

Poliamid 6'nın aşınmasında karşı yüzey pürüzlülüğünün etkisi

Murat AKSULU*, **Mehmet PALABIYIK**

İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Mühendisliği Programı, 34469, Ayazağa, İstanbul

Özet

Polimerlerin metal karşı yüzeye eş çalışmasında, aşınmayı etkileyen en önemli faktörlerden biri karşı yüzeyin pürüzlülüğüdür. Bu çalışmada ekstrüzyon PA 6'nın, paslanmaz çelikten disklerle kuru sürtünmesinde, karşı yüzey pürüzlülüğünün polimerin aşınmasına etkisi incelenmektedir. Pürüzlülük silindirik taşlamayla oluşturulmuştur. Çok küçük pürüzlülük değerleri ise (profil sapmalarının aritmetik ortalaması $R_a \leq 0.15 \mu m$) taşlamanın ardından 280-320 numaralı SiC zımpara kağıdı kullanılarak elde edilmiştir. Disklerin eksenel yöndeki R_a değeri yaklaşık olarak $0.08 \mu m$ 'den $3 \mu m$ 'ye kadar değişmektedir. PA 6 papuç-disk aşınma cihazında, farklı yüzey pürüzlülüğüne sahip paslanmaz çelikten disklerle (AISI 416 C, 52 HRC) aşınma deneyine tabi tutulmuştur. Disk malzemesinin alaşımı % 0.15 C, % 1.25 Mn, % 1 Si, % 13 Cr, % 0.04 P, % 0.03 S şeklindedir. Disklerin yüzeyinde pürüzlülük ölçümleri yapılarak standart pürüzlülük parametreleri elde edilmiştir. Pürüzlülük profillerinden ortalama tepe yuvarlaklık yarıçapı R_{av} sayısal analizle hesaplanmıştır. Disk yüzeylerinin optik mikrofotografaları çekilmiştir. Deneyler sonucunda, ekstrüzyon PA 6'nın karşı yüzeyde sürekli bir transfer filmi oluşturduğu, eksenel $R_a = 0-1.5 \mu m$ aralığında aşınma hızının arttığı, $1.5-3 \mu m$ aralığında ise aşınma hızının azaldığı görülmüştür. Ayrıca karşı yüzeyin $R_a = 0-1 \mu m$ aralığında, transfer filmi oluşumu sebebiyle, aşınma hızının R_{av} ile değişiminin Hollander ve Lancaster'in yorulma aşınması modeline uymadığı tespit edilmiştir. Deney sonuçlarının, eksenel $R_a = 1-3 \mu m$ aralığında, polimerin kopma mukavemeti, sürtünme katsayısı ile abrazyon aşınma hızı arasında bir bağıntı veren abrazyon aşınma modeline uyduğu görülmüştür.

Anahtar Kelimeler: *Aşınma, polimer, yüzey pürüzlülüğü, yorulma, abrazyon aşınma.*

*Yazışmaların yapılacağı yazar: Murat AKSULU. murata@ume.tubitak.gov.tr; Tel (262) 679 50 00 dahili: 5310.

Bu makale, birinci yazar tarafından İTÜ Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Mühendisliği Programı'nda tamamlanmış olan "Polimerlerin aşınmasında karşı yüzey pürüzlülüğünün etkisi" adlı doktora tezinden hazırlanmıştır. Makale metni 04.05.2007 tarihinde dergiye ulaşılmış, 30.01.2008 tarihinde basım kararı alınmıştır. Makale ile ilgili tartışmalar 31.07.2009 tarihine kadar dergiye gönderilmelidir.

Effect of counterface roughness on the wear of Poliamid 6

Extended abstract

In this study, effect of counterface roughness on the wear of extruded PA 6 is investigated in dry sliding against stainless steel discs. In a pad on disc wear machine, PA 6 pins were tested against stainless steel discs which had various roughness values. Disc material is AISI 416 C stainless steel (0.15% C, 1.25% Mn, 1% Si, 13% Cr, 0.04% P, 0.03% S). Hardness is 52 HRC. Cylindrical surfaces of discs in 60 mm diameter were used as wearing surfaces. Polymer specimens were produced as cylindrical pins in 10 mm diameter. One of end faces of each pin was formed in the same radius with the discs.

In all experiments, normal force and sliding speed is constant. The variable parameter is the surface roughness of the discs. Roughness of the discs were produced by cylindrical grinding. Four different grinding wheels were used. The grain sizes of wheels were 36, 46, 60 and 120. Grain size, diamond dressing rate, grinding time and circumferential speed of the wheel were varied in order to obtain various counterface roughness values. Circumferential speed was varied using wheels with different diameters without changing the rotational speed. Very high roughness values (mean of profile deviations $R_a = 3 \mu\text{m}$) were generated by using grinding wheels with smallest possible diameters. Very low roughness values ($R_a < 0.15 \mu\text{m}$) were generated by using SiC emery paper (number 280-320) after grinding. R_a values of discs in axial direction are varying from almost 0.08-3 μm .

