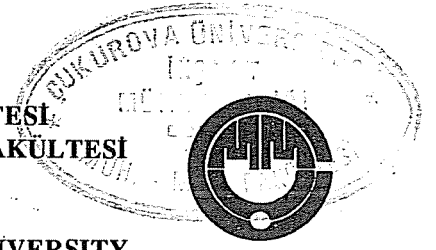




ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
MÜHENDİSLİK-MİMARLIK FAKÜLTESİ
DERGİSİ



ÇUKUROVA UNIVERSITY
JOURNAL OF FACULTY OF ENGINEERING AND ARCHITECTURE

CİLT 8 SAYI 1 HAZİRAN 1993 ISSN 1019-1011
VOL NO JUNE

İÇİNDEKİLER
(CONTENTS)

- Hidrostatik-Hidrodinamik Yatak Test Düzeneği ve Deneysel Bulgular
Hydrostatic-Hydrodynamic Bearing Test Rig and Experimental Results
Erdem KOÇ, Faruk CANBULUT.....1
- Duvar Boyutlarının Yapı Isı Kazancı Üzerine Etkisi
The Effect of Wall Dimensions on Heat Gain
R.Tuğrul OĞULATA.....17
- Hidrolik Yön Kontrol Valflerinde Piston Tasarımı
I-Radyal Açıklıkta Basınç Dağılımı
Piston Design in Hydraulic Directional Control Valves
I-Pressure Distribution in Radial Clearance
Erdem KOÇ, Alper YATÇI, Betül ÖZDEMİR..... 25
- Plazma ve Gaz Nitritlenmiş Çeliklerin Yorulma Davranışlarının İncelenmesi
The Analyses of the Fatigue Properties of the Plasma and Gaseous Nitrided Steels
M.Baki KARAMIŞ, Eyyup GERÇEKÇİOĞLU.....39
- A Mathematical Model for Volume Flow Rate Oscillations in Pipelines with Valve
Vanalı Boru Hatlarındaki Debi Titreşimleri İçin Bir Matematik Model
Suat CANBAZOĞLU, H.Fehmi YAZICI,
Haluk KARADOĞAN, Kenan YAKUT.....53
- Optimal Structural Features of Composite Flywheels
Kompozit Volanların Optimum Yapısal Özellikleri
İbrahim UZMAY, İsmail ÇAĞLIOZ, Hürvet SARIKAYA.....69
- Nitrojen Plazmasının Karakteristiklerinin Langmuir Prob ile Belirlenmesi
Determination of the Nitrogen-Plasma Characteristics with Langmuir Probe
Ferhat DALDABAN, B.Sami YILBAŞ, Kerim GÜNEY.....77
- Y-V-I ve K Ağız Formlarında ITAB'nın Bilgisayar Simülasyon Yöntemiyle
Üç Boyutlu Olarak Belirlenmesi
Determination of HAZ in 3-D around Y-V-I and K Types Joints
by Computer Simulation
O.Tuğrul GÖNCEL, Onur GÜVEN.....91

ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
MÜHENDİSLİK-MİMARLIK FAKÜLTESİ
DERGİSİ

Çukurova University, Journal of Faculty of Engineering and Architecture

Sahibi

Aziz ERTUNÇ

Çukurova Üniversitesi

Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dekanı

Editör

Mesut ANIL

YAYIN KURULU

Mesut ANIL Fikret İŞLER
Beşir ŞAHİN Ziya ALTUN
Yusuf GÜRÇİNAR

YAZI İNCELEME KURULU (Editorial Board)

Nur AKIN (İ.T.Ü.) İ.Deniz AKÇALI (Ç.Ü.)
Orhan AKSOĞAN (Ç.Ü.) Ergin ARIOĞLU (İ.T.Ü.)
Fazlı ARSLAN (K.T.Ü.) Mustafa ARSLANER (K.T.Ü.)
Ahmet AYHAN (S.Ü.) Teoman AYHAN (K.T.Ü.)
Fevzi BİNGÖL (F.Ü.) Ergüzer BİNGÖL (Ç.Ü.)
Atıla BOZACI (İ.T.Ü.) Gürel ÇAM (G.Ü.)
Ataman DEMİR (M.S.Ü.) Cavit DEMİRKOL (Ç.Ü.)
Tuncay EGE (G.Ü.) Ayhan ERLER (O.D.T.Ü.)
İlhan ERHAN (M.S.Ü.) Veysel EROĞLU (İ.T.Ü.)
Okay EROSKAY (İ.Ü.) Aziz ERTUNÇ (Ç.Ü.)
Ergun GEDİKOĞLU (İ.T.Ü.) Tuğrul GÖNCEL (Ç.Ü.)
Cemal GÖNCÜOĞLU (O.D.T.Ü.) M.Yılmaz GÜRLEYİK (K.T.Ü.)
Cahit HELVACI (D.E.Ü.) Erdiç KALUÇ (İ.T.Ü.)
M.Baki KARAMIŞ (E.Ü.) Erdal KEREY (F.Ü.)
Erhan KIRAL (Ç.Ü.) Salih KIRKGÖZ (Ç.Ü.)
Erdem KOÇ (Ç.Ü.) Muhammet KÖKSAL (G.Ü.)
Engin MERİÇ (İ.Ü.) Güven ÖNAL (İ.T.Ü.)
İ.Kutay ÖZAYDIN (Y.Ü.) Işık ÖZPEKER (İ.T.Ü.)
Kazım PIHTILI (F.Ü.) Yusuf TATAR (F.Ü.)
M.Arslan TEKİNSOY (Ç.Ü.) Selçuk TOKEL (K.T.Ü.)
Gökhan UZGÖREN (İ.Ü.) İbrahim UZMAY (E.Ü.)
Servet YAMAN (Ç.Ü.) Tahir YAVUZ (K.T.Ü.)
Tuncay YILMAZ (Ç.Ü.) Yücel YILMAZ (İ.T.Ü.)

YAZIŞMA ADRESİ:

Ç.Ü.Mühendislik-Mimarlık Fakültesi
Dergi ve Yayın Kurulu Başkanlığı
011330 Balcalı/ADANA

ÇUKUROVA ÜNİVERSİTESİ
MÜHENDİSLİK-MİMARLIK FAKÜLTESİ
DERGİSİ

ÇUKUROVA UNIVERSITY
JOURNAL OF FACULTY OF ENGINEERING AND ARCHITECTURE

CİLT 8 SAYI 1 HAZİRAN 1993 ISSN 1019-1011
VOL 8 NO 1 JUNE

İÇİNDEKİLER
(CONTENTS)

- Hidrostatik-Hidrodinamik Yatak Test Düzenegi ve Deneysel Bulgular
Hydrostatic-Hydrodynamic Bearing Test Rig and Experimental Results
Erdem KOÇ, Faruk CANBULUT.....1
- Duvar Boyutlarının Yapı Isı Kazancı Üzerine Etkisi
The Effect of Wall Dimensions on Heat Gain
R.Tuğrul OĞULATA.....17
- Hidrolik Yön Kontrol Valflerinde Piston Tasarımı
I-Radyal Açıklıkta Basınç Dağılımı
Piston Design in Hydraulic Directional Control Valves
I-Pressure Distribution in Radial Clearance
Erdem KOÇ, Alper YATÇI, Betül ÖZDEMİR..... 25
- Plazma ve Gaz Nitrülenmiş Çeliklerin Yorulma Davranışlarının İncelenmesi
The Analyses of the Fatigue Properties of the Plasma and Gaseous Nitrided Steels
M.Baki KARAMIŞ, Eyyup GERÇEKÇİOĞLU.....39
- A Mathematical Model for Volume Flow Rate Oscillations in Pipelines with Valve
Vanalı Boru Hatlarındaki Debi Titreşimleri İçin Bir Matematik Model
Suat CANBAZOĞLU, H.Fehmi YAZICI,
Haluk KARADOĞAN, Kenan YAKUT.....53
- Optimal Structural Features of Composite Flywheels
Kompozit Volanların Optimum Yapısal Özellikleri
İbrahim UZMAY, İsmail ÇAĞLIÖZ, Hürvet SARIKAYA.....69
- Nitrojen Plazmasının Karakteristiklerinin Langmuir Prob ile Belirlenmesi
Determination of the Nitrogen-Plasma Characteristics with Langmuir Probe
Ferhat DALDABAN, B.Sami YILBAŞ, Kerim GÜNEY.....77
- Y-V-I ve K Ağız Formlarında ITAB'nın Bilgisayar Simülasyon Yöntemiyle
Üç Boyutlu Olarak Belirlenmesi
Determination of HAZ in 3-D around Y-V-I and K Types Joints
by Computer Simulation
O.Tuğrul GÖNCEL, Onur GÜVEN.....91

Kompozit Plaklarda Çekme-Burulma ve Eğilme-Dönme Etkileşimi <i>Tension-Torsion and Bending-Twisting Coupling in Composite Plates</i> Naki TÜTÜNCÜ.....	107
Coating Stresses in Pre-Loaded Transversely-Isotropic Fibers <i>Ön-Yüklemeli Enine-İzotropik Elyaflarda Kaplama Gerilmeleri</i> Naki TÜTÜNCÜ.....	117
Toprak Dolgu Barajlarda Bilgisayar ile Şev Stabilitesi Analizi <i>Computer Aided Slope Stability Analysis of Earth-Fill Dams</i> M.Salih KIRKGÖZ, Mustafa NALÇACI, Mehmet ARDIÇLIOĞLU.....	125
Değişken Yüklere Maruz Civata Bağlantılarının Tasarımı <i>Design of Bolted Connections Subjected to Alternating Loads</i> Bedri TUÇ, Kerim ÇETİNKAYA.....	137
Sodyum Ditiyonitin Üretimi <i>Synthesis of Sodium Ditionite</i> Selahattin SERİN, Nurcan BİRBIÇER.....	149
Seyhan Barajı Haznesinde Taban Profilindeki Değişmelerin Hesabı <i>Computation of Bed Profile Changes in Seyhan Dam Reservoir</i> M.Salih KIRKGÖZ, Riyadh ASAAD, Zeliha ÖZCAN.....	155
Isı Pompası ile Isıtma-Soğutma ve Sıcak-Soğuk Su Hazırlama <i>Heating-Cooling and Preparation of Hot-Cold Water with a Heat Pump</i> Tuncay YILMAZ, Ertuğrul CİHAN.....	165
Seramik Kaplı Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni Alaşımlarının Yüksek Sıcaklık Oksidasyon Davranışı <i>The High Temperature Oxidation Behaviour of Ceramic Coated Fe-Cr and Fe-Cr-Ni Alloys</i> O.Tuğrul GÖNCEL, Abdulkadir YAŞAR.....	183
Çevlik-Teknepinar-Holtakayası (Samandağ-Hatay) Arası Ofiyolitleri ve Krom Cevherleşmeleri <i>The Ophiolites Occuring within Çevlik-Teknepinar-Holtakayası (Samandağ-Hatay) and Chromite Mineralizations</i> Mesut ANIL.....	195
Çukurova Yöresindeki İmkanlarla En İyi Beton Nasıl Elde Edilir <i>Acquisition of Good Quality Concrete in the Çukurova Region</i> Tefaruk HAKTANIR.....	215

HİDROSTATİK-HİDRODİNAMİK YATAK TEST DÜZENEGİ VE DENEYSEL BULGULAR

Erdem KOÇ

Çukurova Üniversitesi, Tekstil Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

Faruk CANBULUT

Erciyes Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Kayseri / Türkiye

ÖZET : *Bu çalışmada hidrostatik-hidrodinamik yatakların performans araştırmalarının yapılabildiği bir hidrolik test düzeneği tanıtılmıştır. Geliştirilip imal edilen deney düzeneği ile yataklarda hidrolik denge şartlarını sağlayacak yük ve film kalınlığı parametreleri başta olmak üzere viskoz moment ve güç kayıpları ve akışkan kaçakları ölçülebilmektedir. İyi bir yağlama için oluşabilecek minimum film kalınlığı değişik çalışma şartlarında ve değişik geometriye sahip yatak elemanlarında tahmin edilebilmektedir.*

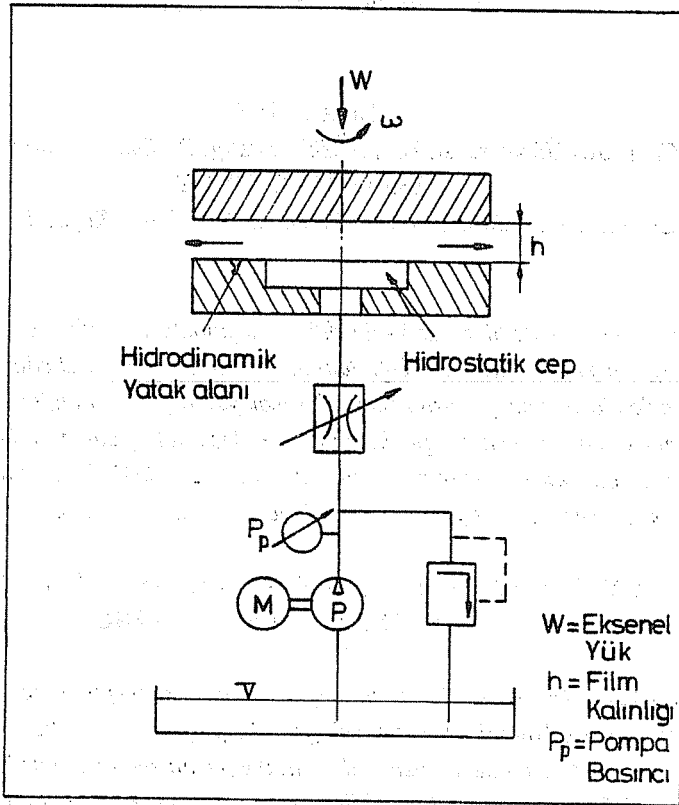
HYDROSTATIC-HYDRODYNAMIC BEARING TEST RIG AND EXPERIMENTAL RESULTS

ABSTRACT : *In this study, a test rig in which the performance investigations of hydrostatic - hydrodynamic thrust bearings to be performed has been introduced. With the test equipment being developed and built, the parameters such as load and fluid film thickness satisfying the hydraulic equilibrium and viscous moment and power losses and leakage can be measured. Minimum film thickness to be developed for convenient lubrication can be predicted for bearing elements having different geometrical configuration under various operating conditions.*

1. GİRİŞ

Endüstride hidrostatik-hidrodinamik çalışma prensipli kaymalı yataklar, metal - metal temasını minimuma indirmesi bakımından, uygulamada diğer tip yatakların yanında tercih edilmektedir. Birbirine göre izafi hareket eden elemanlar arasındaki yağ film kalınlığı teşekkül ettirerek aksel yükü direnç göstererek akışkan basıncının dış kaynaktan temin edildiği yataklar hidrostatik yataklar olarak bilinmektedir.

Şekil-1 tipik bir hidrostatik yatağı göstermektedir. Burada yatak boşluğu ya da cebi, sistem dışındaki güç kaynağından temin edilen belirli basınçtaki akışkanla doldurularak iki yüzeyin birbirinden ayrılmasına yardımcı olmaktadır. Tertip bakımından yağ, pompa yardımıyla doğrudan doğruya veya bir direnç elemanı aracılığı ile cebe sevk edilir. Dirençsiz olan birinci tip tek cepli sistemlerde, dirençli olan ikinci tertip ise çok cepli sistemlerde kullanılır (1,2).



Şekil 1. Tipik Bir Dairesel Cepli Hidrostatik Yatak.

Direnç elemanı olarak hidrostatik sistemlerde kılcal borular, konik delikli diyaframlar ve ayarlı vanalar kullanılabilir. Bu tip yataklarda yağ film kalınlığı, sistemin taşıyacağı aksel yükü etki ettiği gibi, pompadan sevk edilecek olan akışkan debisini de belirlemektedir. İzafi olarak kayma hareketi yapan yüzeyler arasında, hidrodinamik etkiler yatak performansının tahmin edilmesini zorlaştırır. Bu tip yataklarda eş çalışan yüzeylerin mükemmel düzgünlükte ve paralellikte işlenmesi ve monte edilmesi, pratikte gerçekleştirilmesi zor olan bir durumdur.

Hidrostatik yataklar üzerinde, araştırmacılar değişik çalışmalar yapmışlardır. Howarth (3) hidrostatik aksel kaymalı yataklarda yüzey eğiminin yatak performansına etkilerini araştırmıştır. Bennett (4) statik şartlardaki eğilmiş dairesel cepli yatağın davranışlarıyla ilgili deneysel araştırma yapmıştır. Genel olarak akış sınırlayıcıların (direnç elemanlarının) hidrostatik yatak performansına etkileri (5,6) ve hidrostatik yatakların dinamik karakteristikleri (7,8) üzerinde de araştırmalar yapılmıştır. KOÇ ve ÜNVER (9) de dairesel cepli dirençsiz hidrostatik yatakların değişik çalışma koşullarında yatak performansının teorik analizini yapmışlardır.

Eğik plakalı aksel pistonlu pompaların kayıcı pabuçlarının tasarım ilkesi, hidrostatik aksel yataklara benzemektedir. Bunlarda da kayıcı pabuç alt bölgesi dairesel cepli yatak gibidir. Bu elemanların performansı üzerinde de çeşitli çalışmalar yürütülmüştür (10,11,12).

Bu çalışmada hidrostatik-hidrodinamik yatakların iyi bir uygulama alanı olan, eğik plakalı aksel pistonlu pompa ve motorların performansı üzerinde etkili olan dairesel cepli kayıcı pabuçlar deneysel olarak incelenmiştir. Daha önce aksel kaymalı yatak testleri için imal edilen deney düzeneği bazı iyileştirmeler yapılarak daha uygun şekle dönüştürülmüştür. Bu deneylerle tesbit edilen büyüklükler, çeşitli çalışma parametreleri (çalışma hızı, yağ sıcaklığı, yağ basıncı) ve geometrik büyüklükle (yüzey formu, orifis ve cep büyüklüğü) ile akış ve viskoz güç kaybı gibi büyüklüklerdir.

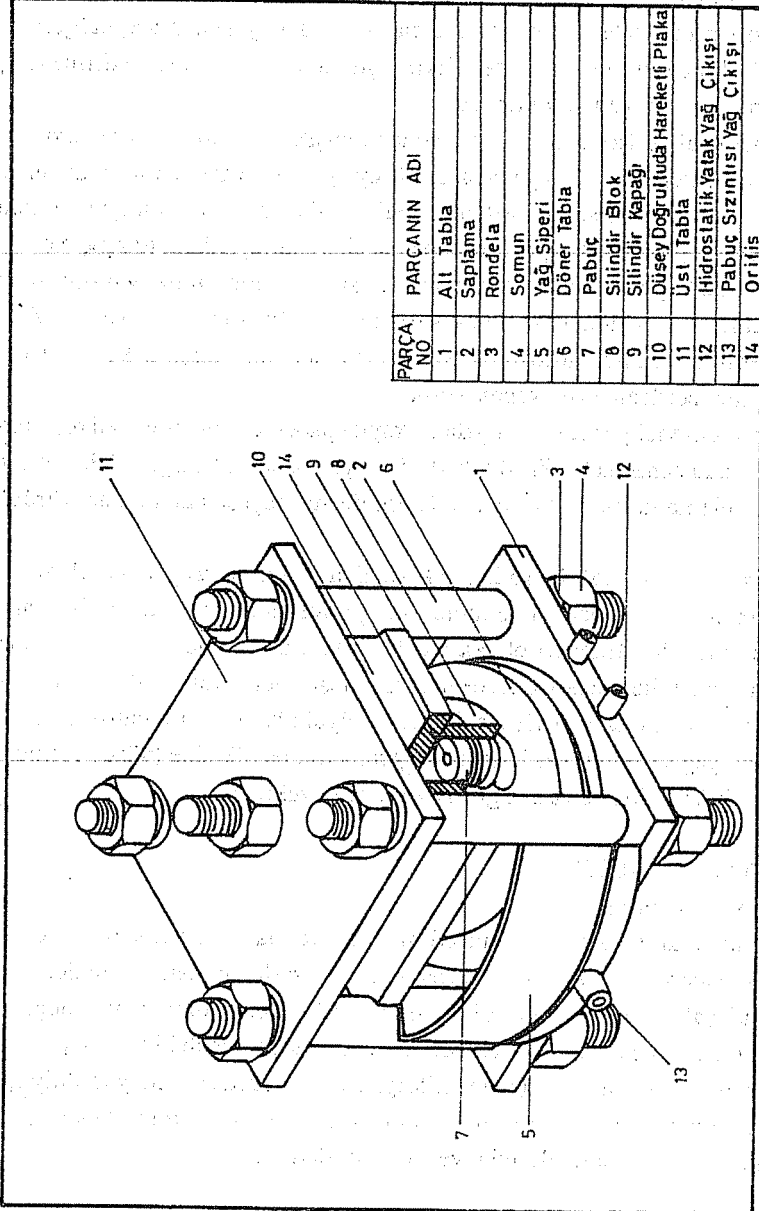
2. DENEYSEL ÇALIŞMA

2.1. Deney Düzeneği

Değişik amaçlar (hidrostatik-hidrodinamik yataklar, sızdırmazlık elemanlarının performans testleri) için kullanılacak şekilde tasarlanıp imal edilen deney düzeneği daha önceki çalışmalarda izah edilmiştir (11,12). Genel olarak düzeneği oluşturan elemanlar üç ana grup altında toplanabilir. Bunlar, dairesel cepli hidrostatik-hidrodinamik prensipli yatağın testinin gerçekleştirildiği ana test ünitesi, deneyde ihtiyaç duyulan hidrolik enerjiyi üreten ve kontrol eden hidrolik güç ünitesi ve kontrol elemanları ve son olarak elektromekanik tahrik denetim ve ölçü cihazlarıdır.

2.1.1. Ana Test Ünitesi

Şekil-2 'den de görüldüğü gibi ana test ünitesi, saplamalara somunlarla sabitleştirilmiş



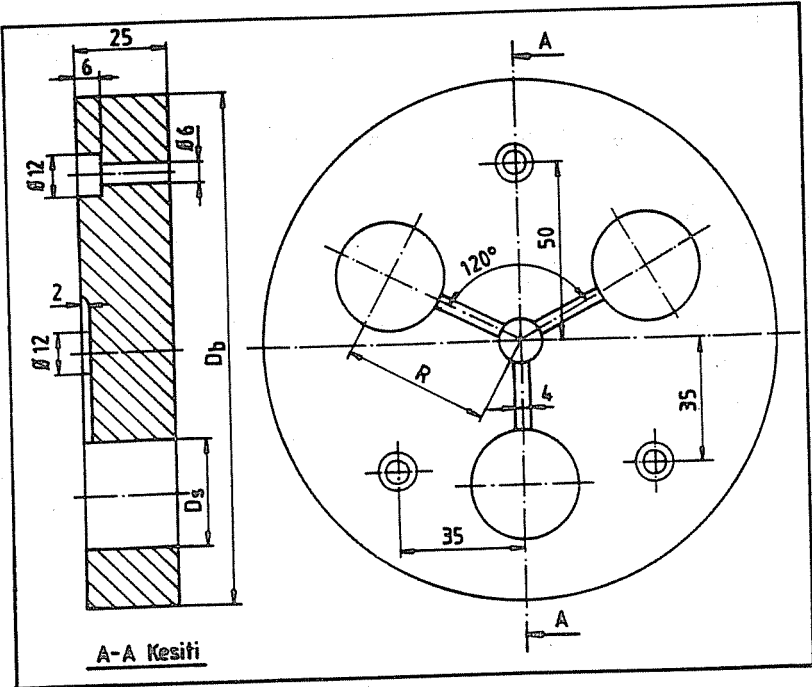
Şekil 2. Ana Test Ünitesi.

HİDROSTATİK-HİDRODİNAMİK YATAK TEST DÜZENİĞİ VE DENEYSEL BULGULAR

alt tabla (1) ile üst tabla (11) arasında yer almaktadır. Bu bölge; hidrostatik yatak ve döner tabla, hidrolik yükleme silindirleri ve pabuçlar ve sızdırmazlık elemanlarından oluşmaktadır.

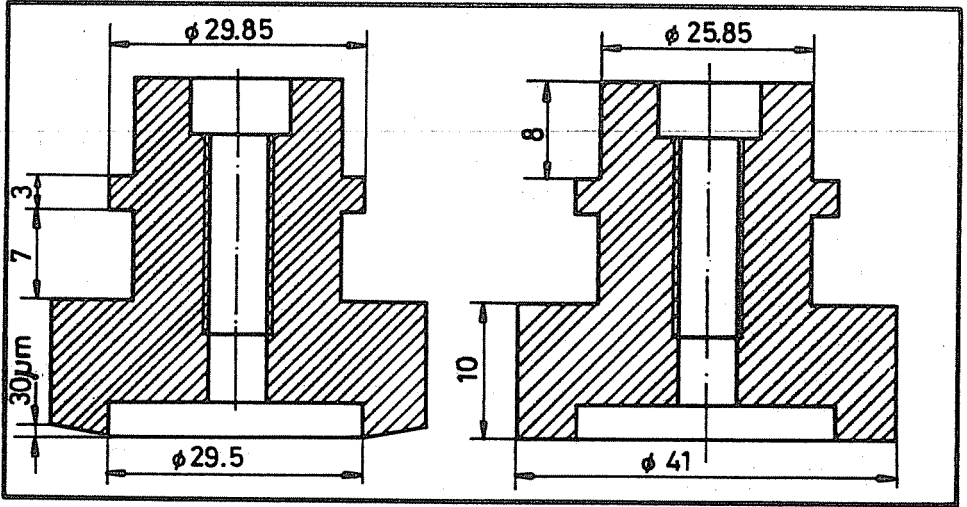
Hidrostatik yataklar ani yük artışlarına karşı koyabildikleri için üzerinde hareket eden elemanların daha düzgün çalışmalarını sağlarlar. Bu nedenle, alt tablanın üzerine döner tablanın düzenli çalışması için yerleştirilmiş olan dairesel cepli hidrostatik yatak bulunmaktadır. Pabuçlardan gelen yükün daha düşük yatak cebi basınçları ile karşı konulabilmesi ve hidrostatik yatak yüzeyinin büyütülmesi ile titreşimlerin daha çabuk sönmülenebilmesi gibi avantajlarından dolayı hidrostatik yatak cep çapı büyük seçilmiştir. Hidrostatik yatağın yatak çapı büyük olduğundan, yatağa yağ teminini kolaylaştırmak için iki yerden yağ girişi yapılmıştır. Bu girişler 0.5 mm çapındaki sabit kısıtlayıcılarla kontrol altına alınmıştır. İmal edilen hidrostatik yatağın ortasına, döner tabla tahrik mili çapı ile uyumlu bir şekilde çalışabilecek toleransta bronzdan imal edilmiş olan radyal kaymalı yatak sıkı geçme olarak yerleştirilmiştir.

Hidrolik yükleme silindiri Şekil-3 den de görüldüğü gibi, üzerinde R mesafede 120°lik açıda D_s çapında üç silindir yuvasından meydana gelmiştir. Silindir içindeki iç bağlantılar, her pabucun eşit yükte yüklenebileceği şekilde yapılmıştır. Silindir kapağı üzerine açılan bir kanalla, hidrolik güç ünitesinden gelen yağın silindir bloku ortasından silindirlere gönderilmesi sağlanmaktadır. silindir kapağı üzerinde açılan delikler yardımı ile pabuç üzerine takılı olan orifizler, pabuçlar dışarı çıkarılmadan değiştirilebilmektedir.



Şekil 3. Hidrolik Yükleme Silindiri.

Şekil-4, aksenal pistonlu pompa ve motorlardaki gerçek kayıcı pabuçların çalışma şartları dikkate alınarak imal edilen pabuçları göstermektedir. Kayma yüzeyi düz ve $30\mu\text{m}$ koniklik verilen pabuçlar pirinç malzemeden imal edilmiş olup silindir blokuna giren kısmına sızdırmazlık sağlayacak şekilde tolerans verilmiş ve döner tabla üzerinde kayma hareketi yapan yüzeyin de pürüzsüz olmasına özen gösterilmiştir. Pabuç cebine üst bölgeden yağ gönderen iç çapları 0.3, 0.5 ve 0.75 mm olan kapiler borular kullanılmıştır.

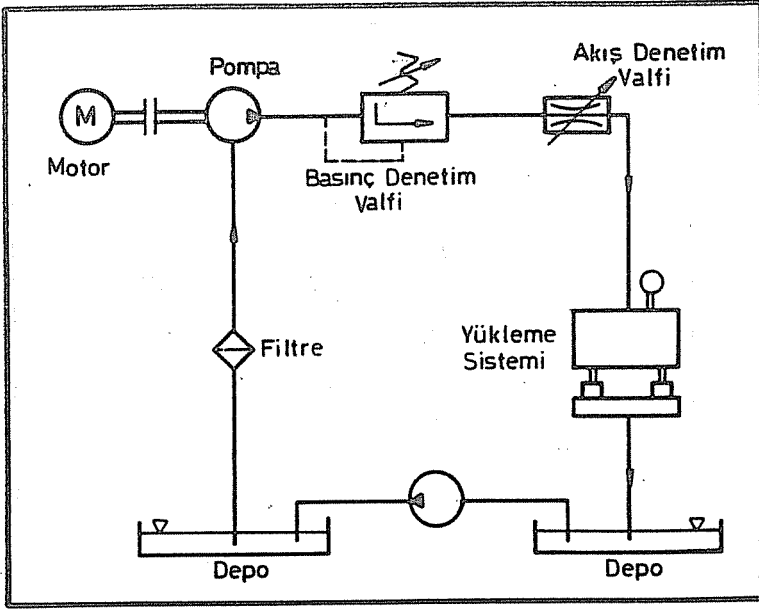


Şekil 4. Denejde Kullanılan Kayıcı Pabuçlar.

2.1.2. Hidrolik Güç Ünitesi ve Kontrol Elemanları

Deney düzeneği iki ayrı güç ünitesince desteklenmektedir. Bu ünitenden biri, dönen tablanın düzgün çalışmasını sağlamak için yapılan dairesel cepli hidrostatik yatağı desteklerken, ikincisi silindir blokundaki pabuçların yüklenmesini ve pabuç ceplerinin yağ ile beslenmesini sağlar. Şekil-5 hidrostatik yükleme silindiri hidrolik devresini şematik olarak göstermektedir.

Ana test ünitesinde, hidrolik yükleme silindirinin yuvalarına yerleştirilen pabuçların, hidrolik olarak yüklendiği ve döner tabla ile de izafi hareket halinde olduğu bilinmektedir. Bu izafi hareket anında, sürtünme ve aşınmanın olmaması için pabuç üstünden ,bir kısıtlayıcıdan geçerek pabuç cebine yağlayıcı akışkan da gönderilmektedir. Çeşitli çalışma parametrelerinde (hız, basınç, kısıtlayıcı çapı ve pabuç geometrisi) sistemin çektiği moment değeri, kaçak akışkan miktarı devir sayısı, sıcaklık ve basınç gibi değerlerin ölçülmesi gerekir. Bu büyüklüklerin ölçüm şekilleri ve kullanılan ölçüm cihazları önceki çalışmalarda özetlenmiştir (10,11).



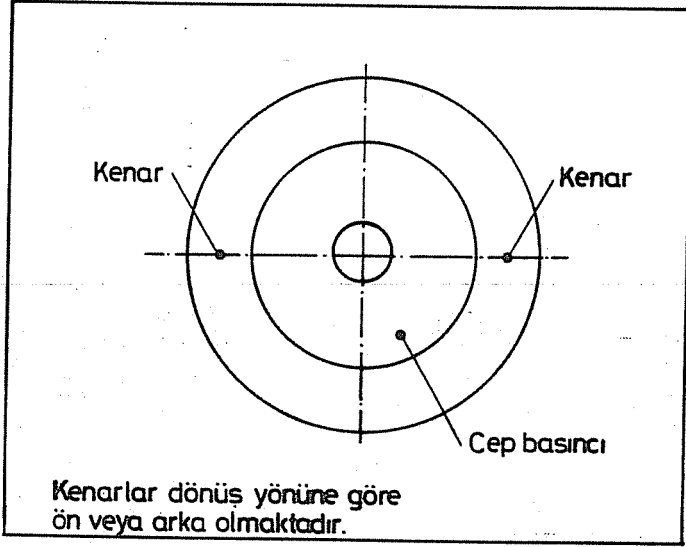
Şekil 5. Hidrostatik Yükleme Silindiri Hidrolik Devresi.

2.2. Deneilerin Yapılışı

Test edilen kayıcı pabuçlara Şekil-6'dan da görüldüğü gibi ön ve arka yüzeylerdeki basınç değişiminin belirlenmesi için kapiler borular yerleştirilmiştir.

Cep basıncı basınç transduseri, kenarlardaki basınçlar ise statik manometre ile ölçülerek kaydedilmiştir. Torkmetre ile döner tabla arasındaki güç aktarımını sağlayan dişli kutusunda bire-bir devir sayısı aktarılmadığından, ölçme işleminden sonra devir ve tork dönüşümü yapılmaktadır. Kayıcı pabuçlardaki viskoz ve akış güç kayıplarının incelenmesi için iki değişik pabuç profili ile iki değişik orifiz çapı kullanılarak değişik hız ve basınçlarda çok sayıda deney yapılmıştır. Her deneyde yağ sıcaklığı kontrol edilerek aynı şartlarda deneylerin yapılmasına özen gösterilmiştir.

Sistemde bütün akış kontrol vanaları tam olarak açılmakta ve hidrostatik yatak basıncını denetleyen basınç denetim valfi 3 Mpa'a ayarlanarak sabit tutulmaktadır. Pabuçların hidrostatik olarak yüklenmesi için, yağın temin edildiği depodaki yağ sıcaklığı deney yapılabilecek sıcaklığa gelinceye kadar, akış kontrol vanası kapalı olduğu halde basınç kontrol vanası 10 Mpa'a ayarlanmakta ve yağın sıkışması neticesinde basınç enerjisinin ısı enerjisine dönüşmesinden faydalanarak, sıcaklık yükselmesi için bir süre sistem çalıştırılmaktadır.



Şekil 6. Pabuç Kayma Yüzeyi Basınç Ölçüm Yerleri.

Silindir blokuna yağ gönderen basınç denetim valfi ile basınç 1 ile 6 Mpa arasında değiştirilerek, pabuçların değişik yüklerle yüklenmesi sağlanmaktadır. Yine her bir yükleme basıncında, döner tablanın hızı 100 ile 1000 dev/dak. arasında değiştirilerek, torkmetreden bu değişik yük ve devir sayılarındaki moment değerinin okunması ve kaçak akış miktarlarının belirlenmesi sağlanmaktadır.

Viskoz sürüklenme, sızıntı ve hareketten dolayı pabuç alt yüzeyi ile plaka arasında güç kaybı olmaktadır. Bu yüzden, o bölgedeki akıştan kaynaklanan kuvvet ve momentlerin bilinmesi gerekir. Bu amaçla, döner plaka-pabuç arasında viskoz sürüklenme kuvvetinin oluşturduğu moment tahrik koluna bağlı bir torkmetre ile ölçülmüştür.

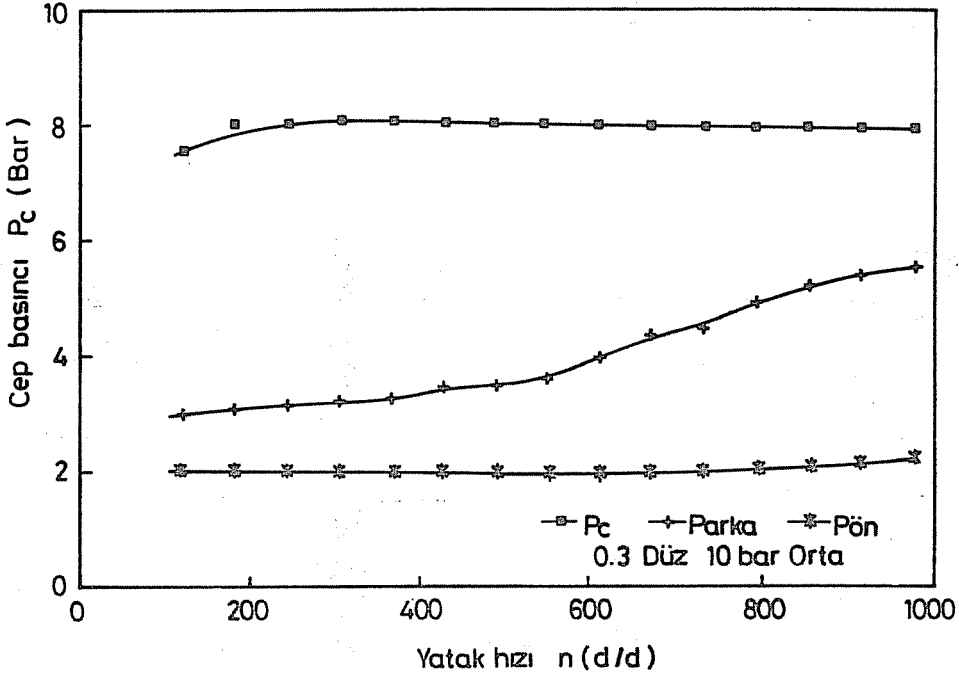
3. DENEYSEL NETİCELER VE İRDELEME

3.1. Yatak Hidrostatik Dengesi

Dairesel cepli yatağın hidrostatik dengesi üzerinde orifiz büyüklüğü, yüzey formu ve yatak cebinin büyüklüğü önemli derecede etkilidir. Bu tip elemanlarda, hidrostatik yatak bölgesine dolayısıyla hidrodinamik alana da yağ bir orifiz vasıtasıyla gönderildiğinden yatak cep basıncı orifiz çapı ile yakından ilgilidir.

Değişik orifiz çaplarında, cep, ön ve arka yüzdeki hidrostatik ve hidrodinamik basınçların seçilmiş yükleme basınç değerlerinde sistem çalışma hızıyla değişimi

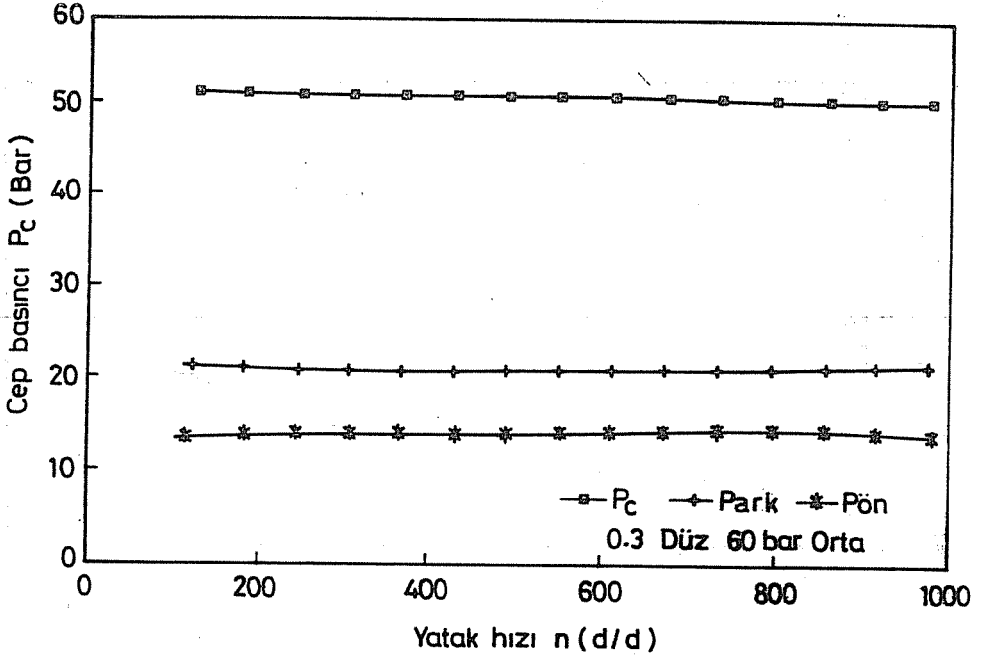
araştırılmıştır. Pabuç çalışma yüzeyinin düz ve konik olmasına göre pabuç denge durumu incelenmiştir. Şekil-7 orta büyüklükte hidrostatik cep alanına sahip düz çalışma yüzeyli yataкта 0,3 mm orifiz çapında çalışma hızıyla basıncın değişimini göstermektedir.



Şekil 7. Cep Basıncının Yatak Hızı ile Değişimi.

Yükleme basıncı 10 bar olarak değerlendirilmiş olup cep ile ön ve arka bölgedeki basınç kayıpları bu şekilde takip edilebilmektedir. Şekilden görüleceği gibi P_c cep basıncı bütün çalışma hızlarında 8 bar civarında olmaktadır. Ön bölge olarak tarif edilen kısımda 2 bar, arka bölgede ise 3-5 barlık basınç değişimi gözlenmektedir. Arka bölgede hidrodinamik basınç değişimi gözlenirken, ön bölgede tam hidrostatik davranış izlenmektedir. Cep basıncı ve diğer bölgelerden elde edilen basınçlar toplam hidrostatik yükleme basıncından fazla çıkmakta ve yağlama için gerekli aralık oluşmaktadır. Yükleme basıncı arttırıldığında hidrodinamik etki yok olmakta ve hız basınç değişiminde etkili olmamaktadır (Şekil-8). Yükleme basıncının artması ile sistem daha dengeli bir durum almaktadır. Hız ile yatak bölgesinin ön ve arka kenarında meydana gelen değişim ihmal edilebilir büyüklük arz etmektedir.

Piston yükleme basıncı ile cep basıncı arasındaki farkın piston basıncı ile değişimi değişik yatak geometrisinde de incelenmiş ve Şekil-9'daki durum elde edilmiştir.

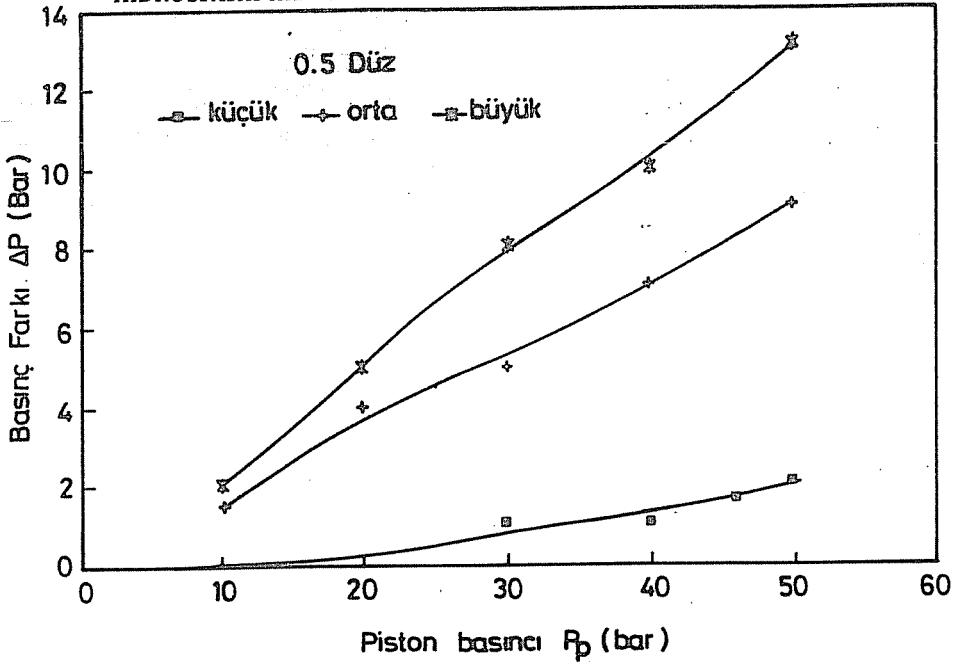


Şekil 8. Cep Basıncının Yatak Hızı ile Değişimi.

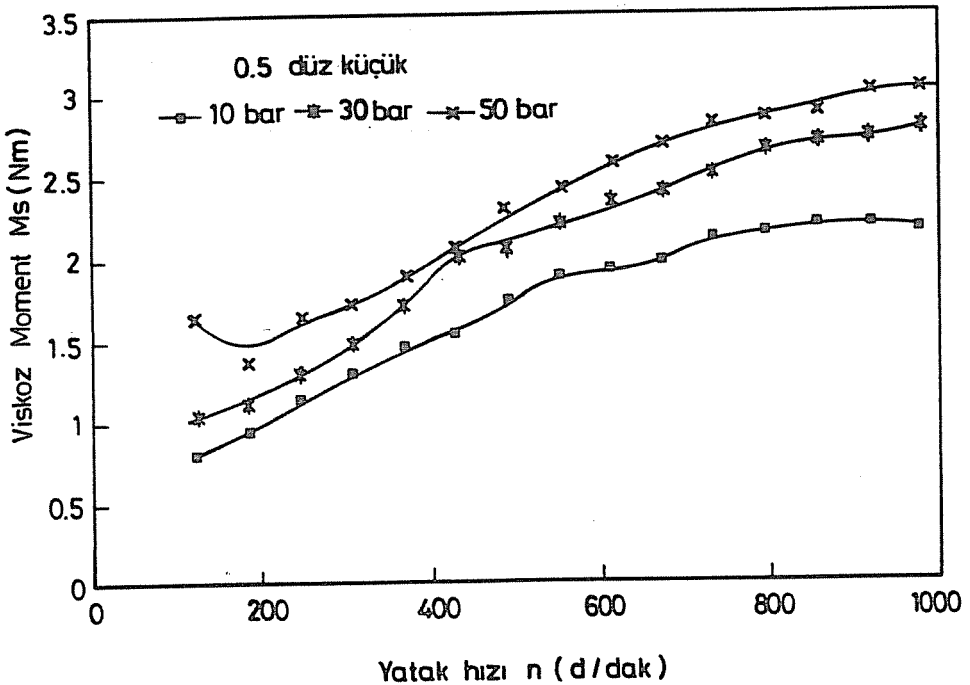
Burada üç değişik hidrostatik yatak alanına sahip yataklarda basınç kaybı ile piston basıncı ilişkisi özetlenmiştir. Büyük yatak alanlı elemelerde basınç farkı büyük, küçük alanlı da ise fark küçük olmaktadır. Büyük alanlıda piston basıncı ile cep basıncı arasındaki farkın büyük olması, akışkan kaçağı dolayısıyla basınç kaybının artmasından kaynaklanmaktadır. Piston basıncı ile bölgelerdeki basınçların artması lineer olmaktadır. Bu, beklenen bir davranıştır.

3.2. Viskoz Moment ve Güç Kaybı

Şekil-10, düz kayma yüzeyli küçük 0,5 mm orifiz kullanılarak elde edilen yatakta üç değişik sistem basıncında çalışma hızı ile viskoz moment kaybı değişimini vermektedir. Yükleme basıncının artması hız artışıyla viskoz moment değerini arttırmaktadır. Hidrostatik yatak alanı küçüldükçe, hidrodinamik yatak alanı artmakta, yatak hızının artışıyla da viskoz moment kaybı artmaktadır. Ayrıca yaklaşık 700 d/dk hızdan sonra viskoz momentteki artışın eğimi, devir sayısının artması ile çok az bir değişim göstermektedir. Bu durum, bu tip yataklarda kritik hız değerinin yani tam sıvı sürtünmesinin olduğu hızın 700 d/dk arasında olduğu sonucunu doğurmaktadır.

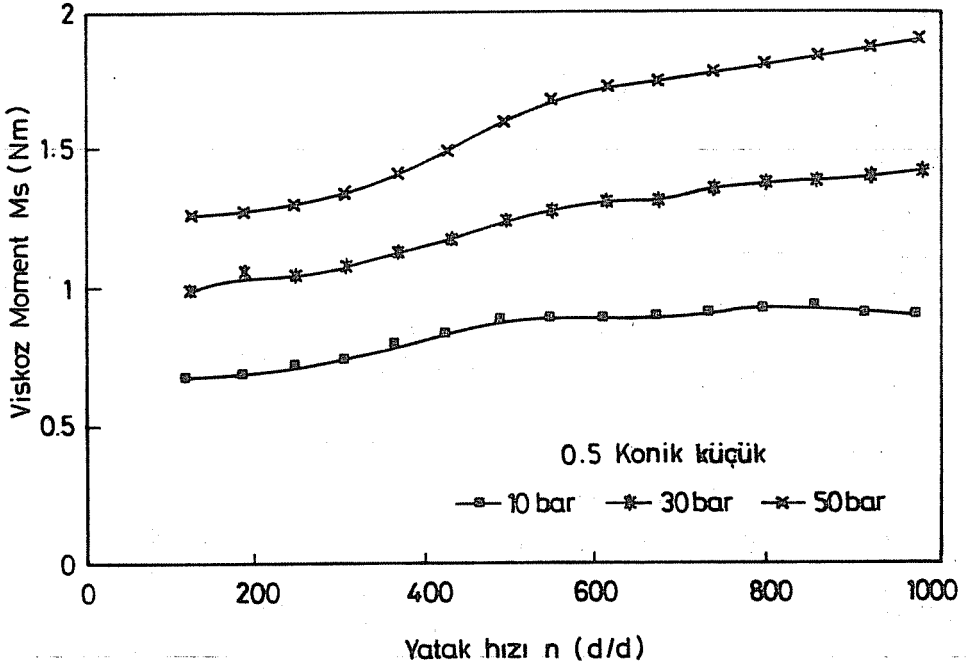


Şekil 9. Basınç Kaybının Piston Basıncı ile Değişimi.



Şekil 10. Viskoz Moment Kaybı - Yatak Hızı İlişkisi.

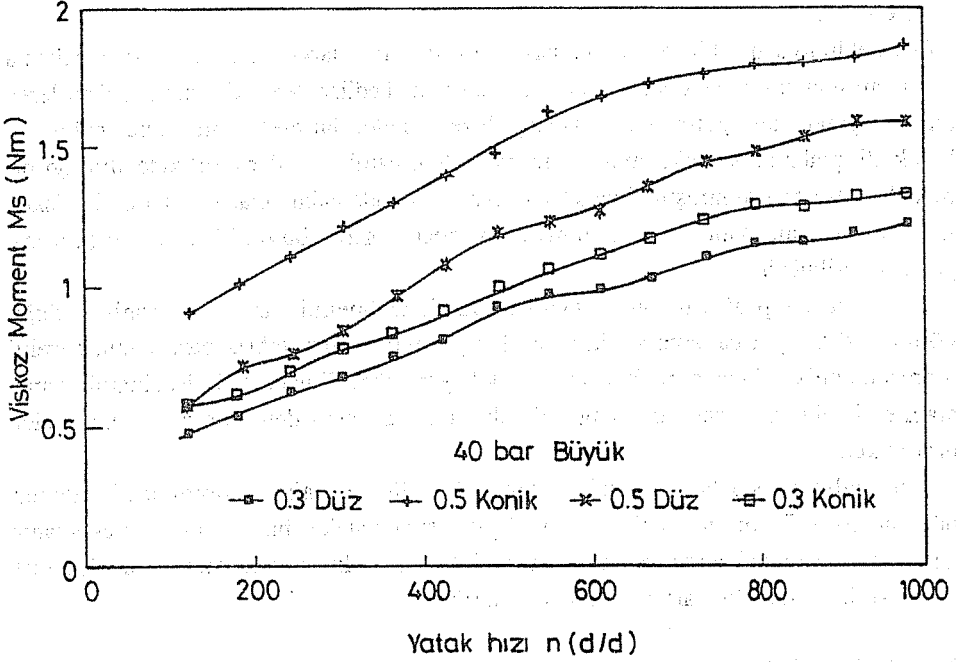
Şekil-11 konik kayma yüzeyli yatak davranışını göstermektedir. Konik kayma yüzeyli pabuçlarda yükü dengeleme bölgesi daha çok hidrostatik yatak alanı olduğundan hızın artması ile viskoz momentte meydana gelen artış, düz parçada olduğu gibi fazla olmamaktadır. Bu durum , konik kayma yüzeyli pabuçlarda yükün büyük bir kısmının hidrostatik cep alanı tarafından karşılandığını doğrulamaktadır.



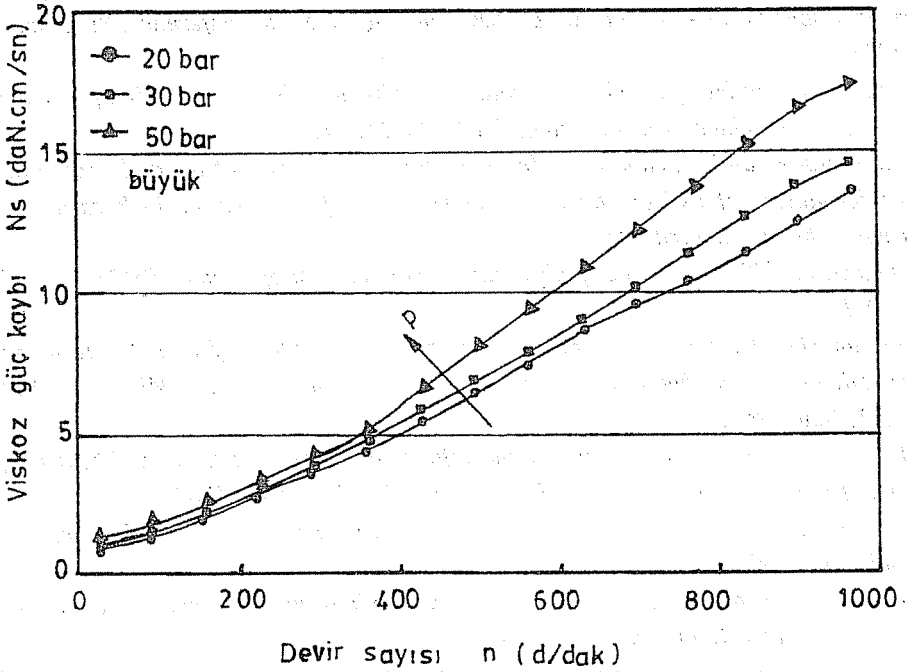
Şekil 11. Viskoz Moment Kaybı - Yatak Hızı İlişkisi.

Orifiz çapının sistem dengesi ve moment kaybına etkisi de araştırılmış ve elde edilen değişim Şekil-12 de verilmiştir. Düz ve konik kayma yüzeyli yatakta 0,3 mm ve 0,5 mm orifizde hızın artışı moment kaybını artırmıştır. Orifiz çapının artışı da beklendiği gibi moment kaybını dolayısıyla güç kaybını arttırmaktadır. Konik yüzeyli elemanda daha büyük moment ve güç kaybı kaydedilmektedir.

Güç kaybının dönen ve sabit eleman arasında akışkan yağ film kalınlığı ile değişimi Şekil-13 de gösterilmiştir. Üç değişik yükleme basıncında yağ film kalınlığının artışı güç kaybını azaltmaktadır. Büyük yatak ceppli sistemde film kalınlığının 45 μ m'e kadar büyümesi ile viskoz güç kaybı hızla düşerken, 45 μ m'den sonra film kalınlığının büyümesi viskoz güç kaybı değişimine önemli bir etki yapmaktadır. Uygun film kalınlığı 45 μ m de oluşmaktadır. Küçük yatak cebine sahip yatakta bu değer 35 m olmaktadır.



Şekil 12. Viskoz Moment Kaybı - Yatak Hızı İlişkisi.



Şekil 13. Viskoz Güç Kaybı - Film Kalınlığı İlişkisi.

4. SONUÇ

Eksenel hidrostatik-hidrodinamik kaymalı yatakların laboratuvar şartlarında çalışma parametresinin tesbit edilebilmesi için daha önce imal edilen deney düzeneği geliştirilerek amaca uygun hale getirilmiştir. Deney düzeneğinde, dairesel cepli kayıcı pabuç ve hareketli plaka arasındaki hidrostatik ve hidrodinamik etkilerin dikkate alındığı bir model sistem esas alınmıştır. Değişik çalışma şartlarında pabuç-plaka sisteminde viskoz güç kaybı, akışkan kaybı, tahrik momenti gibi büyüklüklerin ölçülmesi gerçekleştirilmiştir.

Kayıcı yüzey profilinin güç kayıpları üzerinde önemli bir etkiye sahip olduğu görülmüştür. Aynı çalışma şartlarında, düz yüzeyli pabucu tahrik etmek için gerekli moment, konik pabuca göre fazladır. Konik kayma yüzeyli pabuçta hidrodinamik yatak alanı etkisinin az olması hıza bağlı olarak momentin aşırı derecede artmasına neden olmaktadır.

Aynı çalışma şartlarında orifiz çapı küçüldükçe, tahrik momentinin değeri büyümektedir. Bu durum orifiz çapının küçülmesiyle yatak cebine gönderilen akışkanın kısılmasından kaynaklanmaktadır. Akışkan miktarının azalması film kalınlığını düşürecek bu da tahrik momentinin artmasına neden olacaktır.

5. KAYNAKLAR

1. Morsi, S.A., *Passively and actively controlled externally pressurized oil-film bearings, Paper No 71 - Lub-11, ASLE-ASME joint lubrication conference, Pittsburg, Oct. 1971.*
2. Loxham, J., and Hemp, J., *The application of hydrostatic bearings to high precision machine tools, Production Engineering, Vol 43, No 11, 1964.*
3. Howart, R.B. and Newton, M.J., *Investigation of the effects of tilt and sliding on the performance of hydrostatic thrust bearings, Conf. on Externally Pressurized Bearings, I. Mech.E., April 1971.*
4. Bennett, T.P., *The Resistance pads to tilt of hydrostatic slipper pads, BHRA-RR 713 Dec. 1961.*
5. Malanoski, S.B. and Loeb, A.M., *The effect of the method of compensation on hydrostatic bearing stiffness, journal of Basic Engineering, Trans. ASME, ser.D. Vol 83, No 2, June 1961.*
6. Ling, M.T.S., *On the optimization of the stiffness of externally pressurized bearings, Journal of Basic Eng. Trans. of ASME, Ser.D, Vol 84, No 1, Mar. 1962.*
7. Prokofev, N., *The dynamics of hydrostatic thrust bearings, Russian Engineering Journal, Vol 47, No 5, 1967.*
8. Hunt, J.B., *Dynamic characteristics of a hydrostatic thrust bearings, Proc. of Inst. Mech.Engrs., Vol 178, pt 3 N, 1963-1964.*
9. Koç, E. ve Ünver, E., *Dairesel cepli dirençsiz hidrostatik yatakların tasarım ilkeleri*

HİDROSTATİK-HİDRODİNAMİK YATAK TEST DÜZENEGİ VE DENEYSEL BULGULAR

ve performans araştırması, *Doğa T.Müh. ve Çevre Dergisi*, 101-113, 15, 1991.

10. Canbulut,F., *Dairesel cepli hidrostatik kaymalı yatakların teorik ve deneysel analizi*, Erciyes Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Yüksek Lisans Tezi, Kayseri, Eylül 1991.

11. Canbulut,F., Koç,E. ve Canbulut,F., *Kapiler boru ve cep büyüklüğünün hidrostatik yatak rijitliğine etkisi*, 5. Ulusal Makina Tasarım ve İmalat Kongresi, ODTÜ, Ankara, 16-18 Eylül 1992.

12. Koç,E., Canbulut ,F. ve Canbulut Fazıl, *Dairesel cepli hidrostatik kaymalı yatakların teorik analizi-pistonlu pompa pabuç örneği*, Çukurova Üniversitesi, Müh.Mim.Fak. Dergisi, 6,2,127-140, Aralık 1991.

DUVAR BOYUTLARININ YAPI ISI KAZANCI ÜZERİNE ETKİSİ

R. Tuğrul OĞULATA

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: *Yapıların dış kabuğunu oluşturan duvarlar, dış ortamla sürekli etkileşim içindedir. Bu nedenle yapının iklimsel konforuna en büyük etki dış duvarlar tarafından yapılmaktadır.*

Bu çalışmada dış duvarların boyutları ele alınarak yapının ısı kazancı üzerine etkisi incelenmiştir. Duvarın kalınlığı, yüksekliği ve dış geometrik şeklinin etkileri ayrı ayrı ele alınmıştır.

THE EFFECT OF WALL DIMENSIONS ON HEAT GAIN

ABSTRACT: *Outside walls of the buildings interact continuously with outdoor environment. Therefore, the most of the effect on climatic comfort of building is caused by the outside walls.*

In this study, the effect of dimension of outside walls on heat gain was investigated. The effects of the thickness of wall, the height of wall and the geometrical shape of outside wall were also taken into consideration.

1. GİRİŞ

Herhangi bir mekanı; dış ortamdaki ayıran ve onu çevreleyen yapı elemanı, bilindiği gibi duvarlardır. Bunlar iç-dış ortam arasında bir sınır teşkil etmesinden dolayı, sürekli olarak dış ortamla etkileşim içindedir. Duvar iç yüzey sıcaklığının bu etkileşim sonucu değişmesi iç ortama transfer edilen ısı kazancının değişmesine neden olmaktadır. Bu özelliğinden dolayı iç ortam sıcaklığını belirleyen en önemli yapı elemanı dış duvarlardır.

Hernekadar duvar iç yüzey sıcaklığının değişimi, dış iklim şartlarına bağlı ise de duvar malzemesinin fiziksel özelliklerine ve boyutlarına da bağlıdır.

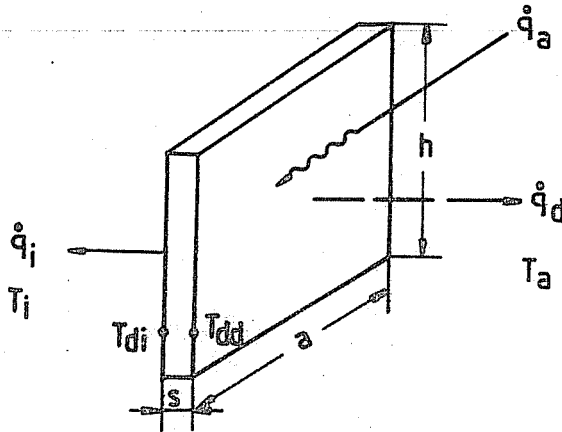
Bu çalışmada tasarımcıların, arzu edilen konforu sağlamalarında, duvar malzemesinin fiziksel özellikleri açısından özel malzeme kullanmadıkları durumda, faydalanabilecekleri kriterler incelenmiştir. Ana hatlarıyla bunları;

- Duvar kalınlığının,
- Duvar yüksekliğinin,
- Duvar geometrik şeklinin,
- Duvar dış sınır uzunluğunun,

ısı kazançlarına etkileri olarak sıralamak mümkündür. Bu kriterlerin ısı kazancı açısından doğru değerlendirilmeleri gerekir. Bu suretle yapıların kullanım süreleri içerisinde en az enerji harcanarak istenen iç iklimsel şartların sağlanması temin edilebilir.

2. DUVAR KALINLIĞININ ISI KAZANCI ÜZERİNE ETKİSİ

Duvar kalınlığının ısı kazancı üzerine etkisini belirleyebilmek için öncelikle duvar iç yüzey sıcaklığının tesbit edilmesi gereklidir. Bunun için düzlem bir duvarda, bir boyutlu genel enerji denkleminin uygun sınır şartları ile başlangıç şartı esas alınarak çözülmesi gerekir.



Şekil 1. Düzlem bir duvar ve etki eden ısılar.

DUVAR BOYUTLARININ YAPI ISI KAZANCI ÜZERİNE ETKİSİ

Birinci sınır şartı güneşten ışınlama gelen ısı kazancı ve dış ortama konveksiyonla olan ısı kaybını, ikinci sınır şartı ise duvardan iletimle gelen ısının konveksiyonla iç ortama geçmesini ifade eder. Enerji denkleminin çözümü ve sınır şartları (1, 2, 3)'da detaylı olarak açıklanmıştır.

Türkiye'nin en sıcak bölgelerinden biri olması nedeniyle Adana'da 23 Temmuz'da, 28 °C sabit iç ortam sıcaklığında dolu tuğla duvarda ($\lambda = 0.81 \text{ W/mK}$, $\rho = 1800 \text{ kg/m}^3$, $c = 880 \text{ J/kgK}$) söz konusu çözümler yapılmıştır. Bu suretle zamana bağlı, duvar iç yüzey sıcaklıkları tesbit edilmiştir.

Şekil 1'de düzlem dış duvar üzerindeki etkili ısılar gösterilmiştir. \dot{q}_a güneş ışınlama suretiyle duvarın aldığı ısıyı (3), \dot{q}_i , \dot{q}_d ise sırasıyla iç ve dış ortama konveksiyonla transfer edilen ısıyı göstermektedir.

İç ortama transfer edilen ısı,

$$\dot{q}_i = \alpha_i \cdot (T_{di} - T_i) \quad (1)$$

veya duvar kalınlığının etkisini daha iyi görebilmek için

$$\dot{q}_i = k_d \cdot (T_{dd} - T_i) \quad (2)$$

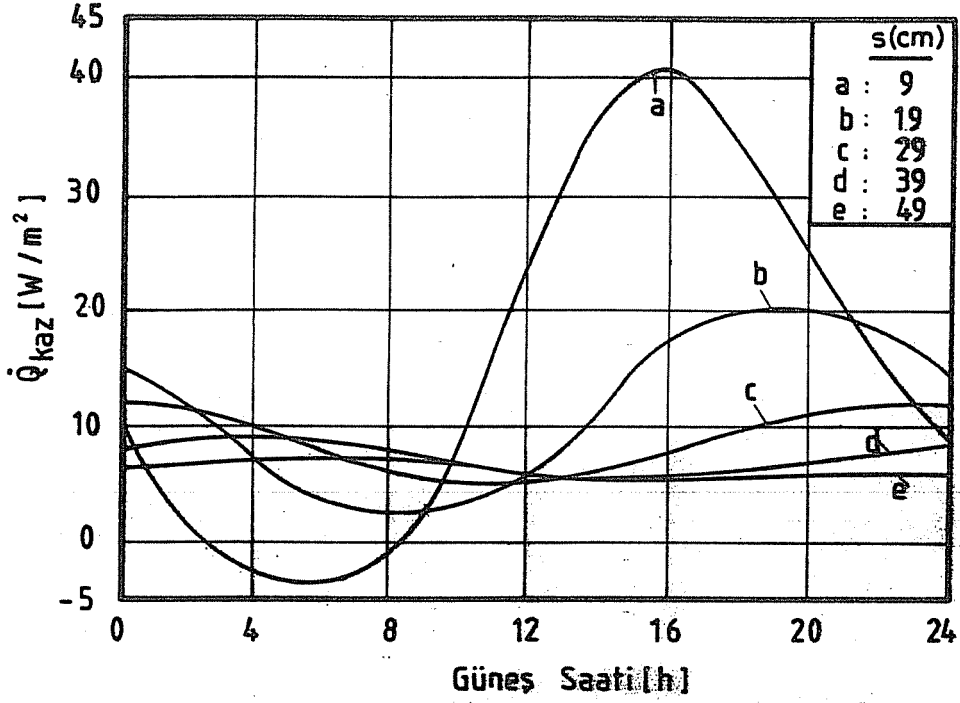
şeklinde hesaplanabilir. Burada T_{dd} duvar dış, T_{di} duvar iç yüzey, T_i ise sabit iç ortam sıcaklığını göstermektedir. α_i duvar iç taraf ısı transfer katsayısı, k_d ise duvar dış yüzeyinden iç ortama ısı transferindeki ısı transfer katsayısıdır. s duvar kalınlığı ve λ ısı iletim katsayısı olmak üzere,

$$1 / k_d = 1 / \alpha_i + s / \lambda \quad (3)$$

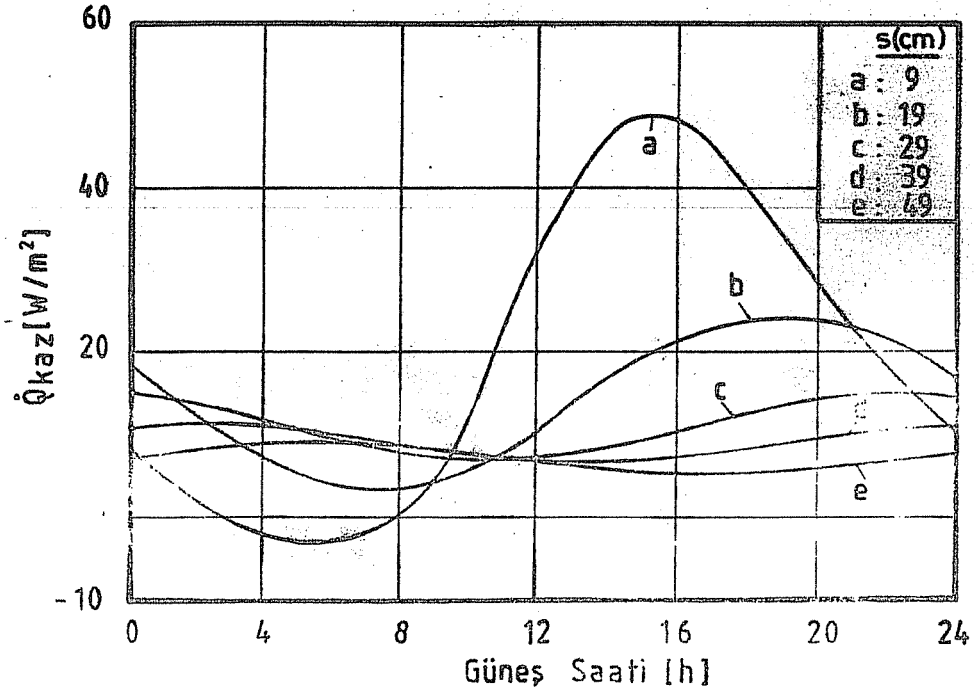
şeklinde dir.

İç ortama transfer edilen anlık ısı enerji denklemini ve sınır şartlarının çözümü ile bulunan duvar iç yüzey sıcaklıklarının eşit.(1)'de yerine konmasıyla tesbit edilmiştir. Şekil 2'de açık renk duvarlarda (duvar yutma katsayısı $\epsilon=0,5$) Şekil 3'de koyu renk duvarlarda ($\epsilon=0,9$) Güney yönde, birim yüzey alandaki ısı kazancının, duvar kalınlığına bağlı olarak günün saatleri boyunca değişimleri verilmiştir. Eşit.(2)'den hesaplanan ısı kazancına bakılacak olursa, eşit.(3)'de verilen k_d değerinin duvar kalınlığı (sabit λ da) arttıkça azalmasından dolayı, değerinin düştüğü gözlenmektedir. Bu değişimi sözkonusu şekillerde görmek mümkündür. Görüldüğü gibi duvar kalınlığı azaldıkça ısı kazancı artmakta, günlük değişimler çok fazla olmaktadır.

Ayrıca duvar kalınlığı ile duvar kütlelerinin artması duvarın ısı kapasitesini artırmakta bu da dış etkilerin iç ortama etkisini frenlemektedir. Ancak iklimsel konforun bir klima cihazı kullanılarak gerçekleştirilmesi durumunda istenen şartların bir an önce sağlanabilmesi için mümkün mertebe ısı depolama kapasitesi düşük duvar yapılması daha uygundur (4).



Şekil 2. Güney duvarında anlık ısı kazancının duvar kalınlığına bağlı olarak güneş saati ile değişimi, $\epsilon = 0,5$.



Şekil 3. Güney duvarında anlık ısı kazancının duvar kalınlığına bağlı olarak güneş saati ile değişimi, $\epsilon = 0,9$.

3. DUVAR YÜKSEKLİĞİNİN ISI KAZANCINA ETKİSİ

Günümüzde farklı mimariye sahip değişik yüksekliklerde mekanlar yapılmaktadır. Oysa, dış etkilerden (sıcaklık, güneş ışınımı) dolayı yapı duvarlarından iç ortama geçen ısı, büyük oranda dış ortama bakan duvarların yüzey alanlarıyla ilişkilidir. Dolayısıyla, yapı içerisindeki konfor sıcaklığı, yüzey alanın büyüklüğü ile doğrudan bağlantılı olmaktadır.

Şekil 1'de gösterilen duvarın eni sabit kalmak şartıyla h yüksekliğinin artması yüzey alanını artış oranında büyütmektedir.

Dış duvardan geçen toplam ısı ise, birim yüzey alandan geçen \dot{q}_i ısı ile duvar toplam dış yüzey alanı çarpımı olup,

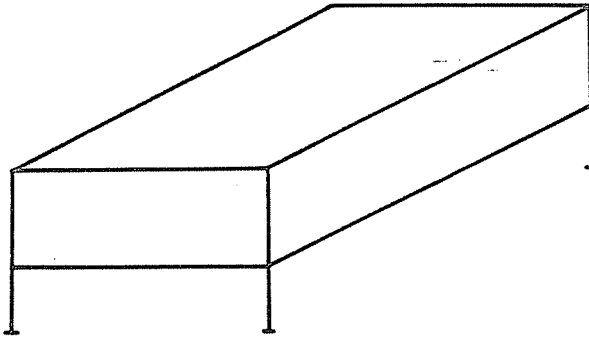
$$\dot{Q}_i = F \cdot \dot{q}_i \quad (4)$$

şeklinde dir. Bu nedenle duvar yüksekliğindeki artış veya yüzey alanındaki artış oranında mahalin ısı kazancı artacaktır. Sonuçta iç ortam sıcaklığı yükselecektir.

Bu konuda yapılan bir deneysel çalışmada (5), Temmuz ayında İstanbul'da örnek bir mekanda ölçüm yapılarak sadece duvar yüksekliğinin 2,50 m'den 3,25 m'ye çıkarmakla iç hava sıcaklığında 3 °C'ye varan bir değişim belirlenmiştir. Bu yüzden mimari projede belirli bir standartın üzerinde duvar yüksekliğinin seçimi konfor şartları açısından sakıncalı olacaktır.

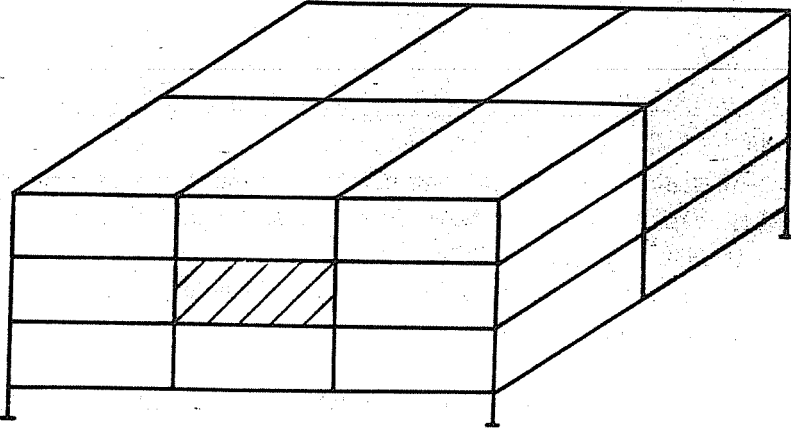
4. DUVAR DIŞ YÜZEY GEOMETRİSİNİN ISI KAZANCI ÜZERİNE ETKİSİ

Yapıların dış ortama bakan yüzeylerinin çokluğu ısı kazancı (veya ısı kaybı) açısından son derece önemlidir. Dış ortama bakan yüzeylerin çokluğu ister istemez toplam yüzey alanını da artıracaktır. Bu ise eşit (4) den görüldüğü gibi yapıya geçen ısı kazancının yükselmesine neden olacaktır. Bu nedenle dış ortamla en az yüzey münasebeti olan bir yapı geometrisinin seçilmesi gerekir. Ancak yüzey alanı daha az geometrik şekiller



Şekil 4. 6 yüzeyi dış ortamla ilişkili bir bina.

