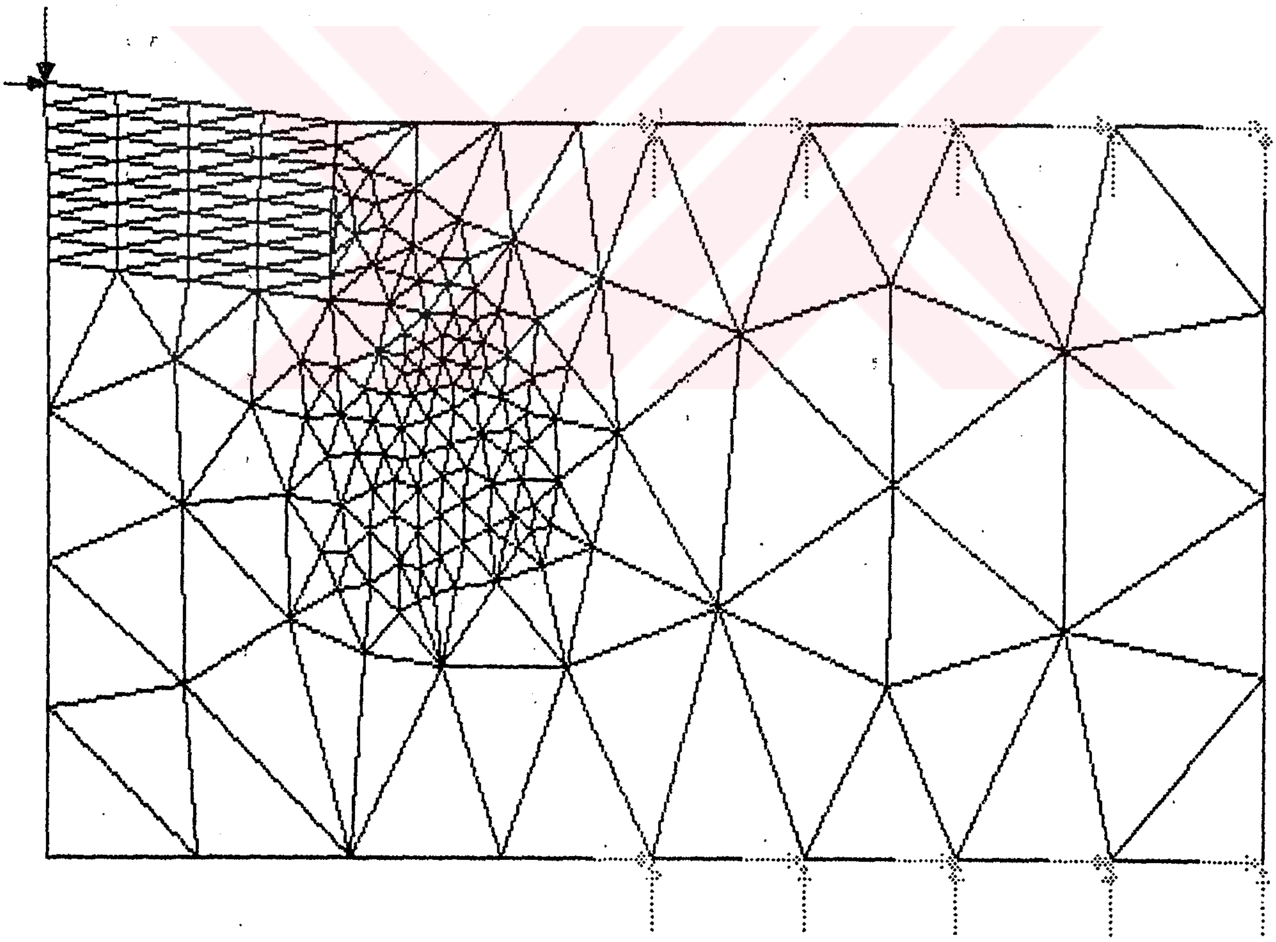
Geometri tipi	Poisson oranı	Elastiklik modülü (N/mm^2)
Takım	0.24	560000
Altlık	0.24	560000
Sap	0.28	210000

Malzeme datası belirtildikten sonra takım tutucusundaki (sap) mesnetler (Support) ve yeri belirtildi (şekil 5.1). Mesnetler X ve Y yönlerinde yer değiştirmeyecek şekilde verildi.En son işlem olarak kuvvetler verildi.Kuvvetlerin değeri Chen'nin [8] araştırmasında bulduğu değerlerden alındı (Tablo 5.2).Bilgisayarda toplam 6 simülasyon yapıldı. Bunların 3'ü 0.1 mm ilerlemeye ait değerler,diğerleride 0.3 mm ilerlemeye ait idi.Takım 3 değişik şekilde modellendi.Aşınmamış yani keskin, 0.2 mm aşınmış (serbest yüzey) ve de 0.4 mm aşınmış.Bunlar sırasıyla şekil 5.1,5.2 ve 5.3'de gösterilmiştir.

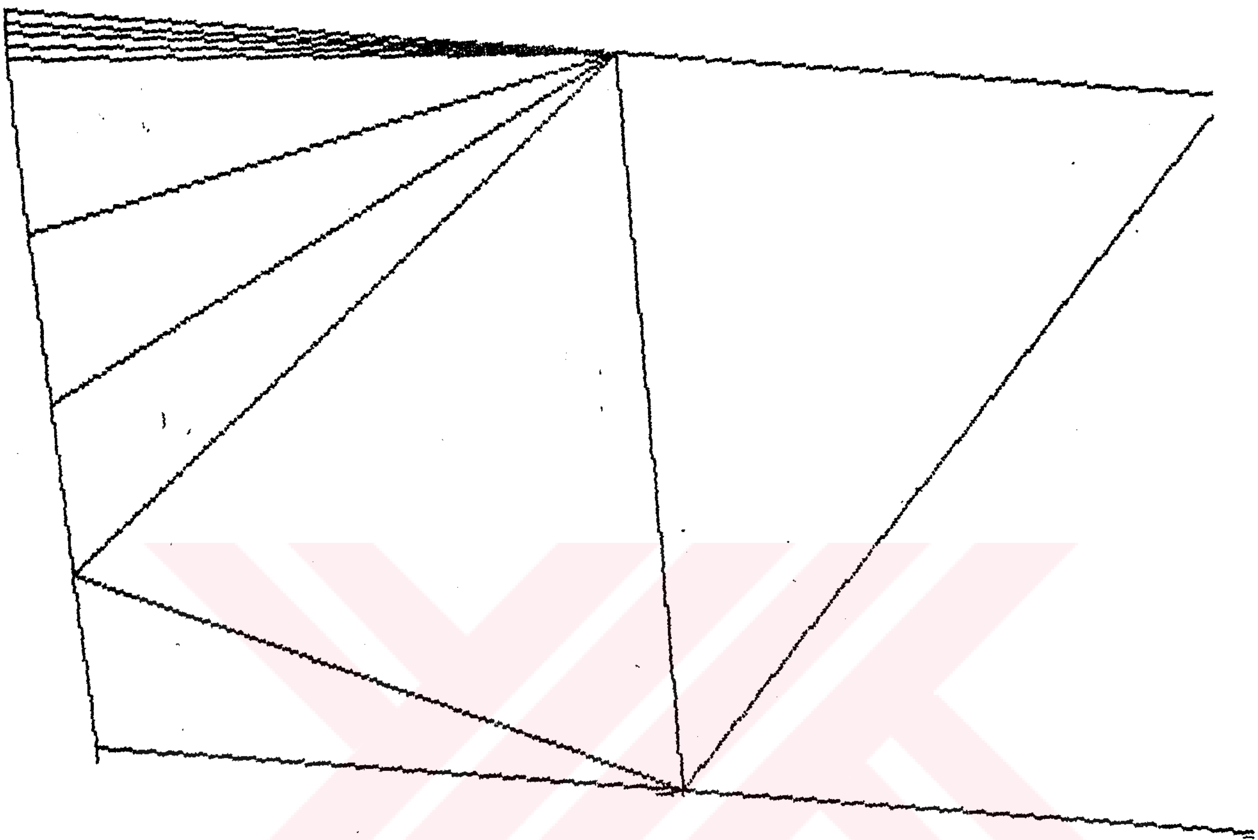
Yukarıdaki işlemler bittikden sonra çalışma dosyası programın dışında son işlemciden geçirilerek gerilmeler hesaplandı X ve Y yönündeki normal gerilmeler (σ_x,σ_y) ile birlikte kayma gerilmesine (τ_{xy}) ait grafiksel dağılımlar değişik simülasyon durumları için ayrıca elde edildi.Bunun yanında takımlardan ve takım tutucusundan alınan kesitlere ait grafiklerde elde edilmiştir.

Tablo 5.2

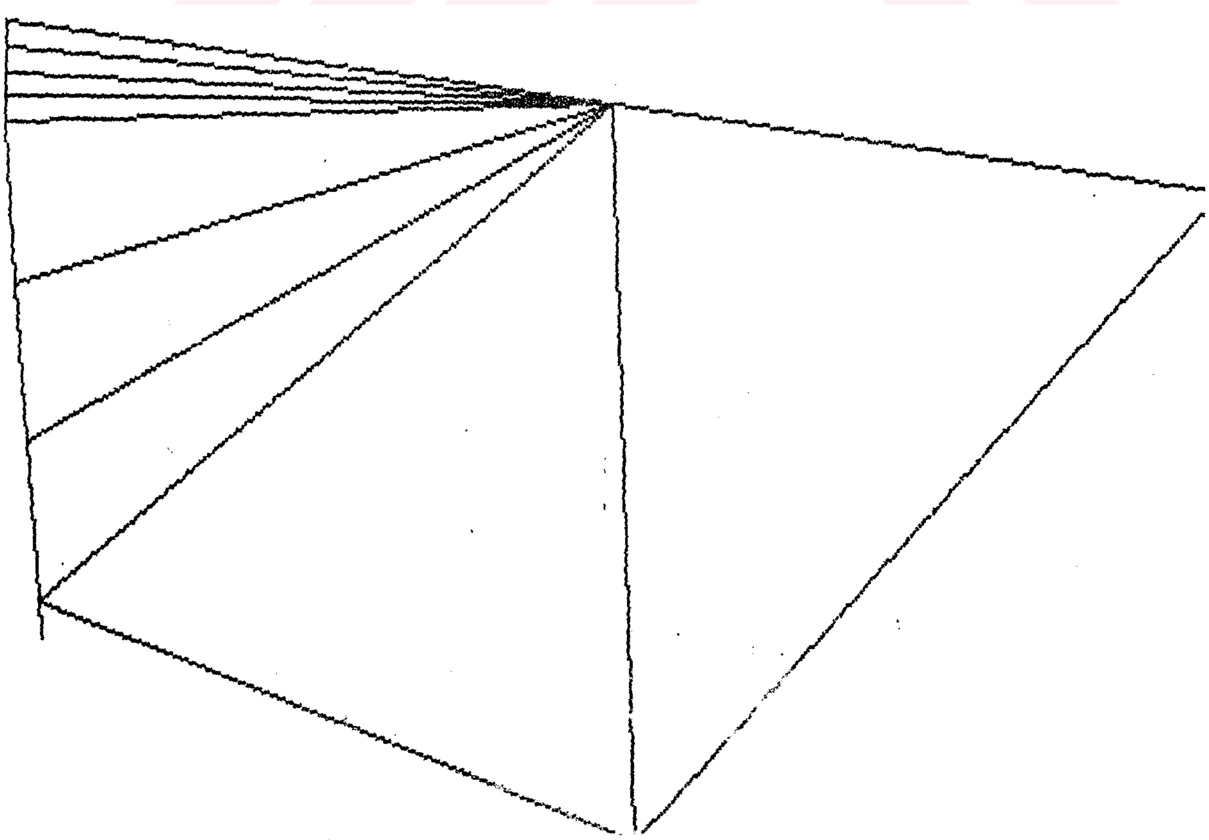
İlerleme	Aşınma Genişliği (mm)	F_x (N)	F_y (N)
0.1	0	340	520
0.1	0.2	460	620
0.1	0.4	560	760
0.3	0	580	1260
0.3	0.2	660	1320
0.3	0.4	740	1400



Şekil 5.1. Aşınmamış Takım Geometrisi



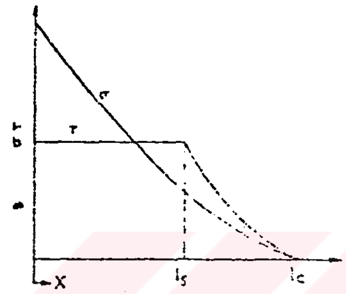
Şekil 5.2. 0.2 mm Aşınmış Takım



Şekil 5.3. 0.4 mm Aşınmış Takım

6.SONUÇLAR

Takımda oluşan gerilmelerin teorik ve deneysel olarak tanımlanması çok sayıda araştırmacı tarafından değişik teknikler kullanılarak yapılmıştır.Zorev'in 1963 yılında önerdiği talaş yüzeyi gerilme dağılımı doğruluğu araştırmacılarca tartışmalı bir sonuçtu. Zorev normal gerilmenin maksimum değerden üssel biçimde sıfira doğru azaldığını bunun yanında kayma gerilmesininde bir süre sabit bir değerde kalıp sonradan üssel bir biçimde azaldığını önerdi (şekil 6.1).



Şekil 6.1 Zorev'e göre gerilme dağılımı

Ahmad, Derricott ve Draper [1] isimli araştırmacılar bunun böyle olmadığını, kayma gerilmesinin de normal gerilme gibi üssel olarak azaldığını öne sürdüler.Bazılarıda normal gerilmenin kayma gerilmesi gibi bir süre sabit kaldığını iddia ettiler.(Barrow [3] , Tlusty [16] ve Child [9] .Bu farklılıkların kullanılan yöntemlerden ve hassasiyetden kaynaklandığı öne sürüldü.(T.H.C Childs ve M.I.Mahdi [9] .Bu dağılımın halen ne şekilde doğru olduğu araştırmacılar tarafindan kesin olarak bilinmeyen bir sorudur.

B u çalışmada bir sonlu eleman programı kullanılarak,takım,sap ve altlıkta oluşan normal ve kayma gerilmelerine ilerleme ile serbest yüzey aşınma bölgesinin etkisi araştırılmıştır.Bu güne kadar yapılan çaışmalarda,tornalama takımlarında takımdaki serbest yüzey aşınmalarının takım plaketi,altlığı ve katerdeki gerilmelere etkisi üzerinde sonlu elemanlarla gerçekleştirilen bir çalışma mevcut değildir.Sonlu eleman metodu kullanılarak yapılan çalışmalarda çoğunlukla takımdaki gerilme dağılımı araştırıldı.Örneğin;Tlusty ve Masood [16] karbid uçların kırılma ve çatlamasını inceledi.Dokamısh et al [10] pahlı takımlarda,aralıklı kesme işleminde oluşan gerilmeleri araştırdı.Ranganath [15] 3 boyutu bir takımda oluşan gerilme dağılımını inceledi.Komvopoulos ve Erpenbeck [12] krater aşınmalı bir takımdaki gerilme dağılımını araştırdılar.

Bu araştırmanın sonucunda elde edilmiş sonuçlar aşağıda açıklanmıştır.

1) İlerlemenin artmasıyla normal ve kayma gerilmelerinde artış olmaktadır.

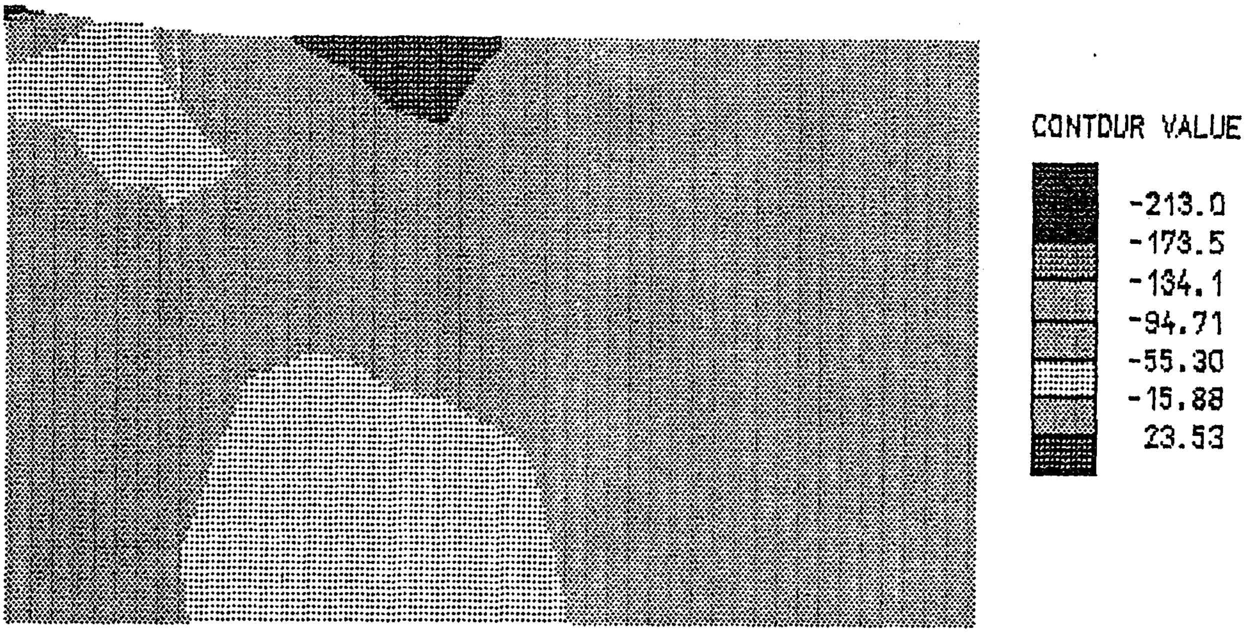
2) Aşınma bölgesinin oluşmasıyla birlikte normal ve kayma gerilmeleri de artmaktadır.

3) Takımlarda ortaya çıkan maksimum gerilme değerleri takımın emniyetili mukavemet değerini aşmamaktadır.Aynı zamanda bu da çalışılan modelin uygunluğunu göstermektedir.

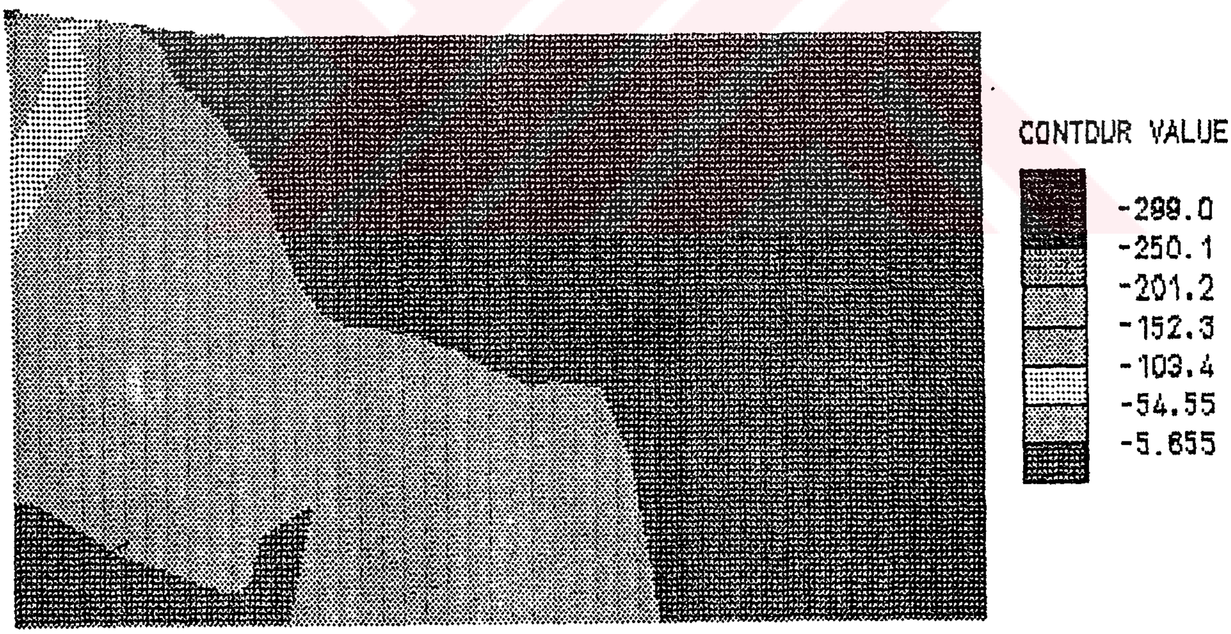
4) Normal ve Kayma gerilmesinin her ikisi birden uçtan uzaklaştıkça maksimum değerden sıfıra doğru üssel bir biçimde azalmaktadır.Bu tip bir gerilme dağılımı Chandrase karan [6] ,Ahmad [2] Nagarajan [5] ,Loladze ve Hsu [9] ' nun elde ettiği dağılımlara benzemektedir.

5) Aşınmış takımlarda oluşan normal ve kayma gerilme dağılımlarıda uçtan uzaklaştıkça maksimum değerden sıfıra doğru üssel bir biçimde azalmaktadır.

6) Talaş yüzeyi ile serbest yüzeydeki normal ve kayma gerilme dağılımlarının her biri değişik ilerleme ve serbest yüzey aşınma bölgesi genişlikleri için benzer özellikler göstermektedir.

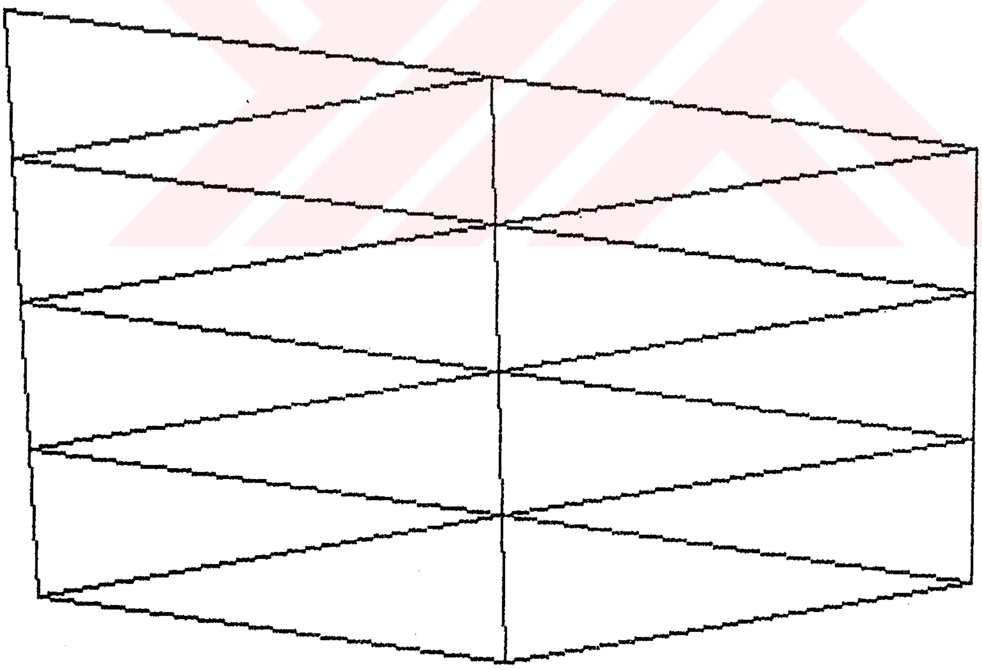


Şekil 6.2. Aşınmamış Takım (0.1 mm ilerleme) X yönündeki Normal Gerilme

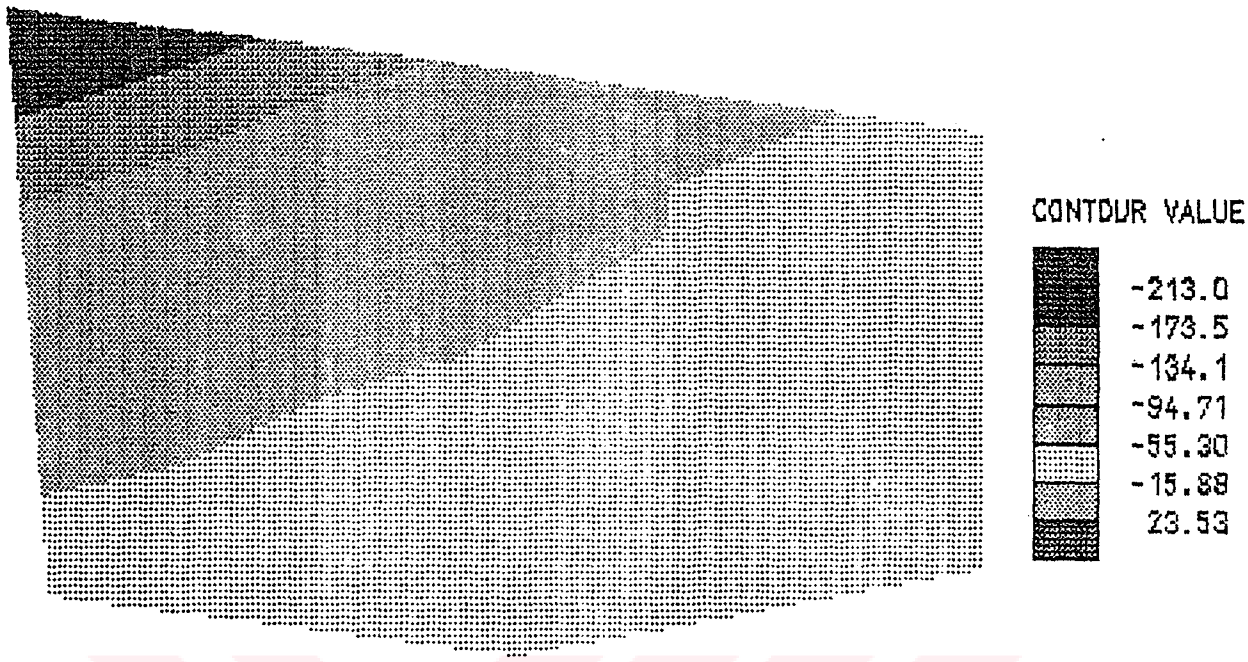


Şekil 6.3. Aşınmamış Takım (0.1 mm ilerleme) Y yönündeki Normal Gerilme

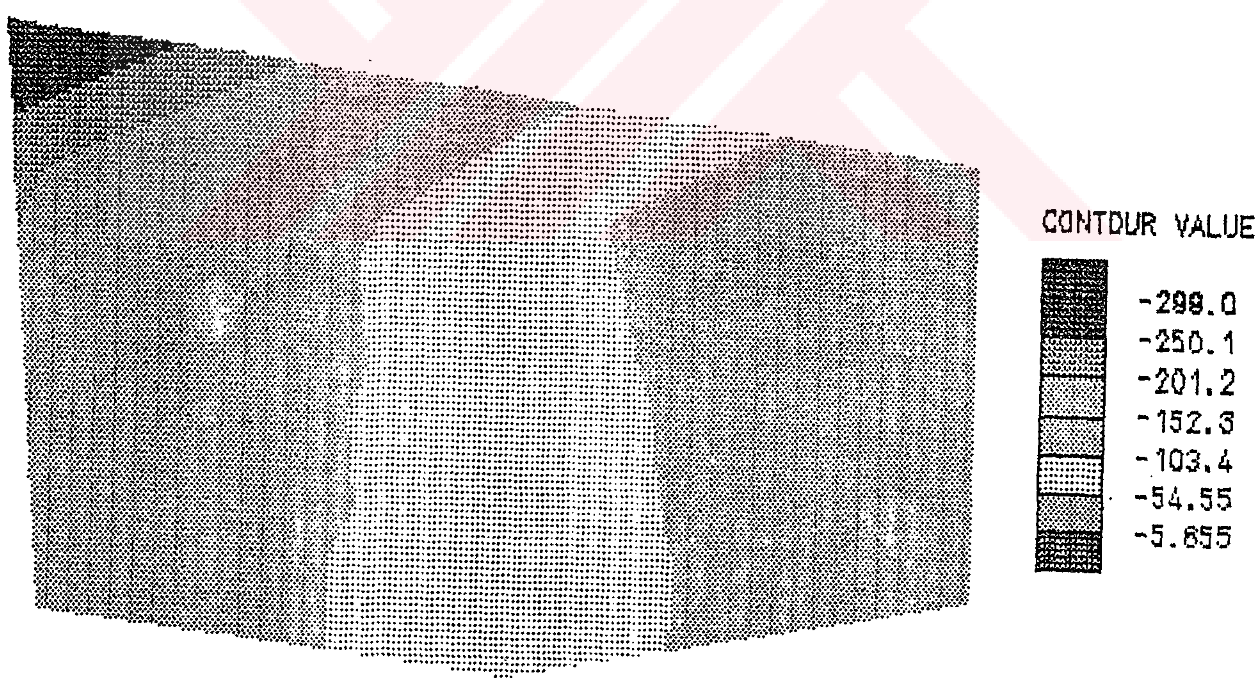
Şekil 6.4. Aşınmamış Takım (0.1 mm ilerleme) Kayma Gerilmesi