In wear machine used, normal force is obtained by dead weights. Friction force is measured by a force transducer which attached to the pin holder. Rotational speed is measured by a tachometer and the number of revolution is counted by the test machine. Wearing mass is obtained by weighing the specimen pins precisely. Surface temperature of the discs is measured by a contact thermometer at the end of each experiment period.

Surface roughness of the discs was measured both in axial (perpendicular to the grinding traces) and circumferential direction (parallel to the grinding traces) and R_a parameter was calculated. In order to illustrate the variation of wear rate and coefficient of friction with counterface roughness, axial rough-

ness measurements were chosen. Roughness instruments do not compute R_{av} parameter which is the average radius of curvature of the asperities. So R_{av} was calculated by numerical analysis using raw surface profile data obtained from roughness measurements. A VBasic program was prepared to compute R_{av} .

Transfer films were investigated by observing the disc surfaces with optical microscope. Optical microphotographs were taken. It was observed that extruded PA 6 formed a continuous transfer film on the counterface, as seen from optical microphotographs.

It was investigated whether the relationship between wear rate and R_{av} obtained from the experiments, conforms to the "fatigue wear model" of Hollander and Lancaster. In this investigation, asperities on the disc surfaces were assumed to have semi-cylindrical shape and the radius of the semi-cylinder is taken as R_{av} calculated from axial roughness profiles. The results obtained for extruded PA 6 do not conform to the fatigue wear model because of the transfer film formation on the counterface.

A model was given for abrasive wear. According to the model, a simple relation is formed among interfacial stress, coefficient of friction (μ), the yield stress (σ) and wear rate. In the experiments, for high roughness values that abrasive wear is effective ($R_a > 1 \mu\text{m}$) it was investigated whether wear rate increases with the parameter $(1+4\mu^2)^{1/2}/\sigma$ or not. It was seen that wear rates of PA 6 increase with this parameter.

According to the results of experiments it was seen that steady state wear rates increase in the range of axial $R_a = 0 - 1.5 \mu\text{m}$ and decrease in the range of $1.5 - 3 \mu\text{m}$, generating a maximum for almost $R_a = 1.5 \mu\text{m}$. It is estimated that the decrease in wear rate is caused by the continuous transfer film formation on the counterface.

Coefficient of friction generally decreases with increasing counterface roughness. In our experiments, when counterface roughness increased coefficient of friction decreased slowly. It is estimated that the observed slow decrease was caused by high coefficient of friction and high temperature.

Keywords: *Wear, polymer, roughness, fatigue, abrasive wear.*

Giriş

Aşırı yüklerin söz konusu olmadığı dişli çarklar, kaymalı yataklar ve imalat sanayinde rastlanan birçok sürtünme elemanı PA 6'dan yapılmaktadır. Bu sebeple PA 6'dan imal edilen makina elemanlarının aşınma özelliklerinin araştırılması gerekli olmuştur. Polimerlerin metal karşı yüzeyle eş çalışmasında, aşınmayı etkileyen en önemli faktörlerden biri karşı yüzeyin pürüzlülüğüdür. Bu çalışmada, ekstrüzyon PA 6'nın paslanmaz çelik karşı yüzeyle kuru sürtünmesinde, karşı yüzey pürüzlülüğünün aşınmaya etkisi incelenmektedir. Takdim edilen çalışmanın amacı, PA 6'nın aşınmasında karşı yüzey pürüzlülüğünün etkisinin araştırılması konusundaki çalışmalara katkı yapmaktır.

Düşük pürüzlülüğe sahip çelik karşı yüzeyle aşındırılan polimerlerde, aşınmanın "yorulma" yoluyla olması muhtemeldir (Moore, 1972). $R_a = 0-1 \mu\text{m}$ karşı yüzey aralığında, aralarında PA 6'nın da bulunduğu bir grup polimerin aşınma hızının, karşı yüzey tepelerinin ortalama yuvarlaklık yarıçapı R_{av} ile değişiminin yorulma aşınması modeline uyduğu (Hollander ve Lancaster, 1973) gösterilmiştir.

Modelde, karşı yüzey tepelerinin yarı küre olduğu kabulü yapılmıştır. Söz konusu çalışmada karşı yüzeyin deney esnasında değişime uğrama ihtimalini ortadan kaldırmak için, polimer numune karşı yüzeyin aynı noktasından sadece bir kere geçirilmiştir. Bu konudaki başka bir çalışmada polietereketon (PEEK) ve PEEK+ karbon fiber kompozitinin, farklı yüzey pürüzlülüğüne sahip yumuşak çelikten disklerle aşınması incelenmiştir (Ovaert ve Cheng, 1991). Çalışmada aşınma hızı ile R_{av} arasındaki ilişkinin Hollander ve Lancaster'in yorulma aşınması modeline uygun olabileceği gösterilmiştir.

Sürtünen iki yüzeydeki tepelerin etkileşimi sonucu, yorulma olayına dayanan bir aşınma denklemi elde edilmiştir (Jain ve Bahadur, 1980). Bu çalışmada da karşı yüzey tepelerinin yarı küre şeklinde olduğu kabulü yapılmıştır. Bu denkleme göre aşınma hızı, zayıf malzemenin yorulma özellikleri, normal yük, kayma hızı, sürtünme katsayısı, her iki yüzeyin elastisite

modülü, tepe ihtimal yoğunluğu, tepe yuvarlaklık yarıçapı, tepe yüksekliklerinin standart sapması ve tepe yüksekliklerinin dağılımına bağlıdır.