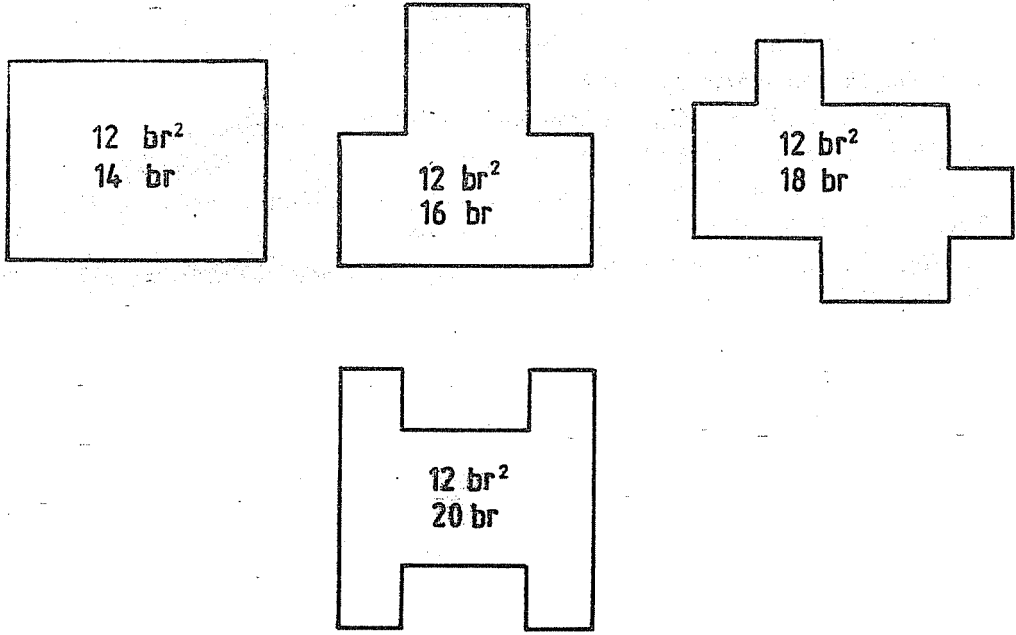
olmasına rağmen kullanım ve yapım açısından mimarlar haklı olarak dikdörtgen prizma şeklini seçmektedirler. Örneğin direk üzerine kurulan altı ve üstü açık tek bir evin dış ortamları 6 yüzeyi tarafından temas olmaktadır, şekil 4. Fakat bu ısı kazancı açısından en olumsuz koşulu vermektedir. Bu nedenle mümkün mertebe dış ortama bakan yüzeylerin azaltılması gerekir. Bu örnekte binayı hemen zemine oturtmak ve üzerine bir çatı yapmak dış ortamları münasebet içinde olan yüzey sayısını 4'e indirecektir. Özellikle çok katlı yapılarda mimarın elverdiği oranda yüzey sayısını indirmek mümkündür (6). Şekil 5'te gösterildiği gibi bina içerisindeki bazı kısımların dışa bakan yüzeyi 1'e bile indirilebilir (taralı alan).



Şekil 5. Çok katlı binalarda mekan yerleşimi.

Yapılarda ısı kazancı açısından önemli bir diğer konu da dış çevre uzunluğudur. Bilindiği gibi mekanlar taban alanları ile değerlendirilir. Ancak taban alanları aynı olmak şartıyla, değişik dış çevre uzunluklarına sahip binalar yapılabilir. Şekil 6'da oturma bakımından aynı taban alanlı fakat değişik dış çevreye sahip yapı şekillerinden birkaç örnek gösterilmiştir.

Görüldüğü gibi aynı birim taban alana sahip yapılarda 14 birim dış çevre boydan 20 birim dış çevre boya kadar artış olabilmektedir. Nitekim değişik şekillerle bu boyu daha da artırmak mümkündür. Bu örnekteki 14 birim boydan 20 birim boya kadarki yaklaşık 1/2'lik artış, aynı oranda dış duvar yüzey alanına yansıtacağından, yapı ısı kazancında da kabaca (yönlerin etkisi dikkate alınmadığı takdirde) % 50 oranında artış gösterecektir. Bu nedenle mümkün mertebe yapıların dış yüzeylerinin fazla girintili çıkıntılı yapılmaması, dış çevre uzunluğunun, dolayısıyla dış yüzey alanını artırılmaması gerekir.



Şekil 6. Değişik çevre uzunluğuna sahip bina oturumları.

5. SONUÇ

Yapı ısı kazancı üzerinde son derece etkili olan dış duvarların fiziksel özellikleri bir yana bırakılacak olursa, kalınlık ve yüzey alanı oldukça önemli olmaktadır. Doğal iklimlendirme sağlanacak bir mahalde, duvar kalınlığı mimari ve teknik özellikler elverdiği oranda fazla yapılmalıdır. Ancak bir klima cihazı çalıştırılarak iklimsel konfor sağlanacaksa, kalın duvarla artan ısıl depolama kapasitesinin artması, olumsuz durum yaratacaktır.

Yapı toplam ısı kazancı üzerinde, dış duvar yüzey alanı da etkili olduğundan, bu duvarların yüzey alanı en az olmalıdır. Bunun için duvar yüksekliğinin fazla olmaması, mekanın dış çevre uzunluğunun ve dış yüzeyinin mümkün mertebe az olması gerekir.

6. KAYNAKLAR

1. Yılmaz,T., Oğulata,R.T., *Yaz Klimasında Isı Kazancının Teorik- Nümerik Hesaplanması*, Ç.Ü. Müh.- Mim. Fakültesi Dergisi, Cilt 3, Sayı 1, (27-40), Aralık 1988.

2. Yılmaz,T., Oğulata,R.T., *Binaların Isı Kazancı İçin Uygun Duvar Malzemesinin*

Teorik Araştırılması, DOĞA TU Müh. ve Çevre Dergisi, Vol. 14, 1, (133-145),1990.

3. Oğulata,R.T., *Yapılarda Isı Kayıp ve Kazançlarının Araştırılması ve Yeni Bir Isı Kazancı Hesaplama Yönteminin Geliştirilmesi, Ç.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü Doktora Tezi, Kod No:148, Adana, Eylül 1990.*

4. Oğulata,R.T., Yılmaz,T., *Yaz Şartlarında Değişik Yapı Malzemelerinin İç Ortam Sıcaklıklarına Etkisi, Ç.Ü. Müh. - Mim. Fak.Dergisi, Cilt 6, Sayı 1, (1-10), 1991.*

5. Yılmaz,Z., *Hazır Cephe Elemanlarının Boyutlarının İklimsel Konfor ve Enerji Tasarrufuna Etkisi, YAPI-87, Sayı 87, (44-46), 1987.*

6. Ilgaz,T., *Yapı Düşey Dış Kabuklarının Isı Etkilerinden Korunması, K.T.Ü., Trabzon, 1979.*

HİDROLİK YÖN KONTROL VALFLERİNDE PİSTON TASARIMI I-RADYAL AÇIKLIKTA BASINÇ DAĞILIMI

Erdem KOÇ

Çukurova Üniversitesi, Tekstil Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

Alper YATÇI, Betül ÖZDEMİR

Çukurova Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Adana / Türkiye

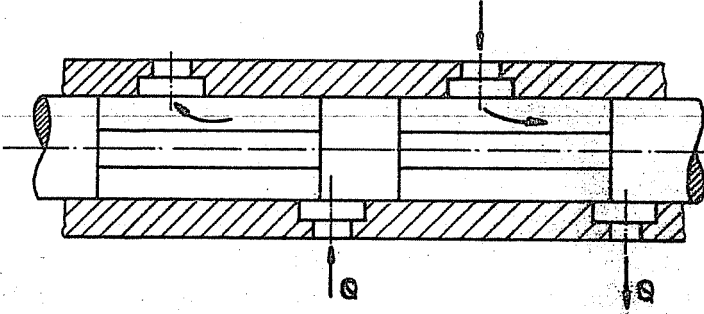
ÖZET: *Endüstriyel hidrolik yön kontrol valflerinde piston tasarım esasları teorik olarak analiz edilmiştir. 4/3 yön kontrol valfinden piston ile gövde arasında sızdırmazlık temini için eş çalışan yüzeylerin mükemmel paralellikte olması gerektiği belirlenmiştir. Piston eksen kaçıklığı ve konik yüzeyli pistonun hidrolik kilitlenmeye kadar varan çalışma bozuklukları gösterdiği, radyal aralıktaki basınç dağılımının sistem dengesi ve verimine son derece etkili olduğu gözlenmiştir.*

PISTON DESIGN IN HYDRAULIC DIRECTIONAL CONTROL VALVES I - PRESSURE DISTRIBUTION IN RADIAL CLEARANCE

ABSTRACT: *The principle of piston design in industrial hydraulic directional control valves has been analysed theoretically. It has been inferred that the mating surfaces between the valve piston and body in 4/3 directional control valve should be parallel to each other in perfect order for maintaining the precise sealing. It was observed that the pressure distribution in radial clearance was considerably effective on the efficiency of the system and hydraulic balance and the misalignment of the piston in the bore and the surfaces being tapered demonstrated an imperfect behaviour leading to hydraulic lock.*

1. GİRİŞ

Endüstriyel hidrolik güç iletim ve kontrol sistemlerinde yön kontrol valfleri kaçınılmaz devre elemanlarıdır. Uygulamada çeşitli şekillerde tasarlanıp imal edilen yön kontrol valfleri mevcuttur. Hidrolik silindirlere doğrusal hareketi kontrol edip, ileri-geri hareketi üretmek için kullanılan bu valfler, hidrolik motorlarda da dairesel hareketin kontrolünde tercih edilmektedirler (1-3).



Şekil 1. Tipik bir 4/3 yön denetim valfi.

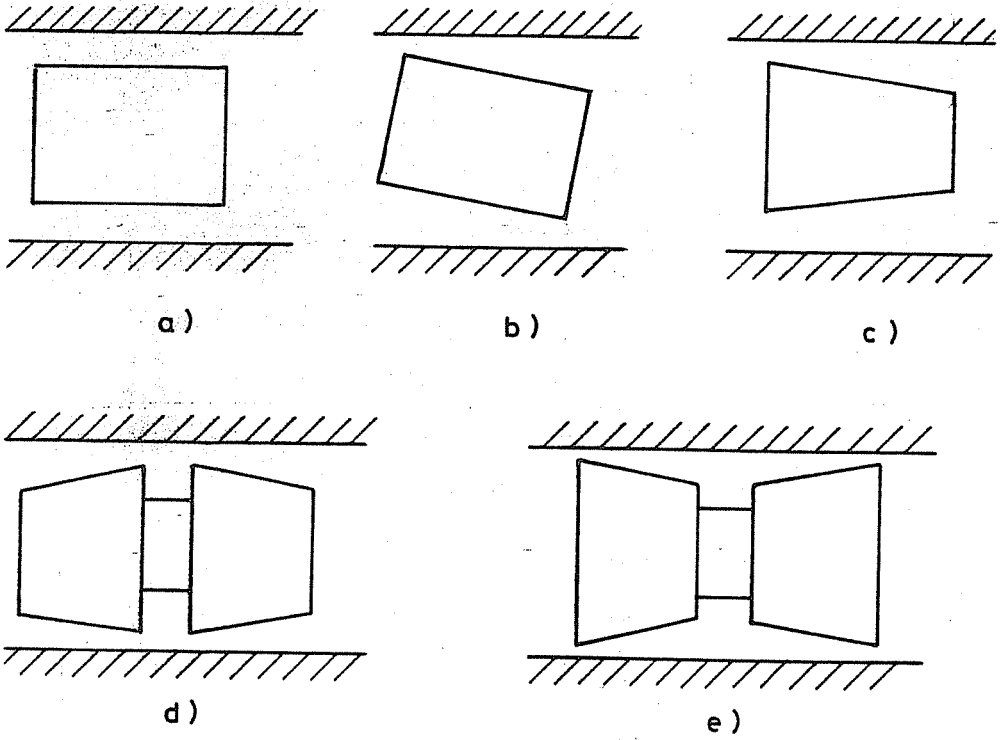
Şekil-1 sürgülü tip 4 yollu-3 konumlu tipik bir yön denetim valfi piston ve gövde kesit resmini göstermektedir. Bu valfler sembolik olarak 4/3 valfi şeklinde gösterilmektedirler. Kademeli mil şeklinde tasarlanan piston, silindirik gövde içerisinde uygun pozisyonlara getirilerek akışkan yönlendirilmesi gerçekleştirilebilmektedir. Piston üst yüzeyinin pürüzsüz ve paralel olması akışkan kaçağını önleyecektir. Çalışma anında pistonu çeşitli çalışma kuvvetleri etki etmekte olup, piston-gövde arasındaki radyal açıklığın metal-metal temasını önleyecek akışkan kaçağını optimum bir değerde tutabilecek büyüklükte olması arzu edilir.

Uygulamada, yüzeylerin birbirine tam paralel yapılamaması başta olmak üzere eksen kaçıklığı ve yüzey pürüzlülüğü radyal aralıkta beklenmedik hidrolik davranışlara neden olabilecektir. Şekil-2, uygulamada karşılaşılabilecek değişik piston düzgünlüklerini göstermektedir. Yüzeyler tam paralel olmasına rağmen piston ve silindir eksenleri çakışık olmayabilir. Bu durumda piston bir yöne kaçık çalışarak radyal basınç ve kuvvet dengesizliği ortaya çıkaracaktır. Şekil-2a'da bir yöne yaklaşan (eksen kaçıklığı dolayısıyla) pistonu göstermektedir. Eksen kaçıklığı yanında yüzeyler paralel olmayabilir. Bu düzgünlüklerden seçilmiş örnekler yine aynı şekilde özetlenmiştir.

Yüzeylerin paralel olması ve eksen kaçıklığının varlığı radyal aralıkları değiştirerek istenmeyen akışkan kaçağına neden olacaktır. Dar aralıkta viskoz akışkandan dolayı ilave

HİDROLİK YÖN KONTROL VALFLERİNDE PİSTON TASARIMI

sürtünme kuvvetleri ortaya çıkacak ve denge bozulacaktır. Yüzeylerin eğimli işlenmesi halinde ise bir yöne hareket eden pistonun silindir iç yüzeyine kilitlenme tehlikesi de söz konusu olacaktır. Hidrolik kilitlenme nedenleri ve düzeltilmesiyle ilgili değişik çalışmalar yapılmıştır (4-7). Hidrolik kontrol valflerindeki çalışma kuvvetleri deneysel ve teorik olarak analiz edilmiştir (3, 8).



Şekil 2. Valf pistonu düzgünlükleri.

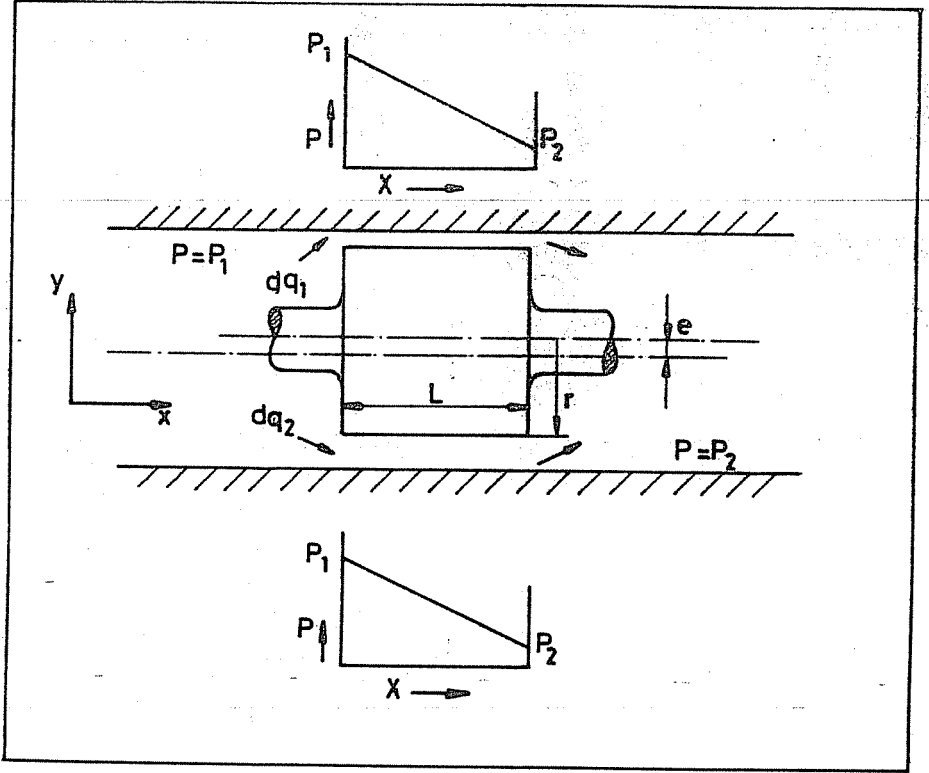
Bu çalışmada konik ve eksantrik yerleşmiş pistonlarda radyal aralık basınç dağılımı teorik olarak analiz edilmiştir. Eksen kaçıklığı, yüzey eğimi ve piston geometrik büyüklükleri dikkate alınarak, piston uzunluğu boyunca radyal aralıktaki basınç dağılımı boyutsuz olarak incelenmiştir. Piston radyal hareketi için bu basınç dağılımının önemine işaret edilmiştir.

2. RADYAL ARALIK BASINÇ DAĞILIMI

2.1 Paralel Yüzeyli Eksantrik Piston

Şekil-3, yüzeyleri mükemmel paralellikte işlenmiş pistonun, gövde içerisinde

eksantrisite ile yerleşmiş durumunu göstermektedir. Akışın yüzeylere paralel olduğu ve çevresel yöndeki akışın ihmal edilecek seviyede az olduğu kabul edilmektedir. Atalet ve yerçekim etkileri de ihmal edildiğinde, yapılan kabullerle, akışın laminar ve iki boyutlu olduğu söylenebilir.



Şekil 3. Eksantrik paralel yüzeyli piston.

Üst ve alt radyal aralıktan kaçan akışkan miktarlarının dq_1 ve dq_2 olduğu dikkate alındığında basınç gradyentinin

$$\frac{dP}{dx} = \frac{P_1 - P_2}{L} \quad (1)$$

şeklinde değiştiği belirlenir. Bu değişimin iki aralıkta da sabit olduğu açıkça görülmektedir. Basınç dağılımı lineer davranış sergilemektedir. Bu durum şekil.3' de belirtilmiştir.

Pistona etki eden kuvvet;

$$dF = \int P dz dx \quad (2)$$

veya

$$dF = \frac{P_1 + P_2}{2} L dz \quad (3)$$

şeklinde bulunur. Burada F yukarı veya aşağı yönde etki eden hidrolik radyal kuvvet, dz pistonun çevresel genişliği dx ise elemanter piston uzunluğudur. Bu kuvvetler birbirini dengeleyeceği için net radyal hidrolik kuvvet sıfır olacaktır. Bu durumun tam sağlanabilmesi için piston yüzeyinin eş çalıştığı silindir yüzeyine tam paralel olması zorunludur.

2.2 Eksantrik Konik Piston

Şekil-4, tipik bir Konik piston ve silindiri göstermektedir. Burada da piston açıklık içinde bir yöne hareket etmiş (e eksantirisite ile) durumdadır. L boyunca basınç gradyentinin sabit olmadığı açıkça görülmektedir. Bu düzende çalışan pistona etki eden net radyal kuvvet sıfırdan farklı olacaktır.

Basınç gradyenti;

$$\frac{dP}{dx} = - \frac{12 \eta}{y^3} \frac{dq}{dz} \quad (4)$$

ifadesiyle belirlenebilir. Burada η dinamik viskozite, y radyal aralık ve dz çevresel koordinatta elemanter genişliktir. Aşağıdaki sınır şartlarıyla (4) denklemini integre edilirse,

$$P = P_1 - \frac{\Delta P (h_1 + t)^2}{t (2 h_1 + t)} \left(1 - \frac{h_1^2}{y^2}\right) \quad (5)$$

basınç dağılımını veren ifade bulunur. Sınır şartları:

$$x=0 \text{ için } y=h_1 \text{ ve } P=P_1$$

$$x=L \text{ için } y=h_1+t \text{ ve } P=P_2=P_1-\Delta P$$

şeklinde değerlendirilir. Eşitlik (5)'te kullanılan değişkenlerden t, pistonun radyal eğimi, h_1 ise radyal açıklık veya film kalınlığıdır.

h_1 yerine h kullanılarak verilen P_1 ve ΔP basınç değerlerinde piston uzunluğu boyunca, her noktada y yönündeki film kalınlığı değiştikçe P basınç dağılımı da parabolik bir şekilde değişecektir.

t eğiminden dolayı x ile y (veya h) değişimi dikkate alınarak (5) eşitliği boyutsuz büyüklükler cinsinden

$$\bar{P} = 1 - \frac{\Delta\bar{P}}{t} \frac{(\bar{h} + \bar{t})^2}{(2\bar{h} + \bar{t})} \left[1 - \frac{\bar{h}^2}{(\bar{h} + x^* \bar{t})^2} \right] \quad (6)$$

şeklini alır. Burada $\bar{P}=P/P_1$, $\Delta\bar{P}=\Delta P/P_1$ boyutsuz basınç ifadelerini, $\bar{t}=t/e$, $\bar{h}=h/e$ ve $x^*=x/L$ ise boyutsuz geometrik büyüklükleri göstermektedir.

Piston geometrik büyüklüğü olan r esas alınarak da boyutsuz büyüklükler tarif edilebilir. Burada (6) denkleminin değişmemekle birlikte basınç dağılımı, yeni boyutsuz büyüklüklerle değişiklik gösterecektir. Bu boyutsuz büyüklükler;

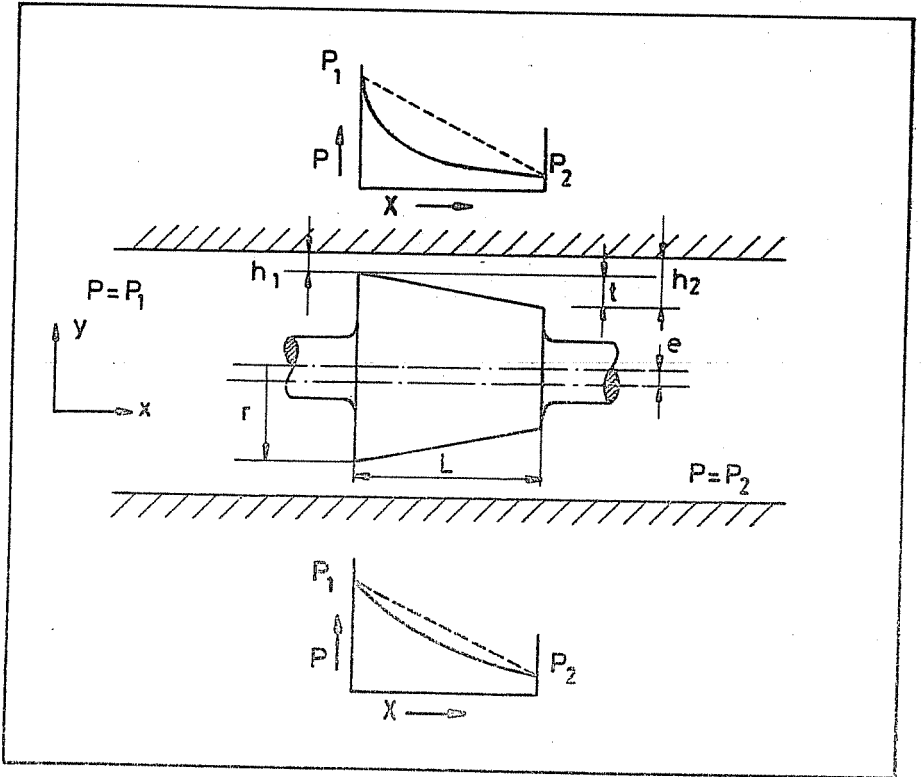
$$h^* = h/r$$

$$t^* = t/r$$

$$e^* = e/r$$

(7)

şeklinde tarif edilmiştir.

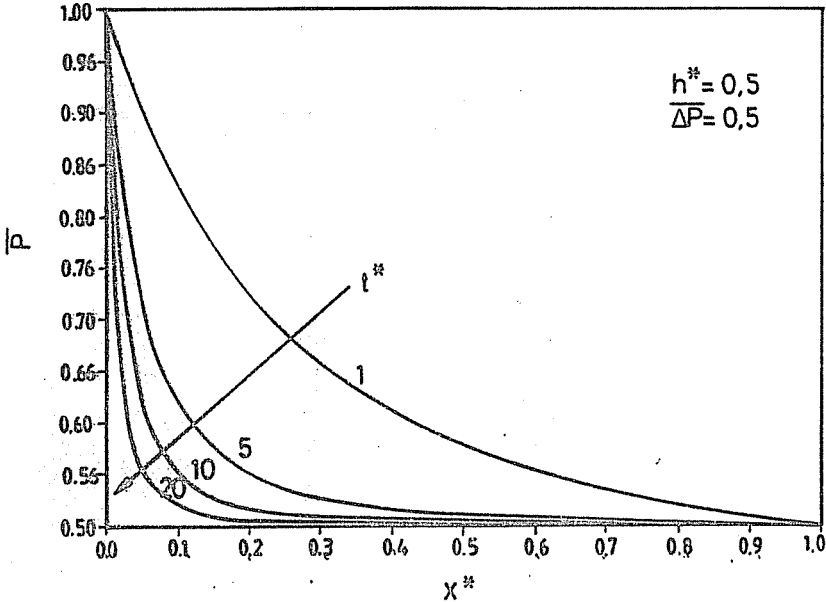


Şekil 4. Eksantrik konik piston.

3. TEORİK NETİCELER VE İRDELEME

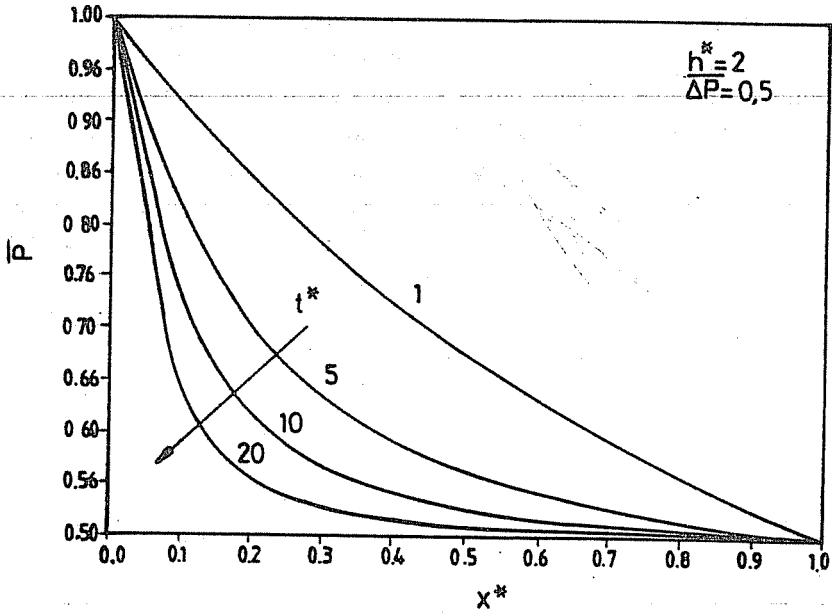
Pistonun radyal ve eksenel kuvvet analizinde son derece önemli bir parametre olan radyal aralıktaki basınç, değişik geometrik büyüklüklere göre teorik olarak incelenmiştir. Burada, boyutsuz parametreler değiştirilerek, radyal aralıktaki akışkan basıncının piston uzunluğu boyunca nasıl değiştiği araştırılmıştır.

Şekil-5 değişik boyutsuz yüzey eğiminde basıncın piston uzunluğunda değişimini vermektedir. Burada minimum film kalınlığı $h^*=0.5$ basınç farkı ise $\overline{\Delta P}=0.5$ olarak alınmıştır. Şekilden de görüleceği gibi \overline{P} , 0 ile 1 arasında değişen boyutsuz bir parametredir. Verilen büyük basınç P_1 'e göre P_2 'ye kadar x^* boyunca parabolik bir değişim göstermektedir. Boyutsuz eğim t^* 1'den 20'ye kadar değiştirilmiştir. Tespit edilmiş bir eksantriklikte (e) t^* 'in artması konikliğin artması anlamını taşımakta olup, büyük eğimli yüzeylerde pistonun büyük kenarına yakın bölgede basınç aniden düşüş göstermektedir. Bu, radyal aralığın daha fazla açıldığı ve basınç kaybının arttığı anlamını taşımaktadır. t^* 'in değeri arttıkça, basınç düşüşü piston ortalarında ancak olmaktadır. Bu durumda yine beklenen bir davranış sergilemektedir. $\overline{\Delta P}=0.5$ olduğundan \overline{P} 'nin $x^*=1$ 'e yaklaştıkça çıkıştaki basıncın $\overline{\Delta P}$ 'ye eşit olacağı bilinmektedir. Boyutsuz yüzey eğimi olarak 5 ve daha büyük değerler alındığında, piston uzunluğunun %30'dan daha büyük uzunluklarda basınçta bir değişiklik söz konusu olmamaktadır. Bu da piston tasarımı ve sistem performansı açısından arzu edilen bir durum değildir.



Şekil 5. Radyal aralık basınç dağılımı.

Şekil-6, aynı basınç farkında film kalınlığı arttığında basınç dağılımının değişik yüzey eğiminde x^* ile değişimini vermektedir. Görüldüğü gibi film kalınlığı $h^*=2$ değerini aldığı için $t^*=1$ için basınç değişimi lineere çok yaklaşımaktadır. Film kalınlığının artması viskoz akışkanda rahatlamaya neden olacak ve kavitasyon etkisi de kendisini gösterecektir. Paralel yüzeyli fakat eksantrik yerleştirilmiş piston davranışı elde edilecektir. t^* 'in artması parabolik basınç dağılımı verecektir. Bu eğri gruplarından faydalanılarak herhangi bir x^* değerinde piston üst yüzeyi ile gövde iç yüzeyindeki basınç değeri tahmin edilebilmektedir.

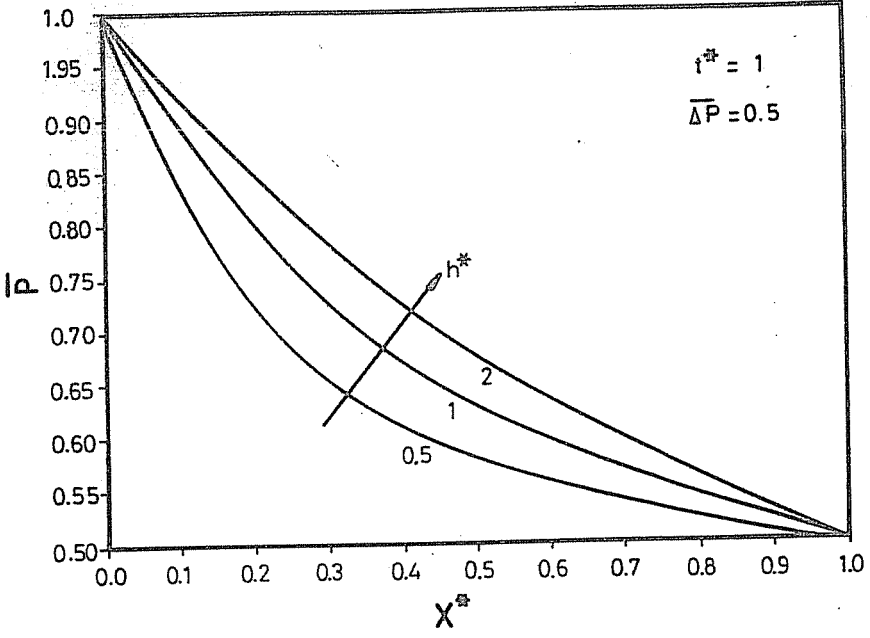


Şekil 6. Radyal aralık basınç dağılımı.

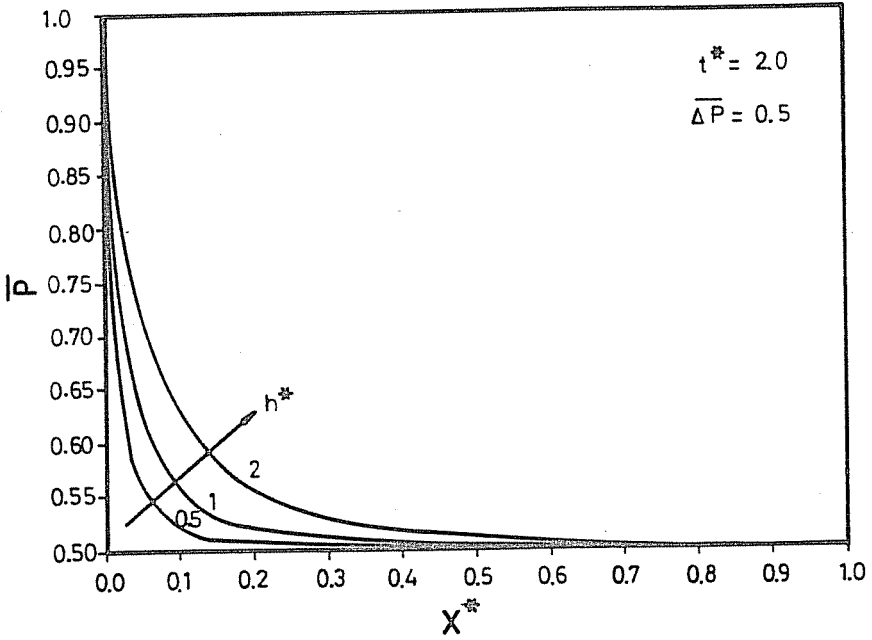
Şekil-7'de, değişik film kalınlıklarında basınç dağılımı incelenmiştir. Burada $t^*=1$ ve $\overline{\Delta P}=0.5$ alınarak üç değişik h^* değerinde basıncın x^* ile değişimini analiz edilmiştir.

Film kalınlığının azalması, basıncın piston başlangıcında büyük, piston ortasından itibaren de küçük değerler almasına neden olmaktadır. Şekil-8 ise aynı film kalınlıklarında yüzey eğimi 20 kat artırıldığında durumu vermektedir. Buradan da görüleceği gibi basınç pistonun büyük kenarına yakın tarafa yoğunlaşmakta küçük kenara doğru radyal aralık açıldığında basınç düşüşü çok büyük değerlere çıkmaktadır. Başka bir ifadeyle, piston uzunluğunun yaklaşık %10-20 kadarlık kısmında basınç $\overline{\Delta P}$ 'ye erişmektedir.

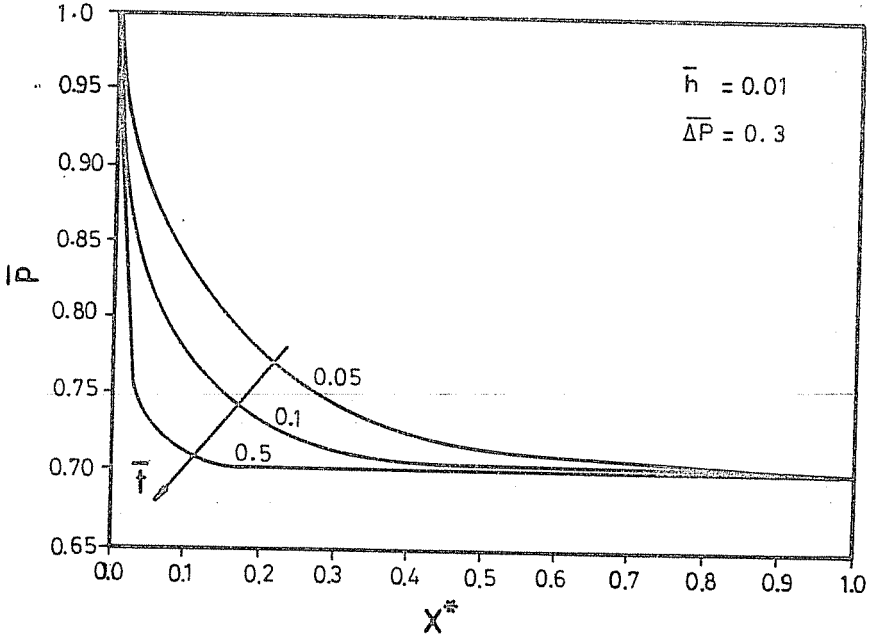
Boyutsuz parametrelerde piston yarıçapı r kullanılarak analiz tekrar edilmiş ve basınç dağılımının genel durumu elde edilmiştir. Şekil-9 verilen bir film kalınlığında $\overline{\Delta P}=0.3$ için üç değişik yüzey eğiminde \overline{P} ile x^* 'in değişimini vermektedir. Şekilden de görüleceği gibi



Şekil 7. Radyal aralık basınç dağılımı.



Şekil 8. Radyal aralık basınç dağılımı.

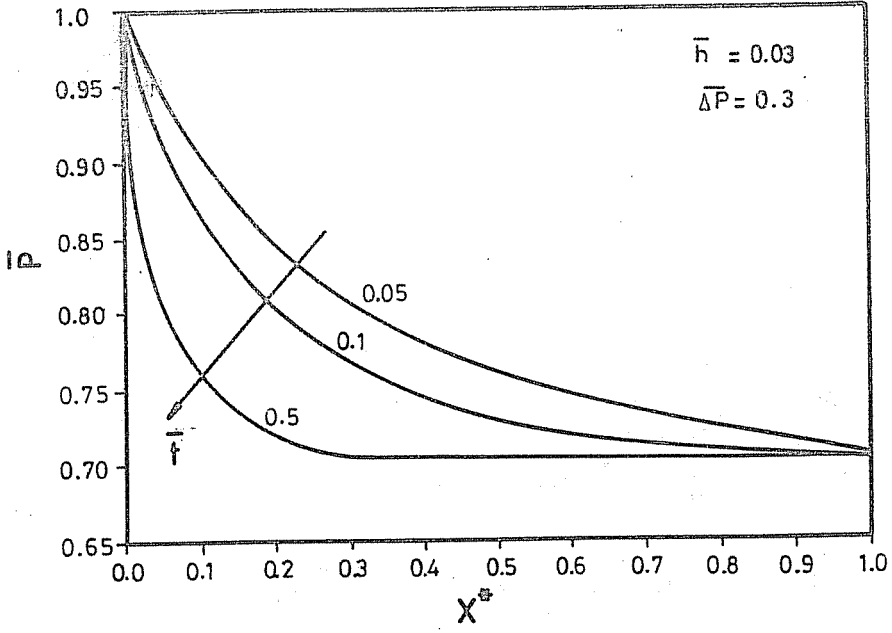


Şekil 9. Radyal aralık basınç dağılımı.

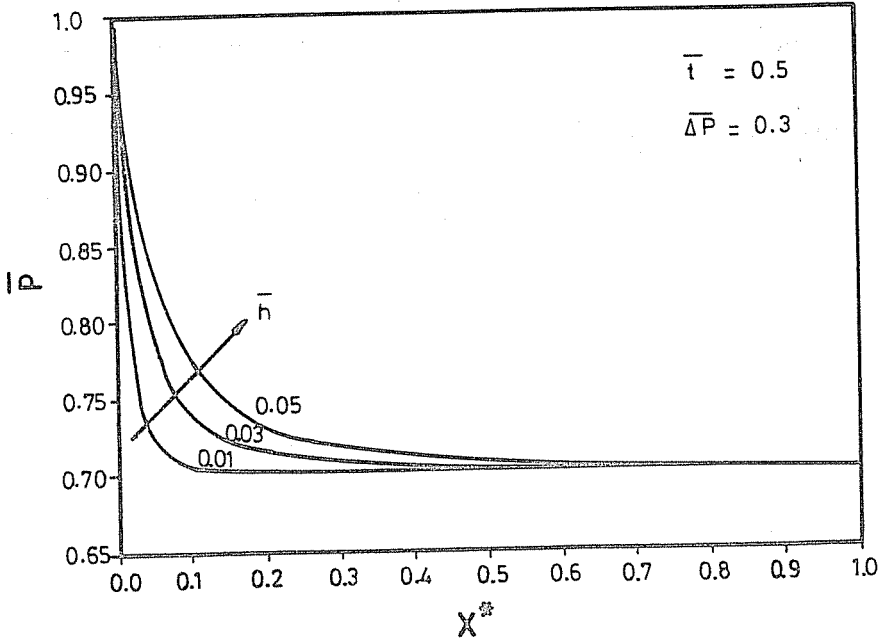
\bar{t} 'nin çok küçük değerinde bile parabolik basınç dağılımı elde edilebilmektedir. Artan eğim, önceki analizde de görüldüğü gibi basınç düşüşünü hızlandırmaktadır. $\bar{\Delta P} = 0.3$ değerinde tespit edildiğinden, \bar{P} en fazla 0.7 değerine kadar düşebilmektedir. Şekil-10'da $\bar{h} = 0.03$ alınarak basınçtaki değişim incelenmiştir. Bu durumda basınç düşme hızı azalmış ve parabolik davranış gözlenmiştir.

Tespit edilmiş yüzey eğimi ve basınç farkında değişen film kalınlığı etkisi de araştırılmış ve Şekil-11 ve 12'deki dağılım elde edilmiştir. \bar{t} ve \bar{h} 'ın birlikte değerlendirilmesi sonucunda, incelenen parametreler piston yarıçapı r ile orantılı büyüklükte olduklarından, pistonun başlangıç kısmında (büyük basıncın etkili olduğu büyük kenar kısmı) basınç çok hızlı bir şekilde düşmekte ve piston uzunluğunun büyük bir kısmında hemen hemen sabit kalmaktadır. Bu basınç dağılımları dikkate alınarak koniklik, eksantriklik ve piston ana boyutu r arasında uygun ilişki belirlenip piston-silindir tasarımı yapılmaktadır. Gereğinden fazla kuvvet doğuracak basınç oluşumu pistonun gövde içerisinde eksenel hareketine mani olacak, hatta radyal yönde kilitlenmeye (metal-metal kaynaması da denebilir) neden olacaktır.

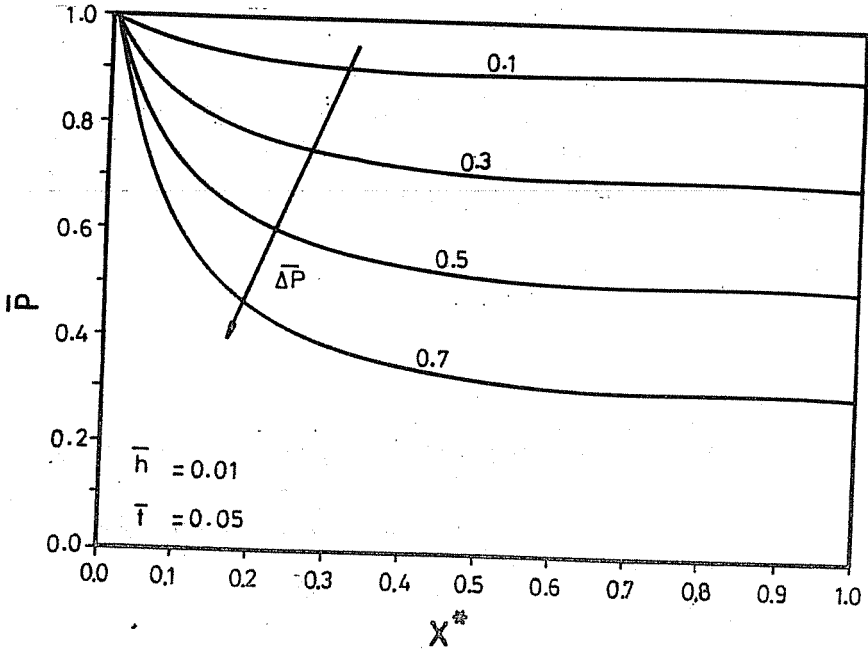
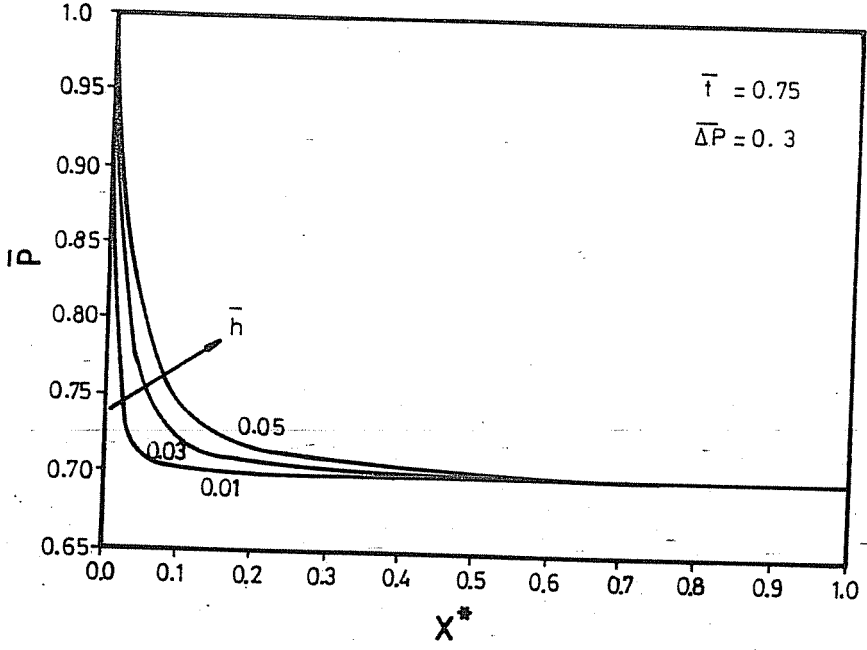
Şekil-13 değişik eksenel basınç farkı $\bar{\Delta P}$ değerlerinde seçilen yüzey eğimi ve film kalınlığında basıncın uzunluk boyunca değişimini vermektedir. Basınç farkının artması basıncın ani düşüşünü de beraberinde getirdiği bu şekilden net bir şekilde görülebilir.



Şekil 10. Radyal aralık basınç dağılımı.



Şekil 11. Radyal aralık basınç dağılımı.



4. SONUÇ

Yapılan teorik analizden eksantrik yerleşmiş pistonların yüzeyleri düzgün değilse, beklenmedik hidrolik radyal ve aksenal kuvvetler etkisinde pistonun gövde içinde kilitlenmeye kadar giden düzgünsüzlüklere neden olacağı görülmüştür. Geliştirilen boyutsuz modelle, piston uzunluğu boyunca basınç dağılımı tahmin edilebilmektedir. Uygun piston yarıçapı, eksantriklik, koniklik ve film kalınlığı seçimi ile pistonun; kilitlenme olmadan, uygun yağ filmi oluşturarak metal-metal temasını da önleyecek biçimde, gövde içinde hareket edip akışkan kontrolünü yapabileceği sonucuna varılmıştır.

5. SEMBOLLER

F	Radyal kuvvet
L	Piston uzunluğu
P	Basınç
\bar{P}	$=P/P_1$ Boyutsuz basınç
Q	Debi
e	Piston eksantrisitesi
\bar{e}	$=e/r$ Boyutsuz eksantrisite
h	Radyal açıklık
\bar{h}	$=h/r$ Boyutsuz radyal açıklık
h^*	$=h/e$ Boyutsuz radyal açıklık
t	Radyal piston eğimi
r	Piston yarıçapı
\bar{t}	$=t/e$ Boyutsuz eğim
t^*	$=t/r$ Boyutsuz eğim
x^*	$=x/L$ Boyutsuz aksenal koordinat
q	Kaçak akışkan miktarı
η	Yağ dinamik viskozitesi

6. KAYNAKLAR

1. Henke,R.W., *Fluid Power Systems, Hydraulics and Pneumatics Magazine, USA* 1985.
2. Schmitt,A., *Endüstriyel Hidrolik Eğitimi, Hidropar A.Ş. , Çev. Aykun, H. , 1981.*
3. Koç,E. ve Şahin,B., *Hidrolik Yön Denetim Valflerinin Dinamik Davranışı-Teorik Analiz, Ç. Ü. Müh. Mim. Fak. Dergisi, 7, 1, 65-78, Haziran 1992.*
4. Blackburn,J.F., *Contributions to Hydraulic Control - 5 Lateral Forces on Hydraulic Pistons, Trans, ASME, 75, 1175-1180, 1953.*
5. Monhaim,J. and Sweeney,D.C., *An investigation of Hydraulic Lock, Proc. Inst. Mech. Engrs. , 169, 865-880, 1955.*

6. Dransfield,P., Bruce,D.M. and Wadsworth,M., *Hydraulic Lock, Proc.Inst. Mech. Engrs.*, 182, Pt1, No 27, 595-602, 1967-1968.
7. Blackburn,J.F., Reethof,G. and Shearer,J. L., *Fluid Power Control, MIT Press*, 278-296, 1972.
8. İnal, M. ve Gediktaş, M., *Hidrolik Kontrol Valflerinde Çalışma Kuvvetleri, II. Ulusal Makina Teorisi Sempozyumu, 22-24 Eylül 1986 ODTÜ, Gaziantep.*

PLAZMA VE GAZ NİTRÜLENMİŞ ÇELİKLERİN YORULMA DAVRANIŞLARININ İNCELENMESİ

Mehmet Baki KARAMIŞ ve Eyyup GERÇEKÇİOĞLU
Erciyes Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Kayseri / Türkiye

ÖZET : Bir mamül parçanın yorulma davranışını etkileyen en önemli faktör mikroyapı ve yüzey özellikleridir. Dolayısıyla özellikleri değiştiren her işlem, yorulma özelliğini de etkiler. Hareket eden önemli parçaların erken deforme olmamaları için uzun kullanım ömrüne göre metallurjik olarak dizayn edilmiş olmaları gerekir.

Gaz nitrürleme sonucu oluşan beyaz tabaka yapısının yorulma mukavemeti üzerinde önemli etkiye sahip olduğu görülür. γ' - Fe_4N bileşik tabaka en iyi netice verirken ϵ ve γ' / ϵ karışık tabaka yapısının kırılğan bir özelliğe sahip olması sebebiyle yorulma mukavemetini kötüleştirdiği anlaşılmıştır. Bu karışık, kalın ve heterogen (gaz nitrürleme durumunda) bileşik tabaka, γ'/ϵ , farklı kafes yapıları arasındaki geçiş bölgelerinde yüksek iç gerilmeler içerir. Bu ise hafif bir dış basınca maruz kalması durumunda mikroyapıda çatlaklar için başlangıç noktasını teşkil eder. Bundan dolayı da malzemenin yorulma mukavemetini azaltırlar. Plazma nitrürleme sonrasında elde edilen tek fazlı bileşik tabakanın ise daha iyi özelliğe sahip ve özellikle 722M24 çeliğinden mamül dişli çark veya başka makina elemanlarının yorulma mukavemetini iyi yönde etkilediği belirlenmiştir.

Bu çalışmada nitrürlenmiş AISI 4140, AISI 4340, 722M24 ve Nitralloy 135M çeliklerinin yorulma mukavemetleri ve yorulma mukavemetine etki eden diğer özellikler incelenmiştir. Yapılan bu incelemelerde, nitrürlenmiş tabaka derinliğinin belli bir değere kadar artmasıyla yorulma mukavemetinin iyileştiği anlaşılmıştır.

THE ANALYSES OF THE FATIGUE PROPERTIES OF THE PLAZMA AND GASEOUS NITRIDED STEELS

ABSTRACT : Main factors affecting the fatigue performance of a part are its microstructure and surface properties. Therefore, every process altering the properties of the item also affect the fatigue properties. The parts moving should be metallurgically designed by considering the long life of them so that they are not damaged.

It was understood the white layer produced during the gaseous nitriding has important effect on fatigue life. While the γ' -Fe₄N compound layer (CL) gives result, it was understood that the γ' / ϵ mixed CL decreases the fatigue life of the parts due to the brittleness. This type CL includes high internal stress in transition zone between different lattices. Thus, the fatigue performance of component is decreased because it can be cracked by external forces easily.

On the other hand, the γ' CL produced by plasma nitriding has better performance than the mixed CL and it was determined that it improved the fatigue life of the machine elements such as gears manufactured from 722M24 steel.

In this study, the fatigue lives of the nitrided AISI 4140, AISI 4340, 722M24 and Nitralloy 135M steels and other properties affecting the fatigue performance were analysed. It has been determined that the fatigue lives of the nitrided parts are improved by the increasing of the nitrided cases depth.

1. GİRİŞ

Çeliklerin mekanik özelliklerinin iyileştirilmesinde ısı işlem en etkili ve en ekonomik yöntemdir. Isıl işlemle iş parçasının aşınma, yorulma, tokluk, korozyon direnci gibi, çalışma ömrünü etkileyecek kriterlere karşı yüzey ve mikroyapısı iyileştirilmiş olur. Sürtünerek çalışan makina elemanlarının yüzey özelliklerini, özellikle aşınma davranışını, iyileştirmeye yönelik, yüzeyin bileşimini değiştirerek (kimyasal ve termokimyasal) veya değiştirmeden (termal) uygulanan yüzey sertleştirme işlemleri çok çeşitlidir. Uygulama açısından da değişiklik arzeden bu işlemlerle esas gayeye kolayca ulaşılabılırken yüzeyin korozyon ve yorulma davranışı da büyük oranda etkilenir. Bazen bu özelliklerin bazılarında iyileşme görülürken bazılarında da iyi sayılamayacak etkiler ortaya çıkabilir.

Periyodik yüklemeler altında çalışan makina elemanlarının yorulma mukavemetlerinin, sürtünmeye karşı, çalışan parçaların ise aşınma dirençlerinin artırılmasında NH₃ gazının kullanıldığı gaz nitrüleme ve tuz banyolarında nitrüleme yöntemlerinden uzun seneler faydalanılmıştır. Halen bu yöntemler sanayide yaygın olarak kullanılmakla birlikte yakın geçmişte ileri ülke sanayilerinde başarılı bir şekilde kullanılmaya başlanılan Plazma (İyon) nitrüleme yönteminden de faydalanılmaktadır. Ancak bu nitrürasyon işlemleri arasında bazı farklılıklar vardır. Söz konusu farklılıklar işlem süresi, elde edilen bileşik tabaka (veya beyaz tabaka) kalınlık ve yapısı, nitrüleme sonrasında yüzey bitirme işlemi gerektirip gerektirmediği v.b. gibi hususlardadır.

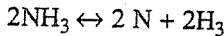
Termokimyasal bir yüzey sertleştirme metodu olan nitrürasyon ile elde edilen diffüzyon tabakasının özellikleri işlem yöntemine göre farklılık arzeder. Özellikle nitrüleme sonucu diffüzyon tabakasının üzerinde oluşan beyaz tabakanın faz yapısı ve kalınlığı yüzeyin mekanik özellikleri üzerine önemli etkiye sahiptir (1, 2). Sertleşen tabaka derinliği ve sertlik dağılımı yüzeyin aşınma davranışı kadar yorulma özelliklerini etkileyen

önemli bir faktör olarak karşımıza çıkar. Bu faktörler ise işlem sıcaklığı, süresi ve ortamını ayarlayarak kolayca kontrol edilebilir (3, 4). Nitrürlenmiş çeşitli çeliklerin yorulma davranışı üzerine nitrüleme şartlarının ve yüzeyin mikro yapısının etkileri araştırılmış ve halen araştırılmaya devam edilmektedir (5). Nitrürlenmiş tabaka ve matrisdeki iç gerilme farklılıklarının sebep olduğu yorulma etkilerini azaltmak için kuşkusuz iç gerilme farklılıklarını asgariye indirmek gerekir. Bu ise malzemenin nitrürasyondan önce, özellikle alaşımli takım çeliklerinde, sertleştirilerek nitrür tabakasının desteklenmesi ile sağlanabilir. Bu bakımdan yorulma özelliklerinin iyileştirilmesinde nitrülenecek malzemenin mikro yapısı, nitrür tabakası kadar önem arzeder. Bu çalışmanın amacı, yaygın olarak kullanılmakta olan gaz ve plazma nitrüleme yöntemleriyle elde edilen sert tabakaların yorulma davranışlarını incelemektir.

2. GAZ VE PLAZMA NİTRÜLEME METODLARININ PRENSİPLERİ

Nitrürasyon bir yüzey sertleştirme işlemi olup, uygun bir nitrüleme sıcaklığında (ferritik çelikler Ac1 altında) azot gazıyla temasta olan iş parçasının yüzeyine bu gaz iyonlarının diffüze edilmesi işlemidir. Bu işlemde tavlama gerek yoktur. Tüm sertleşebilir çelikler nitrüleme öncesinde sertleştirilir ve temperlenir. Temperleme sıcaklığı yeterli yükseklikte ve nitrüleme sıcaklığından 30-40°C aşağıda olmalıdır (6). Nitrüleme öncesi parçalar kirililiklerden iyi bir şekilde arındırılarak nitrüleme odasına yerleştirilir. Parçanın nitrülenmesi istenmeyen kısımları elektrolitik (Cu, Sn veya Ni) ile veya uygun bir kaplama ile örtülür. Parça, nitrüleme sıcaklığına belli bir zaman aralığında (kütlesine göre) ısıtılıp, o sıcaklıkta uzun süre nitrürendikten sonra 150°C' nin altına kadar soğutulur ve dışarı alınır.

Nitrüleme işleminde amonyak gazı aşağıdaki reaksiyona göre uygun bir mertebede ayrışır.



Amonyak gazından ayrışan azot çok aktiftir. Bu azot, yüzey tabakasında teşekkül eden nitrürler, demir ve alaşım elementleri ile belirli bir uyum içerisinde dirler. Oluşan nitrürler, tabaka içerisine ince taneli bir halde yayınırlar ve çelik yüzeyinde maksimum sertlik oluştururlar (7) Gaz nitrürasyonu 490 - 540°C sıcaklık aralığında ve 0.2-0.7 mm arasında sertleşme derinliği gerektiren parçalar için kullanılır. Sıcaklık ve basınç gibi işlem parametreleri otomatik olarak kontrol edilebilmektedir.

Yeni bir metod olan " Glow deşarjında " nitrüleme (Plazma veya İyon nitrüleme) yöntemi bazı avantaj ve özellikleri sebebiyle klasik nitrürasyon (banyo, gaz ve toz nitrüleme) işlemlerinden farklılıklar arzeder. Plazma nitrüleme işlemi malzemeye kazandırdığı mekanik özellikleri neticesinde gelişmiş birçok ülkede halen kullanılmaktadır. Aşınma problemiyle beraber, eğilme, burulma gibi kompleks yüksek dinamik gerilmelere maruz kalan makina elemanlarının sert, aşınmaya dirençli, sünek,

yüzey tabakasının tahribata karşı da dirençli olmaları istenir. Plazma nitrürleme işlemi prensip olarak galvanik kaplamaya benzer, fakat burada katoda kaplama malzemesi, anod ve katod arasındaki akım taşıyıcı ortam tarafından sağlanır (7, 8).

Plazma nitrürleme işlemi 450-590 °C sıcaklıklar (ferritik çelikler için 450 °C üzerinde) arasında yapılır (3, 6). İyonitrürleme ünitesi Vakum fırını, Elektrik güç donanımı, Gaz donatım sistemi, ve vakum pompasından meydana gelmektedir. Ayrıca yardımcı elemanlar olarak bazı ölçüm cihazları mevcuttur (9). Plazma nitrürlemede akım taşıyıcı ortam, vakum fırınındaki düşük basınçlı (1-10 mbar) azot gazıdır. Azottan başka gazlar (NH_3 , N_2/H_2 gibi) da olabilir. İçeriye gönderilen gaz yüksek DC voltaj (500-1500 V) altında iyonize edilerek, gerekli elektriksel iletkenlik sağlanmış olur. İşlem süresi normalde 10 dak.-30 saat arasında olmasına rağmen arzu edilen nitrürleme tabaka kalınlığına göre bu süre daha da arttırılabilmektedir. Konunun detayları literatür (9)'da verilmiş olduğundan burada özet bilgi verilmekle yetinilmiştir.

Yüzey özelliklerini iyileştirmek amacıyla nitrürleme her malzemeye uygulanamaz. Nitrürlenmiş malzemelere işlem sonrası su verme uygulanmadığından malzeme sert nitrür yapıcı elementler ihtiva etmek zorundadır. Nitrürleme bugün bütün üretim kademelerinde yeterli nitrür yapıcı elementler içeren çelik ve dökme demir malzemelerle sinterlenmiş demir alaşımlarına uygulanabilmektedir (6). Ayrıca Ti gibi hafif metaller ancak çok ince sertleşmiş tabaka oluşturan nitrürasyon malzemesi olabilir.

Al, Cr, Mo, V gibi ticari çeliklerde kullanılan alaşım elementleri nitrür oluşturmaları sebebiyle nitrürasyon işleminde en etkili elemanlardır. Bunlar nitrürleme sıcaklıklarında kararlı haldedirler. Nitrür teşekkül edici olarak Mo ilavesi nitrürasyon sıcaklığında kırılabilir riskini azaltır. Ni, Cu, Si ve Mn gibi diğer alaşım elementleri nitrürleme karakteristikleri üzerine daha az etkiye sahiptirler. Al çok kuvvetli nitrür teşekkül edici elementtir. Bu etki özellikle Al içerikli çeliklerde (% 0.85-1.5 Al) daha iyi görülür (7) ve çok iyi nitrürasyon sonuçları sağlar. Cr içeriği yeterli miktarda ise benzeri sonuçlar Cr içerikli olanlarda da sağlanır.

3. PLAZMA VE GAZ NİTRÜRLENMİŞ ÇELİKLERİN YÜZEY ÖZELLİKLERİ

Nitrürasyon işlemi ferritik termokimyasal bir işlemdir. Nitrürleme işlemlerinde Fe-N faz denge diyagramından faydalanılır. Nitrürleme yönteminin seçimi ve uygulanması bazı faktörlere bağlıdır. Nitrürleme işlemleriyle elde edilen yüzey tabakaları ortak bir karaktere sahiptirler. Bu tabakalar çoğu kez birkaç μm kalınlıktaki bileşik (beyaz) tabaka ve altındaki diffüzyon tabakasından ibarettir.

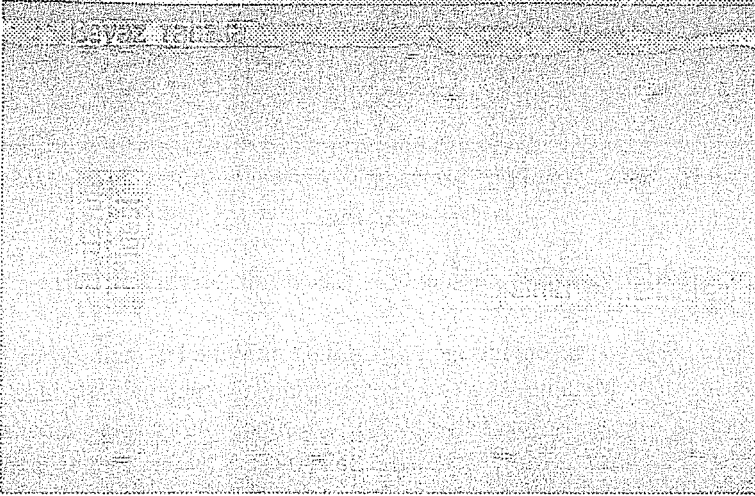
3.1 Deneysel Çalışma ve Tabaka Özelliklerinin Belirlenmesi

İngiltere Birmingham Üniversitesi Metalurji Laboratuvarları'ndaki 20 kW lık plazma nitrürleme ünitesi kullanılarak yapılan deneysel çalışmalarda, sertleştirilmiş ve

PLAZMA VE GAZ NİTRÜLENMİŞ ÇELİKLERİN YORULMA DAVRANIŞLARI

temperlenmiş 722M24 (En40B) çeliğinden kesilerek, 50 mm uzunlukta ve 25 mm çapında numuneler hazırlanmıştır. Sıcaklık ölçümü için numune eksenine 5 mm çapında ve 30 mm uzunluğunda delik açılmıştır.

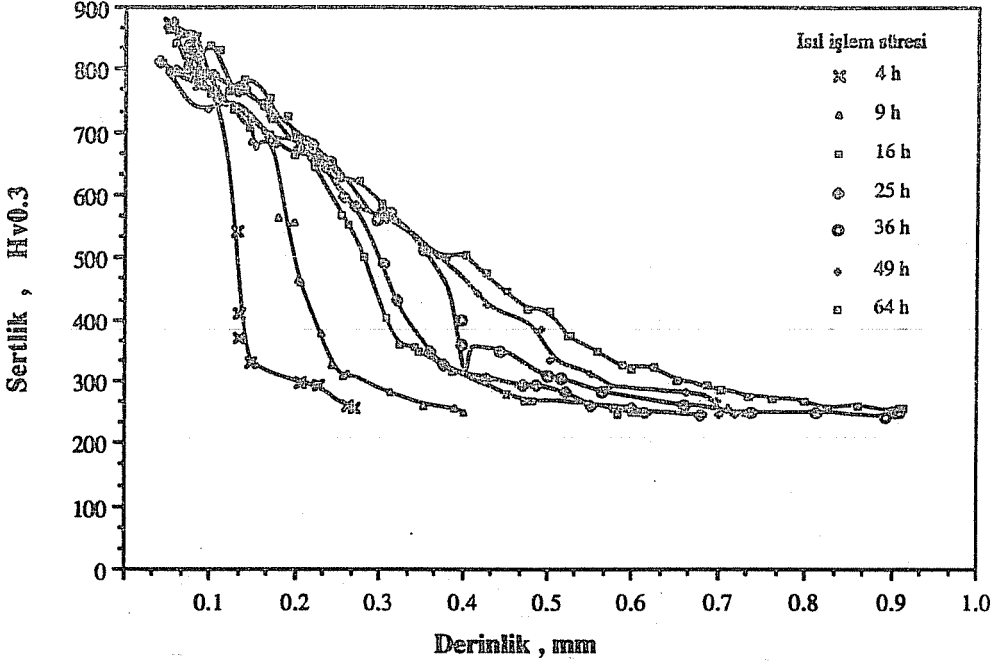
Plazma nitrüleme işlemi 2.5 mbar basınç, 570 °C işlem sıcaklığı ve 4, 9, 16, 25, 36, 49 ve 64 saate kadar değişik işlem sürelerinde ve bozunmuş amonyak gaz atmosferinde yapılmıştır. Nitrülenen numuneler parlatma ve dağlama işleminden sonra mikroskopik incelemeye alınmıştır. Bu incelemede malzeme yüzeyinde beyaz tabaka kalınlığı 9.93 μm , etkili sertlik derinliği 0.40 mm, toplam tabaka derinliği 0.91 mm olarak ölçülmüştür (Şek.1). Değişik sürelerde nitrülenen numunelere ait sertlik dağılımı Şekil 2' de verilmiştir.



Şekil 1. Nitrüleme sonrasındaki düşük alaşımlı çeliğin metallografik yapısı (Plazma nitrüleme, 570 °C, 100 h) (büyütme x 360).

Şekilden izlenebileceği gibi nitrüleme süresi arttıkça tabaka derinliği de artmakta, ancak yüzey sertliği düşmektedir. Örneğin 4 saat süreyle nitrülenmiş numunenin sertleşen tabaka derinliği yaklaşık 870 HV_{0.3} civarında iken 64 saat süreyle işlem görmüş numune 0.80 mm derinlik ve 800 HV_{0.3} civarında yüzey sertliğine sahiptir.

Nitrüleme işlemlerindeki sıcaklık kademelerinde çözünen azot miktarı % 0.1 gibi bir değerdedir. Bu orandan daha yüksek nitrogen miktarında tek fazlı, γ '-Fe₄N bileşik

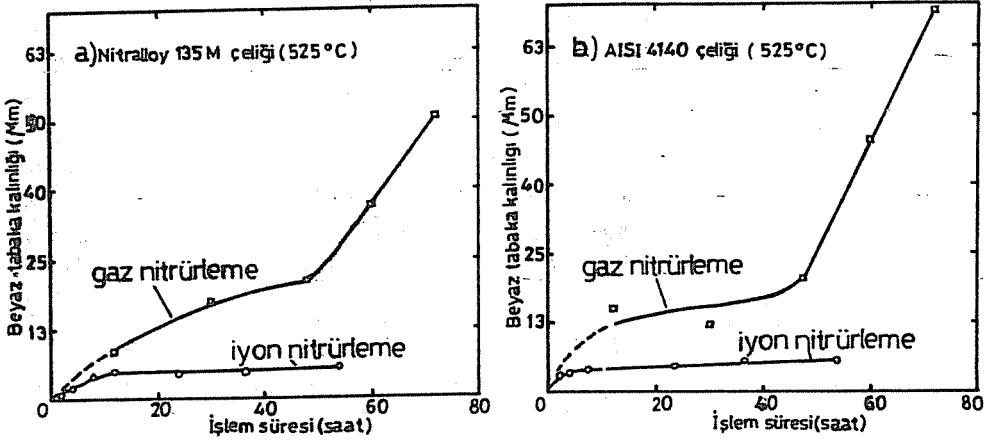


Şekil 2. 722M24 çeliğinin 570 °C'deki mikrosertlik eğrileri.

tabaka oluşur, % 6' yı geçen nitrogen miktarında ise yine tek fazlı ϵ - $Fe_{2.3}N$ bileşik tabakası oluşur (10). Metallurjik olarak bu tabakalar mikroskop altında incelendiğinde "Bileşik Tabaka" veya "Beyaz Tabaka" adı verilen bir yüzey tabakası olarak görülürler. γ '- Fe_4N fazı yüzey merkezli kübik, ϵ - $Fe_{2.3}N$ fazı ise hegzagonal kafes yapısına sahiptirler (Source Book on Nitriding). Nitrürasyon sırasında beyaz tabaka kalınlık artışı ile azotun çeliğe daha fazla diffüze olması aynı zamanda gelişir. Çözünübilirlik sınırı azaldığında, nitrürler tane sınırlarında ve belli kristal düzlemleri boyunca çökelirler (7, 10). Al, Cr, Mo gibi alaşım elementleri nitrür oluşturma görevi görürler. Azot C ile birlikte yine yaklaşık % 0.5 C ilavesiyle, ϵ karbonitrür oluşturabilmektedir. Plazma ve gaz nitrüleme işleminde elde edilen bileşik tabaka kalınlıkları birbirinden farklıdır. Örneğin Şekil 3'de sırasıyla 135M ve AISI 4140 çeliklerinin plazma ve gaz nitrüleme işleminde işlem zamanına bağlı olarak beyaz tabaka kalınlıklarındaki artış görülmektedir. 530 °C 'de 16 saatlik plazma nitrüleme işleminde, beyaz tabaka kalınlığı yaklaşık 4 μm 'dir. Çok uzun işlem zamanlarında dahi yaklaşık 8 μm ' yi geçmez. İnce ve γ ' - Fe_4N faz yapısındaki bu tabaka diğerleri arasında en sünek olanıdır. Bu, yüzey tabakasının sünekliği için çok önemlidir. Oysa

PLAZMA VE GAZ NİTRÜLENMİŞ ÇELİKLERİN YORULMA DAVRANIŞLARI

505 °C'de 48 saatlik bir gaz nitritleme işleminde elde edilen bileşik tabaka kalınlığı 10 µm dir. Bu değer sıcaklık ve zamana bağlı olarak 25 µm veya daha yukarı değerlere çıkabilmektedir. Şekillerden izlenebileceği gibi işlem zamanı arttıkça, beyaz tabaka kalınlığı gaz nitritlemede hızlıca artarken plazma nitritlemede yaklaşık 10 saatten sonra hemen hemen sabit kalmaktadır. Ayrıca gaz nitritleme yöntemiyle elde edilen bileşik tabakalar, kullanım için istenilen özelliği vermediği gibi, karışık faz yapısına (γ' + ϵ) sahip olmalarından dolayı da daima kırılığandır. Şekil 1'den de görülebileceği gibi diffüzyon tabakasında tane sınırlarına çökelmiş ve beyaz tabakayla aynı yapıya sahip demir nitritler mevcuttur. Düşük nitritleme sıcaklıklarında bu çökelmelerin daha ince olması, bölgenin sertliğini artırırken, yüksek işlem sıcaklıkları daha kaba nitritlerin oluşmasına sebep olur ve yüksek sıcaklıklarda düşük sertlik elde edilir.



Şekil 3. Zamanın fonksiyonu olarak beyaz tabaka kalınlıklarının değişimi (11).

Vakum ve glow deşarj teknikleri, işlem gazındaki azot ve karbon potansiyelinin kontrol ve ayarlanmasını mümkün kılar. Böylece plazma nitritleme yoluyla elde edilen bileşik tabaka kalınlığının istenilen miktarda olması sağlanabilir. Plazma gaz atmosferinin kontrol edilmesi yani N_2 / H_2 oranı ve basıncının ayarlanmasıyla beyaz tabakasız bir sertleşmiş tabaka elde etmek mümkündür. Bunun için karışım gazındaki azot miktarının azaltılması yoluna gidilir ve beyaz tabakasız bir yüzey elde edilebilir (4).

Demir nitrit ($\gamma' - Fe_4N$), alaşım elementlerinin nitritleri veya alaşım elementlerinin karbonitritleri gibi katı çözeltilerde azot içerir. Diffüzyon tabakasının şekil değiştirebilirliği artan sertlik ve artan tabaka kalınlığı ile azalır. Ayrıca bu tabaka kalınlığı çelik cinsine, işlem zamanına ve sıcaklığına bağlıdır. Diffüzyon tabaka yapısı nitritleme yöntemlerine göre de değişebilmektedir.

Gaz nitritleme işlemi tane sınırlarına yakın bölgelerde kuvvetli nitrit (nitrit çökeltileri

ve tane sınırlarındaki karbonitrürler) oluşum sağlar. Tane sınırlarındaki bu nitrürler, daha önce açıkladığımız gibi, kırılma bir etkiye sahiptirler. Ancak bunlar gaz karışımlarının kontrol edilebildiği bir plazma nitürleme işlemiyle önlenir.

Nitrürleşmiş tabaka ve malzeme matris'i geçiş bölgesinde karbo-nitrit çökelmeleri meydana gelerek kromca zengin fakat sertleşmemiş bir nitrit çökelmeleri oluşur. Sertleşmemiş krom nitrit parçacıklar bölgenin sertliğini düşürür (3). Gaz basıncı ve deşarj akımının yoğunluğunda oluşan nitür tabakasının büyüme miktarına önemli derecede etki etmektedir (12). İyon (plazma) nitürleme işlemlerinde akım yoğunluğu yaklaşık $0.5 * 10^{-3}$ - $3.0 * 10^{-3}$ A / cm² arasında değişmektedir (13).

4. NİTRÜRLENMİŞ TABAKA ÖZELLİKLERİNİN YORULMAYA ETKİLERİ

Dinamik olarak yüklenmiş makina parçaları (krank şaftlar, dişli çarklar gibi)'nın, aşınma direnci ve mukavemet karakteristiklerini iyileştirmek için çoğu kez yüzeyleri sertleştirilir. Bilhassa klasik ferritik termokimyasal gaz nitürleme işlemi Cr-Mo'li çeliklerden üretilmiş yatak elemanlarının yüzey tabakasının iyileştirilmesinde etkili olmaktadır. Bu işlem neticesinde yüzey sertliği ve yorulma mukavemetinin önemli derecede iyileştirilmesine rağmen, işlem ekonomik ve teknik yönden dezavantajlara sahiptir. Plazma nitürleme işlemi ise teknik, ekonomik ve çevresel şartlar bakımından gaz nitürlemeye göre avantajlara sahiptir. Bunun yanı sıra teknolojik açıdan da nitürleşmiş makina parçalarının ömrünün artırılmasında önemli rolü vardır. Bilhassa yorulma davranışı açısından ele alındığında da plazma nitürlemenin gaz nitürlemeden üstün olduğu yapılan çalışmalarda görülmüştür.

Nitrürleşmiş parçanın yorulma performansı malzemenin kimyasal bileşimine, yüzey sertliği artışına, çekirdek sertliği/mikro yapısına, tabakadaki mevcut yüksek gerilmelere (basma), ve tabaka derinliği gibi faktörlere bağlıdır (14, 15). Bu faktörler ve bunların yanı sıra nitürleşmiş AISI 4140, AISI 4340, Nitralloy 135M ve 722M24 çeliklerinin yorulma davranışları değerlendirilmiştir.

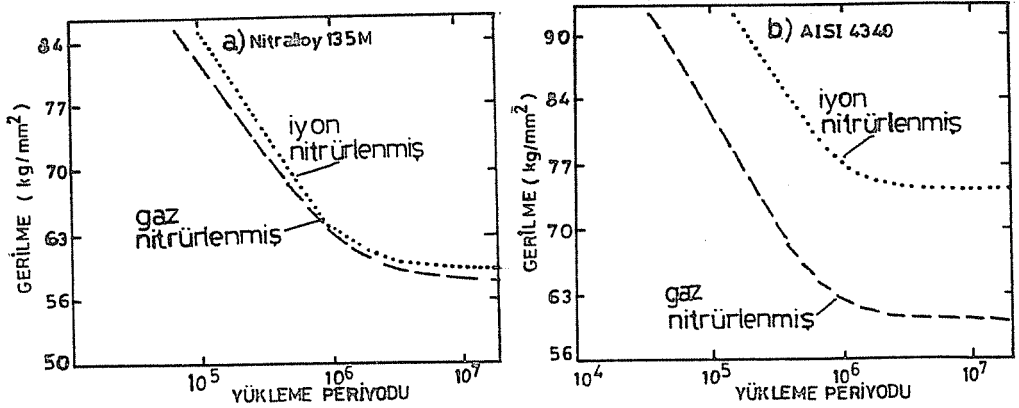
Tablo. 1. Ticari alaşımlı çeliklerin kimyasal bileşimi

Çelik	%C	%Mn	%P	%S	%Si	%Ni	%Cr	%M	%Al
AISI4140	0.43	0.84	0.014	0.023	0.27	0.020	0.98	0.20	-
AISI 4340	0.41	0.72	0.014	0.014	0.29	1.75	0.78	0.2	-
Nitr. 135M	0.42	0.64	0.011	0.011	0.36	-	1.60	0.32	1.18
722M24	0.28	0.56	0.010	0.014	0.28	-	3.32	0.52	

İş parçalarının yorulma kriterlerinin tesbitinde çoğu zaman Wöhler yorulma testleri yapılır. Bu parçalar kullanım esnasında kayma ve eğilme gibi bileşik gerilmelere ya da noktasal temas esnasında yorulma (16) olaylarına maruz kalmaktadırlar.