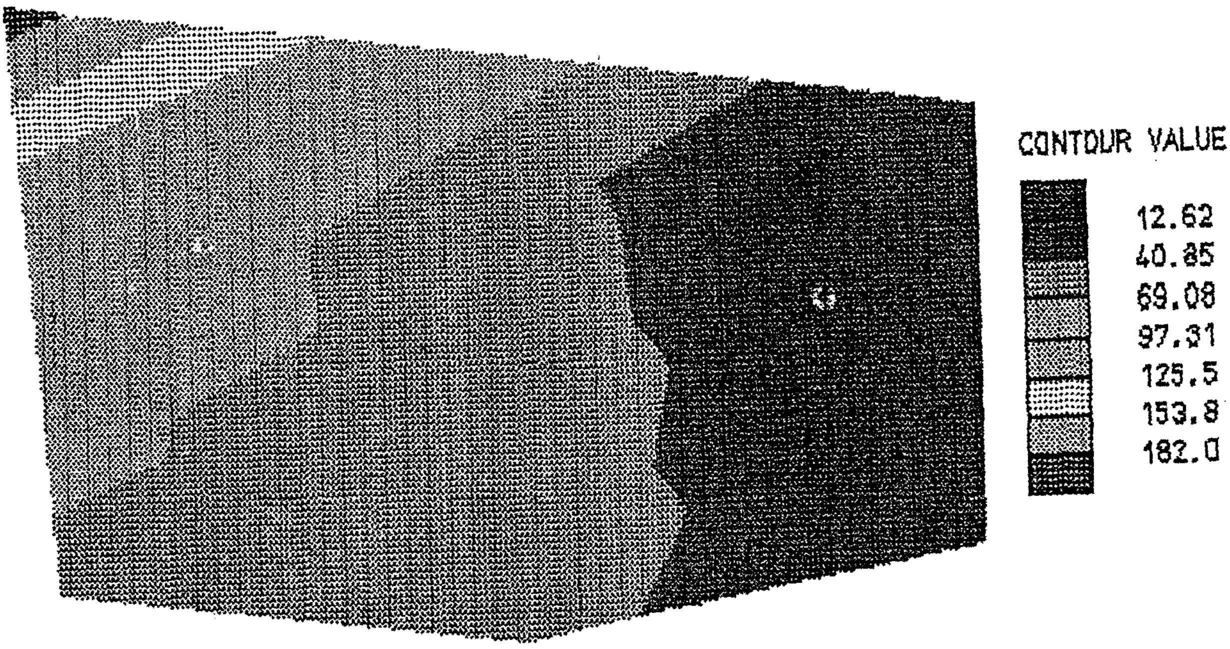
Şekil 6.5. Aşınmamış Takım Uç Bölgenin Detaylı Resmi



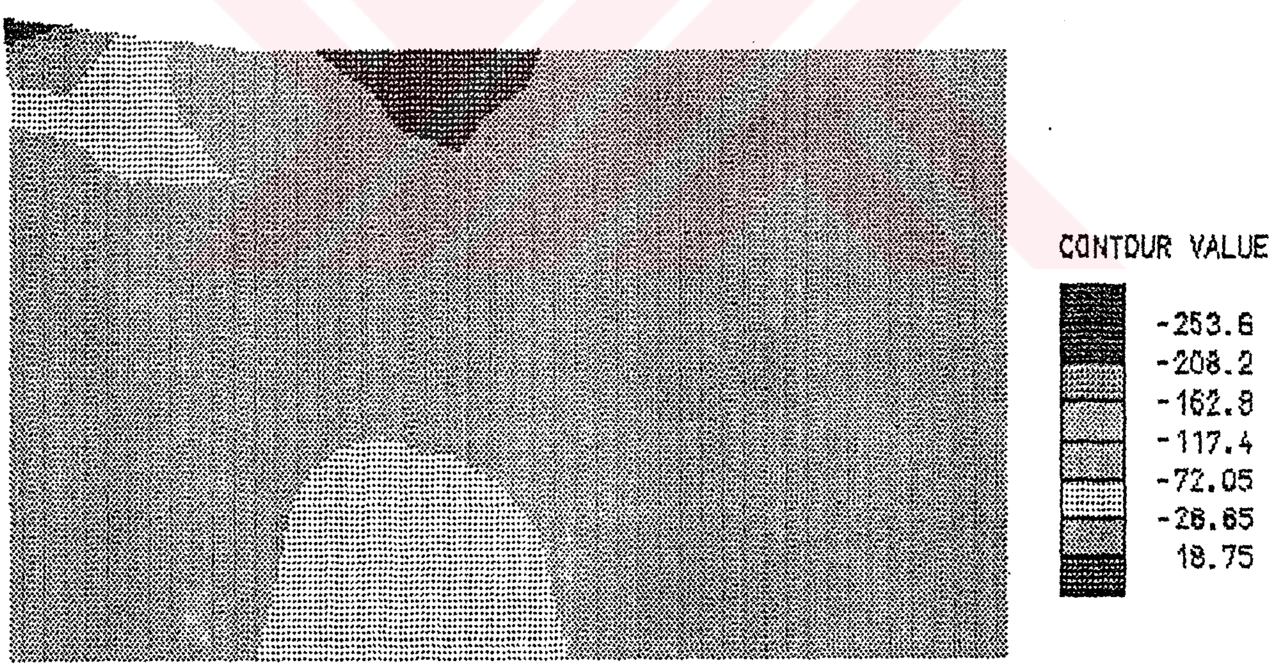
Şekil 6.6. X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



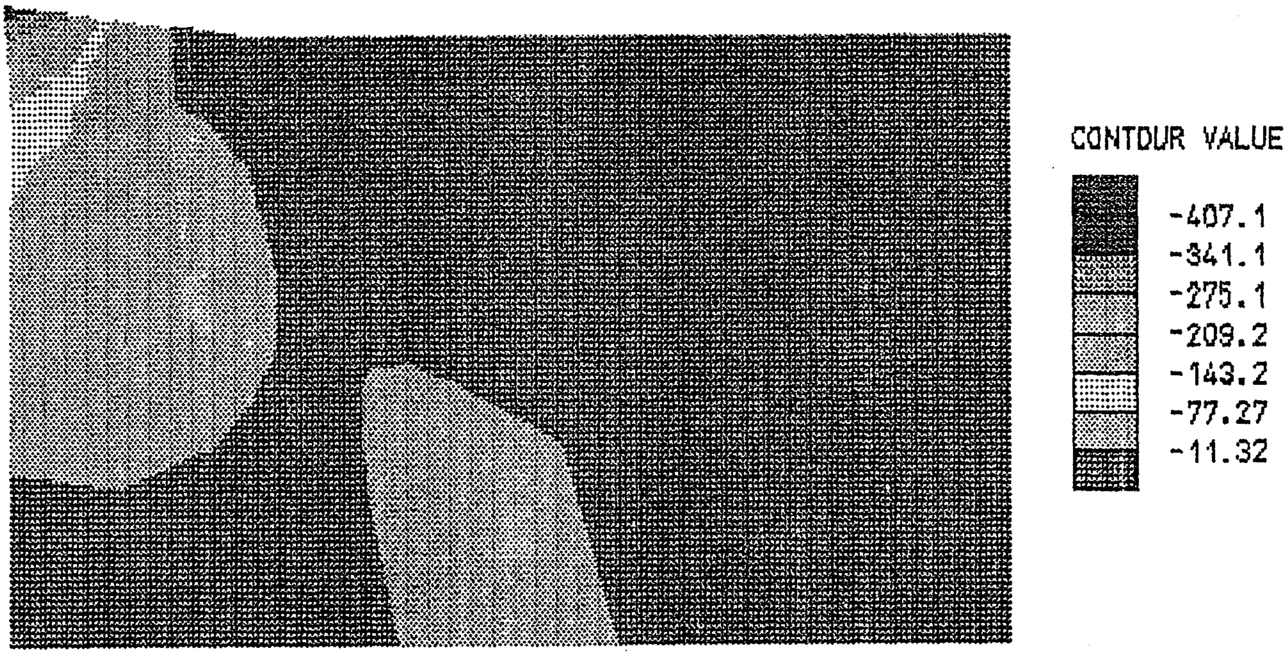
Şekil 6.7. Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



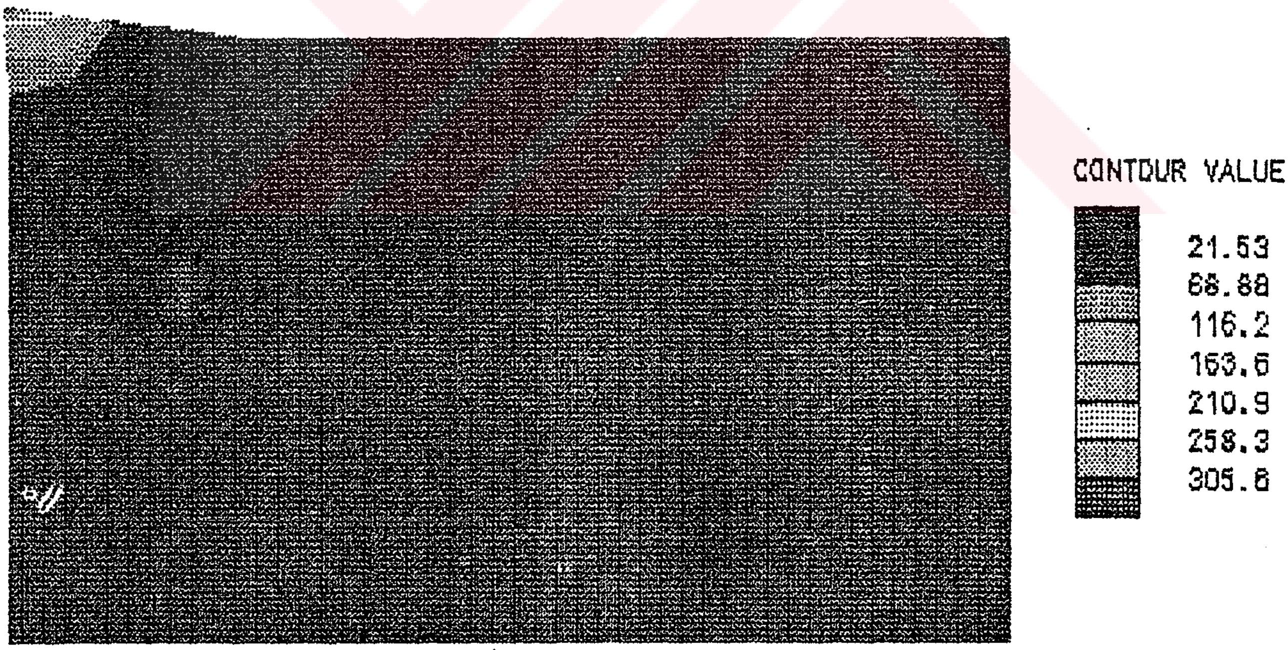
Şekil 6.8. Kayma Gerilmesi (Uç bölgesi)



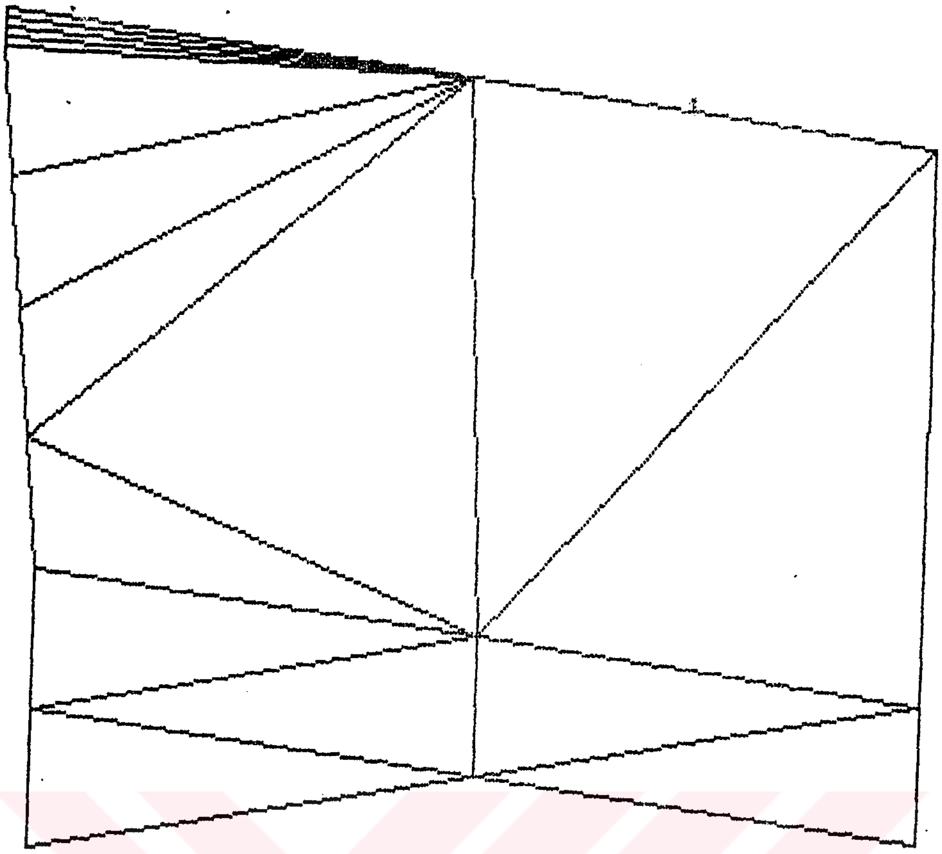
Şekil 6.9. 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm ilerleme) X Yönündeki Normal Gerilme



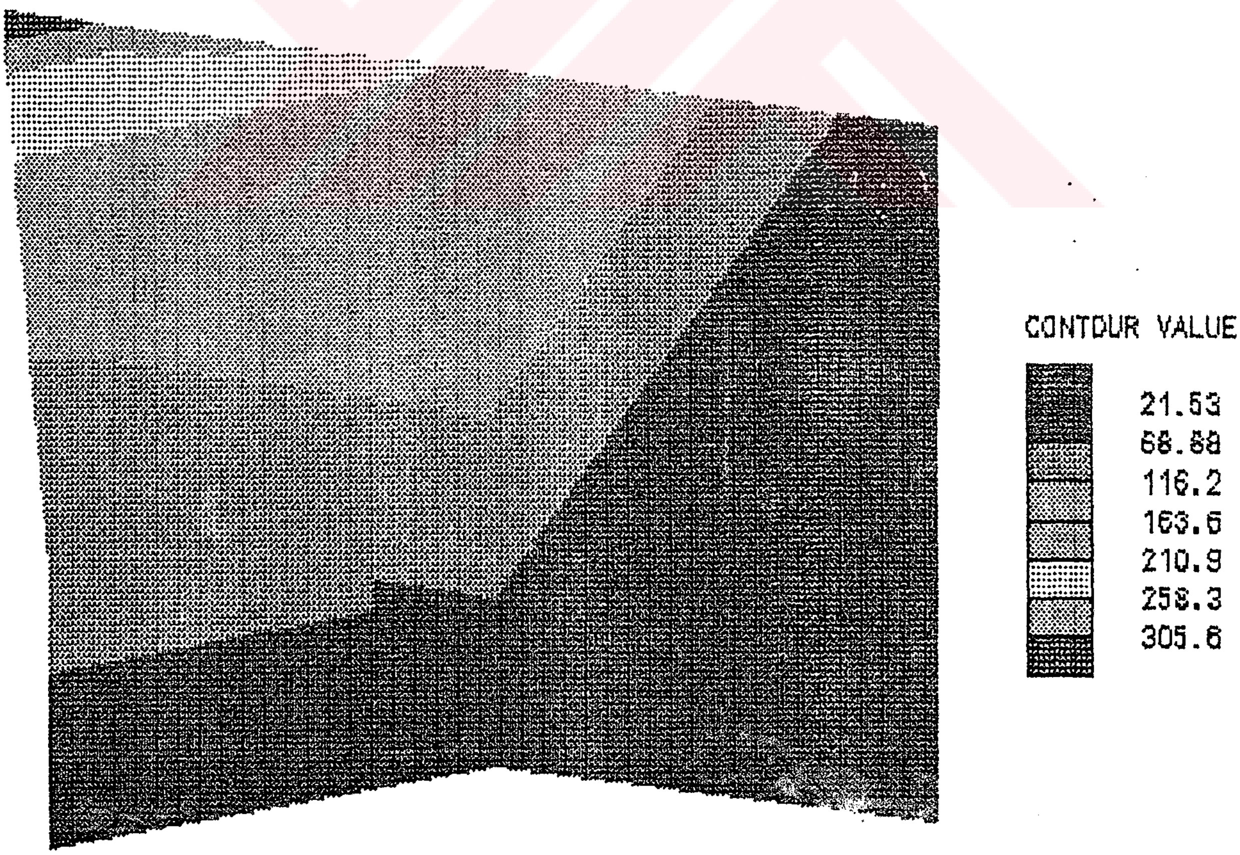
Şekil 6.10. 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm ilerleme) Y Yönündeki Normal Gerilme



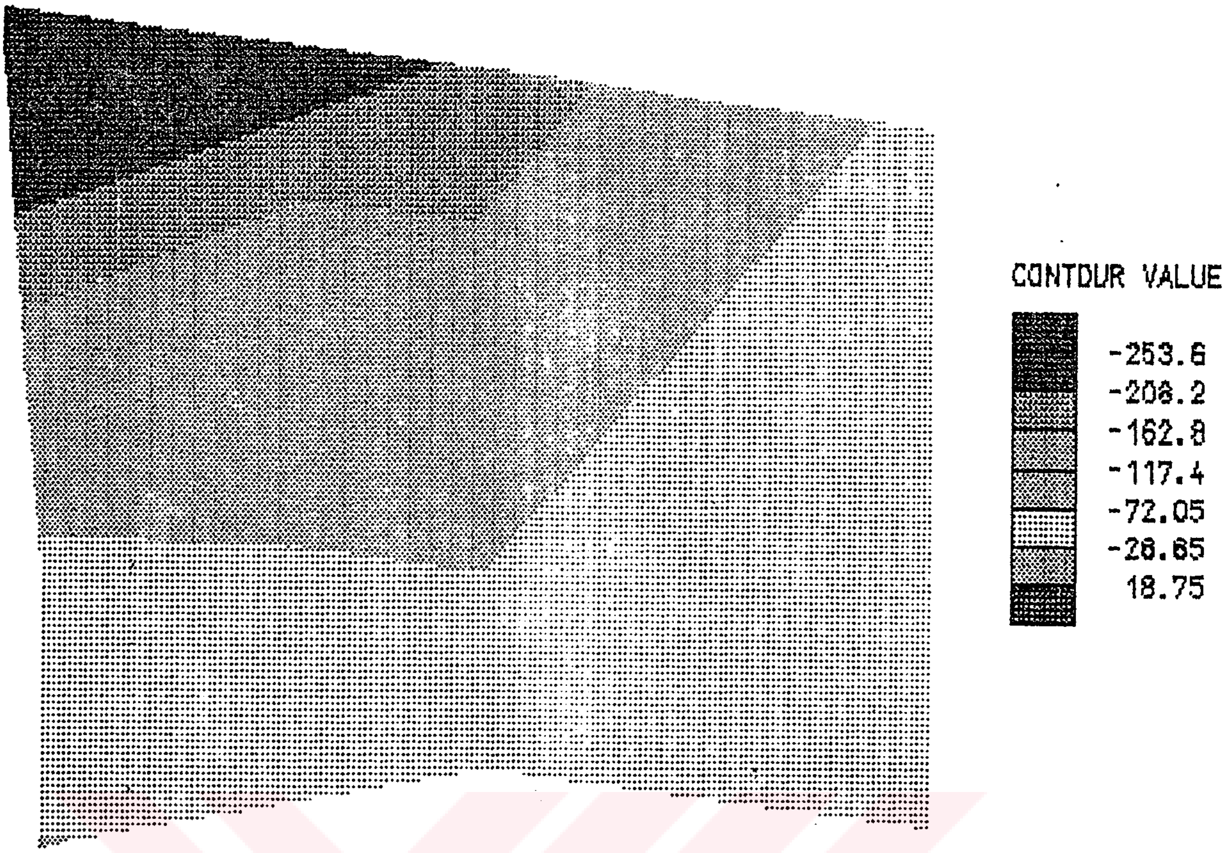
Şekil 6.11. 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm ilerleme) Kayma Gerilmesi



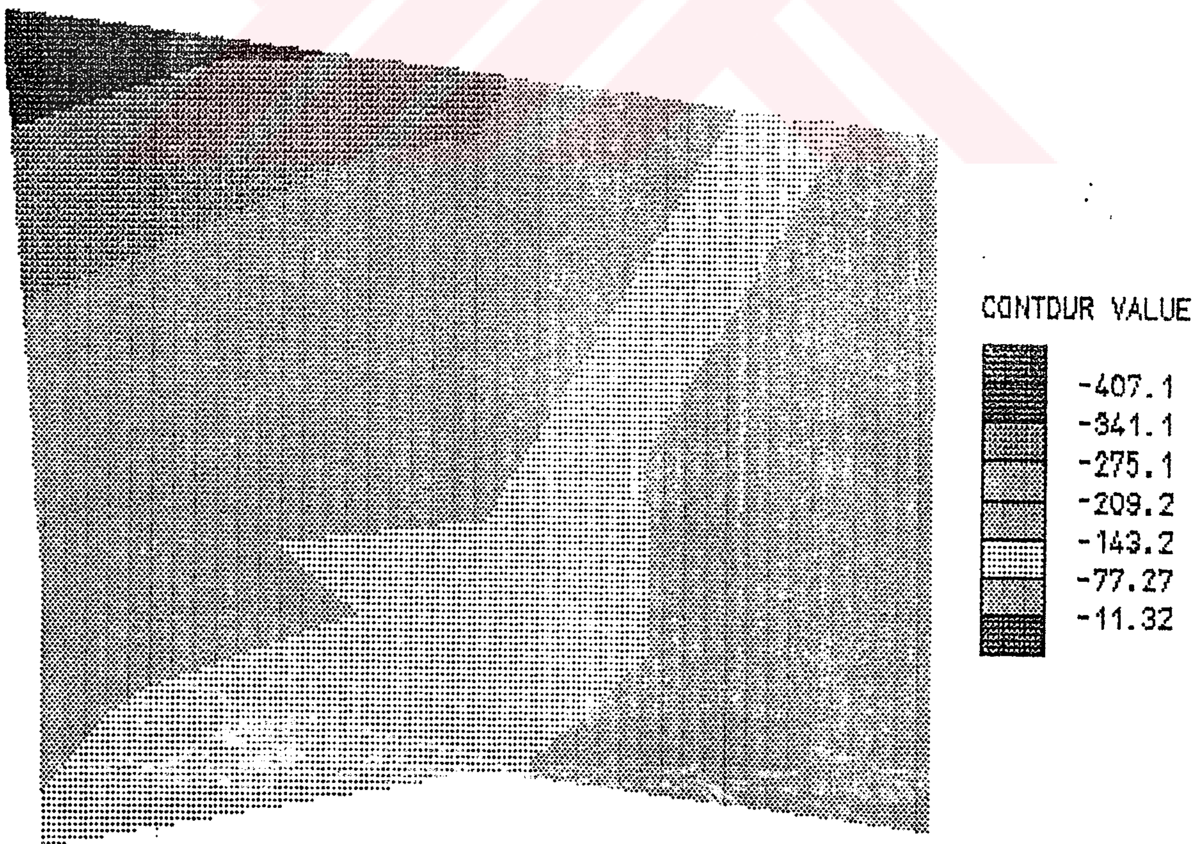
Şekil 6.12 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm ilerleme) Takımın Uç Bölgesi