Polivinilklorid (PVC), polimonoklorotriflor etilen (PCTFE) ve PA 6'nın yumuşak çelikten taşlanmış karşı yüzey ile sürtünmesi incelenmiş ve karşı yüzey tepelerinin polimer yüzeyine tam batması hali için, her polimerin karşı yüzey tepelerine belli bir açıyla sıvandığı tespit edilmiştir (Warren ve Eiss, 1978).

Çelik karşı yüzey pürüzlülüğü ve sıcaklığın değişmesiyle PEEK, polieter keton (PEK) ve PEEK kompozitlerinin aşınma ve sürtünme özelliklerinin değişimi incelenmiştir (Friedrich vd., 1990). Saf PEEK için, kayma yönü karşı yüzeyin işleme izlerine dik olduğu durumda aşınma hızı, pürüzlülüğün artmasıyla kayda değer bir değişim göstermemiştir. Kayma yönü karşı yüzeyin işleme izlerine paralel olduğu durumda ise, artan pürüzlülükle birlikte aşınma hızı büyük miktarda artmış, işleme izlerine dik kayma halindeki çok üstüne çıkmıştır. Bunun sebebi özellikle, işleme izlerine dik oluk halinde karşı yüzeyde oluşan transfer filmidir.

Çok yüksek molekül ağırlıklı polietilenin (UHMWPE) paslanmaz çelikten karşı yüzeyle sürtünmesinde genellikle ortalama pürüzlülük R_a arttıkça aşınma hızının da arttığı görülmüştür (Barrett vd., 1992). Düşük ve orta kayma hızı için yüzey pürüzlülüğünün belli bir değerinde aşınma minimumu ortaya çıkmıştır.

Politetrafloretillen (PTFE) ve cam elyafı katkılı fenolik reçineden oluşan polimer malzemenin aşınmasını etkileyen en önemli karşı yüzey özelliğinin sertlik ve pürüzlülük olduğu, yüzey malzemesinin çok önemli olmadığı gösterilmiştir (Birkett ve Lancaster, 1986). Yumuşak karşı yüzeyler, sürtünme başladığında hemen çizilip pürüzlülüğü artmakta, bu sebeple aşınma hızı yükselmektedir. Sert ve pürüzsüz karşı yüzeyler ise en düşük aşınma hızını vermektedir.

Karşı yüzeydeki yüzey şekillerinin polimer aşınmasına etkisini incelemek amacıyla elmas

uçlu özel bir yüzey çizme cihazı geliştirilmiştir (Ovaert ve Ramachandra, 1995; Ramachandra ve Ovaert, 1997). Bu cihazla kontrollü pürüzlülüğe sahip sertleştirilmiş çelikten diskler elde edilmiştir. Poliamidimid (PAI) ve yüksek yoğunluklu polietilen (HDPE) ile yapılan deneylerde, yüzeydeki işleme izleri arasındaki mesafenin aşınma hızına anlamlı bir etkisi olmadığı bulunmuştur. PEEK ile yapılan deneylerde ise, yüzeydeki işleme izlerinin kayma doğrultusuyla yaptığı açının, aşınma hızına kayda değer bir etkisinin olmadığı görülmüştür. Kayma doğrultusuna dik oluk hali için elde edilen aşınma hızı, kayma doğrultusuna paralel oluk için elde edilen aşınma hızından genelde daha fazladır. Tüm deneylerde artan pürüzlülükle aşınma hızının da arttığı görülmüştür.

Polimer-metal çiftinin kuru sürtünmesinde abrazyon için, arayüzeydeki bileşke gerilme, sürtünme katsayısı ve polimerin kopma gerilmesi ile aşınma hızı arasında basit bir model kurmuştur (Czichos, 1983). Araştırmacı $R_z = 1$ µm metal yüzey pürüzlülüğü için deneysel sonuçların bu teorik yaklaşımla çok uyumlu olduğunu bulmuştur.

CuS katkı oranının poliamidin aşınmasını nasıl etkilediği, karşı yüzey pürüzlülüğü ve malzemesinin saf poliamid ve poliamid+CuS kompozitinin aşınmasına nasıl etki yaptığı incelenmiştir (Bahadur ve Gong, 1993). Deneylerde hem katkılı hem katkısız poliamid için transfer filmi oluşmuştur. $R_a = 0.06-0.11$ µm mertebesindeki pürüzlülük için transfer filminin üniform iken $R_a = 0.30$ µm için transfer filminin parçalı olduğu tespit edilmiştir. Yüksek pürüzlülükte saf poliamid için parçalı transfer filminin metal tepelerini iyice sivrileştirerek abrazyon aşınmayı artırdığını, kompozitte ise ekstra bir çıkıntı oluşturmadığını, ancak tepeleri örtmeye de yetmediğini göstermişlerdir. Araştırmacılar, saf ve katkılı poliamidde, yüksek pürüzlülükte transfer filminin daha geç oluştuğunu bulmuşlardır.