Yapılan incelemede 525 °C'de 7 saatlik gaz nitrüleme işlemine tabii tutulmuş AISI 4140 çeliğinin yaklaşık 600-700 Hv, AISI 4340 çeliğinin ise yaklaşık 600 Hv yüzey sertlik değeri verdiği görülmüştür (7, 10). Ancak sıcaklık arttıkça bu değerler düşüş göstermektedir. Gaz nitrürasyonundaki bu uzun nitrürasyon işlemlerine rağmen, plazma nitrüleme işlemlerindeki kısa zamanlı bir nitrürasyon işleminde dahi bu sertlik değerlerini elde etmek mümkün olmaktadır.

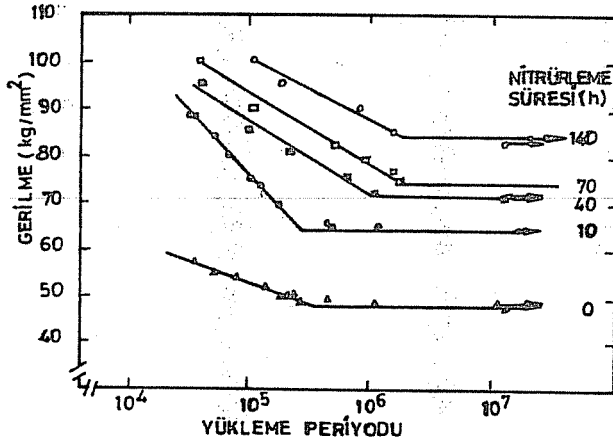
Genellikle iş parçasının yorulma durumunun kırılma merkezi olarak tabaka-çekirdek arasındaki bölge kabul edilmektedir (13). Ancak plazma ve gaz nitrüleme arasındaki yorulma karakteristiklerindeki fark az olmaktadır. Şekil 4.a ve b'de Nitralloy 135M ve AISI 4340 çeliklerine ait yorulma karakteristikleri görülmektedir. Yine 530 °C ve 24 saatlik plazma nitrülenmiş 722M24 çeliği ve buna benzer alaşımlı çeliklerin kullanım ömrü, 510 °C ve 90 saatte gaz nitrülenmiş olanlardan daha uzundur. Şekil 5'de 480 °C 'de plazma nitrülenmiş 722M24 çeliğinin değişik sürelerdeki yorulma eğrileri görülmektedir. AISI 4140 çeliğinden yapılmış olan iş parçalarında iyi bir yorulma mukavemeti sağlamak için iyon nitrüleme sonrasında tavlama ya da soğutmaya (su veya yağ) gerek yoktur.



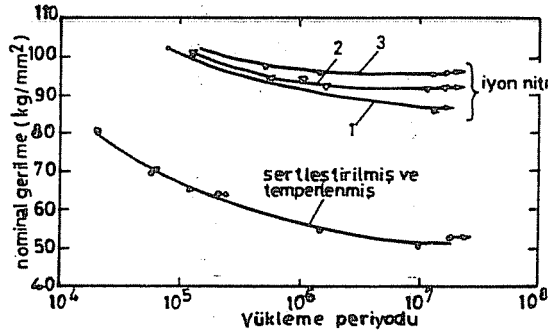
Şekil 4. Periyodik yükleme sayısı ile gerilme değişimi (13).

Şekil 1'de gösterildiği gibi beyaz tabaka ve difüzyon bölgesinden oluşan nitrülenmiş tabaka yapısı, bu tabakaların kalınlığı ve sertliği zorlanan malzemenin ömrüne etkili olan önemli faktörlerdir. Yüzeydeki beyaz tabaka yapısı nitrülenmiş malzemenin mekanik özellikleri üzerine önemli etkiye sahiptir. Beyaz tabakanın hangi fazda oluşacağı ise

nitürleme yöntemiyle yakından ilgilidir. Yüzeydeki bileşik tabaka tek fazlı γ' veya ϵ nitrid bileşik tabakasından ibaret ise önemli derecede mekanik özellikler iyileşir. Eğer $\gamma'+\epsilon$ (gaz nitürleme durumunda) gibi heterogen karışık fazlardan ibaret ise değişik kafes bölgelerinde yüksek artık gerilmeler oluşur, bunlar da uygulanan dış gerilmeler



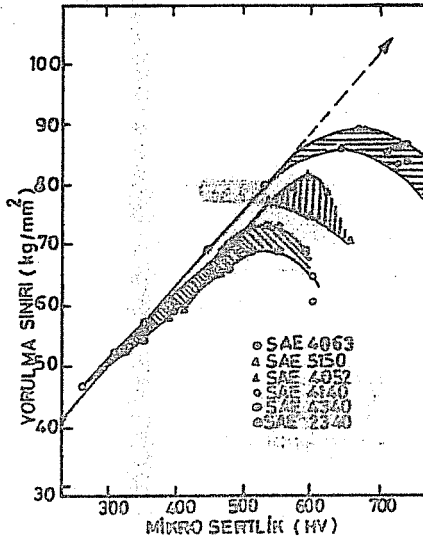
Şekil 5. Değişik sürelerde plazma nitürlenmiş 722M24 çeliğinin yük-gerilme değişimi (Nitürleme sıcaklığı 480 °C) (5).



Şekil 6. İyon nitürlenmiş, sertleştirilmiş ve temperlenmiş çeliğin yorulma dayanımı. 1)-BTK=5 µm, DTK=60 µm 2)-BTK=1 µm, DTK=80 3)-BTK=0 µm, DTK = 95 µm (Malzeme: 30 CrMoV9) (18).

PLAZMA VE GAZ NİTRÜLENMİŞ ÇELİKLERİN YORULMA DAVRANIŞLARI

sebebiyle mikro çatlaklara neden olur ki (17), böylece parçanın yorulma direnci olumsuz yönde etkilenir. Bileşik tabaka kalınlığının (BTK) yorulma dayanımına etkisi Şekil 6'da görülmektedir. Burada da görülebileceği gibi bileşik tabakasız bir yapı en iyi yorulma davranışı göstermektedir. Parçanın yüzey sertliği her iki metotta da belirli bir sıcaklık değerinden sonra düşüş göstermektedirler. Bunun yanı sıra nitrürasyon derinliği artmaktadır. Cr - Ni - Mo'li yüksek karbonlu düşük alaşımlı çeliklerde yapılan araştırmalarda optimum sertliğin 550 Hv (Şekil 7) olduğu kaydedilmektedir (5). Yorulma dayanımındaki müteakip düşüşler ise, içerik maddeleri ve metallurjik sapmalar sebebiyle oluşan daha yüksek sertlik ve mikro-gerilmelerdeki artışlara bağlanmaktadır. Ayrıca parça içerisindeki metal olmayan elemanlar nedeniyle yorulma çatlak olayının orijini teşkil eden "balık gözü" olayıyla parçanın kırılmasına neden olmaktadır (5).



Şekil 7. Çeliklerin maksimum yorulma dayanımı için optimum sertlik (5).

Gaz ve plazma nitrürlenmiş tabakalarının büyüme karakterlerinde önemli farklılıklar olduğu açıktır. Başlangıçta, plazma nitrüleme sırasındaki diffüzyon tabakasının büyüme hızı gaz nitrülemeylekinden daha büyüktür. Ancak çok uzun nitrüleme işlemlerinden sonra bu farklılıklar kaybolmakta ve her iki nitrüleme yöntemindeki diffüzyon tabakasının büyümesi parabol kaidesine uygun olarak tanımlanabilmektedir (19).

Bileşik tabaka altındaki diffüzyon bölgesinin sertliği çelikteki alaşım

elementlerine bağlıdır. Diffüzyon bölgesinin sertlik ve kalınlığı artarken, sünekliliği azalmaktadır. Tane sınırları boyunca teşekkül eden nitrit ve karbonitrit çöktürmeleri çok daha etkili olmaktadır. Yorulma özelliklerini iyileştirmede nitrürasyon ile elde edilen diffüzyon bölgesindeki artık makro ve mikro gerilmelerinde etkili olduğu ifade edilmektedir (20).

Gaz nitrürlemede kırılma sebepleri olan diffüzyon bölgesindeki nitrit çöktürmeleri, herhangi bir C ilavesi olmaksızın plazma nitrürlemeyle önlenmektedir (10, 21). Alaşım elementlerinin, azot diffüzyonunu engelleyici etki göstermelerinin sebebi, azotla beraber nitrür oluşturmalarıdır. C'nun da azotun diffüzyonuna karşı kuvvetli bir engelleyici etkisi vardır.

Mikroyapı, çeliğin nitrürlenebilirliğine aşağıdaki iki yolla etki eder. Yüksek oranda serbest ferritli mikroyapı azotun diffüzyonu için, düşük karbür içerikli bir mikroyapı ise, hem azotun diffüzyonu, hem de sertlik için uygundur. Karbür çökmesi tane sınırlarında başlar. Buralarda, diffüzyonu engelleyici etki ortaya çıkar. Nedeni ise diffüzyonun tane içlerine oranla sınırlarda daha hızlı yer alan, nitrürler ve karbonitürler tarafından engellenmesidir. Neticede diffüzyon tabakasının belli bir kalınlığa kadar artmasıyla yorulma direncinin iyileştigi tesbit edilmiştir (5).

5. SONUÇLAR

Görüldüğü gibi makina parçalarının yorulma davranışına aşım elementleri ve nitrürleme yöntemlerinin ayrı ayrı etkileri olmaktadır. Nitürleme, periyodik yükler altında çalışan makina parçalarının yorulma sınırı ve yorulma mukavemet değerlerinde ani artışlara sebep olmaktadır. Bu iyileşme, aşım elementleri (normalleştirilmiş bir yapıya göre) % 100'den daha fazla ve aşım elementleri (ısı işlemli durumdakine göre) % 85 kadar olabilmektedir (22). Yapılan araştırmalar Nitralloy 135M çeliğinin gaz ve plazma nitürleme neticesindeki yorulma davranışlarında çok az miktarda farklılık olduğunu (Şekil 4.a), AISI 4340 çeliğinde bu farklılığın çok olduğunu göstermektedir (Şekil 4.b). AISI 4140 ve 4340 çeliklerinin benzer tabaka derinlikleri ve sertlik profillerine rağmen, bu çeliklerin plazma nitürlenmiş halde yorulma direncindeki iyileşme gaz nitürlemeye göre % 25 daha fazladır (13, 23). Yine AISI 4140 çeliğinin 540 °C ve 12 saatlik plazma nitürlemeyle elde edilen değer 520 °C ve 40 saatlik gaz nitürlemeyle elde edilen değerden daha yüksektir. Zamana bağlı olarak tabaka kalınlığının artışı, parçanın yorulma limitini arttıran diğer bir faktördür (Şekil 5). 530 °C ve 24 saatlik plazma nitürlemeye tabii tutulmuş parçalar, 510 °C 'de ve 90 saatlik gaz nitürlenmiş olan parçalardan, çelik tipine bağlı olarak, 3 ile 10 kat arasında daha uzun çalışma ömrüne sahiptirler (4).

Netice olarak gaz ve plazma yoluyla nitürlenmiş çeliklerin yorulma davranışlarında genel bir iyileşme görülmektedir. Ancak nitürleme yöntemine göre bu davranış etkilenmektedir. Gaz nitürleme ile sağlanan yorulma direnci, plazma nitürlemeyle göre daha alt seviyelerdedir.

6. REFERANSLAR

1. Karamış,M.B., " Tribological behaviour of plasma nitrided 722M24 material under dry sliding conditions ", *Wear*, Vol. 147, pp. 385-399, 1991.
2. Karamış,M.B., " Friction and wear behaviour of plasma nitrided layers on 3 % Cr - Mo steel ", *Thin solids films*, Vol.203 , pp. 49 - 60, 1991.
3. Karamış,M.B.and Staines,A.M., " An evaluation of the response of 722M24 steel to high temperature plasma nitriding treatments ", *Heat treatment of metals*, pp. 79-82,1989.3.
4. Edenhofer,B., " The ionitriding process thermochemical treatments of steel and cast iron materials ", *Metall.Mater.Technol.*, Vol. 8 (8), pp. 421-426, 1976.
5. Loh,N.L., "Plasma nitriding and the fatigue properties of 722M27 steel ", Ph.D. Thesis, Department of Metall. and Materials Science, University of Liverpool, 1980.
6. Staines,A.M. and Bell,T., " Plasma nitriding of high alloy steels", *Proc. conf. Heat Treatment-Methods and Media* , *Inst.Met.* London, pp. 58-69, 1979.
7. *Source Book on Nitriding*, ASM Engineering Bookshelf, Metals Park Ohio, 44073.
8. Korotchenko,V. and Bell,T., " Applications of plasma nitriding in the U.K. manufacturing industries ", *Surface Treatments for Protection*, 1978.
9. Karamış,M.B., " İyon nitrürleme ve çeliklere uygulanması ", 4.Ulusal Makina Tasarım ve İmalat Kongresi Bildiri Kitabı, s. 245-253, 1990.
10. Thelning,K.E., " Çelik ve Isıl İşlemi ", *Bofors El Kitabı*, Türkçeye çeviren: A.Tekin Flaş Matbaacılık , İstanbul, 1987.
11. Soccorsy,W.D.and Ebihara,W.T., " Ionitridification kinetics of two commercial steels ", *Science and Technology Lab. Research and Engineering Directorate U.S. Army Weapons Command, Technical Report*, RE 70-156, Rock Island, Illinois, 1970.
12. Karpinski,T., Marciniak,A.and Rolinski,E ., "Range of operating parameters for ionitriding", *Schweizer Maschinen Markt* , Vol.13, pp. 60-63, 1978.
13. Jones,C.K., Martin,S.W., Sturges,D.J.and Hudis,M., "Ion nitriding", *Heat Treatments*, *The Metals Society*, Vol. 73, pp. 71-73, 1975.
14. Jones,B.K.and Martin ,J.W., "Residual stress distribution in nitrided En 41B steel as function of case depth ", *Metals Technology*, pp. 520-523, 1977.
15. Roelandt,A., Elwart,J.and Rembges,W., " Plasma nitriding of gear wheels in mass production ", *Surface Engineering* , Vol.1.No. 3, pp. 187-191, 1985.
16. Wu,Y.S., MA,B.T., HE (HO),J.W.and LUG,B.Z., "A criterion for contact fatigue of ionitride gear ", *Wear*, Vol. 129, pp. 13-21, 1989.
17. Edenhofer, B. , "Possibilities for surface treatment in a current-intensive glow - discharge " , *Int.Cong. on Heat Treatments*, pp.25-26, Turin, 1972.
18. Edenhofer,B., "Possibilities for surface treatment in a current-intensive glow discharge " , *Presented at the Int. Congress on Heat Treatments*, p.p. 25-26,

1972.

19. Marciniak, A., "Aquilbrium and non-equilibrium models of layer formation during plasma and gas nitriding", *Surface Engineering*, Vol.1, No.4, p.p.283-288, 1985.

20. Rozendaal, H.C.F., Colijn, P.F. and Mittemeijer, E.J., "Morphology, composition and residual stresses of compound layers of nitrocarbured iron and steels", *Surface Engineering*, Vol.1, No.1, p.p.30-42, 1985.

21. Edenhofer, B., "Improving tool surface quality by ionitriding", *Werkstatt Und Betrieb* Vol.109 (5), p.p.289-293, 1976.

22. Edenhofer, B., "Comparison of different methods of nitriding with particular reference to ionitriding", *Fachberichte fur Oberflachentechnik*, 12 (4), pp.97-102, 1974.

23. Bell, T., Rees, T. and Korotchenko, V., "Industrial applications of plasma nitriding", *Proc. of Ion Plating and Allied Techniqes Conf.*, pp. 230-232, Edinburg, 1977.

A MATHEMATICAL MODEL FOR VOLUME FLOW RATE OSCILLATIONS IN PIPELINES WITH VALVE

Suat CANBAZOĞLU

Erciyes University, Department of Mechanical Engineering, Kayseri / Türkiye

H.Fehmi YAZICI, Haluk KARADOĞAN

Technical University of Istanbul, Machine Faculty, Istanbul / Türkiye

Kenan YAKUT

Atatürk University, Department of Mechanical Engineering, Erzurum / Türkiye

ABSTRACT : Control valves, orifices, fitting elements used in pipelines have discontinuity surfaces for flow. These surfaces called vortical structures generate almost-periodic vortices because of boundary layer separation. Because of almost-periodic structure of vortices, pulsating flow may occur. These vortices coupling with acoustic, mechanic or thermal structures of pipe system cause forced vibrations which is called as "Flow-Induced Vibrations".

In the present study, an improved mathematical model for volume flow rate fluctuations in pipelines is developed. For this purpose, the basic equations of Fluids Mechanics and propagation velocity of sound in an unsteady flow have been used with some assumptions. The valve generating vortices will be represented as an orifice. According to the results of mathematical model applied for different boundary conditions, the predictions of model are a good agreement with the experimental results known in literature.

VANALI BORU HATLARINDAKİ DEBİ TİTREŞİMLERİ İÇİN BİR MATEMATİK MODEL

ÖZET : Boru hatlarında kullanılan kontrol vanaları, orifisler ve bağlantı elemanları akış açısından birer süreksizlik yüzeyleridir. Bu yüzeyler sınır tabaka ayrılmasıyla yaklaşık periyodik yapıda vorteksler üretirler ve bu yüzden pülsatif bir akım oluşabilir. Boru sisteminin akustik, mekanik veya ısıl yapılarıyla akuple olan vorteksler "Akış Kaynaklı Titreşimler" olarak isimlendirilen zorlanmış titreşimlere neden olurlar.

Bu çalışmada, boru hatlarındaki debi titreşimleri için bir matematik model önerilmiştir. Bu amaçla bazı kabuller altında daimi olmayan akış için Akışkanlar Mekaniğinin temel denklemleri ve ses yayılım denklemleri kullanılmıştır. Vorteksleri üreten vana bir orifis olarak modellenmiştir. Farklı sınır şartları için matematik model uygulandığında literatürde bilinen deneysel sonuçlarla iyi bir uyumun olduğu görülmüştür.

1. INTRODUCTION

Vortical structures such as control valves, orifices and fitting elements used in pipelines have discontinuity surfaces for flow. Because of boundary layer separation, these surfaces generate almost-periodic vortices. The oscillations of volume flow rate may observe due to the periodic structure of vortices shedding from baffles such as control valves and orifices, coupling with acoustic or mechanic structure of pipe system cause the forced vibrations which is called as Flow-induced vibrations. Because of a lot of reasons, they are not desired in pipelines.

It is very important to predict flow-induced vibrations in design and operating states. Therefore, the various mathematical models have been developed to define flow-induced vibrations based on flow-acoustic coupling phenomenon in pipelines. A theoretical mathematical model based on superposition of acoustic and vortex waves was improved by Schachenmann & Rockwell (1). The results of mathematical model were compared with experiments carried out on a tank-nozzle-cavity system. It was assumed that the fluctuation velocities measured along the pipe system were in sinusoidal form with attenuation. In another study (2), it was accepted that the fluctuation pressures in flow conditions were superposition of acoustic standing wave and vortex wave. The results of mathematical model were compared with experiments carried out on a pipe system with suddenly expansion which can be used an exhaust silencer. Above studies were based on flow-acoustic coupling phenomenon. A mathematical model was improved for a pipe system which had been excited periodically by a pulsator of flow rate (3). In the present study, this model was extended with assumption that the pulsating flow was due to vortices shedding from the valve represented as an orifice.

2. DEFINITION AND FORMULATION OF PROBLEM

Control valves used to arrange flow rate in pipelines can be called vortical structures because they generate vortices. It is known that vortices forming in valves operating at small openings and for incompressible flow at small Mach numbers ($Ma < 1/3$) are more periodic and their fluctuation amplitudes such as volume flow rate, pressure, velocity and fluid density are more violent. Fluid column in pipeline can oscillate with large amplitudes if the frequency of these fluctuations locks on acoustic or mechanic frequency of pipeline. For this reason, it is very important to know the order of amplitudes of these fluctuations in design state.

In the present study, generalized Bernoulli, Continuity, generalized Momentum and propagation of sound equations for an unsteady flow through pipe were used. It was assumed that flow rate was excited periodically due to structure of vortices, and pulsating flow occurred. An assumption about variation of fluctuation velocity along the model pipe system has also been made.

Some assumptions have been made to establish a mathematical model defined volume

VOLUME FLOW RATE OSCILLATIONS IN PIPELINES WITH VALVE

flow rate oscillations in pipelines with valve. These assumptions may be defined as:

- a - The fluid is more or less compressible,
- b - Fluctuation values are much smaller than average values (3, 4)
- c - The valve is represented as an orifice (5),
- d - Instantaneous average value of fluid density varies only with respect to time ($\rho_0 = \rho_1 = \rho_2 = \rho_3 = \rho_4 = \rho$) (4),
- e - Periodic fluctuations for flow rate are larger than random fluctuations (6),
- f - Volume flow rate is periodically excited due to vortices generated in the exit of the valve represented as an orifice,
- h - Fluid is an ideal gas and flow is isentropic,
- i - Velocities in every points of pipe with large cross-sectional area, called as settling tank, are only function of time,
- j - Kinetic energy coefficients at all cross-sections equal to unity ($\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_3 = \alpha_4 = 1$),
- k - Momentum coefficient as a result of above assumption also equals to unity ($\beta = 1$).

For the pipeline system in Figure 1, generalized Bernoulli equation between the cross sections 0 and 1 for an unsteady flow neglecting kinetic energy at the cross section 0 may be written as:

$$P_0 - P_1 = \rho V_1^2 / 2 + \int_0^1 \rho \frac{\partial V}{\partial t} dx \quad (2.1)$$

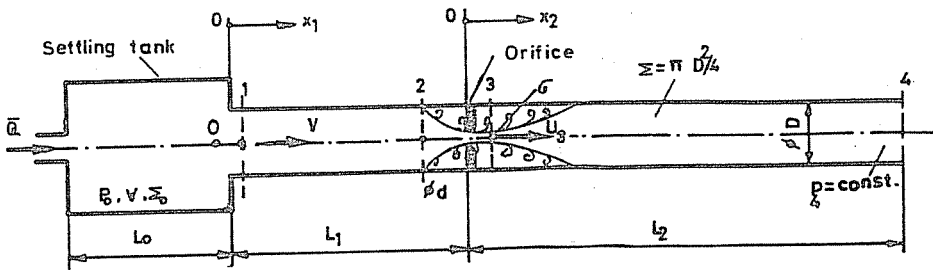


Figure 1. Pipe system that mathematical model was improved.

If it is assumed that instantaneous average velocity and instantaneous fluid density will not change with position between the cross sections 0 and 1, equation (2.1) may be written as in the following form:

$$p_0 - p_1 = \rho V_1^2 / 2 + \rho \frac{dV}{dt} \int_0^1 dx \quad (2.2)$$

If second term at the right hand side of this equation is arranged in form of volume flow rate Q_1 , (3), equation (2.2) may be written as in the following form:

$$p_0 - p_1 = \rho V_1^2 / 2 + \frac{\rho}{D} \frac{dQ_1}{dt} \quad (2.3)$$

Generalized momentum equation between the cross-sections 2 and 3 for an unsteady flow may be written as:

$$p_1 - p_2 = \rho V_2^2 - \rho V_1^2 + \int_0^{L_1} \frac{\partial}{\partial t} (\rho V) dx_1 \quad (2.4)$$

Generalized Bernoulli equation between the cross-sections 2 and 3 for an unsteady flow may be written as:

$$p_2 - p_3 = \rho U_3^2 / 2 - \rho V_2^2 / 2 + \int_2^3 \rho \frac{\partial V}{\partial t} dx \quad (2.5)$$

and using assumptions similar to definitions used to obtain equation (2.3),

$$p_2 - p_3 = \rho U_3^2 / 2 - \rho V_2^2 / 2 + \frac{\rho}{d} \frac{dQ_2}{dt} \quad (2.6)$$

Generalized momentum equation between the cross-sections 3 and 4 for an unsteady flow may be written as :

$$p_3 - p_4 = \rho V_4^2 - \rho U_3^2 \sigma / \Sigma + \frac{1}{\Sigma} \iiint_{\Sigma_2} \frac{\partial}{\partial t} (\rho V) \delta \tau \quad (2.7)$$

where $\delta \tau$ is the volume element which can be defined as ($c = \Sigma dx_2$).

Using assumptions $\rho = \rho(t)$ and ($\rho = \rho_0 = \rho_1$), the equation of continuity may be written as in the following form:

$$\rho_0 Q_0 - \rho_1 Q_1 = \rho (Q_0 - Q_1) = \sum_0 \int_0^{L_0} \frac{\partial \rho_0}{\partial t} dx \approx \sum_0 L_0 \frac{d\rho_0}{dt} \approx \forall \frac{d\rho}{dt} \quad (2.8)$$

where \forall is the total volume of settling tank. In a similar way, following definitions may be produced as:

$$\rho (Q_1 - Q_2) \approx \sum L_1 \frac{d\rho}{dt} \quad (2.9)$$

$$(Q_2 \approx Q_3) \quad (2.10)$$

$$\rho (Q_3 - Q_4) \approx \sum L_2 \frac{d\rho}{dt} \quad (2.11)$$

For the isentropic flow the equation of state for ideal gas is $p_0/\rho_0^\gamma = \text{const.}$, using ($c_0^2 = \gamma p_0/\rho_0$), which may be extended to the following form:

$$\frac{d\rho_0}{dt} = \frac{c_0^2 d\rho_0}{dt} \quad (2.12)$$

where γ is a ratio of specific heats (4).

The variation with respect to time of pressure difference between the cross sections 0 and 4 for the model pipe system shown in Figure 1 may be defined by using the equation (2.12) due to $p_4 = \text{const.}$

$$\frac{d\rho_0}{dt} = \frac{d(p_0 - p_4)}{dt} = c_0^2 \frac{d\rho_0}{dt} \approx c^2 \frac{d\rho}{dt} \quad (2.13)$$

It should be noted that the fluid was discharged from the pipe system to environment at constant pressure. After arranging equations (2.3), (2.4), (2.6) and (2.7), it yields:

$$\begin{aligned} p_0 - p_4 = & -\rho V_1^2/2 + \rho V_2^2/2 + \rho (1 - \frac{2\sigma}{\Sigma}) \frac{U_3^2}{2} + \rho V_4^2 + \\ & + \frac{\rho}{D} \frac{dQ_1}{dt} + \frac{\rho}{d} \frac{dQ_2}{dt} + \int_0^{L_1} \frac{\partial}{\partial t} (\rho V) dx_1 + \int_0^{L_2} \frac{\partial}{\partial t} (\rho V) dx_2 \end{aligned} \quad (2.14)$$

The variation of fluctuation velocity along the pipe for the pipe of length L_1 is approximately defined as follows (3, 4).

$$\tilde{V} = \tilde{V}_1 + (\tilde{V}_2 - \tilde{V}_1) \frac{x_1}{L_1} \quad (2.15)$$

and for the pipe of length L_2 ,
$$\tilde{V} = \tilde{U}_3 + (\tilde{V}_4 - \tilde{U}_3) \frac{x_2}{L_2} \quad (2.16)$$

These variations given with equations (2.15) and (2.16) is actually in almost of sinusoidal form. After substituting equations (2.15) and (2.16) into equation (2.14), it yields:

$$\begin{aligned}
 p_0 - p_4 = & -\rho V_1^2/2 + \rho V_2^2/2 + \rho \left(1 - \frac{2\sigma}{\Sigma}\right) \frac{U_3^2}{2} + \rho V_4^2 + \\
 & + \frac{\rho}{D} \frac{dQ_1}{dt} + \frac{\rho}{d} \frac{dQ_2}{dt} + \rho \frac{L_1}{3} \left(\frac{2}{\Sigma} \frac{dQ_1}{dt} + \frac{1}{\Sigma} \frac{dQ_2}{dt} \right) \frac{\rho \bar{Q}}{\Sigma^2} (Q_1 - Q_2) + \\
 & + \rho \frac{L_2}{3} \left(\frac{2}{\sigma} \frac{dQ_3}{dt} + \frac{1}{\Sigma} \frac{dQ_4}{dt} \right) + \frac{\rho \bar{Q}}{\Sigma^2} (Q_2 - Q_4)
 \end{aligned} \tag{2.17}$$

This form is consistent with the early works (3, 4).

If the right hand side of this equation is arranged by using continuity equations and derived with respect to time of pressure difference ($p_0 - p_4$), it gives:

$$\frac{d(p_0 - p_4)}{dt} = c^2 \frac{d\rho}{dt} = \frac{c^2 \rho}{\Sigma L_2} (\tilde{Q}_3 - \tilde{Q}_4) \tag{2.18}$$

If this equation is arranged by neglecting small terms such as the assumed fluctuation values are much smaller than average values as assumed earlier, the following equation can be written:

$$A_4 \frac{d^2 \tilde{Q}_4}{dt^2} + B_4 \frac{d\tilde{Q}_4}{dt} + C_4 \tilde{Q}_4 = A_3 \frac{d^2 \tilde{Q}_3}{dt^2} + B_3 \frac{d\tilde{Q}_3}{dt} + C_3 \tilde{Q}_3 \tag{2.19}$$

This equation is a second-order linear differential equation having constant coefficients and the coefficients A_4 , B_4 , C_4 , A_3 , B_3 and C_3 are defined as a function of geometry of pipe system and volume flow rate.

If equation (2.19) is arranged in form including basic acoustic frequency of pipe system, then equation (2.20) may be written as:

$$A_4 \frac{d^2 \tilde{Q}_4}{dt^2} + B_4 \frac{d\tilde{Q}_4}{dt} + \omega_a^2 \tilde{Q}_4 = A_3 \frac{d^2 \tilde{Q}_3}{dt^2} + B_3 \frac{d\tilde{Q}_3}{dt} + \omega_a^2 \tilde{Q}_3 \tag{2.20}$$

Where the fundamental acoustic frequency of pipe system ω_a is define as (7):

$$\omega_a^2 = \left[\frac{\Pi c}{L_T} \right]^2 \tag{2.21}$$

and the coefficients are:

$$A_4 = \frac{\pi^2}{L_T^2} \left[L_2^2 - L_1^2 - \frac{\Sigma L_1}{D} \right] \quad (2.22)$$

$$B_4 = \frac{\pi^2 L_2}{\Sigma L_T^2} \bar{Q} \quad (2.23)$$

$$A_3 = \frac{-\pi^2 \Sigma L_2}{L_T^2} \left\{ \frac{1}{D} \left(\frac{L_1}{L_2} + 1 \right) + \frac{1}{d} + \frac{L_1}{3} \left(\frac{2L_1}{\Sigma L_2} + \frac{3}{\Sigma} \right) + \frac{2L_2}{3\sigma} \right\} \quad (2.24)$$

and

$$B_3 = \frac{-\pi^2 \Sigma L_2}{L_T^2} \left[1 - \frac{2\sigma}{\Sigma} + \left(\frac{\sigma}{\Sigma} \right)^2 \right] \frac{\bar{Q}}{\sigma} \quad (2.25)$$

where L_T shows the total pipe length ($L_T = L_1 + L_2$), \bar{Q} shows the time averaged value of volume flow rate and Σ shows the cross-sectional area of pipe.

The volume flow rate may vary with time in the form:

$$Q_3 = \bar{Q} + \tilde{Q}_3 = \bar{Q} (1 + a_3 \sin \omega_v t) \quad (2.26)$$

due to periodic structure of vortices induced by vortical structure at cross-section 3. Where a_3 shows the relative amplitude of volume flow rate fluctuation at cross-section 3 and ω_v shows the angular vortex shedding frequency.

Since the inlet volume flow rate along the length of pipe L_2 varies as given equation (2.26), we may seek to obtain solution of equation (2.20), therefore, taking:

$$Q_4 = \bar{Q} + \tilde{Q}_4 = \bar{Q} (1 + a_4 \sin(\omega_v t - \phi)) \quad (2.27)$$

and hence:

$$Y = \left[\frac{a_4}{a_3} \right]^2 = \frac{\left[1 - A_3 \left(\frac{\omega_v}{\omega_a} \right)^2 \right]^2 + \left(\frac{B_3}{\omega_a} \frac{\omega_v}{\omega_a} \right)^2}{\left[1 - A_3 \left(\frac{\omega_v}{\omega_a} \right)^2 \right]^2 + \left(\frac{B_4}{\omega_a} \frac{\omega_v}{\omega_a} \right)^2} \quad (2.28)$$

and

$$\tan\phi = \frac{[1 - A_3 (\frac{\omega_v}{\omega_a})^2] B_4 \frac{\omega_v}{\omega_a} - [1 - A_4 (\frac{\omega_v}{\omega_a})^2] B_3 \frac{\omega_v}{\omega_a}}{[1 - A_3 (\frac{\omega_v}{\omega_a})^2] [1 - A_4 (\frac{\omega_v}{\omega_a})^2] + \frac{B_3 B_4}{\omega_a \omega_a} \frac{\omega_v^2}{\omega_a^2}} \quad (2.29)$$

Where Y shows amplification factor for volume flow rate fluctuations, ϕ is the phase lag and a_4 is the relative amplitude of volume flow rate corresponding to outlet of the pipe system, are obtained (7). Homogenous solution of equation (2.20) should be ignored, since the phenomenon involves with a free vibration, therefore, general solution for the differential equation is needed.

Vortex shedding frequency at resonance state $(\omega_v)_R$, which makes maximum amplification factor Y, may be obtained by the equation (2.28) as follows (7).

$$\left[\left(\frac{\omega_v}{\omega_a}\right)_R\right]^2 = \frac{[1 - (\frac{A_3}{A_4})^2] - [1 - (\frac{A_3}{A_4})^2] \sqrt{1 + \frac{B_4^2 (\frac{A_3}{A_4} + \frac{B_3^2}{B_4^2})}{\omega_a^2 A_4 [1 - (\frac{A_3}{A_4})^2]} + \frac{B_4^4 (1 - \frac{B_3^2}{B_4^2}) (\frac{A_3^2}{A_4^2} - \frac{B_3^2}{B_4^2})}{\omega_a^4 A_4^2 [1 - (\frac{A_3}{A_4})^4]}}{2A_3 [1 - \frac{A_3}{A_4} + \frac{A_3 B_4^2}{2 \omega_a^2 A_4^2} - \frac{B_3^2}{2 \omega_a^2 A_3}]}} \quad (2.30)$$

Resonant frequency $(\omega_v)_R$ depends on the volume flow rate owing to terms of B_3 and B_4 are included in the volume flow rate. But the effect of volume flow rate on $(\omega_v)_R$ is weak. The important factors affecting the resonant frequency are the geometry of pipe system and propagation velocity of sound.

The terms of $B_3 \omega_v / \omega_a^2$ and $B_4 \omega_v / \omega_a^2$ in the equation (2.28) can be defined in the form $(St \cdot Ma^2)$ of Strouhal number ($St = \omega_v D / V$) and Mach number ($Ma = V / c$). If the values of coefficients A_4, A_3, B_4 and B_3 are considered,

$$\left[\left(\frac{\omega_v}{\omega_a}\right)_R\right]^2 \approx \frac{[1 - (\frac{A_3}{A_4})^2] - [1 - (\frac{A_3}{A_4})^2]}{2A_3 [1 - \frac{A_3}{A_4}]} = \frac{1}{A_4} \quad (2.31)$$

and maximum value of amplification factor is obtained as:

VOLUME FLOW RATE OSCILLATIONS IN PIPELINES WITH VALVE

$$Y_{\max} \approx A_4 \left[\frac{\omega_a}{B_4} \right]^2 \left[1 - \frac{A_3}{A_4} \right]^2 + \left[\frac{B_3}{B_4} \right]^2 \quad (2.32)$$

Y_{\max} increases as Mach number decreases. Because B_4 is proportional to the volume flow rate, the flow rate fluctuations reach large values at small Mach numbers.

3. EXPERIMENTAL SET-UP

Air used in experiments has been provided from a tank at volume of 500 liters fed by a reciprocal compressor (8). Constant volume flow rate required during the measurement was provided with a pressure regulator. As shown in Figure 2, when compressor has stopped, air having filled to tank feeds model pipe system by opening the pressure regulator. Filters were used to settle the flow.

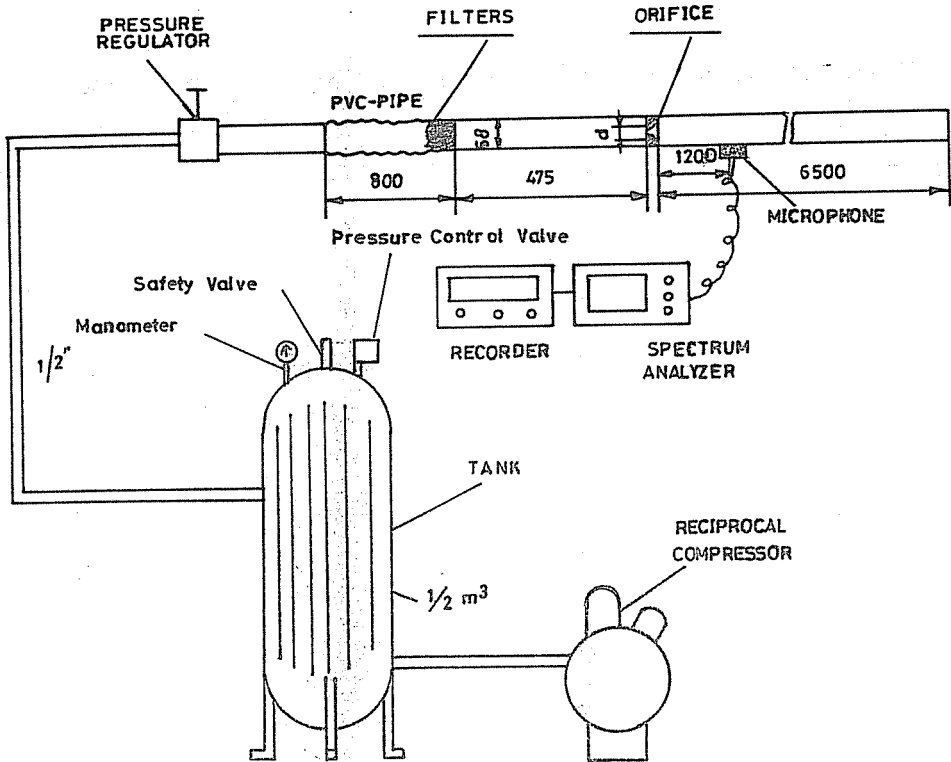


Figure 2. Pipe system with orifice that experiments were carried out.

The pressure fluctuations in model pipeline, as shown Figure 2, are measured with mini type Condenser Microphone of 1/2". Signals taken with microphone were examined by a Spectrum Analyzer (HP-3582A) and results were plotted by X-Y/t Recorder. Flow velocities were measured with a Pitot tube and dynamic pressures were measured with inclined manometer with alcohol (DANTEC).

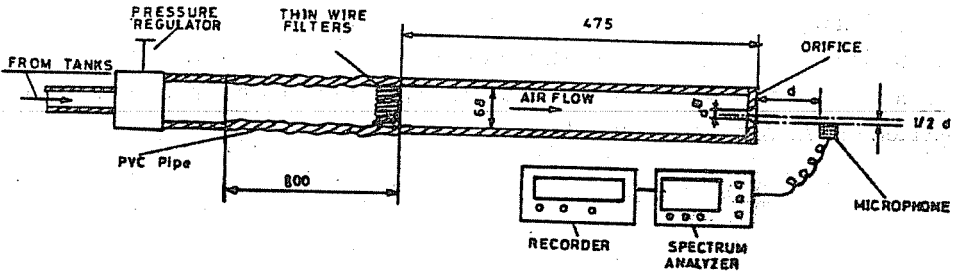


Figure 3. Experimental set-up that vortex shedding frequencies were measured.

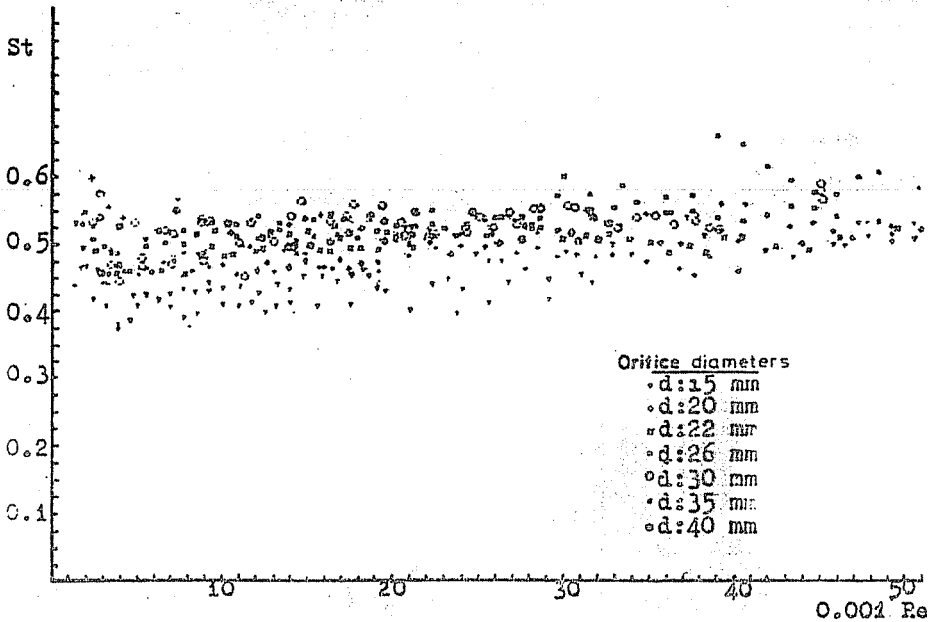


Figure 4. Variation of Strouhal number as a function of Reynolds number for jet flow through orifices having different diameters.

Vortex shedding frequencies were measured as shown in Figure 3. Microphone was put in place at an angle of 90° with axis of jet a distance of $2d$ in flow direction and $1/2 d$ in radial direction. The frequency spectrums of pressure fluctuations were obtained taking 32 samples and using RMS mode.

Figure 4 shows the variation of Strouhal number ($St = f_v d / U_j$) as a function of Reynolds number ($Re = U_j d / \nu$) for air jet flow through orifices having different diameters (8). As shown in Figure 3, in this study turbulent air jet was discharged into stationary air (atmospheric environment). Where f_v and U_j show vortex shedding frequency and velocity of jet flow through the orifice respectively.

4. DISCUSSION

4.1 Amplification Factor For Experimental Set-Up

If the geometric dimensions of a model pipe system having two orifices, shown in, Figure 5 (7) and the experimental knowledge of vortex shedding for orifices given in Figure 4 (8), are both considered, then the amplification factor in value 1 m/s of mean flow velocity is:

$$Y = \left[\frac{a_4}{a_3} \right]^2 = 36 \tag{4.1}$$

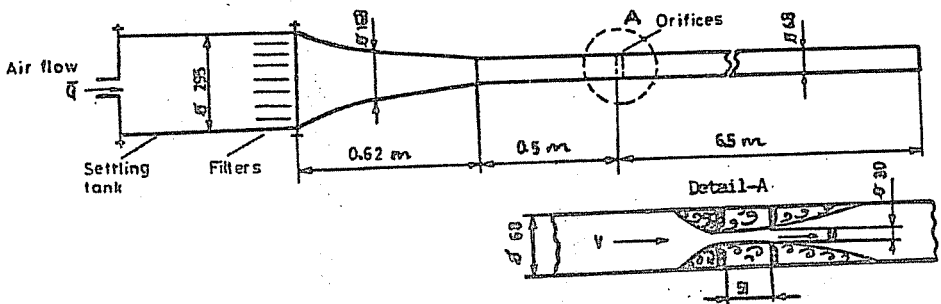


Figure 5. Pipe system with two orifices that mathematical model applied.

This result obtained from experiment and theory shows the relative amplitude of flow rate fluctuations at pipe system can reach six times greater value than those obtained in the steady state flow state.

4.2 Jetting to the Direct Atmosphere or a Medium with Constant Pressure of Jet

Due to $L_2 = 0$, from the equations (2.23), (2.24) and (2.25)

$$B_4 = A_3 = B_3 = 0 \quad (4.2)$$

and from the equation (2.28) Y is obtained as:

$$Y = 0 \quad (4.3)$$

On the other hand, the flow rate fluctuations in the case jetting to direct atmosphere or a medium with constant pressure of jet cannot be amplified. This indicates that the flow-acoustic coupling phenomenon cannot be occurred. It was also observed in the previous study that the fluctuations defined for volume flow rate in pipe system with orifice were quite small (9).

4.3 Amplification Factor in Small Valve Opening Ratios

It may be seen from the equations (2.24) and (2.25) that absolute values of coefficients A_3 and B_3 increases as valve opening ratio (d/D) which is defined in form the ratio of orifice diameter to pipe diameter decreases. This case will make amplification factor Y larger. For example, when the ratio d/D is decreases as 22 % from 44 %, the relative

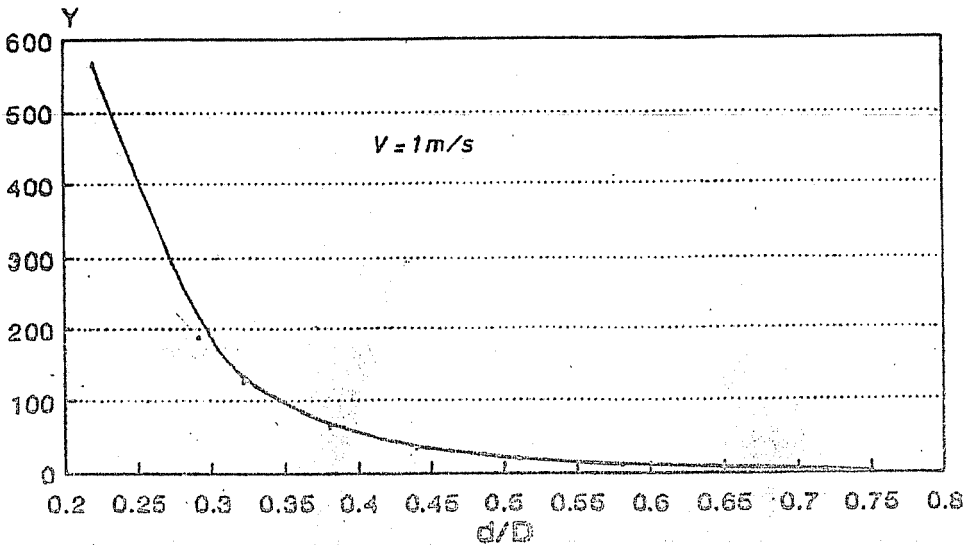


Figure 6. Variation of amplification factor defined for volume flow rate fluctuations as a function of valve opening ratio d/D for pipe system given in Figure 5.

amplitude ratio for volume rate fluctuations (a_4/a_3) can increase four times higher when compare to the former state. It is obvious that the ratio of pressure fluctuations will reach sixteen times higher when compare to the former case.

Figure 6 shows variation of amplification factor defined for volume flow rate fluctuations as a function of valve opening ratio d/D (10). It can be seen that amplification factor decreases asymptotically after $d/D=0.5$. This result may be used as a design criterion in practice.

4.4 An Orifice at Exit of the Pipe Having Large Cross Sectional Area

Amplification factor for mean flow velocity of 1 m/s was 36 as defined at section (4.1) for model pipe system in Figure 5. In this case ($L_1 = 0$), the amplification factor defined for volume flow rate fluctuations takes smaller values than those in obtained previously because the ratio of a_4/a_3 has reduced by a factor ($\approx 10\%$). That is, amplification factor may reduce when an orifice at exit of pipe with large cross sectional area (settling tank) are used. As shown in Figure 5, the ratio of cross sectional area of settling tank to that of model pipe system is approximately 18.

4.5 Phase Lag in Resonance State

If the phase lag at resonance state ϕ , is calculated by equation (2.29) using experimental data for frequency ratios (ω_v/ω_n), is approximately equal to zero. This means that the vibration is in the same phase along pipe.

4.6 The Effect of Volume Flow Rate on Amplification Factor

The amplification factor at resonance state Y_{\max} will give large values for small flow rates as shown from equation (2.32). This is due to the fact that the coefficients B_3 and B_4 are small at partial flow rates.

4.7 Amplification Factors and Resonant Frequencies for Fluids and Gases

It is obvious that the maximum value of amplification factor defined for volume flow rate fluctuations increases as Mach number decreases according to equation (2.32) at small Mach numbers ($Ma < 1/3$). Mach numbers in liquid flows is smaller than those in gas flows due to the fact that propagation velocity of sound in liquids is larger than that in gases. Thus, the amplification factor defined for liquid flow will be larger than those in defined for the gas flow at the same velocity.

Resonant frequencies for liquid flows will be smaller than that of gas flows at the same mean flow velocity due to the fact that density of liquids is larger than that of gases.

4.8 The Effect of Pipe Length on Amplification Factor

Figure 7 shows amplification factor as a function of L_T/D (total pipe length/pipe

diameter). As shown in Figure 7 (10), amplification factor decreases as the ratio of total pipe length to the pipe diameter increases. It is obvious that fluid mass will increase as L_T/D increases. For this reason, oscillation of fluid column having large fluid mass will be more difficult.

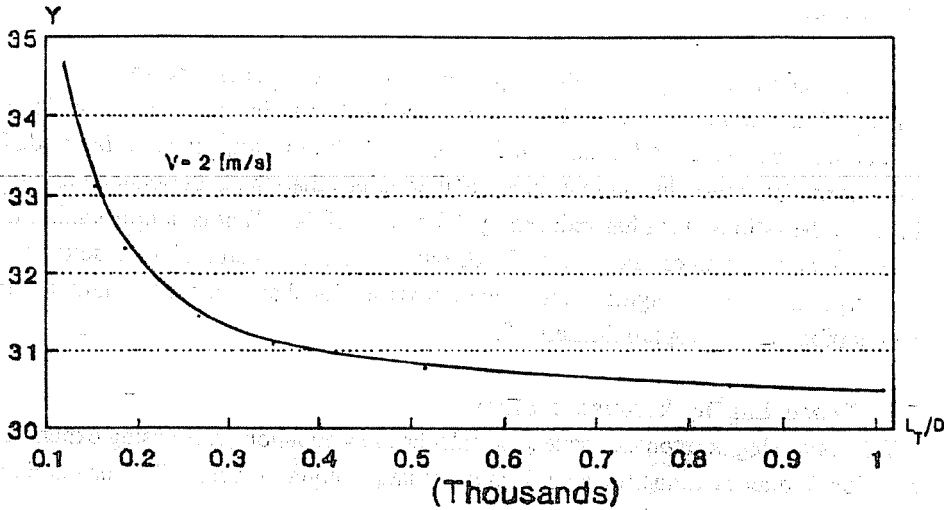


Figure 7. Variation of amplification factor as a function of the ratio of total pipe length to pipe diameter for pipe system given in Figure 5.

5. CONCLUSIONS

According to the results of mathematical model and experiments, the flow rate measurements must be carried out in conditions that the fluid jetting from orifice is discharged to a medium with constant pressure or to atmosphere because the amplification factor defined for volume flow rate fluctuations is too small. This result may be used as a criterion at volume flow rate measurements in pipelines.

In addition to this result, amplification factor defined for volume flow rate fluctuations in partial volume flow rates may reduce when an orifice at exit of pipe having large cross sectional area are used.

The geometry of pipe system and propagation velocity of sound have a large effect on flow-induced vibrations occurred because of flow-acoustic coupling phenomenon in pipelines. These vibrations are also affected from the pipe length and position of valve. The amplitude of vibrations may be attenuated by varying the pipe length and position of valve. These amplitudes are large at especially small Mach numbers ($Ma < 1/3$) for incompressible flows.

VOLUME FLOW RATE OSCILLATIONS IN PIPELINES WITH VALVE

Vibrations can reach the large amplitudes especially at small valve opening ratios. For this reason, valves cannot be operated at small opening ratios (<50 %) because vortices are organized well in partial volume flow rates. Resonant frequencies depend on the geometry of pipe system and propagation velocity of sound. It is obvious that resonant frequencies can be changed with volume addition to pipe systems. Then, pipe system may be protected from flow-induced vibrations.

6. ACKNOWLEDGEMENT

The authors wish to express their appreciation to the Research Foundation of Technical University of Istanbul for support of this investigation.

7. NOMENCLATURE

a_i	relative amplitude of flow rate fluctuations at cross section i
c	propagation velocity of sound in fluid
d	diameter of orifice represented the valve
D	pipe diameter
L	pipe length
Ma	Mach number = V/c
p	static pressure
Q	instantaneous volume flow rate = $\bar{Q} + \tilde{Q}$
St	Strouhal number = $\omega_v D/V$
t	time
U_3	jet velocity in vena contracta
V	instantaneous average velocity = $\bar{V} + \tilde{V}$
Y	amplification factor for volume flow rate fluctuations
α	kinetic energy coefficient
∇	volume of settling tank
β	momentum coefficient
Σ	cross-sectional area of pipe
σ	cross-sectional area of vena contracta
ρ	fluid density
ϕ	phase lag
ω	angular frequency

Subscripts: -

a	acoustic
i	cross-section ($i=1,2,3,4$)
max	maximum
R	resonance
v	vortex

Superscripts

- time-averaged value
- ~ fluctuation value

8. REFERENCES

1. Schacnenmann,A. and Rockwell,D., *A Quasi-Standing Wave Phenomenon Due to Oscillating Internal Flow, Journal of Fluids Engineering*, 102, 70-77, 1980.
2. Davies,P.O.A.L., *Flow-Acoustic Coupling in Ducts, Journal of Sound and Vibrations*, 77 (2), 191-209, 1981.
3. Yazıcı,H.F., *Mesüre Des D'ebits Non Permanents, Thèse Dr-Ingénieur, Université de Paris VI, France, 1973.*
4. Karadoğan,H., *Head Losses in Pulsating Flows, Ph.D.Thesis, Technical University of Istanbul, Türkiye, 1978.*
5. Weaver,D.S. and Ziada,S., *A Theoretical Model for Self-Excited Vibrations in Hydraulic Gates, Valves and Seals, Trans. of ASME Journal of Pressure Vessel Technology*, 102, 146-151, 1980.
6. Karadoğan,H., *Self-Sustained Oscillations of Turbulent Flow, Turkish Journal of Engineering and Environmental Sciences, The Scientific and Technical Research Council of Türkiye*, 6, 35-39, 1982.
7. Canbazoglu,S., *Flow-Induced Vibrations in Pipelines, Ph.D.Thesis, Technical University of Istanbul, Türkiye, 1989.*
8. İzmirlioğlu,S., *Flow-Induced Vibrations in Pipelines, M.Sc. Thesis, Technical University of Istanbul, Türkiye, 1986.*
9. Yazıcı,H.F., *Resonance Phenomena in Pulsating Flow and Effects for and Effects for Flow Rate Measurements. The Scientific and Technical Research Council of Türkiye, IV. Science Congress, Ankara, Türkiye, 1974.*
10. Yakut,K., *Attenuation of Flow-Induced Vibrations in Pipelines, M.Sc. Thesis, Erciyes University, Kayseri, Türkiye, 1992.*

OPTIMAL STRUCTURAL FEATURES OF COMPOSITE FLYWHEELS

İbrahim UZMAY

Erciyes University, Mechanical Engineering Department, Kayseri / Türkiye

İsmail ÇAĞLIÖZ

HEMA A.Ş., Kayseri / Türkiye

Hürvet SARIKAYA

Erciyes University, Mechanical Engineering Department, Kayseri / Türkiye

ABSTRACT : *Flywheel known as an energy-storage device is used to smooth the fluctuations in the running velocity. Because of unreliability of such materials as cast iron or steel casting particularly for high velocities, composite flywheels have an appreciable importance. For this purpose, the optimum structure of the composite flywheel which is able to maximize energy density has been tried to determine by using the maximum stress theory. Consequently, the distribution of the proportion of fiber and the poisson ratio of fiber have been found out as the most important optimization factor.*

KOMPOZİT VOLANLARIN OPTİMUM YAPISAL ÖZELLİKLERİ

ÖZET : *Enerji depolayıcı olarak bilinen volan, çalışma hızındaki değişimleri gidermek, dolayısıyla düzgün dönmeyi sağlamak amacıyla kullanılır. Özellikle yüksek hızlar için dökme demir ve çelik döküm gibi malzemelerin yeterli mukavemete sahip olmamaları nedeniyle kompozit volanlar belirgin bir öneme sahiptirler. Bu amaçla, enerji yoğunluğunu maksimum yapacak en uygun kompozit volan yapısı, maksimum gerilme teorisini kullanmak suretiyle araştırılmıştır. Sonuç olarak, elyaf oranının dağılımı ve elyafların poisson oranı en önemli optimizasyon faktörü olarak belirlenmiştir.*

1. INTRODUCTION

Isotropic materials, such as cast iron, steel casting and etc. are known as conventional materials for flywheels being an energy-storage device. Strength features of these materials make the running velocity limited with a certain value. Because of insufficiency under these working conditions, the most of investigations on the material of flywheel has focused on unisotropic materials, such as composite materials (1-3). Flywheels are subjected to the radial and tangential stresses which increase proportional to the running velocity. For this purpose, such materials as cast iron and steel casting are not adequate so as to withstand these forces at high velocities. Therefore, since the running velocity is limited, the energy - storage capacity of flywheel decreases.

All of these disadvantages can be eliminated by using composite materials whose structure can be modified in such a way that it sustains different stresses acting in various directions. The desired structure of composite material is obtained by locating thinner fibers having higher strength into the matrix with relatively lower strength.

Density of these materials is 4-6 times smaller than those of steel.

2. THEORY OF MAXIMUM STRESS

Since composite materials have different strengths in radial and tangential directions, the distribution of stress must be in conformity with this structure. That is, for a certain velocity, the proportion of the radial stress to the strength, and the proportion of the tangential stress to strength must be the same level.

Although application of the theory of the maximum stress may change according to the radial and tangential stresses, in this study, by taking the sum of these stresses into account, optimal structure has been investigated. According to the theory taken as a basic rule (4), it is assumed that density, thickness and the sum of the radial and tangential stresses are constant all over the flywheel. Therefore, the dimensionless function of the radial and tangential stress has been defined as follows;

$$S_{r,\theta} = \frac{\sigma_{r,\theta}}{\rho_0 v_0^2 f(x)} \quad (1)$$

Where $\sigma_{r,\theta}$ is radial or tangential stress (Pa), ρ_0 is density (kg/m^3), V_0 is velocity (m/s), $f(x) = \rho/\rho_0$ is a function of density and $x = r/r_0$ is a dimensionless radial variable. The reliable value of the maximum velocity depending on the structure and materials of flywheel can be written as follows;

$$V_m^2 = \frac{\rho}{S_m} \left(\frac{\sigma}{\rho} \right)_m^* \quad (2)$$

OPTIMAL STRUCTURAL FEATURES OF COMPOSITE FLYWHEELS

Where σ^* is the sum of the radial and tangential strength and $(\sigma^* / \rho)_m$ is also an attainable value of the maximum specific strength. In addition;

$$S_m = \max S(x) \quad (\lambda < x < 1) \quad (2.1)$$

$$S(x) = S_r(x) + S_\theta(x) \quad (2.2)$$

here S_r and S_θ are assumed to be positive. The functions of the radial and tangential stresses can be given as;

$$S_r = \frac{1}{4} (1 - x^2) (1 - \lambda^2 / x^2) \quad (3)$$

$$S_\theta = \frac{1}{4} (1 + x^2) (1 + \lambda^2 / x^2) \quad (4)$$

where λ shows the ratio of the inner diameter to the external diameter.

Gravity - basis energy density being and optimisation factor is also defined as follows;

$$e_w = \left(\frac{\sigma_{\max}^*}{\rho_{\min}} \right) K \quad (5)$$

where K shows the form factor of the flywheel which will be defined in subsequent paragraphs.

As a property of composite materials, the distributions of the proportions of fiber in the radial and tangential directions are as follows.

$$V_\theta(x) = V_0 \frac{S_\theta(x)}{S(x)} \quad (6)$$

$$V_r(x) = k^{-1}(x) V_\theta(x) \quad (7)$$

where $k^{-1}(x)$ is;

$$k^{-1}(x) = \frac{S_r}{v_\theta S_\theta + y_1 \left[1 + x \left(\frac{1}{y_1} \frac{dy_1}{dx} - \frac{1}{S_\theta} \frac{dS_\theta}{dx} \right) \right]} \quad (7.1)$$

$$y_1 = S_\theta - v_\theta S_r \quad (7.2)$$

Where V_0 shows possible maximum proportion of fiber and v_θ shows the poisson ratio in the tangential direction.

The form factor (K) can be written by taking the distribution of the radial strength into consideration.

$$K = \left(\frac{1 + \lambda^2}{4} \right) \frac{\lambda^{\min} \leq x \leq 1 \left(k^{-1} \frac{S_\theta}{S_r} \right)}{\lambda^{\max} \leq x \leq 1 [S_\theta (1 + k^{-1})]} \quad (8)$$

The form factor (K) is dependent on the tangential poisson ratio (v_θ) whose value is given in the following equation.

$$v_\theta = \frac{v_m - 2(v_m - v_f)(1 - v_m)V_\theta}{1 + v_m + (1 - v_m - 2v_m)V_\theta} \quad (9)$$

where v_m and v_f show the poisson ratios of the matrix and the fiber, respectively. If $v_f = v_m = 0$, the form factor (K) approaches to the value of 0.5 being the upper limit.

An example of the optimum composite disc structure obtained according to the above explained theory has been given in Fig.1 (4).

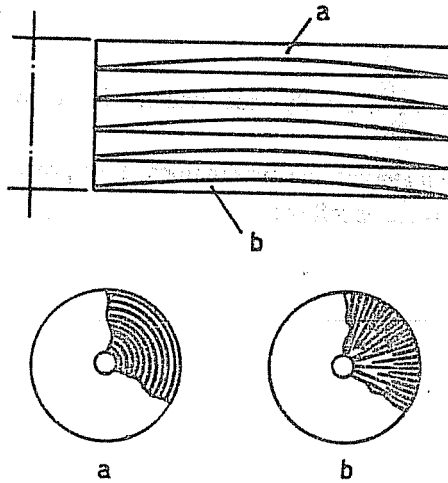


Figure 1. An example of the optimum composite disc structure (4).

- a) Circumferential fiber distribution,
- b) Radial fiber distribution.

3. DISCUSSIONS

According to the theory of the maximum stress, the optimum structure of flywheel has been tried to obtain by studying the variations of the distribution of stress, the proportion

of fiber and gravity-basis energy density with respect to various factors. The poisson ratios of matrix and fiber (ν_m, ν_f), the dimensionless radial variable (x), the ratio of the inner diameter to the external diameter (λ) and the maximum proportion of fiber (V_0) can be expressed as several factors having an effect on the conditions of optimization.

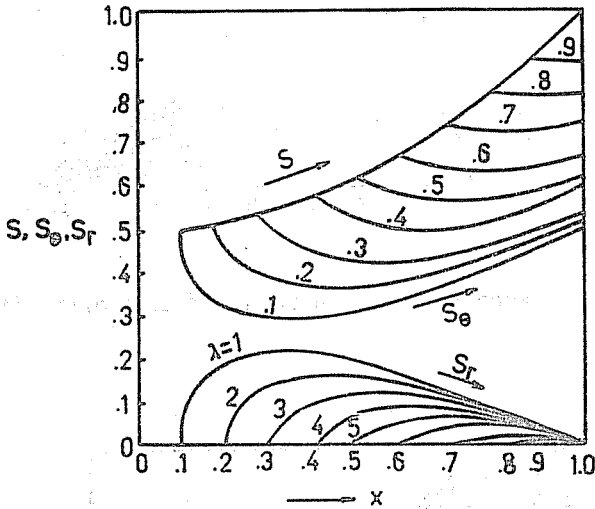
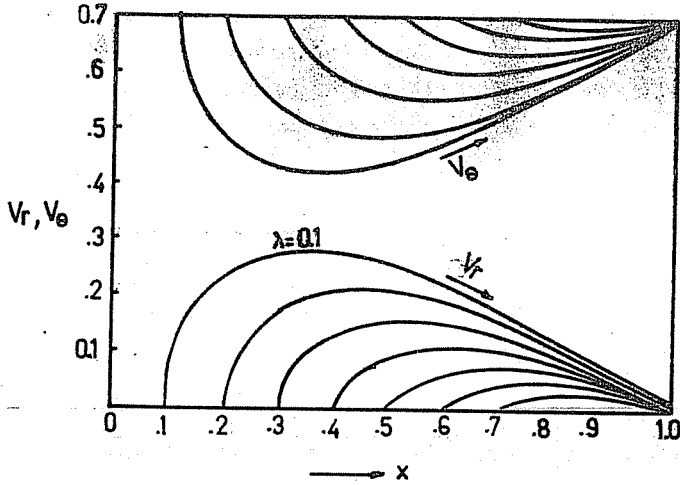


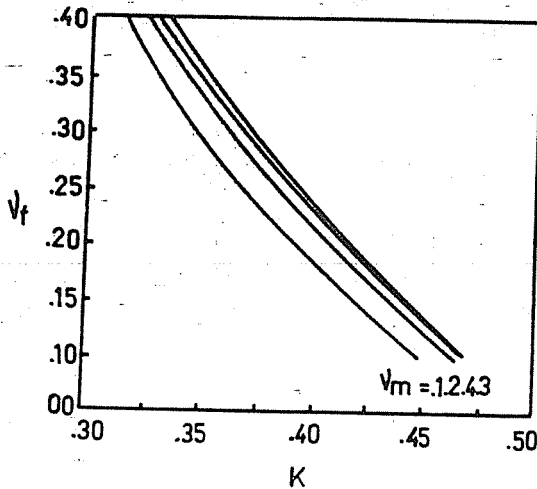
Figure 2. The distribution of the proportion of stress (Çağlıöz, 1987).

The distribution of the proportion of stress with respect to the dimensionless radial variable (x) and the ratio of diameter (λ) is given in Fig.2. For a fixed value of the ratio of diameter, the total stress remains constant all over the flywheel. With the increasing of the ratio of diameter, that is, in the case of the bigger hole, the ratios of the total and tangential stresses increase. Meanwhile, the ratio of the radial stress decreases as an expected result.

Fig.3 shows the variation of the radial and tangential proportions of fiber (V_r, V_θ) with respect to the dimensionless radial variable and the ratio of diameter (λ). The variation of the fiber ratios is consistent with distribution of the proportion of stress. That is, when the inner diameter increases, the proportions of the tangential stresses take the bigger values, and in compliance with this result, the tangential proportion of fiber, which will sustain those stresses, increases. In designing the composite flywheel, one of the most important variable is the form-factor (K). As seen from Equation (3), since the values of strength and density are constant for a given material, the gravity-basis energy density (e_w) is directly proportional to the form factor (K).



Şekil 3. The variation of the radial and tangential proportions of fiber (5).



Şekil 4. The relation between the form factor and the poisson ratios of matrix fiber(5).

Assuming the ratio of diameter (λ) and the maximum proportion of fiber (ν_f) to be 0.2 and 0.7, respectively, as practical values, the variation of the form factor (K) with respect to the poisson ratios of matrix and fiber is shown in Fig.4 (5). As shown in figure, the poisson ratio of matrix has hardly any effect on the form factor. For the lower values of

the poisson ratio of matrix, the form factor increases linearly. If the basic relation between the ratio of poisson and the strength is considered, an increase at the value of the form factor is an expected result, and consequently, the gravity-basis energy density reaches bigger values.

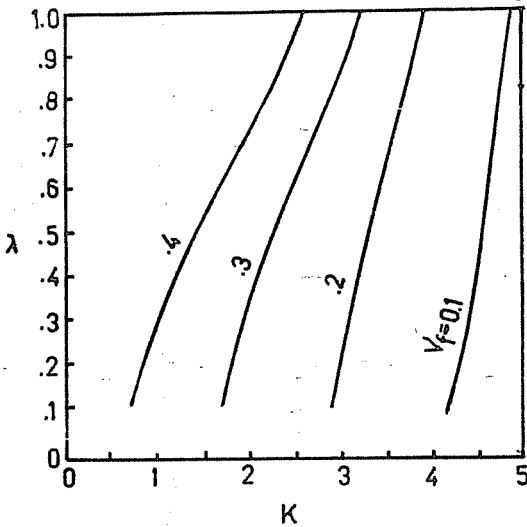


Figure 5. The effect of diameter ratio and the poisson ratio of fiber on the form factor (5).

Taking the poisson ratio of matrix to be 0.3 as a practical value, the effect of the ratio of diameter and the poisson ratio of fiber on the form factor has been shown in Fig.5 (5). For small values of the poisson ratio of fiber, the form-factor being one of the optimization factors, which is directly proportional to the energy-storage capacity, approaches to its own theoretical maximum value. Moreover, for the above mentioned values, the ratio of diameter has no importance on this feature. If $v_f=0$, the form factor reaches the maximum value of 0.5.

4. CONCLUSIONS

In determining the optimal structure of the composite flywheels, in compliance with the aim of application, the distribution of the proportion of fiber with respect to the form of flywheel and the poisson ratio of fiber have been defined as the most important factors.

If the distribution of fiber is arranged in such a way that it resists the radial and tangential stresses, the optimal structure of flywheel having an adequate strength can be obtained for a certain running velocity. Consequently, energy-storage capacity of flywheel can be improved.

5. REFERENCES

1. Borlow, T.M., "Mechanical Energy Storage Technology", Annual Report, UCRL - 50056 - 79, Lowrance, USA, 1980.
2. Genta, G., "The Shape Factor of Composite Material Filament Wound Flywheels", *Composites*, 12, 2, 129-134, 1981.
3. Edward, L., Hewes, A., "Optimisation of Composite Flywheel Design", *Int. J. Mech. Sci.*, 19, 69-78, 1977.
4. Miyata, K., "Optimal Structure of Fiber-Reinforced Flywheels with Maximized Energy Density", *Bulletin of JSME*, 238, 565-570, 1985.
5. Çağlıöz, İ., *Kompozit Volanların Optimum Dizaynı, Master Tezi, Fen Bilimleri Enstitüsü, Makina Müh. Anabilim Dalı, Erciyes Üniversitesi, Kayseri, 1987.*

NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN LANGMUIR PROB İLE BELİRLENMESİ

Ferhat DALDABAN

Erciyes Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Kayseri / Türkiye

B.Sami YILBAŞ, Kerim GÜNEY

Erciyes Üniversitesi, Elektronik Mühendisliği Bölümü, Kayseri / Türkiye

ÖZET : *Bu çalışmada, nitrojen gazından oluşan plazma ortamının elektron yoğunluğu ve sıcaklığı Langmuir probu ile ölçülmüştür. Bu amaç için deney düzeneği tasarlanmış ve imal edilmiştir. Vakum basıncı 60 mm-Hg'de tutulmuş ve DC potansiyel 2200 V seçilmiştir. Ölçmeler, farklı katotlar kullanılarak farklı iyonizasyon akımlarında ve değişik prob pozisyonlarında yapılmıştır. Ölçme hatalarını minimum seviyede tutabilmek için, gerekli önlemler alınmıştır. Bu çalışmada elde edilen sonuçların, literatürde elde edilen sonuçlarla uyumluluk içinde olduğu görülmüştür.*

DETERMINATION OF THE NITROGEN-PLASMA CHARACTERISTICS WITH LANGMUIR PROBE

ABSTRACT : *In the present study, the measurement of electron temperature and density in the nitrogen plasma is carried out using a Langmuir probe. For this purpose an experimental apparatus is designed and constructed. Vacuum pressure was kept as low as 60 mm-Hg while D.C. potential is selected as 2200 V. The measurement is repeated at different ionising currents and at different probe positions with using different cathodes. In order to keep the measurement error minimal the necessary cautions are taken. The result obtained in this study are in conformity with those reported in the literature.*

1. GİRİŞ

Bir gaz ortamı DC elektrik alan boşalmasına maruz bırakıldığında, iyonize olur. İyonize olayını kolaylaştırmak için, gaz ortamı düşük basınçlara getirilir. Bununla birlikte, yüksek basınçlarda da iyonize olayını gerçekleştirmek mümkündür. İyonize olmuş gaz ortamına, genellikle plazma adı verilir. Gaz plazmasında alçak frekanstaki radyo dalgalarının soğurulması, teorik olarak birçok araştırmacı tarafından incelenmiştir (1, 2). Ancak bu çalışmalarda elde edilen matematiksel ifadeler, birbirinden farklıdır. Bu durumun temel sebebi, teorik analizler sırasında yapılan farklı kabullerdir.

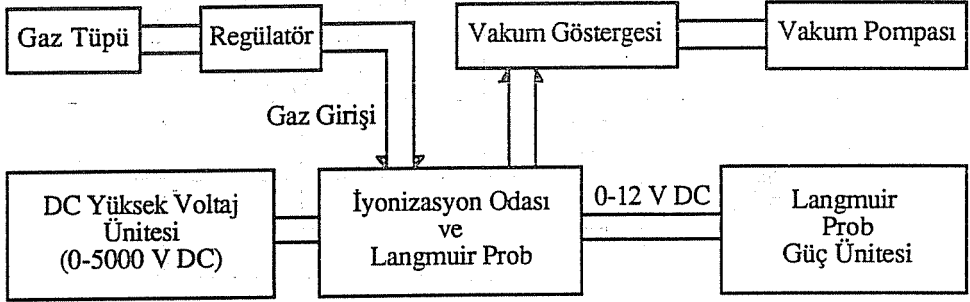
Bu çalışmada, alçak frekanstaki dalgaların plazma tarafından soğurulması ile ilgili deneysel çalışmaların ilk adımı olan, plazma ortamında elektron yoğunluğu ve sıcaklığının ölçülmesi yapılmıştır. Plazma ortamındaki elektron yoğunluğu ve sıcaklığı, birçok metotla belirlenebilmektedir (3-9). Bu çalışmada nitrojen gazı, vakum içerisinde statik elektrik alan boşalması ile iyonize edilmiştir. Nitrojen gazından oluşan plazma ortamının elektron akım yoğunluğu, vakum hücresi içerisine yerleştirilen Langmuir probu (6) ile ölçülmüştür. Elektron yoğunluğu ve sıcaklığı ise, literatürdeki mevcut metodlardan farklı bir metod vasıtasıyla ölçülen bu elektron akım yoğunluğundan hesaplanmıştır. Değişik sertliklerdeki katot numuneleri, farklı prob pozisyonları ve iyanizasyon akımları için, ölçmeler tekrarlanmıştır. Elektron yoğunluğu ve elektron sıcaklığının, iyanizasyon akımına bağlı olarak değişimi için literatürdeki mevcut bağıntılardan farklı bir bağıntı, deneysel sonuçlara eğri uydurma yöntemiyle elde edilmiştir.

2. ELEKTRON YOĞUNLUĞU VE SICAKLIĞININ ÖLÇÜLMESİ İÇİN DENEY DÜZENEGİ

Bu çalışmada kullanılan deney setinin blok şeması, Şekil 1'de gösterilmiştir. Deney setini oluşturan parçalardan birincisi, içerisinde plazmanın oluşturulduğu vakum hücresidir. Bu hücre, iç içe iki metal silindirik yapıdan oluşmuştur. Elektron yoğunluğunun ve sıcaklığının ölçümünde kullanılan Langmuir probun monte edildiği giriş, hücrenin yan kısmındadır. Radyal doğrultularda yoğunluk ve sıcaklık ölçmesi için gerekli olan prob pozisyonu, sabit çap ve kalınlıktaki halkalar vasıtasıyla sağlanmıştır. Vakum işlemi sırasında sızdırmazlık, 10^{-6} mm-Hg basınçlarına kadar kullanılabilen yüksek vakum gresi ile sağlanmıştır.