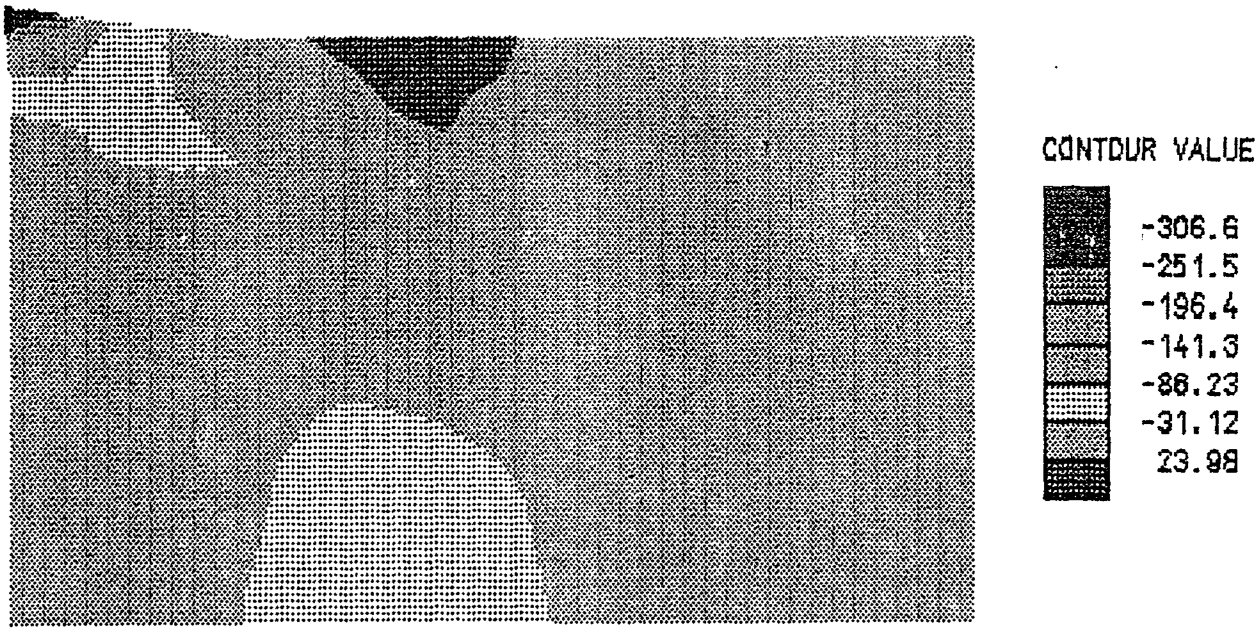
Şekil 6.13 Kayma Gerilmesi (Uç bölge)



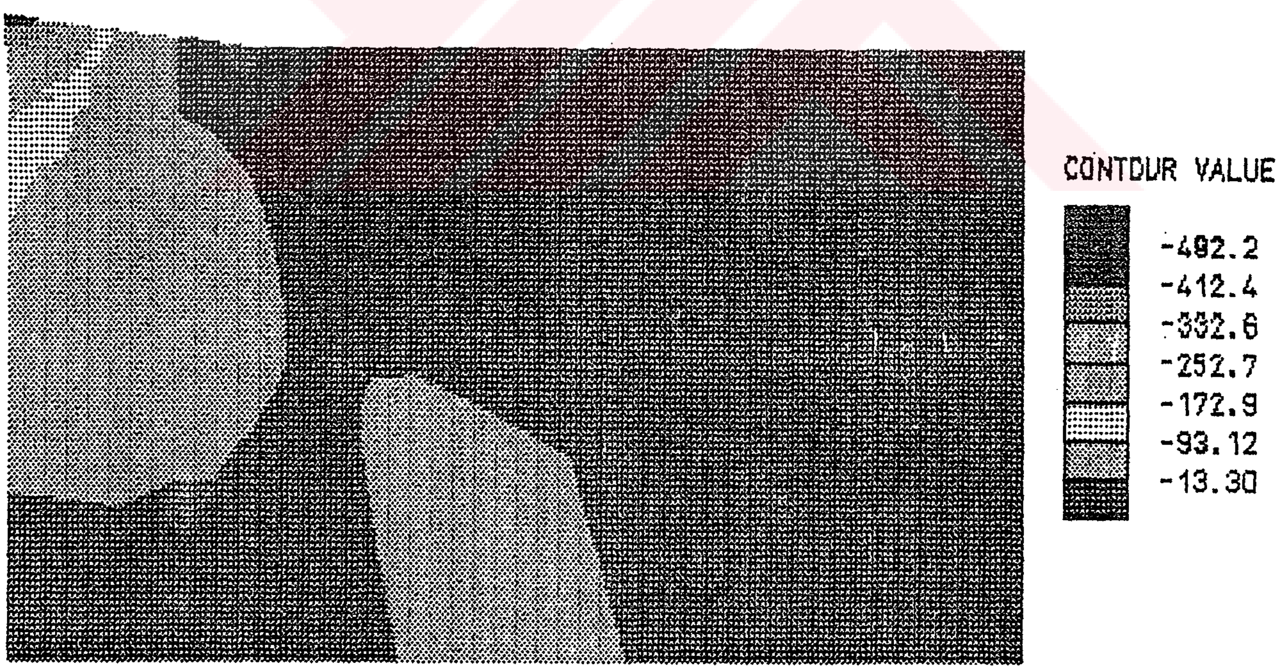
Şekil 6.14 X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



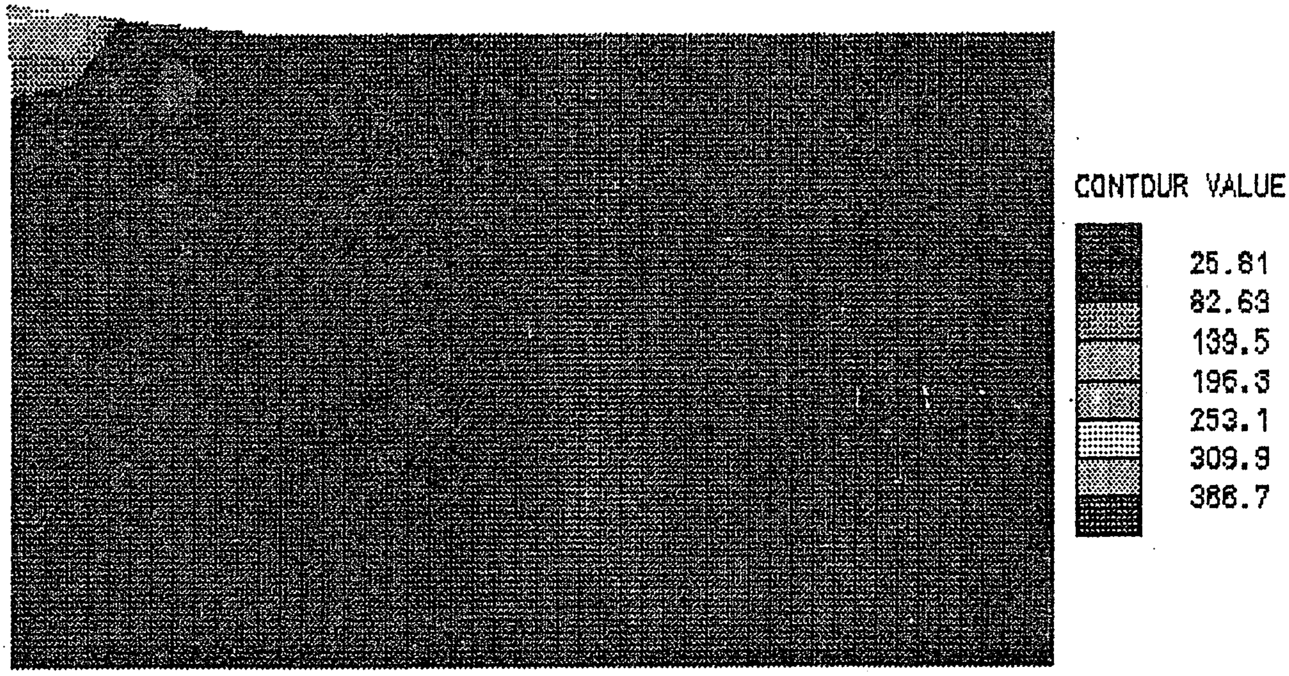
Şekil 6.15 Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



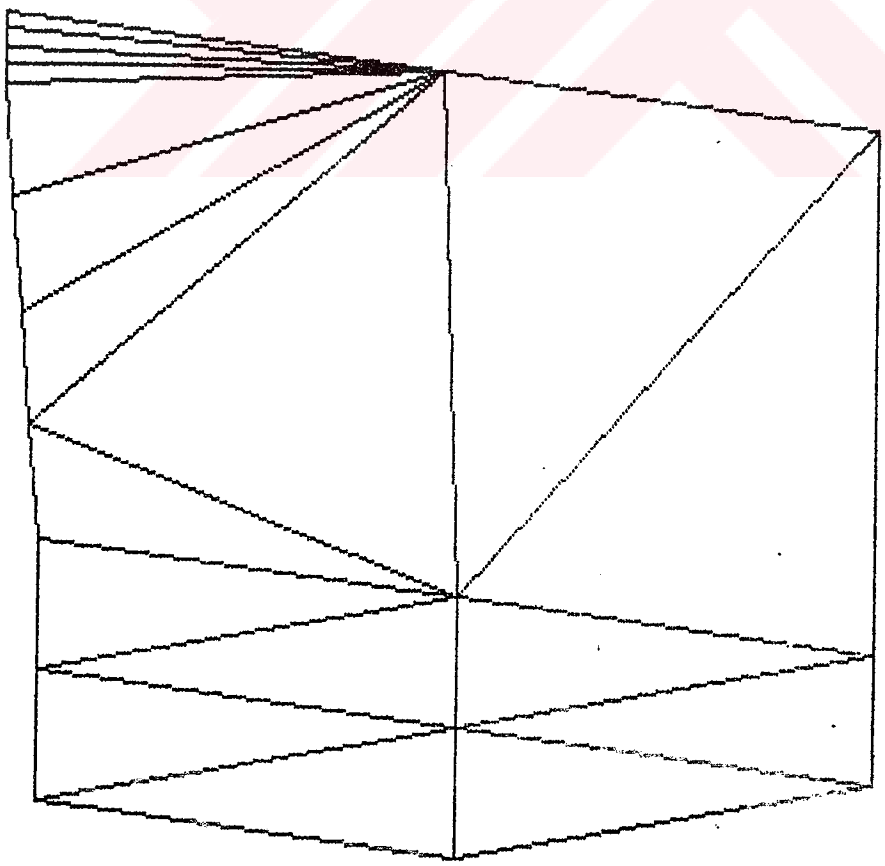
Şekil 6.16 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) X Yönündeki Normal Gerilme



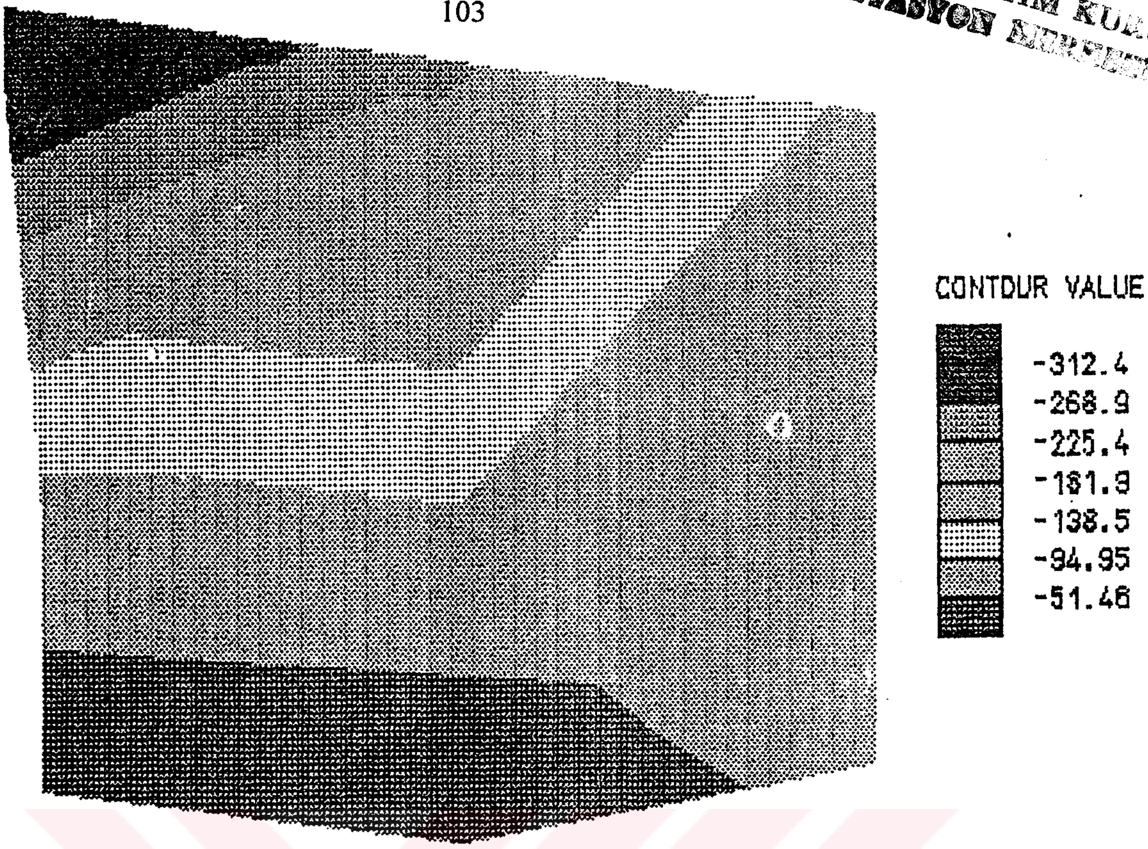
Şekil 6.17 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Y Yönündeki Normal Gerilme



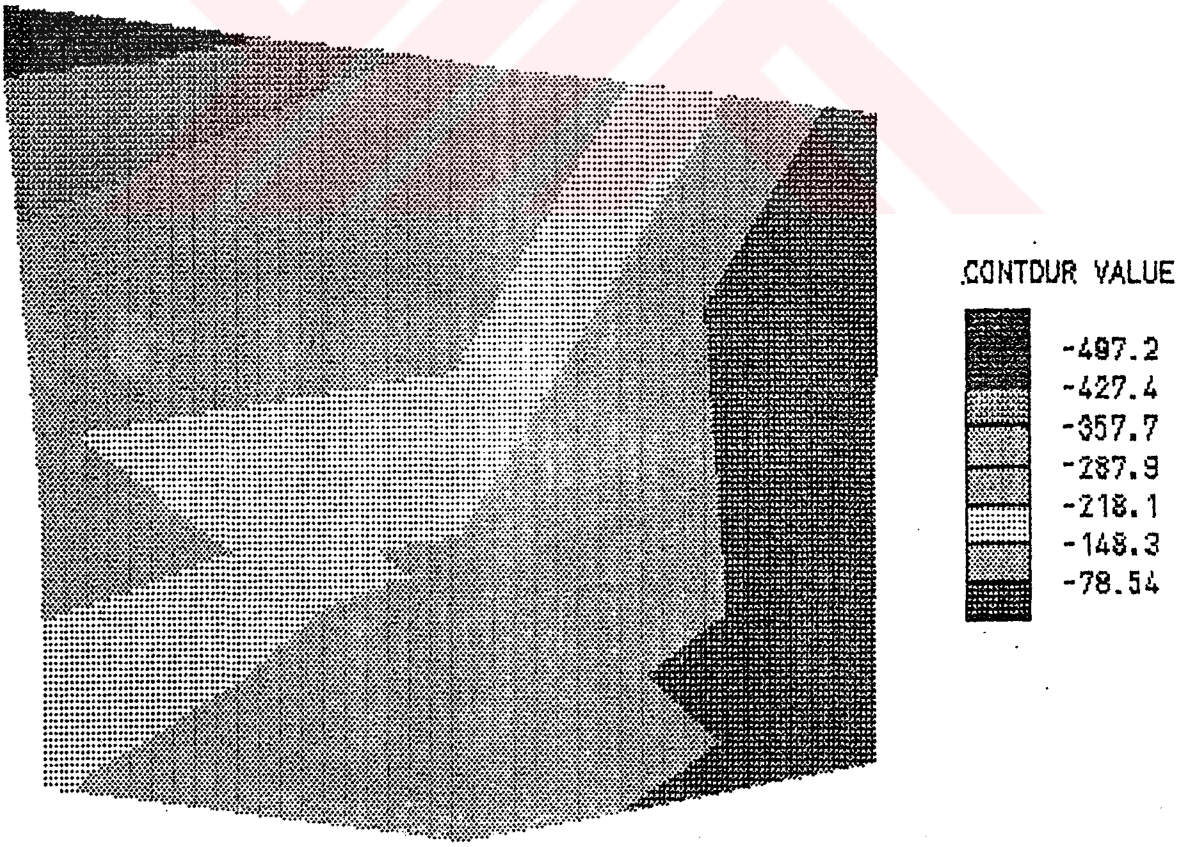
Şekil 6.18 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Kayma Gerilmesi



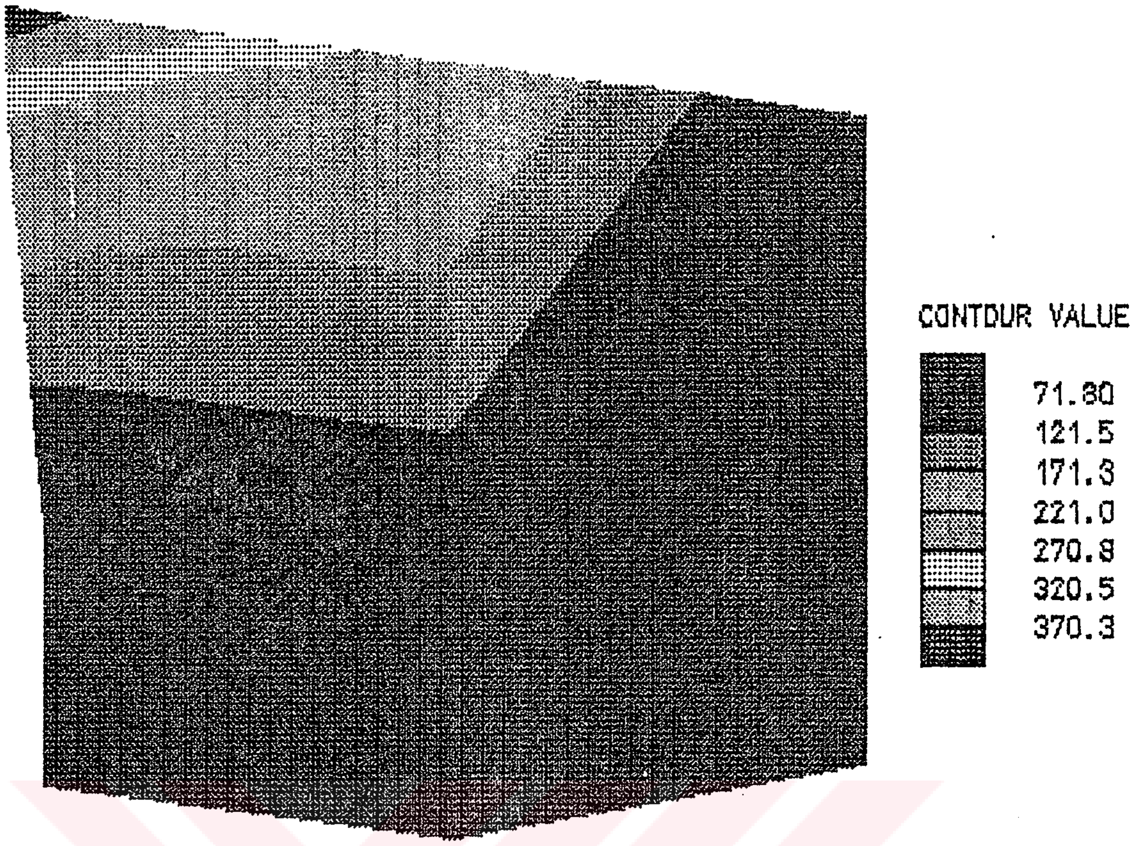
Şekil 6.19 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Takımın Uç Bölgesi



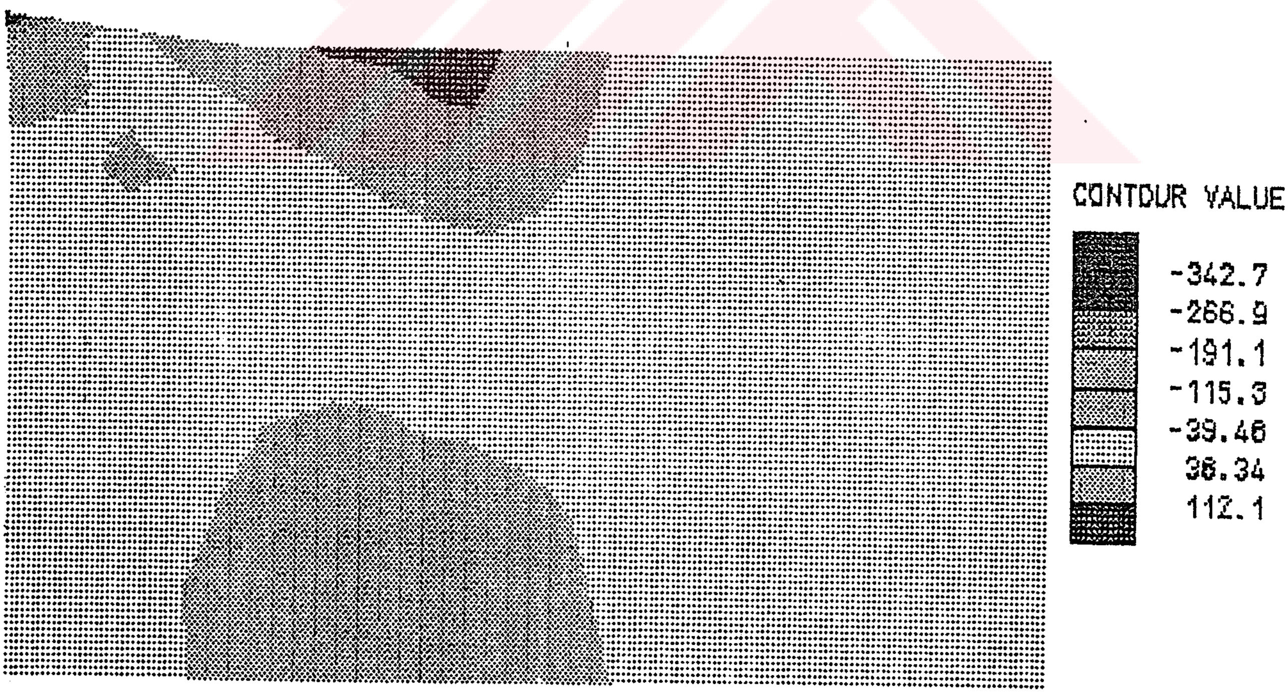
Şekil 6.20 X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



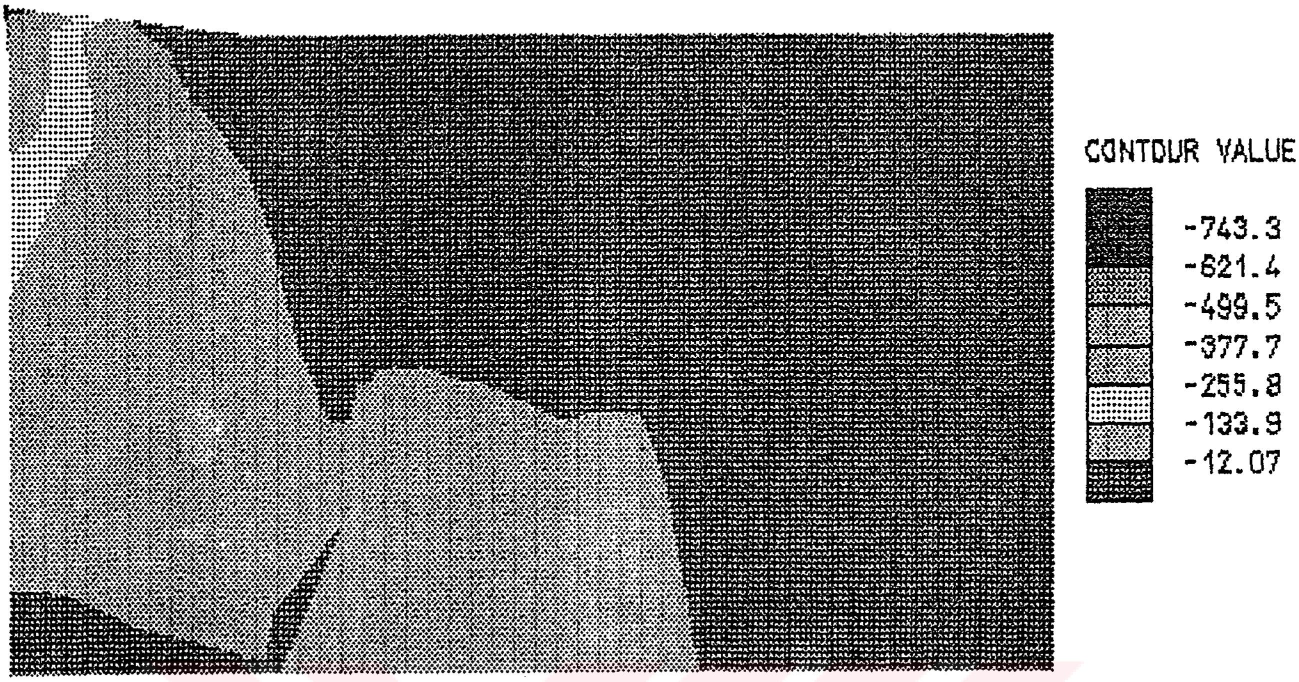
Şekil 6.21 Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