Bu çalışmada, aşınmanın yorulma modeliyle açıklandığı diğer çalışmalardan farklı olarak yüzey pürüzlülüğü, silindirik taşlamayla oluşturulmuş, R_a 'nın 0.15 µm'nin altındaki değerleri

ise zımpara kağıdıyla elde edilmiştir. Bu yüzden çalışmada disklerin işleme izleri hep çevresel yöndedir ve yüzey rastgele değil "yönlenmiş" pürüzlülüğe sahiptir. Aşınmanın, yorulma modeliyle izah edildiği diğer çalışmalarda karşı yüzey tepelerinin "yarı-küre" olduğu kabul edilmiştir. Bu çalışmada ise pürüzlülük yönlenmiş olduğundan, tepeler yarı silindire benzemektedir. Bu nedenle "yarı silindir" tepe kabulü yapılmıştır.

Seçilen karşı yüzey pürüzlülüğü aralığı $R_a = 0.08-3$ µm ve $R_z = 0.6-19$ µm gibi geniş bir aralıktır. Büyük pürüzlülük değerlerindeki aşınmayı izah etmek için Czichos'un abrazyon aşınma modeli kullanılmıştır.

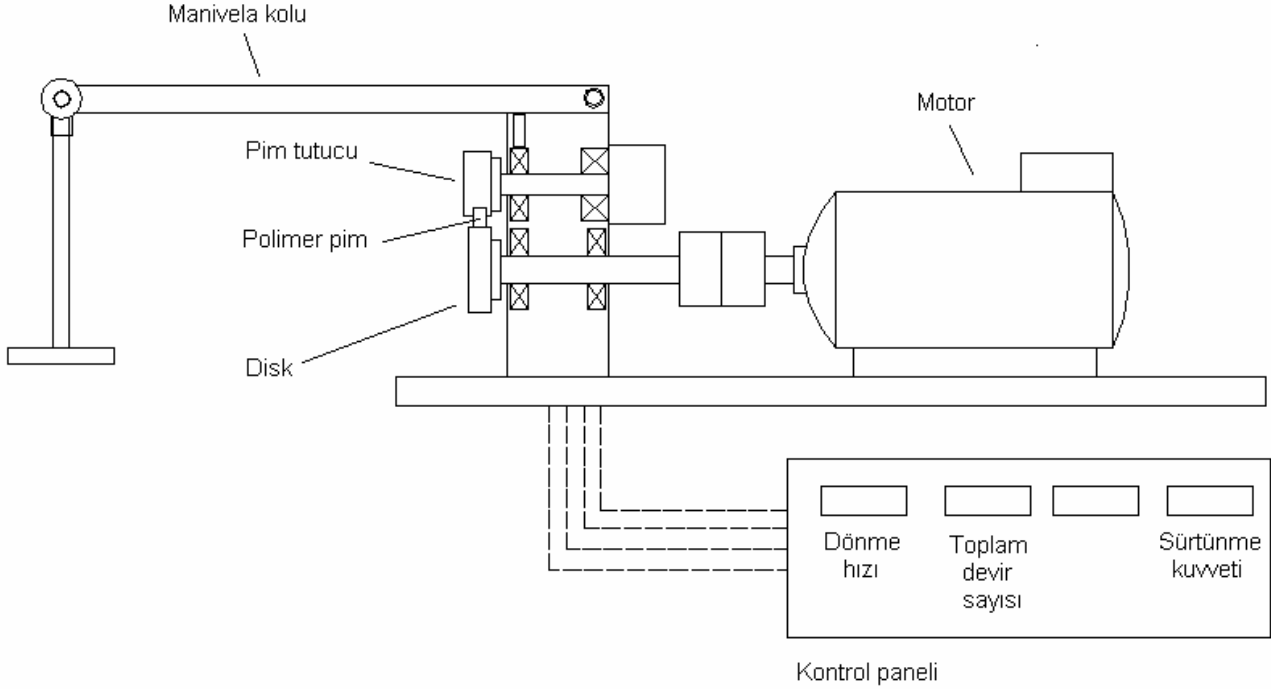
Deneysel çalışmalar

Aşınma deneyleri bir papuç-disk (pad on disc) test cihazında yapılmıştır (Şekil 1). Bu cihaz, sabit hızla dönen bir diskin silindirik yan yüzeyine, pim şeklindeki bir numuneyi belli bir kuvvetle bastırarak aşındırmaktadır. Pim tutucuya bağlı bir strain gauge sürtünme kuvvetini ölçmektedir. Diskin dönme hızı ayarlanabilmektedir. Kat edilen devir sayısı tespit edilmektedir. Normal yük bir manivela kolu yardımıyla pime uygulanmaktadır. Manivela koluna istenen ağırlıklar asılabilmektedir.

Deneylerde aşındırıcı karşı yüzey olarak paslanmaz çelik diskler kullanılmaktadır (Şekil 1). Çapı 60 mm, kalınlığı 16 mm'dir. Sertliği yaklaşık 52 HRC'dir. PA 6 numuneler ise 10 mm çapında ve 12 mm boyunda silindir şeklindedir. İçi dolu çubuktan tornalamayla işlenmiştir. Pimin aşınma yüzeyi, disk yüzeyiyle örtüşebilmesi için 30 mm yarıçapında frezelenmiştir. Pimin diğer yüzeyi düzdür.