Sistemde kullanılan ikinci cihaz, boşaltma işlemi yapan vakum pompasıdır. Yine sistemde kullanılan en önemli cihazlardan birisi de, 0-760 mm-Hg basıncını ölçebilen bir basınç ölçerdir. Basınç ölçer, sistem çıkışında, vakum pompası girişindedir. Deneyde kullanılan nitrojen gazı, iğne valfı bir regülatörden geçirilerek vakum hücresine gönderilmektedir. Bütün ölçmeler esnasında iyonizasyon odasına nitrojen girişi, ayarlanabilir bu iğne valf ile kontrol edilerek, ortam basıncının sabit 60 mm-Hg civarında

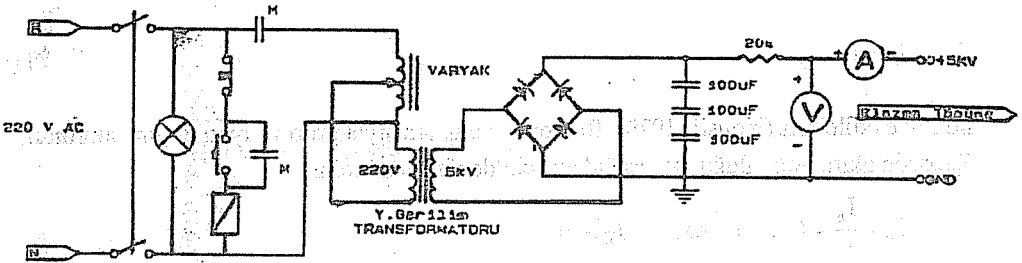
NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN BELİRLENMESİ



Şekil 1. Denei setinin blok şeması.

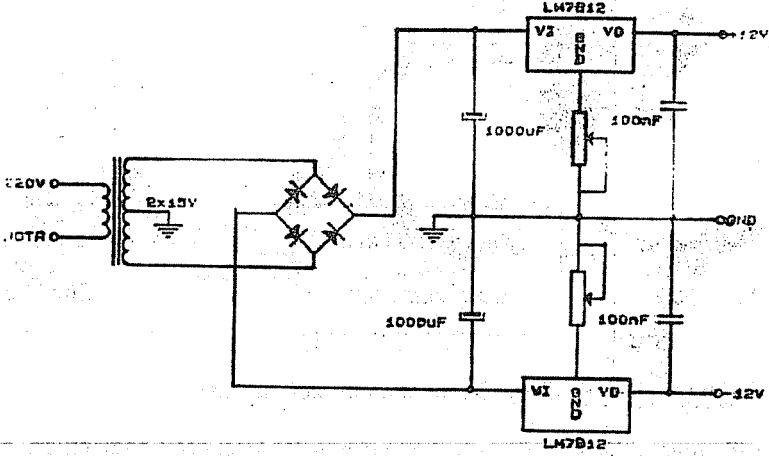
tutulması sağlanmıştır. Denei setini oluşturan elemanlar arası geçiş bağlantıları, dayanıklı plastik borular ile yapılmıştır.

Denyede kullanılan devrelerden biri, Şekil 2'de gösterilen statik alan boşalmasını oluşturmak için kullanılan ayarlanabilir DC yüksek gerilim kaynağı, diğeri ise Şekil 3'de gösterilen prob potansiyelini sağlayan güç kaynağıdır.



Şekil 2. Yüksek gerilim kaynağı.

Bu denei setinin en önemli elemanlarından biri ise 0.1 mm çapındaki Langmuir probudur. Bu prob, 1 M Ω 'luk seri bir direnç ile prob güç kaynağına bağlıdır. İyonize olmuş bir gazın içerisine bir elektrot yerleştirip uygun bir potansiyel tatbik edilecek olursa, uygulanan gerilimin işaretine göre elektrodun aktif alanını pozitif iyonlar veya elektronlar çevreler. Bu yüklü taneciklerin elektrodun getirdikleri yük, taneciklerin yoğunluğuna, hızlarının dağılımına bağlı olduğu gibi, elektrodun şekil ve büyüklüğüne de bağlıdır. Bu olaydan, plazma içerisindeki elektronların yoğunluğunu ve sıcaklığını tesbit etmek için faydalanılabilir. Bu olayı ilk inceleyen (6) olup, geliştirdiği elektrodun da Langmuir probu denilmektedir. Bu prob, plazma ile ilgili araştırmalarda çok sık kullanılmaktadır.



Şekil 3. Prob güç kaynağı.

3. TEORİK ANALİZ

Elektron hızlarının Maxwellian dağılımı, kabulü ile prob tarafından toplanan akım,

$$I_e = I_p - I_{is} \quad (1)$$

ile ifade edilebilir (Yousif, 1979). Burada I_p ve I_{is} sırasıyla prob ve iyon doyma akımıdır. Elektron akım yoğunluğu ise, aşağıdaki şekilde ifade edilebilir.

$$J_e = \frac{I_e}{A} = (n_e v_e) \frac{e}{4} \exp \left[V_p \left(\frac{e}{kT_e} \right) \right] \quad (2)$$

Burada, A probun yüzey alanı, n_e birim hacimdeki elektron sayısının yoğunluğu, e elektron yükü, v_e ortalama elektron hızı, V_p uygulanan prob voltajı, k Boltzman sabiti ve T_e elektron sıcaklığıdır. Denklem (2)'nin her iki tarafının logaritması alınarak tekrar düzenlenirse,

$$\ln(J_e) = \ln \left[(n_e v_e) \frac{e}{4} \right] + \left[V_p \left(\frac{e}{kT_e} \right) \right] \quad (3)$$

elde edilir. Bu denklemde değişken olarak proba uygulanan V_p voltajı alınırsa Şekil 4'de gösterildiği gibi

$$y = mx + n \quad (4)$$

şeklinde bir doğru denklemi elde edilir. Elektron akım yoğunluğunun proba uygulanan

NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN BELİRLENMESİ

voltaj ile değişim doğrusunun eğimi,

$$\tan \theta = \frac{e}{kT_e}$$

dir. Ölçmeler sonucu elde edilen grafiklerden, e/kT_e eğimi bulunabilir. Bulunan bu eğim ifadesinde, e ve k sabitleri kullanılarak T_e sıcaklığı hesaplanır.

Yüklü parçacığa ait hızın hesap edilmesinde, ısı enerjisinin ortalama kinetik enerjiye eşit olduğu kabul edilebilir. Böylece ortalama hız,

$$V_e = \frac{2V_0}{\sqrt{\pi}} = 1.128 V_0 \quad (5)$$

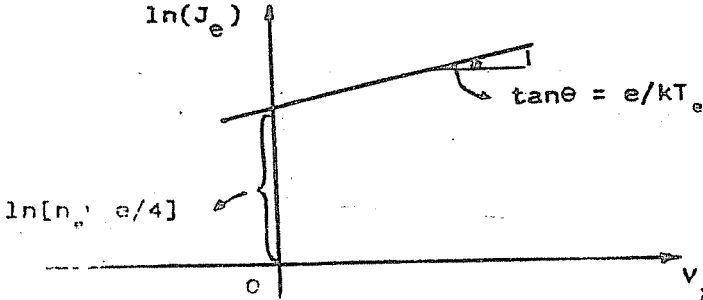
alınabilir. Burada, V_e Gauss dağılımından elde edilmiştir. V_0 , gaz sıcaklığına bağlıdır (8). Ortalama kinetik enerjinin ısı enerjisiyle eşitliği,

$$\frac{1}{2} mV_0^2 = \frac{3}{2} kT_e \quad (6)$$

ile verilir. Bu ifadeden bulunan V_0 hızının (5) denkleminde yerine konulması ile,

$$V_e = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \left(\frac{3kT_e}{m} \right)^{1/2} \quad (7)$$

bulunur. Burada, m elektronun kütlesidir. Doğrunun eğiminden elde edilen sıcaklık denklem (7)'de yerine konularak, V_e hızı hesaplanır. Böylece denklem (3)'den de elektron yoğunluğu n_e bulunur.



Şekil 4. Denklem (3)'ün grafik ile gösterilmesi.

4. ÖLÇMELER VE İRDELEME

Bu çalışmada, nitrojen-plazmasındaki elektron yoğunluğu ve sıcaklığı iki aşamalı olarak belirlenmiştir. Birinci aşamada, vakum basıncı 60 mm-Hg'lik sabit basınçta tutularak ve boşalma potansiyeli 2200 V DC seçilerek, ölçmeler Tablo 1'de verilen farklı sertlik değerlerine sahip A, B, C ve D olarak isimlendirilen katot numuneleri için, Langmuir probun bu numunelerin merkezi ekseninden $X_1=5\text{mm}$, $X_2=10\text{mm}$ ve $X_3=15\text{mm}$ gibi farklı uzaklıklardaki pozisyonlarında yapılmıştır. Şekil 5, 2200 V boşalma potansiyeli, 60 mm-Hg vakum basıncı, boşalma merkezi eksenine dik doğrultuda plazma merkezinden 5 mm dışarıdaki (X_1) prob pozisyonu ve A numunesi için, proba uygulanan voltaja göre Langmuir probtaki elektron akım yoğunluğunun değişimini gösterir. Şekil 5'den görüldüğü gibi, prob voltajının 3 V ve 9 V olduğu noktalardaki elektron akım yoğunluğunun logaritmik değerleri lineer doğrunun tayininde kullanılabilir. Prob kesit

Tablo 1. Katot numuneleri.

Malzeme notasyonu	Malzeme ismi	Çalışma yükü (kp)	Sertliği (kp/mm ²)
A	ST-42 Çeliği	20	261
B	ST-42 Çeliği	20	277
C	ST-42 Çeliği	20	280
D	ST-42 Çeliği	20	281

alanı A, prob akımı I_e , prob gerilimindeki değişim ΔV , prob yarıçapı $r=0.05\text{mm}$ ve proba seri bağlı direnç $R=1\text{M}\Omega$ olmak üzere, akım yoğunluğu

$$J_e = \frac{I_e}{A} = \frac{\Delta V/R}{A} = \frac{\Delta V}{RA}$$

şeklinde yazılabilir. Bu ifadeden,

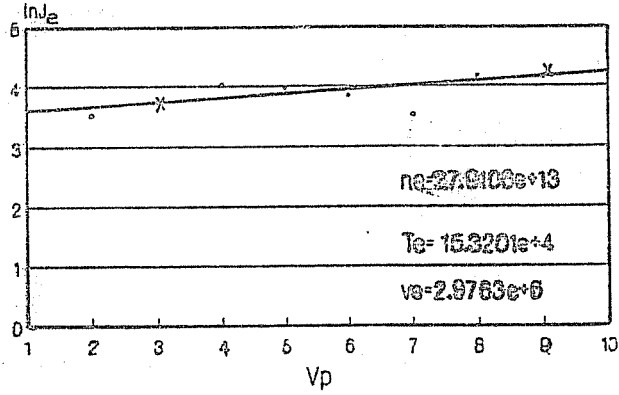
$$\ln(J_e) = \ln \frac{0.52/10^6}{(0.1/2)^2 \pi 10^{-6}} = 4.187, \quad 9\text{V için}$$

$$\ln(J_e) = \ln \frac{0.33/10^6}{(0.1/2)^2 \pi 10^{-6}} = 3.732, \quad 3\text{V için}$$

elde edilir. Bu noktalardan geçen doğrunun logaritmik eksenini ($\ln J_e$) kestiği noktanın orijine olan uzaklığı,

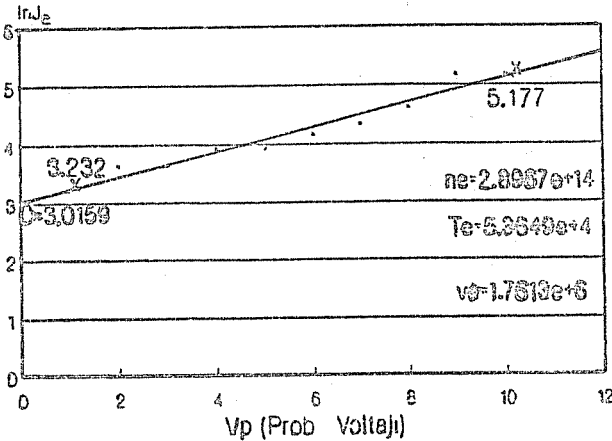
NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN BELİRLENMESİ

Prop Voltajı (V)	ΔV	$\ln J_e$	Prop Voltajı (V)	ΔV	$\ln J_e$
1	0,33	3,722	6	0,27	3,547
2	0,27	3,532	7	0,27	3,532
3	0,33	3,732	8	0,52	4,187
4	0,45	4,042	9	0,52	4,187
5	0,42	3,973	10	0,67	4,44



Şekil 5. 2200 V boşalma potansiyeli, 60 mm-Hg vakum basıncı, A numunesi ve X_1 prob pozisyonu için proba uygulanan voltaja göre, elektron akım yoğunluğunun değişimi.

Prop Voltajı (V)	ΔV	$\ln J_e$	Prop Voltajı (V)	ΔV	$\ln J_e$
1	0,20	3,232	6	0,50	4,148
2	0,30	3,637	7	0,60	4,33
3	0,50	3,637	8	0,80	4,618
4	0,40	3,925	9	1,40	5,177
5	0,40	3,925	10	1,40	5,177



Şekil 6. 1000 mA iyonizasyon akımı, 60 mm-Hg vakum basıncı, A numunesi ve X_2 prob pozisyonu için proba uygulanan voltaja göre, elektron akım yoğunluğu değişimi.

$$\ln[(n_e V_e)^{\frac{e}{4}}] = 3.505 \quad (8)$$

dir. Söz konusu doğrunun eğimi,

$$\tan \theta = 0.0757 = \frac{e}{kT_e}$$

kullanılarak elektron sıcaklığı,

$$T_e = 15.3201 \times 10^4 \text{ K}$$

bulunur. Denklem (7)'den ortalama elektron hızı,

$$V_e = 2.9763 \times 10^6 \text{ m/s}$$

olarak bulunur. Bu hız (8) denkleminde yerine konularak elektron yoğunluğu,

$$n_e = 27.91067 \times 10^{13} \text{ m}^{-3}$$

elde edilir.

Diğer katot numuneleri ve Langmuir probun değişik pozisyonları için de ölçmeler yapılmış ve bu ölçmelerden elde edilen sonuçlardan elektron yoğunluğu ve sıcaklığı, yukarıda verilen yöntem vasıtasıyla hesaplanmıştır. Tablo 2, sabit basınç (60 mm-Hg) ve sabit boşalma potansiyeli (2200 V) altında farklı katot numuneleri için değişik prob pozisyonlarında yapılan ölçmeler sayesinde belirlenen elektron yoğunluğu ve sıcaklığı değerlerini gösterir.

Şekil 5'den görüldüğü gibi, elektron akım yoğunluğunun prob voltajı ile değişimi lineer bir tarzdadır. Ancak prob voltajının farklı değerleri için, elektron akım yoğunluğunda lineer olmayan bir dağılıma gözlenmektedir. Bu dağılım yine de, lineer doğru civarındadır. Bu dağılımın muhtemelen sebepleri şunlardır:

- i) Boşalma gerilimindeki dalgalanmalar,
- ii) Elektrot yüzeylerindeki küçük mekanik çizikler.
- iii) Prob devresindeki gürültüler.

Lineer değişimin eğiminden faydalanarak hesaplanan elektron yoğunluğu değeri $27.9106 \times 10^{13} \text{ m}^{-3}$ ve elektron sıcaklığı değeri $15.3201 \times 10^4 \text{ K}$ 'dir. Elektron yoğunluğu değeri, glow boşalmanın meydana geldiğini göstermektedir. Ayrıca, katot yüzeyindeki kirliliğin ve nitrürleme işleminin artması sonucu akım yoğunluğundaki dalgalanmalar daha da artmaktadır.

Yapılan bazı ölçmelerde (X_2 ve X_3 için) sadece prob ucu, boşalma merkezi eksenine dik doğrultudaki plazma merkezinden dışarı doğru kaydırılmıştır. Bu uygulamadaki amaç,

NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN BELİRLENMESİ

Tablo 2. 60 mm-Hg vakum basıncı ve 2200 V DC boşalma potansiyeli altında farklı katot numuneleri için, değişik prob pozisyonlarında ölçülen elektron yoğunluğu ve sıcaklığı değerleri.

	$X(\text{mm})$	$n_e (\text{m}^{-3})$	$T_e (\text{K})$	
A	X_1	27.9106×10^{13}	15.3201×10^4	$X_1 = 5 \text{ mm}$
	X_2	23.7429×10^{13}	4.1332×10^4	$X_2 = 10 \text{ mm}$
	X_3	9.3726×10^{13}	3.7744×10^4	$X_3 = 15 \text{ mm}$
B	X_1	19.8414×10^{13}	5.0877×10^4	
	X_2	14.3303×10^{13}	21.7418×10^4	
	X_3	5.9677×10^{13}	4.7673×10^4	
C	X_1	20.1951×10^{13}	31.8834×10^4	
	X_2	13.7335×10^{13}	32.6127×10^4	
	X_3	6.8412×10^{13}	3.5111×10^4	
D	X_1	9.3665×10^{13}	6.8821×10^4	
	X_2	4.5423×10^{13}	2.9692×10^4	
	X_3	3.3031×10^{13}	8.5905×10^4	

sıcaklık ve yoğunluk değerlerinin silindirik yapıdaki plazma kolonunun merkezinden iyonizasyon odasının çeper yüzeyine doğru değişimini gözleyebilmektir. Yapılan ölçme ve hesaplamalar sonucu bulunan elektron yoğunluğu değerleri, beklenildiği gibi merkezden kenarlara doğru (X_1 'den X_3 'e doğru) gidildikçe azalmaktadır. Buna karşılık elektron sıcaklığında da beklenen artış görülmektedir. Ancak bazı değerler, bu sonuçlara uymamaktadır (Tablo 2'ye bakınız). Bunun en büyük sebebi, plazma ortamından fazla uzaklaşarak iyonizasyon odası iç yüzeyine yaklaşmış ve böylece plazma ortamının özellikleri değişmiştir. Deneyin ikinci aşamasında, bu olumsuzlukları mümkün olduğu kadar ortadan kaldırmak için, 60 mm-Hg'lik sabit basınç ve 400 mA, 600 mA, 800 mA, 1000 mA gibi farklı boşalma akımlarında prob ucu birinci aşamadaki pozisyonlarından daha yakın ($X_1=9 \text{ mm}$, $X_2=4 \text{ mm}$ ve $X_3=1 \text{ mm}$) plazma merkezine sokularak ölçmeler yapılmıştır. Ayrıca ölçmeler boyunca hep aynı elektrot (A numunesi) kullanılarak, farklı katot numunelerinin oluşturacağı olumsuz etkiler azaltılmaya çalışılmıştır. Şekil 6, 1000 mA iyonizasyon akımı, 60 mm-Hg vakum basıncı ve $X_2=4 \text{ mm}$ noktası için, proba uygulanan voltaja göre Langmuir probtaki elektron akım yoğunluğunun değişimini gösterir. Elektron yoğunluğunun ve sıcaklığının belirlenmesi için takip edilen işlemler,

deneyin birinci aşamasında yapılan işlemlerle aynıdır. Tablo 3, farklı boşalma akımları ve farklı prob pozisyonları için sabit basınç altında ölçmeler vasıtasıyla elde edilen elektron yoğunluğu ve sıcaklığı değerlerini gösterir. Tablo 3'den de sıcaklık dağılımında dikkati çeken bir düzensizliğin olduğu açıkça görülür. Bu düzensizliğin sebepleri şunlardır:

- i) $X_1=9$ mm konumundaki plazma kararsızlığı (unstability),
- ii) Elektrot yüzeylerindeki pürüzlerden dolayı plazmada oluşan ani kıvılcımlar (sparking),
- iii) Ölçme sahasının 8 mm gibi ($X_1 - X_3 = 9 - 1 = 8$ mm) dar bir bölge olması,
- iv) Plazmanın henüz yeterince dengeli duruma geçmemiş olması.

Bu olumsuz görünüme rağmen; ölçme sahasının çok küçük bir bölge olması gerçeği dikkate alınarak, bu ölçme sahası homojen bir yapı olarak kabul edilebilir. Bu kabul doğrultusunda Tablo 3'deki ortalama değerlere bakıldığında, elektron sıcaklığı değerlerinin artan iyonizasyon akımı ile azaldığı ve elektron yoğunluğu değerlerinin de artan iyonizasyon akımı ile arttığı görülür.

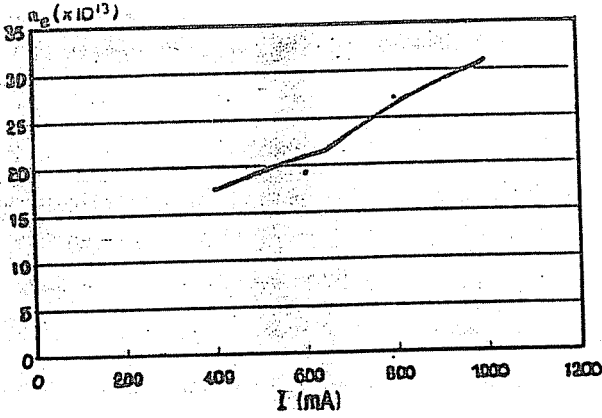
Tablo 3. A numunesi, 60 mm-Hg vakum basıncı, farklı boşalma akımları ve prob pozisyonları için ölçülen elektron yoğunluğu, ortalama elektron yoğunluğu (\bar{n}_e), elektron sıcaklığı ve ortalama elektron sıcaklığı (\bar{T}_e) değerleri.

I	X(mm)	n_e ($\times 10^{14}m^{-3}$)	\bar{n}_e ($\times 10^{14}m^{-3}$)	T_e ($\times 10^4$ °K)	\bar{T}_e ($\times 10^4$ °K)
400 mA	$X_3(=1$ mm)	2.2851	1.7566	8.2757	5.8686
	$X_2(=4$ mm)	2.2765		6.6922	
	$X_1(=9$ mm)	0.1422		2.6380	
600 mA	X_3	2.28711	1.9157	6.8443	5.6939
	X_2	2.2945		6.3356	
	X_1	0.5813		3.9019	
800 mA	X_3	4.4224	2.7045	5.0246	4.9947
	X_2	2.87105		7.0913	
	X_1	0.8200		2.8683	
1000 mA	X_3	3.5161	3.0691	4.7452	4.8804
	X_2	2.8967		5.3649	
	X_1	2.8755		4.5310	

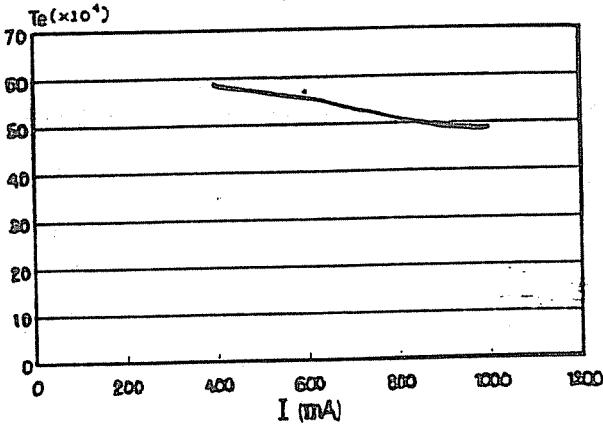
Ortalama elektron yoğunluğunun ve ortalama elektron sıcaklığının iyonizasyon akımına bağlı olarak değişimini gösteren Şekil 7 ve Şekil 8'den, elektron yoğunluğu değerlerinin

NİTROJEN-PLAZMASININ KAREKTERİSTİKLERİNİN BELİRLENMESİ

artan iyonizasyon akımı ile arttığı ve elektron sıcaklığı değerlerinin de artan iyonizasyon akımı ile azaldığı sonucu açıkça görülmektedir.



Şekil 7. İyonizasyon akımına göre, ortalama elektron yoğunluğunun (\bar{n}_e) değişimi.



Şekil 8. İyonizasyon akımına göre, ortalama elektron sıcaklığının (\bar{T}_e) değişimi.

Bu çalışmada elde edilen sonuçlar, literatürdeki bu konuda yapılan çalışmaların sonuçları (9) ile tamamen uyumluluk içindedir. Elektron yoğunluğu ve sıcaklığı için hesaplanan ortalama değerlerden faydalanarak, elektron yoğunluğunun ve sıcaklığının iyonizasyon akımına bağlı matematiksel ifadeleri de, eğri uydurma yöntemiyle aşağıdaki şekilde elde edilmiştir.

$$n_e = (a_1 I^p + b) \times 10^{13}, \quad (\text{m}^{-3}) \quad (9)$$

$$T_e = (a_2 I^r) \times 10^4, \quad (^\circ\text{K}) \quad (10)$$

Burada,

$$a_1 = 1.7963475, \quad p = 1.773656, \quad b = 1.3472065 \quad (11)$$

$$a_2 = 4.8885894, \quad r = -0.21624483 \quad (12)$$

dır. Bu ifadelerden elde edilen sonuçlar, deneysel sonuçları maksimum % 9 hata ile sağlamaktadır. Şekil 5 ve Şekil 6'daki lineer doğrular, bu matematiksel ifadelerden elde edilen doğrulardır.

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada, nitrojen gazından oluşan plazma ortamındaki elektron yoğunluğu ve sıcaklığı, deneysel olarak yapılan ölçmeler vasıtasıyla belirlenmiştir. Plazma oluşturabilmek için gerekli yüksek gerilim kaynağı, iyonizasyon odası ve prob güç kaynakları tasarlanarak imal edilmiştir. Elektron yoğunluğu ve sıcaklığı ölçmeleri, sabit basınç ve sabit boşalma gerilimi altında farklı katot numuneleri için, üç farklı prob pozisyonunda yapılmıştır. Deneysel sonuçlarda elde edilen elektron yoğunluğu ve elektron sıcaklığının, iyonizasyon akımına bağlı olarak değiştiği görülmüştür. Bu değişim için, deneysel sonuçlardan eğri uydurma yöntemiyle kapalı-form ifadeler elde edilmiştir. Bu ifadelerden elde edilen değerler, deneyler sonucu elde edilen değerleri maksimumu % 8-10 gibi hata sınırları içerisinde sağlamaktadır.

Deneysel sonuçları, elektron yoğunluğunun plazma merkezinden uzaklaştıkça azaldığını; elektron sıcaklığının da plazma merkezinden uzaklaştıkça arttığını göstermektedir. X_1 , X_2 ve X_3 konumlarında elektron yoğunluğu ve sıcaklığı için, beklenen genel artış ve azalış sıralamasına uymayan birkaç değer gözlenmiştir. Elektron yoğunluğu ve sıcaklığındaki artma ve azalma düzeni, ortalama değerlerle daha iyi sağlanmaktadır. Ölçmelerin küçük bir bölgede (X_1 - X_3) yapılmış olmasından dolayı, homojen olarak kabul edilen plazma için söz konusu küçük bölgede ortalama değerleri almak çok büyük bir hataya sebep olmamaktadır. Ortalama değerlere bakıldığında artan iyonizasyon akım ve plazma kolonunun merkezine yaklaşma ölçüsünde (X_1 'den X_3 'e doğru) elektron yoğunluğunun arttığı, elektron sıcaklığının ise azaldığı tesbit edilmiştir. X_1 , X_2 ve X_3 konumlarında elektron yoğunluğu ve sıcaklığı için, beklenen genel artış ve azalış sıralamasına uymayan birkaç değer gözlenmesinin en büyük sebebi, prob akım yoğunluğundaki istenmeyen sıçramalar olabilir. Bu olumsuzlukları önleyebilmek için,

- i) Vakum şartlarının iyi olması,
- ii) Prob güç devresinde oluşan gürültünün önlenmesi,
- iii) Elektrot yüzeylerinin son derece pürüzsüz, temiz ve kuru olması,
- iv) Boşalma gerilimindeki dalgalanmaların düzelmesi,
- v) Ölçme hatalarını azaltmak için çok daha fazla sayıda ölçme yapılması gerekmektedir.

Ayrıca deneyler sırasında, sertlik dereceleri önceden bilinen katot numunelerinin plazma oluşumu süresince nitrürleme işlemine maruz kaldığı ve yüzey sertlik derecelerinin az da olsa arttığı gözlenmiştir. Ancak yeterli düzeyde yüzey sertliği sağlayabilmek için, çok uzun süre plazma durumunun devam etmesi gerekmektedir.

Bu çalışmada elde edilen sonuçların, literatürdeki elde edilen sonuçlarla çok iyi (9) bir uyumluluk içinde olduğu görülmüştür.

6. KAYNAKLAR

1. Debye, J.W., *Collected Papers, Interscience Publishers, New York, 1954.*
2. Goldstein, L., *Electrical Discharges in Gases and Modern Electronic, Academic Press, New York, 1955.*
3. Numano, M., Furukawa, O. and Michiyoshi, I., *Comparision of Langmuir Probe and Spectroscopic Electron Temperature Measurements, Plasma Physics, 13, 992-995, Pergamon Press, 1971.*
4. Bostan, M. and Gültekin, E., *Density Distribution in a Magneto-Plasma System, Türkiye Atom Enerjisi Kurumu Çekmece Nükleer Araştırma ve Eğitim Merkezi, Araştırma Raporu No: 236, November 1985.*
5. Hughes, T.P., *Plasma and Laser Light, Adam Hilger Publishing Comp., 1975.*
6. Langmuir, I., *Collected Works (G.Smith ed.), 4, Pergamon, 1961.*
7. Yousif, E.G., *Effect of Electrophilic Gases at Subatmospheric Pressures on Laser Induced Plasmas in Machining of Metals, PhD Thesis, Mech. Eng. Dept., University of Birmingham, 1979.*
8. Yılbaş, B.S., *Plasma Transient at Subatmospheric and Atmospheric Pressures of Drilling Ambients. J. Laser and Engineering, 7, 1-13, 1986.*
9. Cherington, B.E., *Gaseous Electronic and Gas Lasers, Pergamon Press, New York, 1979.*

Y-V-I ve K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN BİLGİSAYAR SİMÜLASYON YÖNTEMİYLE ÜÇ BOYUTLU OLARAK BELİRLENMESİ

O.Tuğrul GÖNCEL ve Onur GÜVEN

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: Bu makalede Göncel ve Güven tarafından yapılan çalışmadaki (1) teorik yaklaşımlar ve kabuller geçerli olmak üzere Y-V-I ve K kaynak ağız formlarının kaynak dikisi civarında oluşan Isı Tesiri Altındaki Bölgenin (ITAB) oluşumuna etkisi incelenmiş ve elde edilen sonuçlar sunulmuştur.

K ağız formu hariç diğer ağız formlarında kaynak banyosunun ortasından geçen düşey eksene göre sağ ve solda simetrik bir ITAB dağılımı görülmüştür. Bu simetrik ITAB dağılımı V-Y ve I ağız formlarının düşey eksene göre simetrik olmasından kaynaklanmaktadır. K ağız formunda ise kaynak banyosunun ortasından geçen yatay eksenin üstü ve altında simetrik bir ITAB dağılımı varmış gibi görülmekle birlikte malzeme altı ve üstünde ısı akışının farklı olmasından dolayı tam bir simetrik ITAB görülmemektedir.

DETERMINATION OF HAZ IN 3-D AROUND Y-V-I AND K TYPES JOINTS BY COMPUTER SIMULATION

ABSTRACT: In this work, the formation of HAZ around the Y-V-I and K types welding joints have been investigated by accepting that the theoretical approaches and assumptions in the studies of Göncel and Güven (1).

It has been seen that a symmetrical HAZ distribution occurs at both sides according to the vertical axis which passes through the welding metal. The symmetrical HAZ distribution occurs because of the V-Y and I types joints are symmetrical to the vertical axis and therefore symmetrical HAZ distribution has been observed above and below the sides of the horizontal axis. In the case of K-type joint, as if there were a symmetrical HAZ, but because of the different heat fluxes above and below the parent metal, unsymmetrical HAZ has been observed.

1. GİRİŞ

Sökülmez birleştirme yöntemi olarak nitelendirdiğimiz kaynak işleminde bilindiği gibi kaynak edilecek parçaların birleştirme yerine sonradan elektrodla doldurulacak bir boşluk açılmakta ve bu boşluk kaynak ağzı olarak tanımlanmaktadır. Çeşitli kaynak yöntemleriyel yapılan, metal parçalara açılan kaynak ağzı şekillerinin standardı TS3473 (2) belirtilmiştir. Standard da belirtilenler tecrübelere dayanan ve en uygun kaynak şartlarını sağlayan kaynak ağzlarının ölçüleridir.

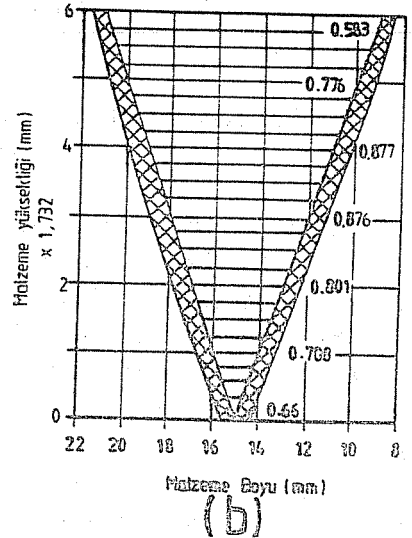
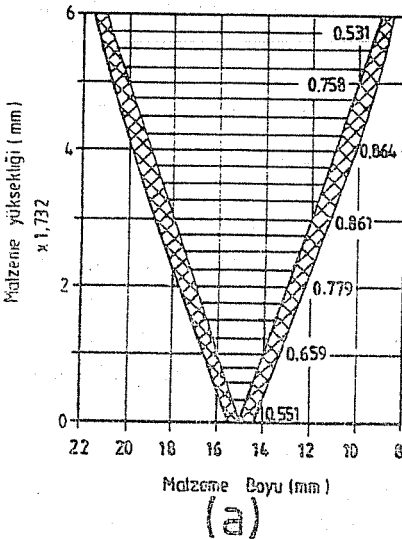
Kaynak bölgesindeki sıcaklık dağılımı ve değişimi konusunda birçok araştırmacı tarafından teorik ve deneysel çalışmalar yapılmıştır (3-20). Yapılan çalışmalar metal bir yüzey üzerinde noktasal bir ısı kaynağının hareketi esnasında metalde oluşan sıcaklık dağılımı ve değişimi incelemeleri üzerinedir. Gerçekte ise kaynak ağzı içerisine sıcak metal ilavesi olmakta ve ısı sadece metal yüzeyinden verilmemiş olup arada kalan kaynak metalinden ana parçaya ve ortama yayılmaktadır.

2. MATERYAL

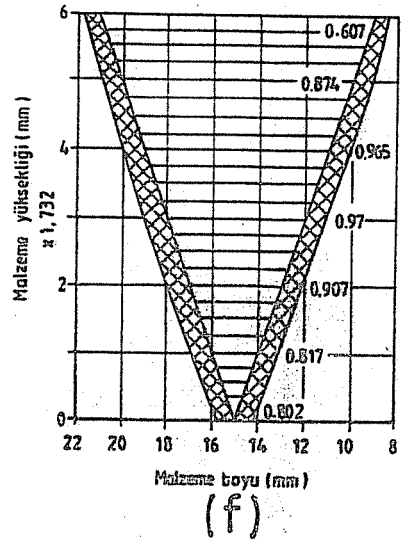
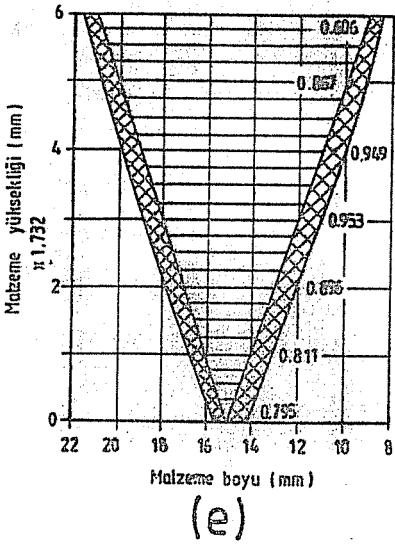
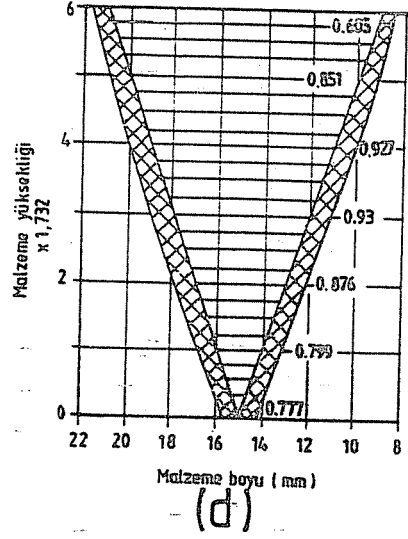
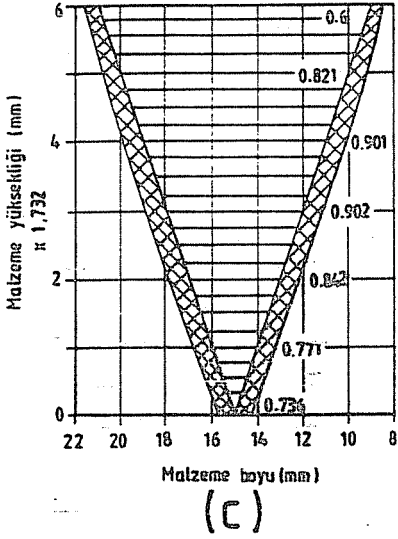
Bu çalışmada göz önünde bulundurulmuş malzeme %0.5 karbon içeren karbon çeliğidir. Malzemenin mühendislik özellikleri (21)'de belirtilmiştir. Malzeme 10.4x30x9 mm boyutlarında olup, kaynak ağzı I ağız formu dışında 60°'lik açıyla 10.4x30 mm olan yüzeyin tam ortasında boydan boyz açılmıştır.

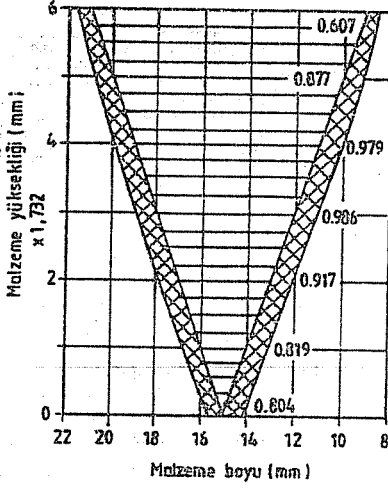
3. ARAŞTIRMA BULGULARI VE TARTIŞMA

ITAB'nin kaynak ağzı boyunca değişimini izleyebilmek için belirli yerlerdeki, ağız formuna paralel düzlemlerdeki ITAB'lerin büyüklükleride elde edilmiştir. Bu düzlemler şu şekildedir. V ve K ağız formu için Şekil 1-2'de, I ve Y ağız formları için ise Şekil 3-4'de topluca görülmektedir.

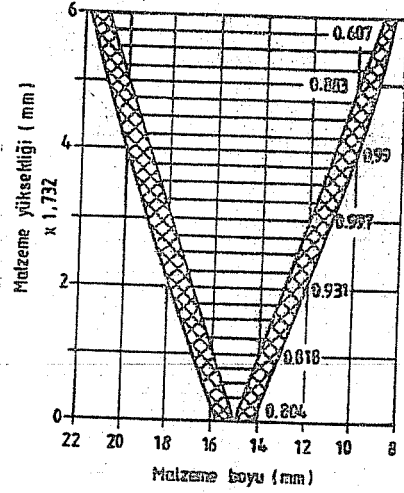


Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ

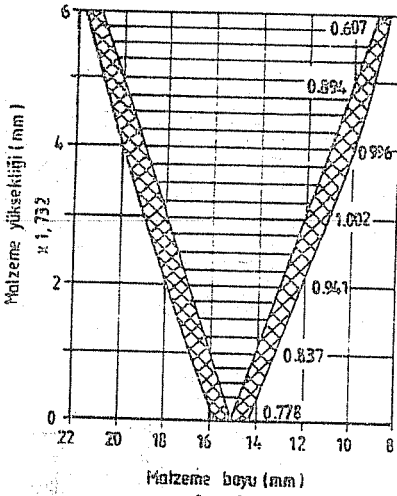




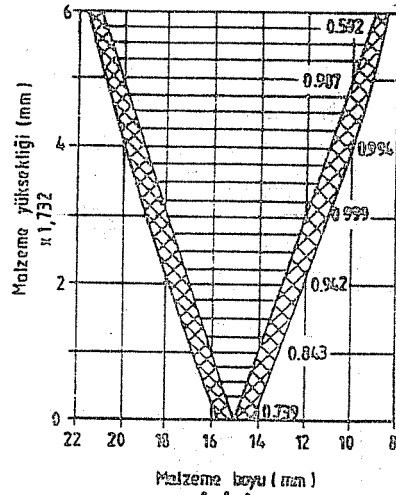
(g)



(h)



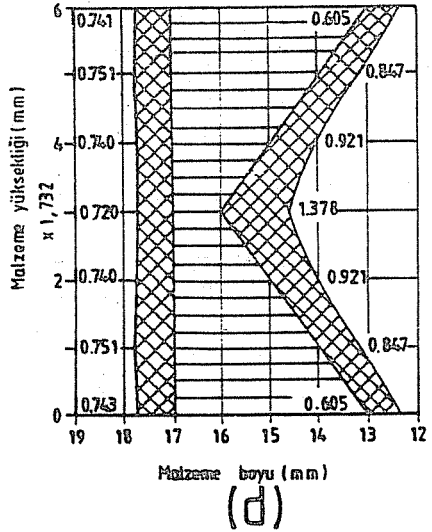
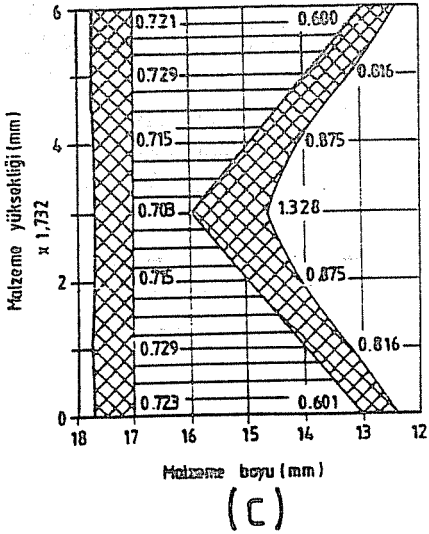
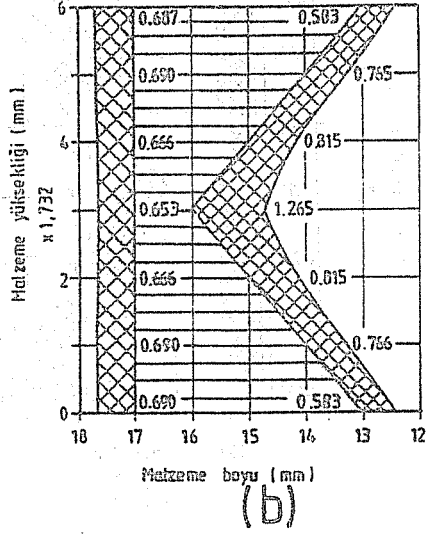
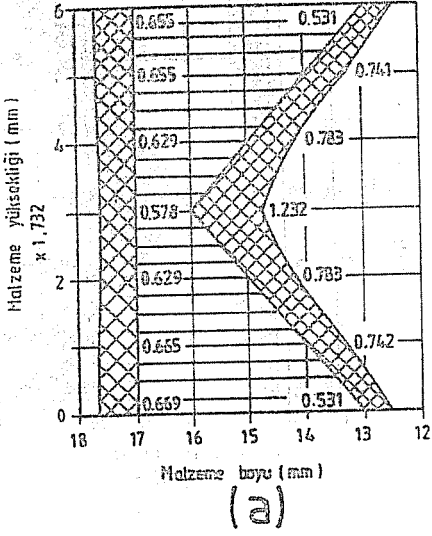
(i)

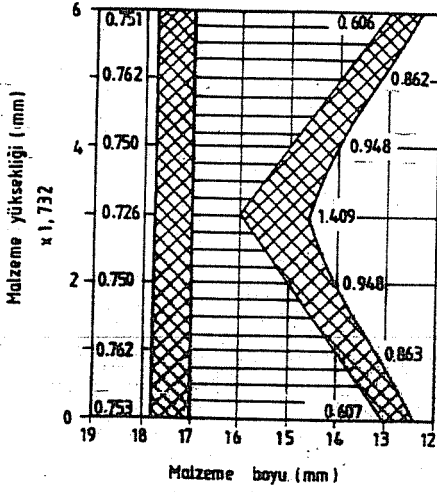


(j)

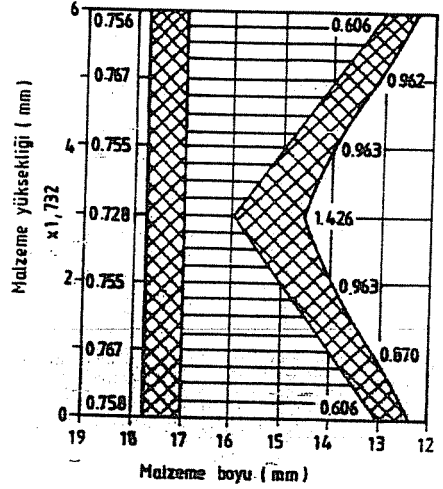
Şekil 1. V-Kaynak ağızı boyunca ITAB'nin malzeme yüksekliği ve boyu ile değişimi. Burada: (a) Z=0, (b) Z=1, (c) Z=2, (d) Z=3, (e) Z=4, (f) Z=5, (g) Z=6, (h) Z=7, (i) Z=8, (j) Z=9 düzlemlerini göstermektedir.

Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ

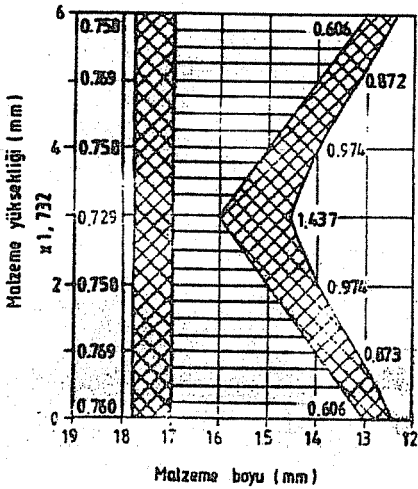




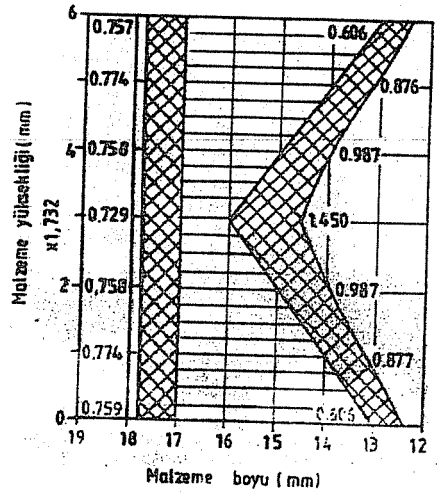
(e)



(f)

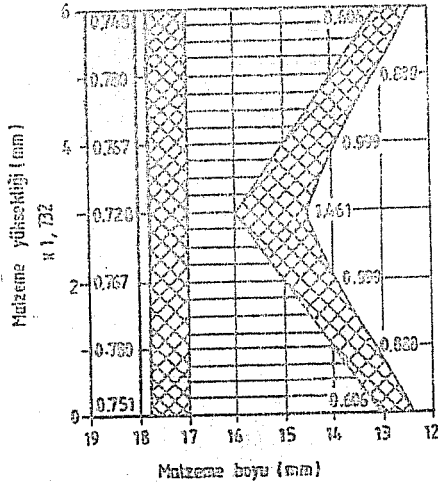


(g)

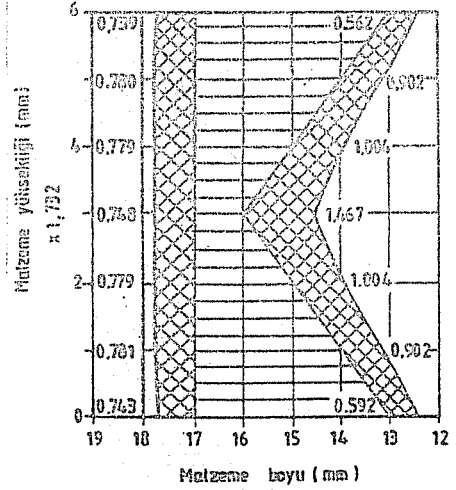


(h)

Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ

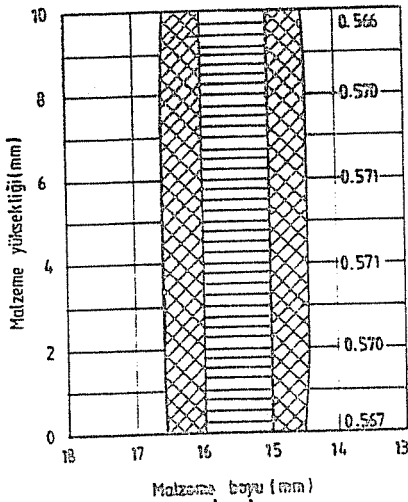


(i)

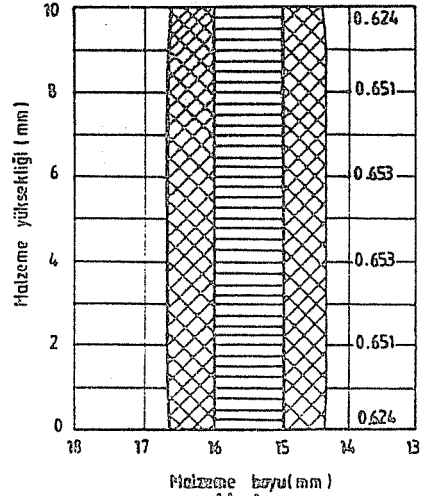


(j)

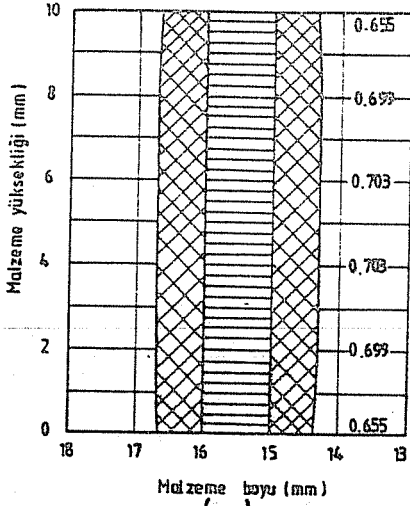
Şekil 2. K-Kaynak ağızı boyunca ITAB'nin malzeme yüksekliği ve boyu ile değişimi. Burada: (a) Z=0, (b) Z=1, (c) Z=2, (d) Z=3, (e) Z=4, (f) Z=5, (g) Z=7, (i) Z=8, (j) Z=9 düzlemlerini göstermektedir.



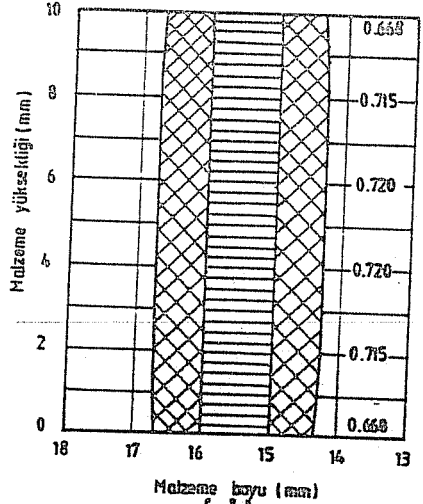
(a)



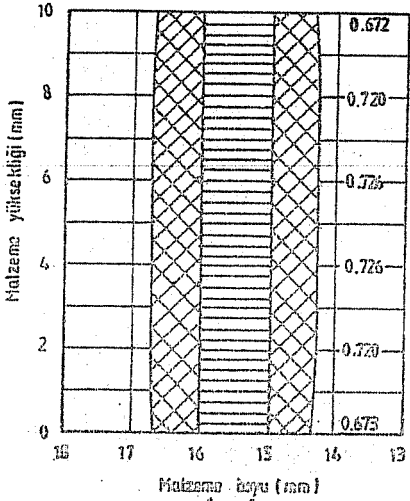
(b)



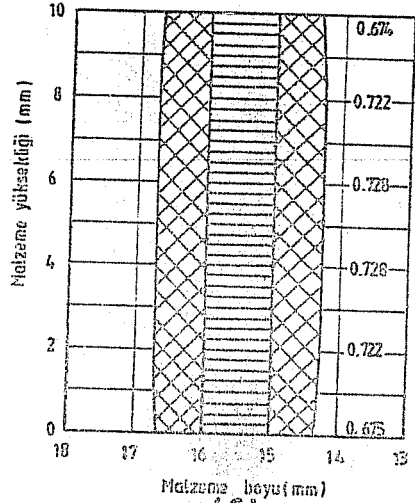
(c)



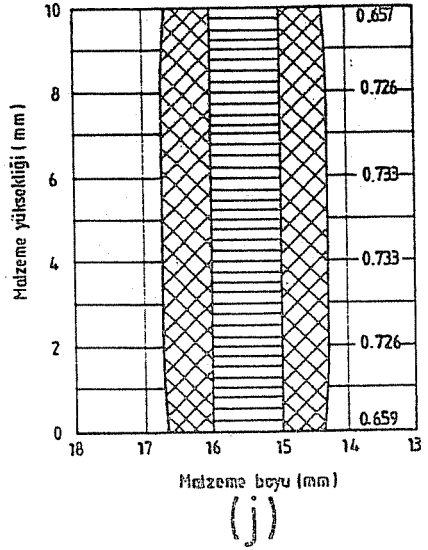
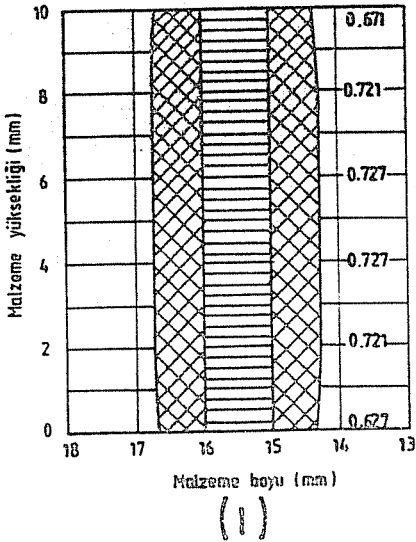
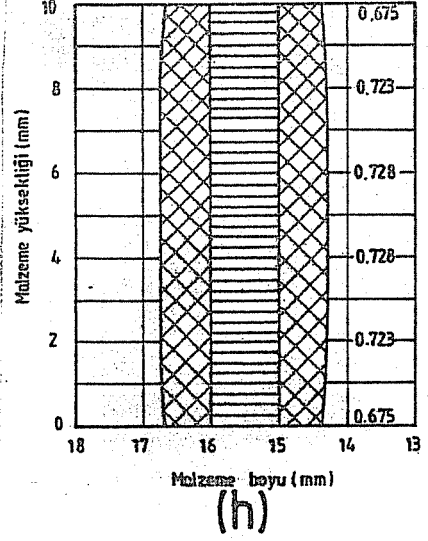
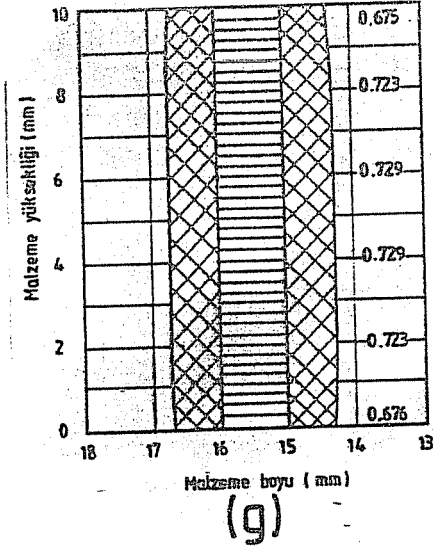
(d)



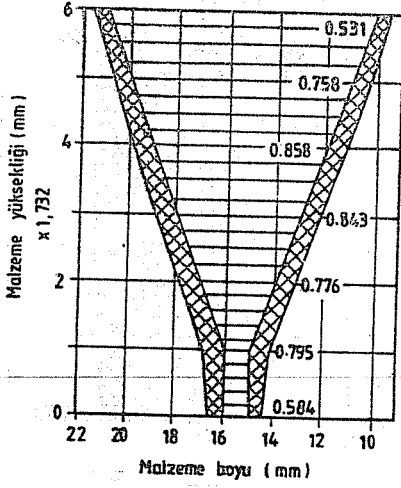
(e)



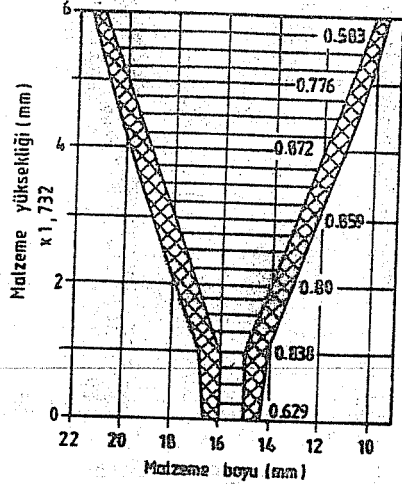
(f)



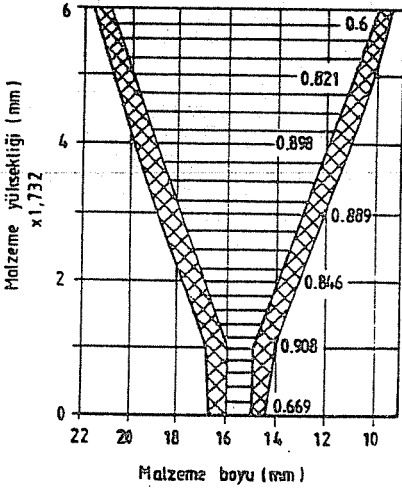
Şekil 3. I-Kaynak ağızı boyunca ITAB'nin malzeme yüksekliği ve boyu ile değişimi. Burada: (a) Z=0, (b) Z=1, (c) Z=2, (d) Z=3, (e) Z=4, (f) Z=5, (g) Z=7, (i) Z=8, (j) Z=9 düzlemlerini göstermektedir.



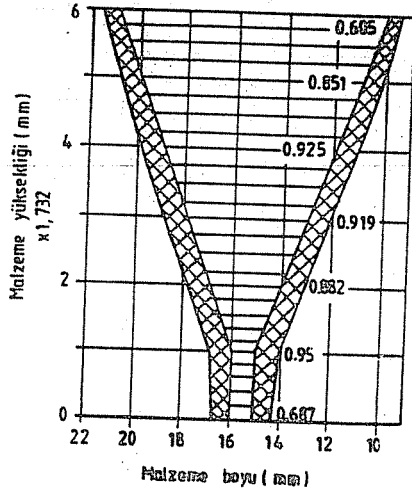
(a)



(b)

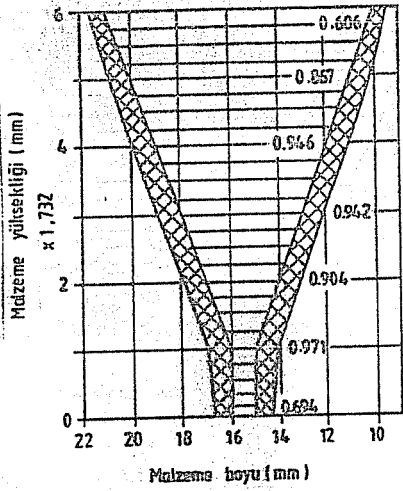


(c)

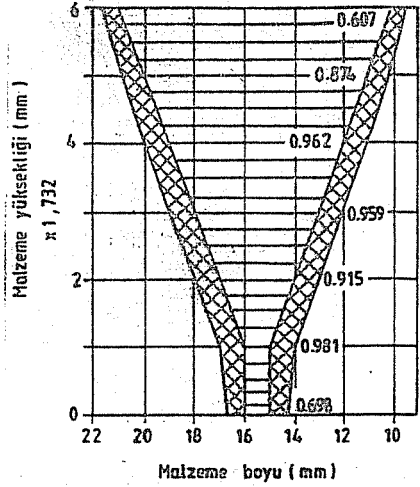


(d)

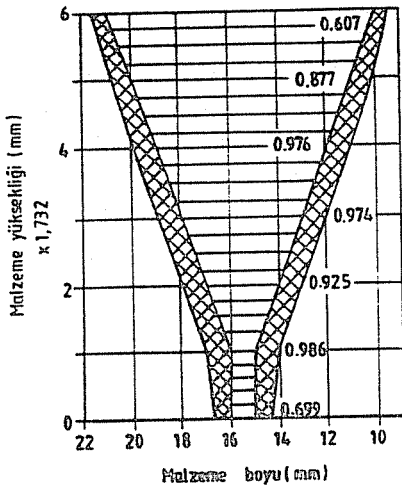
Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ



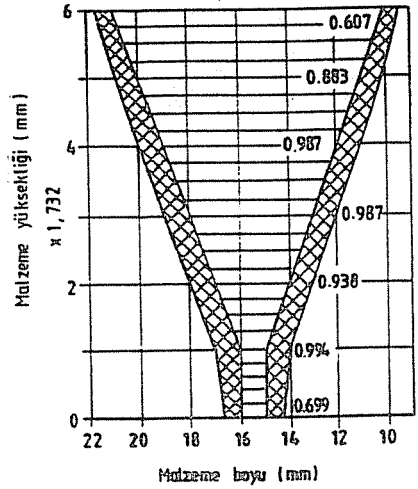
(e)



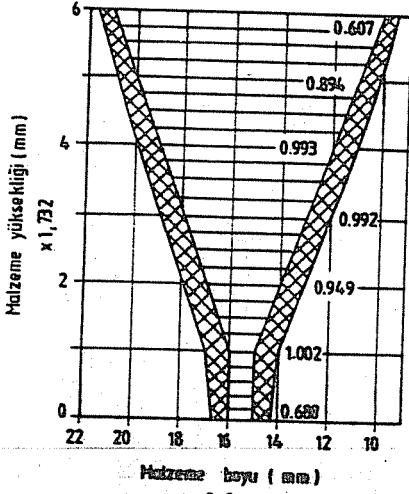
(f)



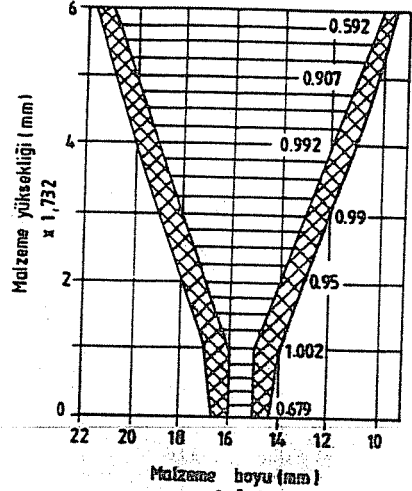
(g)



(h)



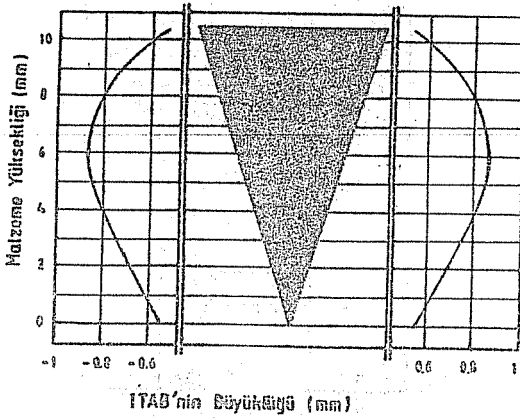
(i)



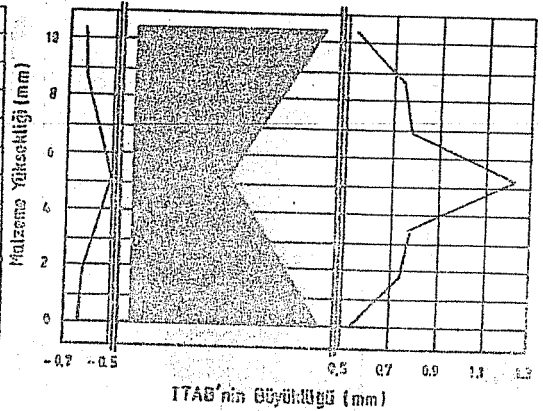
(j)

Şekil 4. Y-Kaynak ağzı boyunca ITAB'nin malzeme yüksekliği ve boyu ile değişimi. Burada: (a) $Z=0$, (b) $Z=1$, (c) $Z=2$, (d) $Z=3$, (e) $Z=4$, (f) $Z=5$, (g) $Z=7$, (i) $Z=8$, (j) $Z=9$ düzlemlerini göstermektedir.

700 °C izoterm eğrisinin ITAB içerisinde malzeme yüksekliği ile değişiminin daha rahat izlenmesi amacıyla $Z=0$ düzlemindeki durum V-K-I ve Y ağız formları için Şekil-5' te verilmiştir.

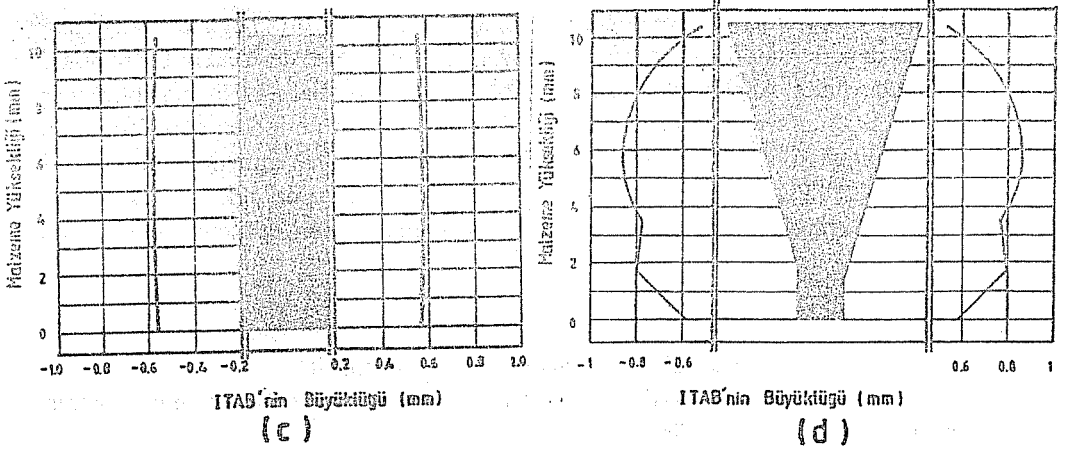


(a)



(b)

Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ



Şekil 5. 700 °C izoterm Eğrisinin ITAB içerisinde Malzeme Yüksekliği ile Değişimi. (a)V, (b)K, (c)I, (d)Y Ağız formlarını belirtmektedir.

Şekil-1-4' e kadar olan şekiller incelendiğinde (K ağız formunun ağız açısının 0° olan yüzeyi hariç) bütün düzlemlerde malzeme yüzeylerine doğru yaklaşıldıkça ($y=0$ ve $y=10.4$ noktalarına doğru) ITAB'nin büyüklüğünün diğer noktalara göre küçüldüğü görülmektedir. Bu da kaynak banyosunun atmosfer ile temasından dolayı soğuması ile açıklanmaktadır. K ağız formunda ağız açısının 0° olan yüzeyinde ise belirtilen yüzeylere yaklaşıldıkça malzeme ortasına göre büyüme olmaktadır (Şekil-2). Bu durum, merkeze yaklaştıkça kaynak banyosunun hacminin azalması nedeniyle malzemenin diğer noktaların banyo sıcaklığından daha az etkilenmesinden kaynaklanmaktadır. Kaynak banyosunun (1500 °C) malzemeye ilk değdiği yüzey ($Z=0$ düzlemi) ile ilerleme yönündeki (Z eksenini doğrultusundaki düzlemler) düzlemlerde görülen büyüme, kaynak banyosunun ilerlemesi anında banyo önünde bulunan noktaların sıcaklığının banyonun sıcaklığından etkilenecek şekilde artmasından kaynaklanmaktadır. Ancak son düzlemde ($Z=9$ düzlemi) ITAB'nin büyüklüğünde bir önceki düzleme göre ($Z=8$ düzlemi) azalma olmuştur. Bu azalma yine son düzlemin ($Z=9$ düzlemi) ortamla temas durumunda olmasından meydana gelmektedir.

Şekil-(5)a incelendiğinde ITAB'nin büyüklüğünü belirten 700°C izoterm eğrisi V ağız formunda maksimum 0.8 mm civarında olmuştur. Şekil-(5)b detaylı incelendiğinde, K ağız formunun yapısı nedeniyle, kaynak banyosunun her hangi bir yerinden geçen düşey eksene göre şeklen simetrik olmadığından ITAB'in dağılımı da simetrik olmamaktadır. K ağız formu X ağız formunun düşey eksene göre I ağız formunun aynı eksene göre yarısının birleşmesinden oluşmuştur. Bu nedenle ITAB'nin dağılımı bir tarafta I ağız formundakine, diğer tarafta X ağız formundakine benzemektedir. I taraftaki yüzeye yakın yerlerdeki ITAB büyüklüğü merkeze doğru yaklaştıkça ITAB'nin büyüklüğü 0.58 mm gibi en küçük değeri almıştır. Bu noktanın X taraftaki ITAB büyüklüğü ise 1.23 mm gibi

değere ulaşmıştır. Şekil-5(c) göz önünde bulundurulduğunda I ağız formundaki ITAB'nin büyüklüğü yüzeylerden içeriye doğru ilerledikçe artmış ve iç orta noktada maksimum 0.57 mm değerlerinde ITAB genişliği oluşmuştur. Şekil-5(d)'de Y ağız formundaki ITAB'nin büyümesi iki noktada gelişmiştir. Noktalardan birisi malzeme iç orta noktasında diğeri ise Y ağız formunun tabanından ($y=0$) içeriye doğru ilerlerken ağız formunun kırılma noktasıdır. Orta noktadaki ITAB'nin büyüklüğü 0.9 mm diğer noktadaki ITAB'nin büyüklüğü ise 0.8 mm dir. Y ağız formunun kırılma noktasındaki ITAB büyümesi, bu noktanın üstünde bulunan kaynak metalinden etkilenmesi şeklinde açıklanabilir.

4. SONUÇ

Geliştirilen modelden elde edilen sonuçlar şu şekilde sıralanabilir.

1. Kırılmalı oluşturulan (X-K-Y ağız formları) kaynak ağız formlarında, kırılma noktasında ITAB büyümektedir.
2. Kaynaklı bağlantıda parçaların ağız formu ile soğuma hızı değiştiğinden, ITAB'ın büyüklüğü de ağız formuna bağlı olarak değişmektedir.
3. Şeklen simetrik olan kaynak ağız formlarında, ITAB da simetrik olarak oluşmaktadır.
4. Burulma ve eğilme gerilmesi altında çalışacak parçalar düşünüldüğünde; maksimum gerilme malzeme yüzeylerinde olduğundan, bu tip gerilme altında çalışan malzemelerde X ve K kaynak ağız formu tercih edilmelidir.
5. Elektrod sarfiyatı, harcanan enerji ve zaman açısından, ekonomik öncelik sırasına göre kaynak ağız formları I-K-Y ve V şeklinde sıralanabilir.

5. KAYNAKLAR

1. Göncel, O.T., Güven, O., X-Ağız Formunda ITAB'nin Bilgisayar Simülasyon Yöntemiyle Üç Boyutlu Olarak Belirlenmesi, Çukurova Üniversitesi Mühendislik-Mimarlık Fakültesi Dergisi, Cilt-7, Sayı-2, 189-198, Aralık, 1992.
2. TS3473, Kaynak Ağızları, Ocak 1980, Ankara.
3. Spraragen, W., Claussen, G.E., Temperature Distribution During A Review of the Literature to January 1, 1937, Welding Research supplement, 4-10, September, 1937.
4. Rosenthal, D., Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting, Welding Research Supplement, 220-234, May, 1941.
5. Rosenthal, D., Mass, C., The Theory of Moving Sources of Heat and Its Application to Metal Treatments, Transactions of The A.S.M.E., 849-866, November, 1946.
6. Rykalin, N.N., Berechnung der Waermevorgaenge beim Schweissen, Veb-Verlag Technik, Berlin, 1957.
7. Baggerud, A., (Çev. Anık, S., Tülbentçi, K.), Kaynak Metallurjisi, I.T.Ü. Kütüphanesi, Kod: 50944, 1966.
8. Malmuth, N.D., Hall, W.F., Davis, B.I., Rosen, C.D., Transient Thermal Phenomena and Weld Geometry in GTAW, Welding Research Supplement, 388-400,

Y-V-I VE K AĞIZ FORMLARINDA ITAB'NİN ÜÇ BOYUTLU OLARAK İNCELENMESİ

Semptember, 1974.

9. Dağsöz,A.K., *Isı Geçişi Cilt-1, İ.T.Ü. Kütüphanesi, Sayı-978, 1974.*
10. Masubuchi,K.,*Analysis of Welded, International Series on Materials Science and Technology, Volüme 33,USA, 1980.*
11. Anık,S.,*Kaynak Tekniği Cilt-3,İ.T.Ü. Kütüphanesi, sayı-1183,1981.*
12. Kılık,R., *Kaynak Bölgesindeki Sıcaklık Dağılımı ve Değişimine Isıl Özelliklerin Gizli Ergime Isısının ve Elektrod Çapının Etkisi, İ.T.Ü. Mak.Fak.Doktora Tezi, Ekim, 1983.*
13. Kılık,R., *İnce Levhaların Kaynağında Sıcaklık Dağılımına Elektrod Çapının ve Levha Kalınlığının Etkisi, 1. Ulusal Kaynak Sempozyumu, Kasım, 1984.*
14. Zacharia,T.,Eraslan,A.H., Aıdun,D.K., *Modeling of Non-Autogenous Welding, Welding Research Supplement, 18-27, January,1988.*
15. Tekriwal,P.,Mazumder,J.,*Finite Element Analysis of Three-Dimensional Transient Heat Transfer in GMA Welding,Welding Research Supplement, 150-156, July,1988.*
16. Zacharia,T.,Eraslan,A.H.,Aıdun,D.K., *Modeling of Autogenous Welding,Welding Research Supplement, 53-62,March,1988.*
17. Cho,H.S.,Cho,Y.J., *A Study of the Thermal Behavior in Resistance Spot Welds, Welding Research Supplement, 236-244, June,1989.*
18. Han,Z., Orozco,J., Indacochea,J.E., Chen,C.H., *Resistance Spot Welding A Heat Transfer Study, Welding Research Supplement, 363-371, September,1989.*
19. Myhr,O.R., Grong,Q., *Dimensionless Maps for Heat Flow Analyses in Fusion Welding, Acta Metall. Mater. Vol.38., No.3, 449-460, 1990.*
20. Doumanidis,C.C., Hardt,D.E.,*Multivariable Adaptive Control of Thermal Properties During Welding, Journal of Dynamic Systems Measurement and Control, Vol.113,82-92,March,1991.*
21. Yılmaz,T., *Isı Transferi Teori ve Uygulamaları, Adana, Şubat,1985.*

KOMPOZİT PLAKLARDA ÇEKME-BURULMA VE EĞİLME-DÖNME ETKİLEŞİMİ

Naki TÜTÜNCÜ

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: *Mekanik özellikleri doğrultu bağımlı olarak değişen kompozit plaklarda, klasik plak teorisi kullanılarak elde edilen gerilme-şekil değiştirme ilişkilerindeki çekme-burulma ve eğilme-dönme etkileşim terimleri incelenmiştir. Plakları oluşturan levhalardaki elyaf takviyelerinin plak asal eksenleriyle yaptığı açının, etkileşim terimlerini ne ölçüde etkilediği araştırılmıştır. Kompozit plakların bu özelliğinin havacılık endüstrisindeki uygulamaları, prototip bir uçak kanadı ve helikopter pervanesinin analizinde gösterilmiştir.*

TENSION-TORSION AND BENDING-TWISTING COUPLING IN COMPOSITE PLATES

ABSTRACT: *The tension-torsion and bending-twisting coupling terms in the stress-strain relations of composite plates are examined. These relations are derived using the classical laminated plate theory. The coupling terms arise from the fact that the mechanical properties of composites are direction-dependent. A prototype aircraft-wing and a helicopter rotor-blade are analyzed, and the direction-dependence of the coupling terms are illustrated.*

1. GİRİŞ

Kompozit malzemeler, farklı mekanik özelliklere sahip malzemelerin iki veya daha fazlasının birleştirilmesiyle elde edilir. Takviye elemanı olan elyaflar kırılğan olup, genelde yüksek eksenel rijitliğe sahiptir. Elyafı bir arada tutan matriks malzemesi, uygulanan yükün bir elyaftan diğerine transferini sağlayıp, herhangi bir yük kaldırmaya mukavim değildir. Kompozit malzemeler hafif ve mukavim olduklarından havacılık ve savunma sanayilerinde sıkça kullanılmaktadır. Bu çalışmada, havacılık sanayisinde kullanım alanı olan kompozit plaklarda eğilme-dönme ve çekme-burulma etkileşimi incelenmiştir. Bu etkileşim, kompozit plakların anizotropik özelliklerinden kaynaklanmaktadır. Belli açılarda birleştirilen tabakalar, plağa alışlagelmiş izotropik plaklardan ayrı özellikler kazandırır. Yukarıda bahsedilen etkileşim, izotropik malzemeler için söz konusu değildir. Çekme-burulma etkileşimi, belli bir hızla dönen helikopter pervanelerinde, eksen doğrultusundaki merkezkaç kuvvetinden dolayı, eksen etrafında dönme açısını ve buna karşılık kaldırma kuvvetini artırabilir. Eğilme-dönme etkileşimi ise, uçak kanatlarında kaldırma yükünden oluşan eğilmeden dolayı, kanatın eksen etrafında dönmesini sağlar.