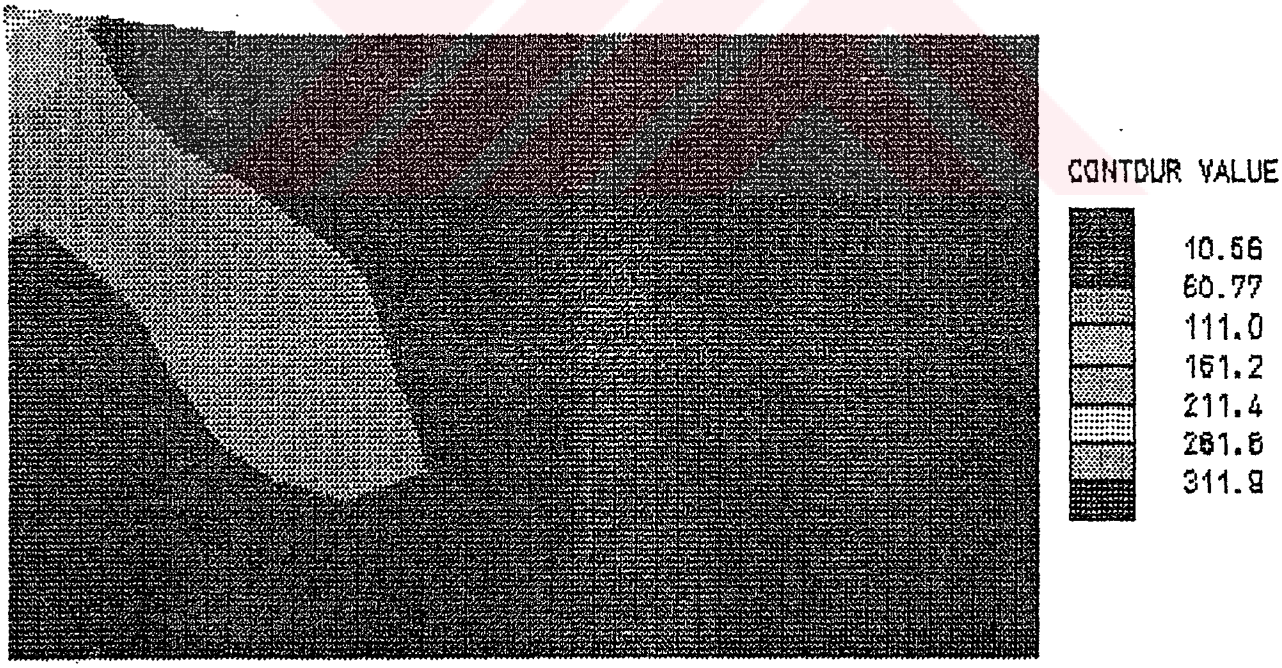
Şekil 6.22 Kayma Gerilmesi (Uç bölge)



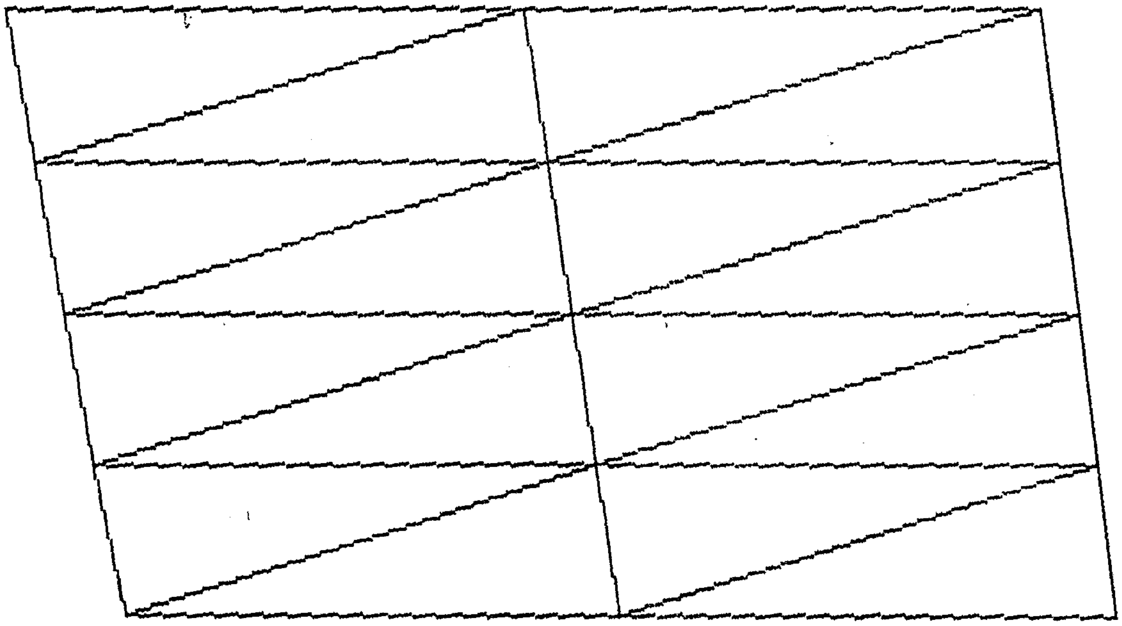
Şekil 6.23 Aşınmamış Takım (0.3 mm İlerleme) X Yönündeki Normal Gerilme



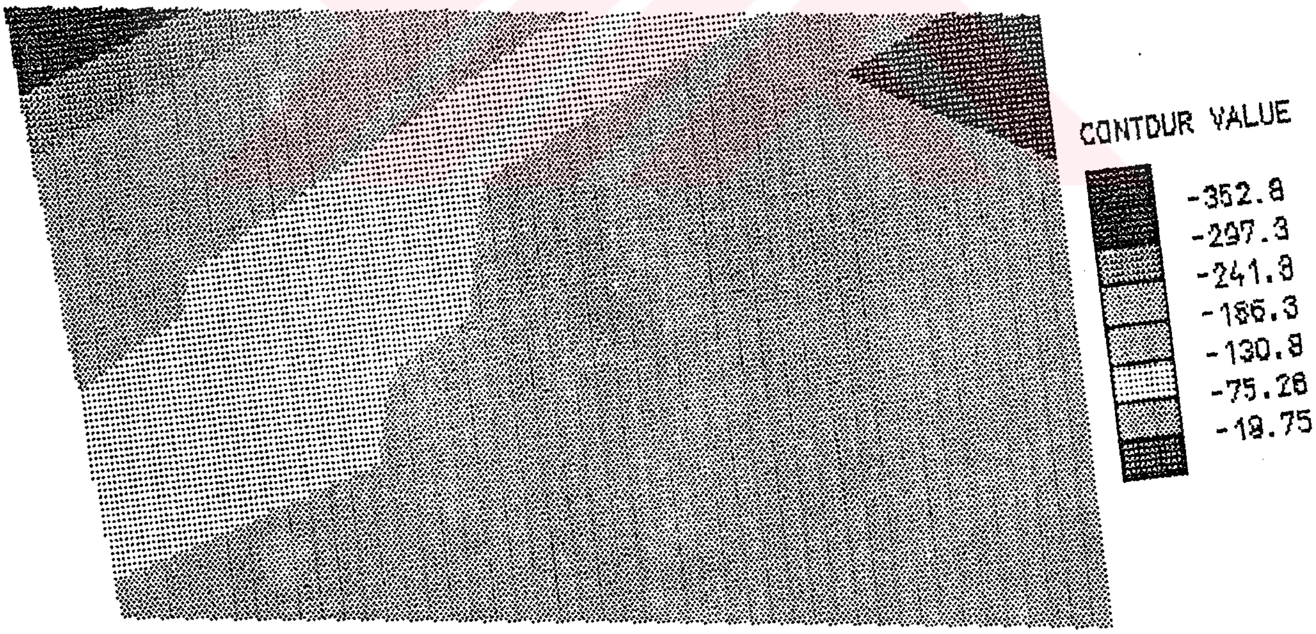
Şekil 6.24 Aşınmamış Takım (0.3 mm İlerleme) Y Yönündeki Normal Gerilme



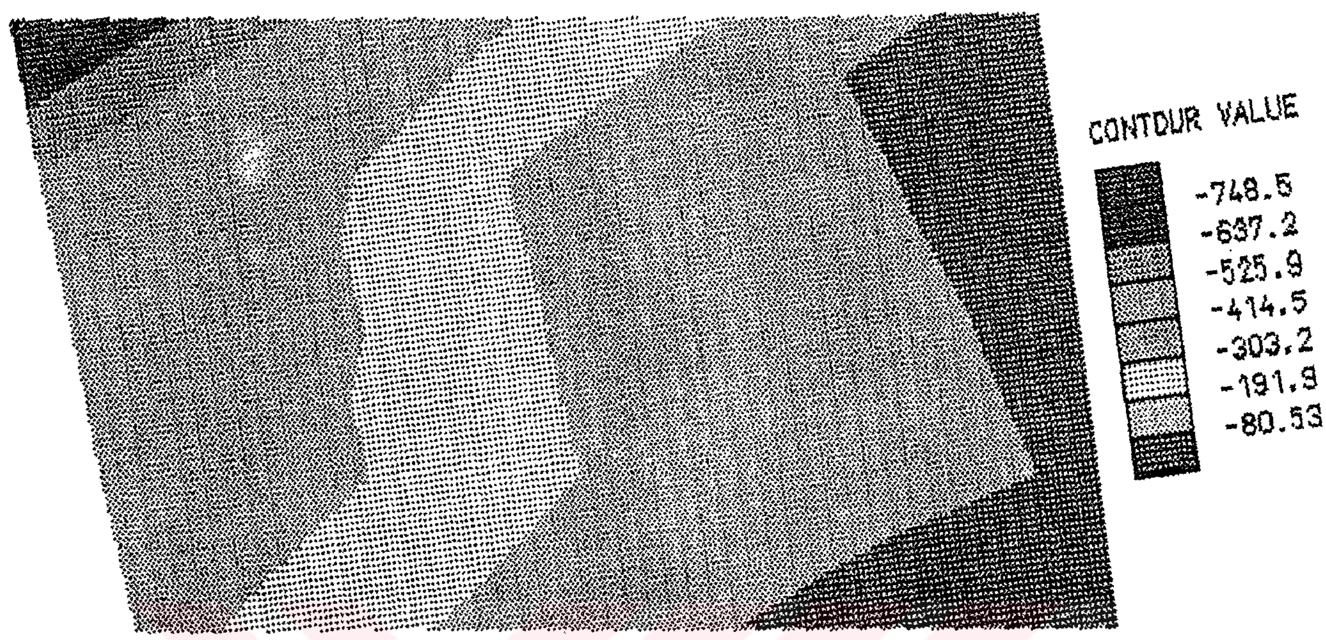
Şekil 6.24 Aşınmamış Takım (0.3 mm İlerleme) Kayma Gerilmesi



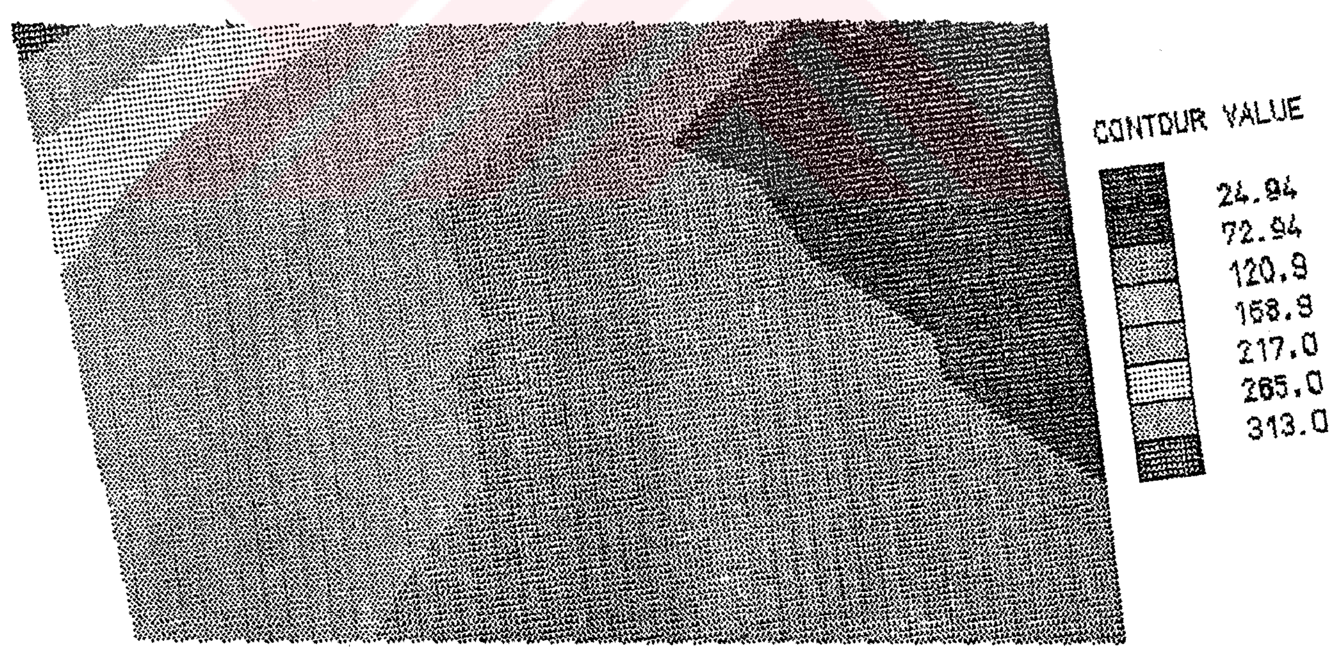
Şekil 6.25 Aşınmamış Takım (Uç bölge)



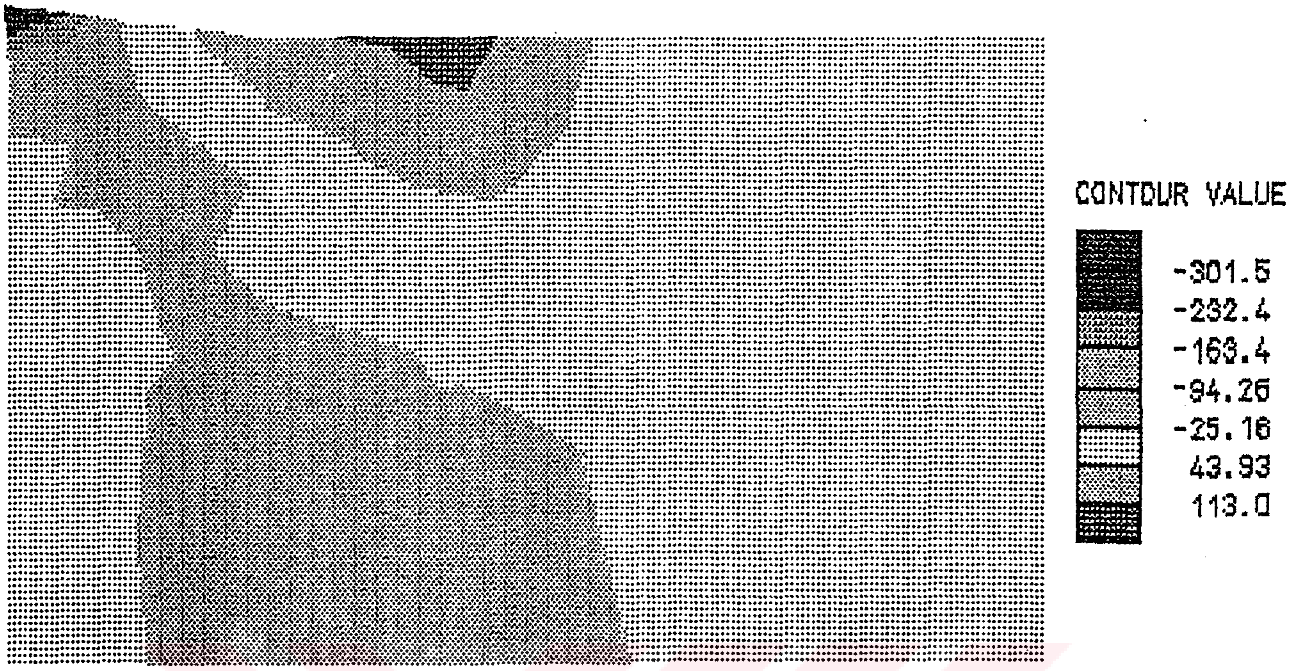
Şekil 6.26 X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



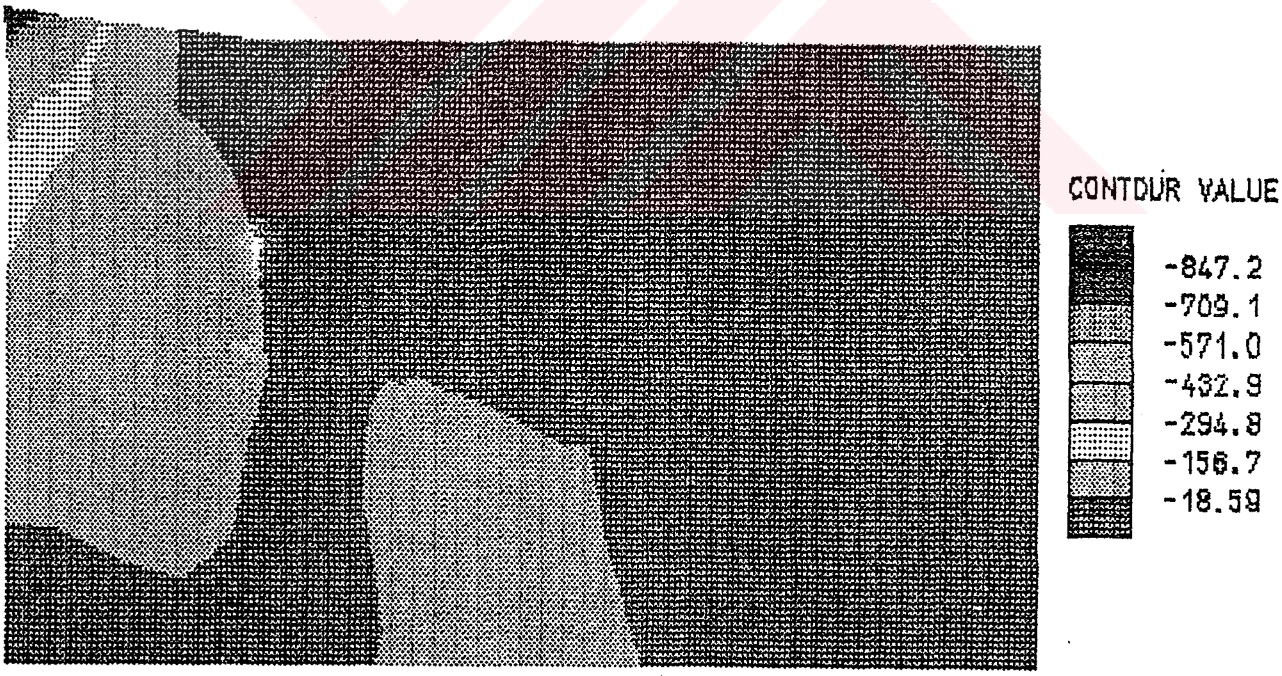
Şekil 6.27 Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



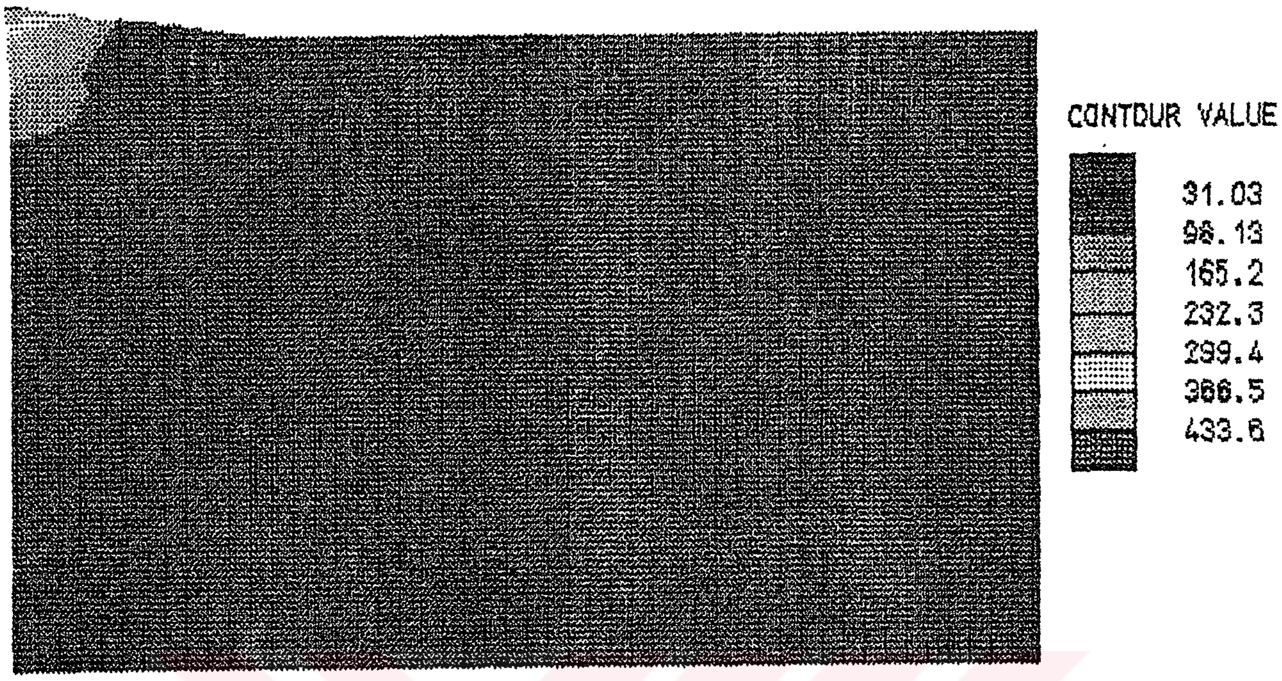
Şekil 6.28 Kayma Gerilmesi (Uç bölge)



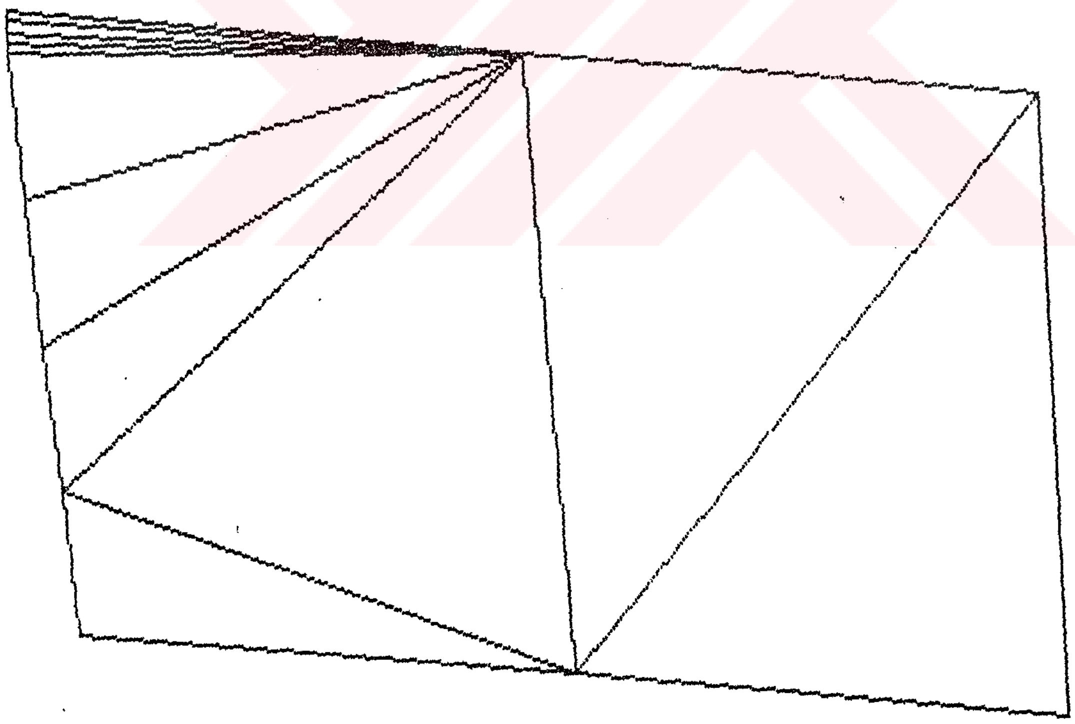
Şekil 6.29 0.2 mm Aşınmış (0.3 mm İlerleme) Takımda X Yönündeki Normal Gerilme