Değişik taşlama koşullarında taşlanmış çok sayıda disk kullanılmıştır. Diskler 8 farklı R_a değerine sahiptir. Disk yüzeyinde homojenolarak, eksenel yönde on ve çevresel yönde on pürüzlülük ölçümü alınmıştır. Tüm incelemelerde eksenel yöndeki pürüzlülük esas alınmıştır.

Polimer pimler deneyden bir gece önce etil alkolle temizlenip 60-70°C'deki etüve konulmakta



Şekil 1. Papuç-disk aşınma cihazı

ve sabaha kadar nemi giderilmektedir. Diskler ise pürüzlülük ölçümünden önce petrolyum eter ile temizlenmekte, ayrıca deneyden hemen önce etil alkolle temizlenip kağıt havlu ile silinmektedir. Bir deneyde katedilen mesafe 28 km'dir. Deney başlangıcında ve her periyodun sonunda polimer numuneler kağıt havlu ile silinip 0.1 mg çözünürlüklü bir mekanik terazi ile tartılmaktadır. Deneyler 0.7 m/s'lik sabit kayma hızında gerçekleştirilmektedir ve normal kuvvet 42 N'dur. Bir deneydeki her periyodun sonunda, disk durur durmaz sıcaklık ölçümü yapılmaktadır. Sıcaklık ölçümünün amacı polimerin erime sıcaklığına ulaşmış ulaşmadığını kontrol etmektir.

Yorulma aşınması modeli

Hollander ve Lancaster (1973) tarafından önerilen modele göre, bir malzemenin yorulma özellikleri Wohler eğrisiyle gösterilir:

$$n = \left(\frac{S_0}{S} \right)^t \quad (1)$$

Burada n dinamik zorlanmada kırılmanın gerçekleştiği tekrar sayısı, S_0 statik zorlanmada

kopma mukavemeti, S dinamik zorlanmada gerilme genliği, t yorulma eğrisi üssüdür (bir sabit). Karşı yüzey üzerindeki tepelerin polimerin üzerinden tekrarlı geçişinin, yorulmaya sebep olduğu kabul edilir. Bu durumda S, polimerin içine batan bir tepenin uyguladığı gerilmedir. Aşınma hızı W, n ile ters orantılıdır:

$$W \propto \frac{1}{n} \quad (2)$$

$$W \propto S_0^{-t} S^t \quad (3)$$

Uygulanan S gerilmesi ise tepenin formuna, dolayısıyla karşı yüzey topografyasına bağlıdır. Rastgele pürüzlendirilmiş bir karşı yüzeyde tepelerin yarıküre şeklinde olduğu kabulü yapılabilir. Bu durumda r yarıçaplı bir yarıkürenin, düzlem polimer yüzeyiyle temasında oluşan gerilmeyi elastisite teorisi:

$$S \propto r^{-\frac{2}{3}} \quad (4)$$

şeklinde verir. Aşınma hızı ise,

$$W \propto S_0^{-t} r^{-\frac{2}{3}} \quad (5)$$

şeklinde. Burada, tüm tepelerin r yarıçaplı yarıkürelerden oluştuğu ve normal kuvvetin eşit paylaşıldığı kabul edilmektedir.

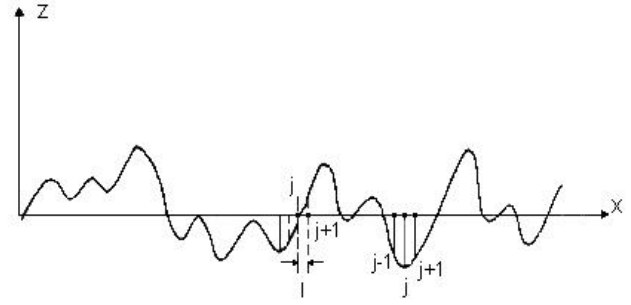
Bu çalışmada disklerin silindirik yüzeyi silindirik taşlamayla pürüzlendirilmiştir. Dolayısıyla yüzey yönlenmiş pürüzlülüğe sahiptir. Bu sebeple karşı yüzeyin yarı-silindir şeklindeki tepelerden oluştuğu kabul edilebilir. “r” yarıçaplı bir silindirin, düzlem polimer yüzeyiyle temasında oluşan gerilmeyi elastisite teorisi (Moore, 1972):

$$S \propto r^{-\frac{1}{2}} \quad (6)$$

olarak verir. Bu gerilmeyi eşitlik 3’te yerine yazarsak aşınma hızı:

$$W \propto S_0^{-t} r^{-\frac{1}{2}} \quad (7)$$

olur. Aşınma deneylerinde elde edilen aşınma hızı- R_{av} grafiğine eşitlik 7 formunda bir eğri yudurulduğunda, eğer aşınma yorulma ile meydana geliyorsa polimerin elastisite modülüne karşılık gelen yorulma üssüne yakın bir değer elde edilmesi gerekir. PA 6 için bu değer yaklaşık olarak $t = 6.5$ civarındadır. Eşitlikte r yarıçapı olarak, aksenal yönde ölçülen ortalama tepe yuvarlaklık yarıçapı R_{av} kullanılabilir. R_{av} değerleri pürüzlülük ölçümleriyle elde edilen ham profil verilerinden nümerik olarak hesaplanmaktadır. Ham profilde hiçbir filtre uygulanmamıştır. Profilin iki noktası arasındaki mesafe $l = 0.7$ μm ’dir. Profilin değerlendirme uzunluğu 4 mm olup 5760 noktadan oluşmaktadır. Ham profil, değerlendirme uzunluğunun başından sonuna kadar, ardışık 3 nokta incelenerek taranmaktadır (Thomas, 1981). Şekil 2’de görüldüğü gibi noktalar z_{j-1} , z_j ve z_{j+1} olarak gösterilebilir. Eğer bu üç noktadan ortadaki, sağındaki ve solundaki komşu noktadan daha yüksekse, bu üç nokta bir yerel tepe oluşturuyor demektir.



Şekil 2. Yerel tepelerin yuvarlaklık yarıçaplarının hesabı

Bu yerel tepe için eğrilik:

$$C_p = \frac{d^2 z}{dx^2} \quad (8)$$

olarak verilir. Sayısal hesaplamada eşitlik 8 aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$C_{p_j} = \frac{2z_j - z_{j-1} - z_{j+1}}{l^2} \quad (9)$$

Tepe yuvarlaklık yarıçapı ise:

$$r = \frac{1}{C_p} \quad (10)$$

şeklinde. Ortalama tepe yuvarlaklık yarıçapı:

$$R_{av} = \frac{1}{m} \sum_{j=1}^m \frac{1}{C_{p_j}} \quad (11)$$

olarak hesaplanır. Burada m, profildeki yerel tepelerin sayısıdır. R_{av} ’nin hesaplanması bir Visual Basic programı ile yapılmaktadır.

Abrazif aşınma modeli

Denelerimizde elde ettiğimiz aşınma hızı verileriyle, kullanılan polimerlerin özellikleri arasında bir bağlantı olup olmadığını araştırmak için aşağıdaki basit model kullanılmaktadır (Czichos, 1983). Buna göre, bir polimerin çelik karşı yüzeyle eş çalışması esnasında aşınan polimer hacmi,

$$V = kA_p L \quad (12)$$

eşitliği ile verilir. Burada A_r gerçek temas alanı, L kayma mesafesi ve k aşınma parçacıklarının oluşma ihtimalidir. k için şu kabul yapılmaktadır:

$$k \propto \frac{\sigma_0}{\sigma} \quad (13)$$

Burada σ_0 ara yüzeydeki eşdeğer gerilme, σ polimerin kopma gerilmesidir. Maksimum kayma gerilmesi hipotezine göre,

$$\sigma_0 = \sqrt{P_N^2 + 4\tau_F^2} \quad (14)$$

bağıntısı yazılabilir. Burada P_N normal yöndeki basınç, τ_F ise polimer-metal arayüzeyindeki kayma gerilmesidir. P_N ve τ_F için aşağıdaki eşitlikler yazılabilir:

$$P_N = \frac{F_N}{A_r} \quad (15)$$

$$\tau_F = \frac{F_s}{A_r} \quad (16)$$

Burada F_N normal yük, F_s sürtünme kuvvetidir. Sürtünme katsayısı ise,

$$\mu = \frac{F_s}{F_N} \quad (17)$$

Yukarıdaki eşitlikler, eşitlik 12'de yerine yazılırsa,

$$V \propto \frac{\sqrt{1+4\mu^2}}{\sigma} F_N L \quad (18)$$

elde edilir. Aşınma hızı ise,

$$W \propto \frac{\sqrt{1+4\mu^2}}{\sigma} \quad (19)$$

şeklinde. Sonuç olarak, bu modele göre, aşınma hızı $(1+4\mu^2)^{1/2}/\sigma$ parametresiyle artmalıdır. Bu model özellikle, deney esnasında karşı yüzey değişimine izin verilmeyen "tek geçişli"

aşınma deneyleriyle uyum içindedir. Transfer filmi oluşumu, yüzeyde basınç durumunu ve sürtünme katsayısını önemli miktarda değiştirmektedir, bu da modelin uygulamasını sınırlandırmaktadır.