Plak yer değiştirmeleri, klasik plak teorisi kullanılarak bulunmuştur (1). Bu çalışmanın konusu sadece etkileşimleri incelemek olduğundan, uçak ve helikopterlere etkiyen ısı ve aerodinamik yükler ihmal edilmiştir.

2. TEORİK ÇALIŞMA

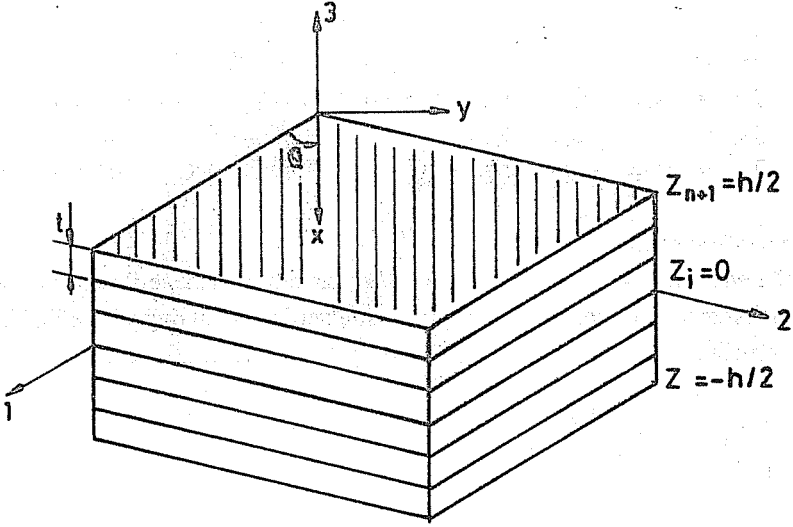
Kompozit plaklar, genel olarak, plak asal eksen olan 1 eksenine θ açısında yerleştirilmiş n tane tabakadan oluşurlar. Plakın asal eksenleri, tabakaların eksenleri Şekil 1. de gösterilmiştir. Her tabaka farklı bir malzemeden olabildiği gibi, kalınlıkları da farklı olabilir. Tabakaların, bir izotropi düzlemi olan enine izotropik malzemeden yapıldığı kabul edilmiştir. Plakların kalınlıkları diğer boyutlarına göre küçük olduğundan, plak teorisine göre, düzlem gerilme durumu kabul edilebilir (düzleme dik gerilmeler ihmal edilir). Bu kabule göre her tabakada, x-y takımına göre, düzlemde Hooke kanunu:

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_s \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{xx} & Q_{xy} & 0 \\ Q_{xy} & Q_{yy} & 0 \\ 0 & 0 & Q_{ss} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \epsilon_s \end{pmatrix} \quad (1)$$

şeklinde yazılır. Burada σ_s kayma gerilmesi, ϵ_s de kayma birim uzamasıdır. Rijitlik terimlerinin mühendislik sabitleri cinsinden ifadesi ise aşağıdaki gibidir (1):

x-y eksen takımına göre

$$\begin{aligned} Q_{xx} &= [1 - \nu_x \nu_y]^{-1} E_x \\ Q_{xy} &= [1 - \nu_x \nu_y]^{-1} \nu_y E_x \\ Q_{yy} &= [1 - \nu_x \nu_y]^{-1} E_y \\ Q_{ss} &= E_s \end{aligned} \quad (2a-d)$$



Şekil 1. n tabakalı bir kompozit plağın geometrik özellikleri

Burada,

- E_x = x- yönündeki elastik rijitlik sabiti
- E_y = y- yönündeki elastik rijitlik sabiti
- E_s = x-y düzleminde kayma rijitlik sabiti
- $\nu_x = -\epsilon_y / \epsilon_x$, ($\sigma_x \neq 0$, $\sigma_y = \sigma_s = 0$ halinde)
- $\nu_y = \nu_x E_x / E_y$

şeklinde tanımlanmıştır.

Plaktaki yükler ve şekil değiştirmeler istendiğinden, tabaka rijitlik matrisi plak asal eksenlerine göre aşağıdaki gibi yazılır:

$$\begin{pmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_6 \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{16} \\ Q_{12} & Q_{22} & Q_{26} \\ Q_{16} & Q_{26} & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_6 \end{pmatrix} \quad (3)$$

Burada,

$$\begin{aligned} Q_{11} &= Q_{xx} \cos^4 \theta + 2(Q_{xy} + 2Q_{ss}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{yy} \sin^4 \theta \\ Q_{12} &= (Q_{xx} + Q_{yy} - 4Q_{ss}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{xy} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \\ Q_{22} &= Q_{xx} \sin^4 \theta + 2(Q_{xy} + 2Q_{ss}) \sin^2 \theta \cos^2 \theta + Q_{yy} \cos^4 \theta \\ Q_{16} &= (Q_{xx} - Q_{xy} - 2Q_{ss}) \sin \theta \cos^3 \theta + (Q_{xy} - Q_{yy} + 2Q_{ss}) \sin^3 \theta \cos \theta \\ Q_{26} &= (Q_{xx} - Q_{xy} - 2Q_{ss}) \cos \theta \sin^3 \theta + (Q_{xy} - Q_{yy} + 2Q_{ss}) \cos^3 \theta \sin \theta \\ Q_{66} &= (Q_{xx} + Q_{yy} - 2Q_{xy} - 2Q_{ss}) \cos^2 \theta \sin^2 \theta + Q_{ss} (\sin^4 \theta + \cos^4 \theta) \end{aligned}$$

şeklinde ifade edilir.

Plağa etkiyen kuvvetler ve momentler her bir tabakadaki gerilmelerin plak kalınlığı boyunca integre edilmesiyle elde edilir. Plakta gerilme-şekil değiştirme ilişkisi aşağıdaki gibi yazılabilir:

$$\begin{pmatrix} N \\ M \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} AB \\ BD \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon \\ \kappa \end{pmatrix} \quad (3)$$

Burada $\{N\} = \langle N_1, N_2, N_6 \rangle$: birim genişliğe gelen yük vektörü, $\{M\} = \langle M_1, M_2, M_6 \rangle$: birim genişliğe gelen moment vektörü aşağıdaki şekilde ifade edilir :

$$\begin{aligned} \{N\} &= \left\langle \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_1 dz, \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_2 dz, \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_6 dz \right\rangle \\ \{M\} &= \left\langle \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_1 z dz, \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_2 z dz, \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \sigma_6 z dz \right\rangle \end{aligned}$$

Rijitlik matrisindeki $[A]$, $[B]$ ve $[D]$, 3×3 alt matrisleri aşağıdaki gibidir (2) :

$$[A] = \sum_{k=1}^n [Q^{(k)}] (z_{k+1} - z_k) ; \text{ (Düzlemde rijitlik matrisi)}$$

$$[B] = \frac{1}{2} \sum_{k=1}^n [Q^{(k)}] \left\{ z_{k+1}^2 - z_k^2 \right\} ; \text{ (Etkileşim matrisi)}$$

$$[D] = \frac{1}{3} \sum_{k=1}^n [Q^{(k)}] \left\{ z_{k+1}^3 - z_k^3 \right\} ; \text{ (Eğilme rijitliği matrisi)}$$

İzotropik ve simetrik kompozit plaklarda $[B]=0$ olur. Gerime-şekil değiştirme bağıntısındaki plağın orta düzleminin birim uzamaları,

$$\left\{ \begin{matrix} \epsilon_1 \\ \epsilon_2 \\ \epsilon_6 \end{matrix} \right\} = \left\{ \begin{matrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \end{matrix} \right\} \quad (4)$$

plakın orta düzleminin eğrilikleri,

$$\left\{ \begin{matrix} \kappa_1 \\ \kappa_2 \\ \kappa_6 \end{matrix} \right\} = \left\{ \begin{matrix} -\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \\ -\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \\ -2\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} \end{matrix} \right\} \quad (5)$$

şeklinde tanımlanmıştır. Burada u, v, w , sırasıyla, plakın 1, 2 ve 3 yönündeki yer değiştirmeleridir. Yükler verilir, şekil değiştirmeler istendiğinde (3) denkleminin tersi aşağıdaki gibi yazılır :

$$\left\{ \begin{matrix} \epsilon_1^o \\ \epsilon_2^o \\ \epsilon_6^o \\ \kappa_1^o \\ \kappa_2^o \\ \kappa_6^o \end{matrix} \right\} = \begin{bmatrix} \alpha_{11} & \alpha_{12} & \alpha_{16} & \beta_{11} & \beta_{12} & \beta_{16} \\ \alpha_{21} & \alpha_{22} & \alpha_{26} & \beta_{21} & \beta_{22} & \beta_{26} \\ \alpha_{61} & \alpha_{62} & \alpha_{66} & \beta_{61} & \beta_{62} & \beta_{66} \\ \delta_{11} & \delta_{12} & \delta_{16} & \delta_{11} & \delta_{12} & \delta_{16} \\ \delta_{21} & \delta_{22} & \delta_{26} & \delta_{21} & \delta_{22} & \delta_{26} \\ \delta_{61} & \delta_{62} & \delta_{66} & \delta_{61} & \delta_{62} & \delta_{66} \end{bmatrix} \left\{ \begin{matrix} N_1 \\ N_2 \\ N_6 \\ M_1 \\ M_2 \\ M_6 \end{matrix} \right\} \quad (6)$$

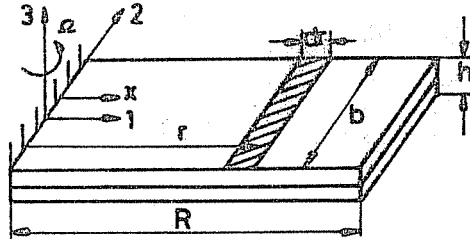
Yukarıdaki 6x6 esneklik matrisinin simetrik olması şarttır. Düzlemsel ve eğilme esneklik matrisleri $[\alpha], [\delta]$ her zaman simetriktir. Etkileşim esneklik matrisi $[B]$ ise her zaman

simetrik olmadığından, düzlerdeki yükler ile eğilme etkileşimini sağlayan alt matris, $[\beta]^T$ şeklinde yazılıp 6×6 esneklik matrisinin her zaman simetrik olması sağlanır. Dikkat edilmesi gereken bir başka husus da $[\alpha] \neq [A]^{-1}$, $[\beta] \neq [B]^{-1}$ ve $[\delta] \neq [D]^{-1}$ olduğudur.

Etkileşim terimleri bu şekilde tanımlandıktan sonra, bu terimlerin uygulamada nasıl kullanılabileceği iki örnek üzerinde gösterilecektir. Yukarıdaki (6) bağıntısından görüleceği gibi, sadece N_1 uygulandığında çekme-burulma etkileşimi β_{16} terimi ile, sadece M_1 uygulandığında da eğilme-dönme etkileşimi δ_{16} terimi ile sağlanır.

3. UYGULAMA 1: Helikopter Pervanesinde Çekme-Burulma Etkileşimi

Prototip bir helikopter pervanesinde kompozit plakların anizotropik özelliklerini kullanarak çekme-burulma etkileşimini irdeleyelim. Aerodinamik yükleri ihmal edip, pervanede sadece merkezkaç kuvvetinin olduğunu varsayalım. Hareketsiz halde düz olan pervanenin geometrik özellikleri Şekil 2. deki gibidir. Pervanenin açılal dönme hızı Ω dır.



Şekil 2. Prototip bir helikopter pervanesinin geometrik özellikleri.

Diferansiyel bir elemana etkiyen dF aksenal çekme kuvveti

$$dF = \Omega^2 r h b p dr \quad (7)$$

şeklinde yazılır (3). Burada Ω pervanenin açısal dönme hızı p malzemenin özgül ağırlığıdır. Pervane boyunca integre edildiğinde, (7) bağıntısı ankastre uçtan x mesafede etkiyen toplam kuvveti verir :

$$F(x) = \int_x^R \Omega^2 r h b p dr = \frac{\Omega^2 b h p}{2} (R^2 - x^2) \quad (8)$$

Bu tür bir yükleme halinde sadece birim genişliğe gelen $N_1(x) = F(x)/b$ kuvveti

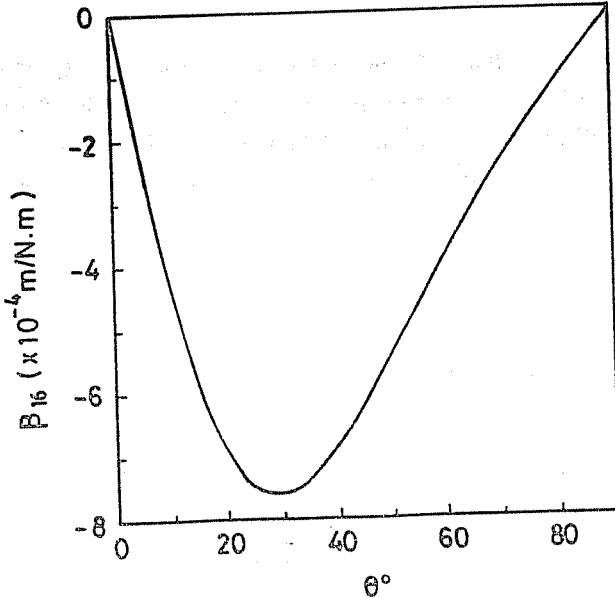
olacaktır. Denklem (6) ve κ_6 'in tarifinden :

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} = -\frac{\beta_{16}}{4} \Omega^2 h \rho (R^2 - x^2) \quad (9)$$

bulunur. Deformasyonlar küçük kabul edilip ankastre uçta ($x=0$), $\frac{\partial w}{\partial y} = 0$ sınır şartını kullanarak x mesafesinde çekmeden dolayı oluşan dönme açısı aşağıdaki gibi ifade edilir :

$$\Phi(x) \equiv \frac{\partial w}{\partial y} = -\beta_{16} \Omega^2 h \rho \left(R^2 x - \frac{x^3}{3} \right) \quad (10)$$

Görüldüğü gibi, belli bir açısal hızla dönen, geometrik özellikleri sabit bir pervanede çekmeden oluşan dönme açısı, bir malzeme özelliği olan β_{16} 'e bağlıdır. Simetrik plaklarda bu terim sıfırdır. Simetrik olmayan, T300/5208 (Grafit/Epoksi) kullanılarak yapılan bir plakta β_{16} , elyafların plak asal eksenleriyle yaptığı θ açısının bir fonksiyonu olarak Şekil 3'de gösterilmiştir. Plak, 0 ve θ açısında yerleştirilmiş eşit kalınlıkta iki tabakadan oluşmaktadır. Eksenel yöndeki 0° tabakası plakın eksenel mukavemetini arttırmak için kullanılmıştır. Şekilden de görüldüğü gibi β_{16} , ve dolayısıyla Φ , 30° için maksimum olmaktadır. $\theta=0^\circ$ ve 90° için etkileşim terimi $B_{16}=0$ ve dolayısıyla $\beta_{16}=0$ olduğundan $\Phi=0$ olur. Beklenenin aksine dönme açısı $\theta=45^\circ$ de değil 30° de maksimumdur. Malzemenin elastik özellikleri Çizelge 1'de verilmiştir.



Şekil 3. Çekme-burulma etkileşim teriminin θ açısına göre değişimi

Çizelge 1. T300/5208 (Grafit/Epoksi)' nin Elastik Özellikleri

E_x (GPa)	E_y (GPa)	ν_x	E_s (GPa)	t ($x10^{-6}$ m)
181	10.3	0.28	7.17	133

4. UYGULAMA 2 : Eğilme-Dönme Etkileşimi

Prototip bir uçak kanadı Şekil 4. de görüldüğü gibi kanat boyunca değişen bir eğilme momentine maruz kalsın. Düzleme dik F kuvveti sadece M_1 momenti yarattığından (6) bağıntısından ve κ_6 ' in tanımından

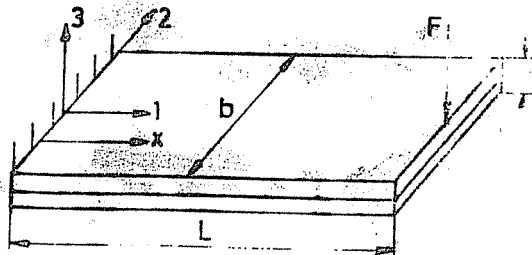
$$\kappa_6 = \delta_{16} M_1$$

$$\frac{\partial^2 w}{\partial x \partial y} = -\frac{1}{2} \left[\delta_{16} \frac{F(L-x)}{b} \right] \quad (11)$$

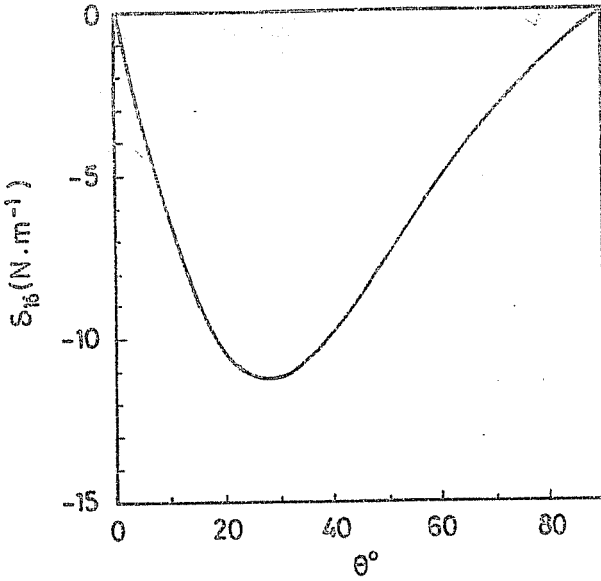
elde edilir. (4). Yer değiştirmeler küçük kabul edilip, ankastre uçta ($x=0$), $\frac{\partial w}{\partial y} = 0$ sınır şartını kullanarak x mesafesinde eğilmeden dolayı oluşan dönme açısı aşağıdaki gibi ifade edilir:

$$\Phi(x) = \frac{F\delta_{16}}{2b} \left[Lx - \frac{x^2}{2} \right] \quad (12)$$

Görüldüğü gibi burada da dönme δ_{16} 'nin doğrudan bir fonksiyonudur. Şekil 5. den de anlaşılacağı üzere, $\theta=30^\circ$ için maksimum dönme elde edilmektedir. $\theta=0^\circ$ ve 90° için etkileşim terimi $D_{16}=0$ ve dolayısıyla $\delta_{16}=0$ olduğunda $\Phi=0$ olur. Bu durumda da dönme açısı $\theta=45^\circ$ de değil 30° de maksimumdur. Malzeme olarak T300/5208 den yapılmış eşit kalınlıkta iki tabaka kullanılmıştır.



Şekil 4. Prototip bir uçak kanadının geometrik özellikleri



Şekil 5. Eğilme-dönme etkileşim teriminin θ açısına göre değişimi

5. SONUÇ

Anizotropik olan kompozit plaklarda çekme-burulma ve eğilme-dönme etkileşimi incelenmiştir. Klasik plak teorisi kullanılarak elde edilen gerilme-şekil değiştirme ilişkilerinde etkileşim terimleri tanımlanarak, etkileri iki örnekle açıklanmıştır. Prototip bir helikopter pervanesinde çekme-burulma etkileşimi ve prototip bir uçak kanadında eğilme-dönme etkileşimi incelenmiştir. Her iki halde de dönme açısı etkileşim teriminin bir fonksiyonudur. Etkileşim terimleri $\theta=0^\circ$ ve 90° için sıfırdır. Bu halde elyafların eksenleri plak asal eksenleriyle çakışmaktadır. Etkileşim terimlerinin sıfırdan farklı olduğu, $(\theta,0)$ açısında iki tabakadan oluşan kompozit plakta, bu terimlerin $\theta=30^\circ$ de maksimum değerlerine ulaştığı tesbit edilmiştir. Plağa yerleştirilen 0° lik elyaflar plağın çekme ve eğilme mukavemetini artırmak için kullanılmıştır.

6. REFERANSLAR

1. Tsai, S.W. ve Hahn, H.T., *Introduction to Composite Materials*, Technomic Publishing, Lancaster, PA, ABD, pp.65-77, 1980.
2. Pipes, R.B., Vinson, J.R. ve Chou, T.W., *On the Hygrothermal Response of Laminated Composite Systems*, *Journal of Composite Materials*, vol. 10 (April 1976), pp.120-148, 1976.
3. Boothroyd, G. ve Poli, C., *Applied Engineering Mechanics*, Marcel Dekker, Inc, New York, NY, ABD, pp.168-170, 1980.
4. Timoshenko, S. ve Woinowsky-Krieger, S., *Theory of Plates and Shells*, McGraw-Hill Book Company, New York, NY, ABD, pp.38-40, 1968.

COATING STRESSES IN PRE-LOADED TRANSVERSELY-ISOTROPIC FIBERS

Naki TÛTÛNCÛ

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ABSTRACT: *Coating stresses in pre-loaded fibers are examined. Transversely-isotropic fibers are assumed to be coated with an isotropic material. The pressure at the fiber-coating interface is calculated as a function of a uniform temperature change, initial axial load on the fiber and a subsequent load on the fiber-coating element. Radial and hoop stresses in the coating are then obtained through the plane elasticity equations in cylindrical coordinates. The fiber and the coating are assumed to be perfectly-bonded, i.e., no slippage at the interface is allowed. The effect of initial loading and a temperature change on the coating stress distribution is demonstrated for the case where the thickness of the coating is comparable with the radius of the circular fiber.*

ÖN-YÛKLEMELİ ENİNE-İZOTROPİK ELYAFLARDA KAPLAMA GERİLMELERİ

ÖZET: *Önyüklemeli elyaflarda kaplama gerilmelerinin cidar kalınlığı boyunca dağılımı incelenmiştir. Enine-izotropik olan elyafların izotropik bir malzeme ile kaplandığı kabul edilmiştir. Elyaf-kaplama ara kesitindeki basınç, üniform sıcaklık değişiminin, eksenel yüklemenin bir fonksiyonu olarak elde edilip, gerilme dağılımı da, silindirik koordinatlarda düzlemsel elastisite denklemleriyle hesaplanmıştır. Kaplamanın elyaf üzerine sıkıca geçirildiği ve elyaf-la kaplamanın birleştiği yerde kayma olmadığı kabul edilmiştir. Ön gerilmenin ve üniform sıcaklık değişiminin kaplamadaki gerilme dağılımına etkisi, kaplamanın cidar kalınlığının, dairesel kesitli elyaflın yarıçapına yaklaşık eşit olduğu hallerde incelenmiştir.*

1. INTRODUCTION

Fiber-reinforced composite materials as structural elements may find many applications in space technology and aerospace industries because of their high stiffness-to-weight ratios and high temperature resistance. Because of their anisotropic material properties, composite materials can be designed to offer certain mechanical properties in a preferred direction. The fibers are used for their high stiffnesses. However, they are usually brittle, and have a tendency to buckle at high temperatures. For thermal stability, the fibers are coated with other materials which have high temperature resistance (1). In the literature, thermal stresses in a coated short spherical fiber composite are calculated where the coating is assumed to be a thin layer (2). A recursive concentric cylinder model for composites containing coated fibers is developed by Sutçu by which residual stresses due to a temperature change alone are calculated (3). In the analysis carried out in the present paper, the transversely isotropic fibers (e.g., graphite) are coated with an isotropic material such as SiC (Silicon Carbide). They are assumed to be perfectly bonded, and no slippage at the fiber-coating interface is allowed. The fibers have circular cross sections. Equations of plane elasticity in cylindrical coordinates are used for determining the coating stresses. The fibers are axially pre-loaded before coating. The loading is then released, thus causing pressure at the interface. Additional mechanical loads may be subsequently applied. The residual stresses due to a change in temperature while the cured coated fiber is brought to room temperature is also considered. First, the pressure at the interface is calculated through stress-strain relations and interface compatibility conditions. The resulting radial and circumferential stresses through the wall-thickness of the coating are then determined.

2. GOVERNING EQUATIONS

A transversely isotropic fiber is defined as the one which has one plane of material isotropy. In Fig. 1, 1-2 plane is the plane of isotropy, 1-3 and 2-3 planes are the planes of anisotropy. The geometry of the problem is illustrated in Fig. 2.

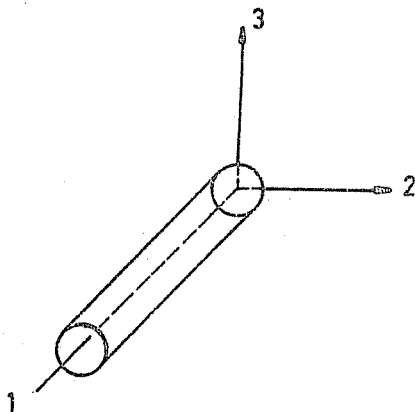


Fig.1. A Transversely Isotropic Fiber.

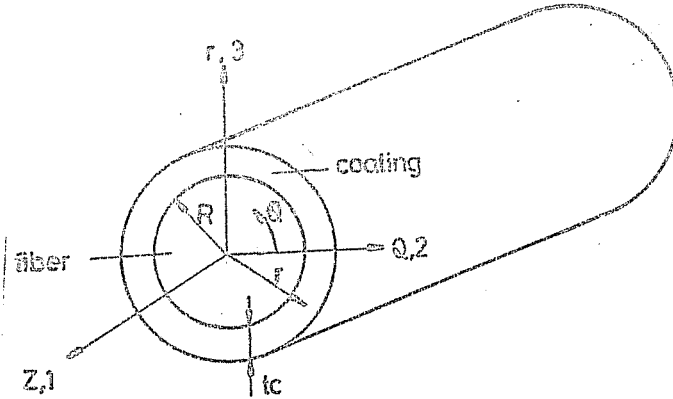


Fig.2. The Geometry of Coated-Fiber.

The 3-D elastic law in contracted notation can be written as (4):

$$\{\epsilon\} = [S] \{\sigma\} + (\alpha) \Delta T \tag{1}$$

where, $\{\epsilon\}$ and $\{\sigma\}$, respectively, are the strain and stress vectors, $[S]$ is the compliance matrix, $\{\alpha\}$ is the vector of thermal expansion coefficients and ΔT is the change in temperature from the stress-free reference temperature. Due to the symmetry of the problem, no shearing stresses will be present. Written in full, equation (1) reads as:

$$\begin{Bmatrix} f \\ \epsilon_r \\ f \\ \epsilon_\theta \\ f \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_r & -\nu_{r\theta}/E_r & -\nu_{rz}/E_r \\ -\nu_{\theta r}/E_\theta & 1/E_\theta & -\nu_{\theta z}/E_\theta \\ -\nu_{zr}/E_z & -\nu_{z\theta}/E_z & 1/E_z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} f \\ \sigma_r \\ f \\ \sigma_\theta \\ f \\ \sigma_z \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} f \\ \alpha_r \\ f \\ \alpha_\theta \\ f \\ \alpha_z \end{Bmatrix} \Delta T \tag{2}$$

where the superscript f refers to the fiber, E_r , E_θ , E_z , respectively, are the stiffnesses in r , θ and z directions, $\nu_{r\theta}$, ν_{rz} , $\nu_{\theta z}$, $\nu_{\theta r}$, ν_{zr} , $\nu_{z\theta}$, are the Poisson's ratios and α_r , α_θ and α_z are the thermal expansion coefficients. For transversely-isotropic fibers, the following definitions can be made: $E_r=E_\theta=E_T$, $E_z=E_L$, $\nu_{r\theta}=\nu_{\theta r}=\nu_T$, $\nu_{rz}=\nu_{\theta z}=\nu_L$, $\nu_T=(E_T/E_L)\nu_L$, $\alpha_r=\alpha_\theta=\alpha_T$ and $\alpha_z=\alpha_L$, where the subscripts L and T, respectively, refer to longitudinal and transverse directions. In view of these definitions, equation (2) now reads as:

$$\begin{Bmatrix} f \\ \epsilon_r \\ f \\ \epsilon_\theta \\ f \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_T & -\nu_T/E_T & -\nu_L/E_T \\ -\nu_T/E_T & 1/E_T & -\nu_L/E_T \\ -\nu_L/E_T & -\nu_L/E_T & 1/E_L \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} f \\ \sigma_r \\ f \\ \sigma_\theta \\ f \\ \sigma_z \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \alpha_T \\ \alpha_T \\ \alpha_L \end{Bmatrix} \Delta T \tag{3}$$

For isotropic coating, equation (2) takes the following form:

$$\begin{pmatrix} \epsilon_r^c \\ \epsilon_\theta^c \\ \epsilon_z^c \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E_c & -\nu_c/E_c & -\nu_c/E_c \\ -\nu_c/E_c & 1/E_c & -\nu_c/E_c \\ -\nu_c/E_c & -\nu_c/E_c & 1/E_c \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_r^c \\ \sigma_\theta^c \\ \sigma_z^c \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \alpha_c \\ \alpha_c \\ \alpha_c \end{pmatrix} \Delta T \quad (4)$$

where c refers to the coating. Equations (3) and (4) are the two sets of stress-strain relations for the fiber and the coating. The assumptions made and their consequences are listed below:

i) The fibers are long and the axial strain is constant, not a function of radial and circumferential coordinates.

ii) Axial strain is compatible at the fiber-coating interface when measured from a reference state, i.e.,

$$\epsilon_z^f - \epsilon_{oz}^f = \epsilon_z^c \quad (5)$$

where the initial axial strain ϵ_{oz}^f is

$$\epsilon_{oz}^f = \frac{F_0}{A_f E_L} \quad (6)$$

and F_0 is the initial axial load in the fiber.

iii) Radial displacement is compatible at the fiber-coating interface. For uniform hoop strain at the interface, change in the fiber circumference is $\Delta C = \epsilon_\theta^f C$, change in the coating circumference is $\Delta C = \epsilon_\theta^c C$, and since $\Delta C = 2\pi \Delta R$, the radial displacement compatibility gives $\epsilon_\theta^f = \epsilon_\theta^c$; hoop strain of the fiber is equal to the hoop strain of the coating at the interface. Hoop strain compatibility condition at the interface can then be written as follows:

$$\epsilon_\theta^f - \epsilon_{o\theta}^f = \epsilon_\theta^c \quad (7)$$

where the initial hoop strain $\epsilon_{o\theta}^f$ is

$$\epsilon_{o\theta}^f = \frac{-F_0 \nu_L}{A_f E_T} \quad (8)$$

Note that the minus sign is necessary to induce lateral contraction under the initial load.

iv) Radial stresses are compatible at the interface; $\sigma_r^f = \sigma_r^c$

The stress distribution in the coating can be determined through the familiar plane elasticity equations (5):

$$\sigma_r^c = \frac{P_i a^2 - P_o b^2 + a^2 b^2 (P_o - P_i) / r^2}{b^2 - a^2} \quad (9)$$

$$\sigma_{\theta}^c = \frac{P_i a^2 - P_o b^2 - a^2 b^2 (P_o - P_i) / r^2}{b^2 - a^2} \quad (10)$$

where, P_i and P_o refer to internal and external pressure. Note that, at the interface, for the fiber, $a=0$, $b=R$, $\sigma_r^f = \sigma_{\theta}^f = -P_o^f$ and for the coating, $a=R$, $b=R+t_c$, $\sigma_r^c = -P_i^c$. Adding (9) and (10) and realizing that $P_i^c = P_o^f = P$ gives

$$\sigma_{\theta}^c = P \left(\frac{2A_f}{A_c} + 1 \right) \quad (11)$$

The unknown quantities at the interface are the pressure P and the axial stresses σ_z^f and σ_z^c .

In addition to the expressions for axial strains in equations (3) and (4), the axial force equilibrium must be considered as follows to have as many equations as the unknowns:

$$F = \sigma_z^f A_f + \sigma_z^c A_c \quad (12)$$

where F is the applied axial load. Using equations (3) and (4) for ϵ_z^f and ϵ_z^c , substituting $\sigma_r^f = \sigma_{\theta}^f = -P$, $\sigma_r^c = -P$ and equation (11) for σ_{θ}^c yields the following for the pressure at the fiber-coating interface:

$$P = A_c A^* \left(\frac{\sigma_z^c}{E_c} - \frac{\sigma_z^f}{E_L} + \epsilon_{oz}^f + (\alpha_c - \alpha_L) \Delta T \right) \quad (13)$$

where,

$$A^* = \frac{E_T E_c}{2\nu_L E_c A_c + 2\nu_c A_f E_T}$$

Following the above steps for ϵ_{θ}^f and ϵ_{θ}^c results in an additional equation for P as follows:

$$P = A_c B^* \left(\frac{\nu_c \sigma_z^c}{E_c} - \frac{\nu_L \sigma_z^f}{E_T} - \epsilon_{o\theta}^f + (\alpha_T - \alpha_{\theta}) \Delta T \right) \quad (14)$$

where,

$$B^* = \frac{E_T E_c}{\nu_c E_T A_c + 2A_f E_T + A_c E_T + (1 - \nu_T) A_c E_c}$$

Equating equation (13) with (14), the following expression for σ_z^c is obtained:

$$\sigma_z^c = \frac{\frac{F}{A_f} \left(\frac{\nu_L}{E_T} - \frac{C^*}{E_L} \right) + C^* \epsilon_{oz}^f + \epsilon_{o\theta}^f + \left((C^* + 1) \alpha_c - C^* \alpha_L - \alpha_T \right) \Delta T}{\left(\frac{\nu_L}{E_T} - \frac{C^*}{E_L} \right) \frac{A_c}{A_f} - \frac{(C^* - \nu)}{E_c}} \quad (15)$$

where,

$$C^* = \frac{\nu_c E_T A_c + 2A_f E_T + A_c E_T + (1 - \nu_p) A_c E_c}{2\nu_L E_c A_c + 2\nu_c A_f E_T}$$

Knowing σ_z^c , σ_z^f and P can be obtained from equations (12) and (13), respectively. Note that due to the assumption of constant axial strain, calculating σ_z^c and σ_z^f at the interface determines the axial stress distribution throughout both the fiber and the coating. There will be a difference in their magnitude due to different material properties, but they will remain constant through the thickness of each material.

3. RESULTS

For numerical results, the material properties for Graphite fibers and SiC coating as listed in Table 1. are used.

Table 1. Material Properties of the Fiber and the Coating

	E_L (GPa)	E_T (GPa)	ν_L	ν_T	α_L ($\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$)	α_T ($\times 10^{-6}/^\circ\text{C}$)
Fiber	181	10.3	0.28	0.016	0.002	22.5
Coating	210	210	0.3	0.3	4.5	4.5

The geometrical properties are: $R = 1.0 \times 10^{-5}$ m. and $t_c = 2.0 \times 10^{-6}$ m. A relatively high t_c is chosen to better demonstrate the stress distribution through the thickness. The results for various ΔT and F_0 are shown in Figs.3 and 4. The stress distribution is non-linear through the thickness, and the radial stress component is zero, as expected, on the outside wall, which is stress-free. The magnitudes increase in a proportional manner as ΔT and F_0 are increased. The effects of the loading and the temperature change are demonstrated separately, because in linear analyses, they may simply be superimposed to obtain the combined effect.

RESIDUAL STRESSES IN COATED FIBERS

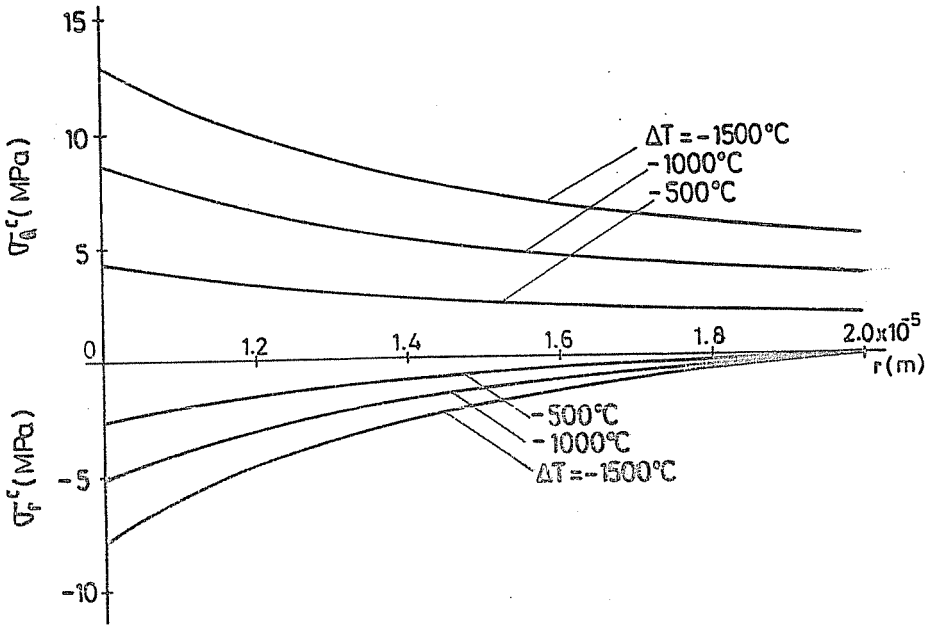


Fig.3. Radial and Hoop Stress Distribution for Various ΔT Values.

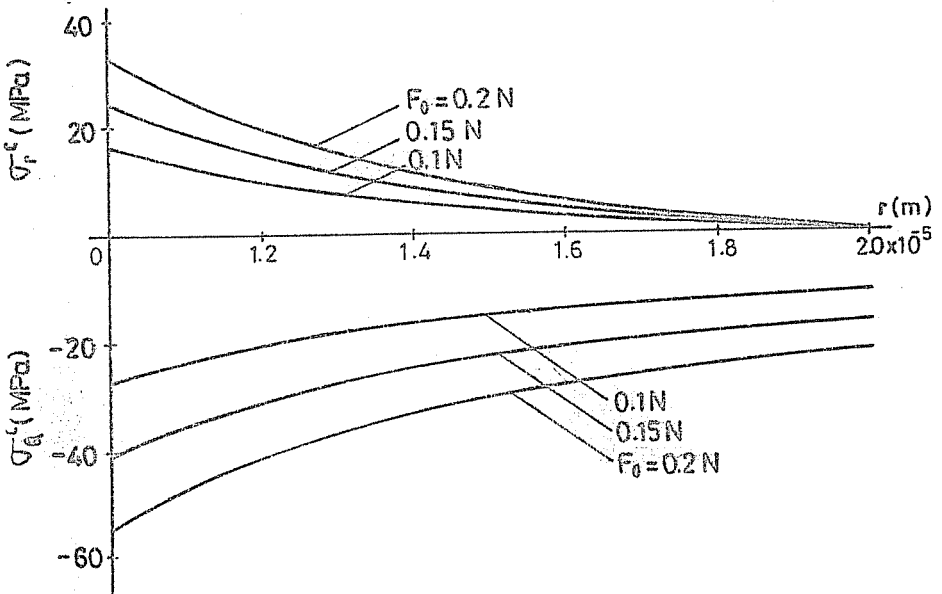


Fig.4. Radial and Hoop Stress Distribution for Various F_0 Values.

4. CONCLUSIONS

Residual stresses in fiber coatings due to a change in temperature and pre-loading are calculated using a 3-D elasticity approach for thick-walled concentric cylinders. It is found that the thermal and pre-loading yield a pressure build-up at the fiber-coating interface due to the difference in the thermal expansion coefficients and other elastic properties of the fiber and the coating. The non-uniform radial and hoop stress distributions are plotted through the wall thickness of the coating for various temperature changes and axial loads. The stresses are distributed in similar manners with higher gradients near the fiber-coating interface for higher thermal and applied loads.

5. REFERENCES

1. Brennan, J.J. and Prewo, K.M., *Silicon Carbide Fiber Reinforced Glass-Ceramic Matrix Composites Exhibiting High Strength and Toughness*, *Journal of Materials Science*, 17, pp. 2371-2383, 1982.
2. Hatta, H. and Taya, M., *Thermal Stress in a Coated Short Fiber Composite*, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 109, pp. 59-63, 1987.
3. Sutcu, M., *A Recursive Concentric Cylinder Model for Composites Containing Coated Fibers*, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 29, No. 2, pp. 197-213, 1992.
4. Vinson, J.R. and Sierakowski R.L., *The Behavior of Structures Composed of Composite Materials*, Martinus Nijhoff Publisher, Dordrecht, The Netherlands, p. 49, 1986, .
5. Timoshenko, S.P. and Goodier, J.N., *Theory of Elasticity*, McGraw-Hill, Inc., p. 71, 1970.

TOPRAK DOLGU BARAJLARDA BİLGİSAYAR İLE ŞEV STABİLİTESİ ANALİZİ

M.Salih KIRKGÖZ

Mustafa NALÇACI ve Mehmet ARDIÇLIOĞLU

Çukurova Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Adana/Türkiye

ÖZET: Şev stabilitesi; toprak dolgu barajlarda, inşaat esnasında ve sonunda, hazne dolu halde iken veya ani boşalma durumlarında önemli olmaktadır. Bu durumlarda şev stabilite analizinin güvenilir ve hızlı bir şekilde yapılarak şevin güvenli olup olmadığının tesbit edilmesi gerekir. Bu çalışmada, toprak dolgu barajlarda şev stabilitesi analizi için Bishop dilim yöntemi kullanılarak bir bilgisayar programı hazırlanmıştır. Program yardımı ile boşluk suyu basıncı, kohezyon ve kayma mukavemeti açısının kayma güvenlik sayısı üzerindeki etkisi incelenmiştir.

COMPUTER AIDED SLOPE STABILITY ANALYSIS OF EARTH-FILL DAMS

ABSTRACT: The slope stability of earth-fill dams is very important during and immediately after the construction and also for the cases of full reservoir and during rapid drawdown. In such circumstances the stability analysis of the embankment must be carried out using a method which is reliable and fast enough. In this study, using the Bishop's method, a computer program is prepared for the slope stability analysis. With the aid of present program, the effect of pore water pressure, cohesion, and angle of friction on the factor of safety for the downstream slope stability is investigated.

1. GİRİŞ

Şev stabilitesi inşaat mühendisliğinin çeşitli uygulamaları sırasında karşılaşılan önemli problemlerden biridir. Bir dolgunun gövde stabilitesi onun kaymaya karşı göstereceği dirençle ölçülür, çünkü yıkılma, bir yüzey boyunca kayma suretiyle meydana gelir. Kayma gerilmeleri, sızma suyu ve deprem gibi dış yüklerle, toprağın kendi ağırlığı ve şev bünyesinde oluşan iç kuvvetlerden doğar. Dış ve iç kuvvetler aynı zamanda herhangi bir muhtemel kayma yüzeyine normal doğrultuda basınç gerilmeleri uygularlar. Kayma göçmesine karşı bir dolgu baraj temelini ve şevinin stabilitesi; inşaat esnasında ve hemen inşaat sonu, rezervuar dolu ve düzenli sızma olması ve rezervuar su seviyesinin ani olarak alçalması başta olmak üzere çeşitli kritik şartlar altında incelenmelidir (1).

Şev stabilitesi analizi için çeşitli yöntemler mevcuttur (2). Bu çalışmada, toprak dolgu barajlarda şev stabilitesi analizi için Bishop dilim yöntemine göre bir bilgisayar programı hazırlanmış ve program yardımı ile baraj dolgusunda kaymaya karşı güvenlik sayısının boşluk suyu basıncı, kohezyon ve içsel sürtünme açısı ile nasıl değiştiği incelenmiştir.

2. BISHOP DİLİM YÖNTEMİ

Bu yöntem, suya doymuş killerde toplam gerilmeler ile yapılan stabilize analizi yanında her tür zeminde efektif gerilmeler kullanılarak yapılan analizler için de uygun sonuçlar vermektedir. Bu nedenle, Bishop yöntemi, doğal yamaçların uzun ve kısa süreli dengesi için olduğu kadar, dolgu barajların şev stabilize analizinde de yaygın olarak kullanılmaktadır (3).

Bishop yöntemine göre dairesel bir yüzey üzerinde kayma eğilimi gösteren kütle Şekil 1'deki gibi düşey düzlemlerle ayrılan dilimlere bölünür. Şekilde görülen b genişliğinde ve h ortalama yüksekliğindeki bir dilime etkiyen kuvvetler: Dilim ağırlığı ($W = \gamma bh$), dilim tabanına etkiyen normal kuvvet ($N = \sigma l$), kayma direnci ($S = \tau l$), dilim kenarlarına etkiyen toplam normal kuvvetler (X_n, X_{n+1}) ve Dilim kenarlarına etkiyen kayma kuvvetleri (E_n, E_{n+1}) dir.

Şevin kaymaya karşı "Güvenlik Sayısı", kayma mukavemetinin zemini limit denge durumunda tutan kayma gerilmesine oranı olarak tanımlanır.

$$F = \tau_f / \tau \quad (1)$$

Şekil 1'de görülen ABCD şevinin AB yayı üzerinde kaymaya karşı dengede olabilmesi için şev kütesine etkiyen kuvvetlerin 0 dönme merkezine göre momentlerinin dengede olması gerekir, yani

$$\sum Sr = \sum Wx = \sum Wrsin\alpha$$

$$\sum \tau l = \sum W \sin \alpha \quad (2)$$

(1) ve (2) denklemlerinden güvenlik sayısı

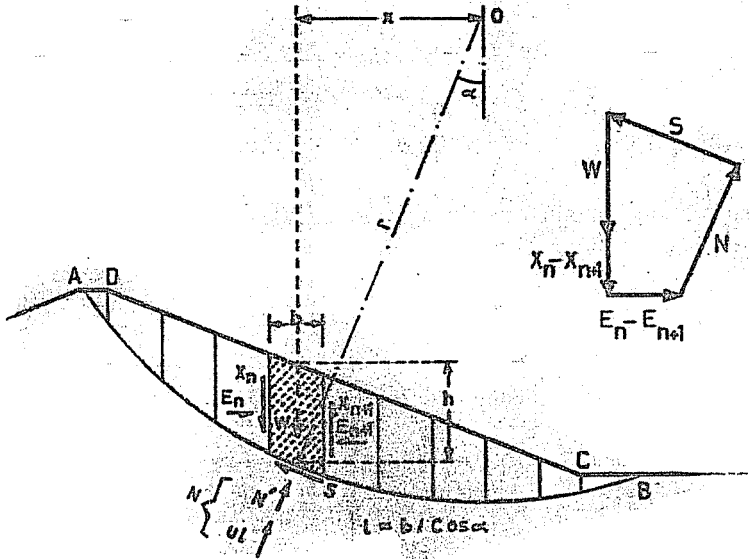
$$F = \frac{\sum \tau_f l}{\sum W \sin \alpha} \quad (3)$$

şeklinde elde edilir. Efektif gerilmeler cinsinden kayma gerilmesi

$$\tau = c' + \sigma' \tan \phi' \quad (4)$$

olup c' efektif gerilmelere göre kohezyon, σ' efektif normal gerilme ve ϕ' efektif gerilmelere göre kayma mukavemeti açısıdır. (4) ifadesinin (3) de kullanılması ile güvenlik sayısı aşağıdaki gibi elde edilir:

$$F = \frac{\sum (c' l + N' \tan \phi')}{\sum W \sin \alpha} \quad (5)$$



Şekil 1 Kayma eğilimindeki kütlelin bir dilimine etkiyen kuvvetler.

Bishop çözümünde dilimlerin düşey kenarlarına etkiyen kuvvetlerin bileşkesinin yatay olduğu kabul edilmektedir (4). Buna göre

$$X_n - X_{n+1} = 0 \quad (6)$$

olacaktır. (6) eşitliği göz önüne alınarak Şekil 1'deki kuvvetlerin düşey dengesinden N elde edilebilir.

$$W = (N' + ul) \cos \alpha + \frac{c' l + N' \tan \emptyset'}{F} \sin \alpha$$

$$N' = (W - \frac{c' l}{F} \sin \alpha - ul \cos \alpha) / (\cos \alpha + \frac{\tan \emptyset'}{F} \sin \alpha) \quad (7)$$

$l = b / \cos \alpha = b \sec \alpha$ yazılarak (7) denkleminin (5) de kullanılması ile

$$F = \frac{1}{\sum W S \sin \alpha} \sum [c' b (1 + \frac{\tan \alpha \tan \emptyset'}{F}) + (W - c' b \tan \alpha - ub) \tan \emptyset'] \frac{\sec \alpha}{1 + \frac{\tan \alpha \tan \emptyset'}{F}}$$

Bu ifadede parantezler içindeki $\tan \alpha$ yı içeren terimler diğerleri yanında ihmal edildiğinde güvenlik sayısı aşağıdaki şekli alır.

$$F = \frac{1}{\sum W S \sin \alpha} \sum [c' b + (W - ub) \tan \emptyset'] \frac{\sec \alpha}{1 + \frac{\tan \alpha \tan \emptyset'}{F}} \quad (8)$$

Boşluk suyu basıncını toplam zemin ağırlığının fonksiyonu olarak ifade etmek kolaylık sağlamaktadır.

$$u = r_u W/b$$

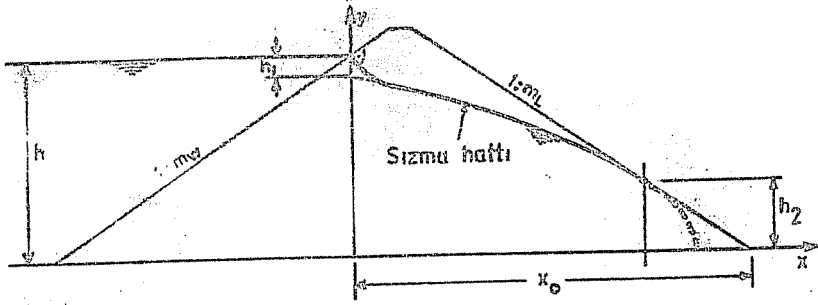
Bu değer (8) denkleminde kullanılması ile

$$F = \frac{1}{\sum W S \sin \alpha} \sum [c' b + (1 - r_u) W \tan \emptyset'] \frac{\sec \alpha}{1 + \frac{\tan \alpha \tan \emptyset'}{F}} \quad (9)$$

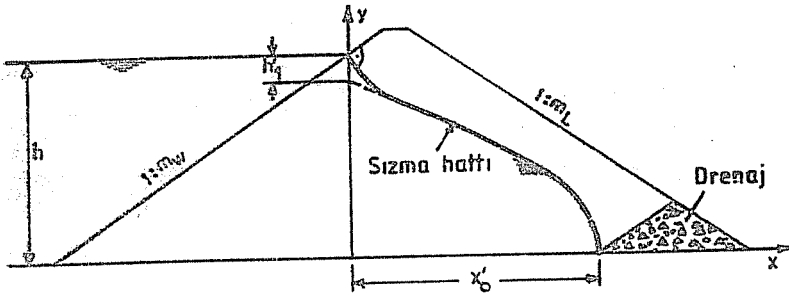
(9) denkleminde F'nin çözümü deneme yanılma yöntemini gerektirir. Çözüm için tablo ve yardımcı grafikler kaynak (5)'de verilmiştir.

3. BOŞLUK SUYU BASINCININ TESBİTİ

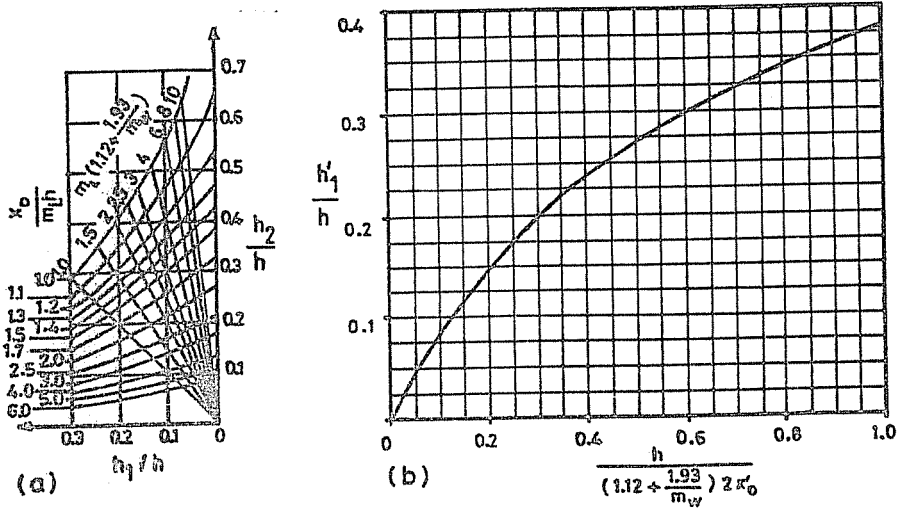
(9) denkleminde yeralan boşluk suyu basıncının belirlenebilmesi için baraj dolgusunda



Şekil 2 Drenajsız dolguda sızma.



Şekil 3 Drenajlı dolguda sızma.



Şekil 4 Sızma hattının hesabı için h_1 , h_2 ve h_1' değerleri.

doğru sızma yüzeyinin bilinmesi gerekmektedir. Baraj dolgusundaki sızma suyunun analizi için çeşitli yöntemler verilmiştir (6). Zonlu toprak dolgudaki sızma, sonlu elemanlar yöntemi ile Kırkgöz ve Ardıçlıoğlu (7) tarafından incelenmiştir.

Şekil 2'de görülen homojen bir dolgudaki sızma hattı Pavlovski-Dachler'e göre aşağıdaki gibidir (8).

$$y^2 = (h - h_1)^2 - \frac{2h_2}{m_L} x \quad (10)$$

(10) denklemindeki büyüklükler Şekil 2'de görülmektedir. Şekil 3'de görüldüğü gibi homojen dolguda topuk drenajı bulunması durumunda Pavlovski-Dachler sızma hattı denklemini

$$y = (h - h_1) \left(1 - x/x_0\right)^{1/2} \quad (11)$$

şeklindedir.

(10) denklemindeki h_1 ve h_2 değerleri Şekil 4a'daki grafikten elde edilebilir. Şekilden görüldüğü gibi $x_0/m_L h$ ve $m_L (1.12 + 1.93/m_w)$ eğrilerinin kesişme noktasının apsisi h_1/h , ordinatı h_2/h değerlerini vermektedir. Diğer taraftan (11) denklemindeki h_1' değeri de Şekil 4b den bulunabilir.

4. BULGULAR

Toprak dolgu barajların şev stabilite analizi için Bishop dilim yöntemini esas alan bir bilgisayar programı geliştirilmiş ve elde edilen bulgular Şekil 5-9'da sunulmuştur.

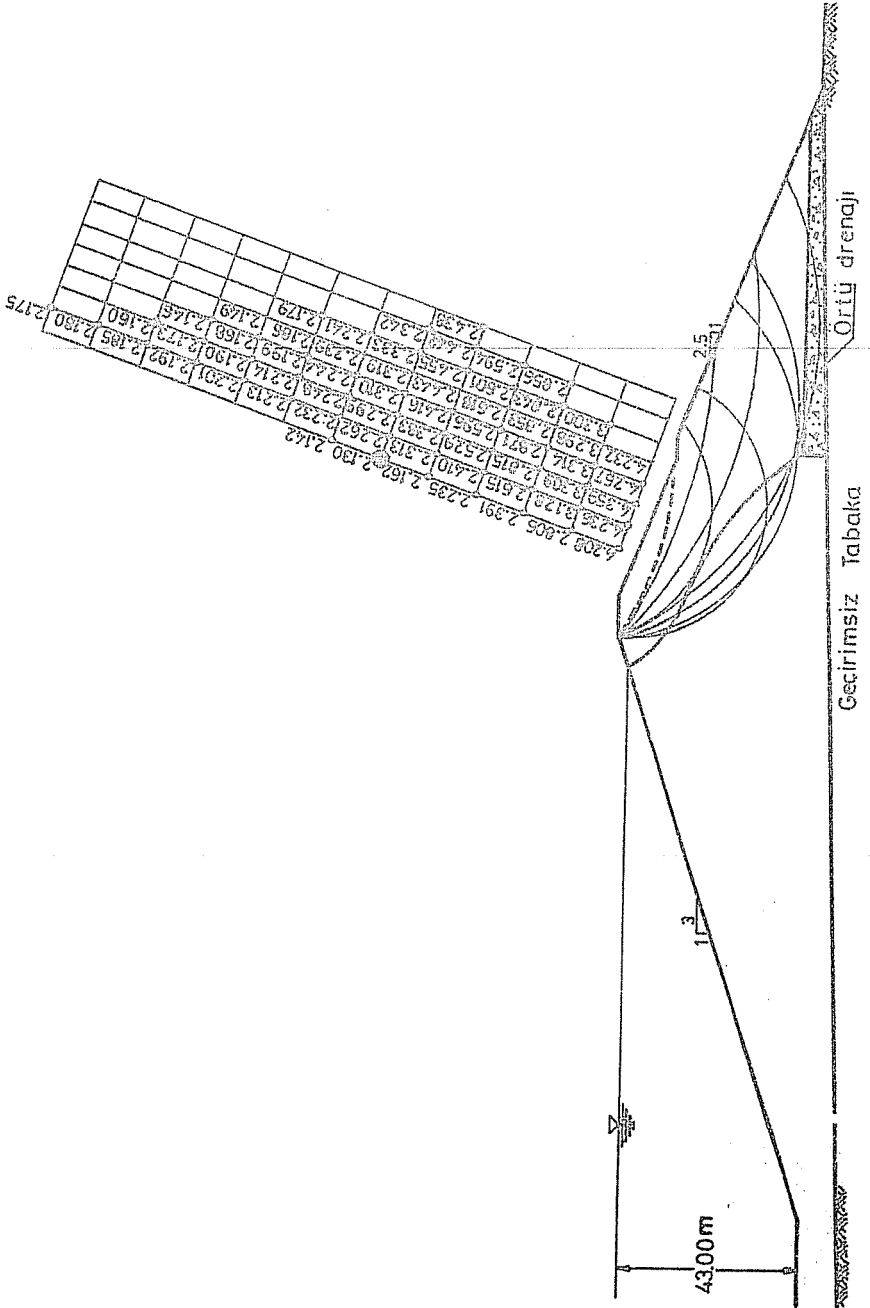
Şekil 5'de homojen bir dolgunun inşaat sonu mansap şevi stabilite analizi bulguları görülmektedir. Hesaplarda $r_u = 0$, $c' = 0.10 \text{ kg/cm}^2$, $\phi' = 33.8^\circ$ ve $\gamma = 2.0 \text{ t/m}^3$ (doğru halde 2.1 t/m^3) olarak alınmıştır. Şekil 5'de minimum güvenlik sayısının $F = 2.130$ olduğu görülmektedir.

Şekil 6'da aynı şevin dolu-hazne ve drenajsız düzenli sızma hali için stabilite analizi verilmiştir. Sızma hattı Pavlovski-Dachler yöntemine göre bulunmuştur. Burada sızmanın etkisi ile güvenlik sayısında büyük ölçüde azalma, $F = 1.410$, ve kritik kayma yüzeyinde büyüme gözlenmektedir.

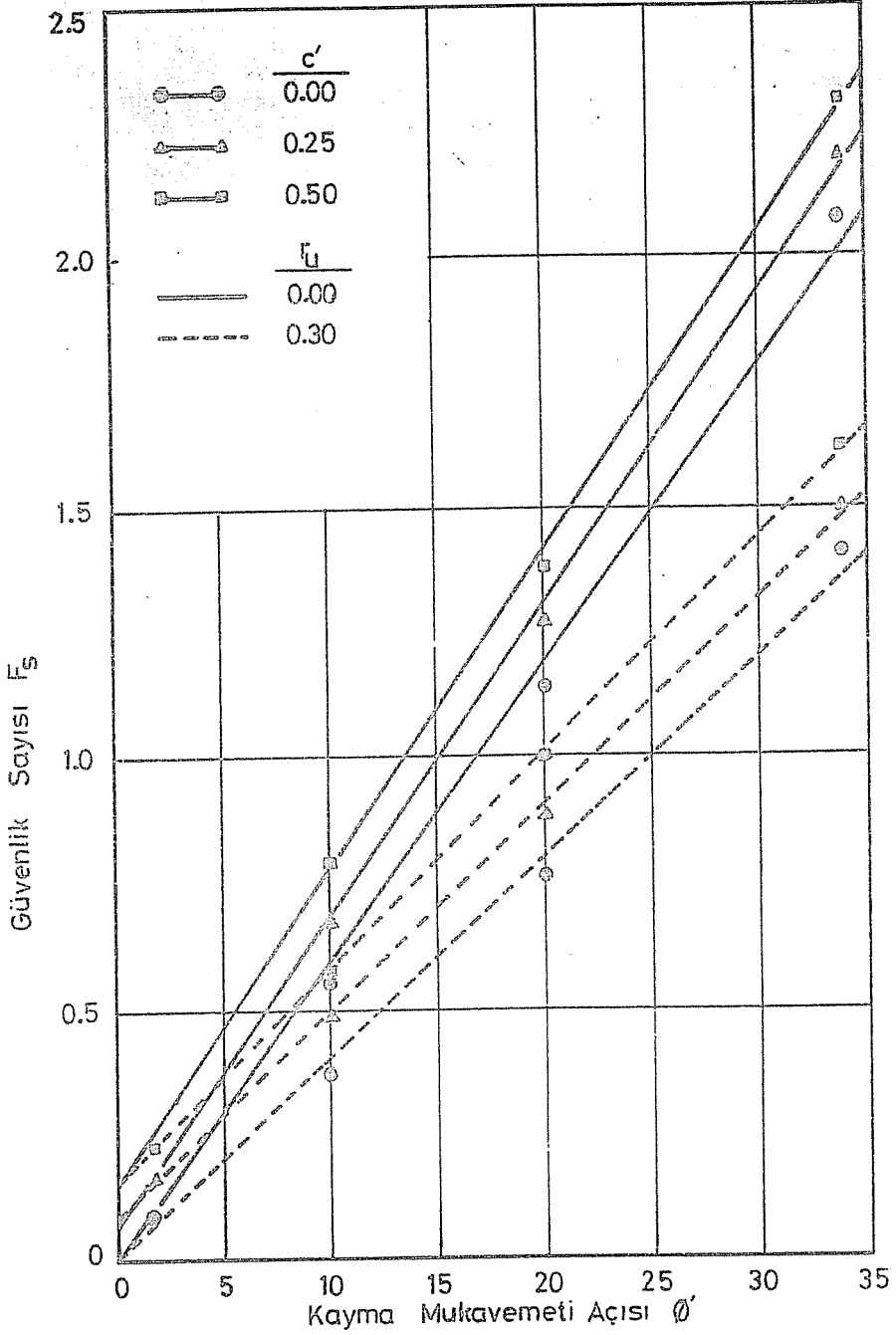
Şekil 7'de görüldüğü gibi dolguda topuk drenajı olması durumunda kritik kayma yüzeyi Şekil 6 ile aynı kalmasına karşın güvenlik sayısı $F = 1.943$ değerine yükselmektedir.

Şekil 8'de dolu-hazne ve örtü-drenajlı düzenli sızma halinde analiz bulguları verilmiştir. Şekilden görüldüğü gibi bu drenaj durumunda sızma suyunun stabiliteye etkisi tamamen ortadan kalkmakta ve kritik stabilite şartları Şekil 5 ile aynı olmaktadır.

Şekil 9'da dolgunun inşaat sonu mansap şevinde aynı merkezli bir kayma dairesi için güvenlik sayısının farklı r_u ve c' de ϕ' ile nasıl değiştiği görülmektedir. ϕ' olarak 1.72, 10, 20 ve 33.8° değerleri kullanılmıştır. Şekilden görüldüğü gibi güvenlik sayısı boşluk suyu basıncı ve kayma mukavemeti açısından büyük ölçüde etkilenmektedir.



Şekil 8 Dolu-hazne ve örtü-drenajlı düzenli sızma halinde stabilite analizi.



Şekil 9 Güvenlik sayısının r_u , c' ve ϕ' ye göre değişimi.

5. SONUÇLAR

Dolgu barajlarda şev stabilitesi analizi için Bishop dilim yöntemine göre bir bilgisayar programı hazırlanmış ve çeşitli durumlar için kritik kayma dairesinin yeri ve güvenlik sayısı hesaplanmıştır. Boşluk suyu basıncının şev stabilitesini büyük ölçüde olumsuz etkilediği ancak uygun drenaj uygulamaları ile bu olumsuz etkinin azaltılmasının hatta tamamen giderilmesinin mümkün olduğu görülmüştür. Elde edilen bulgulara göre, kayma mukavemeti açısının büyümesi her durumda stabiliteyi artırmaktadır.

6. KAYNAKLAR

1. Bishop, A.W. and Bjerrum, L., "The Relevance of the Triaxial Test in the Solution of Stability Problems", Research Conference on Strength of Cohesive Soils, ASCE, 1960.
2. Nalçacı, M., "Toprak Dolgu Barajlarda Şev Stabilitesinin Bilgisayar ile Analizi", Y. Lisans Tezi, Ç.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü, Adana, 1990.
3. Mirata, T., "Yamaç Dengesi Hesapları ve Gerekli Zemin Özelliklerinin Bulunması", Dolgu Barajlar Yönünden Zemin Mekaniği Semineri, D.S.İ., 18/1-36, Adana, 1985.
4. Bishop, A.W., "The Use of the Slip Circle in the Stability Analysis of Slope", Geotechnique, 5(1), 7-17, 1955.
5. Kumbasar, V. ve Kip, F., "Zemin Mekaniği Problemleri", Çağlayan Kitabevi, İstanbul, 1984.
6. Cedergren, H.R., "Seepage, Drainage and Flow Nets", John Wiley & Sons, 1977.
7. Kirkgöz, M.S. ve Ardiçlioğlu, M., "Toprak Dolgu Barajlarda Sızmanın Sonlu Elemanlar Yöntemi ile İncelenmesi", Ç.Ü. Müh-Mim. Fakültesi Dergisi, 5(1), 47-61, 1990.
8. Özbek, T., "Su Yapıları", Gazi Üniversitesi Yayın No:12, Ankara, 1987.

DEĞİŞKEN YÜKLERE MARUZ CIVATA BAĞLANTILARININ TASARIMI

Bedri TUÇ

Gazi Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Ankara / Türkiye

Kerim ÇETİNKAYA

Gazi Üniversitesi, Makina Eğitimi Bölümü, Ankara / Türkiye

ÖZET: Herhangi bir tasarımda, değişken yüklere maruz kalan civata bağlantıları genellikle sistemin en kritik noktaları olarak kabul edilir. Civatalara, değişken işletme kuvvetlerine karşı dirençlerini artırmak için büyük ön gerilme verilir. Bu ise bağlantıda daha büyük çaplı civata kullanılmasını gerektirir. Bu makalede, belirli bir değişken yüklenme durumu için gerekli optimum civata çapını hesaplamak üzere bir tasarım metodu verilmektedir. Civata bağlantısına kuvvet uygulandığı zaman, civata çekme gerilmesi artar ve sıkılan parçaların sıkışmasında bir azalma olur. Bağlanan parçaların deformasyonundaki azalmanın civatanın deformasyonundaki artışa eşit olması esasına dayanarak civataya etkiyen maksimum ve minimum kuvvetler ve gerilmeler için bağıntılar elde edildi. Soderberg'in tasarım doğrusu kullanılarak civata çapı için bir bağıntı geliştirildi. Bu bağıntı yüklenme şartlarını sağlayan emniyetli optimum bir civata çapının bulunduğunu göstermektedir.

DESIGN OF BOLTED CONNECTIONS SUBJECTED TO ALTERNATING LOADS

ABSTRACT : Bolted connections subjected to alternating loads are usually considered to be the weak point in a design. They usually are highly preloaded to increase their resistance to external dynamic loading resulting in selecting large bolt diameters. This paper presents a design method for calculating an optimal bolt diameter required for a specific fatigue loading situation. When load is applied to the bolted connection, the bolt tensile stress increases and the members undergo a decrease in compression. Based on the fact that the decrease in the deformation of the connected members must be equal to the increase in the deformation of the bolt, expressions are derived for maximum and minimum forces and stresses on the bolt. Using Soderberg's design line, an expression is developed for bolt diameter. It implies that there exists an optimal safe bolt diameter satisfying the loading conditions.

1. GİRİŞ

Cıvatalı bağlantılarda, cıvata sıkma kuvveti en önemli faktörlerden biridir. Uygun olmayan sıkma kuvvetleri makinalarda çok sayıda arızanın meydana gelmesine neden olur. Bu arızalardan en tehlikeli olanlar yorulma kırılması ve cıvataların gevşemesidir. Bir cıvataya verilen sıkma kuvvetinin çok büyük olması halinde cıvatada akma veya kopma meydana gelir. Kullanıldığı bağlantıdaki fonksiyonuna ve gerilmelere bağlı olarak cıvataya verilmesi gereken sıkma kuvveti belirli bir minimum değer altında olmayacağı gibi üst sınır olarak da cıvata için öngörülen mukavemet sınırını aşmayacak bir değerde olmalıdır. Bu nedenlerden cıvataya verilen bağlama kuvvetinin, bir minimum değer ile öngörülen maksimum değer arasında olacak tarzda cıvatanın sıkılması gerekir. Eğer bağlantıya etkileyen değişken işletme kuvveti büyük ise cıvataya büyük bir ön gerilme kuvveti verilerek yukarıda belirtilen şart sağlanabilir. Fakat cıvataya büyük değerlerde ön gerilme kuvveti vermek için cıvata boyutlarını büyütme veya daha yüksek kalite grubundan cıvata kullanmak gerekir. Bu ise maliyetin artması, daha ağır bir ürün ve malzeme kaybı demektir.

Ön gerilmeli bir cıvata bağlantısına değişken yükler uygulandığı zaman gerilme değişiminin sadece küçük bir miktarı cıvata üzerine tesir eder. Bu durum ise cıvatanın yorulmaya karşı direncini artırmaktadır. Bu direnç sadece cıvataya verilen ön gerilme ile sağlanır ve yüzey pürüzlülüğünün etkilerini veya yorulma kırılmasına neden olan gerilme konsantrasyonlarını içermez. Ön gerilme sayesinde cıvataya etkileyen değişken gerilmelerin genliği azaltılarak cıvataların bağlama etkileri iyileştirilir (1,2).

Ön gerilmeli cıvata bağlantılarında değişken dış yüklerden dolayı cıvata ve sıkılan parçalara gelen yüklerin bulunmasında cıvata ve parçaların ve eğer varsa contanın yayılma rijitliklerinin esas rolü oynadıkları bilinmekte olup bu konuda çok sayıda çalışma yapılmıştır (1,2,3,4).

Çeşitli tasarım problemlerinde değişken yükler altında çalışan cıvatalı bağlantıların genellikle zayıf noktalar olmaları ve çok sık karşılaşmaları cıvata tasarımının basitleştirilmesi için yapılan bu çalışmanın değerini göstermektedir. Matematik modelin kurulmasında değişken dış yükün bir minimum değer ile bir maksimum değer arasında değişen genel değişken bir yük olduğu, bu yük etkideğinde sadece cıvata, sıkılan parçalar ve bunların arasındaki contanın elastik deformasyona uğradıkları kabulleri yapılmıştır (1,5,6).

2. MATEMATİK MODEL

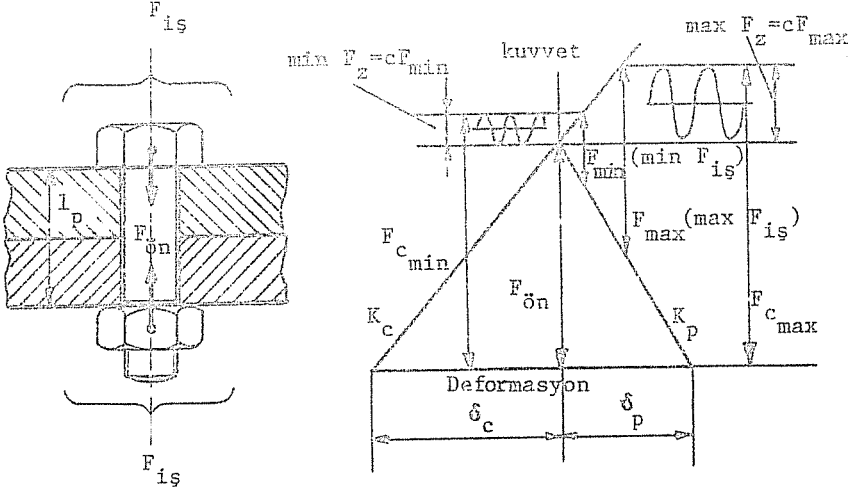
Ön gerilme kuvveti $F_{\text{ön}}$ olan ve üzerine $F_{\text{iş}}$ işletme kuvveti etkileyen bir cıvata bağlantısı ile buna ait ön gerilme üçgeni Şekil-1'de verilmiştir. Ön gerilme üçgeninden görüldüğü gibi, şekil değiştirmeler elastik bölgede kalmak şartıyla, cıvataya bir ön gerilme kuvveti verilecek olursa cıvatanın boyu δ_c kadar uzar ve sıkılan parçaların kalınlığı δ_p kadar azalır. Bağlantıya işletme kuvveti $F_{\text{iş}}$ etkideği zaman parçaların birbirinden ayrılmadığı ve

civata boyundaki ilave uzama ile önceden kısalmış olan sıkılan parçaların deformasyonundaki azalmanın eşit olduğu kabul edilir (1,3).

Şekil-1b'de verilen ön gerilme üçgeninden; bağlantıya işletme kuvveti etkidiği zaman civatayı eksenele olarak zorlayan toplam kuvvetin

$$F_c = F_{\text{ön}} + c F_{i\text{ş}} \quad (1)$$

değerinde olduğu gösterilebilir (2,3). Bağlantıda conta kullanılmaması durumunda bu ifadedeki c kuvvet oranı sabiti, K_c civatanın yaylanma rijitliği ve K_p sıkılan parçaların yaylanma rijitliği olmak üzere



a) Civata bağlantısı

b) Ön gerilme üçgeni

Şekil 1. Ön gerilmeli civata bağlantısı ve ön gerilme üçgeni.

$$c = \frac{K_c}{K_c + K_p} \quad (2)$$

ve

$$K_c = \frac{A_c E_c}{l_c} \quad , \quad K_p = \frac{A_p E_p}{l_p}$$

ifadesi ile verilir. Bağlantıda conta bulunması halinde ise contanın yaylanma rijitliği

$$K_g = \frac{A_g E_g}{t_g}$$

olmak üzere kuvvet oranı sabiti

$$c = \frac{K_c (K_p + K_g)}{K_c K_p + K_c K_g + K_p K_g} \quad (3)$$

olur. Contanın yüksek elastiklik özelliğine sahip olması halinde sıkılan parçaların yaylanma rijitliği ihmal edilebilir (3).

Yaylanma rijitliklerini veren bağıntılarda;

E_c, E_p, E_g - sırasıyla civata, sıkılan parçalar ve conta malzemelerinin elastiklik modülleri,

A_c, A_p, A_g - sırasıyla civata, sıkılan parçalar ve contanın elastik deformasyona katılan kesit alanları,

l_c, l_p, t_g - sırasıyla civata, sıkılan parçalar ve contanın elastik deformasyona katılan uzunluk ve kalınlıklarıdır.