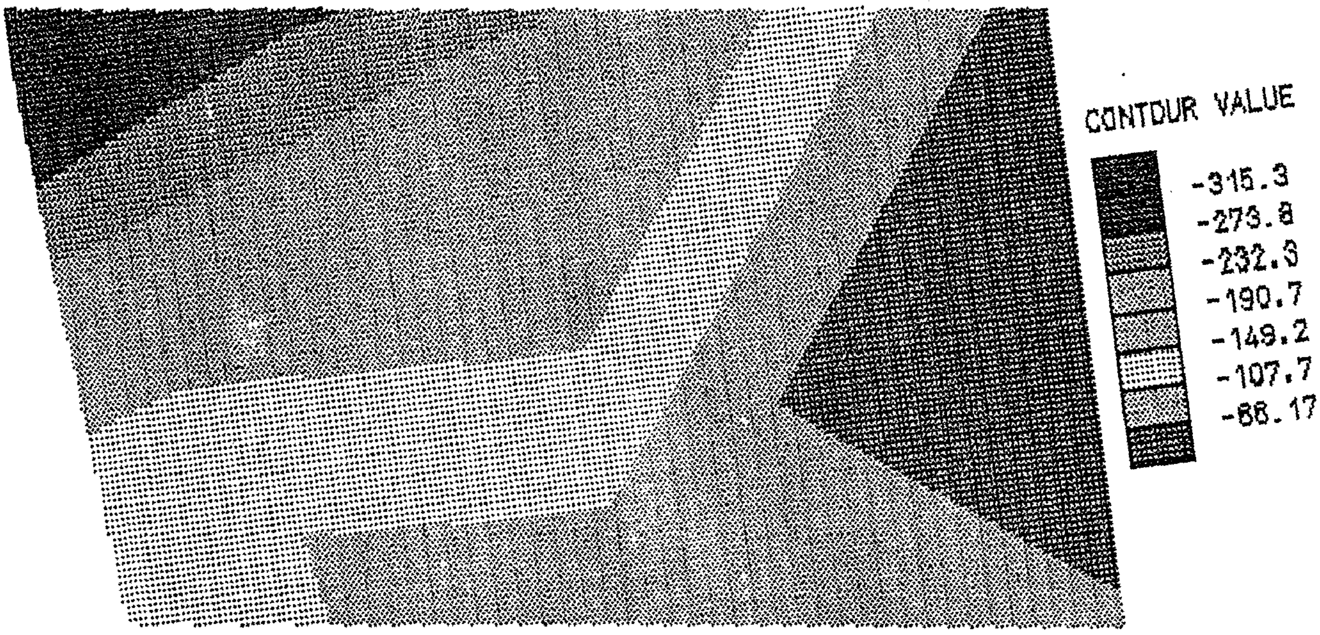
Şekil 6.30 0.2 mm Aşınmış (0.3 mm İlerleme) Takımda Y Yönündeki Normal Gerilme



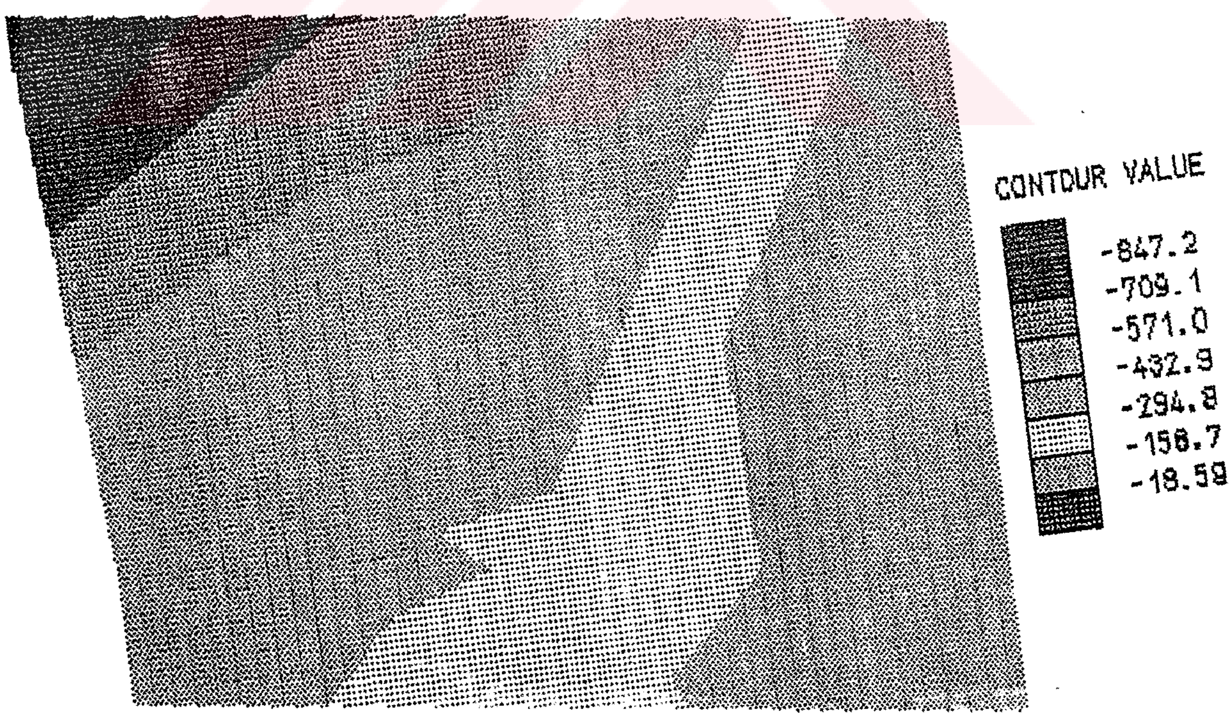
Şekil 6.31 0.2 mm Aşınmış (0.3 mm İlerleme) Takımda Kayma Gerilmesi



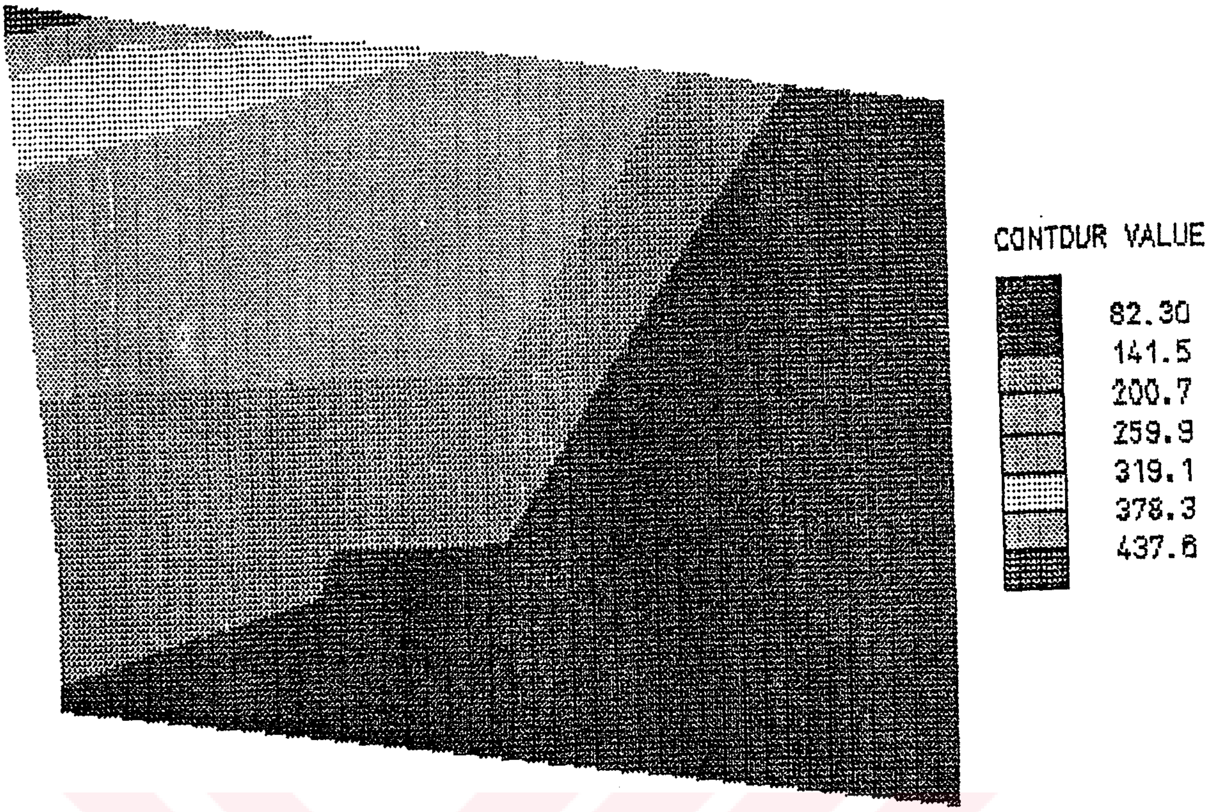
Şekil 6.32 0.2 mm Aşınmış Takımın (0.3 mm İlerleme) Uç Bölgesi



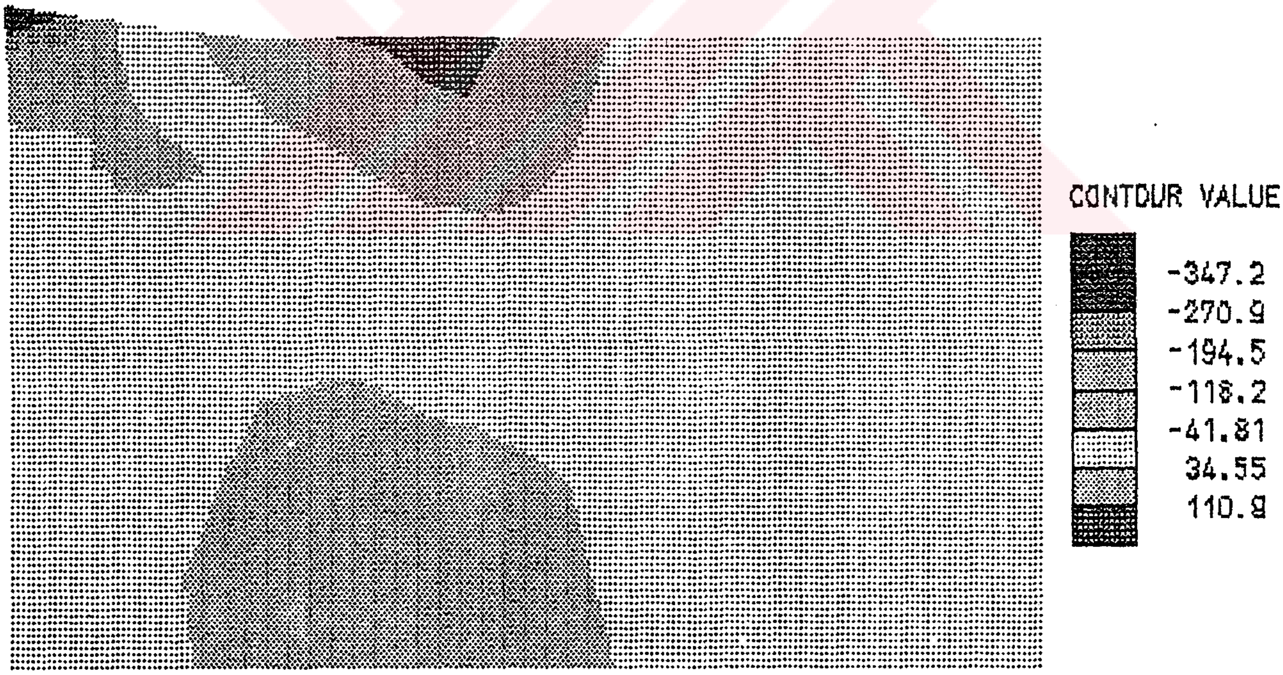
Şekil 6.33 X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



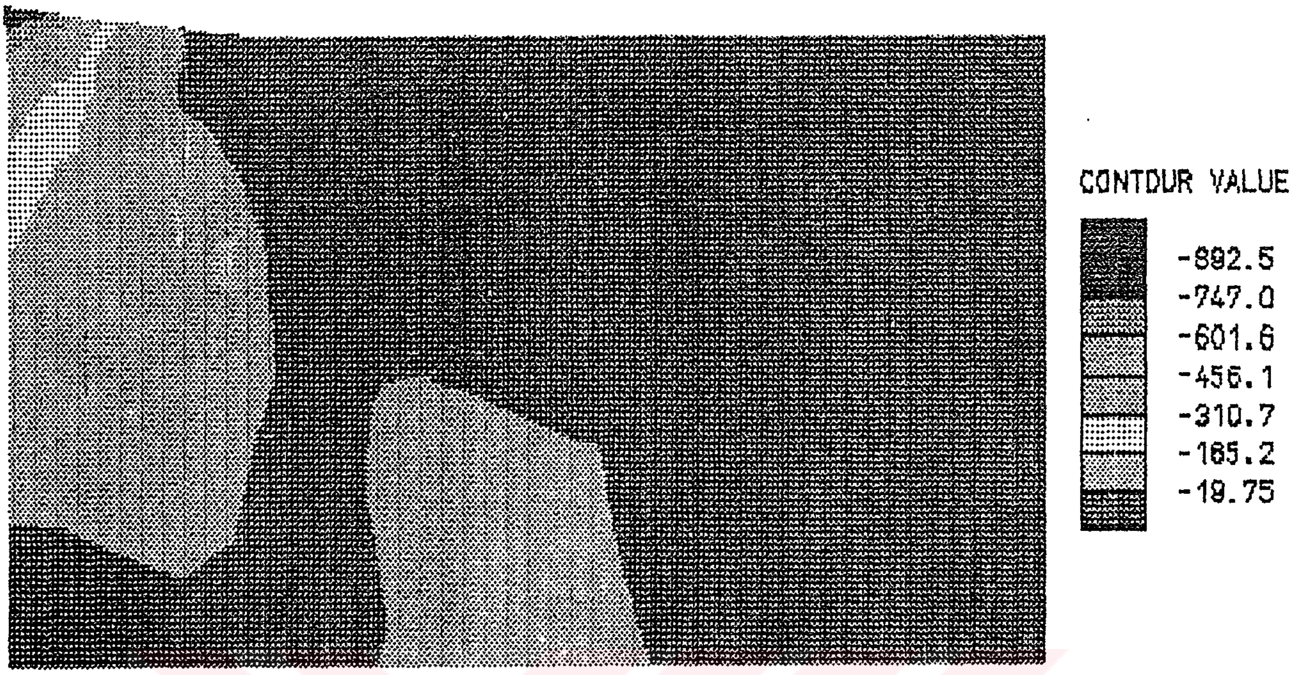
Şekil 6.34 Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



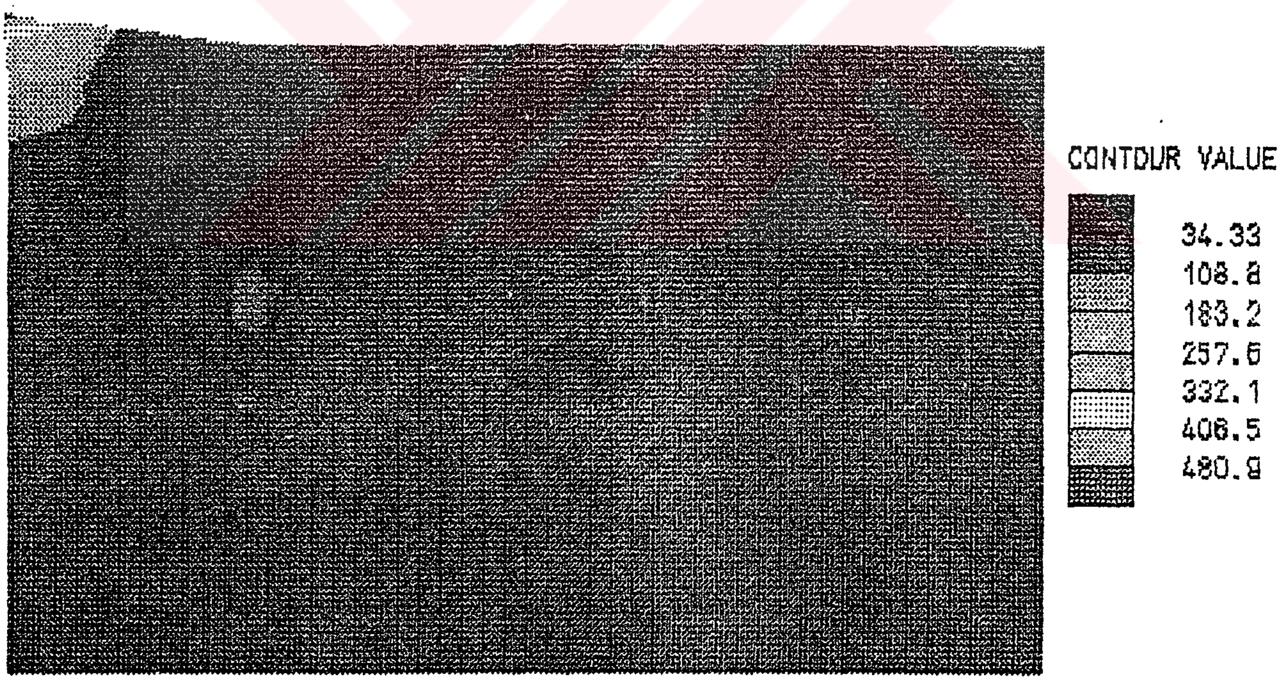
Şekil 6.35 Kayma Gerilmesi (Uç bölge)



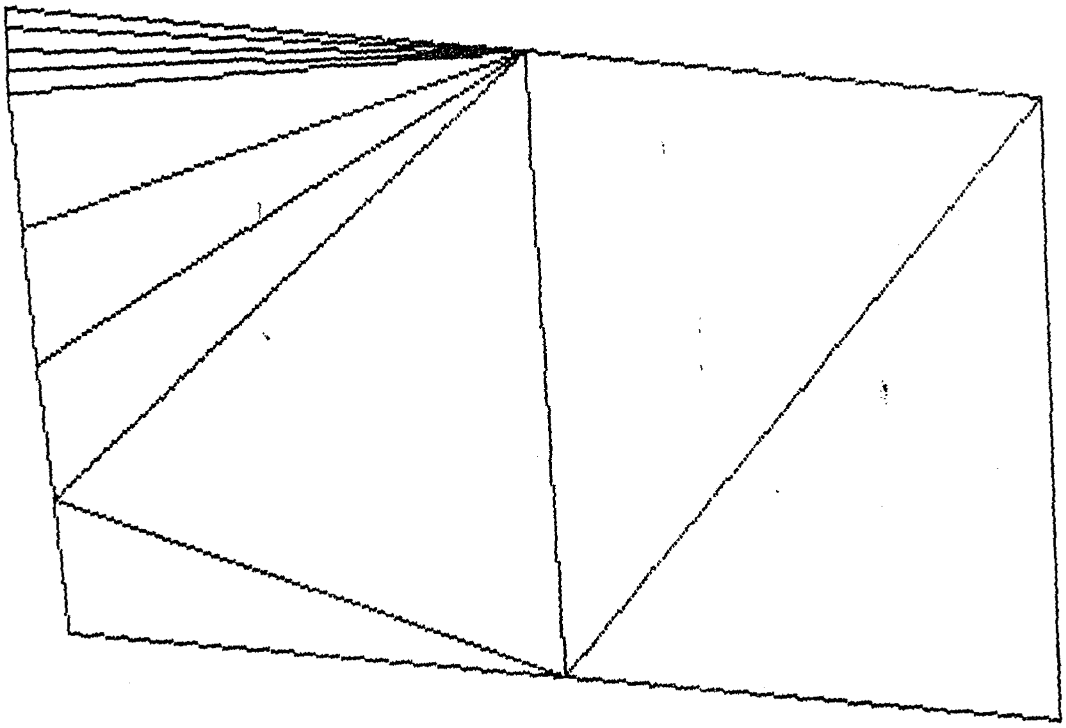
Şekil 6.36 0.4 mm Aşınmış Takımda (0.3 mm İlerleme) X Yönündeki Normal Gerilme



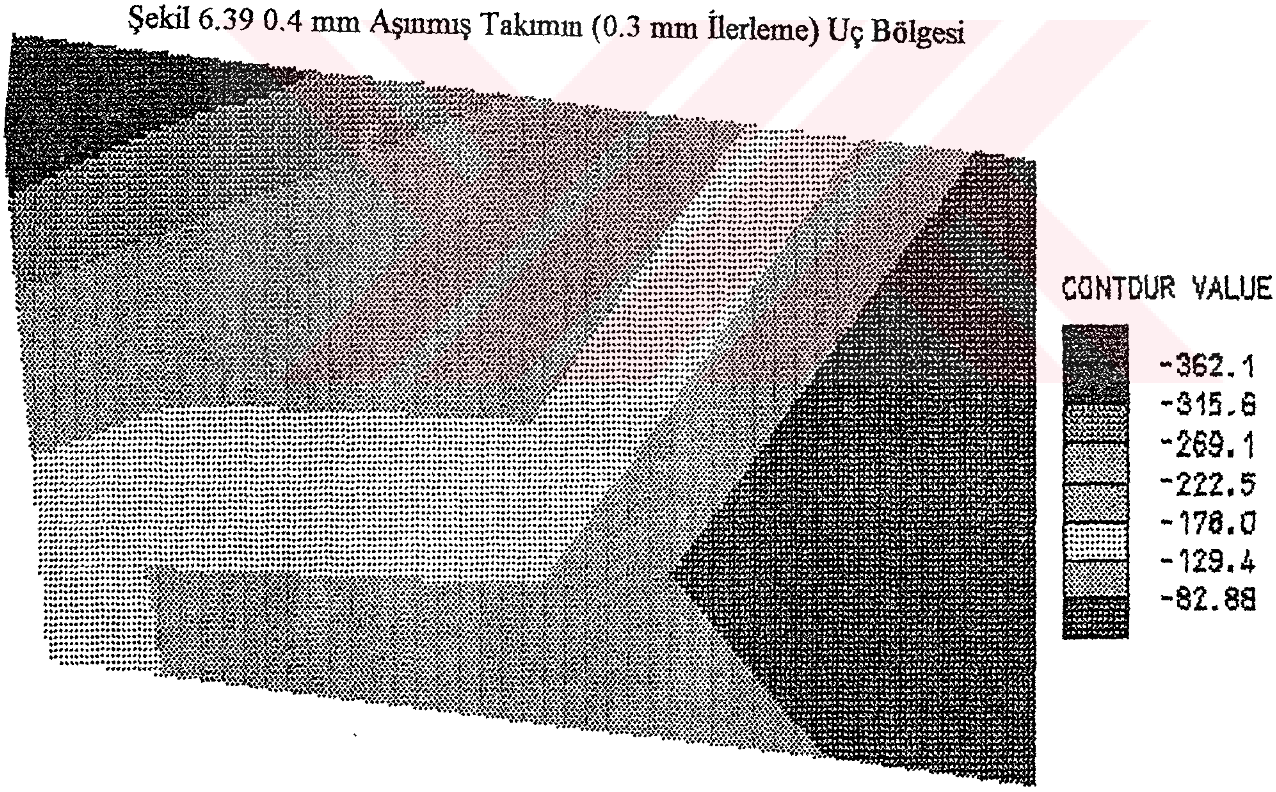
Şekil 6.37 0.4 mm Aşınmış Takımda (0.3 mm İlerleme) Y Yönündeki Normal Gerilme



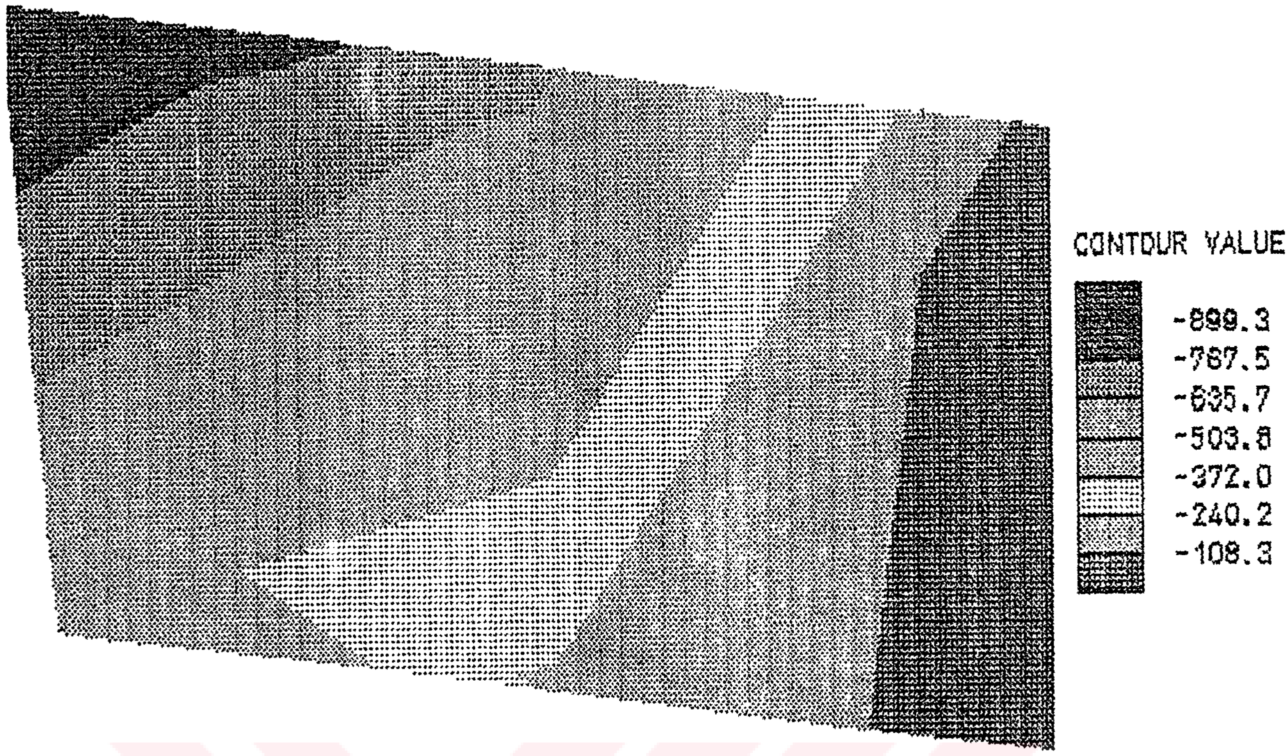
Şekil 6.38 0.4 mm Aşınmış Takımda (0.3 mm İlerleme) Kayma Gerilmesi