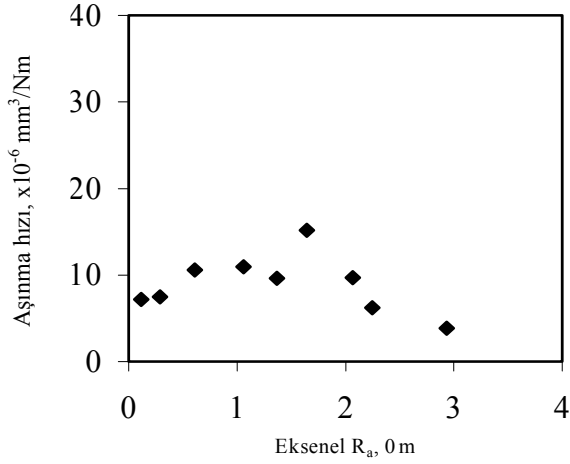
Sonuçlar

Ekstrüzyon PA 6'nın aşınma hızının ve sürtünme katsayısının aksel yönde ölçülen R_a parametresi ile değişimi Şekil 3 ve 4'te, aşınma hızı-aksel R_{av} dağılımı Şekil 5'te, aşınma hızının $(1+4\mu^2)^{1/2}/\sigma$ parametresiyle değişimi Şekil 7'de sunulmaktadır. Yorulma aşınması modeline $R_a = 0-1 \mu\text{m}$ aralığındaki deneysel veriler seçilip eşitlik 7 formunda bir eğri uydurulursa $t = 0.7$ elde edilmektedir (Şekil 6). Bu değer beklenen $t = 6.5$ değerinden çok uzaktır. Transfer filmi oluşumu sebebiyle PA 6'nın aşınması yorulma aşınması modeline uymamaktadır.

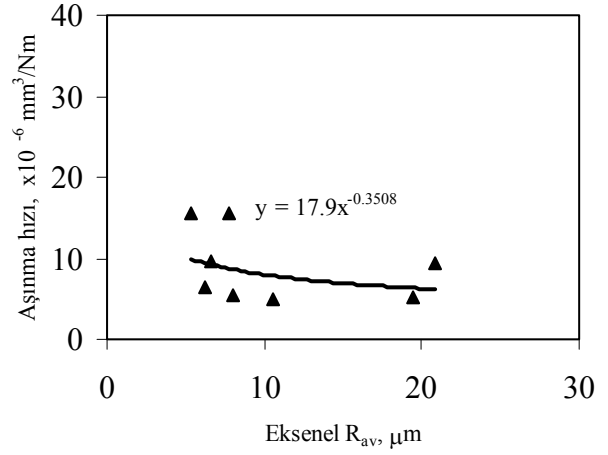
Ekstrüzyon PA 6 ile yapılan deneylerde, iki farklı pürüzlülük değeri için disk yüzeyinin deney öncesi ve sonrasını gösteren optik mikrofotografı Şekil 8, 9, 10 ve 11'de sunulmaktadır. $R_a = 0.12 \mu\text{m}$ için transfer filmi görülmemiştir. $R_a = 0.60 \mu\text{m}$ için sürekli fakat kalın olmayan bir transfer filmi mevcuttur. $R_a = 1 \mu\text{m}$ ve daha büyük pürüzlülük değerlerinde ise daha kalın transfer filmleri oluşmaktadır. $R_a = 1.37 \mu\text{m}$ 'de transfer filmi olan bölgelerde, yüzeydeki işleme izleri transfer filmi tarafından tamamen örtülmektedir. $R_a = 3 \mu\text{m}$ 'ye yaklaştıkça transfer filmi kalınlığını korumakta ancak seyrekleşmektedir.

Genel olarak artan pürüzlülükle birlikte aşınma hızının artması beklenir. Ancak Şekil 3'ten görüldüğü gibi aksel $R_a = 1-2 \mu\text{m}$ aralığından başlayarak, transfer filmi oluşumu, aşınma hızının azalmasına neden olmuştur. $R_a = 1.5 \mu\text{m}$ civarında aşınma hızı maksimum $15 \times 10^{-6} \text{mm}^3/\text{Nm}$ değerine ulaşmıştır.

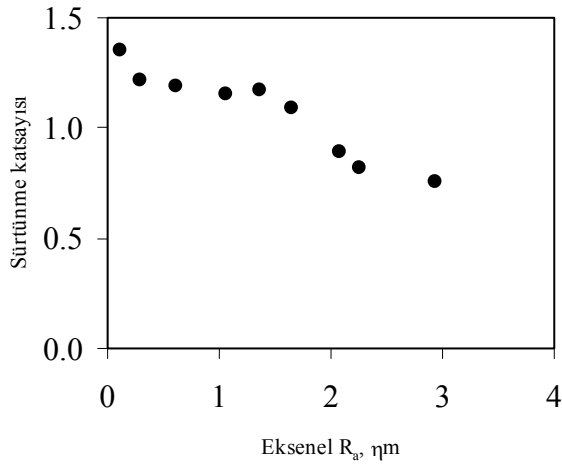
Şekil 4'te sürtünme katsayısının $R_a = 0.1-3 \mu\text{m}$ arasında 1.3 değerinden 0.7 değerine kadar yavaşça azaldığı görülmektedir. Yavaş azalmanın sebebinin, PA 6'nın yüksek sürtünme katsayısından kaynaklanan sıcaklık artışı olduğu tahmin edilmektedir.