Ön gerilmeli civata bağlantısına değeri F_{\min} ($\min F_{i\bar{s}}$) ile F_{\max} ($\max F_{i\bar{s}}$) arasında değişen, zamana göre genel değişken olan, işletme kuvvederinin etkilediği durum dikkate alınacak olursa işletme sırasında civataya etkileyen toplam kuvvetin maksimum ve minimum değerleri (Şekil-1b).

$$F_{C_{\max}} = F_{\text{ön}} + c F_{\max} \quad (4)$$

$$F_{C_{\min}} = F_{\text{ön}} + c F_{\min} \quad (5)$$

olur (5). Eğer $c = F/A$ olduğu dikkate alınırsa civarada meydana gelen gerilmelerin zamana göre değişimi Şekil-2 de verildiği gibi olur. Şekil-2 den gerilme genliği

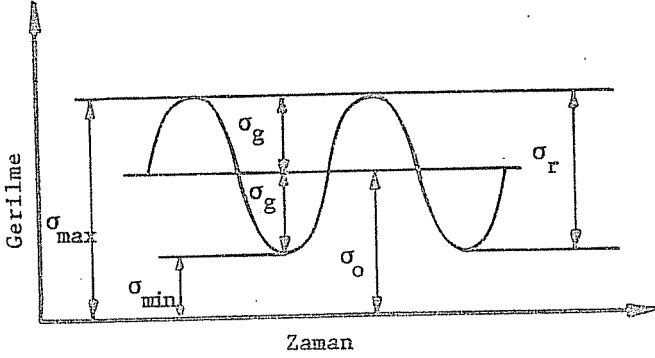
$$\sigma_g = \frac{4 F_{\text{ön}}}{\pi d_c^2} + \frac{2 c}{\pi d_c^2} [F_{\max} + F_{\min}] \quad (6)$$

ve ortalama gerilme için

$$\sigma_o = \frac{2 c}{\pi d_c^2} [F_{\max} - F_{\min}] \quad (7)$$

bağıntıları yazılabilir.

DEĞİŞKEN YÜKLERE MARUZ CIVATA BAĞLANTILARININ TASARIMI



Şekil 2. Gerilmenin zamana göre değişimi.

$F_{min} = 0$ olmak üzere (6) ve (7) denklemlerinden

$$\frac{\sigma_o}{\sigma_g} = \frac{c F_{max}}{2 F_{ön} + c F_{max}} \quad (8)$$

ifadesi elde edilir. (8) denkleminin limit değerleri

$$\frac{\sigma_o}{\sigma_g} = 0, \quad d_f = 0 \quad \text{ve} \quad \frac{\sigma_o}{\sigma_g} = 1, \quad d_c = \infty$$

şeklindedir. Buradan görüleceği gibi (8) denkleminin sonsuz çözümü vardır. Fakat bunlardan sadece bir çözüm civata bağlantısının işletme şartlarına uygun olan optimum çözümü verir.

Şekil-3 de verildiği gibi, seçilmiş bir emniyet katsayısı n için Soderberg doğrusu alınırsa bu doğru üzerinde bulunan ve herhangi bir zorlanma halini temsil eden E noktasının gerilme genliği

$$\sigma_g = - \left(\frac{\sigma_D^*}{\sigma_{AK}} \right) \sigma_o + \frac{\sigma_D^*}{n} \quad (9)$$

ve

$$\sigma_g = \sigma_o \tan \phi \quad (10)$$

şeklinde yazılabilir. (9) ve (10) denklemlerinden

$$\frac{\sigma_D^*}{n} = \sigma_g \left[1 + \frac{\sigma_D^*}{\sigma_{AK}} \frac{1}{\tan \phi} \right] \quad (11)$$

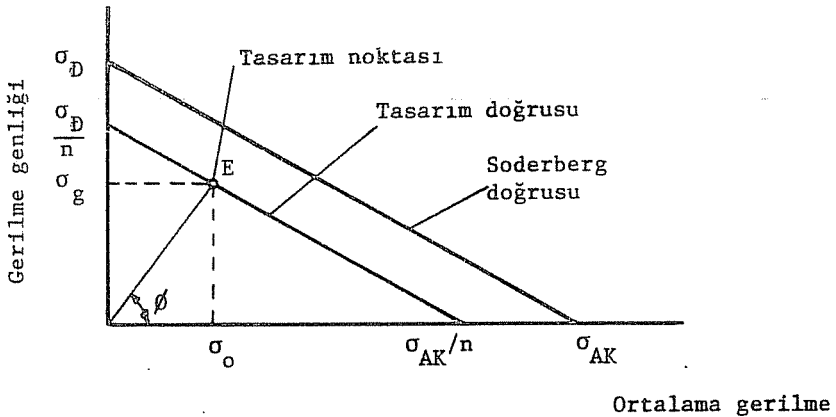
bağıntısı elde edilir. (10) ve (11) nolu denklemlerde gerilme genişliği σ_g ve ortalama gerilme σ_o yerine (6) ve (7) denklemlerindeki değerleri kullanılarak cıvata çapına göre bir düzenleme yapılacak olursa

$$d_c = \left\{ \frac{2nc}{\pi \sigma_D} (F_{\max} - F_{\min}) + \frac{n}{\pi \sigma_{AK}} [4F_{\phi n} + 2c(F_{\max} + F_{\min})] \right\}^{1/2} \quad (12)$$

denklemini elde edilir. Bu denklemden σ_{AK} cıvata malzemesinin akma sınırınıdır. Cıvata dişleri için çentik faktörü K_ϕ dikkate alınır (12) denklemindeki sürekli mukavemet sınırı

$$\sigma_D^* = \frac{1}{K_\phi} \left[0.566 - 9.68 \times 10^{-5} \sigma_{AK} \right] \sigma_{AK} \quad (13)$$

bağıntısından bulunur (2).



Şekil 3. n emniyet faktörü için Soderberg doğrusu.

Bir ön gerilmeli cıvata bağlantısına işletme kuvveti etkidiği zaman cıvatanın kopmaması veya sıkılan parçaların ayrılmaması için ön gerilme kuvvetinin üst ve alt sınır değerlerinin

$$F_{\text{ön}} \leq \left[\sigma_{AK} \frac{\pi d_c^2}{4} - c F_{\text{max}} \right] \quad \text{üst sınır değer}$$

ve

$$F_{\text{ön}} \geq [(1 - c) F_{\text{max}}] \quad \text{alt sınır değer}$$

oldukları Şekil-1b de verilen ön gerilme üçgeni yardımıyla gösterilebilir.

3. TASARIM DENKLEMİ

Üst sınır değer kullanılarak problem incelenecek olursa (12) nolu denklem

$$a = \frac{2nc}{\pi \sigma_D} (F_{\text{max}} - F_{\text{min}}) + \frac{2nc}{\pi \sigma_{AK}} (F_{\text{max}} + F_{\text{min}})$$

ve

$$b = \frac{4n}{\pi \sigma_{AK}}$$

olmak üzere

$$d_c = \sqrt{a + b F_{\text{ön}}}$$

formunda yazılabilir. Bu denklemin birinci türevi

$$\frac{d d_c}{d F_{\text{ön}}} = \frac{b}{2(a + b F_{\text{ön}})^{1/2}} = 0$$

olur. Fakat b'nin sıfırdan farklı bir değer alması gerekir ki buradan minimum civata çapının olmadığı sonucu elde edilir. O halde alt limit değerini gerekli optimum civata çapını vermesi gerekir. Buna göre

$$d_c = \sqrt{a + b(1 - c) F_{\text{max}}}$$

olmalıdır. Buradan, ön gerilmeli civata bağlantısının çalışma şartlarına en uygun civata çapı için tasarım denklemi

$$d_c = \left\{ \frac{2nc}{\pi} \left[\frac{1}{\sigma_D} (F_{\text{max}} - F_{\text{min}}) + \frac{1}{\sigma_{AK}} (F_{\text{max}} + F_{\text{min}}) \right] + \frac{4n}{\pi \sigma_{AK}} (1 - c) F_{\text{max}} \right\}^{1/2} \quad (14)$$

olur.

4. OPTİMUM CIVATA ÇAPI HESABI

(14) nolu tasarım denklemi kullanılarak bir ön gerilmeli civata bağlantısı için hesaplanan optimum civata çapları Şekil-4, 5 ve 6 da verilmiştir. Hesaplamalar $A_g = A_p = 1.25 A_c$ olmak üzere, civata boyu ve sıkılan parçaların kalınlığı $l_c = l_p = 80$ mm, emniyet katsayısı $n = 1.5$ alınarak 10.9 kalitedeki civata için yapılmıştır. Civata dişlerinin haddesleme yoluyla imal edildiği kabul edilerek çentik faktörü $K_c = 3$, 10.9 kalite grubu için kopma mukavemeti 1040 MPa, akma gerilmesi 895 MPa ve elastiklik modülü 20.7×10^4 MPa alınmıştır (2).

Bağlanan parçaların da çelik olduğu kabul edilerek elastiklik modülü 20.7×10^4 MPa alınmış olup hesaplamalarda kullanılan conta malzemeleri ve elastiklik modülleri Tablo-1 de verilmiştir.

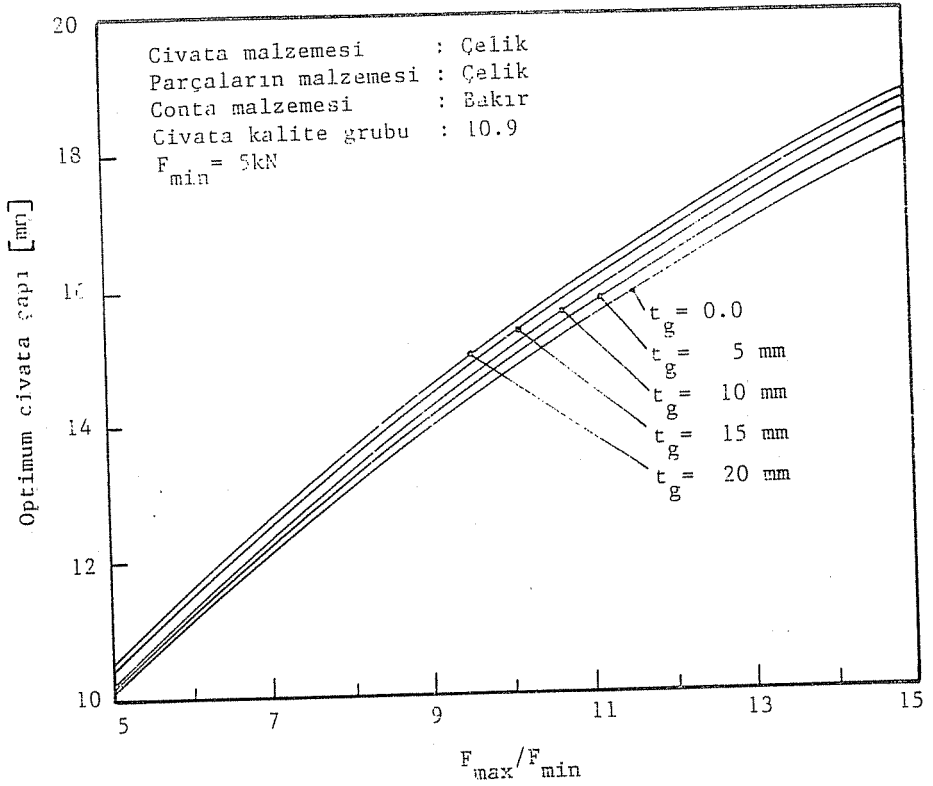
Tablo-1 Conta malzemeleri ve elastiklik modülleri

Malzeme	$E_g \times 10^4$ M Pa
1- Bakır	11.30
2- Bakır - asbest	9.30
3- Alüminyum	7.24
4- Sıkıştırılmış asbest	0.048

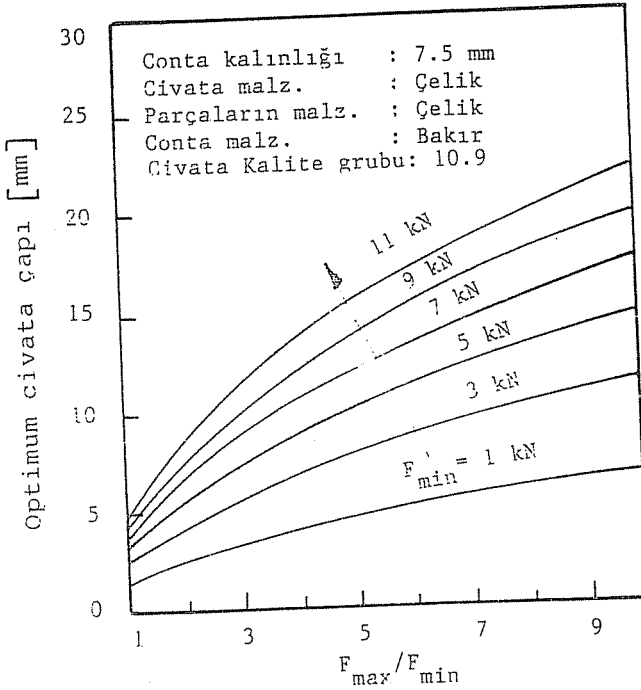
Değişik conta kalınlıkları için optimum civata çapının F_{max}/F_{min} oranına bağlı olarak değişimi Şekil-4, F_{min} kuvvetinin ve 7.5 mm kalınlığındaki değişik conta malzemelerinin optimum civata çapına etkileri Şekil-5 ve 6 da verilmiştir. Bu grafiklerden aşağıda belirtilen hususlar tesbit edilmiştir.

1. Contanın kalınlığı arttıkça veya c kuvvet oranının değeri büyüdükçe daha büyük çaplı civataya ihtiyaç vardır (Şekil-4).
2. Bir bağlantıda conta kullanıldığı zaman gerekli olan civata çapı contasız bağlantıdaki civata çapından daha büyüktür.
3. Aynı conta malzemesi ve kalınlığı için, yani aynı kuvvet oranı değerlerinde büyük F_{min} değerleri için daha büyük civata çapı gereklidir (Şekil-5).
4. Belirli bir conta malzemesi ve kalınlığı için F_{max}/F_{min} oranı büyüdükçe gerekli civata çapı da büyümektedir.
5. Ön gerilmeli bir civata bağlantısında sadece conta malzemesi değiştirilecek olursa conta elastik oldukça civata çapı büyümektedir (Şekil-6).

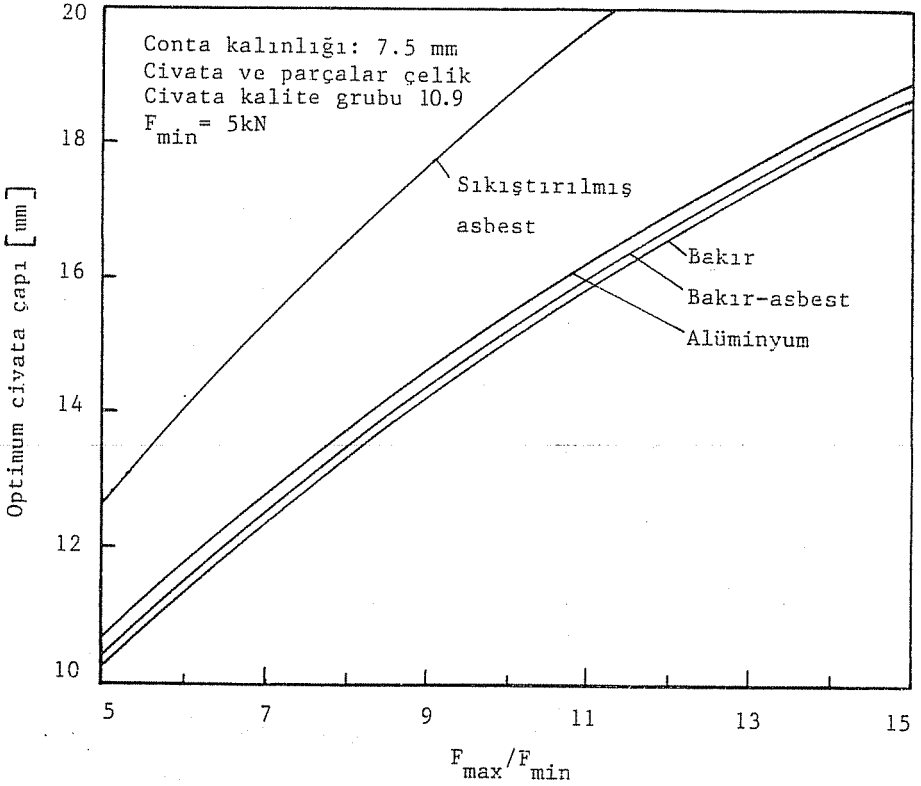
DEĞİŞKEN YÜKLERE MARUZ CIVATA BAĞLANTILARININ TASARIMI



Şekil-4 Optimum civata çapının F_{max}/F_{min} oranına göre değişimi.



Şekil-5 Değişik minimum işletme kuvvetleri için civata çapının F_{max}/F_{min} oranına göre değişimi.



Şekil-6 Değişik conta malzemeleri için optimum civata çapının F_{max}/F_{min} oranı ile değişimi.

5. SONUÇ

Değişken yükler altında çalışan civatalı bağlantılarda kritik civata çapı hesaplamaları bu çalışmada geliştirilen tasarım denklemi sayesinde oldukça basitleştirilmiştir. Değişik civata kalite grupları, civata boyları, değişik malzemelerden yapılmış parçalar ve bunların değişik kalınlıkları için tasarım eğrileri elde edilebilir. Bu eğriler yardımıyla tasarımcı kolayca belirli bir tasarım için mümkün olan parametreleri kontrol ederek en kısa zamanda en uygun tasarımı gerçekleştirebilir.

6. KAYNAKLAR

1. Gediktaş, M., "Bağlama Elemanları, Konstrüksiyon ve Hesap" Teknik Üniversite Matbaası, Gümüşsuyu, İstanbul, 1976.
2. Shigley, J.E., "Mechanical Engineering Design", McGraw-Hill, New York, 1986.
3. Akkurt, M. ve Kent, M., "Makina Elemanları", Teknik Üniversite Matbaası, Gümüşsuyu, İstanbul, 1975.
4. Spotts, M.F., "Design of Machine Elements", Prentice-Hall, Englewood Cliffs,

N.J., 1961.

5. Radzimovsky, E.I., "Bolted Joints", *Mechanical Design And System Handbook*.
Section 21.

6. Fisher and Struik, "Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints", Wiley
New York, 1974.

SODYUM DİTİYONİTİN ÜRETİMİ

Selahattin SERİN, Nurcan BİRBIÇER

Çukurova Üniversitesi, Kimya Bölümü, Adana/Türkiye

ÖZET : *Tekstil yardımcı kimyasallarından önemli bir tanesinde sodyum ditiyonittir. Ancak bu maddenin yurt içinde üretimi yapılmamaktadır. Üretim teknolojisi patentli olan bu maddenin üretimi için gerekli kimyasallar Ülkemizde mevcuttur. Bu çalışmada sodyum ditiyonitin sentez şartları ve üretim yöntemi belirlenmeye çalışılmıştır. En uygun olduğuna inandığımız sentez yöntemleri verilmiştir.*

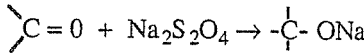
SYNTHESIS OF SODIUM DITIONITE

ABSTRACT : *Sodium ditionite is an important auxiliary chemical in textiles. But, it is not produced in Türkiye. The manufacture of sodium ditionite is patent in technology. Although, it is patent, necessary chemicals for its production exist in Türkiye. In this study, the conditions of the synthesis and the technology of the production of sodium ditionite has been investigated. The methods for the suitable synthesis of this product are given in this paper.*

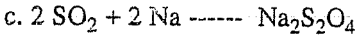
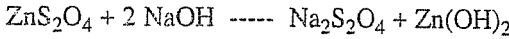
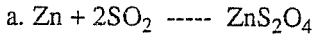
1. GİRİŞ

Türkiyenin en gelişmiş sektörlerinden biri Tekstil sektörüdür. Tekstil sanayinin geliştiği ülkemizde tekstilde kullanılan yardımcı kimyasalların üretimi ihtiyaçların çok altında olduğu gibi bir çoğunun da üretimi olmayıp ithal yoluyla sağlanmaktadır (1). Tekstil yardımcı kimyasallarından olan sodyum ditiyonit talebi sektörel bazda incelenmiş ve yurt içi üretimi olmayan bu maddenin 1990 yılı ithalat miktarının 2530 ton olacağı belirtilmiştir (2). Bu madde piyasada ve sanayide hidrosülfite olarak bilinmektedir.

Sodyum ditiyonit, saf suda her oranda berrak bir çözelti veren, asidik suda hızla, kalem suda yavaş çözünen bir tuzdur. Kuvvetli indirgen özelliğe sahip olup, ancak sudaki çözeltileri dayanıklı değildir. Küpe boyacılığında, özellikle indigo boyanın indirgenmesinde kullanılır. Karbonil grubu içeren boyarmaddeleri, enol yapısına dönüştürerek suda çözünür hale getirir. Reaksiyon denklemi aşağıdaki gibidir.



Hidrosülfite üretim teknolojisi patentlidir ve Patentlerde bazı incelikler belirtilmemektedir. Üretim için değişik metotlar uygulanmaktadır (3,4). Bunlardan üç tanesi aşağıdaki formüllerle verilmiştir.



Literatürlerde, kullanımları ve bozulma şartları ile ilgili çalışmalar mevcuttur (6).

2. MATERYAL VE METOT

2.1 Materyal

Sodyum ditiyonit ($\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_4$), %79 saflıkta olup Sigma firmasından; Sodyum bisülfite (NaHSO_3), %37 lik solüsyon ve katı şekilde Sigma firmasından; Zn tozu (aktif Çinkur'dan; NaOH ve Sodyum sülfür ($\text{Na}_2\text{S} \cdot 8\text{H}_2\text{O}$) analitik saflıkta Merck firmasından temin edilmiştir.

pH metre (Orion SA 720); Vakumlu etüv (Nüve 018); Vakum pompası (RS 2 Vakuubrand); Kriostat (Lauda ETK 50); Su banyosu (Nüve BM 101).

2.2 Metot

Sodyum Ditiyonitin Sentezi: Sentez için çok sayıda deney yapılmıştır. Reaksiyon

şartlarının ve kullanılan kimyasal maddelerin miktarları değiştirilerek en uygun şartların belirlenmesine çalışılmıştır. Belirlemeye çalıştığımız reaksiyonlardan iki değişik yöntem aşağıda verilmiştir.

1.Yöntem (SH1):

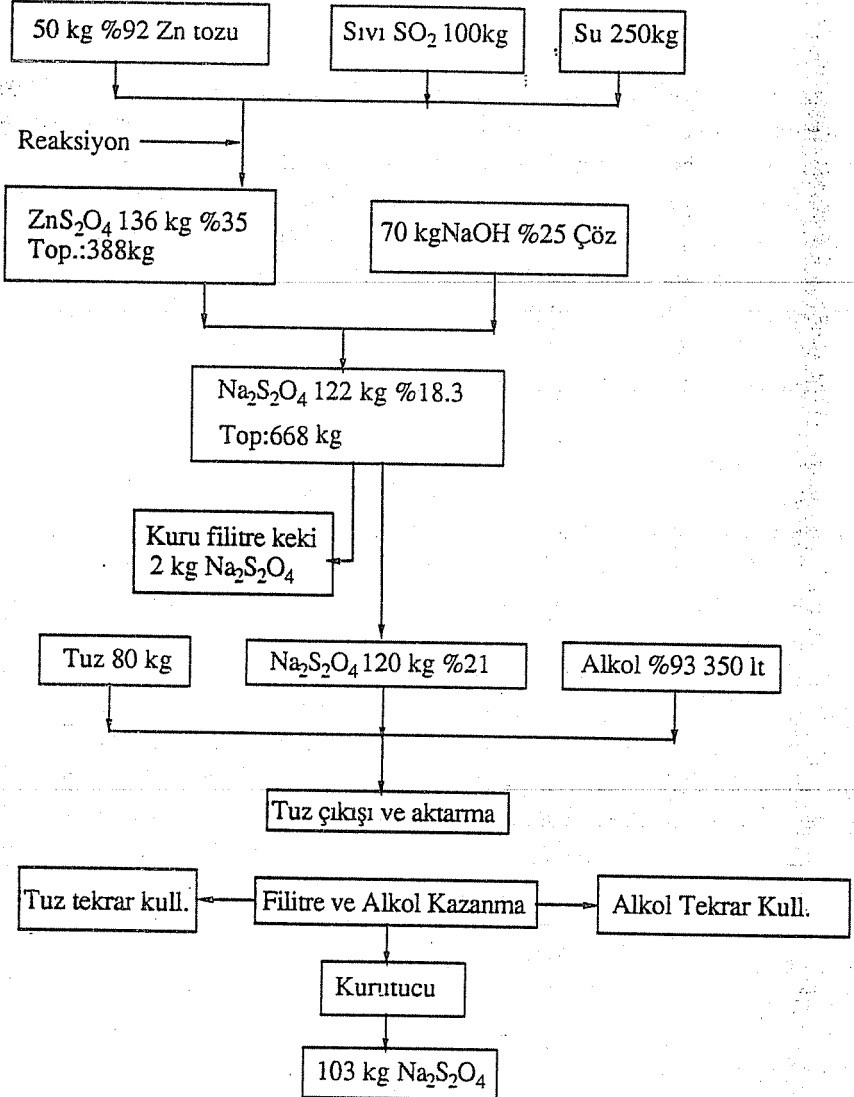
Sentezin gerçekleştirilmesinde ; Literatür (9) dan faydalanılmıştır. 0,1 mol (7,07 g,% 92 lik) Zn tozu bir miktar su ile, geri soğutucu takılmış bir balon içerisinde, manyetik karıştırıcı ile karıştırılmak suretiyle suspanse hale getirildi.Üzerine 0,4 mol (112,43 g, %37 lik) NaHSO₃ yavaş yavaş ilave edildi. Reaksiyon oda sıcaklığında inert ortamda gerçekleştirildi. Reaksiyon Zn tozunun tamamen reaksiyona girmesi ile tamamlandı. Süzülerek ZnSO₃ katı olarak alındı. Süzüntüde Na₂SO₃ ve Na₂SO₄ kaldı. Süzüntü bir gece bekletildi, suda sodyum ditionite göre daha az çözünen Na₂SO₃ kristalleri ayrıldı. Geride kalan süzüntü konsantre edilerek sodyum ditionit kristalleri ayrıldı. Kristaller vakum desikatöründe kurutuldu. Ürün 15,24 g olup, verim % 81 dir.

2.Yöntem (SH2):

Sentezin gerçekleştirilmesinde ; Literatür (5,10)'dan faydalanılmıştır. 10 g (% 92 lik) Zn tozu üzerine 50 ml su konularak süspansiyon hale getirildi. Sıvılaştırılan 20 g SO₂ gazı ilave edilmeye başlandı. Sıcaklığın yükselmemesi için reaksiyon buz banyosunda manyetik karıştırıcı bir reaksiyon balonunda gerçekleştirildi. Zn tozunun tamamen reaksiyona girmesi ile ortamda portakal sarısı bir renk meydana geldi. Zn tozu tamamen ortamda görünmeyinceye kadar reaksiyona devam edildi. Sentezlenen ZnSO₄ nuçe erleninden süzüldü %25 lik 14 g NaOH çözeltisi ve sentezlenen ZnS₂O₄ aynı anda reaksiyon balonuna ilave edilerek karıştırılmaya başlandı (soğuk ortamda).Karıştırılmaya 1/2 saat devam edildi.Zn(OH)₂ süzülerek alındı. Süzüntüye çok az miktarda Na₂S ilave edilerek karıştırıldı tekrar süzüldü. Süzüntüye 80 g tuz ve 600 ml alkol ilave edilerek 1 saat karıştırıldı. İlave edilen tuz miktarının büyük bir bölümü çökeltide Na₂S₂O₄ ile beraber kaldı.1 saat dinlendirildikten sonra üstteki sıvı dekante edilerek ayrıldı. Çökelek alkolle yıkanıp kurutuldu. Kuruyan kristaller öğütülüp elendi. Sentezden 20,6 g Na₂S₂O₄ elde edilebilmiştir (verim, kullanılan Zn ya göre, % 84,16 dır). Bu sentez yöntemi Şekil 1 de şematize edilmiştir.

3. SONUÇ

Sodyum ditionit çabuk bozulma özelliğinde bir maddedir (6,7,8). Özellikle nemli ortamda hızla bozulmaya uğramaktadır. % 79 saflıktaki Sigma firmasından temin edilen Sodyum ditionitin (SH), 2 ay sonra % 53 saflığa kadar bozduğu tesbit edilmiştir (Tablo.1). Bu durum, sodyum ditionitin iyi muhafaza edilmesi aynı zamanda sentezi sırasında da mümkün olduğunca inert ortamda çalışılması gerektiğini göstermektedir.



Şekil.1

Sentezlerde kullanılan Zn tozunun aktifliği en önemli konulardan biridir. Aktifliği iyi olmadığı zaman verimli sentez yapılamamaktadır. Sentez sonunda ortamda $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_4$ ve Na_2SO_3 birlikte bulunmaktadır. İkisinde sudaki çözünürlüğü çok olduğundan ayırma işlemi son derece önemlidir. Na_2SO_3 ortamdan alkol ilavesi ile kristallendirilerek ayrılabilir. Geriye kalan çözeltiye daha fazla alkol ilave edilerek $\text{Na}_2\text{S}_2\text{O}_4$ de kristallendirilebilmektedir. Sentezlediğimiz ürünlerin saflıklarının, orijinal örneklerle mukayeseleri yapılmış ve saflık yüzdelерinin iyi oldukları tesbit edilmiştir (Tablo.1)

SH2 nin sentezi BIOS(10) raporlarından faydalanılarak yapılmıştır. Ancak burada verilen tuz miktarının gerekenden fazla olduğu gözlenmiş, incelemelerden tuz miktarının literatürdekinin 1/3 ü oranında kullanılmasının uygun olacağı anlaşılmıştır. En önemli konunun, sentezin mümkün olduğunca inert ortamda gerçekleştirilmesidir. İnert ortam sağlanamayan sentezlerden elde edilen ürünlerin saflıkları hayli az olmaktadır. Yaptığımız inceleme ve çalışmalardan faydalanarak, Sodyum ditiyonitin üretimi için Şekil 1 deki akım şeması önerilmiştir.

Tablo.1 Sodyum Ditiyonit Örneklerinin İndirgeme Özellikleri ve Saflıkları.

Örnekler (C)	İndirgeme Özelliği 0,0909 N I2 Sarf.ml	Saflığı %
SH(Oriji.)	30	79,1
SH (2 ay)	20	52,7
SH1(Sentez)	29,7	78,3
SH1(2 ay)	19,8	52,2
SH2(Sentez)	29,9	78,8
SH2(2 ay)	19,8	52,2

C: 0,1 g lık örneklerin 10 ml'deki çözeltileri

4. KAYNAKLAR

1. Türkiye Sınai Kalkınma Bankası, A.Ü. Kimya Sektör Araştırması Ana Raporu Yayın no:33, Eylül 1980.
2. T.C. Başbakanlık DPT Müsteşarlığı, Kimyasal Madde Araştırması Madde Seçimi Raporu TÜMAŞ Raporları, 1989.
3. Terem, H.N., Anorganik Sınai Kimyası, 103-105, İstanbul, 4, 1968.
4. Birbiçer, N., Serin, S., Tekstilde Kullanılan Kükürt içeren Yardımcı Kimyasal Maddelerin Sentezi, Ç.Ü. Araştırma Fonu, Proje no: FEB 91-11, 5, 1992.
5. Brearley, G. and Starkie, J., The Hydrosulfites Production, Properties, and Textile Applications, J.Soc.Dyers Colorist 64, 278-82., 1948.
6. Lister, M.W. and Garvie, R.C., Sodyum Dithionite, Decomposition in aqueous

solition and in the solid state, Canadian Journal of Chemistry. Vol.37, 1567-1574, 1959.

7. Lem, W.J. and Wayman, M., *Decomposition of aqueous dithionite. part I. Kinetics of decomposition of aqueous sodium dithionite, Canadian Journal of Chemistry. Vol.48, 776-787, 1970.*

8. Lem, W.J. and Wayman, M., *The Decomposition of aqueous dithionite III. Stabization of dithionite by cations, Canadian Journal of Chemitry. Vol.48, 2778-2780, 9, 1970.*

9. Budanov, V.V., Kibenko, V.D., *Mechanism of Rongalit Synthesis, Izv. Vyssh. Ucheb. Zaved Khim Tekhnol 14 (9), 1389-92, 1971.*

10. Edward, W.A.M., and Clayton, J.H., *Sodium Hydrosulfide and Related C Compounds, I.G.Ludwigshafen, BIOS (British Inteligence Objectives Subcommittee) Rept., 422 (P.B 34027) and 271(PB 22409) U.S. Dept of Commerce, Office of Tecnical Services, 1918.*

SEYHAN BARAJI HAZNESİNDE TABAN PROFİLİNDEKİ DEĞİŞMELERİN HESABI

M. Salih KIRKGÖZ

Riyadh ASAAD ve Zeliha ÖZCAN

Çukurova Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: Seyhan Barajı haznesinde katı madde çökmesi sonucu talvegden geçen hazne taban profilindeki değişimler teorik olarak incelenmiştir. Katı madde debisinin tahmininde Schoklitsch formülü kullanılmış ve hazırlanan bir bilgisayar programı yardımı ile altışar aylık sürelerde taban ve su yüzü profilindeki değişimler hesaplanmıştır. Taban profili için başlangıç değerleri D.S.İ. Genel Müdürlüğünün 1976 yılı hazne ölçümlerinden alınmış, 1980 ve 1986 yıllarına ait hesaplanan taban profilleri ölçüm değerleri ile karşılaştırılmıştır. Taban malzemesi karakteristik tane çapının küçülmesi ile teorik bulguların ölçümler ile daha iyi uyum sağladığı görülmüştür.

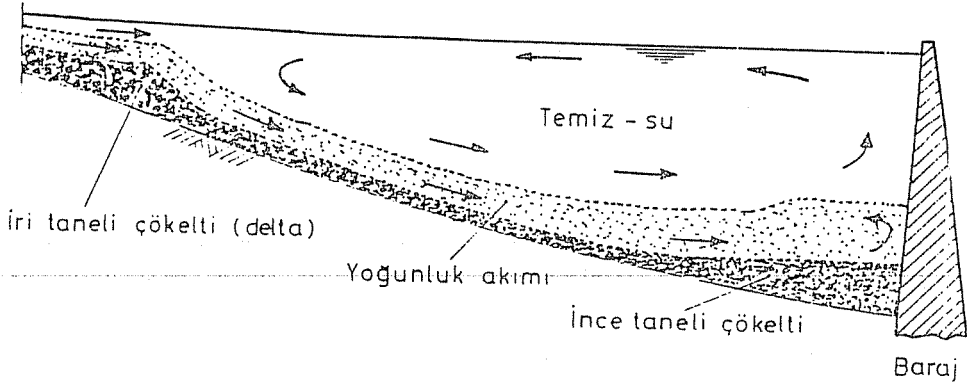
COMPUTATION OF BED PROFILE CHANGES IN SEYHAN DAM RESERVOIR

ABSTRACT: The changes of the bed profile due to bed load deposition along the thalveg of Seyhan Dam reservoir are studied theoretically. For estimating the rate of sediment transport Schoklitsch formula is used, and with the aid of a computer programme the changes in bed and water surface profiles of six-month periods are computed. The initial bed profile is obtained from the measurements taken by D.S.I. General Directorate in 1976 and the computed profiles of 1980 and 1986 are compared with field data. It is found that the agreement between the theoretical and measured profiles gets better as the representative size of the bed material becomes smaller.

1. GİRİŞ

Baraj hazneleri akarsu üzerinde M1-tipi yavaş değişen akım profili oluştururlar. Baraj gövdesinden menbaya doğru kabarma gösteren bu su yüzü eğrisi boyunca akım hızı giderek yok denecek kadar azalır. Akım hızındaki azalmaya bağlı olarak hazneye taşınan katı maddelerin büyük bölümü hazne içinde tutulur. Şekil 1 de görüldüğü gibi, baraj haznesine giren askı ve sürüntü maddelerinden iri taneli olanlar haznenin hemen başında "delta" şeklinde çökler. İnce kum, silt ve kil gibi ince taneli maddeler de hazne tabanı boyunca, büyüklüklerine bağlı olarak, çökme ve taşınma sürecine maruz kalarak baraj gövdesi arkasında birikir. Bir kısım çok ince taneli maddeler ise tüm hazne boyunca yoğunluk akımı şeklinde uzun süre askıda kalır. Askıda kalabilen katı maddelerin bir kısmı baraj çıkış yapıları yardımı ile mansaba atılır. Sonuç olarak, akarsu ile baraj haznesine taşınan katı madde miktarının büyük bölümü hazne içinde çökelerak hapsedilmiş olur.

Hazne içinde çökelen katı maddeler zaman içinde akarsuyun talvegden geçen taban profilini değiştirmektedir (Şekil 1). Bu çalışmada, hazne taban profilindeki değişimler Seyhan Barajı için incelenmiştir.



Şekil 1. Baraj haznesinde katı madde hareketi.

2. HAZNEDE SÜRÜNTÜ MADDESİ HESABI

Akarsularda taşınan sürüntü maddesinin hesabı için çok sayıda yarı-deneysel ifadeler mevcuttur (1). Bu çalışmada haznenin bir kesitinden birim zamanda geçen sürüntü maddesi debisi için Schoklitsch (2,3) tarafından aşağıda verilen formül kullanılmıştır.

$$q_s = \frac{2500}{\gamma_s} S^{3/2} (q - q_{kr}) \quad (1)$$

veya, $q = hV$ ve $q_{kr} = hV_{kr}$ yazılarak

$$q_s = \frac{2500}{\gamma_s} S^{3/2} h (V - V_{kr}) \quad (2)$$

(1) ve (2) ifadelerinde q_s ($m^3/s.m$) birim genişlikten geçen sürüntü maddesi debisini, γ_s (kg/m^3) sürüntü maddesi özgül ağırlığını, S enerji çizgisi eğimini, q (m^3/s) akımın birim genişlik debisini, q_{kr} (m^3/s) sürüntü hareketi başlangıcı için kritik akım debisini, h akım derinliğini, V ortalama akım hızını, ve V_{kr} sürüntü hareketi başlangıcı için ortalama akım hızını göstermektedir.

Schoklitsch formülü üniform akım şartları için geliştirilmiştir. Bu ifadenin üniform olmayan hazne akımına uygulanması durumunda S eğimi için yaklaşık olarak aşağıdaki değer kullanılabilir (4):

$$S = \frac{S_o + S_e}{2} \quad (3)$$

Burada S_o ve S_e taban ve enerji çizgisi eğimlerini göstermektedir. (2) ifadesindeki sürüntü maddesi için kritik hız değeri Hjulström (5) tarafından verilen eğriden alınabilir. Bu eğrinin ifadesi ($V_{kr}; d_{50}$) $\leq (0,5m/s; 0,007m)$ şartları için bir doğru halini alır ve aşağıdaki gibi tanımlanabilir.

$$V_{kr} = 73 d_{50} \quad (4)$$

Burada d_{50} sürüntü maddesinin %50 sinin daha ince olduğu tane çapı olup hazne tabanında taşınan malzemenin karakteristik tane çapını temsil etmektedir.

3. HAZNEDE TABAN PROFİLİNİN HESABI

Haznede talveg boyunca taban profili, bir menba kesitinden başlanıp adım adım sürüntü maddesi hesaplanarak elde edilebilir. Şekil 2 de görüldüğü gibi bir hesap adımının iki kesitinden taşınan sürüntü maddesi miktarı (2) ifadesi ile bulunabilir. Sürüntü maddesi taşınımı mansaba doğru azalmaktadır, buna göre ΔL_i aralıklı iki kesit arasında birim zamanda çökelen $dq_{si} = q_{si} - q_{s(i-1)}$ sürüntü maddesinin üniform olarak tabana yayıldığı varsayımı ile bu iki kesit arasında t zamanındaki taban yükselmesi

$$\delta_{si} = \frac{dq_{si}}{\Delta L_i} \Delta t \quad (5)$$

olacaktır.

Haznede taban profilindeki değişmelerin hesabı için sıra ile aşağıdaki işlemlerin yapılması gerekmektedir.

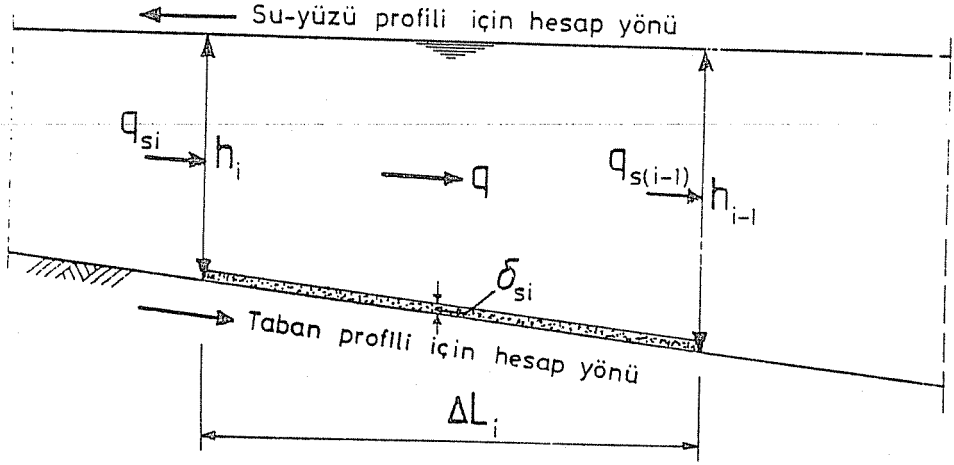
(a) Bilinen bir taban profiline göre akarsu yüzey profili, tesbit edilecek kesitler itibarı ile

hesaplanır.

(b) Bu kesitlerde, (2) ifadesi kullanılarak sürüntü maddesi debisi bulunur. Burada taban malzemesi karakteristik tane çapının doğru tayini önemli olmaktadır.

(c) (5) ifadesi kullanılarak, arzulanan bir zaman aralığı için, seçilen kesitler arasında çökelen sürüntü maddesi kalınlıkları hesaplanır.

(d) Kesitler arasında hesaplanan çökelti kalınlıkları taban profiline ilave edilerek hazne içinde yeni bir taban profili elde edilir. Yeni taban profili esas alınarak hesaplar (a) dan itibaren tekrarlanır.

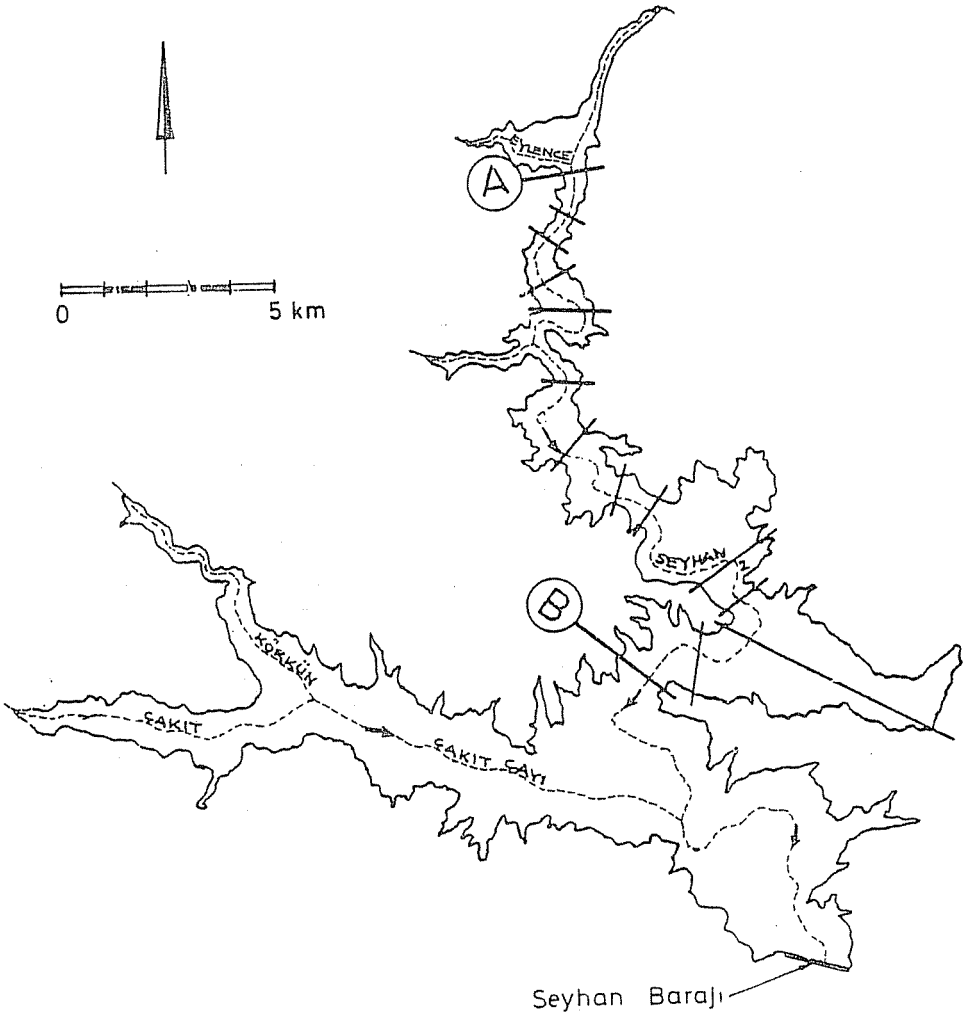


Şekil 2. Taban profili için hesap adımı.

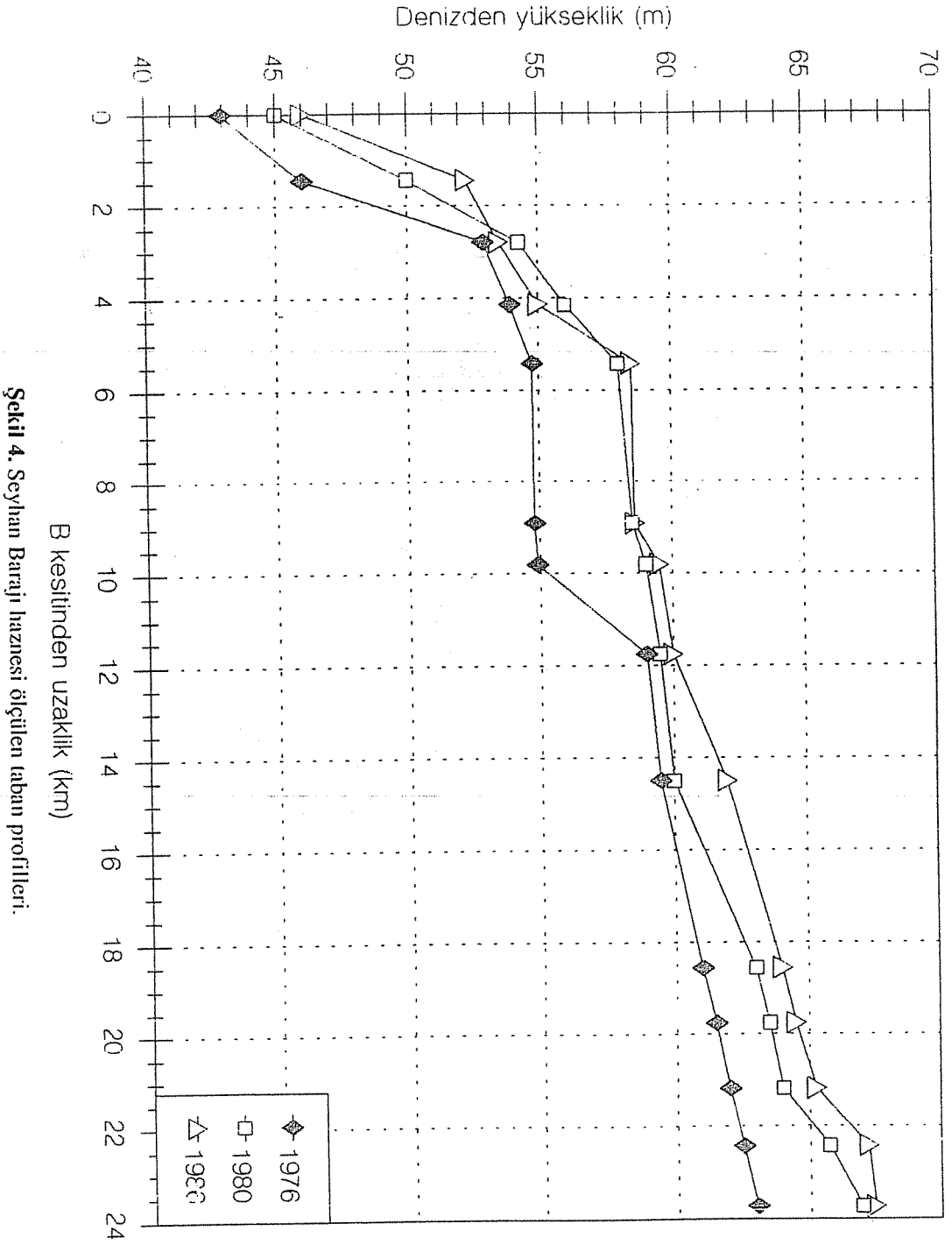
4. SEYHAN BARAJI HAZNESİNDE TABAN PROFİLİ

Katı madde çökmesi ile hazne taban profilindeki değişmelerin hesabı için, bu çalışmada, Seyhan Barajı örnek bir uygulama olarak ele alınmıştır. Seyhan Barajı haznesi Şekil 3 de görüldüğü gibi Seyhan Nehri ve Çakıt Çayı üzerinde uzanan iki ana kısımdan oluşmaktadır. Taban profilindeki değişmelerin hesabı haznenin Seyhan Nehri kolu üzerinde, Şekil 3 de görülen A ve B kesitleri arasında yapılmıştır. D.S.İ Genel Müdürlüğüne Seyhan Barajı haznesinde, katı madde birikimini takip amacı ile 1976, 1980 ve 1986 yıllarında hidrografik haritalar çıkarılmıştır. Bu haritalardan elde edilen ve A, B arasındaki ondört kesiti içeren taban profilleri Şekil 4 de verilmiştir. Hazne taban profilindeki değişmelerin teorik olarak hesabı için Şekil 4 deki 1976 profili başlangıç değerleri olarak kullanılmıştır. Üçüncü bölümde açıklanan hesap yöntemi için hazırlanan bir bilgisayar programı ile 1976-86 yılları arasındaki altışar aylık sürelerde profil değişimleri hesaplanmıştır. Bilgisayar programı ile ilgili geniş bilgi Asaad (6) da verilmiştir. Hesaplarda gerekli olan (4) eşitliğindeki taban malzemesi karakteristik tane

SEYHAN BARAJI HAZNESİNDE TABAN PROFİLİNDEKİ DEĞİŞMELER

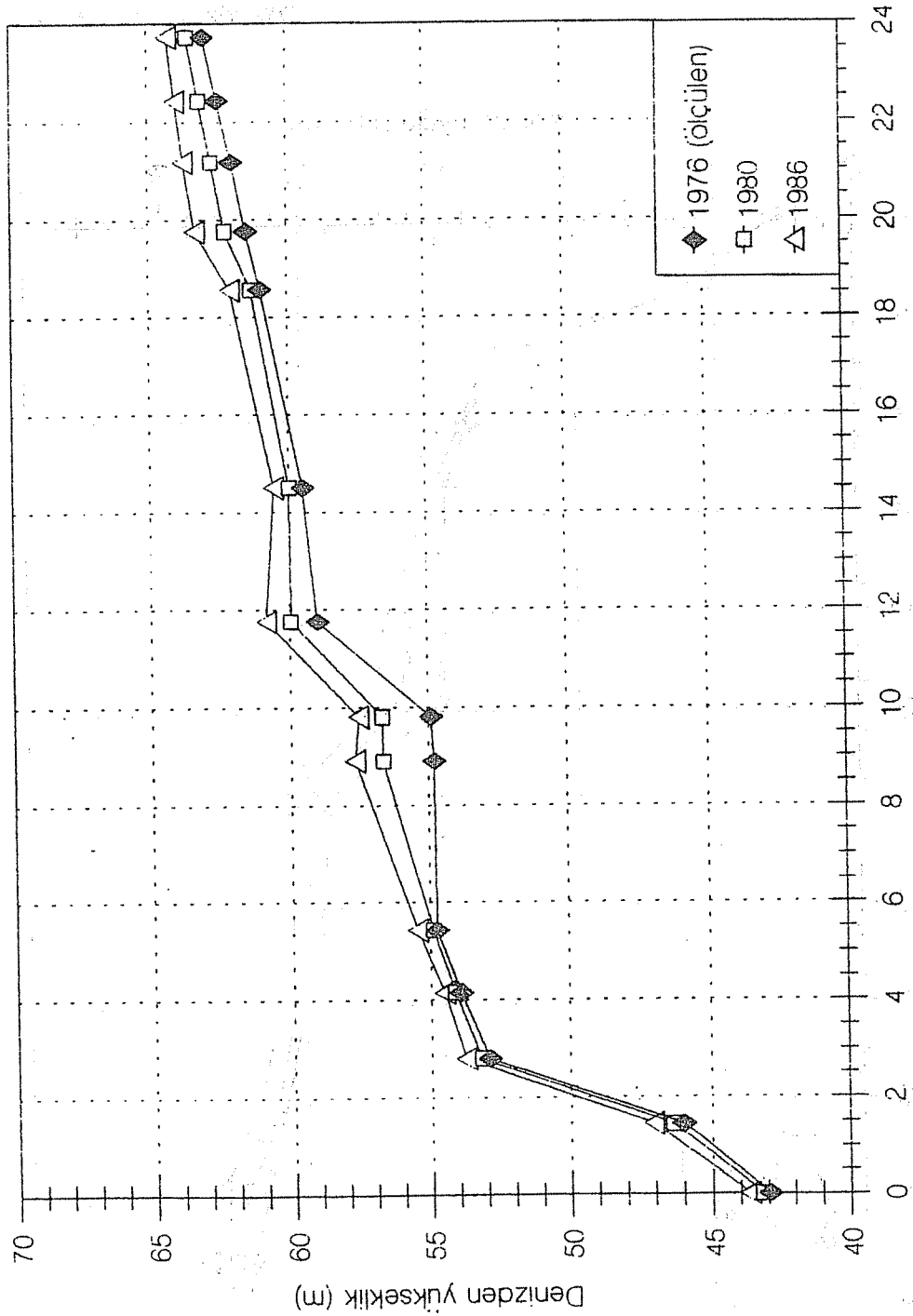


Şekil 3. Seyhan Barajı haznesi.



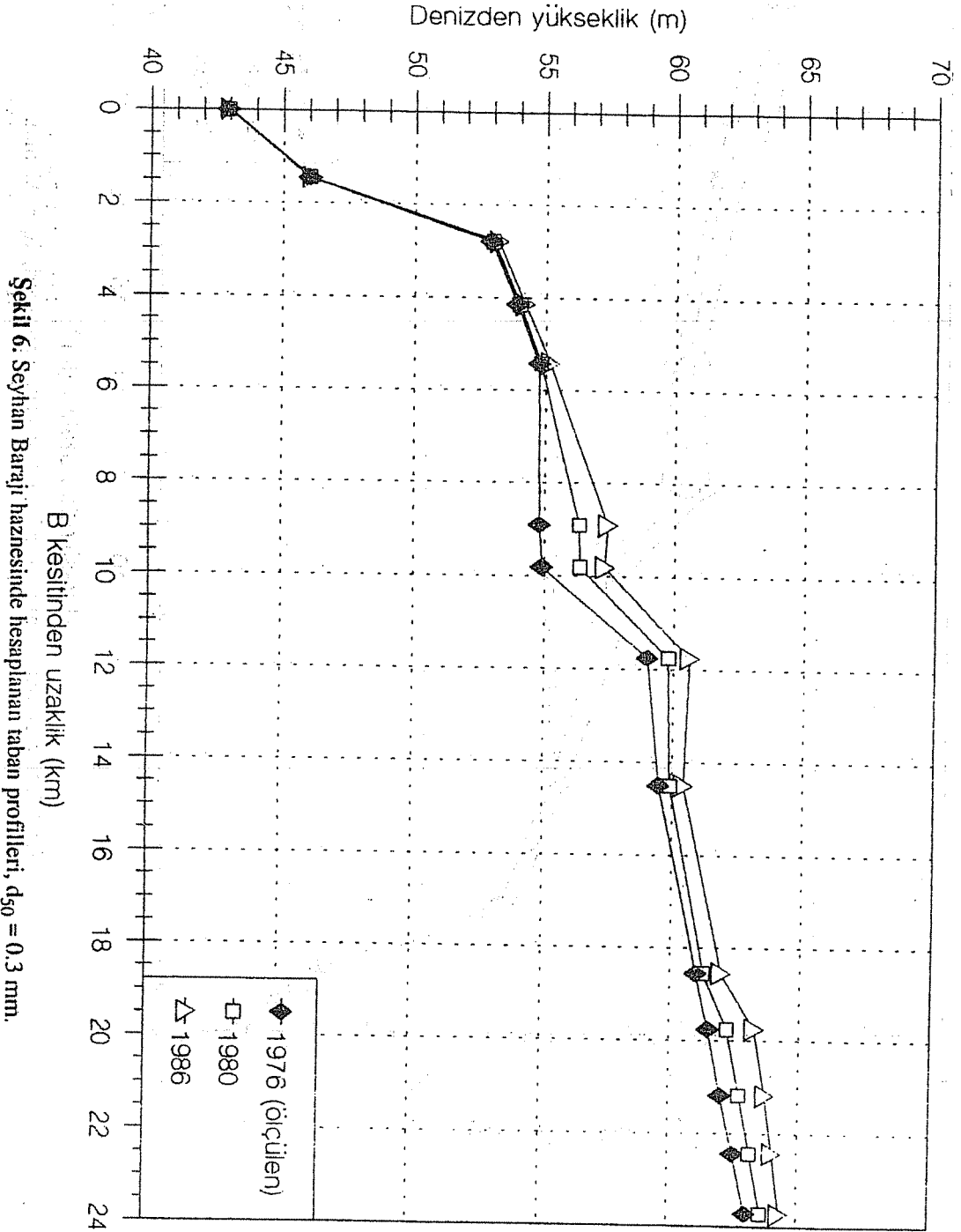
Şekil 4. Seyhan Barajı haznesi ölçülen taban profilleri.

SEYHAN BARAJI HAZNESİNDE TABAN PROFİLİNDEKİ DEĞİŞMELER



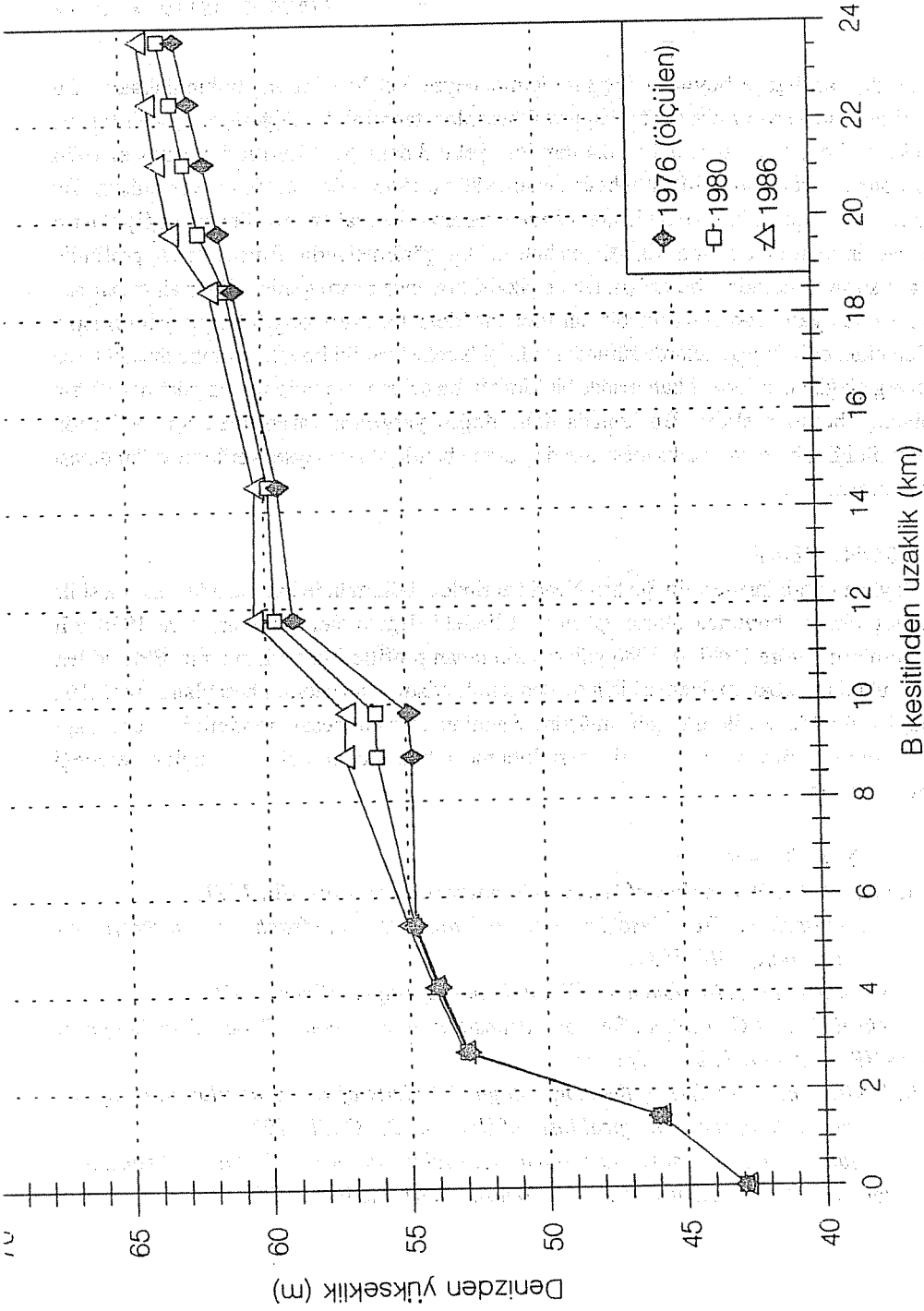
B kesitinden uzaklık (km)

Şekil 5. Seyhan Barajı haznesinde hesaplanan taban profilleri, $d_{50} = 0.2$ mm.



Şekil 6. Seyhan Barajı hazinesinde hesaplanan taban profilleri, $d_{50} = 0.3$ mm.

SEYHAN BARAJI HAZNESİNDE TABAN PROFİLİNDEKİ DEĞİŞMELER



Şekil 7. Seyhan Barajı haznesinde hesaplanan taban profilleri, $d_{50} = 0.4$ mm.

çapı d_{50} nin hazne boyunca değişimi için deneysel verilere ihtiyaç bulunmaktadır. Bu veriler elde mevcut olmadığından profil hesapları tahmini d_{50} değerleri ile yapılmıştır. Şekil 5-7 de, $d_{50} = 0,2; 0,3$ ve $0,4$ mm için Şekil 3 deki A, B kesitleri arasındaki 1976 yılı ölçüm profilinden itibaren hesaplanan 1980 ve 1986 yılları profilleri verilmiştir. Bu şekillerde, seçilen karakteristik tane çapının küçülmesi ile taban profilindeki değişmelerin haznenin mansap tarafında da belirgin hale geldiği görülmektedir. Burada, taban profili ile ilgili sürüntü maddesi hesapları, talveg çizgisi boyunca birim genişlikli bir akım parçası üzerinde, yani tek boyutlu bir sürüntü maddesi hareketi öngörülerek yapılmıştır. Gerçekte, eğimli yamaçlarda sürüntü maddesi hareketinin iki boyutta olduğu düşünülürse talveg çizgisi üzerindeki katı madde birikiminin bu çalışmanın bulgularına göre daha fazla olacağı beklenmelidir. Bu konuda daha doğru yargılara varabilmek için yukarıda değinildiği gibi, taban malzemesi tane dağılımını belirleyen deneysel verilerin kullanılması gerekmektedir.

5. SONUÇLAR

Seyhan barajı haznesinin Seyhan Nehri üzerindeki bölümünde katı madde çökmesi ile talveg çizgisi boyunca oluşan taban profilindeki değişimler incelenmiş ve 1976 yılı ölçümlerine göre 1980 ve 1986 yıllarındaki taban profilleri hesaplanmıştır. Elde edilen bulgulardan, taban malzemesi için seçilen karakteristik tane çapının hesaplanan profilleri büyük ölçüde etkilediği görülmüştür. Sunulan sayısal hesap modelinin, tane çapı bakımından ölçüm verileri ile desteklenmesi halinde gerçekçi sonuçlar vereceği anlaşılmıştır.

6. KAYNAKLAR

1. Graf, W.H., *Hydraulics of Sediment Transport*, Mc Graw-Hill, 1971.
2. Schoklitsch, A., *Der Geschiebetrieb und die Geschiebefracht*, *Wasserkraft und Wasserwirtschaft*, 39/4, 1934.
3. Schoklitsch, A., *Handbuch des Wasserbaues*, Springer, Vienna 1950.
4. Yücel, Ö. and Graf, W.H., *Bed load deposition in reservoirs*, *Proc. 15 th Congress of IAHR, İstanbul*, 1, 271-278, 1983.
5. Hjulsröm, F., *Studies of the morphological activity of rivers as illustrated by the river Fyris*, *Bull. of the Geological Inst. of Uppsala*, 25, Ch.III, 1935.
6. Asaad, R., *Türkiye'deki Bazı Baraj Haznelerinde Katı Madde Çökmesinin İncelenmesi*, *Yüksek Lisans Tezi. Ç.Ü. Fen Bilimleri Enstitüsü*, 1990.

ISI POMPASI İLE ISITMA-SOĞUTMA VE SICAK-SOĞUK SU HAZIRLAMA (*)

Tuncay YILMAZ, Ertuğrul CIHAN

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü Adana/Türkiye

ÖZET: Bir mahalın ısı kayıp ve kazançlarını karşılayacak bir ısı pompası sistemi tasarlanmış ve teorik analizi yapılarak imal edilmiştir. Bu ısı pompası sistemi, bir mahalın ısıtılıp soğutulmasının yanında, yaz ve kış mevsimlerinde sıcak ve soğuk su ihtiyacını da karşılamaktadır. Isı pompasının, bu işlevleri kendi kendine yerine getirebilmesi için bütün otomatik kontrol üniteleri tasarlanarak imal edilmiş ve başarılı olarak çalıştırılmıştır.

Bölümümüz laboratuvarlarında imal edilen ısı pompasının yaz işletme şartlarında performans deneyleri yapılmış ve sistemin istenilen tüm özellikleri başarı ile yerine getirdiği görülmüştür. Isı pompasının ısıtma ve soğutma kapasitesinin ölçülmesi için gerekli deney düzeneği hazırlanmış ve yapılan deneylerle soğutma ve ısıtma kapasiteleri ölçülerek sistemin ısıtma ve soğutma etkinlikleri belirlenmiştir.

HEATING-COOLING AND PREPARATION OF HOT-COLD WATER WITH A HEAT PUMP

ABSTRACT: A heat pump system which is corresponding the heat losses and gains of an indoor place is designed and constructed by the aid of the theoretical analysis. This heat pump system provides hot and cold water needs besides heating and cooling of an indoor place in winter and summer. All of the automatic control systems which are required for operating the heat pump system without needing any human interference are designed and constructed. The heat pump system is operated successfully.

The performance measurement experiments of the system have been completed under summer conditions in the Department Laboratories and it was observed that the system is carried out the all features which we wanted. The apparatus used for the measuring of heating and cooling capacities of heat pump is constructed and the heating and cooling coefficients of performance are determined by measuring the heating and cooling capacities of the heat pump system.

(*) Bu çalışma, Türkiye Bilimsel Teknik Araştırma Kurumu (TÜBİTAK) ve Çukurova Üniversitesi Araştırma Fonu Tarafından Desteklenmiştir.

1. GİRİŞ

Isı pompası, düşük sıcaklıktaki bir ortamdan yüksek sıcaklıktaki bir ortama mekanik bir iş sarfetmek suretiyle ısı nakleden bir cihazdır. Günümüzde ısı pompası yardımı ile mahallerin ısıtılıp soğutulması her geçen gün yaygınlaşmaktadır. Isı pompasının getirdiği avantajlardan bazıları; istenildiği kadar ısıtma veya soğutma sağlanabilmesi, otomatik kontrolünün rahatlıkla yapılabilmesi ve çalışma esnasında herhangi bir atık madde meydana getirmemesidir. Son zamanlarda, ısı pompası fiyatlarının aşırı derecede artmaması diğer konvansiyonel sistemlerle de rekabet gücünü artırmıştır. Özellikle enerji tasarruf hedefleri doğrultusunda bu konu üzerinde yoğun araştırma ve geliştirme çalışmaları yapılmaktadır.

Isı pompaları pratikte birçok uygulama alanı bulmaktadır (1,2). Bunlardan biri de binaların ısıtılması ve soğutulmasıdır. Bu çalışma ile Bölümümüz laboratuvar odalarından birinin ısıtılıp veya soğutulması bütün yıl boyunca sıcak ve soğuk su ihtiyacının karşılanması öngörülmüştür. Isıtılıp-soğutulması düşünülen mahalın önce ısı kayıp-kazançları hesaplanmış ve bu değerler gözönüne alınarak ısı pompası için ısıtma ve soğutma yüzey alanları bulunmuştur. Isı pompası temel elemanlarından olan kondenser, evaporatör ve kompresör kapasitelerinin hesaplanabilmesi için bir bilgisayar programı yapılmıştır. Bilgisayar programı yardımı ile en uygun evaporatör ve kondenser sıcaklıkları bulunmuş, aynı zamanda ısı pompası sistemi boru çapları ve sistemde dolaşması gerekli akışkan miktarı hesaplanmıştır. Sistemin teorik analizi yapıldıktan sonra, ısı pompası tesisat şeması hazırlanmış ve imal edilmiştir (3).

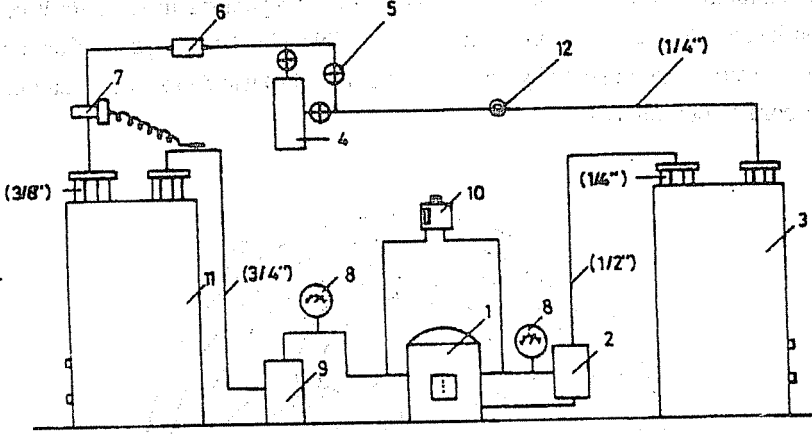
2. GERÇEKLEŞTİRİLEN SİSTEM

Gerçekleştirilen ısı pompasının ayrıntılı şematik resmi Şekil 1'de görülmektedir. Montaj şemasında görülen parçaların isimleri sırasıyla şunlardır.

- | | |
|----------------|-----------------------------|
| 1) Kompresör | 7) Genleşme Valfi |
| 2) Yağ Ayıncı | 8) Manometre |
| 3) Kondenser | 9) Sıvı Tutucu |
| 4) Sıvı Deposu | 10) Çift Kontaklı Presostat |
| 5) Ara Vanası | 11) Evaporatör |
| 6) Nem Alıcı | 12) Gözetleme Camı |

Evaporatörden emilen doymuş buhar halinden biraz daha sıcak akışkan kompresöre (1) girerek basıncı ve sıcaklığı artırılır. Kompresöre bağlı çift kontaklı presostat (10) sistemin istenilen işletme basıncının altına veya üstüne çıkması halinde kompresörü durdurarak hasar meydana gelmesini önlemektedir.

Kompresörün girişine ve çıkışına bağlı, alçak basınç ve yüksek basınç manometreleri çalışma esnasında sistemdeki basınçların normal düzeyde olup olmadığını anlamaya

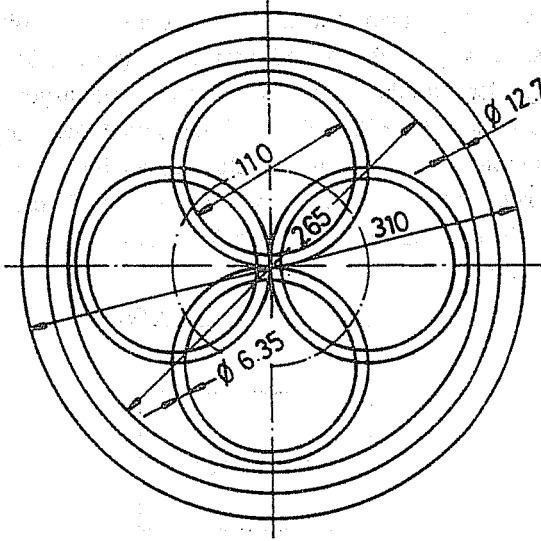


Şekil 1. Isı Pompası Montaj Şeması.

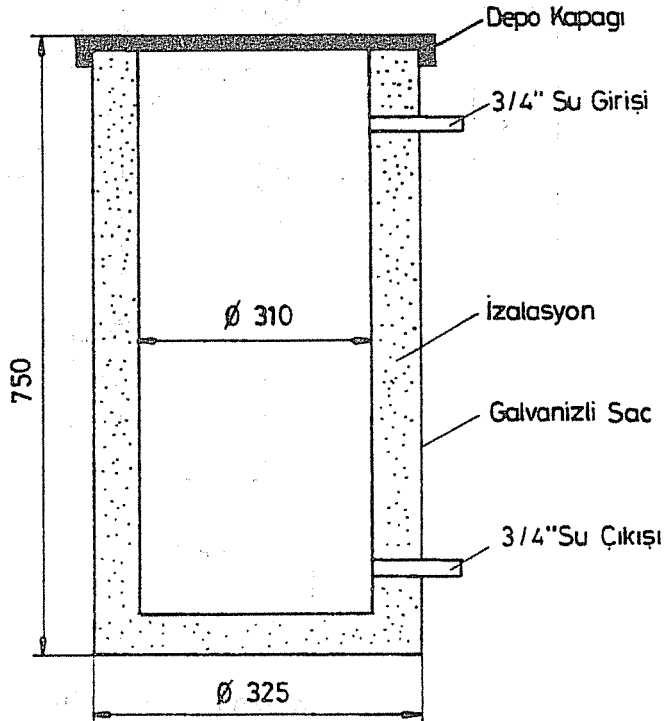
yardımcı olmaktadır. Sistemde dolaşan Freon-12 akışkana katılan yağın kompresör çıkışında tutularak, tekrar kompresöre dönmesine yarayan yağ ayırıcı (2) bulunmaktadır. Kompresör çıkışında sıcaklığı ve basıncı artan akışkan kondensere (3) gelir. Yoğuşturucu, sulu kondenser tipinde olup Bölümümüz laboratuvarlarında imal edilmiştir. Kızgın halde olan akışkan, kondenseri doymuş sıvıdan daha soğuk olarak terkeder. Bu esnada yoğuşturucudaki su ısınarak kullanılabilir duruma gelir.

Sıvı halde kondenseri terkeden akışkan fazlasını depolamak, gerektiğinde sisteme vermek için sıvı deposu (4) kullanılır. Sistem devreye alınmadan önce ne kadar vakum yapılırsa yapılsın, bakır boruların içinde nem kalma ihtimali vardır. Bu nem sistemin verimini düşüreceği gibi kompresörün bozulmasına varan hasarlara yolaçabilir. Bunu önlemek ve sistemdeki nemi almak için nem alıcı (6) kullanılır. Sıvı freon akışkanın evaporatöre girmeden önce basıncının düşürülmesi gerekmektedir. Basıncı düşürülme işlemi termostatik genişleme valfi (7) tarafından yapılmaktadır. Termostatik genişleme valfi evaporatör çıkışındaki gazın sıcaklığını kontrol ederek evaporatöre verilen sıvı miktarını ayarlayabilmektedir. Sulu tipte imal edilen evaporatör (11) depodaki suyu soğutarak kullanılabilir duruma getirir. Evaporatörde tamamen buharlaşan freon gazı kompresöre gelerek devirdaim tamamlanır. Kompresöre sıvı ilerlemesini önleyebilmek için buharlaştırıcı çıkışına sıvı ayırıcı konulmuştur.