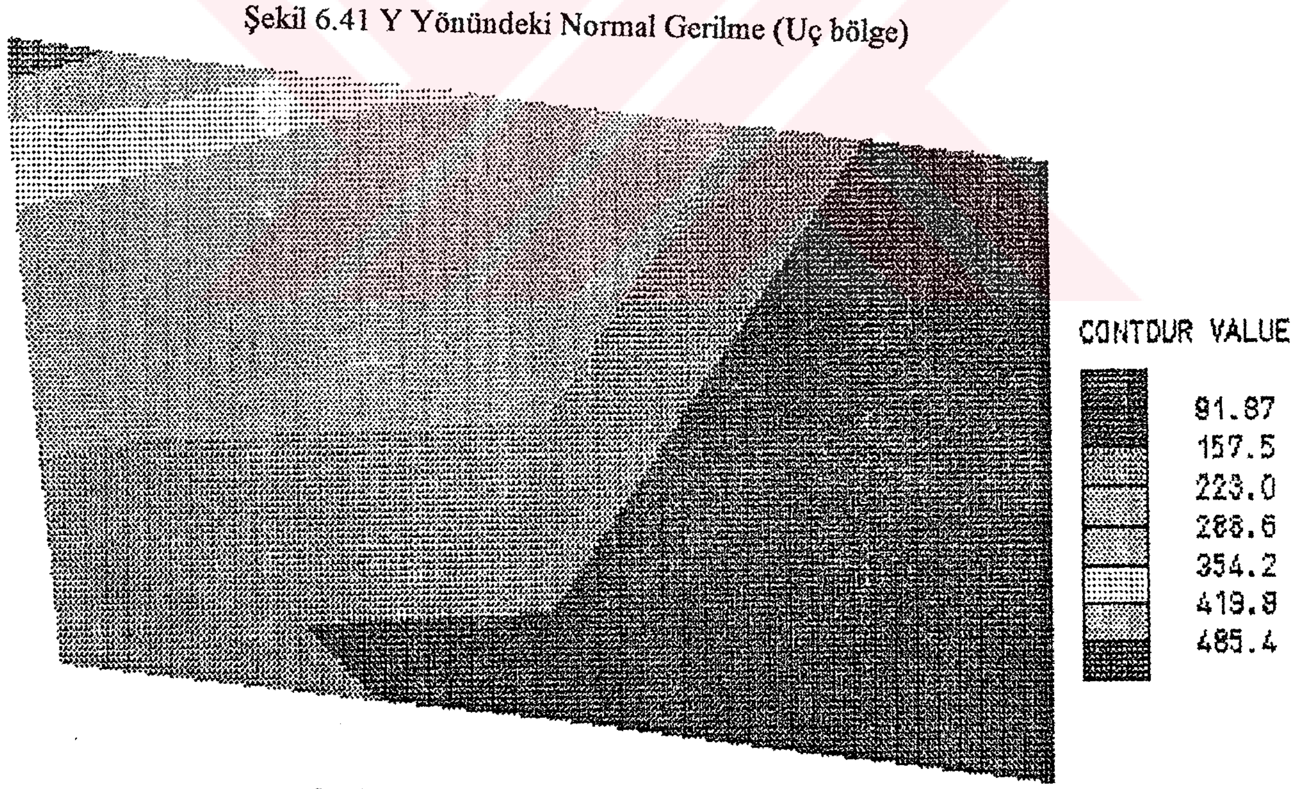
Şekil 6.39 0.4 mm Aşınmış Takımın (0.3 mm İlerleme) Uç Bölgesi



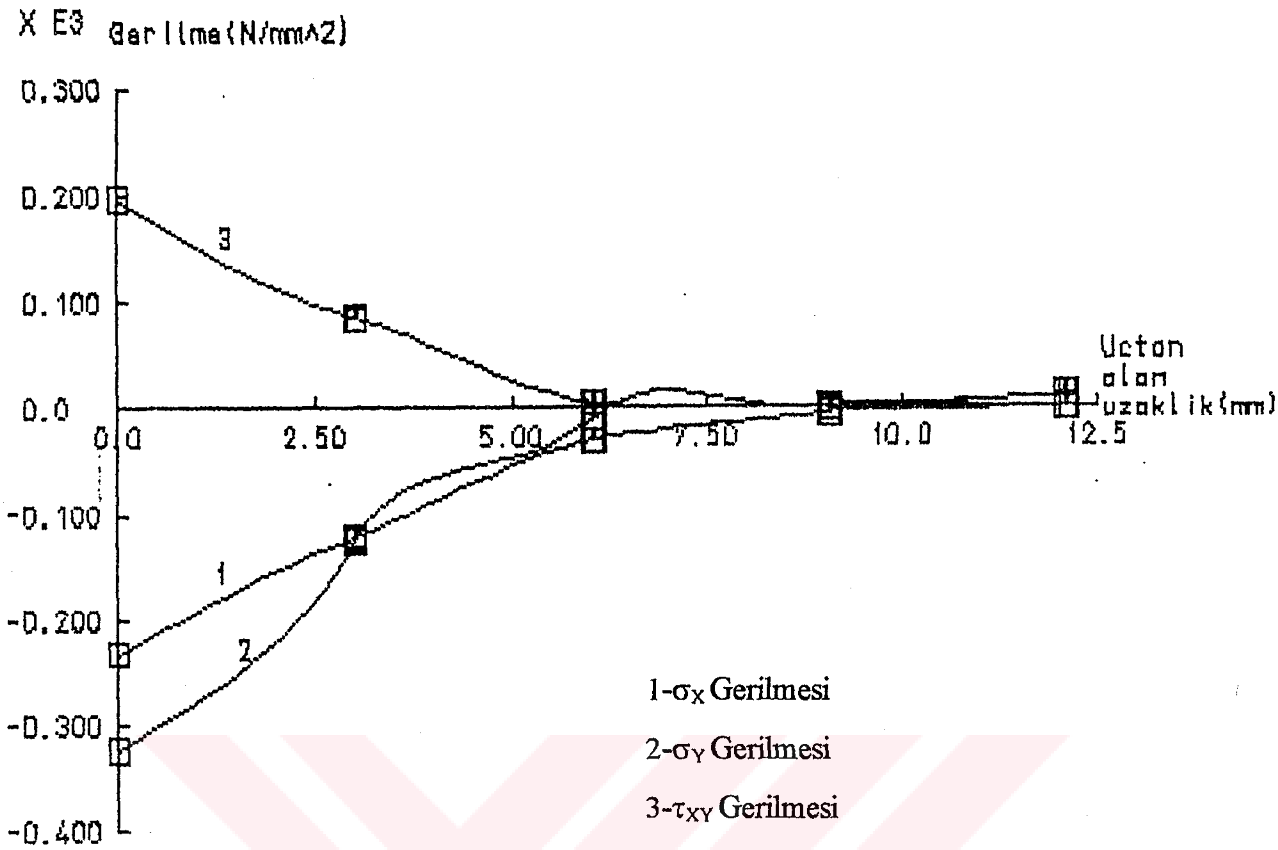
Şekil 6.40 X Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



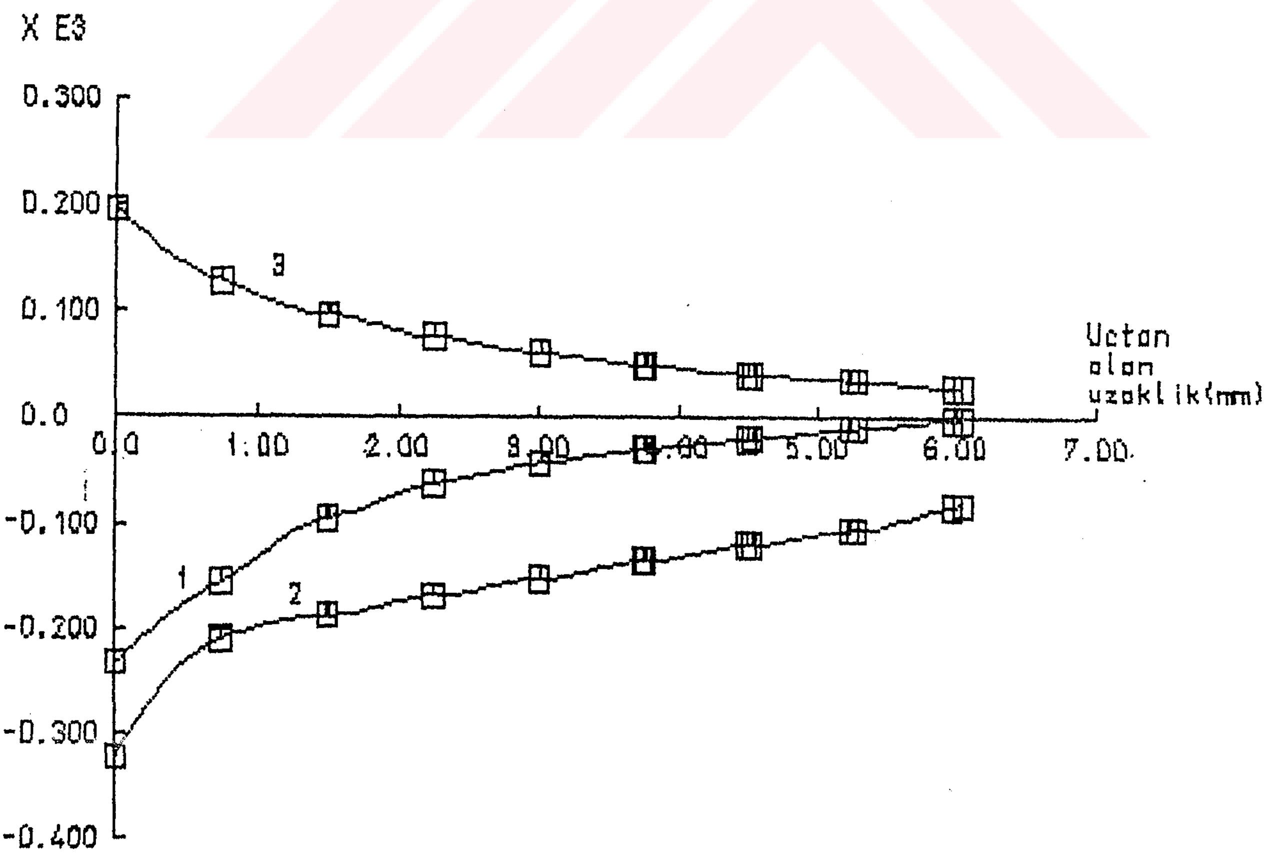
Şekil 6.41 Y Yönündeki Normal Gerilme (Uç bölge)



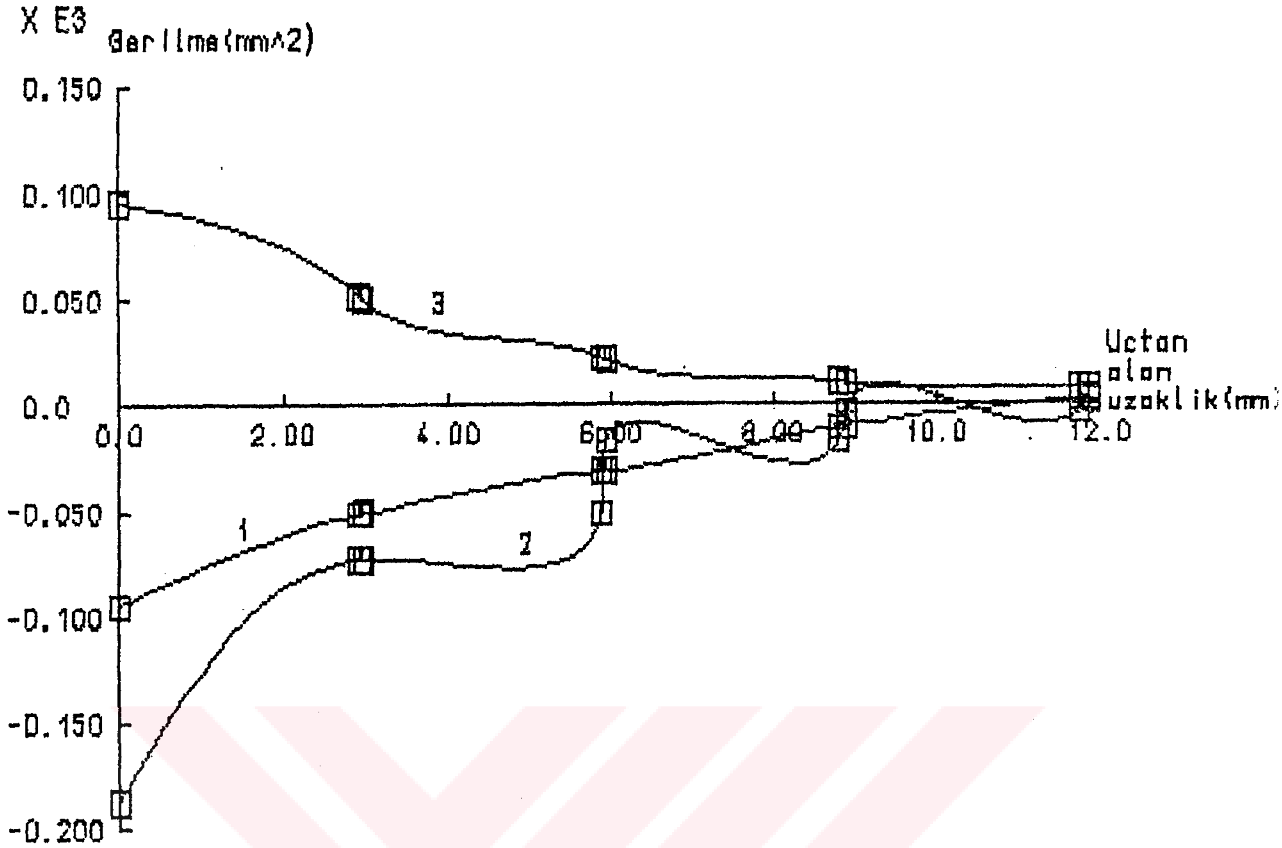
Şekil 6.42 Kayma Gerilmesi (Uç bölge)



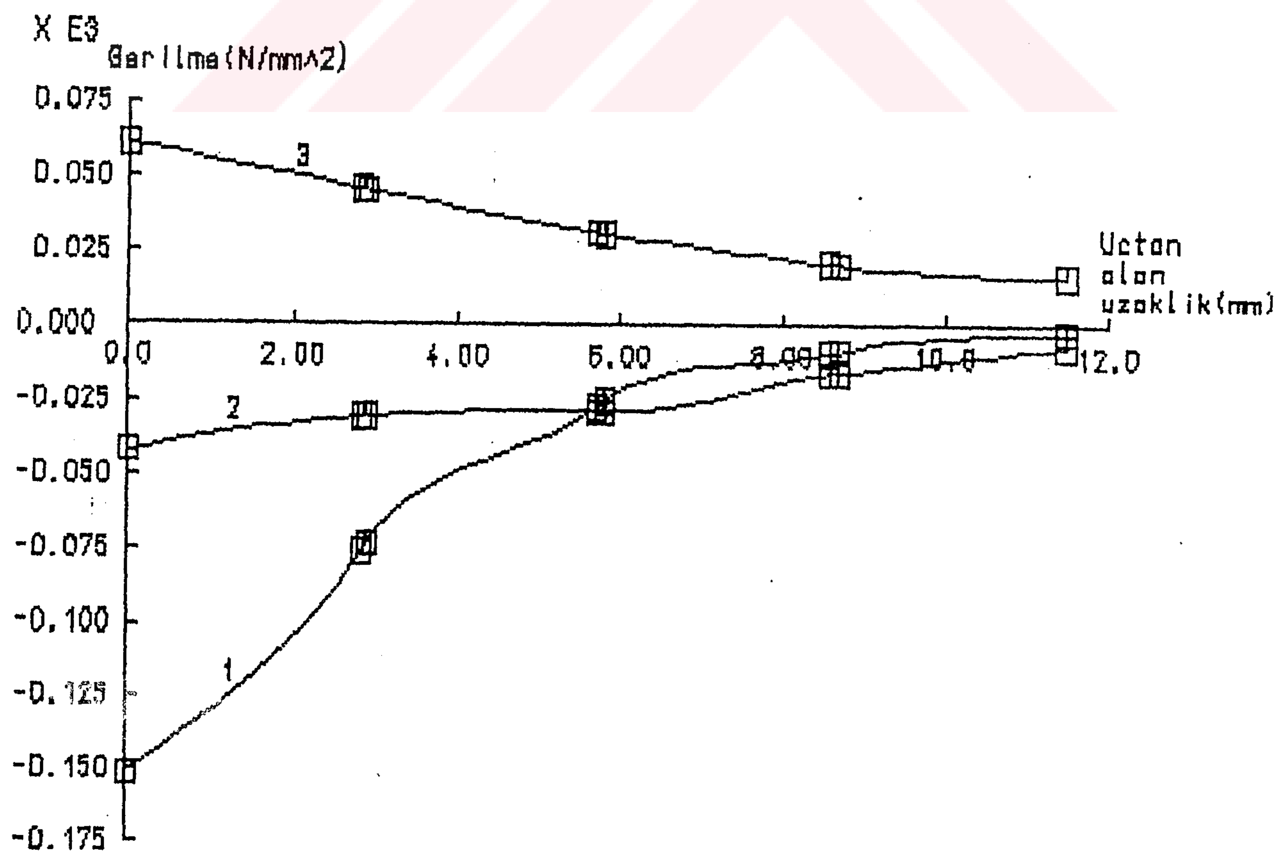
Şekil 6.43 Aşınmamış Takımın (0.1mm İlerleme) Talaş Yüzeyi Gerilme Grafiği



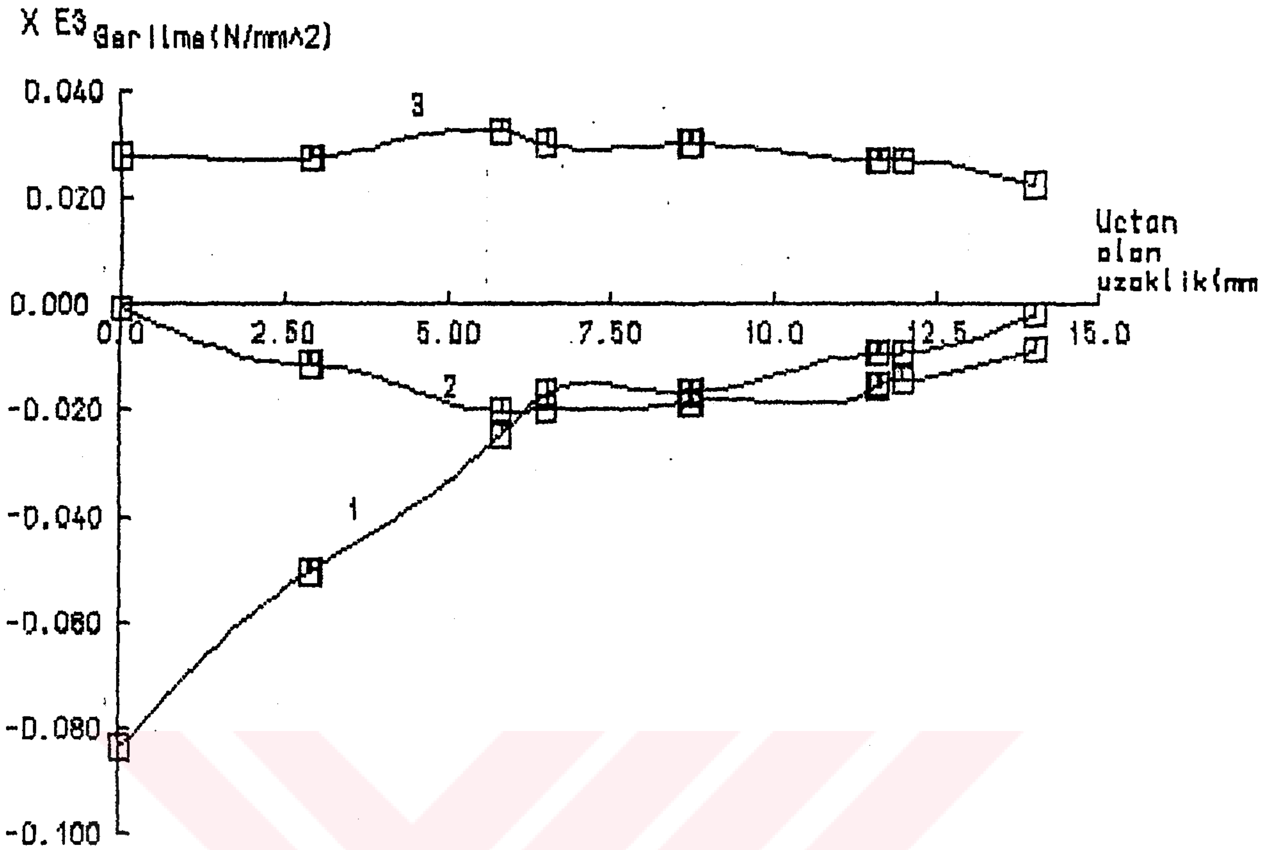
Şekil 6.44 Aşınmamış Takımın (0.1mm İlerleme) Serbest Yüzey Gerilme Grafiği



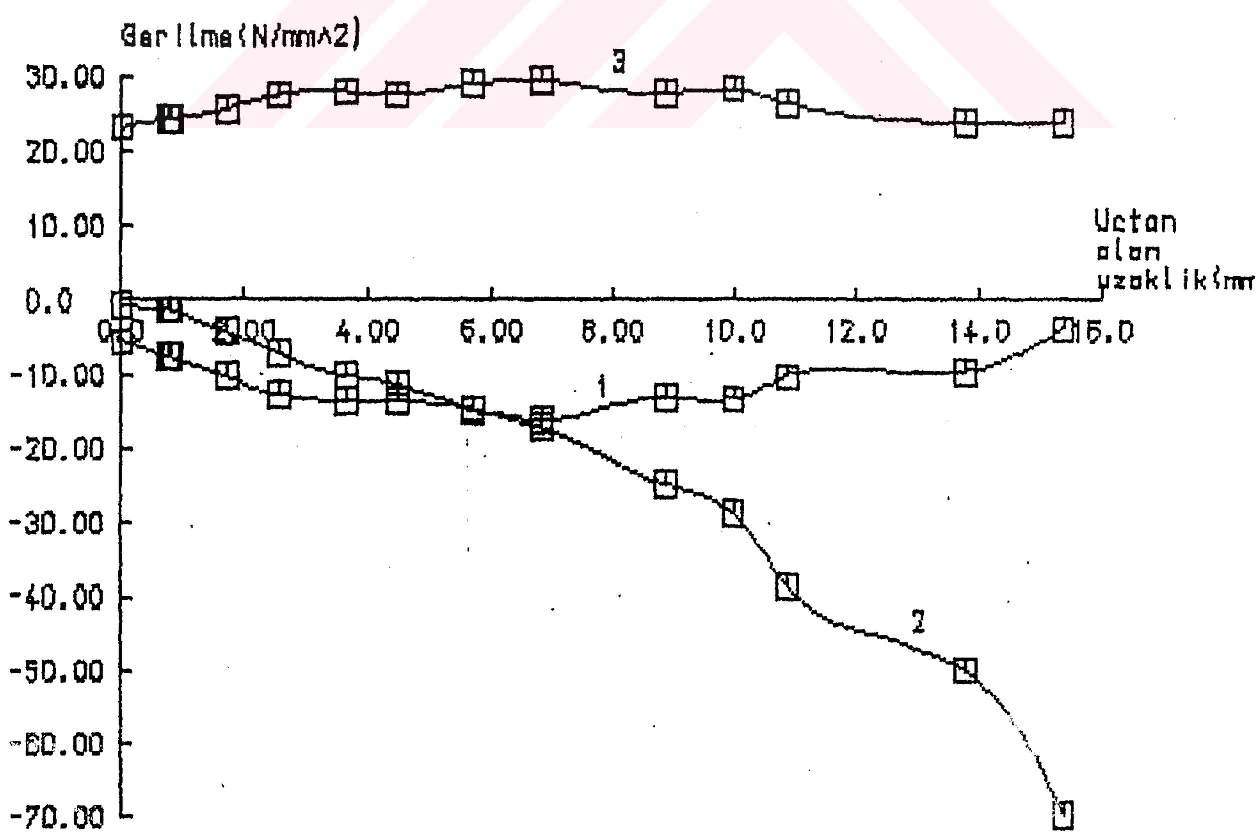
Şekil 6.45 Aşınmamış Takımın Ortasından Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