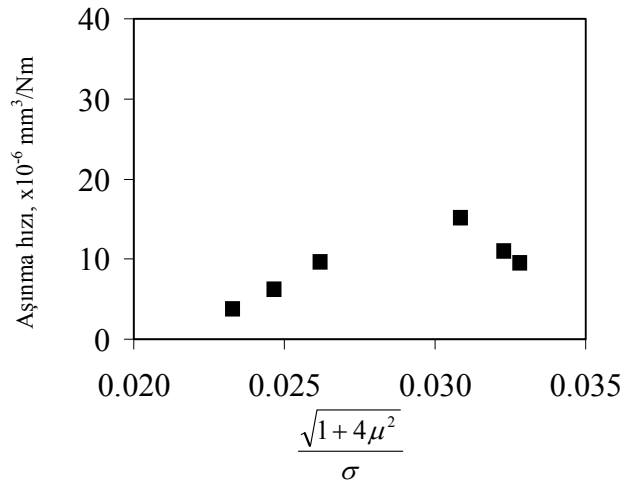
Şekil 3. Aşınma hızının R_a ile değişimi



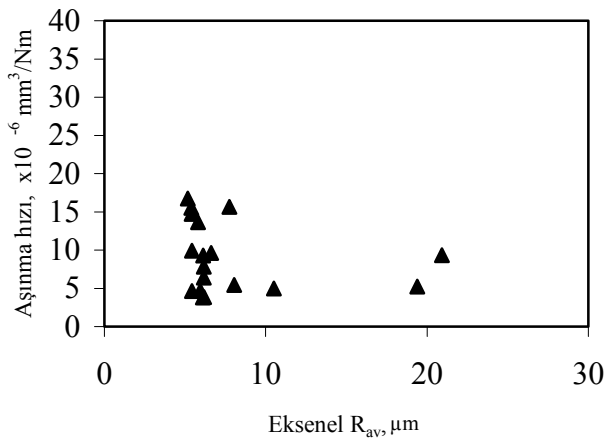
Şekil 6. Verilere yorulma aşınması modelinin uygulanması



Şekil 4. Sürtünme katsayısının R_a ile değişimi



Şekil 7. Aşınma hızının $(1+4\mu^2)^{1/2}/\sigma$ parametresiyle değişimi



Şekil 5. Aşınma hızı - R_{av} dağılımı



Şekil 8. $R_a = 0.60 \mu\text{m}$ için deney öncesi disk yüzeyinin optik mikro fotoğrafı (x200)



Şekil 9. $R_a = 0.60 \mu\text{m}$ için deney sonrası disk yüzeyinin optik mikro fotoğrafı (x200)



Şekil 10. $R_a = 1.37 \mu\text{m}$ için deney öncesi disk yüzeyinin optik mikro fotoğrafı (x200)



Şekil 11. $R_a = 1.37 \mu\text{m}$ için deney sonrası disk yüzeyinin optik mikro fotoğrafı (x200)

Şekil 7'de aşınma hızının $(1+4\mu^2)^{1/2}/\sigma$ parametresiyle artma eğilimine sahip olduğu görülmektedir. Deneysel sonuçlar PA 6'nın $R_a = 1-3 \mu\text{m}$

aralığında abrazyon aşınma modeline uyduğunu göstermektedir.

Kaynaklar

- Bahadur, S. ve Gong, D., (1993). The transfer and wear of nylon and CuS-nylon composites: filler proportion and counterface characteristics, *Wear*, **162-164**, 397-406.
- Barrett, T. S., Stachowiak, G. W. ve Batchelor, A. W., (1992). Effect of roughness and sliding speed on the wear and friction of ultra-high molecular weight polyethylene, *Wear*, **153**, 331-350.
- Birkett, A. ve Lancaster, J. K., (1986). Counterface effects on the wear of a composite dry-bearing liner, *Wear*, **110**, 345-357.
- Czichos, H., (1983). Influence of adhesive and abrasive mechanisms on the tribological behavior of thermoplastic polymers, *Wear*, **88**, 27-43.
- Friedrich, K., Karger-Kocsis, J. ve Lu, Z., (1990). Effects of steel counterface roughness and temperature on the friction and wear of PE(E)K composites under dry sliding conditions, *Wear*, **148**, 235-247.
- Hollander, A. E. ve Lancaster, J. K., (1973). An application of topographical analysis to the wear of polymers, *Wear*, **25**, 155-170.
- Jain, V. K. ve Bahadur, S., (1980). Development of a wear equation for polymer-metal sliding in terms of the fatigue and topography of the sliding surfaces, *Wear*, **60**, 237-248.
- Moore, D. F., (1972). *The friction and lubrication of elastomers*, Pergamon Press, Oxford.
- Ovaert, T. C. ve Cheng, H. S., (1991). Counterface topographical effects on the wear of polyetheretherketone and a polyetheretherketone-carbonfiber composite, *Wear*, **150**, 275-287.
- Ovaert, T. C. ve Ramachandra, S. (1995). The effect of controlled counterface topography on polymer transfer and wear, *International Journal of Machine Tools and Manufacturing*, **35**, 2, 94-99.
- Ramachandra, S. ve Ovaert, T. C., (1997). The effect of controlled surface topographical features on the unlubricated transfer and wear of PEEK, *Wear*, **206**, 94-99.
- Thomas, T. R., (1981). Characterisation of surface roughness, *Precision Engineering*, 97-104.
- Warren, J. H. ve Eiss, N. S., (1978). Depth of penetration as a predictor of the wear polymers on hard, rough surfaces, *Journal of Lubrication Technology*, **100**, 92-97.