Evaporatörde soğuk su elde edebilmek için, evaporatör içerisine 1/2" çaplı bakır boru



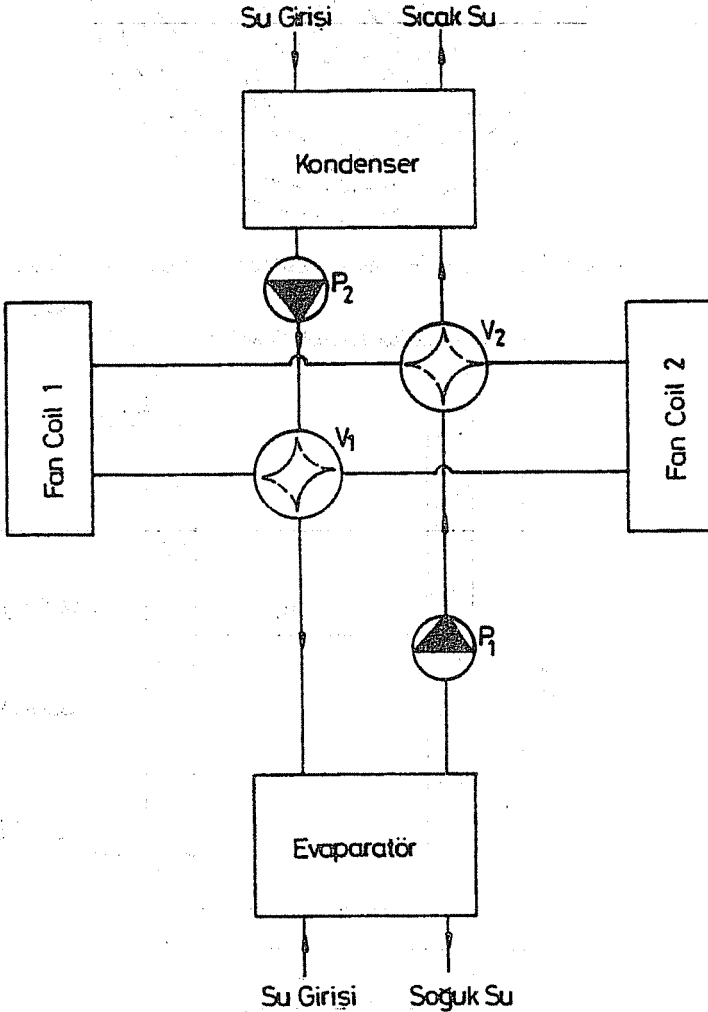
Şekil 3. Kondenserde Bakır boruların Yerleştirilme Planı.



Şekil 4. Evaporatör ve Kondenser Su Deposu.

3. ISI POMPASI SU TESİSATI

Isıtılıp-soğutulması düşünülen odanın içinde bulunan fancoile yaz ve kış işletme durumuna göre sıcak veya soğuk su gönderilmesi gerekmektedir. Kışın odaya ısı verilmesi gerektiğinden, kondenserdeki sıcak su bir sirkülasyon pompası tarafından odada bulunan fancoile gönderilir. Bu arada evaporatördeki soğuk suyun sıcaklığı dış odada bulunan fancoil aracılığı ile artırılır. Yazın ise durum tam tersidir. Yazın odadaki ısı dışarıya atılacağından, evaporatörün odadaki fancoil ile ortak çalışması gerekir. Kondenserdeki ısınan su ise, dışarıda bulunan fancoil tarafından soğutulur.



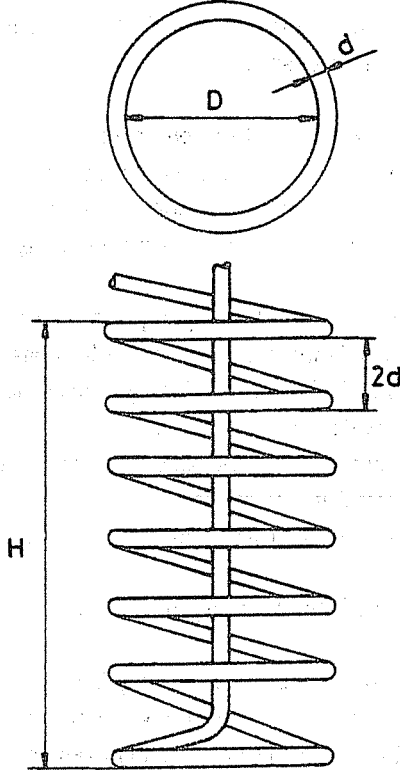
Şekil 5. Isı Pompası Su Tesisat Şeması.

Her iki çalışma şartını tek bir sistemde toplayacak bir düzenek düşünülmüştür. Bu düzenek iki adet dörtyollü vana, iki adet sirkülasyon pompası ve iki adet fancoilden oluşmaktadır. Şekil 5'te ısı pompasının su tesisat şeması görülmektedir.

4. EVAPORATÖR VE KONDENSER BOYUTLARININ SAPTANMASI

Evaporatör ve kondenser yüzey alanları bilindiğinden, imalat için gerekli boyutların hesaplanması gerekir. Bakır borular (D) çapında, (2d) adım uzunluğunda spiral olarak sarılarak tek halka şeklinde oluşturulur. Evaporatör ve kondenser birbirlerine teğet 4'er halkadan meydana gelmektedir. Bu halkaların dışına, evaporatörde su soğutucusu, kondenserde su ısıtıcısı olarak kullanılan 1/2" bakır boru sarılarak depoların içerisine yerleştirilmiştir. Evaporatör ve kondenser ısıtma-soğutma yüzey alanları (F) ile boyutlar arasında

$$F = \pi^2 N H \frac{(D+d)}{2} \quad (1)$$



Şekil 6. Bir Adet Spiral Bakır Boru Halkası.

şeklinde bir bağıntı vardır. Burada H halka sarım yüksekliği, N halka sarım sayısını göstermektedir.

Aynı zamanda boru içindeki soğutucu akışkan hızı diğer parametrelere bağlı olarak

$$\bar{u} = \frac{4 \dot{m}}{\pi d^2 N \rho} \quad (2)$$

şeklinde hesaplanır. Akış hızları boru çaplarının hesaplanmasında etkili olmaktadır. Literatürde (4.5) borularda kabul edilebilir hız sınırları verilmiştir. Burada \dot{m} sistemde dolaşan soğutucu akışkan debisi, ρ ise akışkanın yoğunluğudur. Şekil 6'da evaporatör ve kondenserde kullanılan birbirlerine teğet dört halkadan biri görülmektedir.

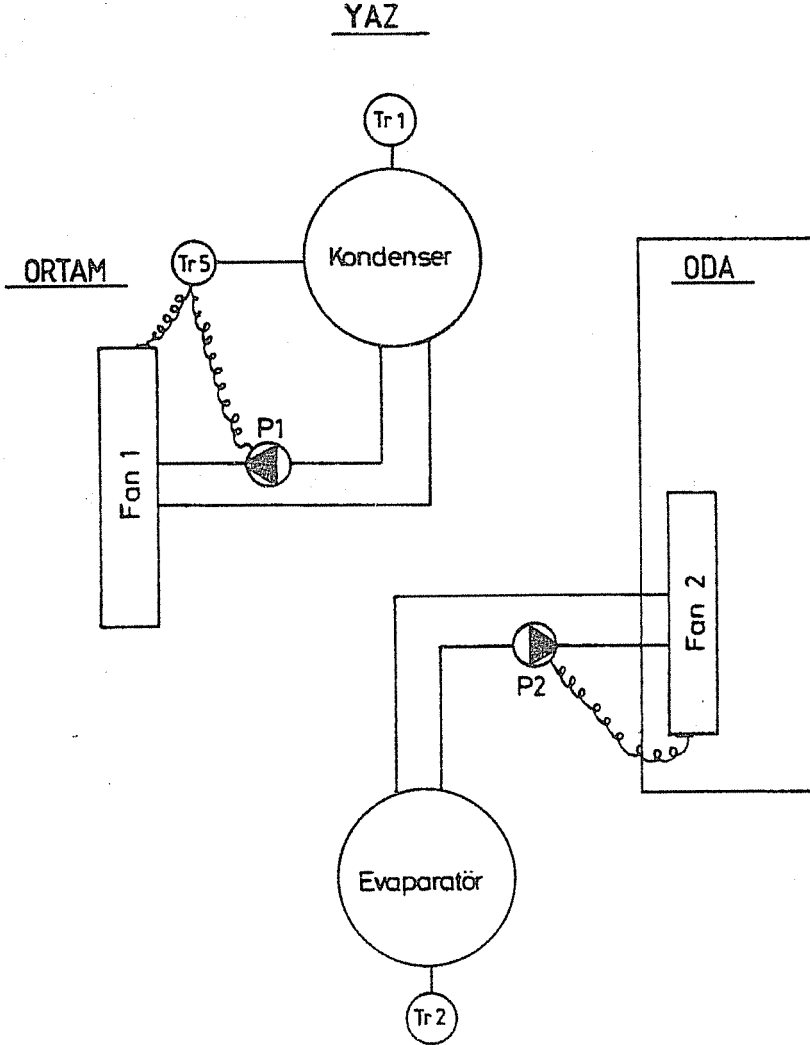
5. ISI POMPASI SİSTEMİNİN OTOMATİK KONTROLÜ

Tasarlanan ısı pompası sistemi için amaçlanan dört fonksiyonu aynı anda veya tek tek yerine getirmesi gerekir. Bunlar; bir mahalin kışın ısıtılması, yazın soğutulması ve aynı mahalin yaz ve kış mevsimlerinde sıcak ve soğuk su ihtiyacının sürekli olarak karşılanmasıdır. Bu istenilen fonksiyonları ısı pompasının yapabilmesi için, bazı şartları sağlayabilmesi ve özellikle kendi kendine otomatik olarak yerine getirebilmesi gerekir. Isı pompasından istenilen şartlar şunlardır.

- Kondenserde sürekli 45 °C'de sıcak su hazır bulunacaktır.
- Evaporatörde sürekli 10 °C'de soğuk su hazır bulunacaktır.
- Kondenserde su sıcaklığı 45 °C'yi aşmığında soğutma fanı devreye girecektir.
- Evaporatörde su sıcaklığı 10°C'nin altına düştüğünde dış ortamda bulunan fancoil devreye girecektir.
- Kondenser sıcaklığı 50°C'yi aştığında ısı pompasının kompresörü durdurulacak, su sıcaklığı 45°C altına düştüğünde kompresör tekrar çalışmaya başlayacaktır.
- Evaporatörde su sıcaklığı 5°C'in altına düştüğünde kompresör durdurulacak, su sıcaklığı 10°C'nin üzerine çıktığında tekrar çalıştırılacaktır.
- Kondenser basıncı 15 kg/cm² üzerine çıktığında kompresör durdurulacak, basınç 9 kg/cm² altına düştüğünde tekrar çalıştırılacaktır.
- Kışın ortam sıcaklığı, evaporatör sıcaklığından 5°C'den daha yüksek değilse fancoil devreden çıkarılacaktır.
- Evaporatör basıncı 1.5 kg/cm² altında olduğunda kompresör durdurulacaktır.

Bundan da anlaşıldığı gibi ısı pompasının yaz ve kış işletme şartlarında düzenli olarak çalışabilmesi için otomatik kontrolünün çok iyi yapılması gerekir. Dış ortam ve su sıcaklığının yaz ve kış mevsimlerinde farklı olması, aynı zamanda mahalin konfor şartının mevsimlere göre değişmesi, ısı pompasının yaz ve kış olarak iki ayrı çalışma düzeninin yapılması zorunlu olmuştur.

Yukarıda sözü edilen şartların sağlanabilmesi için otomatik kontrol elemanlarından faydalanılacaktır (6,7). Otomatik kontrol elemanları olarak termostat önemli bir yer tutmaktadır. Termostat ayarlanan bir sıcaklık değerinin altında veya üzerinde devreyi açmakta veya kapamakta, termostada bağlı olan herhangi bir cihazı kontrol etmektedir.



Şekil 7. Sistemin Yaz mevsiminde çalıştırılması Durumunda Termostat, Fancoil ve Pompaların Bağlantı Durumu.

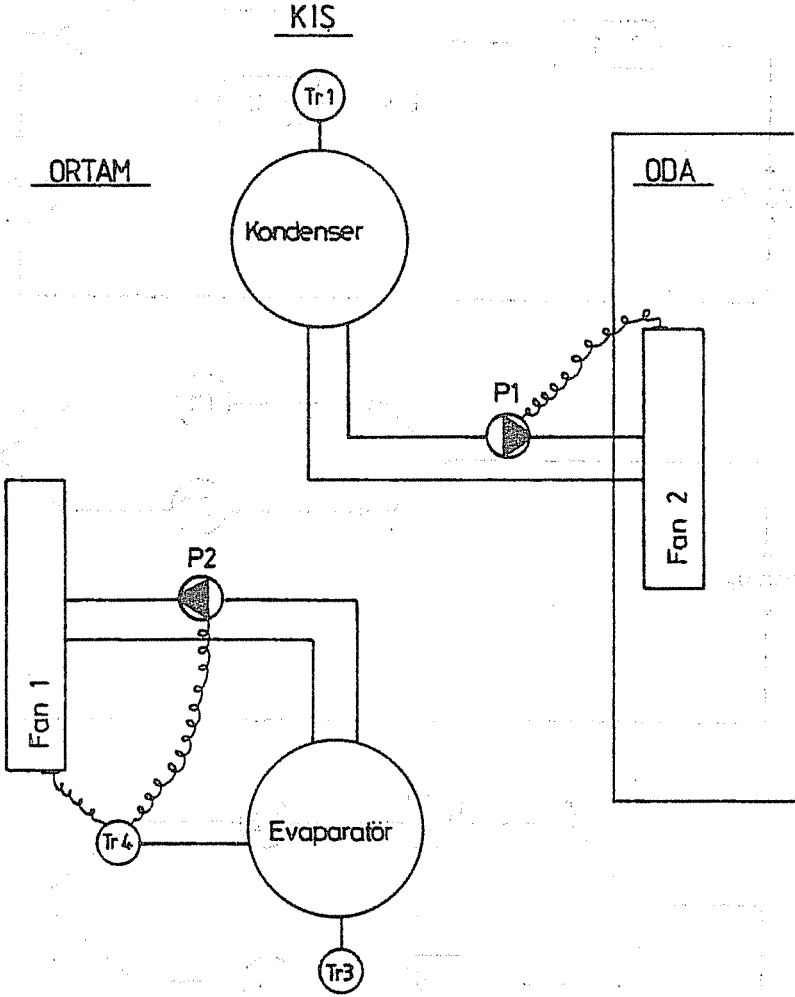
Diğer bir otomatik kontrol elemanı da presostatdır. Evaporatör ve kondenser basıncına göre kompresörü çalıştırıp durdurmakta, böylece sistemdeki işletme basıncının aşırı yükselmesini veya düşmesini önlemektedir. Yaz işletme şartında evaporatör TR1, kondenser ise TR2 termostatı tarafından kontrol edilmektedir. 1 nolu termostat kondenser sıcaklığı 45°C'yi aştığında kompresörü durdurmakta, su sıcaklığı 40°C altına düştüğünde ise kompresörü çalıştırarak sistemi kontrol etmektedir. 2 nolu termostat ise evaporatöre bağlı olduğundan, evaporatör sıcaklığı 15°C'yi aştığında kompresörü çalıştırmakta, 10°C altına düştüğünde ise durdurmaktadır. 5 nolu termostat, kondenserde su sıcaklığı 45°C'ye ulaştığında sirkülasyon pompası (P1) ve fancoili (Fan1) çalıştırarak ısınmış suyu soğutmaya başlamakta, eğer bunlar yeterli olmazsa TR1 termostatı devreyi kapatarak kompresörü durdurmaktadır. Mahal içerisindeki fancoil ise, ortamı soğutarak istenilen konfor şartına getirmeye çalışmaktadır. Şekil 7'de yaz işletme şartında termostat, fancoil ve sirkülasyon pompasının çalışma durumu görülmektedir.

Kış mevsiminde, hava sıcaklığının evaporatördeki su sıcaklığının altına düşme tehlikesine karşı fark termostatı kullanılmıştır. Fark termostatı, dış ortam sıcaklığı ile evaporatör sıcaklığı arasındaki fark 5°C'nin altına düştüğünde, sirkülasyon pompasını ve fancoili (P2-Fan1) devreden çıkararak, evaporatördeki suyun daha soğuk olan hava ile soğutulmasını suyun sıcaklığının daha da düşmesini engellemektedir. Fark termostatı (TR5), bir ucu dış ortamdan diğer ucu evaporatörde olmak üzere iki noktadan sıcaklık ölçmekte ve iki noktadaki sıcaklık farkına göre devreyi açıp kapatma görevini üstlenmektedir. Fark termostatında, istenilen sıcaklık farkı (0.5 °C hassasiyetinde) rahatlıkla ayarlanabilmektedir. Şekil 8'de kış işletme şartında termostat fancoil ve sirkülasyon pompalarının çalışma durumu görülmektedir.

Açıklandığı gibi, yaz ve kış işletme şartlarını birlikte sağlayacak bir otomatik kontrol devresine ihtiyaç duyulmaktadır. İstenilen otomatik kontrol devresi montajı yapılarak, her elemanın çalışması tek tek kontrol edilerek birbirleri ile uyum içerisinde çalıştıkları görülmüştür. Isı pompası otomatik kontrol elemanları şunlardır.

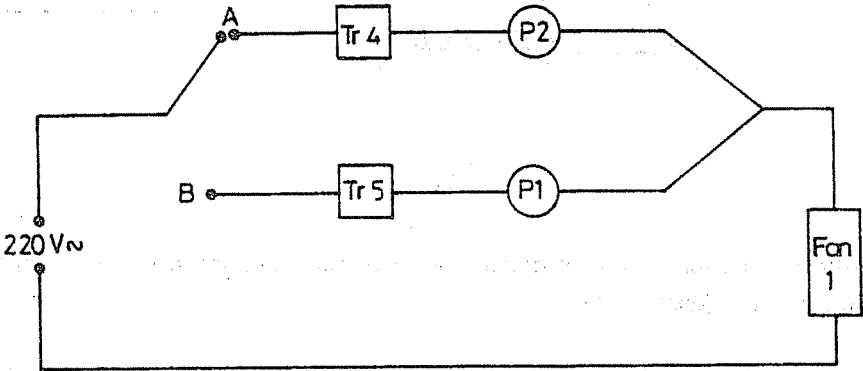
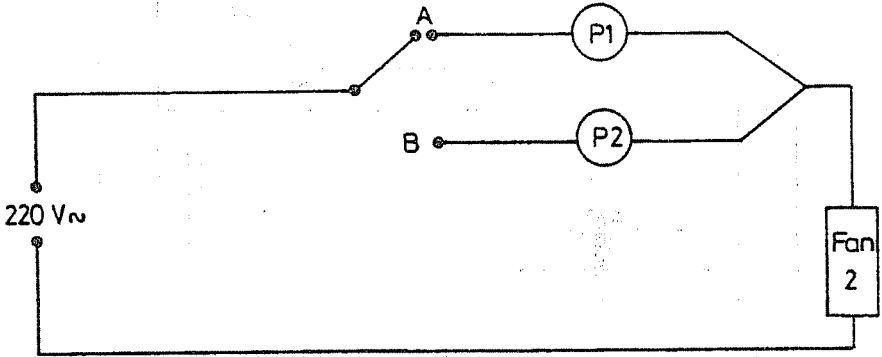
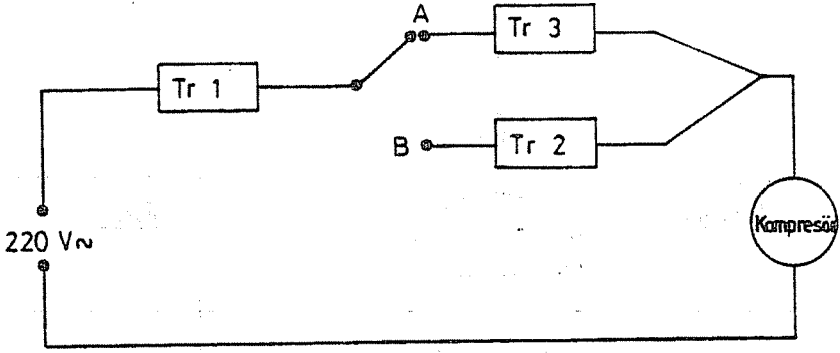
- Prodiği termostat (-30°C / +30°C)
- Termostat (10°C / +50°C)
- Çift kontaklı presostat (Alçak ve yüksek basınç)
- Fark termostatı
- Kondaktör

Yaz ve kış bağlantı şemalarından da görüldüğü gibi sistemi kontrol edecek iki adet konuma ihtiyaç vardır. Şekil 9'da iki konumlu bir anahtar ile istenilen yaz ve kış işletme şartlarını sağlayacak elektrik bağlantı şeması çıkarılmıştır. Elektrik anahtarı (A) konumuna getirildiğinde kış işletme şartı geçerli olmakta, (B) konuma geldiğinde ise yaz işletme



Şekil 8. Sistemin Kış mevsiminde çalıştırılması Durumunda Termostat, Fancoil ve Pompaların Bağlantı Durumu.

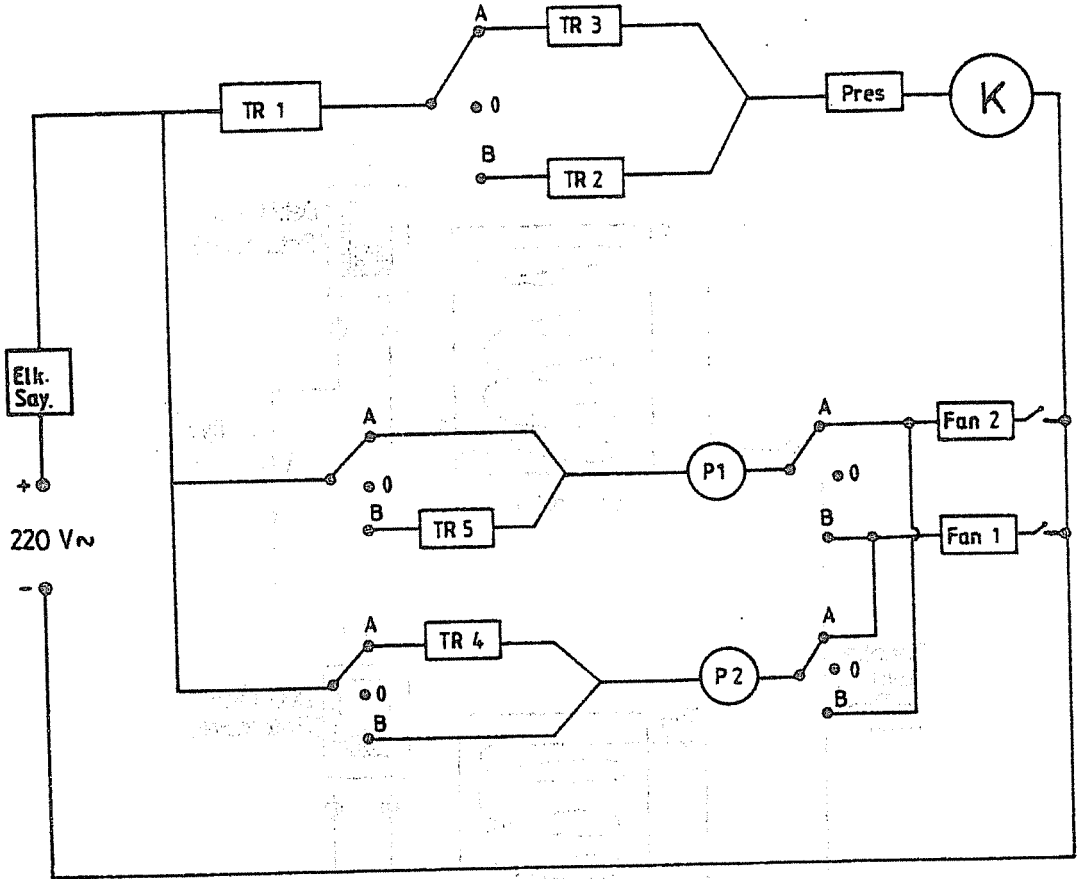
şartı geçerli olmaktadır. Bütün elektrik bağlantıları birleştirildiğinde, ısı pompasının en genel elektrik bağlantı şeması Şekil 10'daki gibi oluşmaktadır. Şekilden de görüleceği gibi 5 adet üç konumlu anahtar ile ısı pompası rahatlıkla kontrol edilmektedir. Isı pompası, ısıtma amaçlı kullanılacağı zaman dört yollu vanalar kullanılarak sıcak suyun yönü değiştirilerek mahala gönderilmektedir. Daha sonra şalterler kullanılarak elektrik devresinin (A) konumuna getirilmesi gerekmektedir. Isı pompası, soğutma



Şekil 9. Sistemin Yaz ve Kış İşletme Şartları Birleştirilerek Oluşturulan Elektrik Bağlantı Şeması.

ISI POMPASI İLE ISITMA-SOĞUTMA VE SICAK-SOĞUK SU HAZIRLAMA

amaçlı kullanılacağı zaman vanalarla soğuk suyun yönü mahala yöneltilmekte. salterler ise (B) konumuna getirilmektedir. Dört yollu vanaları elle kumanda etmek kısmen güç görülmekte ise de yaz ve kış durumu için senede iki defa yapılacağı düşünülürse son derece kolay olduğu görülecektir. İlerki çalışmalarda elle kumanda edilen vanaların yerine motorlu dört yollu vanaların takılması ile bu sorun da ortadan kaldırılabilir.



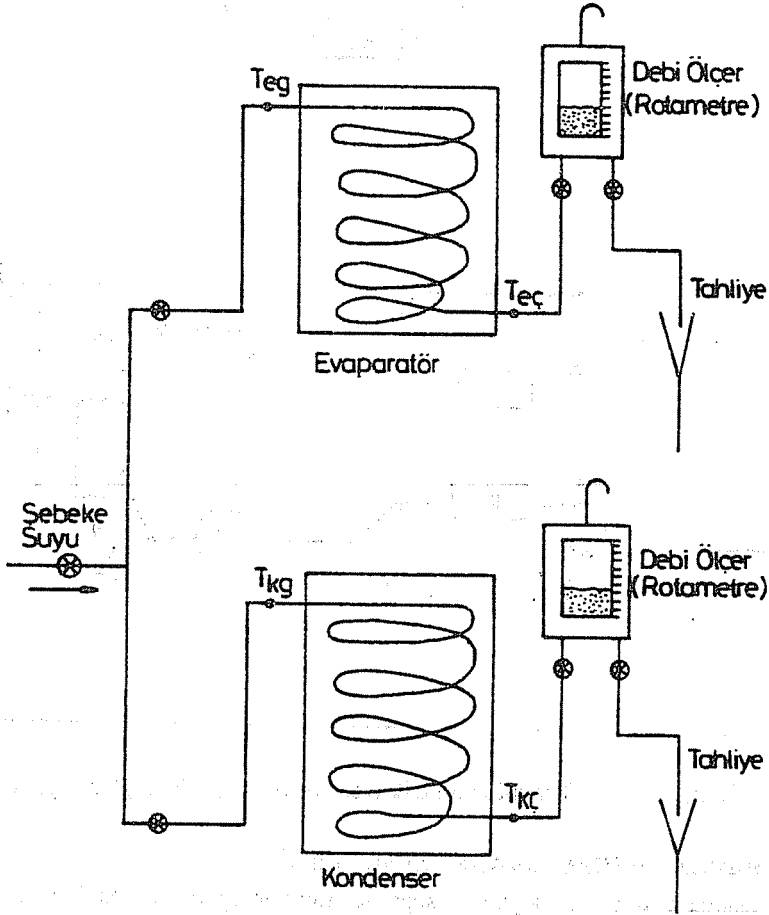
Şekil 10. Isı Pompası Sistemi Otomatik Kontrol ve Elektrik Bağlantı Şeması.

6. ISI POMPASI PERFORMANS DENEYLERİ

Isı pompasında ısıtma ve soğutma kapasitelerinin hesaplanabilmesi için, evaporatör ve kondenserde su ısıtma-soğutma amaçlı kullandığımız 1/2" bakır helisel borulardan yararlanılacaktır (8). Evaporatör ve kondensere giren ve çıkan suyun sıcaklığı ve

debisi ölçüldüğünden, soğutma ve ısıtma kapasitesi bulunabilir. Şekil 11'de sistemin ısıtma ve soğutma kapasitesinin ölçülebilmesi için hazırlanan ölçme düzeneği görülmektedir. Şebeke giriş suyu sıcaklığı T_{eg} ve çıkış sıcaklığı $T_{eç}$, evaporatörden geçen suyun debisi M_e olarak işaretlendirildiğinde evaporatör kapasitesi

$$Q_e = M_e c_p (T_{eç} - T_{eg}) \quad (3)$$



Şekil 11. Isıtma ve Soğutma Kapasitesinin Ölçülmesi İçin Hazırlanan Deney Düzeneği.

şeklinde hesaplanır. Aynı şekilde kondenser kapasitesinin bulunabilmesi için su giriş ve çıkış sıcaklıkları ile şebeke suyu debisinin ölçülmesi gerekmektedir. Şebeke suyu debisi hacim ve zaman ölçme metodu ile belirlenmektedir. Su sıcaklıkları 12 ayrı kanaldan sıcaklık ölçen elektronik sıcaklık ölçerlerle yapılmaktadır. Sıcaklık ölçen elemanlar termocouple olup sıcaklık sürekli olarak ölçülmektedir. Şebeke suyu giriş sıcaklığı T_{kg} ve çıkış sıcaklığı $T_{kç}$ ve kondenserden geçen su debisi M_k ise kondenser kapasitesi

$$Q_k = M_k c_p (T_{kç} - T_{kg}) \quad (4)$$

şeklinde dir. Burada c_p suyun özgül ısıdır. Isı pompası ilk açıldığı andan itibaren belirli bir zaman sonra sistem sürekli rejime geçtiğinde deney ölçümleri alınmaya başlanmaktadır. Isı pompasının etkinliğinin hesaplanabilmesi için sisteme verilen elektrik gücünün bilinmesi gerekir. Isı pompasının harcadığı anlık güç wattmetre ile ölçülmekte, belirli bir zaman aralığında harcadığı güç ise hassas bir elektrik sayacı ile ölçülmektedir. Bu durumda ısıtma etkinliği, kondenserden alınan ısı enerjisinin kompresöre verilen güce oranı şeklinde tarif edilir.

$$\epsilon_1 = \frac{Q_k}{W_{Komp.}} \quad (5)$$

Aynı şekilde soğutma etkinlik katsayısı, evaporatörden elde edilen ısı kazancının kompresörün harcadığı güce oranıdır.

$$\epsilon_s = \frac{Q_e}{W_{Komp.}} \quad (6)$$

Deneyler değişik günlerde yapılmış ve elde edilen değerlerin ortalamaları alınmıştır. Deneyler sırasında sistemde meydana gelecek ısı kayıp ve kazançları için bütün borular ve depolar yalıtılmıştır. Çizelge 1 soğutma için yapılan deney sonuçlarını, Çizelge 2 ise ısıtma için yapılan deney sonuçlarını göstermektedir. Çizelgelerden de görüleceği gibi soğutma etkinliği $\epsilon_s=2.4$ civarında, ısıtma etkinliği ise $\epsilon_1=3.1$ civarındadır. Deney anında evaporatör ve kondenserden geçen şebeke suyu debisi sabit tutulmuştur ($M_e = M_k = 270$ Kg/h).

ÇİZELGE 1. Evaporatör Kapasitesi ve Soğutma Etkinliği.

Z (Dakika)	T (°C) eg	T (°C) eç	W Komp. (Watt)	Q Eva. (Watt)	ϵ_s
0	27.0	27.0	-	-	-
15	27.0	21.4	950	1749	1.84
30	27.0	20.1	1062	2138	2.04
45	27.0	19.2	1097	2450	2.23
60	27.0	18.3	1105	2750	2.49
75	27.2	18.3	1110	2784	2.51
110	27.3	18.4	1100	2771	2.52
135	27.5	18.7	1120	2746	2.45
165	28.8	20.1	1120	2724	2.43
195	29.0	20.3	1117	2727	2.44
225	28.0	19.2	1120	2730	2.44
255	28.0	19.3	1125	2721	2.43
270	28.0	19.3	1127	2704	2.39
300	29.5	20.8	1130	2708	2.41
315	29.6	20.9	1140	2727	2.39

ÇİZELGE 2. Kondenser Kapasitesi ve Isıtma Etkinliği.

Z (Dakika)	T (°C) kg	T (°C) kç	W Komp. (Watt)	Q Kon. (Watt)	ϵ_1
0	27.0	27.0	-	-	-
15	27.0	37.1	950	2380	2.50
30	27.0	39.2	1062	3053	2.91
45	27.0	40.1	1097	3297	2.99
60	27.0	41.1	1105	3488	3.14
75	27.2	41.4	1110	3514	3.16
110	27.3	41.7	1100	3526	3.21
135	27.5	41.7	1120	3510	3.13
165	28.8	42.3	1120	3476	3.11
195	29.0	42.7	1117	3485	3.12
225	28.0	42.1	1120	3507	3.13
255	28.0	42.2	1125	3513	3.12
270	28.0	42.4	1127	3520	3.12
300	29.5	43.0	1130	3510	3.10
315	29.6	43.7	1140	3501	3.07

SERAMİK KAPLI Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARININ YÜKSEK SICAKLIK OKSİDASYON DAVRANIŞI*

O.Tuğrul GÖNCEL ve Abdulkadir YAŞAR

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: *Fe-Cr, Fe-Cr-Ni alaşımları yüksek sıcaklık malzemesi olarak çeşitli ortamlarda kullanılmaktadırlar.*

Bu çalışmada, 310 Fe-Cr-Ni paslanmaz çeliğinin yüksek sıcaklık oksidasyon davranışı ve Ce, Zr oksit örtülerinin etkisi incelenmiştir. 1000 ve 1100 °C de izotermal oksidasyon direncinin esas olarak CeO₂ ve daha az derecede ZrO₂ örtüleri ile artırıldığı gösterilmiştir. Oksidasyon kinetiği CeO₂ 'in ZrO₂ 'e kıyasla daha etkili olduğunu göstermiştir.

THE HIGH TEMPERATURE OXIDATION BEHAVIOUR OF CERAMIC COATED Fe-Cr and Fe-Cr-Ni ALLOYS.

ABSTRACT: *Fe-Cr, Fe-Cr-Ni alloys are being used as high temperature materials in various atmospheres.*

In this paper, the high temperature oxidation behaviour of 310 Fe-Cr-Ni alloys and the effect of Ce and Zr oxides coatings were investigated.

It was shown that isothermal oxidation resistance was increased substantially by CeO₂ coatings and, to a lesser degree, by ZrO₂ coatings at 1000 and 1100 °C. The oxidation kinetics showed that CeO₂ was much more effective than ZrO₂.

* Bu Çalışma Ç.Ü. Araştırma Fonu Tarafından F.B.E. 93.19 Nolu Proje Kapsamında Desteklenmiştir.

1. GİRİŞ

Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni alaşımlarının yüksek sıcaklık malzemesi olarak kullanım alanlarının artması, özellikle gaz türbin malzemelerinde ve gaz soğutma reaktörlerinin en sıcak bölgelerinde yalıtım malzemeleri olarak kullanılması, oksidasyona karşı, alaşıma karalı oksitlerin eklenmesi yoluyla da dirençlerinin artırılmaya çalışılması, malzeme bilimcileri bu konuda değişik araştırmalar yapmaya zorlamıştır. Bu alaşımların oksidasyona karşı dirençlerinin artırılmasında, alaşımin içerdiği krom miktarı, koruyucu kabuk oluşturulması açısından çok önemlidir. Cr miktarının % 10' dan az olması durumunda Fe-Cr alaşımı saf demire benzer şekilde oksitlenme davranışı göstermektedir. Meydana gelen oksit tabakasında oksijen çözünerek alaşımın bünyesinde Cr_2O_3 oluşumuna neden olur. Yüzeyle Cr_2O_3 oluşmaz. Yüksek sıcaklıkta kararlı Cr_2O_3 tabakasının oluşabilmesi için minimum %20 Cr gereklidir. Cr içeriği % 20' den az olduğunda, alaşıma Ni ilavesi, meydana gelen oksit tabakasının yapısını değiştirdiği için oksitlenme hızını düşürür.

Nikel, ferritik yapıdan daha fazla sürünme dirençli ve daha güçlü östenitik yapı oluşturmak için yüksek sıcaklık Fe-Cr alaşımlarına ilave edilmektedir (1). Bununla beraber, oksidasyon süresince, Fe-Cr-Ni alaşımlarında Nikel, tabakaya küçük miktarlarda girer ve koruyucu tabakanın mekaniksel özelliklerinde ve kompozisyonunda, daha sonra oluşabilecek tesirlere karşı önemli bir rol oynar (2-4). Bu nedenle korozyon ürünlerinin morfolojisi sistemden sisteme değişiklik gösterir. Alaşımın kompozisyonu, ortam şartları ve sıcaklık bunu etkileyen sebeplerdir.

Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyon davranışı hem nikel hem de krom oranına bağlıdır (5). Alaşımda verilen bir krom konsantrasyonunda nikel oranının artması, oksidasyon oranını azaltır. Alaşımda verilen herhangi bir nikel konsantrasyonunda 0-%10 Cr krom miktarı oksidasyon oranında çok küçük bir etkiye sahiptir. Bu konsantrasyon değerlerinde krom bulunduğunda, dahili olarak oksitlenir ve oksidasyon oranı, dış tabaka fazları boyunca ($NiFe_2O_4$ ve NiO) diffüzyonu ile kontrol edilir.

Krom oranı %10 ila %20 Cr arasında bulunduğunda, krom oksit iç tabakası ana tabaka altında bulunur. Krom oranı %20' ye kadar yükseldiğinde krom oksit tabakasının oluşumu, oksidasyon işleminin ilk safhasında meydana gelir ve numunenin tüm yüzeyini kaplar. Nikel oranı göz önüne alınmadığında, %20 Cr' dan daha yüksek krom düzeylerinde, tabakadan düşük diffüzyon oranları ve oksidasyon oranında düşüşe, çoğunlukla Cr_2O_3 tabakasının oluşumuna götürür.

Yüksek alaşımlı çeliklerde, Nikelin Fe-Cr alaşımlarına ilavesi, Fe-Cr veya Ni-Cr ikili alaşımlarıyla karşılaştırıldığında, daha uzun zaman oksitlenmeye karşı direnç sergilediği gösterilmiştir (6). Daha kuvvetli kabuk/alaşım tutunmasının düzensiz arayüzeyden meydana geldiği düşünülmektedir. Diğer durumlarda Nikel ihtiva eden düşük alaşımlı çeliklerde güçlü tutunmanın, oksit oluşmamasından, iç kabuk bölgesi ile alaşım yüzeyini bağlayıcı nikelce zengin alaşım liflerinden dolayı olduğu görülmektedir.

Fe-Cr-Ni alaşımları genelde aynı oranlı Fe-Cr alaşımlarından daha iyi tabaka muhafazası

7. SONUÇ

Mahallerin ısıtılması ve soğutulması yanında sıcak ve soğuk su ihtiyacını da karşılayacak bir ısı pompası tasarlanmış, ve imal edilmiştir. Sistemin tüm otomatik kontrol donanımı da tasarlanmış ve başarı ile çalıştırılmıştır. Sistemin istenen tüm özellikleri başarılı bir şekilde yerine getirdiği görülmüştür. Isıtma ve soğutma etkinlikleri ölçülmüş ve bunların daha da iyileştirilebileceği anlaşılmıştır.

8. KAYNAKLAR

1. Sauer,J., Howell,R.H., "Heat Pump Systems", John Wiley and Sons. Inc., U.S.A., 1983.
2. Prithard,B.A., Beckman,W.A., Mitchell,J.W., "Heat Pump Water Heaters for Restaurant Applications", Int.J.of Ambient Energy, Vol.12, No.2, pp.59-67,1991.
3. Yılmaz,T., Cihan,E., "Isı Pompası İle Isıtma ve Soğutma Sistemi", TÜBİTAK, Makina-Malzeme ve İmalat Sistemleri Araştırma Grubu, Kesin Rapor, Proje No: MAG-825, 1992.
4. Özkol,N., "Uygulamalı Soğutma Tekniği", Makina Müh. Odası, Yayın No:115, Ankara, 1985.
5. Dağsöz,A.K., "Soğutma Tekniği Isı Pompaları Isı Boruları", ikinci Baskı, İstanbul, 1990.
6. Moser,F., Schnitzer,H., "Heat Pumps in Industry", Elsevier Company Inc., Newyork, 1985.
7. Heap,R.D., "Heat Pumps", John Wiley and Sons. Inc., Newyork, 1979.
8. Yılmaz,T., Cihan,E., Şendağ,M., "Çok Amaçlı Isı Pompası Uygulaması", İkinci Ulusal Soğutma ve İklimlendirme Kongresi, Ç.Ü. Makina Müh. Böl., 201-213, Adana, Mayıs, 1992.

182

... ..

... ..

... ..

... ..

... ..

... ..

... ..

SERAMİK KAPLI Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARININ YÜKSEK SICAKLIK OKSIDASYON DAVRANIŞI*

O.Tuğrul GÖNCEL ve Abdulkadir YAŞAR

Çukurova Üniversitesi, Makina Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: Fe-Cr, Fe-Cr-Ni alaşımları yüksek sıcaklık malzemesi olarak çeşitli ortamlarda kullanılmaktadırlar.

Bu çalışmada, 310 Fe-Cr-Ni paslanmaz çeliğinin yüksek sıcaklık oksidasyon davranışı ve Ce, Zr oksit örtülerinin etkisi incelenmiştir. 1000 ve 1100 °C de izotermal oksidasyon direncinin esas olarak CeO₂ ve daha az derecede ZrO₂ örtüleri ile artırıldığı gösterilmiştir. Oksidasyon kinetiği CeO₂ 'in ZrO₂ 'e kıyasla daha etkili olduğunu göstermiştir.

THE HIGH TEMPERATURE OXIDATION BEHAVIOUR OF CERAMIC COATED Fe-Cr and Fe-Cr-Ni ALLOYS.

ABSTRACT: Fe-Cr, Fe-Cr-Ni alloys are being used as high temperature materials in various atmospheres.

In this paper, the high temperature oxidation behaviour of 310 Fe-Cr-Ni alloys and the effect of Ce and Zr oxides coatings were investigated.

It was shown that isothermal oxidation resistance was increased substantially by CeO₂ coatings and, to a lesser degree, by ZrO₂ coatings at 1000 and 1100 °C. The oxidation kinetics showed that CeO₂ was much more effective than ZrO₂.

* Bu Çalışma Ç.Ü. Araştırma Fonu Tarafından F.B.E. 93.19 Nolu Proje Kapsamında Desteklenmiştir.

1. GİRİŞ

Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni alaşımlarının yüksek sıcaklık malzemesi olarak kullanım alanlarının artması, özellikle gaz türbin malzemelerinde ve gaz soğutma reaktörlerinin en sıcak bölgelerinde yalıtım malzemeleri olarak kullanılması, oksidasyona karşı, alaşıma karalı oksitlerin eklenmesi yoluyla da dirençlerinin artırılmaya çalışılması, malzeme bilimcileri bu konuda değişik araştırmalar yapmaya zorlamıştır. Bu alaşımların oksidasyona karşı dirençlerinin artırılmasında, alaşımın içerdiği krom miktarı, koruyucu kabuk oluşturulması açısından çok önemlidir. Cr miktarının % 10' dan az olması durumunda Fe-Cr alaşımı saf demire benzer şekilde oksitlenme davranışı göstermektedir. Meydana gelen oksit tabakasında oksijen çözünerek alaşımın bünyesinde Cr_2O_3 oluşumuna neden olur. Yüzeyde Cr_2O_3 oluşmaz. Yüksek sıcaklıkta kararlı Cr_2O_3 tabakasının oluşabilmesi için minimum %20 Cr gereklidir. Cr içeriği % 20' den az olduğunda, alaşıma Ni ilavesi, meydana gelen oksit tabakasının yapısını değiştirdiği için oksitlenme hızını düşürür.

Nikel, ferritik yapıdan daha fazla sürünme dirençli ve daha güçlü östenitik yapı oluşturmak için yüksek sıcaklık Fe-Cr alaşımlarına ilave edilmektedir (1). Bununla beraber, oksidasyon süresince, Fe-Cr-Ni alaşımlarında Nikel, tabakaya küçük miktarlarda girer ve koruyucu tabakanın mekaniksel özelliklerinde ve kompozisyonunda, daha sonra oluşabilecek tesirlere karşı önemli bir rol oynar (2-4). Bu nedenle korozyon ürünlerinin morfolojisi sistemden sisteme değişiklik gösterir. Alaşımın kompozisyonu, ortam şartları ve sıcaklık bunu etkileyen sebeplerdir.

Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyon davranışı hem nikel hem de krom oranına bağlıdır (5). Alaşımda verilen bir krom konsantrasyonunda nikel oranının artması, oksidasyon oranını azaltır. Alaşımda verilen herhangi bir nikel konsantrasyonunda 0-%10 Cr krom miktarı oksidasyon oranında çok küçük bir etkiye sahiptir. Bu konsantrasyon değerlerinde krom bulunduğu, dahili olarak oksitlenir ve oksidasyon oranı, dış tabaka fazları boyunca ($NiFe_2O_4$ ve NiO) diffüzyonu ile kontrol edilir.

Krom oranı %10 ila %20 Cr arasında bulunduğu, krom oksit iç tabakası ana tabaka altında bulunur. Krom oranı %20' ye kadar yükseldiğinde krom oksit tabakasının oluşumu, oksidasyon işleminin ilk safhasında meydana gelir ve numunenin tüm yüzeyini kaplar. Nikel oranı göz önüne alınmadığında, %20 Cr' dan daha yüksek krom düzeylerinde, tabakadan düşük diffüzyon oranları ve oksidasyon oranında düşüşe, çoğunlukla Cr_2O_3 tabakasının oluşumuna götürür.

Yüksek alaşımlı çeliklerde, Nikelin Fe-Cr alaşımlarına ilavesi, Fe-Cr veya Ni-Cr ikili alaşımlarıyla karşılaştırıldığında, daha uzun zaman oksitlenmeye karşı direnç sergilediği gösterilmiştir (6). Daha kuvvetli kabuk/alaşım tutunmasının düzensiz arayüzeyden meydana geldiği düşünülmektedir. Diğer durumlarda Nikel ihtiva eden düşük alaşımlı çeliklerde güçlü tutunmanın, oksit oluşmamasından, iç kabuk bölgesi ile alaşım yüzeyini bağlayıcı nikelce zengin alaşım liflerinden dolayı olduğu görünmektedir.

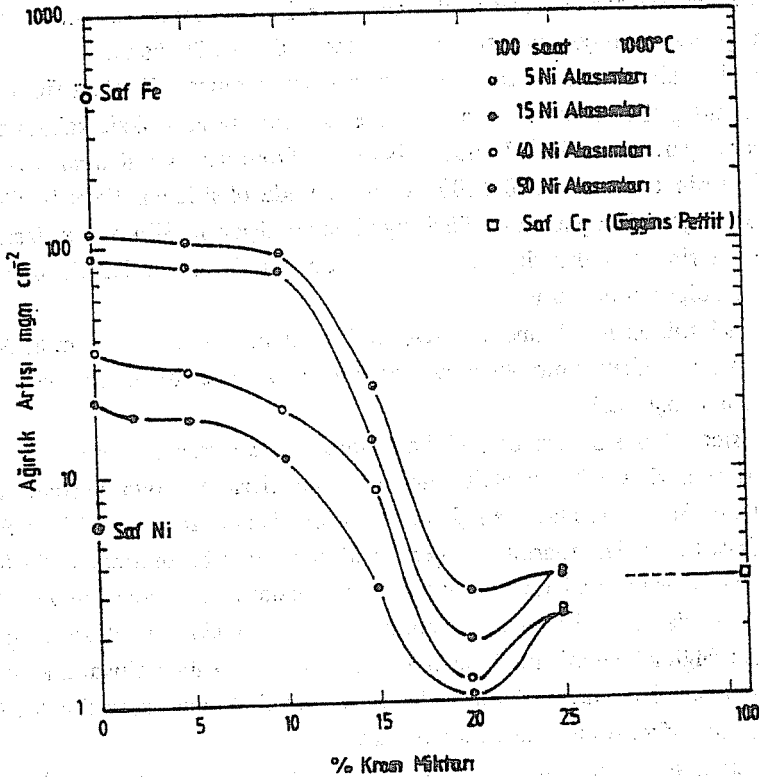
Fe-Cr-Ni alaşımları genelde aynı oranlı Fe-Cr alaşımlarından daha iyi tabaka muhafazası

gösterir. Fe-Cr-Ni alaşımları daha iyi tabaka tutmasından dolayı Fe-Cr alaşımlarından daha iyi bir kırılma direnci göstermektedir (2).

Kubachewski ve Hopkins (7), demir krom alaşımlarına % 0.15 ve daha fazla Nikel ilavesinin Fe-Cr alaşımlarından daha iyi bir oksidasyon direnci vereceğini rapor etmişlerdir.

Brasunas ve arkadaşları (8), en düşük oksidasyon oranlı üçlü alaşım kompozisyonların, %25 Cr - %20 Ni - %55 Fe ve %20 Cr - %70Ni - %10 Fe olduğunu göstermişlerdir.

Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyon oranında krom miktarının etkisi, değişik Ni oranlarında gösterilmektedir (Şekil 1). Buradan en düşük oksidasyon oranlı üçlü alaşım kompozisyonlarını (Fe-Cr-Ni) seçmek mümkündür.



Şekil 1. Fe-Cr-Ni Alaşımlarının Oksidasyon Oranında Krom Miktarının Etkisi.

Ericsson araştırmalarında (9,10), kabuklanma ve östenitik Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyonu süresince meydana gelen düğüm teşekkülünün, buharda, 800 °C' de mekaniksel gerilmelerden dolayı olduğunu ileri sürmüştür. bununla beraber, benzer alaşımlarda gerilim artışı CO₂' de 600-700 °C de Norin (11) tarafından izah edilmiştir.

%20-%25 Cr ve %20-%30 Ni içeren CO₂ ve CO₂ / %10 CO ortamında 750 ve 900 °C de östenitik paslanmaz çelikler geniş bir şekilde çalışılmıştır (12, 13-16, 17-19).

310 paslanmaz çeliğın uzun zaman oksidasyonu, 450-650 °C sıcaklık değerleri arasında Gerrett (20) ve arkadaşları tarafından çalışılmıştır.

Bu çalışmada, östenitik 310 paslanmaz çeliğın ve Fe-%18 Cr alaşımının oksidasyon davranışı, alaşım yüzeyini kararlı oksitler ile kaplamak suretiyle incelenmiştir.

2. İLAVE ALAŞIM ELEMENTLERİNİN Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARI ÜZERİNDEKİ OKSİDASYON DAVRANIŞLARI

Fe-Cr-Ni alaşımlarına bazı alaşım elementlerinin ilavesi oksidasyon oranını azaltıcı bir etkiye sahip olduğu bir çok araştırmacılar tarafından ileri sürülmüştür.

Francis (14), silikonun, alaşım / oksit arayüzeyinde oluşan ilk oksit filmindeki hata sayısını azalttığını ileri sürer ve bu nedenle, kromca zengin oksit kabuğunun seçici büyümesine yardımcı olur. Bununla beraber, Douglass ve Kumar (21), silikon mevcudiyetinin tamamen 900-1100 °C' de havada oksitlenen Fe-%14 Cr-%14 Ni alaşımında oluşan oksit yapısını değiştirdiğini gözlemişlerdir. Silikonsuz alaşım, tüm üç demir oksitlerin bir kalın dış kabuğunu ve Fe, Cr, Ni spinellerinin dahili olarak oksitlenmiş bölgesini oluşturur.

Alaşım %4 silikon içerdiiğinde, Cr₂O₃' ün bir dış tabakasının ve hem SiO₂ hem de Fe₂SiO₄' in bir iç tabakasının oluşumu gözlenmiştir. Böylece demir oksitlerin tamamen oluşması önlenmiştir (21).

Yüksek sıcaklık oksidasyon direncini arttırmak için alaşıma az miktarda nadir toprak elementleri veya Zr, Ce, Y gibi aktif elementlerin ilavelerinin de olumlu sonuçlar verdiği bilinmektedir. Baxter ve Natensan (22) Zr ile Modifiye edilmiş Fe-%25 Cr-%20 Ni ve Fe-%12 Cr-%12 Ni alaşımlarının oksijen ve sülfür içeren bir ortamda 650 - 875 °C de korozyon davranışını incelemiştir. Bu alaşımların izotermal oksidasyon ve sülfidasyon deneyleri sonunda, %1-6 Zr ilavesinin, koruyucu Cr₂O₃ tabakasının oluşması için gerekli pO₂' mı düşürdüğü gözlenmiştir. Örneğın %12 Cr koruyucu kabuk oluşturmak için yeterli değildir. Ancak %3 Zr ilavesi durumunda koruyucu kabuk oluşturulmaktadır. Ayrıca Zr ilavesi kabuğın adhezyonunu da arttırmaktadır.

Oksit plastisitesinin artırılmasından dolayı tabakaya daha iyi bir tutunma ile sonuçlanan oksit tane sınırlarında, Ce⁺⁴ iyonlarının yüzeye çekiminin oksitleyici şartlar altında tane büyümesine engel olduğu önerilmiştir (23-24).

Oksitleyici ortamlarda seryum oksit içeren kaplamalar önemli derecede yüksek alaşım çeliklerinin oksitlenme ve parçalanma direncini arttırdığı saptanmıştır. şimdiye kadar

sülfidasyona karşı koruması ile ilgili birçok çalışma Fransen ve arkadaşları tarafından çalışılmıştır (25-23).

Haanappel ve arkadaşları (27) seryum içeren seramik örtülerin mekaniksel özellikleri ile ilgili bir çalışma yapmışlardır. Oksidasyon deneyleri süresince kullanılan seryum oksitli numuneler oksit tabakalarının kırılmasına karşı gerilim aruşı sergilemişlerdir.

Kırılmaya daha büyük gerilme için mümkün açıklamalar, tané sınır kaymalı ve lateral oksit büyümeli plastik deformasyonlardır. Seryum ilavesi kırılmaya karşı daha yüksek direnç ile sonuçlanmıştır (25, 28).

Moroishi ve arkadaşları, 1000 °C'ye kadar %17 Cr çeliklerinin oksidasyonunda Zr, Ti, ve Nb' un etkileri üzerine çalışmalar yapmışlardır (29).

Pandey ve arkadaşları izotermal şartlar altında havada, O₂ ve O₂-%10 H₂O ortamında 1000-1100 °C sıcaklık değerlerinde Fe-%15 Cr-%4 Al'un oksidasyon davranışında %1 Zr'un etkisini incelemişlerdir (30). Pandey ve arkadaşları (30), oksidasyon oranının Zirkonyum konsantrasyonu ile arttığını fakat tabakanın parçalanmasını önlediğini sonuçlandırmışlardır.

Fe-%15 Cr-%4 Al' ın dinamik oksidasyon davranışında Zirkonyumun küçük konsantrasyonlarının etkisi 1300 °C de Pandey ve arkadaşları tarafından incelenmiştir ve çalışılan Zirkonyum konsantrasyonları da 0.2, 0.55 ve %1 ağırlıktadır. Yttrium veya Zirkonyumun küçük parçacıklarını içeren Fe-%16-18 Cr alaşımlarının ve Ytria parçacıklarının bir dağılımını içeren Fe-%16 Cr alaşımının oksidasyonu Wright ve arkadaşları tarafından 1100 ve 1200 °C de, 100 tor oksijende çalışılmıştır (31).

1000-1200 °C sıcaklık değerleri arasında 1000 saate kadar olan zaman dilimlerinde, havada, % 1 ağırlığa kadar yttrium ve % 1.5 ağırlığa kadar olan Hafniumun küçük miktarlarının Co-Cr-Al alaşımlarının oksidasyon davranışı üzerinde etkisi Stringer ve arkadaşları tarafından çalışılmıştır (32).

Fe-%20 Cr alaşımının yüksek sıcaklık oksidasyon direncinde diğer tepkili elementlerin dağılılan oksitlerinin etkileri Nagai ve arkadaşları tarafından incelenmiştir (33).

Nagai ve arkadaşları (33) araştırmalarında, La₂O₃, Y₂O₃, Al₂O₃, TiO₂ ve SiO₂ oksidasyon direnci üzerinde, dağılılan oksitlerin etkilerini değerlendirmek amacıyla Fe-%20 Cr alaşımı seçmişlerdir.

Bunlardan La₂O₃, Y₂O₃ dağılımlarının bütün sıcaklıklarda etkisinin mükemmel olduğu gösterilmiştir.

HfO₂ - dağılmış faz ihtiva eden Fe-Cr alaşımlarının oksitlenme davranışları, Göncel ve arkadaşları tarafından incelenmiştir (34).

Yüzeysel olarak uygulanmış reaktif oksit tabakaları ile Fe ve Fe-Cr alaşımının oksidasyon davranışının iyileştirilmesi, Mitra ve arkadaşları (35) tarafından kuru havada, bir kaç demir-krom alaşımı ve saf demir için izotermal olmayan oksidasyon davranışı da çalışılmıştır. Oksidasyon davranışında, CeO₂ tepkili oksitin yüzey örtüsünün etkileri incelenmiştir.

3. DENEYSSEL ÇALIŞMA

% 99.99 saflıkta kütük (ingot) halinde hazırlanan 310 paslanmaz çeliği kuponlar halinde kesilerek metalografik yöntemlerle hazırlanmıştır. Yüzeyleri 6μ ' a kadar parlatılan numuneler $600\text{ }^{\circ}\text{C}$ de ergimiş CeNO_3 veya ZrNO_3 tuzları içerisine daldırılarak numune yüzeyine kaplanan CeNO_3 veya ZrNO_3 fırında kurutulmaya alınarak seryum nitratın veya zirkonyum nitratın oksite dönüşmesi sağlanmıştır. Bu işlemler 'British Patent'te öngörüldüğü şekilde yapılmıştır (36).

CeO_2 veya ZrO_2 kaplı numunelerin ilk ağırlık ölçümleri yapıldıktan sonra değişik sürelerde ağırlık ölçümleri tekrarlanarak 1000 ve $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ de izotermal kinetik eğrileri elde edilmiştir. Fırın iç sıcaklığı, fırına ait göstergeden başka termocouplarla da kontrol edilmek suretiyle hataların minimuma indirgenmesi hedeflenmiştir. Çalışmalar tekrar edilmek suretiyle ölçümlerin doğruluğu kontrol edilmiştir.

4. SONUÇLAR VE TARTIŞMA

Oksidasyon Kinetiği

Tablo I ve II de 1000 ve $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ' de 310 paslanmaz çeliğinden elde edilen izotermal oksidasyon değerleri verilmektedir.

Şekil 2.a-b'de izotermal oksidasyon kinetik eğrileri, ağırlık artışı ve zamana bağlı olarak gösterilmektedir. CeO_2 ve ZrO_2 kaplamalı alaşımlar, her iki sıcaklık değerinde de kaplamasız alaşımlara nazaran oksidasyona karşı daha iyi bir direnç göstermektedir. CeO_2 kaplamalı alaşımlar, ZrO_2 kaplamalı alaşımlardan, daha önce çalışılan Fe-%18 Cr' da olduğu gibi (37), 310 Paslanmaz Çeliğinde de oksidasyona karşı daha iyi bir direnç göstermektedir. Kinetik eğrilerin net olarak anlaşılabilmesi için logaritmik şekilde çizimi de şekil 3' de gösterilmiştir.

Bu durum, Baxter ve Natensan'ın (22) Zr ile modifiye edilmiş Fe-%25 Cr-%20 Ni alaşımlarının oksijen ve sülfür içeren bir ortamda oksidasyon çalışmaları, Gerrett ve arkadaşlarının (20) 310 Paslanmaz çeliğindeki oksidasyon çalışmaları, Ecer ve arkadaşlarının (24) Ni-Cr alaşımlarına çok az miktarda Ce ilavesi ile oksidasyon davranışlarında benzer etkiler gösterdiği görülmüştür.

CeO_2 kaplamalı alaşımın Zr kaplamalı alaşımdan daha iyi oksidasyon direnci göstermesinin nedeni ise Ce, Cr_2O_3 tanelerini küçülterek anyon ve katyon hareket yollarını uzatmaktadır.

Zirkonyum iyonları ise, Cr_2O_3 tabakasına birleşik olmasına rağmen oksit tane büyümesini yavaşlatmada CeO_2 kadar etkili olamamaktadır. Bununla birlikte, zirkonyum iyonları ve zirkonyum taneleri ince oksit tane boyutu ve azalmış oksidasyon oranı sonucunu doğurmaktadır.

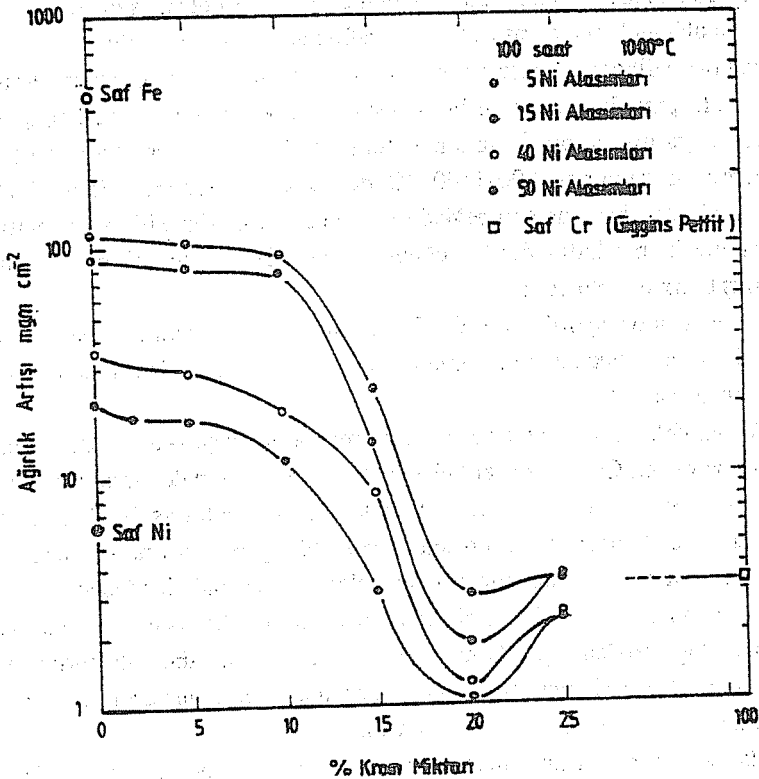
Tablo III ve IV de, 1000 ve $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ' de 10-50 ve 50-100 Saat oksidasyon periyodları için parabolik oran sabit değerleri verilmektedir. Bu tablo değerlerinden, 1000 ve $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ ' de hangi oksidasyon periyodlarında, kaplamasız, CeO_2 ve ZrO_2 kaplamalı alaşımların oksidasyon oranlarındaki artışın ne derece olduğu tayin edilir.

gösterir. Fe-Cr-Ni alaşımları daha iyi tabaka tutmasından dolayı Fe-Cr alaşımlardan daha iyi bir kırılma direnci göstermektedir (2).

Kubachewski ve Hopkins (7), demir krom alaşımlarına % 0.15 ve daha fazla Nikel ilavesinin Fe-Cr alaşımlarından daha iyi bir oksidasyon direnci vereceğini rapor etmişlerdir.

Brasunas ve arkadaşları (8), en düşük oksidasyon oranlı üçlü alaşım kompozisyonların, %25 Cr - %20 Ni - %55 Fe ve %20 Cr - %70Ni - %10 Fe olduğunu göstermişlerdir.

Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyon oranında krom miktarının etkisi, değişik Ni oranlarında gösterilmektedir (Şekil 1). Buradan en düşük oksidasyon oranlı üçlü alaşım kompozisyonlarını (Fe-Cr-Ni) seçmek mümkündür.



Şekil 1. Fe-Cr-Ni Alaşımlarının Oksidasyon Oranında Krom Miktarının Etkisi.

Ericsson araştırmalarında (9,10), kabuklanma ve östenitik Fe-Cr-Ni alaşımlarının oksidasyonu süresince meydana gelen düğüm teşekkülünün, buharda, 800 °C' de mekaniksel gerilmelerden dolayı olduğunu ileri sürmüştür. bununla beraber, benzer alaşımlarda gerilim artışı CO₂' de 600-700 °C de Norin (11) tarafından izah edilmiştir.

%20-%25 Cr ve %20-%30 Ni içeren CO₂ ve CO₂ / %10 CO ortamında 750 ve 900 °C de östenitik paslanmaz çelikler geniş bir şekilde çalışılmıştır (12, 13-16, 17-19).

310 paslanmaz çeliğin uzun zaman oksidasyonu, 450-650 °C sıcaklık değerleri arasında Gerrett (20) ve arkadaşları tarafından çalışılmıştır.

Bu çalışmada, östenitik 310 paslanmaz çeliğin ve Fe-%18 Cr alaşımının oksidasyon davranışı, alaşım yüzeyini kararlı oksitler ile kaplamak suretiyle incelenmiştir.

2. İLAVE ALAŞIM ELEMENTLERİNİN Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARI ÜZERİNDEKİ OKSİDASYON DAVRANIŞLARI

Fe-Cr-Ni alaşımlarına bazı alaşım elementlerinin ilavesi oksidasyon oranını azaltıcı bir etkiye sahip olduğu bir çok araştırmacılar tarafından ileri sürülmüştür.

Francis (14), silikonun, alaşım / oksit arayüzeyinde oluşan ilk oksit filmindeki hata sayısını azalttığını ileri sürer ve bu nedenle, kromca zengin oksit kabuğunun seçici büyümesine yardımcı olur. Bununla beraber, Douglass ve Kumar (21), silikon mevcudiyetinin tamamen 900-1100 °C' de havada oksitlenen Fe-%14 Cr-%14 Ni alaşımında oluşan oksit yapısını değiştirdiğini gözlemişlerdir. Silikonsuz alaşım, tüm üç demir oksitlerin bir kalın dış kabuğunu ve Fe, Cr, Ni spinellerinin dahili olarak oksitlenmiş bölgesini oluşturur.

Alaşım %4 silikon içerdiiğinde, Cr₂O₃' ün bir dış tabakasının ve hem SiO₂ hem de Fe₂SiO₄' in bir iç tabakasının oluşumu gözlenmiştir. Böylece demir oksitlerin tamamen oluşması önlenmiştir (21).

Yüksek sıcaklık oksidasyon direncini arttırmak için alaşıma az miktarda nadir toprak elementleri veya Zr, Ce, Y gibi aktif elementlerin ilavelerinin de olumlu sonuçlar verdiği bilinmektedir. Baxter ve Natensan (22) Zr ile Modifiye edilmiş Fe-%25 Cr-%20 Ni ve Fe-%12 Cr-%12 Ni alaşımlarının oksijen ve sülfür içeren bir ortamda 650 - 875 °C de korozyon davranışını incelemiştir. Bu alaşımların izotermal oksidasyon ve sülfidasyon deneyleri sonunda, %1-6 Zr ilavesinin, koruyucu Cr₂O₃ tabakasının oluşması için gerekli pO₂' ni düşürdüğu gözlenmiştir. Örneğin %12 Cr koruyucu kabuk oluşturmak için yeterli değildir. Ancak %3 Zr ilavesi durumunda koruyucu kabuk oluşturulmaktadır. Ayrıca Zr ilavesi kabuğun adhezyonunu da arttırmaktadır.

Oksit plastisitesinin artırılmasından dolayı tabakaya daha iyi bir tutunma ile sonuçlanan oksit tane sınırlarında, Ce⁺⁴ iyonlarının yüzeye çekiminin oksitleyici şartlar altında tane büyümesine engel olduğu önerilmiştir (23-24).

Oksitleyici ortamlarda seryum oksit içeren kaplamalar önemli derecede yüksek alaşım çeliklerinin oksitlenme ve parçalanma direncini arttırdığı saptanmıştır. şimdiye kadar

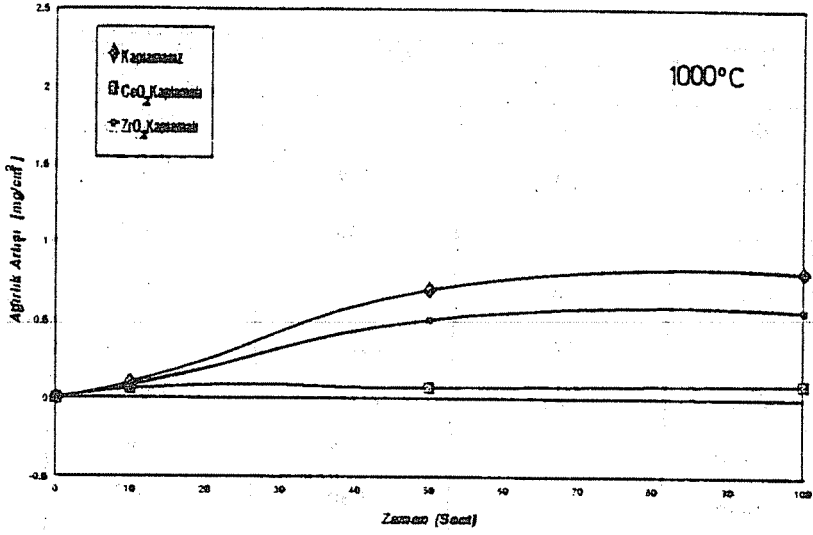
Fe-Cr VE Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARININ OKSİDASYON DAVRANIŞI

Tablo I. 1000 °C'de İzotermal Oksidasyon Testleri.

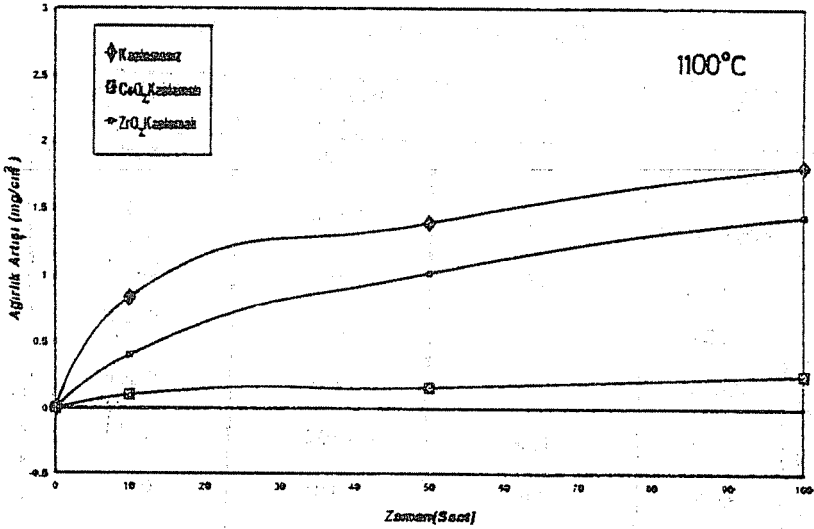
ALAŞIM	İŞLEM	ZAMAN [Saat]	SICAKLIK [°C]	AĞIRLIK ARTIŞI [mg/cm ²]
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	10	1000	0.098
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	50	1000	0.693
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	100	1000	0.810
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	10	1000	0.06
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	50	1000	0.07
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	100	1000	0.092
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	10	1000	0.081
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	50	1000	0.503
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	100	1000	0.563

Tablo II. 1100 °C'de İzotermal Oksidasyon Testleri.

ALAŞIM	İŞLEM	ZAMAN [Saat]	SICAKLIK [°C]	AĞIRLIK ARTIŞI [mg/cm ²]
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	10	1100	0.99
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	50	1100	1.391
310 Fe-Cr-Ni	Kaplamasız	100	1100	1.805
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	10	1100	0.102
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	50	1100	0.160
310 Fe-Cr-Ni	CeO ₂	100	1100	0.251
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	10	1100	0.4
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	50	1100	1.016
310 Fe-Cr-Ni	ZrO ₂	100	1100	1.44



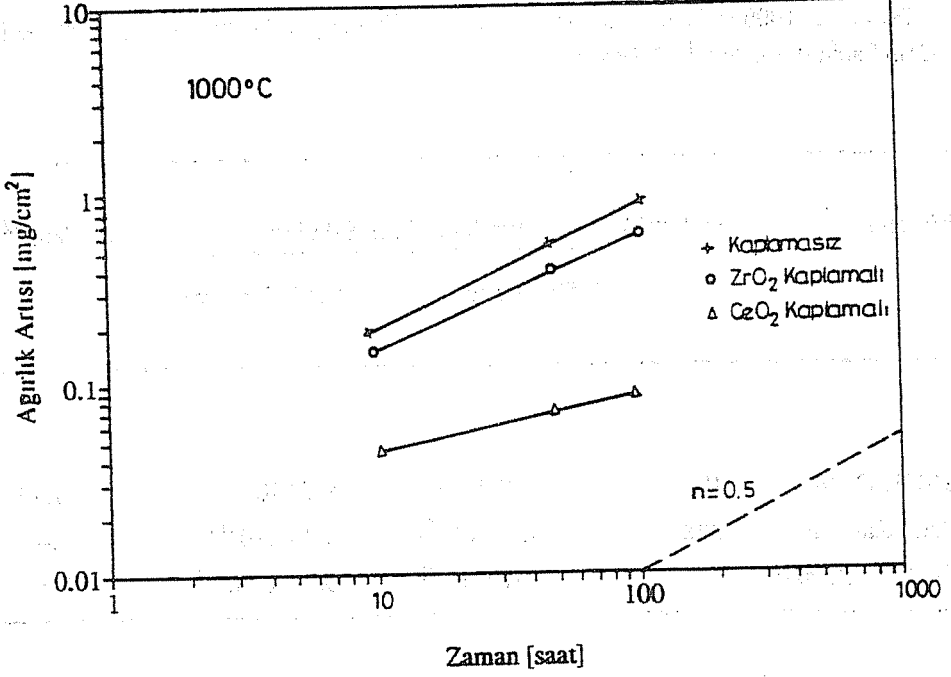
a)



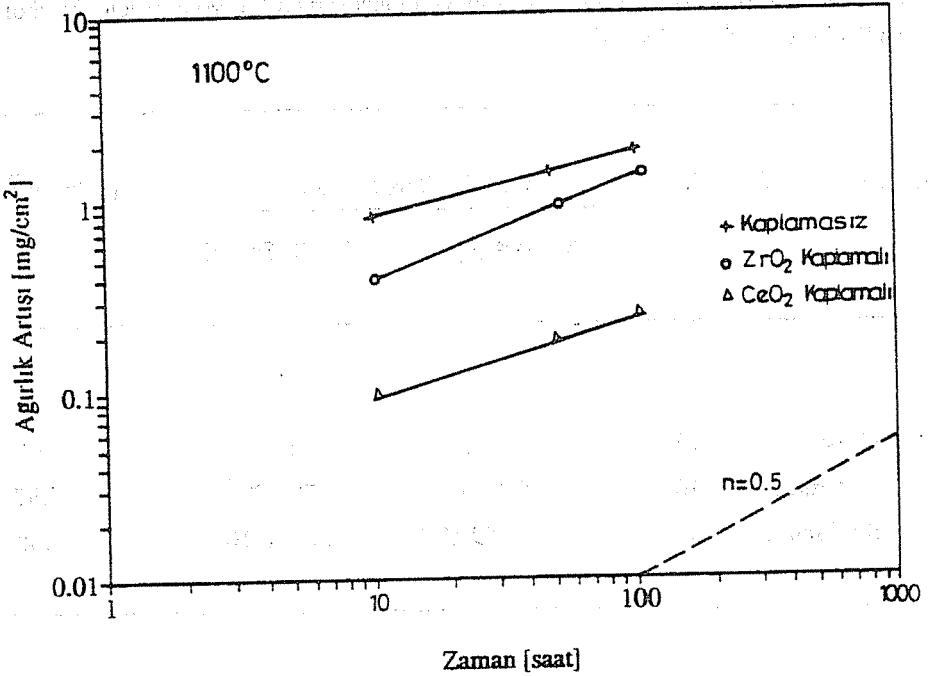
b)

Şekil 2. 310 Fe-Cr-Ni Alaşımının İzotermal Kinetik Eğrileri.

Fe-Cr VE Fe-Cr-Ni ALAŞIMLARININ OKSİDASYON DAVRANIŞI



a)



b)

Şekil 3. 316 Paslanmaz Çeliğin İzotermal Oksidasyon Kinetiklerinin Karşılaştırılması.

Tablo III. 1000 °C' de, 10-50 ve 50-100 Saat Oksidasyon Periyodları için Parabolik Oran Sabiti ($\text{g}^2\text{cm}^{-4}\text{sn}^{-1}$) Değerleri.

Malzeme	Sıcaklık (°C)	Parabolik Oran Sabitleri		$(\text{kp}/\text{kp})^{1/2}$
		10-50 Saat (kp)	50-100 Saat (kp')	
310 Fe-Cr-Ni	1000	$3.26 \cdot 10^{-12}$	$9.78 \cdot 10^{-12}$	1.73
ZrO ₂ Kaplamalı	1000	$1.71 \cdot 10^{-12}$	$0.355 \cdot 10^{-12}$	0.45
CeO ₂ Kaplamalı	1000	$0.009 \cdot 10^{-12}$	$0.0198 \cdot 10^{-12}$	1.48

Tablo IV. 1100 °C' de, 10-50 ve 50-100 Saat Oksidasyon Periyodları için Parabolik Oran Sabiti ($\text{g}^2\text{cm}^{-4}\text{sn}^{-1}$) Değerleri.