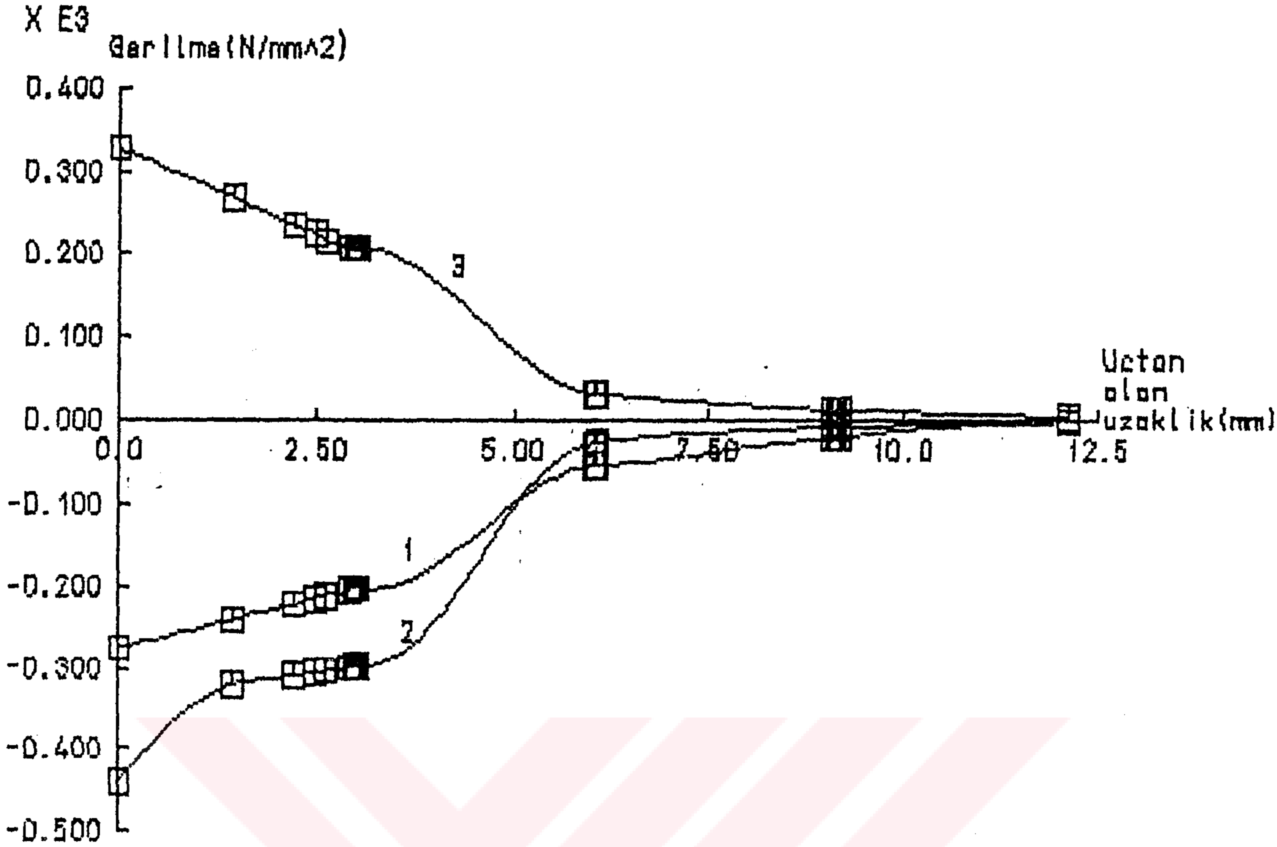
Şekil 6.46 Aşınmamış Takımın Alt Yüzeyinden Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



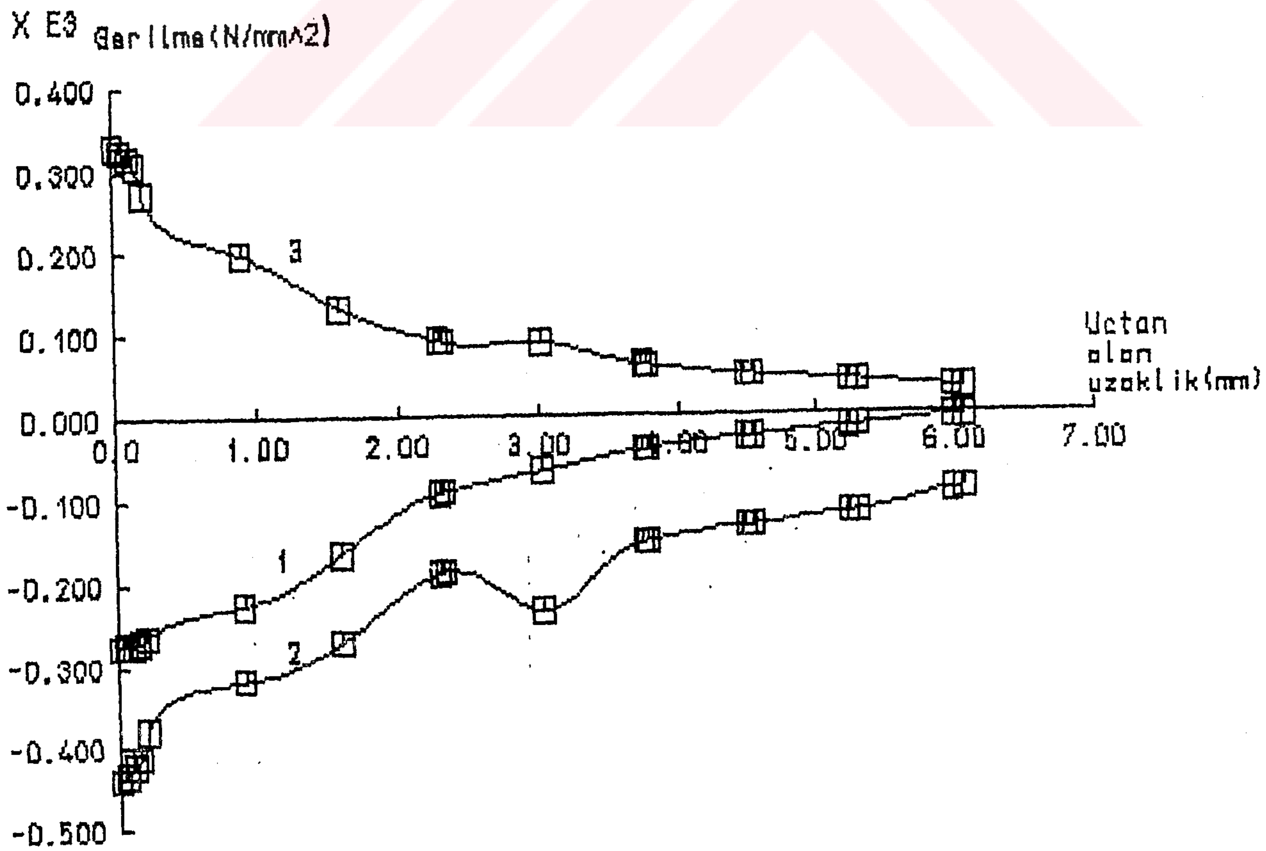
Şekil 6.47 Altlığın Alt Yüzeyinden Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



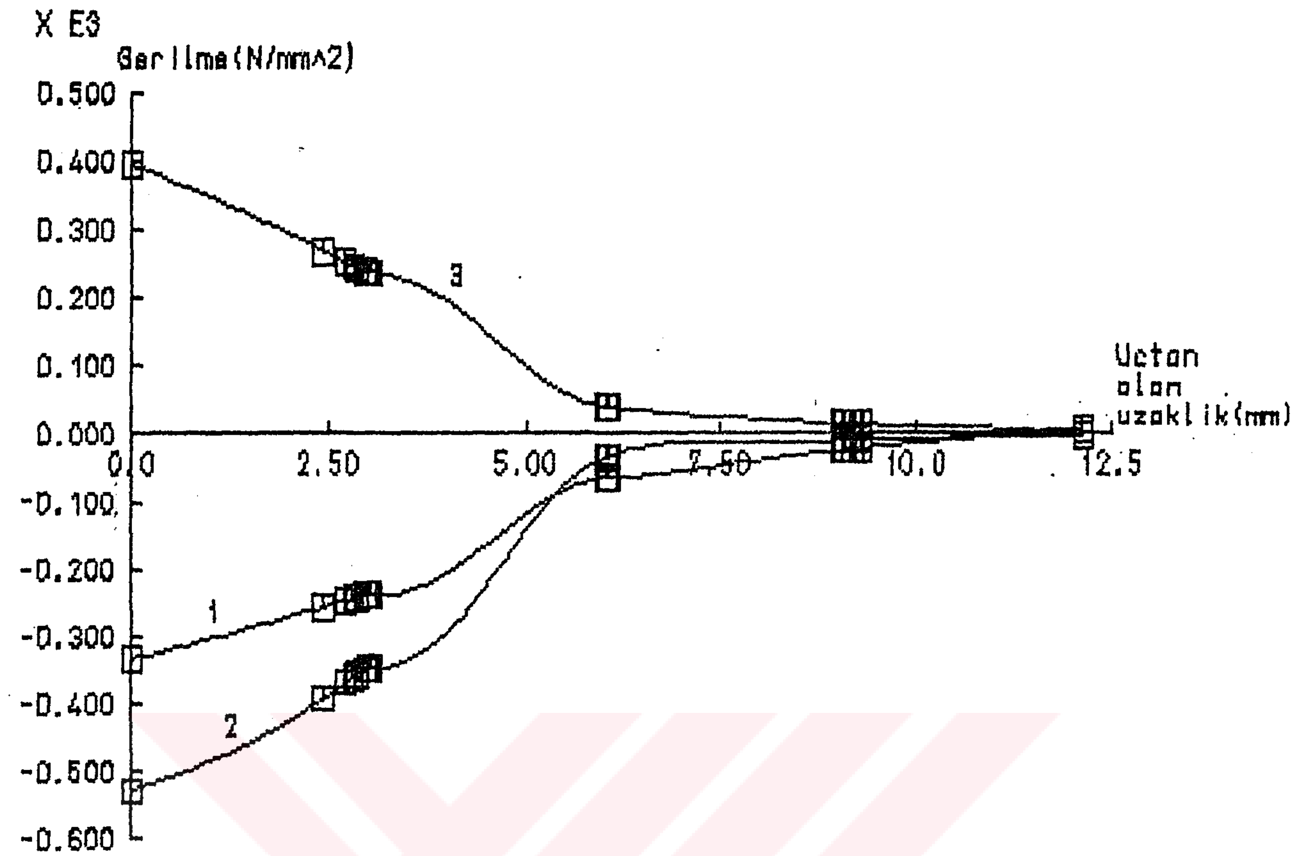
Şekil 6.48 Tutucudan Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



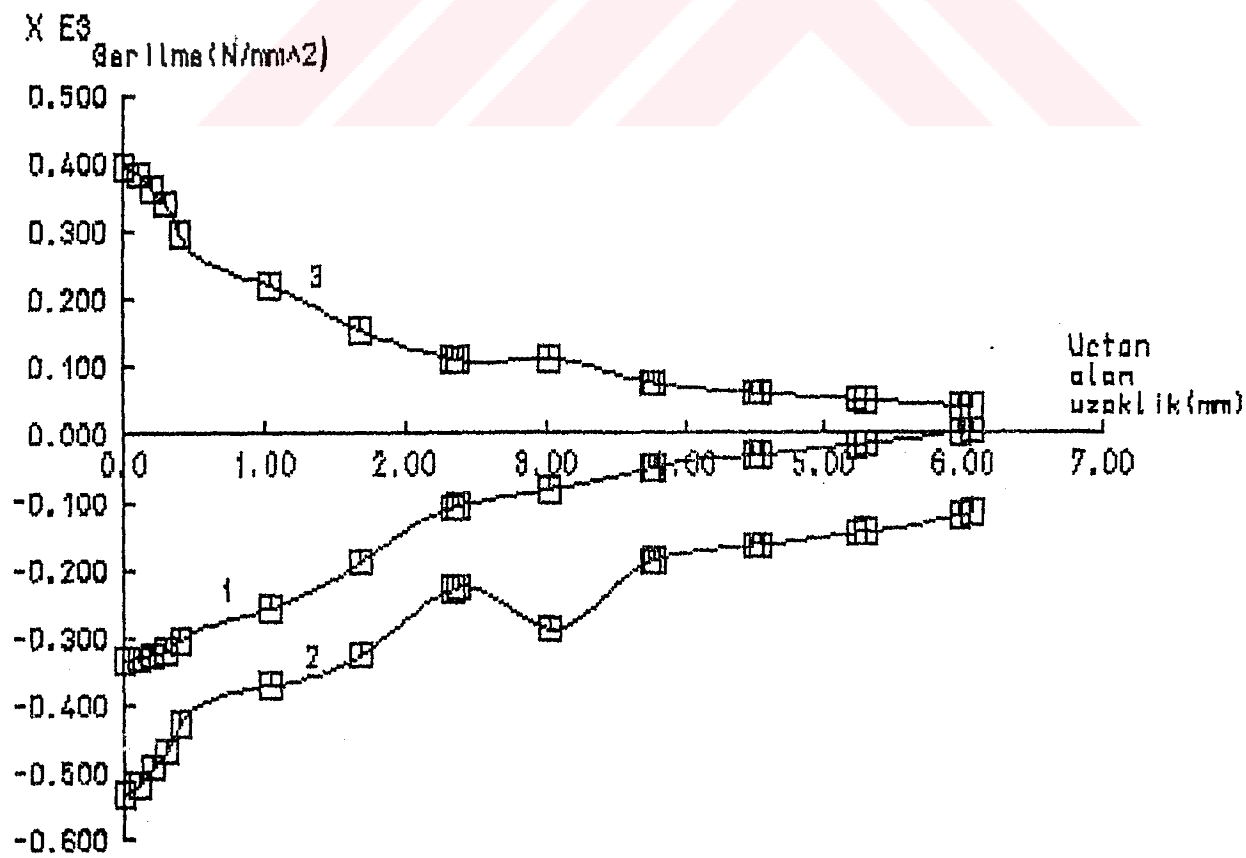
Şekil 6.49 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Takımın Talaş Yüzeyi Gerilme Grafiği



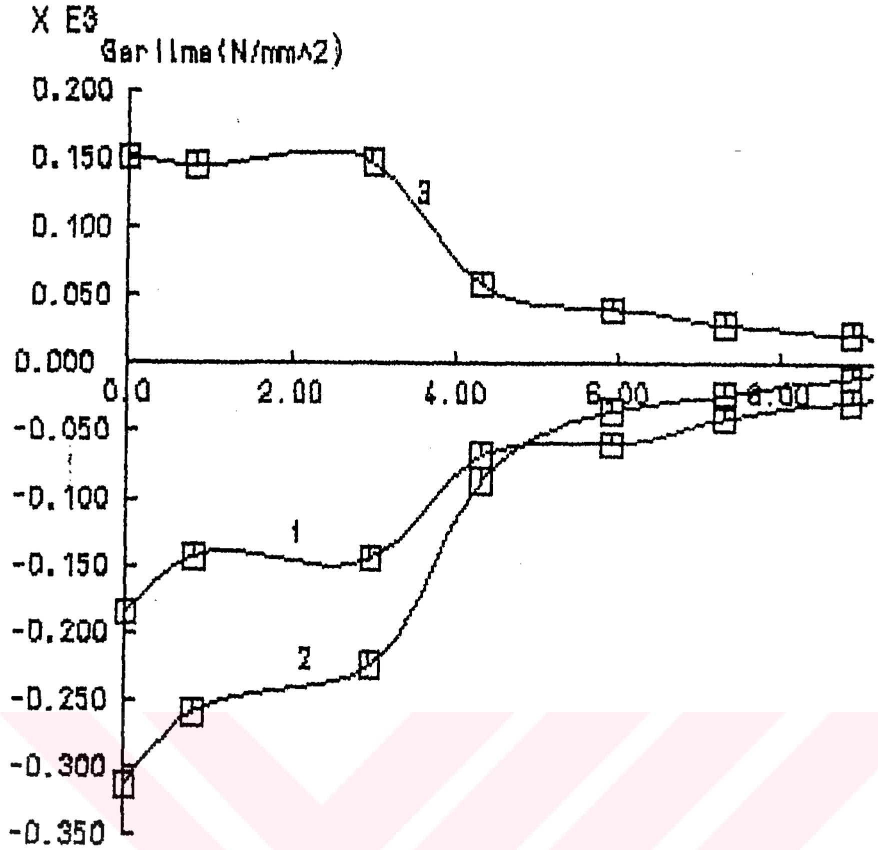
Şekil 6.50 0.2 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Takımın Serbest Yüzey Gerilme Grafiği



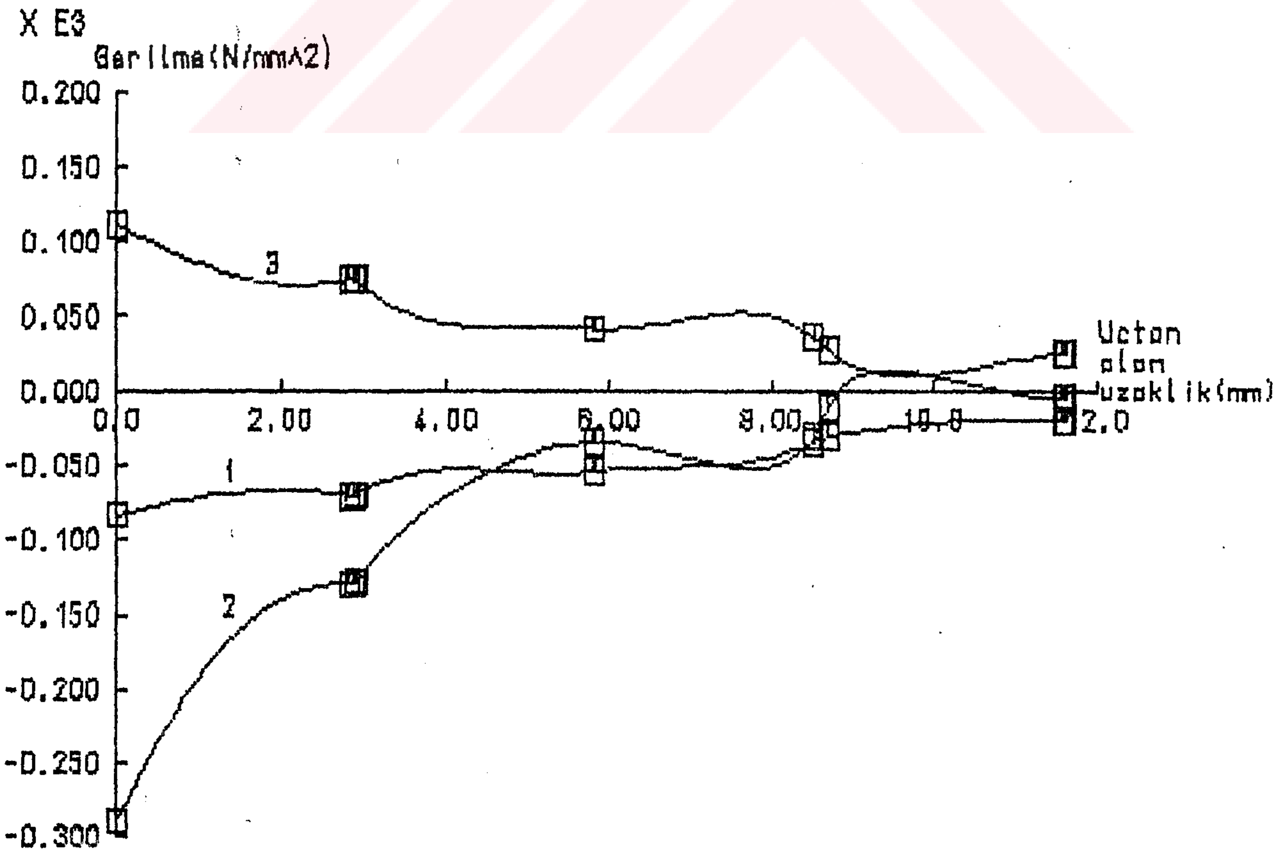
Şekil 6.51 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Takımın Talaş Yüzeyi Gerilme Grafiği



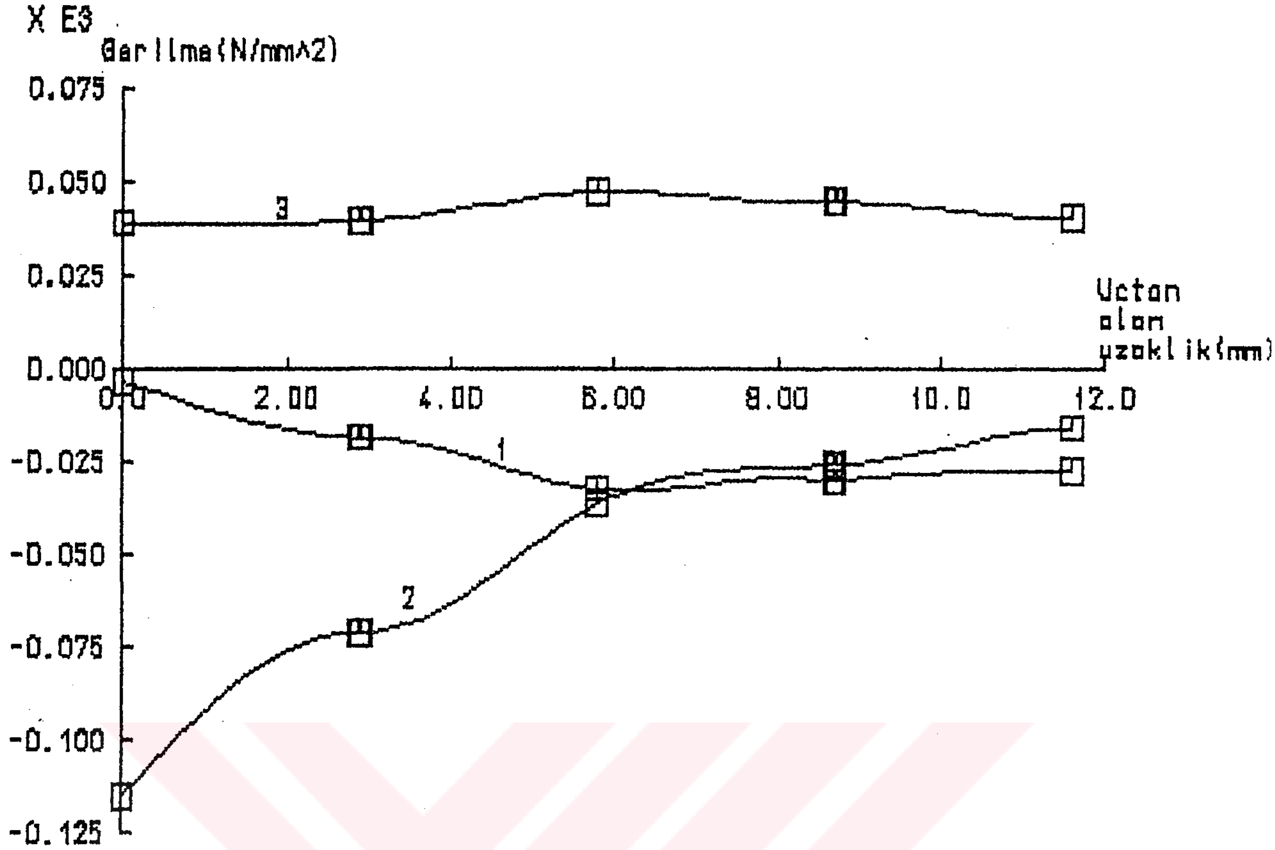
Şekil 6.52 0.4 mm Aşınmış (0.1 mm İlerleme) Takımın Serbest Yüzey Gerilme Grafiği



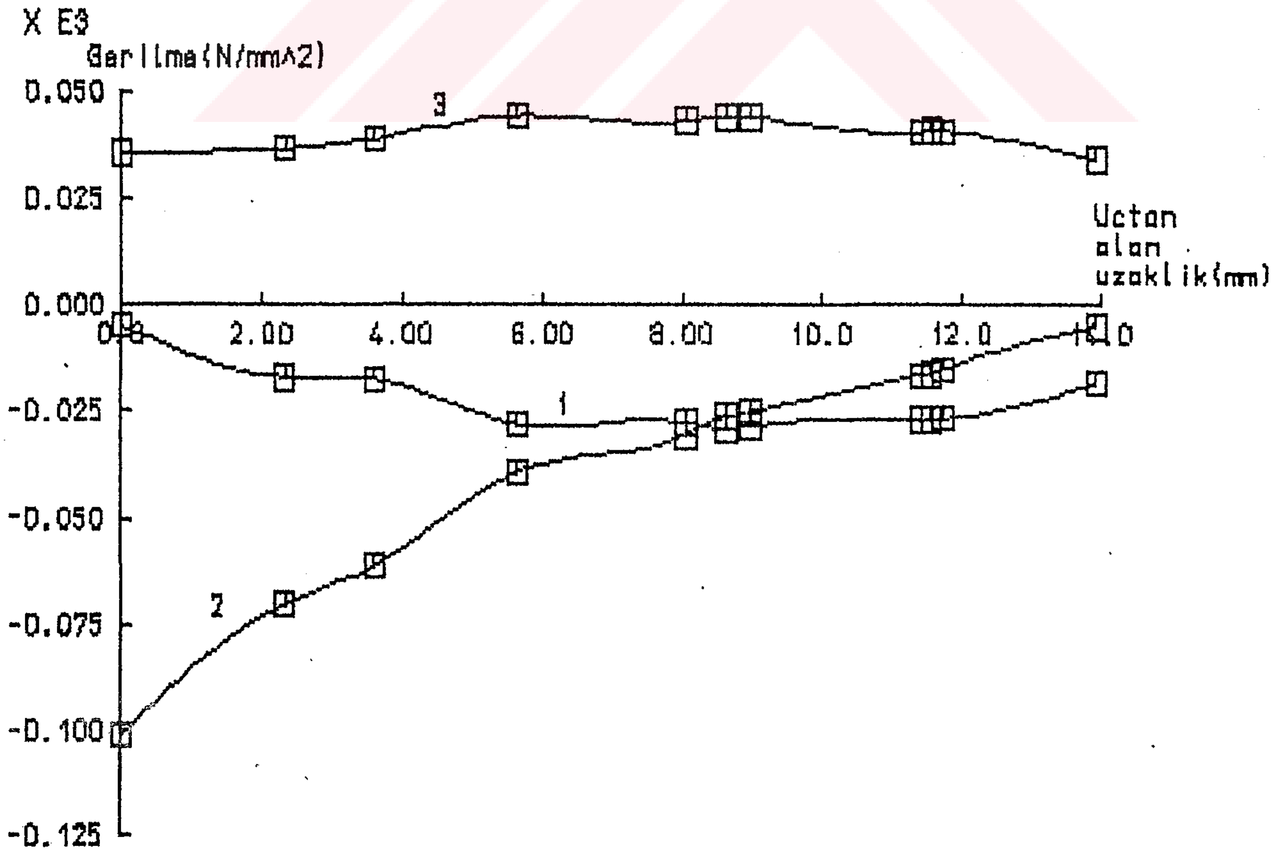
Şekil 6.53 Takımın Ortasından Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



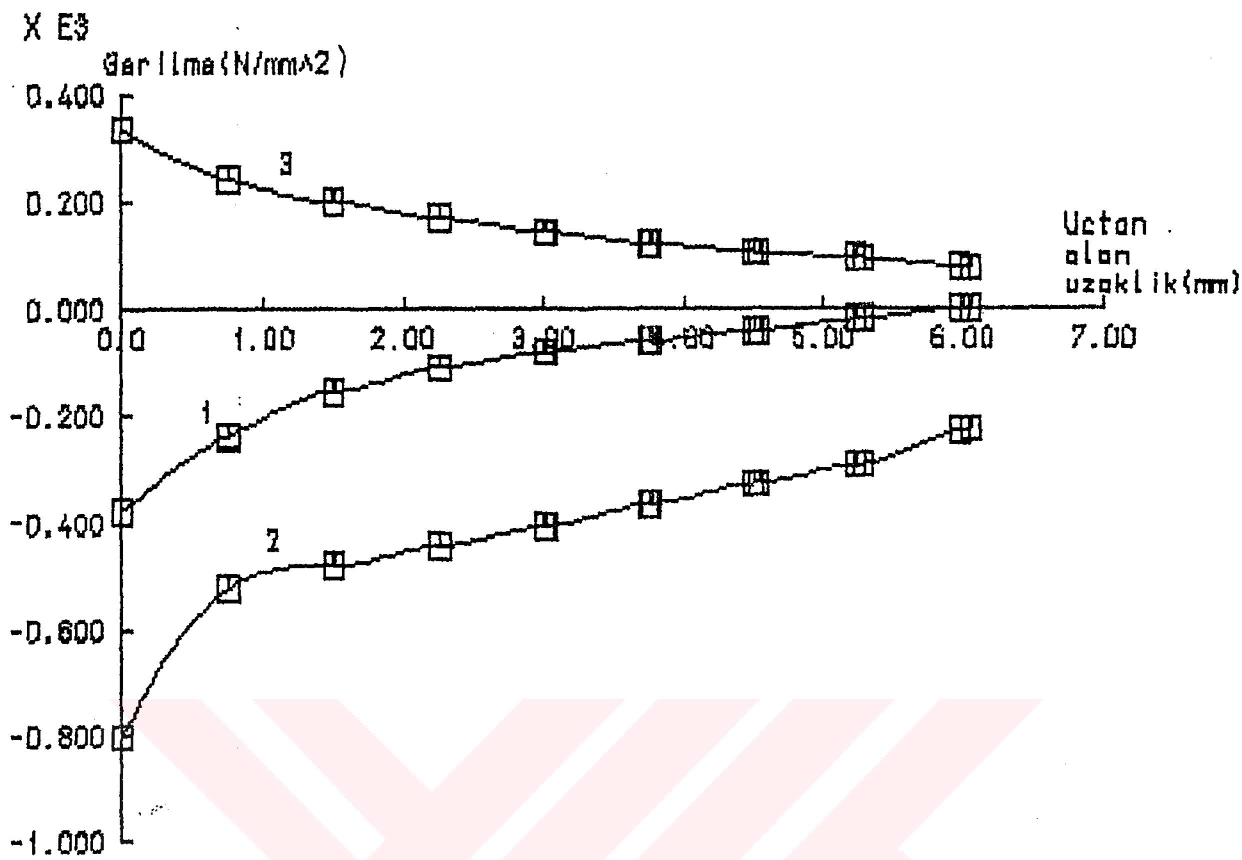
Şekil 6.54 Takımın Alt Yüzeyinden Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



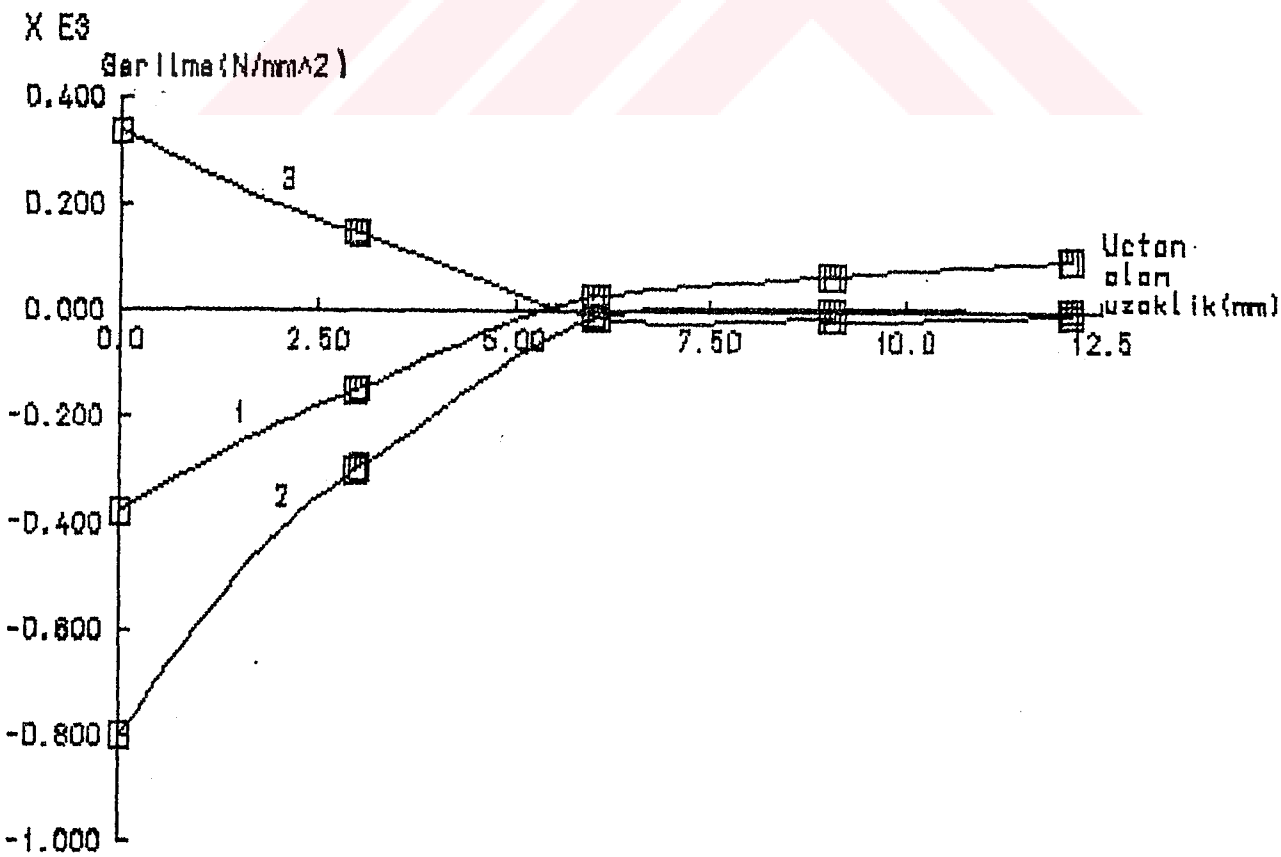
Şekil 6.55 Altlığın Alt Yüzeyinden Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



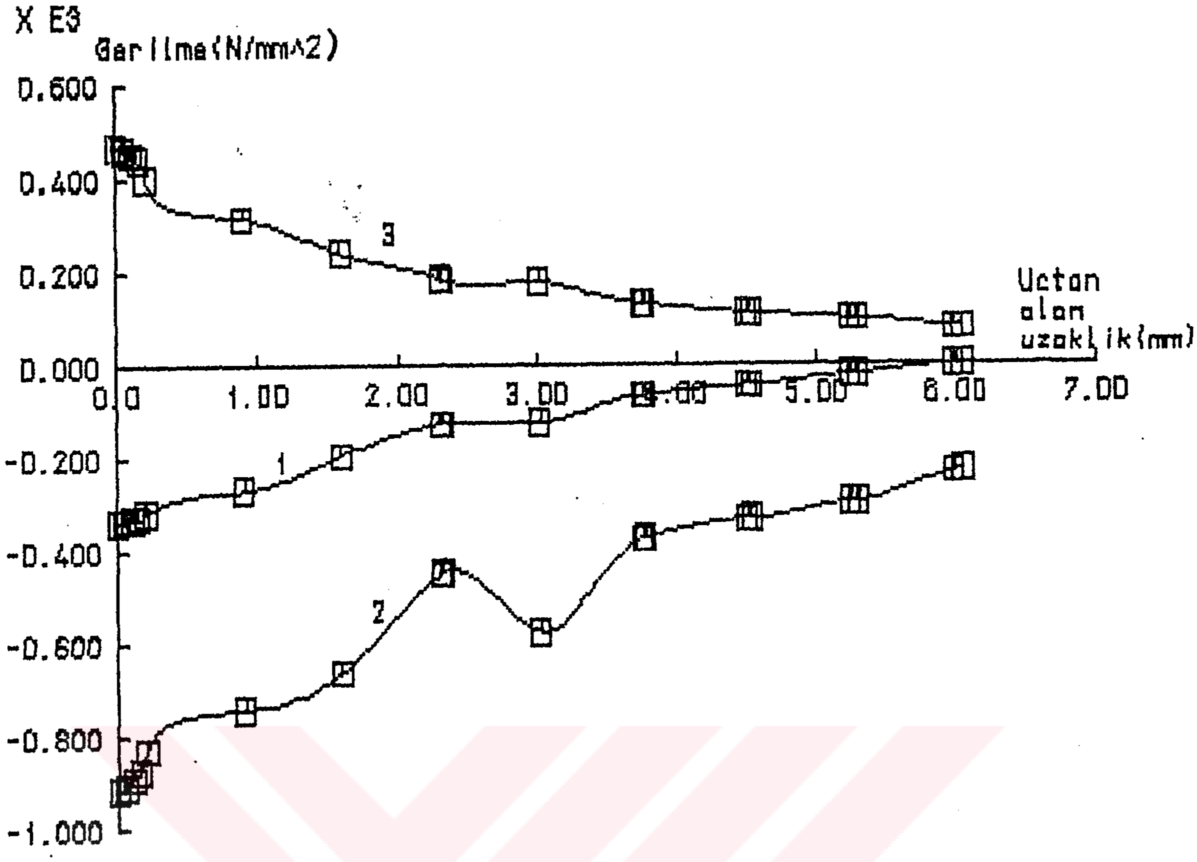
Şekil 6.56 Tutucudan Alınan Kesitteki Gerilme Grafiği



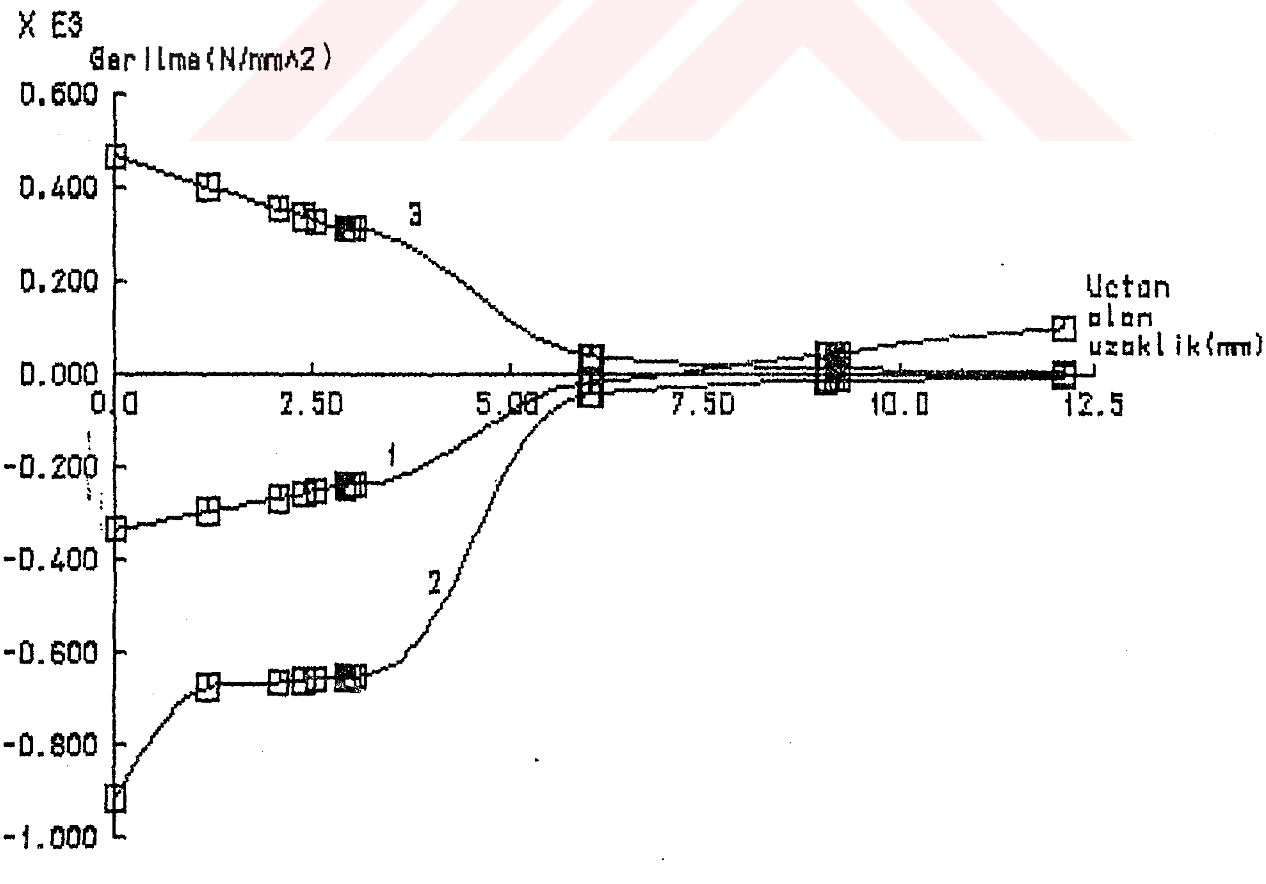
Şekil 6.57 Aşınmamış Takımın Serbest Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği



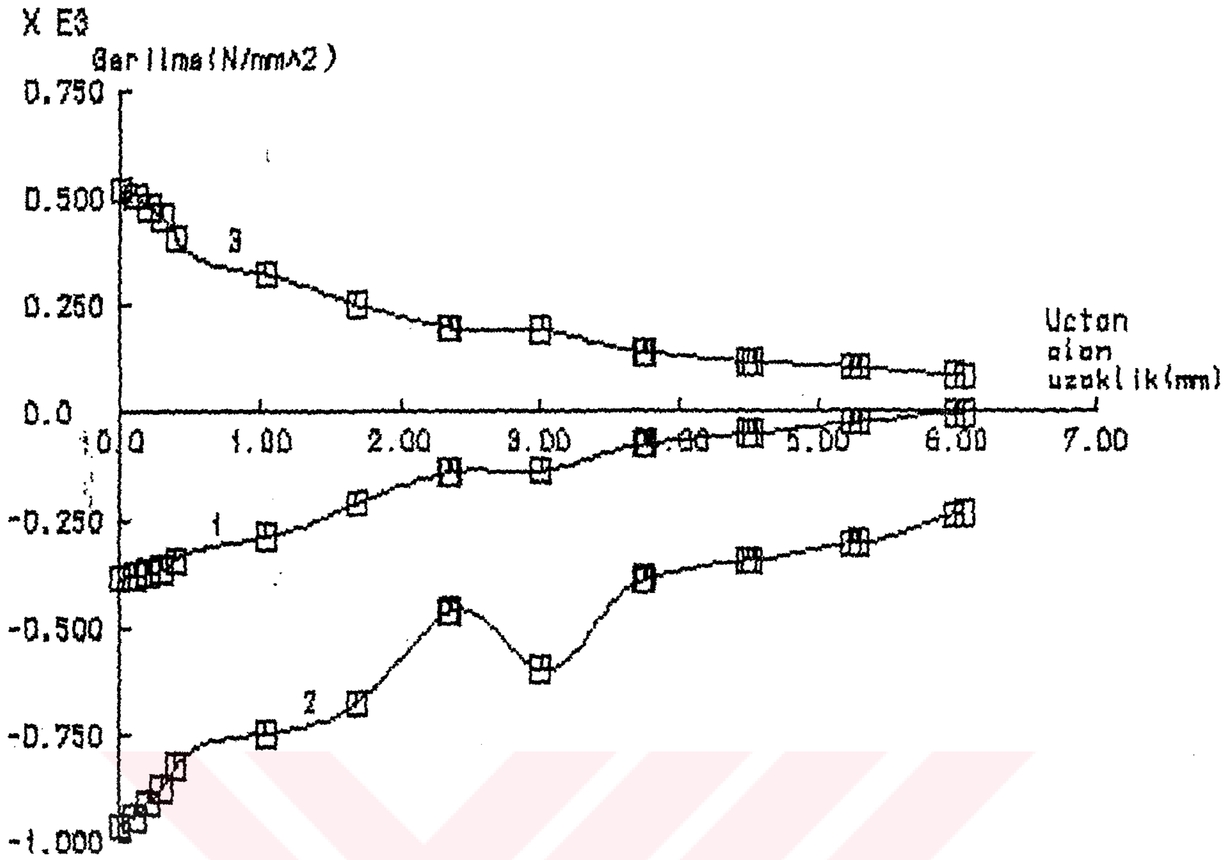
Şekil 6.58 Aşınmamış Takımın Talaş Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği



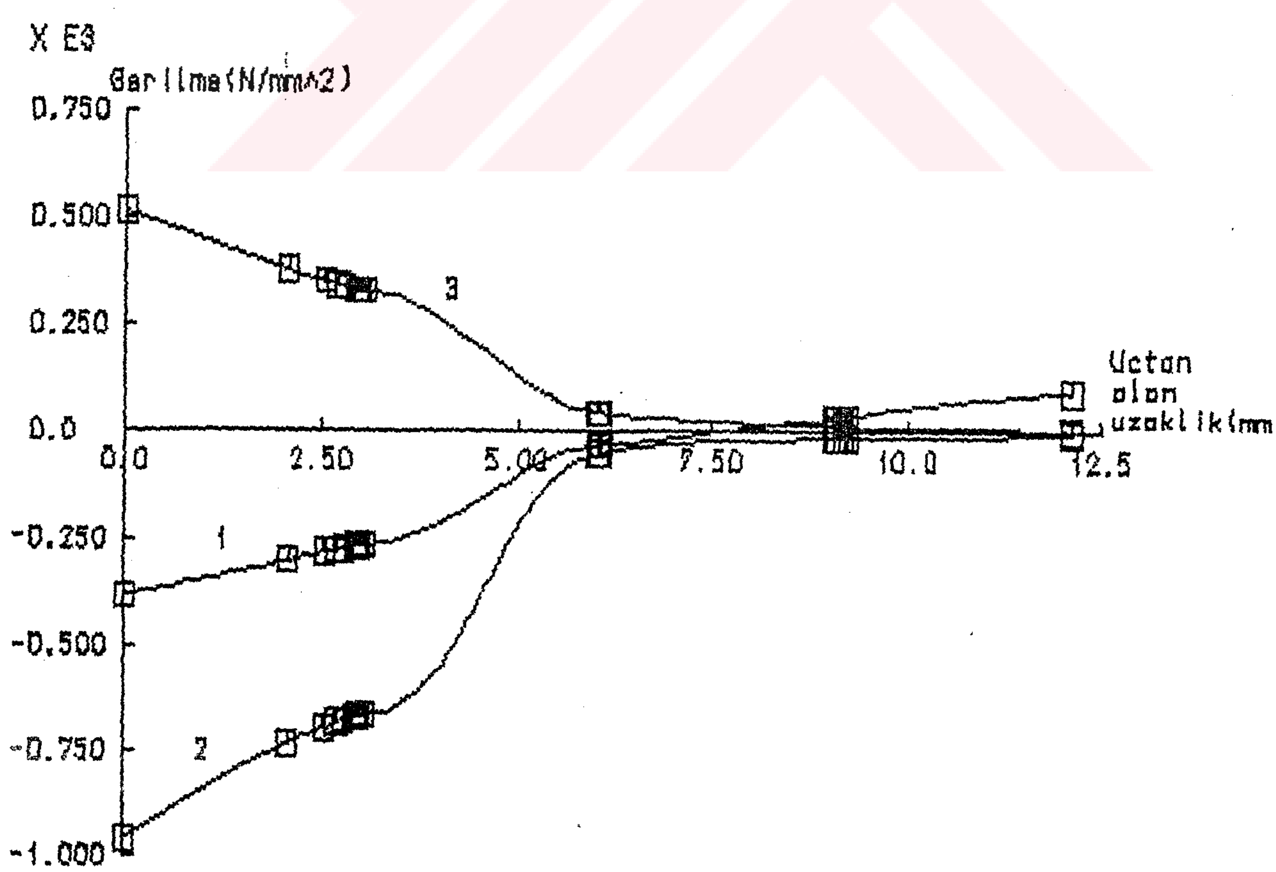
Şekil 6.59 0.2 mm Aşınmış Takımın Serbest Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği



Şekil 6.60 0.2 mm Aşınmış Takımın Talaş Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği



Şekil 6.61 0.4 mm Aşınmış Takımın Serbest Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği



Şekil 6.62 0.4 mm Aşınmış Takımın Talaş Yüzeyindeki (0.3 mm İlerleme) Gerilme Grafiği

KAYNAKLAR

1) Ahmad, M.M., Draper,W.A., and Derricott, R.T.,1988.An application of the finite element method to the prediction of cutting tool performance, Jour.Mach.Tools Manufact.Vol.29,No.2:197-206

2) Ahmad,M.M.,Derricott,R.T.,and Draper,W.A.,1988.A photoelastic analysis of the stress in double rake cutting tools,Jour.Mach.Tools Manufact.Vol.29,No.2:185-195

3) Barrow,G.,Graham,W., Kurimoto,T.and Leong,Y.F.,1981.Determination of rake face stress distribution in orthogonal machining, Jour. Mach.Tool Des. Res. Vol.22. No.1: 75-85

4) Black,J.T.,1979.Flow stress model in metal cutting , Jour.Eng.for Ind.Vol.101: 403-414

5) Chandrasekaran,H.,Nagarajan,R.,1977.Influence of flank wear on the stresses in a cutting tool,ASME:566-577

6) Chandrasekaran,H.,Nagarajan,R.,1980.On certain aspects of transient stresses in cutting tool,Jour.of Eng.for Industry.Vol.102:133-141

7) Chandrasen,G.,Bhattacharyya,A.,1969.Principles of metal cutting,New Central Book Agency,India.

8) Chen,N.N.S., and Pun,W.K.,1987.Stresses at the cutting tool wearland,Jour. Mach. Tools Manufact.Vol.28.No.2:79-92

9) Childs,T.H.C.,and Mahdi,M.I.,1989.On the stress distribution between the chip and tool during metal turning,CIRP.Vol.38:55-58

10) Dokainish, M.A., Elbestawi, M.A., Polat,U., and Tole, B.,1988. Analysis of stresses during exit in interrupted cutting with chamfered tools,Jour.Mach.Tools Manu-fact.Vol.29,No.4:519-534

11) Hsu,T.C.,1966.A study of the normal and shear stresses on a cutting tool, Jour. Eng.for Ind.:51-64

12) Komvopoulos,K., Erpenbeck,S.A.,1991.Finite element modeling of orthogonal metal cutting, Jour.of Eng.for Ind.Vol.113,No.3: 253-267

13) Lusas FEA Manual I ve II ,1990.

14) Mıttal,R.N.,Juneja,B.L.,1981,Effect of stress distribution on the shear angle in controlled contact orthogonal cutting,jour.Mach.Tool Des.Res.Vol.22,No.2:87-96
15) Ranganath,B.J.,1993.Metal Cutting and tool design,Vikas Pablishing House put Ltd.
16) Tlusty,J.,Masood,Z.,1978.Chipping and breakage of carbide tools,Jour.of Eng.for Ind.Vol.100:403-412
17) Von Turkovich,B.F.,1970.Shear stress in metal cutting,Jour.Eng.for Ind.:151-157

ÖZGEÇMİŞ

Doğum tarihi 20 Ocak 1968

Doğum yeri İstanbul

1974-1979 yılları arasında Paşakapısı İlkokulunda

1979-1982 yılları arasında Paşakapısı Orta Okulunda

1982-1985 yılları arasında Haydarpaşa Endüstri Meslek Lisesi Makina Ressamlığı bölümünü bitirdim.

1985 yılında Yıldız Üniversitesi Makina Mühendisliği Bölümünü kazandım

1989 yılında Yıldız Üniversitesinden Makina Mühendisi olarak mezun oldum

1990 yılında Yıldız Üniversitesi Yüksek Lisans İngilizce hazırlık sınıfını bitirdim.

1992 yılında Bilgisayar ile Yönetim ve Mühendislik (BYM) firmasında Cad/Cam mühendisi olarak işe başladım.

1993 yılı Kasım ayında B.Y.M. firmasından ayrıldım.

Halen Makina Mühendisliği anabilim dalında İmal Usulleri programında yüksek lisans öğrencisiyim.