Malzeme	Sıcaklık (°C)	Parabolik Oran Sabitleri		$(\text{kp}/\text{kp})^{1/2}$
		10-50 Saat (kp)	50-100 Saat (kp')	
310 Fe-Cr-Ni	1100	$6.61 \cdot 10^{-12}$	$7.3 \cdot 10^{-12}$	1.05
ZrO ₂ Kaplamalı	1100	$6.05 \cdot 10^{-12}$	$5.78 \cdot 10^{-12}$	0.97
CeO ₂ Kaplamalı	1100	$0.009 \cdot 10^{-12}$	$0.0198 \cdot 10^{-12}$	1.48

5.KAYNAKLAR

1. Sherby, O.D., *Acta, Met.*, Vol.10 , p.135, 1969.
2. Hobby, M.G., and Wood, G.C., *Oxidation of Metals*, Vol.1, p.23, 1969.
3. Wood, G.C., Hobby, M.G., and Vasko, B., *J.Iron St Inst.*, Vol.202, p.685, 1964.
4. Wood, G.C., and Hobby, M.G., *J.Iron st. Inst.*, Vol.203, p.54, 1965.
5. Croll , J.E. and Wallwork, G.R., *The High - Temperature Oxidation of Iron-Chromium-Nickel Alloys Containing 0-30% Chromium*, *Oxidation of Metals*, Vol.4, pp.121-140, 1972.
6. Wood, G.C., *High Temperature Oxidation of Alloys*, *Oxidation of Metals*, Vol.2, p.11, 1970.
7. Kubachewski, O., and Hopkins, B.E., *Oxidation of Metals and Alloys*, Butterworths, London , 1967.
8. Brasunas, A.De S., Gow, G.T., and Harder, O.E., *Symposium on material for Gas Turbines*, *Proc. ASTM*. Vol.46, p.870, 1946.
9. Ericsson, T., *Stratified Oxide scale Growth on Two Cr-Ni Steels Oxidized in High Pressure Steam at 800 °C*, *Oxidation of Metals*, Vol.2, pp.173-205, 1970.
10. Ericsson, T., *Oxidation of Metals*, Vol.2, p.401, 1970.
11. Norin, A., *Oxidation of Metals*, Vol.9, p.259, 1975.
12. Francis, J.M., Curtis, M.T., and Hilton, D.A., Hilton., *J. Nucl. Mat.*, Vol. 203, p.41, 1970.
13. Daniel, H.T., Antill, J.E., and Peakall, K.A., *J.Iron. St. Inst.*, Vol.201, p.154, 1963.
14. Francis, J.M., *J.Iron St. Inst.*, p.910, sept. 1966.
15. Francis, J.M., Lee, C.J., and Buddery, J.H., *J. Iron St. Inst.*, 921, Sept. 1968.
16. Francis, J.M., and Whitlow, W.H., *J.Iron St. Inst.*, Vol.204, p.355, 1966.
17. Evans, H.E., Hales, R., Hilton, D.A., Holm, R.A., Knowles, G., and Pearce, A.J., *Proc. BNES Conf. on Corrosion of Steels in CO₂*, Reading, 1974.
18. Evans, H.E., Hilton, D.A., and Holm, R.A., C.E.G.B. Report RD / B / N 3371 1975.
19. Evans, H.E., Hilton, D.A. and Holm, R.A., C.E.G.B. Report RD / B / N3371 1975.
20. Gerrett, J.C.P., Crook, J.T., Lister, S.K., Notar, P.J., and Twelves, J.A., *Factors in the Oxidation Assesment of AISI Type 310 Steels in the High Pressure Carbon Dioxide*, *Corrosion Science*, Vol.22, No.1, pp.37-50, 1982.
21. Kumar, A., and Douglass, D.L., *Oxidation of Metals*, Vol.10, 1976.
22. Baxter, D.J., Natesan, K., *The Corrosion Behaviour of Fe-Cr-Ni-Zr Alloys in Coal Gasification Environments at High Temperatures*, *Corrosion Science*, Vol.26, No.2, pp.153-172, 1986.
23. Fransen, T.A., Perik, M.M.A., Fikkert, H., Jongh, M.de., and Gellings, P.J., in *Proceedings of the Ninth International congress on metallic corrosion*, vol.4, p.311,

Toronto, 1984.

24. Ecer, G.M., Singh, R.B., and Meier, G.H., *The Influence of Superficially Applied Oxide Powders on the High Temperature Oxidation Behaviour of Cr₂O₃-Forming Alloys*, *Oxidation of Metals*, Vol.18, p.55, 1982.
25. Fransen, T.A., Polman, E., Perik, M.M.A., and Gellings, P.J., in *High Temperature Alloys for Gas Turbines and other Applications, Part I P. 1173* (D.Rediel Publishing Company Dordiecht / Boston, 1986).
26. Fransen, T.A., Gellings, P.J., Fuggle, P.J., Vanderlann, G., Esteva, M., and Karnatak, R.C., *Appl. Surf. Sci.* Vol.20, p.257, 1985.
27. Haanappel, V.A.C., Fransen, T., Geerdink, B., and Gellings, P.J., *Properties of Protective Oxide Scales containing Cerium on Incoloy 800H in Oxidation and Sulphidizing Environment. I. Constant--Extension - Rate study of Mechanical Properties*, *Oxidation of Metals*, Vol.30, pp.201-208, 1988.
28. Schütze, M., *Deformation and Cracking Behaviour of Protective Oxide Scales on Heat-Resistant Steels under Tensile Strain*, *Oxidation of Metals*, Vol.24, Nos.3/4, pp.199-232, 1985.
29. Moroishi, T.H., Fujikawa, and Makiura, H.J., *Electrochem. Soc.*, Vol.126, p.2173, 1979.
30. Jondy, P.L., Parakash, S., and Mehta, M.L., "International Congress on Metallic Corrosion" Toronto, Canada, Vol.3, 1984.
31. Wright, L.G., and Wilcox, B.A., *The Oxidation of Fe-Cr alloys containing an Oxide Dispersion or Reactive Metal Additions*, Vol.8, No: 5, pp.283-301, 1974.
32. Stringer, J., Allam, I.M., and Whittle, D.P., *The High Temperature Oxidation of Co-Cr-Al Alloys Containing Yttrium or Hafnium Additions*, *Thin Solid Films*, 45, pp. 377 to 384, 1977.
33. Nagai, Hiroshi, Takebayashi, Yoshiki, and Mitani, Hiroyasu, *Effect of Dispersed Oxides of Rare Earths and Other Reactive Elements on the High Temperature Oxidation Resistance of Fe-20% Cr Alloy*, *Metallurgical Transactions A*, Vol 12 A, pp: 435 to 442, March 1981.
34. Göncel, O.T., Whittle, D.P., and Stringer, J., *The Oxidation Behaviour of Fe-Cr Alloys Containing HfO₂ - Dispersed Phases*, *Oxidation of metals*, Vol.15, No. 3/4, 1981.
35. Mitra.K., Roy, S.K., and Bose, S.K., *Improvement of Nonisothermal Behaviour of Fe and Fe-Cr Alloys by Superficially Applied Reactive Oxide Coatings*, *Oxidation of Metals*, Vol.34, Nos. 1/2, 1990.
36. British Patents No. 13721 / 35 and No. 12271 / 36.
37. Göncel, O.T. and Yaşar, A.K., *The High Temperature Oxidation Behaviour of Ceramic Coated Fe-%18 Cr Alloys*, *Ç.Ü. Müh. Mim. Fak. Dergisi*, Vol.7, No.2, pp.149 to 163, Aralık 1992.

ÇEVLIK-TEKNEPINAR-HOLTAKAYASI (SAMANDAĞ-HATAY) ARASI OFİYOLİTLERİ VE KROMİT CEVHERLEŞMELERİ*

Mesut ANIL

Ç.Ü.Maden Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET : Çevlik-Teknepinar-Holtakayası (Samandağ-Hatay) arasında Kızıldağ ofiyolit masifinin bir bölümü yüzeylemekte olup, bu bölgede de çoğu küçük boyutlu kromit cevherleşmelerine rastlanır. İnceleme alanında Üst Kretase yerleşim yaşına sahip ofiyolitik serinin yanısıra, Miyosen yaşlı Gökçekli Formasyonu bulunmaktadır. Ofiyolitik birlik, tektonit, kümülat ve dolerit-diyabaz daykları şeklinde başlıca üç birimden oluşur. Bu birliğe ait en yaygın kayaç olan harzburjitik tektonitler içinde bandlar halinde dünit, verlit ve lerzolit ardalanması izlenir. Kümülatlardan daha çok gabro ve az miktarda piroksenolit de gözlenmektedir. Tüm ofiyolitik masifi kesen dolerit-diyabaz daykları hem izole ve hem de paralel dayklar şeklinde oldukça yaygındır.

Bu bölgede başlıca iki kromit cevher zonu bulunmaktadır. Bunlar Süleyman Tepesi - Haytepe ile bunun kuzeydoğusundaki Dumangözü mevkiileridir. Bu iki zonda da küçük boyutlu zuhurlar mevcuttur. Yataklanmalar düzensiz (Alpin tipi) olup, daha çok masif, saçınımlı ve yer yer nodüler kromit gözlenir. Kromit kristalleri üzerinde yapılan mikroskopik ve mikroprop incelemelerinde bu cevher tipleri arasında kimyasal içerik bakımından da az çok farklılıklar görülmüş ve nodüler kromitin iç yapıları ayrıntılarıyla incelenmiştir. Kromit cevherleri üzerinde gerçekleştirilen kimyasal analizlerde % 32-41 Cr₂O₃ içeriği saptanmıştır. Öte yandan dolerit-diyabaz dayklarında yaygın bir opaklaşma görülmekte olup, bunların büyük bir kısmı manyetit ve ilmenittir. İnceleme alanında tek ekonomik cevherleşme kromit olup, küçük rezervli olması ve düzensiz bir yataklanma göstermesi sebebiyle ancak krom piyasasının yükseldiği zamanlarda işletilebilmektedir.

* Bu Çalışma Ç.Ü.Araştırma Fonu'na FBE-90-76 Nolu proje çerçevesinde desteklenmiştir.

THE OPHIOLITES OCCURING WITHIN ÇEVLIK-TEKNEPINAR-HOLTAKAYASI (SAMANDAĞ-HATAY) AND CHROMITE MINERALIZATIONS

ABSTRACT : *The study area is situated in the vicinity of Çevlik-Teknepinarı-Holtakayası (towns of Hatay). The Kızıldağ massif under investigation consists of tectonites, cumulates and dolerite-diabase dykes. In the study area, the Kızıldağ ophiolitic series of Upper Cretaceous age, and the Gökçeli formation of Miocene age are situated. The harzburgite in tectonites and dunites, wehrli and lertzolit as an alternative sequences in harzburgite are traced in forms of stripes. Gabbro makes up the major unit, and pyroxenolites of secondary quantities also exist within the cumulates. Additionally, the dolerite-diabase dykes cut the entire ophiolitic rock formations dominantly. Yet, the Miocene aged formation consists of limestone and it rests discordantly over the ophiolitic unit.*

Mainly two mine zones exist in the study area, which are 1. small-sized quarries present along the shoreline between Süleymantepe and Haytepe, and 2. relatively more economical quarries located between Ziyarettepe and Dumangözü northeast from the former quarries. The beddings of chromite mineralization are irregular, intensively massive, and of nodular form sporadically. The chemical analyses performed on samples from these mines indicated that the Cr_2O_3 contents varied within 32 ~ 41 % range. On the other hand, widespread opaque occurrences of magnetite and ilmenite are seen in dolerite-diabase dykes. Because these mines are poorly reserved, their economical exploration could be actualized only during periods of high demand in the chromite market.

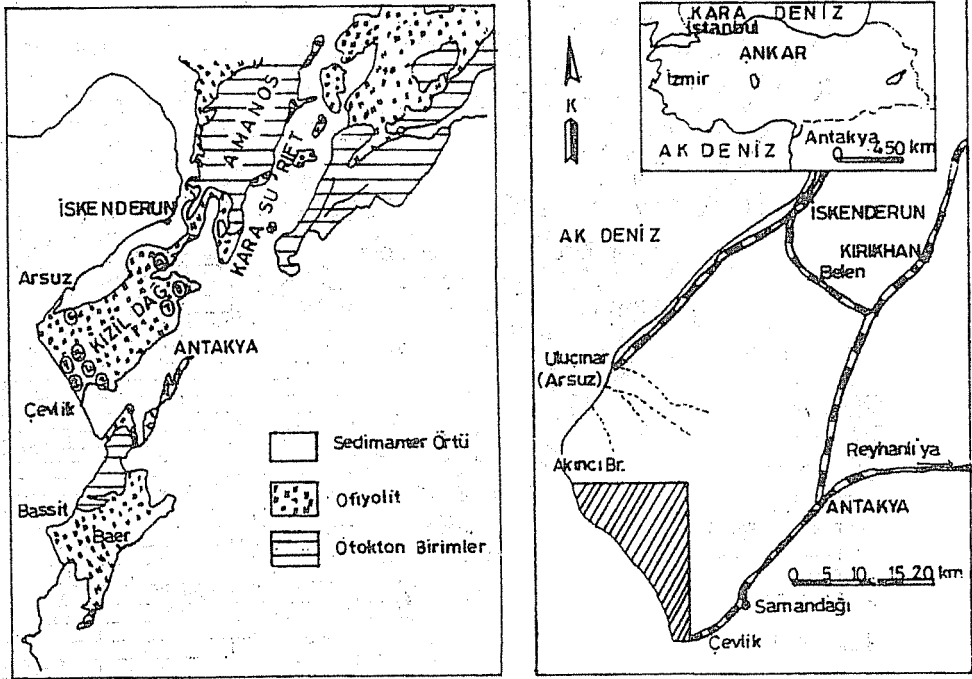
GİRİŞ

İnceleme alanı Doğu Akdeniz Bölgesi'nde Hatay ili, Çevlik kasabası dolaylarında yer alır (Şekil 1). Kızıldağ (Hatay) ofiyolitinin yüzeylendiği bu bölgede yerli ve yabancı bir çok çalışma gerçekleştirilmiştir. Bunlar arasında, Dubertret (1), Borchert (2), Dean ve Kurummenacher (3), Vuagnat ve Çoğulu (4), Bürküt (5), Arda (6), Parrot (7), Çoğulu (8), Aslaner (9), Çoğulu (10), Delaloye, Vuagnat ve Wagner (11), Delaloye, Pişkin, Selçuk, Vuagnat ve Wagner (12), Selçuk (13), Moritz (14), Pişkin, Delaloye, Moritz, Selçuk ve Wagner (15), Yaşar (16), Anıl ve Yaşar (17), Anıl (18), Anıl (19)'ı saymak mümkündür. Bu yazarların çoğu Kızıldağ ofiyolit masifinin bölgeye yerleşmesi hususunda benzer görüşlere sahip olup, yaptıkları araştırmalarda ofiyolitik birlik içinde yeralan harzburgitik tektonitler, kümülatlar ve dayk komplekslerinin petrografik ve jeokimyasal özelliklerini ayrıntılarıyla incelemişlerdir.

Hatay Ofiyoliti Suriye'de yüzeyleyen Baer Bassit Ofiyolit masifiyle de benzer özellik taşıması bakımından çoğu incelemelerde bu iki masif karşılaştırmalı olarak incelenmiştir. Öte yandan çoğu düntik bir zarfla çevrili çok sayıda podiform (düzensiz) tipte kromit

KIZILDAĞ OFİYOLİTİ VE KROMİT CEVHERLEŞMESİ

cevherleşmesinin özellikle harzburjitik tektonitler içinde görülmesi aynı zamanda Kızıldağ Ofiyolit Masifine madencilerin de ilgi duymasına sebep olmuştur. 1950'li yıllardan sonra bu masif üzerinde krom aramaları yoğunlaşmış ve günümüze kadar yüzlerce yerde krom zuhuru, ya da küçük rezervli yataklanmalar bulunmuştur. Bu yatakların ekonomik olanları krom piyasası durumlarına göre zaman zaman işletilebilmiştir. Halen bölgede çok sayıda maden ocağı faal durumdadır. Ancak 1989 yılından itibaren hızla düşen ihrac fiyatları sebebiyle çalışmalar ya büyük ölçüde ağırlaştırılmış veya ocaklar geçici olarak kapatılmıştır.

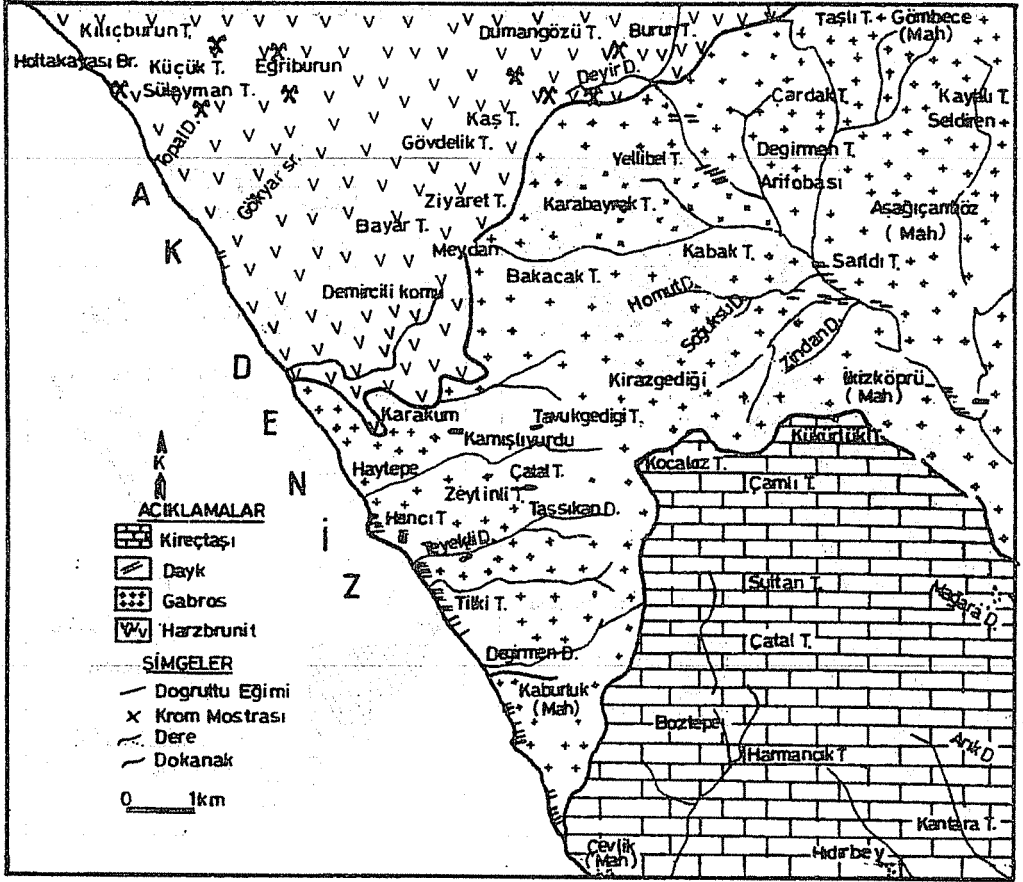


Şekil 1. Kızıldağ ofiyolitinin genel durumu ve inceleme alanının bu masif içindeki durumu.

Bu çalışmada Hatay ofiyolitinin bir dilimini oluşturan Çevlik - Akıncıburnu ve Teknepinarı arasında halen nisbeten dar bir alanda 1991 ve 1992 arazi mevsimlerinde sahada gerçekleştirilen gözlemlerle, laboratuvarlarda yürütülen inceleme sonuçları sunulmuştur.

STRATİGRAFI VE PETROGRAFI

İnceleme alanında Kızıldağ ofiyolitik serisinin bir bölümü ve onun üzerine uyumsuz olarak oturan Gökçekli formasyonuna ait kayalar yüzeylenmektedir. Ofiyolitik seriye ait kayalar bu bölgede harzburjitik tektonit, gabroyik kümülat ve dolerit-diyabaz dayklarından oluşur (Şekil 2).



Şekil 2. Çevlik-Holtakayası-Tekneşinar arasındaki jeolojik haritası.

Gökçekli Formasyonu

Yılmaz, Gürpınar ve Yiğitbaş (20) tarafından adlandırılan formasyonun taban kısmında mikro konglomera ve sert yapılı, fosilli kumtaşı hakim olup, kumtaşlarının üzerine gri renkli kireçtaşları gelmektedir. İnceleme alanında Kapısu Köyü, Çevlik Kasabası ile Nergizlik Tepe ve Sultan Tepe civarında gözlenen formasyon gri rengeyle özellikli

taşımakta olup, üst kesimleri çabuk ayrışabilen soluk renkli kireçtaşlarıyla temsil edilir. Alt seviyeleri ise sert, tabaka kalınlıkları 1-1,5 m'ye varan kireçtaşlarından oluşmuştur. Bunların içinde yer yer büyük boyutlu sayılabilecek karstik boşluklara rastlanılır. Tabaka eğim ve doğrultularına paralel şekilde eklem gelişimi gözlenmektedir. Bu kayalardan yapılan ince kesitlerin mikroskopik incelemelerinde muhtemelen erime boşlukları ve bu boşlukların bir kısmında da ikincil kalsit minerallerin varlığı görülmüştür.

Gökçekli formasyonunun taban kesimlerinde yer alan kumtaşlarından alınan örnekler Orta Miyosen, kumtaşı-marn ardalanmalarının görüldüğü yerlerden alınan örneklerde ise, Miyosen yaşı veren fosiller saptanmıştır (16).

Ofiyolitik Seri

İnceleme alanında Kızıldağ ofiyolitinin ancak küçük bir bölümü yüzeylenmektedir. Bu masif üzerinde çalışan yerli ve yabancı birçok yazar ofiyolitik kortejin tam bir seri oluşturduğu hususunda aynı fikri paylaşmaktadır. Tabanda en yaygın birimi oluşturan tektonitler 4000 m'den fazla bir kalınlık sunarken, bunların üzerinde bulunan kümülatik serinin güneyde 600 m iken kuzey-doğuya doğru incelererek devam edip sıfır metreye indiği görülür. Kümülatların üzerindeki geçiş zonundan sonra izotropik gabroların bölgede oldukça yaygın olduğu ve daha üst seviyelerdeki day karmaşığının 1500 m'yi bulduğu bilinmekte olup, serinin en üst kısmında ise bazalitik bileşimli yastık lav ve lav akıntıları görülmektedir (6-20).

Tektonitler

Çalışma alanının büyük bir kısmında yüzeyleyen tektonitler harzburjit, harzburjit içinde bandlar ve cepler şeklinde bulunan dünitlerden oluşur. Harzburjitik tektonitler içerisinde özellikle dünit bandlarıyla ardalanmalı verilit ve lertzolit damarları da seyrek olarak gözlenir. Ancak 1/25000 ölçekli haritada bu birimleri göstermek mümkün olmadığı için jeoloji haritasında yalnızca harzburjit olarak ayrılmıştır.

Arazi gözlemlerinde ayrılmış yüzeyleri kahverengi olan bu kayalar taze yüzeylerinde siyah ve yeşilimtrak bir renk gösterirler. Harzburjitik tektonitler arazide iri piroksen kristalleriyle kolayca dünitlerden ayırt edilirler. Yoğun bir serpantinleşmenin görüldüğü bu kayalar özellikle sarp yamaçlarda mavimtrak bir renk almıştır. Bol çatlaklı ve kırıklarından dolayı orman örtüsünün yok olduğu kısımlarda yer yer derin vadiler oluşmuştur.

Harzburjitik tektonitler içerisinde kalınlıkları birkaç santimetreden birkaç desimetreye kadar değişen gabro ve piroksen damarları kayacı değişik doğrultularda keser. Bu kayacık içinde yer yer görülen dünit bandları içinde kromit kristalleri çıplak gözle bile görülür.

Harzburjit örneklerinden yapılan ince kesitlerin mikroskopik incelemelerinde porfiroblastik ve granoblastik doku içinde başlıca olivin, enstatit ve seyrek olarak da yarı özşekilli ve özşekilsiz kromit kristalleri gözlenir. Bu parajenez içinde, olivinin kayacı

oluşturan esas mineral olmakla birlikte, genellikle serpantin minerallerinden krizotil ve lizardite dönüştüğü görülmüştür. Yoğun bir deformasyon geçiren bu minerallerde parçalanmalar gelişmiş ve çatlakların kenar zonlarından itibaren serpantinleşme gelişerek kayacın ilksel magmatik dokusunu büyük ölçüde bozmuştur. Enstatit (ortopiroksen) kayacın % 15-20'sini oluşturur. Olivine göre oldukça iri boyutlu olup, deformasyon sırasında parçalanma yerine bükülme izleri göstermektedir (Levha 1, Şekil 1). İncelenen birçok kesitte iri enstatit kristalleri içinde klinopiroksen kapımları görülmektedir. Kromit toplam kayaç yüzdesi içinde çoğu kez birin altındadır. Yer yer manyetit ve ilmenit gibi diğer opaklara da rastlanır.

Tektonitler içindeki irili ufaklı cepler ve bandlar şeklindeki dünitlerde de benzer durumlar gözlenmektedir. Bu tip kayaç örneklerinden yapılan kesitlerde de yine parçalanmalar, uzamalar ve kıvrılmalar gözlenmektedir. Ancak yer yer taze dünitlere de rastlanır.

Verlit ve lertzolit damarları genellikle dünitik bandlarla ardalanmalı olup, serpantinleşmenin yoğun olduğu kısımlarda daha kolay gözlenmektedir. Bu tür kayaç örneklerinden gerçekleştirilen kesitlerin mikroskopik gözlemlerinde klinopiroksen artışı hemen dikkat çekmekte olup, ortopiroksenlerde önemli oranlarda azalmalar görülür. Bunlarda da özellikle olivinlerde yüksek sıcaklıkta oluşan deformasyon izleri (parçalanma, uzama, bükülme) görülür ve opaklara rastlanır.

Serpantinleşme

İnceleme alanının kuzeyinde geniş yüzlekler veren tektonitik harzburjitler içinde yoğun bir serpantinleşme görülür. Bazen harzburjit ve içindeki dünit bandlarında o derece serpantinleşme (% 80'e kadar çıkar) gelişmiştir ki, kayaç bu kesimlerde şisti bir yapı kazanmıştır.

Bu tip kayaç örneklerinden alınan ince kesitlerde tipik ağ-zincir dokusu içinde tamamen dönüşmüş olivin kristalleriyle sonradan kayacı kateden krizotil damarları ayırılmaktadır (Levha 1, Şekil 2). Kızıldağ ofiyolitinin birçok yerinde olduğu gibi inceleme alanında da başlıca iki tip serpantinleşme yaygındır. Bunlar harzburjit ve dünitin serpantinleşmesiyle oluşan ve demiroksiti zengin kahverengi-kirli sarı rengiyle karakteristik bir kabuk altında koyu yeşil renkli serpantin ile, soluk yeşil renkli ve şisti özellikli, çoğu kontak boyunca gelişen kenar serpantinleridir. Mineralojik bileşim açısından en yaygın serpantin grubu mineralleri krizotil ve lizardittir. Antigorit ve brusit çok seyrekler. Türkiye'de birçok ofiyolit kuşağında olduğu gibi bu bölgede de antigoritün az görülmesi, serpantinleşmenin statik (okyanus ortamı) rejimde geliştiği ve bu dönüşüm sırasında sıcaklığın 340 °C'nin altında kaldığı anlaşılmaktadır (9, 11, 19, 21, 22). Serpantinleşme sırasında kayaç içinde bulunan ortopiroksenlerden enstatitin de sık bir şekilde bastit lamellerine dönüştüğü görülmektedir. Serpantinleşme yanında yer yer görülen talklaşma muhtemelen dönüşüm sırasında olivinden açığa çıkan silisin genel formülü $3MgO \cdot 4SiO_2 \cdot H_2O$ olan bir ikincil minerali oluşturmasıyla gerçekleşmiştir.

Kümülatlar

Kızıldağ ofiyolitinde çok büyük alanlarda mostra veren kümülatik seriden inceleme alanında yalnızca gabroyik kümülatlar görülür. Yer yer görülen peridotik kümülatlar ile piroksenolitler haritalanacak kadar büyük mostra vermezler.

Peridotik Kümülatlar

Harzburjitik tektonitler içinde ya bandlar halinde, ya da mercekler şeklinde görülen peridotik kümülatlar dünit ve bunlarla ardalanmalı wehrlit ile lertzolit damarlarından oluşur. Siyah yeşilimtrak rengi ve dış kısımda milimetrik demiroksit tabakasıyla karakteristiktirler. Şeritsel dünitler içinde çıplak gözle bile seçilebilecek büyüklükte çoğu öz ve yarı özşekilli kromit kristalleri gözlenir.

Mikroskopik olarak ise, esas olarak olivinden (% 95) oluşur. Ancak bu mineral de serpantin grubu minerallerine dönüşmüş durumdadır (Levha 1, Şekil 3). Parajenezde ikinci mineral enstatit olup, genellikle % 5'den daha az oranlarda yer alır. Bu sonuncular olivin kristallerinin aralarında çok az oranlarda görülen kromit kristalleriyle birlikte bulunurlar.

Dünitik kümülatlarla alternanslı olarak gözlenen wehrlit ve lertzolit bandlarında klinopiroksen fazlalığı ile parajenez değişir ve böylece dünitten kolayca ayrılırlar. Bu kayacı oluşturan minerallerde de dünitlerde olduğu gibi deformasyon izleri gözlenir.

Piroksenolitik Kümülatlar

Gümüş yeşili rengi ve iri kristalleriyle arazide bile dikkat çeken bu tür kümülatlar çok yaygın olmamakla beraber, özellikle aşınmış ve akarsularla açılmış vadi yamaçlarında görülür. Yer yer pegmatitik özellikte olan kristallere bile rastlanır. Arazi gözlemlerinde wehrlit, lertzolit, dünit ve gabro bandlarıyla geçişlidir. Mikroskopik gözlemlerde ise, esas olarak dialajit, websterit gibi iri klinopiroksen kristalleriyle, az miktarda ortopiroksen ve nadiren de olivin kristallerinden oluşur (Levha 1, Şekil 4).

Gabroyik Kümülatlar

İnceleme alanında Çevlik Mahallesi'nden itibaren kuzeye doğru geniş alanlarda yüzeylenir. 1991 yılında açılan Çevlik-Arsuz sahil yolu boyunca en güzel mostralarını vererek, açık renkli plajio granit damarları, sheeted dayk kompleksleriyle orman örtüsü sebebiyle masifin başka kesimlerinde açıkça görülmeyen bu mostralar bu bölümde oldukça cömerttir (Levha 2, Şekil 1). Kümülatik gabrolar harzburjit ve dünitler içindeki mercek şeklinde bulunan gabrolardan oldukça farklı olup, başlıca izotropik ve tabakalı olmak üzere iki tip gözlenir. Alterasyon olaylarından fazlaca etkilenen bu kayaçlarda yer yer küresel ayrışmalar gözlenir.

Mikroskopik gözlemlerde daha çok kümülatik bir doku içinde esas mineral olarak plajioklas ve klinopiroksen görülür. Bunların yanısıra ise olivin ile ikincil dönüşüm ürünü

olarak amfibol, labrador ve albit bulunmaktadır. Opaklar oldukça yaygındır. Bazı kesitlerde ikincil dönüşümlerle gelişen amfibol ve karbonatlar o kadar gelişmiştir ki, kayaca hornblendit bileşimi kazandırmıştır.

Plajiogranitler

Gabrolar içinde görülen bu kayalar açık renkleriyle derhal dikkat çekerler. Plajiogranitler ve kuvarşlı mikroyoritler Kızıldağ ofiyolitinin özelliklerinden olup, bunlar bazik ve ultrabazik kayaların asit bakiye ürünü olarak damar şeklinde ana kayacı keserek yerleşmişlerdir. Kuvars, albit, oligoklas veya andezin, diopsid veya alkali feldspat, hornblend, klorit, sfen ve yer yer de önemli oranlarda opak minerallerden oluşan zengin bir parajenez gösterirler.

Dayk Kompleksleri

Kızıldağ (Hatay) ofiyolit masifinde hem izole ve hem de sheeted dayk kompleksleri görülür. Bu daykların en belirgin ortak özellikleri içinde buldukları ana kayacı olan dokanaklarının net olması ve onlardan daha dayanıklı olması sebebiyle arazide kolayca ayırt edilebilmeleridir (Levha 2, Şekil 2). İzole olanlarının kalınlıkları genellikle 25 m'nin altında kalırken, sheeted dayklarda bu kalınlık çoğu kez 100 m'yi geçer. Ayrıntılı saha gözlemlerinde sıkça simetrik özellik gösterdikleri anlaşılmaktadır. İçine sokuldukları ana kayacıdan daha sıcak olmaları sebebiyle yerleşimleri sırasında kenar zonlarında ani soğuma sebebiyle nispeten daha ince kristallidirler. Merkeze doğru tane boyutlarında büyüme gözlenir. Asimetrik özellik gösteren tipleri de mevcuttur.

Çok sık olmamakla beraber sıkışma tektoniği sebebiyle bazen bu dayklarda kırılma, budınaj ve sucuklu yapılar görülmektedir. Özellikle harzburjitik tektonitler içindeki izole daykların kontaklarında rodinjitleşmeler görülür. Sert beyazımsıtrak porselene benzeyen ve arazide dikkat çeken bu kayaların dış kısımlarında kloritten oluşan bir zarf bulunmaktadır (Levha 2, Şekil 3).

Mikroskop altında yapılan incelemelerde ise, doleritik bir doku içinde bazik plajioklas latalarının arasına yerleşen klinopiroksen ve opak mineraller gözlenir (Levha 2, Şekil 4). Kuvars, apatit ve sfene çok seyrek olarak rastlanır. İkincil parajenezde ise epidot, hornblend, klorit, zeolit ve lökoksen gibi mineraller yer alır. Ayrılmış kesitlerde opak yüzdesi birincil parajenezde göre artmıştır.

Rodenjitlerden yapılan kesitlerde hidrogranit, kalsit, ojit, plajioklas, bazen volastonit ve opaklardan da manyetit görülmüştür. Bunlar post-ofiyolitik özelliktedir. Tüm ofiyolitik masifi açık bir şekilde keserler ve toloyitik bir magmaya bağımlıdır (13, 23).

TEKTONİK

Çalışma alanının da içinde bulunduğu Kızıldağ ofiyolitinin yüzelediği Amanos dağ zinciri Paleozoyik'te kuzeydoğu-güneydoğu gidişli, büyük bir antiklinal olup, burada

gelişen birimlerin doğrultuları genellikle KD-GB, eğimleri ise hem kuzeybatıya ve hem de daha dik olarak güneydoğuyadır. Bölgedeki kıvrımlanmanın ve tektonik deformasyonların şiddeti kuzeyden güneye doğru azalmaktadır (15). Senoniyen süresince orojenik karakterler bölgeyi etkilemiş ve bunun sonucunda da ofiyolitik birlik platform üzerine bindirmiştir. Ofiyolitlerin yerleşimi bazı araştırmacılar (13, 24) tarafından iki evreye ayrılmıştır. Bunlardan ilki doğrudan yerleşim sırasında olan tektonik ilişkiler, diğeri ise yerleşim sonrası oluşan ilişkilerdir. Öte yandan bölgede yüzeyleyen kireçtaşlarının litolojisi ile Suriye'de bölgeye yakın alanlarda mostra veren karbonatların litolojisi çok büyük benzerlik göstermektedir (25). Bu sebeple bu kireçtaşı merccekleri orijinal olarak ofiyolitlerin yerleşimi süresince ultramafiklerin tabanındaki Arap Platformunun karbonat istifinden oluşmuştur. Bu durum ise, ofiyolitlerin yerleşim yaşının Post - Kampaniyen - Pre - Meastrihtiyen olmasını gerektirir.

İnceleme alanında ofiyolitik birliğe ait kayalardan ancak çok küçük bir dilimin yüzeylenmesi bölgesel tektonik hakkında fazla ayrıntıya girilmesini önlemektedir. Ancak yine de harzburjitelere göre daha açık ölçü alınabilen gabroyik kümülatlar içinde toplam 58 adet kırık ve çatlak doğrultu ve eğimi alınarak gül ve kontur diyagramlarında bu noktalar incelenmiştir. Genelleştirme yapılmasa da, bu noktaların diyagramlar üzerinde gösterdiği pozisyonlara bakılarak bölgenin K 23 B ve G 23 D doğrultusunda bir sıkışma etkisinde kaldığı ve buna bağlı olarak sıkışma yönüne paralel tansiyon çatlaklarıyla K 15 D - G 15 B ve K 75 B - G 75 D yönlerinde gelişen makaslama çatlaklarının masifi etkilediği söylenebilir (Şekil 3-4).

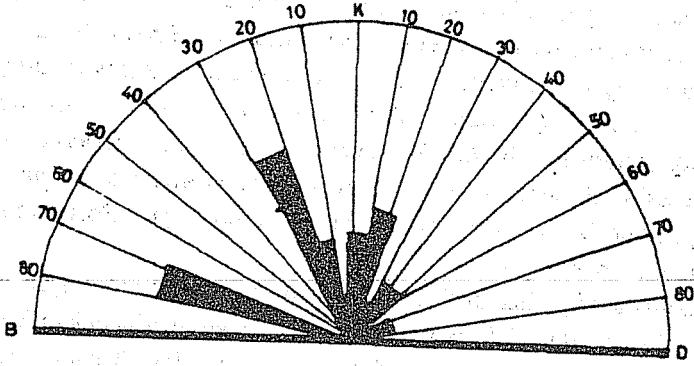
CEVHERLEŞMELER

Kızıldağ ofiyolitinde yülerce yerde krom ocağı bulunmasına rağmen inceleme alanlarında yalnızca birkaç tane kromit cevherleşmesi bulunmaktadır. Bunlar da ancak krom piyasasının yüksek olduğu zamanlarda özel kuruluşlar tarafından işletilebilmektedir. Çevlik-Arsuz arası sahil yolunun açılması sırasında bulunan Zorkun Dere mevki, Gökyar Sırtı, Süleyman Pınarı, Kamışlık Yurdu, Arifobası kuzeyi (Dumangözü Tepe) ve daha birçok yerde kromit zuhuru bilinmektedir (Şekil 2). Bu kromit zuhurlarının tamamına yakını harzburjitik tektonitler içindeki tektonik kırıklarda ve dünitik bir zarfla çevrili olarak bulunmaktadır. Önceleri ulaşım güçlüğü sebebiyle ulaşılamayan küçük rezervli bu zuhurlara 1991 yılında açılan sahil yolundan sonra kısmen ulaşılabilmiştir. Yükselen krom piyasası sayesinde 1985-1989 yılları arasında her tarafı maden şantiyeleriyle dolan Kızıldağ ofiyolitinde fiatların tekrar düşmesi sebebiyle 1990 yılından itibaren işletmeler tekrar kapatılmıştır.

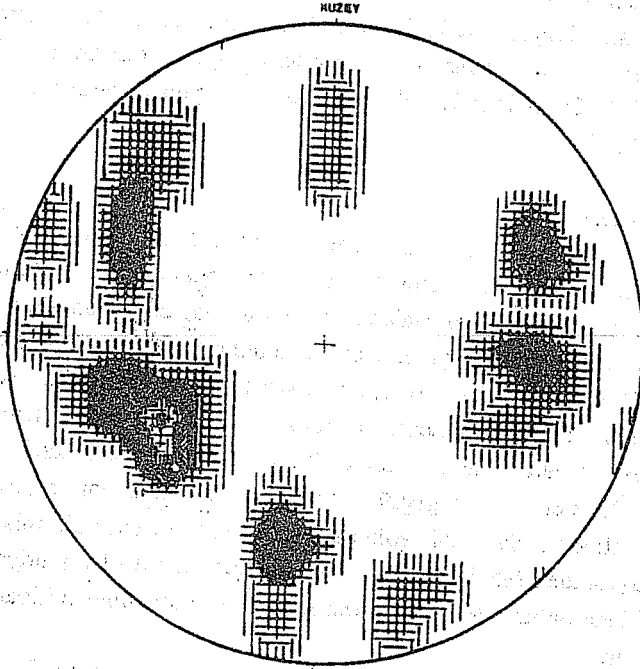
Gabro-harzburjit dokanağına çok yakın bir bölgede mostra veren Kamışlık Yurdu mevkiinin batısında çok eskiden beri bilinen ve kalınlığı ancak metre mertebesinde olan iki damar bulunmaktadır. Bu damarlar muhtemelen fay aralıklarına yerleşmiş olup, kromit cevherinin ana kayacının dünit bileşiminde olduğu anlaşılmaktadır. Daha çok masif ve

saçınımlı kromit cevheri içeren bu zondan önceki çalışmalarda bir miktar kromit cevheri çıkarılmış ise de, şu anda tüm faaliyetler durdurulmuştur.

Süleyman Tepe ve Süleyman Pınarı mevkiindeki kromit zuhurlarında da benzer



Şekil 3. Gabrolardaki kırık ve çatlak sistemlerinin doğrultu ve eğimlerine ait gül diyagramı.



ACIRLAMA

1-	1
2-	2
3-	3
4-	4
5-	5

6-	6
7-	7
8-	8
9-	9

58 Ölçüm

Kontur Yöntemi : Schmidt (1925)
Kontur Aralığı : 1°/10 Nokta 1°/10 Alan
Maksimum Kontur : 14

Şekil 4. Gabrolardaki kırık ve çatlak sistemlerinin doğrultu ve eğim kontur diyagramı (58 ölçü).

özellikler görülür. Burada da kromit yataklanması daha çok kırık dolgusu şeklinde olup, yer yer saçınımlı ve nadiren de nodüler kromit görülmektedir. Arifobası kuzeyindeki Dumangözü Tepe mevkiinde de birçok yerde cevher damarı bulunmaktadır. Bu bölgede tipik cevher nodüler kromittir. Ancak fasılalarla işletme faaliyetlerinin bulunduğu bu bölgede birçok maden yolu yapılmış ise de, sık sık kapanan işletmeler yolların harap olmasına sebep olmuştur. Arifobası kuzeybatısında önceki çalışmalar sırasında çıkarılan cevherin stok edildiği depo yerleri, eski galeriler ve yarmalardan alınan örneklerin makroskopik incelemelerinde kromit cevherinin yer yer sıkılma tektoniği etkisinde kaldığı anlaşılmaktadır. Ezik zonlarından alınan örneklerin kromit içeriğinde belirgin bir artış gözlenmektedir.

Bölgedeki ocaklardan alınarak ince ve parlak kesitler yaptırılmış ve bu kesitler maden mikroskopunda incelenmiş ve bu incelemelerde görülen en belirgin özellikler cevher tiplerine göre aşağıda özetlenmiştir.

* **Kompakt masif cevherler**

Kristaller arasında dokanaklar genellikle belirsizdir. Tabakalanma eksenine yönünde kromit kristallerinde belirgin bir uzama görülür. Yer yer pull-apart dokusunun belirtileri olan parçalanma, kopma ve uzamalar belirgin bir şekilde gözlenir (Levha 3, Şekil 1). Gangi oluşturan serpaninleşmiş olivin bir film tabakası gibi uzayan kromit kristalleri arasında sınırlar oluşturur. Kompakt kromitlerde en az iki kırık şebekesi görülmekte olup, bunlardan biri tabakalanma yönüne dik veya obliktir.

* **Nodüler kromit**

Hatay ofiyolitinin en tipik cevherini oluşturan nodüler kromit inceleme alanında fazla yaygın değildir. Çoğu eş boyutsuz ve yer yer köşeli nodüler içeren bu tip cevherlerde tabakalanma istikametinde hafif bir yassılaşıma görülmektedir (Levha 3, Şekil 2). Nodüllerin iç yapıları da oldukça kırıklı olup, bu kırıklara serpantin mineralleri dolmuştur.

* **Saçınımlı kromit**

Hemen her cevher zuhurunda az veya çok görülen saçınımlı kromit, diğer cevher tiplerine göre genellikle az deforme olmuş küçük kromit kristallerinden meydana gelmiştir. Bu cevher tipleri aynı zamanda zengin cevher damarları arasındaki steril zonlarda da dünitik gang içinde çoğu özşekilli kristaller halinde de gözlenir. Saçınımlı kromitlerde yer yer yönelmeler de açıkça belli olmaktadır.

Cevher zonlarından alınan karakteristik örnekler üzerinde yapılan parlak kesitler maden mikroskopunda büyük büyütme objektifleri kullanılarak kristal ölçeğinde ayrıntılı olarak incelenmiştir. Bu gözlemlere ait sonuçlarda aşağıdaki gibi özetlenebilir:

* İncelenen kesitlerde esas cevher tam özelliklerle kompakt minerali olarak yalnızca kromit gözlenmiştir.

* Kromit kristalleri içinde özellikle kırık zonlarından itibaren gelişen manyetit ancak

büyük büyütmele objektifler kullanıldığında farkedilmektedir (Levha 3, Şekil 3).

* Seyrek olarak kromit kristallerinin çatlak ve kırıklarıyla, kristaller arasındaki boşluklara yerleşmiş nikel sülfid mineralleri görülür. Bu minerallerden pendlandit, heazlowoodit en yaygın olanlardır (Levha 3, Şekil 4).

* İncelenen bazı parlak kesitlerde kromit kristallerinin içindeki olivin kapanımlarına bağlı olarak 5 - 10 mikronu geçmeyen PGM' minerallerinden Osmium'a rastlanılmıştır.

Kimyasal İncelemeler

İnceleme alanındaki krom ocaklarından alınan cevher örnekleri üzerinde kimyasal analizler gerçekleştirilmiştir (Tablo 1).

Tablo 1. İnceleme alanında yer alan bazı kromit örneklerine ait kimyasal analiz sonuçları

Element	Örnek Numaraları									
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Cr ₂ O ₃	38.40	36.60	39.00	41.10	38.20	32.26	34.43	32.60	39.70	41.10
Fe ₂ O ₃	19.11	17.60	17.93	18.50	17.95	16.59	14.29	14.26	17.92	19.10
Al ₂ O ₃	10.02	9.97	9.89	12.16	10.21	11.37	10.68	10.26	8.27	8.13
MgO	18.21	17.76	18.10	18.90	17.15	16.42	14.26	13.96	17.50	18.21
CaO	2.20	2.40	2.90	2.04	1.96	1.89	1.27	2.13	2.10	2.10

Analiz sonuçlarından da anlaşıldığı gibi inceleme alanındaki kromitlerin % 35'in üzerinde Cr₂O₃ içeriği olanlar takoz cevher olarak değerlendirilebilir. Ancak özellikle saçınımlı cevher içeriği fazla olan ve bu sebeple de % 30'dan aşağı krom içeriği olanlar ise ancak zenginleştirildikten sonra satılabilmektedir.

Kromitlerin Jenezi

Ofiyolitik kompleksler içinde yataklanmış podiform tipdeki kromitlerin oluşumlarıyla ilgili genel özellikler birçok araştırmacı tarafından defalarca belirtilmiştir (22, 26-31). Bu özelliklerin başında yatakların düzensiz ve devamsız, cevher tiplerinde ani değişikliklerin görülmesi, rezervlerin küçüklüğü, yoğun bir tektonizma sonunda kromit kristallerinde gözlenen kataklazmalar gelmektedir. Peridotik kümülatlar içinde yer yer görülen ve yanal devamlılığı olan bandlı yataklar ofiyolitler içinde görülüyorsa da bunlar yaygın değildir.

Ofiyolitlerin daha okyanus kabuğunun yırtılmasından önceki manto ortamında oluşurken magma odasında hüküm süren bir dizi jeodinamik olaylar sonucu segregasyon ve magmatik sedimantasyonla dünitler içinde kromit bandları oluşturdukları, gravite ve yan konveksiyon akımlarıyla üst mantonun plastik kısımları içine daldıkları kabul edilmektedir. Öte yandan birçok yazar (27, 32, 33, 34) podiform kromit kütlelerinin okyanusal yayılım merkezleri boyunca yükselen lerzolitik diapirlerin kısmi ergime ürünü



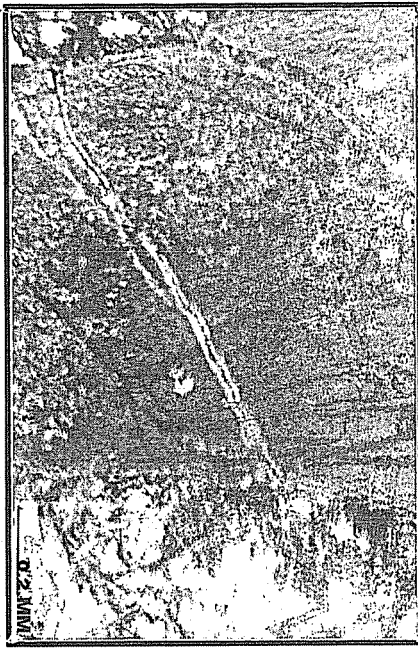
1. Harzburit, iri enstatit kristallerinde bükülme gözlenirken, deformasyon karşısında olivin parçalanmış durumdadır (Mikrofoto).



2. Yoğun serpanitleşme sonucu magmatik dokü tamamen değiştirerek krizotil ve lizardit damarlarının kayacı katediği görülmektedir (Mikrofoto).



3. Yoğun bir şekilde parçalanmaya uğrayan olivin kristallerinde serpanitleşme ileri ulaşmıştır (Mikrofoto).



4. İri dialeji kristalleri içeren piroksenolitlerin mikroskop altındaki görünüşü. Kılcal kırıklar içinde basit damarların gelişmiştir (Mikrofoto).

LEVHA II



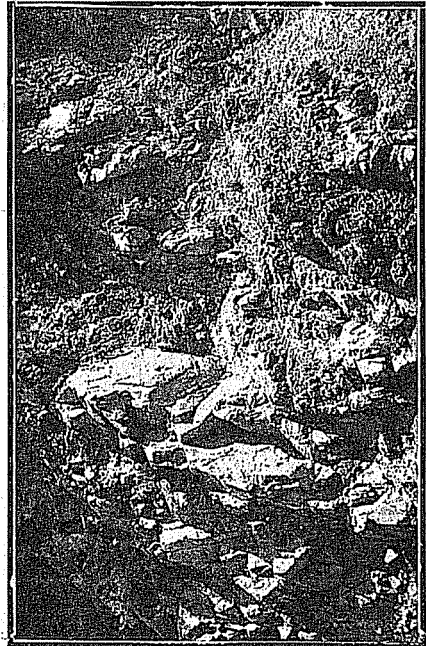
3. Dış kısmı kloritik bir zarfla çevrili rodinjit merceği.



4. Ayrışmış bir dolerit-diyabaz dayklarından bir kesit, opaklar manyetitir (Mikrofoto).



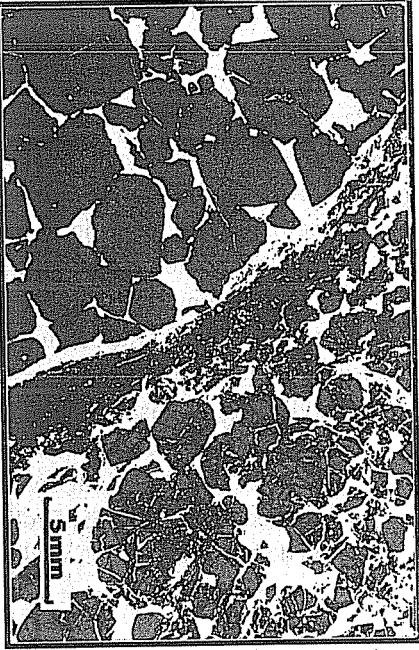
1. Gabroyık kümülatlar içindeki plajiogranit damarları Çevlik-Arsuz Sahil Yolu.



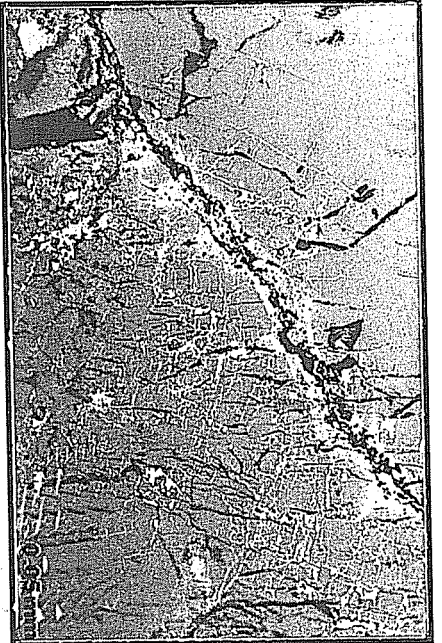
2. Kızıldağ ofiyolitiinde sıkca gözlenen shected dayklar (Çevlik-Arsuz arası).



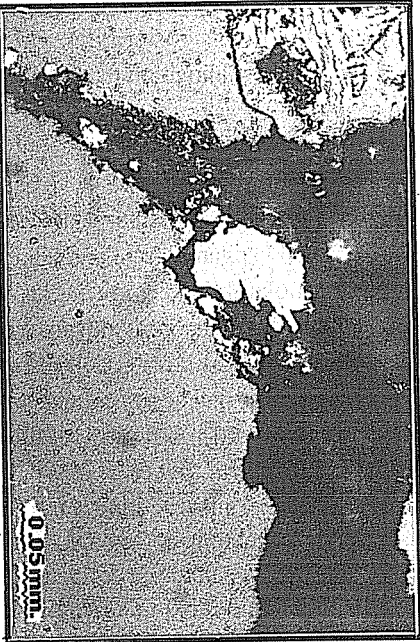
1. Kompakt kromit. Kristal dokanakları belirgin olup, deformasyon sırasında oluşan kırıklara serpantin mineralleri dolmuştur (Mikrofoto).



2. Nodüler kromit. Bir çok kristalin oluşurduğu nodüli ve nodüler arasında kalan sacımsı kromit kristalleri (Mikrofoto).



3. Kompakt kromitin kırık ve çatlaklarında gelişen manyetit (Maden Mikroskopu).



4. Kromit kristallerinin kırık ve çatlaklarıyla serpanitleşmiş gang içinde oluşan pendlandit ve hezlowoodit kristalleri (Maden Mikroskopu).

pikritik magmanın, tüketilmiş harzburjitik diapiirler içinde yükselmesi ve özellikle kanallar boyunca soğuyarak oluşturdukları görüşündedirler. Bu kanallar boyunca kristalleşerek katılaştıran kromitler dünit ve harzburjitle birlikte plastik deformasyon geçirmeleri sırasında da kırılma, bükülme ve parçalanma gibi tektonik olaylara maruz kaldıkları bilinmektedir. Öte yandan levha tektoniği kurallarına uygun olarak ofiyolitik komplekslerin kıtalar üzerine bindirmeleri sırasında ve daha sonraki bölgesel tektonik hareketlerden etkilenerek bugünkü düzensiz hallerini almışlardır. Yalnızca magma odasındaki özel koşullarda oluşan nodüler kromitin bile, bu olaylar sırasında deformasyona uğrayarak hem nodülüslerin elipsoidleşmesi hem de içindeki mikroçatlakların oluşması yine geçirdikleri tektonizma şiddeti ile orantılıdır. Deformasyonlardan nispeten az etkilenen cevher tipi saçınımlı kromittir. Dünit içinde az konsantrasyonlarda olmaları sebebiyle, deformasyonların çoğunu ana kayaç durumundaki dünit karşılar ve bu sırada kromit kristallerine nispeten elastik bir ortam sağlar.

İnceleme alanında yalnızca düzensiz ve küçük rezervli kromit konsantrasyonlarının görülmesi, podiform tipindeki yatakların genel özelliklerine tamamen uymakta olup, kristal ölçeğinde görülen deformasyonlar da, söz konusu yatakların önemli derecede tektonizma etkisinde kaldığını gösterir. Yatakların genel özellikleriyle Kızıldağ ofiyolitinin diğer yerlerinde gözlenen kromit yatakları arasında önemli derecede uyumluluk vardır.

SONUÇLAR

Çevlik-Arsuz arasında kalan ve sahile paralel bir kesimde gabroyik kümülatlar ile harzburjitik tektonitler yüzeylemektedir. Harzburjitik tektonitler Kızıldağ ofiyolitinin büyük bir kısmında yüzeyleyen mostralarla büyük uyumluluk gösterirken, gabroyik kümülatlar içinde yaygın bir şekilde sheeted dayk kümeleri ve plajiogranit damarları masif içindeki en önemli mostralarını sunarlar.

Harzburjitik tektonitler içinde genellikle tektonik dokanakla yerleşmiş ve genellikle dünitik bir zarfla çevrili küçük rezervli ve düzensiz birkaç kromit damar, adese ve bandları görülür. Kompakt, saçınımlı ve yer yer de nodüler kromitin görüldüğü bu yataklarda tek ekonomik cevher minerali kromittir. Kromit cevherlerinden yapılan ince ve parlak kesitler polarizan mikroskop ve maden mikroskobunda ayrıntılı olarak incelenmiş ve kromitin yanı sıra özellikle kristallerin çatlaklarından itibaren manyetitleşmeler görülmüştür. Yer yer gerek gang içinde ve gerekse kromit kristallerinin çatlaklarında nikel sülfid minerallerinden pendlandit ve heazlowoodit saptanmıştır. Ayrıca seyrek olarak kromit içindeki olivin kapanımlarına bağlı olarak PGM'lerinden 5-10 mikron büyüklüğünde Osmium'a rastlanmıştır.

İnceleme alanındaki krom mostralalarının bir kısmı üzerinde işletme faaliyetleri gerçekleştirilmiş ise de, krom fiatlarının düşmesi sebebiyle günümüzde ocakların tamamı kapatılmıştır. Rezervlerinin küçük boyutlu olmasına rağmen takoz kromit üretimine elverişli olan bu sahalarda ancak krom fiatlarında olması halinde ekonomik olarak işletme yapılabilir.

TEŞEKKÜR

Bu araştırmanın arazi çalışmaları sırasında Adnan Tawil, Arş. Görevlileri Ergül Yaşar ve Mustafa Akyıldız'dan önemli ölçüde yardım görülmüştür. Öte yandan Çevlik'te 1 ay süreyle konaklama imkanı tanıyan Samandağ Kaymakamlığı ile Çevlik-Arsuz arasındaki trafiğe kapalı sahil yolunda çalışma izni veren Bölge Jandarma Komutanlığı da projenin gerçekleştirilmesinde önemli katkı sağlamıştır. Yazar kendisine yardımcı olan yukarıdaki kişi ve kuruluşlara teşekkür etmeyi bir görev bilir.

KAYNAKLAR

1. Dubertret, L., *Géologie des Roches du Nord-Ouest de la Syrie et du Hatay (Turquie)*. Muséum Nat. Hist. Notes et Mém. du Moyen Orient, 1953.
2. Borchert, H., *Türkiye'deki İnisiyal Ofiyolitik Magmatizmaya Ait Cr ve Cu Cevher Yatakları*. M.T.A. Yayınları, No: 102, 1625, 1958.
3. Dean, W.T. and Krummenacher, R., *Cambrien Trilobites from the Amanos Mountains, Turkey, Paleontology, vol, part 1, pp. 71-81, p1.10, London, 1961.*
4. Vuagnat, M. and Çoğulu, E., *Quelques Réflexions sur le Massif Basique-Ultrabasique du Kızıldağ, Hatay, Turquie*. C.R. Phys. Hist. Nat. Genève, 2: 210-216, 1967.
5. Bürküt, Y., *Mafik-Ultramafik Kayaçlarda Ni, Co, Rb ve Sr Dağılımı*. İ.T.Ü. Mad. Fak. Doçentlik Tezi, 1971.
6. Arda, O., *Adana'nın Osmaniye-Yarpuz-Kaypak Havalisindeki Serpantinitle Kompozisyon ve Orijinlerinin Araştırılması ve Sınıflaması*, M.T.A. Derg. 78, 36-43, 1972.
7. Parrot, J.F., *Assemblage Ophiolitique du Baer Bassit et Termes Effusifs du Volcano-Sédimentaire Petrologique d'un Fragment de la Croute Océanique Tethysienne Charrié sur la Plate Forme Syriene*. Thèse, O.R.S.T.O.M. Série. Géol. VI, 97-126, 1977.
8. Çoğulu, E., *New Data on the Petrology of Kızıldağ Massif (Hatay) of the Congress of Earth Sciences "50 th Anniversary of the Turkish Republic"* 409-423, 1973.
9. Aslaner, M., *İskenderun-Kırıkhan Bölgesindeki Ofiyolitlerin Jeolojisi ve Petrografisi*, M.T.A. Yayın No: 150, 78 s., 1973.
10. Çoğulu, E., *Hatay Ofiyolitlerinin Jeolojik ve Petrolojik Etüdü*. Project No: TBAG-62 de Tübitak. Ankara, 90 s., 1975.
11. Delaloye, M., Vuagnat, M. and Wagner, J., *K-Arages from Kızıldağ Ophiolitic Complexe (Hatay-Turkey) and Their Interpretation*. In: B. Biju-Duval and L. Montadert (Eds). *Int. Symp. on the Structural History of the Mediterranean Basin*. Split (Yugoslavia), Oct. 76. Editions Technip., Paris, p.73-78, 1977.
12. Pişkin, O., Delaloye, M., Selçuk, H. and Wagner, J.J., *Gudie to Hatay Geology (SE Turkey) Ofioliti*, 11-2, 87-104, 1986.

13. Selçuk,H., *Etude Géologique de la Partie Méridionale du Hatay (Turquie)*. Thèse, Cèneve Univ., 116 p., 1981.
14. Moritz,R., *Coupe Structurale au Travers des Péridotites de de l'ophiolite du Kızıldağ (Hatay, Turquie)*. Travail de Diplôme. Dép. de Minér Univ. de Genève, 112 p, 1983.
15. Pişkin,O., Delaloye,M., Moritz,R., Selçuk,H. and Vagner,J.J., *A Tectonic Approach of the Hatay Ophiolite (Kızıldağ, Turkey)* *Ofioliti*, 9, 535-546, 1984.
16. Yaşar,E., *Hacıahmetli-Kurtbağı-Sarıgöl ve Karatepe (Arsuz-İskenderin) Arasında Yüzeyleyen Ofiyolitlerin Petroğrafisi ve Kromit Cevherleşmelerinin Metalojenisi*. Ç.Ü. Fen Bil. Enst. Master Tezi, 119 s., 1989.
17. Anıl,M. ve Yaşar,E., *Antakya-Arsuz (Hatay) Arasında Kromit Cevherleşmesinin Metalojenezi ve Jeokimyasi*. Ç.Ü. Müh.Fak. Derg. 5, 1, 117-130, 1989.
18. Anıl,M., Türkoğlu - Kömürler Arası Ofiyolitleri ve Bunlara Bağlı Krom Yataklarının Jeolojisi ve Metalojenisi. Ç.Ü. Araştırma Fonu Destekli Proje, MMF-86-4, 53 s., 1987.
19. Anıl,M., Pozantı - Karsantı, Mersin ve Kızıldağ (Hatay) Ofiyolitlerindeki Bazı Kromit Yataklarının Morfolojik, Yapısal ve Jenetik Özellikleriyle Akdeniz Bölgesi'ndeki Benzer Kromit Yataklarının Karşılaştırılması, *Doğa, Müh. ve Çevre Bil. Derg.*, C.14, 4, 645-673, 1990.
20. Yılmaz,Y., Gürpınar,O. ve Yiğitbaş,E., *Amanos Dağları ve Kahramanmaraş Dolaylarındaki Miyosen Havzasının Tektonik Evrimi*, T.P.J.D. Bül. 1, 1-99, 1988.
21. Laurent,R., *Regimes of Serpentinization and Rodingitization in Appalachian Ophiolites*, *Archives des Sciences*, vol. 33, Fasc. 2-3, 311-320, 1980.
22. Panayiotou,A. and Georgiou,E., *Podiform Chromiter Deposits in the Serpentinized Ultrabasics of the Limassol Foret Plutonic Complex, Cyprus, Cyprus Assoc. of Geologists and Mining Engineers Bull.* 2, 24-37, 1984.
23. Erendil,M., *Petrology and Structure of the Upper Crustal Unix of Kızıldağ Ophiolite*, *Intern. Symp. Geology of the Taurus Belt, Ankara, Proceedings*, pp.269-284, 1984.
24. Tinkler,C., Wagner,J.J., Delaloye,M. and Selçuk,H., *Tectonic History of the Hatay Ophiolites (SE Turkey) and Their Relation with the Dead Sea Rift*. *Tectonophysics*, 72, 23-41, 1981.
25. Al-Maleh,K., *Etude Stratigraphique, Pétrographique, Sédimentalogique et Géochimique du Crétacé du NW Syrien (Kürt Dag et Environ d'Afrine)*. Thèse, Univ. de Paris VI, 620 p., 1976.
26. Thayer,T.P., *Principal Features and Origin of Podiform Chromite Deposits and Some Observations on the Guleman-Soridağ District. Turkey*. *Econ. Geol.* 59, 1497-1524, 1964.
27. Juteau,Th. *Les Ophiolites des Nappes d'Antalya (Taurides Occidentales de*

l'Ancienne Croute Occéanique Tethysienne. Sci. de la Terre, Mém. 32, 692 p., 1975.

28. Cassard,D., Nicolas,A., Rabinowitch,M., Leblanc,M. et Prinzhofer,A., *Structural Classification of Chromites Pods in New Caledonia. Econ. Geol. 76, 801-881, 1981.*

29. Logo,B., Rabinovicz,M. and Nicolas,A., *Podiform Chromite ore Bodies a Genetic Model. Jour. Petrol, 23, 103-125, 1982.*

30. Magganos,A. and Economou,M., *On the Chemical Composition of Chromite ores from Ophiolitic Complex of Soufli, NE Greece Ofioliti, 13, 1, 15-27 1988.*

31. Anıl,M., Pozantı-Karsantı, Mersin ve Kızıldağ (Hatay) Ofiyolitleri İçinde Görülen Kromitlerdeki Dönüşüm ve Bazı Platin Grubu Mineralleri. S.D.Ü. Mühendislik Fakültesi, VII. Müh. Haftası Bildirileri (Baskıda).

32. Peters,J. and Kramers,J.D., *Chromite Deposits in Ophiolite Complex of Northern Oman. Mineralium Deposita, 91, 253-259, 1974.*

33. Brown,N., *Textural an Geochemical Evidence for the Origin of the Chromite Deposits in the Oman Ophiolite. Ophiolite Symp. Cyprus, Proceedings, 714-721, 1979.*

34. Üşümezsoy,Ş., *Kefdağ ve Soridağ (Guleman) Kromit Kütlelerinin Oluşumu Üzerine Yeni Bir Yaklaşım. Jeol. Müh. Derg., 29, 47-60, 1986.*

ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR

Tefaruk Haktanır

Çukurova Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Adana / Türkiye

ÖZET: İlgili Türk Standartlarının ışığında ve Çukurova yöresinde son yıllardaki teknolojik gelişmeler ve inşaat sektöründeki uygulamalar göz önünde bulundurularak betonun malzeme özellikleri özetlenmiş, kaliteli beton elde etmek için gerekli teknik ve pratik şartlar belirtilmeye çalışılmıştır.

ACQUISITION OF GOOD QUALITY CONCRETE IN THE ÇUKUROVA REGION

ABSTRACT: The relevant material properties and production peculiarities for good quality concrete are summarized in light of firstly the pertinent Turkish Standards, and secondly the recent technological developments practiced in actual applications in the Çukurova Region, and the technical requirements to obtain good quality concrete are discussed.

1. GİRİŞ

Portland Çimentosu betonu, 1) henüz imal edildiği vakit akıcı plastik bir halde olup önceden yapılmış herhangi şekildeki bir kalıba yerleştirilebilmesi, 2) 3~5 saat içinde sertleşip, 3 hafta içinde 20~30 kata (hatta 50 kata) kadar betonarme binalar için gerekli basınç mukavemetine erişmesi, ve bu iki önemli özelliğinin yanısıra, 3) maliyet / mukavemet oranı en küçük bulunan malzeme olması sebeplerinden dolayı çağımızda gelişmiş ve gelişmekte olan bütün ülkelerde en çok kullanılan yapı malzemesidir.

Günümüzde vasat bir betonun 28-günlük 20 cm'lik küp basınç mukavemeti \approx 200 kg/cm² (14, 24), ve 15x15x50 cm'lik kiriş üzerinde uygulanan eğilmede çekme mukavemeti \approx 30 kg/cm² (14, 25) civarında olmalıdır. Uygulanabilir bazı ekstra tedbirler alınarak bu değerlerin basınç için 500 kg/cm²'ye, çekme için de 50 kg/cm²'ye kadar çıkartılması zamanımız şartlarında mümkündür. Kısacası, beton, basınç mukavemeti birim fiyatına kıyasla çok iyi, fakat çekme mukavemeti düşük ve gevrek bir yapı malzemesidir.

Bir betonarme yapıda, beton, taşıyıcı elemanlardaki basınç gerilmelerinin büyük bir kısmına doğrudan karşı koyarken, çekme ve kesme gerilmelerini de, donatı çelik çubukları ile arasında oluşturduğu kuvvetli aderanstan dolayı, donatının karşılamasını indirekt olarak sağlar. Dolayısıyla beton, betonarme yapıların en önemli taşıyıcı yapı malzemesidir.

Bir betonarme yapıda beton gereğinden daha düşük mukavemete sahip bulunsa ve şiddetli bir deprem gibi ekstra yüklenme durumlarında zayıflığından dolayı donatıdan önce iflas etse, yapı aniden ve gevrek malzeme kırılması şeklinde çöker, ve bunun sonucu olarak binada ikamet eden insanların dışarıya kaçma fırsatı olmaz. O halde, bir betonarme yapıda, betonun hedeflenen tasarım mukavemetine gerçekten sahip olması, ciddi boyutta bir deprem yüklemesi durumunda taşıyıcı betonarme elemanlardaki donatının betondan daha önce iflas etmesi için elzemdir. Zaten, betonarme proje tasarımının temel ilkelerinden birisi budur. Çelik çubukların nihai kopmasından evvel fazlaca bir miktar plastik sünme yapma özellikleri bulunduğu için, yıkılma esnasında binada ikamet edenler bu anormal sehimleri gözleyecek ve bu durum karşısında binayı terk edebilme zamanları olacaktır. İşte, herşeyden evvel, büyük bir kısmı deprem kuşağında bulunan ülkemizde, nadir bir deprem anındaki aşırı yükler karşısında esnek ve yavaş bir çökmeyi sağlamak, ve ani ve gevrek bir çökmeyi engellemek için bir betonarme binanın betonunun baştan tasarlanan mukavemete sahip olması önemle gerekmektedir.

Bu yazının amacı betonun Türk Standartlarına göre sınıflarının analizini yapmak, güncel teknoloji ve şartlar ile kaliteli beton elde etmek için malzeme özelliklerini, beton karışım hesabını, dökme ve bakım şartlarını özetlemektir.

2. KALİTELİ BETONDA ARANAN ÖZELLİKLER

Bunlar şöylece sıralanabilir:

1) Taze iken akıcı olmalı, kalıplara yerleştirmede aşırı zorluk çıkarmamalıdır. Taze betonun bu özelliğine "İşlenebilirlik" denir, ve İnşaat mühendislerinin bildiği gibi "Slump" (Çökme) deneyi ölçümü ile rakamsal olarak ta ifade edilebilir (TS-2871). Bu pratik deney değeri çoğu kez işlenebilirliği yansıtır. Fakat, maksimum tane çapı, tanelerin şekli, ve agreganın orijini gibi faktörler de işlenebilirliği etkiler. Taze beton kalıplara insanlar tarafından yerleştirildiğinden, çok hacimli yapılarda, çabuk bitmesi gereken beton döküm işlerinde taze betonun işlenebilirliği (kıvrımı) çok önemli bir özellik olarak karşımıza çıkar. Genelde, dökme ve yerleştirmeyi yapan işçiler betonun çok akıcı olmasını ve tabiatıyla kendilerini fazla yormamasını arzu ederler.

Taze betonun işlenebilirliği en basit olarak fazla karışım suyu ilavesi ile artırılabilir. Fakat, bu şekilde akıcılık ile ilerdeki mukavemet ve diğer mekanik özellikler arasında ters bir orantı vardır. Dolayısıyla, akıcılık ve mukavemet arasında korunması gereken hassas bir optimum denge mevcuttur.

2) 28-günlük basınç mukavemeti baştan tasarlanan mukavemeti tutmalıdır.

3) 28-günlük mukavemeti en az 50-yıl aynı kalabilmelidir. Beton, kimyasal tahribata, ve varsa donma-çözülme hadisesinin yıpratmasına dayanıklı olmalıdır. Sülfatlı veya başka asitli sularla temaslı olan yapılar kimyasal olaylar sonucu zamanla çatlayarak mukavemetini kaybedebilir. Dolayısıyla, kanal betonları, köprü ayakları, liman yapıları gibi su ile temaslı yapıların betonları kimyasal ataklara daha çok maruzdurlar. Kışları soğuk geçen, hatta gece gündüz sıcaklık farkı büyük olan bölgelerde, özellikle su ile temas eden yapılarda donma-çözülme hadisesi çok sayıda döngüler şeklinde tekerrür ederse betonun parçalanıp mukavemetini büyük ölçüde kaybetmesi vukubulabilir. Dolayısıyla, betonun dayanıklılığı en az 28-günlük mukavemeti kadar önemlidir.

4) Otoban sathı, uçak pisti gibi yapılarda kullanılan beton aşınmaya dayanıklı olmalıdır.

5) Su deposu, balık besleme havuzu, yüzme havuzu gibi yapıların betonlarının sızdırması çok az olmalıdır.

6) Diğer özellikleri yeterli iken maliyeti düşük olmalıdır. Ekonomik beton için mümkün en düşük çimento dozajı ile en yüksek basınç mukavemeti sağlamaya çalışılmalıdır.

Betonun nihai kalitesi aşağıdaki faktör ve unsurların kompleks bir fonksiyonudur:

- 1) Kullanılan malzemelerin kalitesi.
- 2) Taze betonu imalat yöntemi.
- 3) Taze betonu dökme ve yerleştirme yöntemi.
- 4) Dökümden sonra ilk üç haftadaki bakım yöntemi.
- 5) Yapının hayatı boyunca maruz kaldığı dış ortam şartları.

3. BETONU OLUŞTURAN MALZEMELER VE ÖZELLİKLERİ

Bunlar aşağıdaki gibi sıralanabilir:

- 1) Portland Çimentosu (KPÇ-325, TÇ-325, UKÇ-325, PÇ-400, vs).
- 2) Kum (doğal veya kırma).

- 3) Çakıl (doğal veya kırma).
- 4) Karışım suyu.
- 5) Kendiliğinden kapılan veya katkı maddesi ile artırılan hava kabarcıkları.
- 6) Katkı maddeleri.

Bunların teknik özellikleri aşağıdaki gibi özetlenebilir:

3.1. Portland Çimentosu

Betonarme yapıların çoğunda KPÇ-325 yeterlidir. 20 yıl önce ve daha önceleri PÇ-325 ve PÇ-350 üretimi yaygın iken, zamanımızda Türkiye'de KPÇ-325, TÇ-325, UKÇ-325 gibi puzolan katkılı Portland çimentoları kullanılmaktadır. Puzolan, % 55'ten fazla SiO₂ (Silis), % 15'ten fazla Al₂O₃ (Alümin), % 5 civarında veya biraz fazla Fe₂O₃ içeren tabii veya suni her maddedir. Saf kil yüksek sıcaklıkta pişirilince puzolan özelliği kazanır. Benzer şekilde, magma tarafından tabii olarak pişirildiğinden olsa gerek, yanardağ patlamalarından evvel veya sonra püskürtülen volkanik küller ve tozlar da puzolanik malzemedir. Pülverize kömür yakan termik santrallerin un halinde geriye kalan uçucu külü de gayet iyi bir puzolandır. Demir üretim fabrikalarının yüksek fırın cürufu da puzolandır. Kısacası, 30 sene evvel atılacak yer aranan bazı fabrika yan ürünleri kaliteli puzolandırlar. Puzolan, Tras adı verilen doğal jeolojik tabakalar halinde de bulunur, ki Tarsus civarında mevcuttur ve Mersin'deki Çimsa çimento fabrikası bu doğal puzolanı kullanarak TÇ-325 üretmektedir.

Puzolanik madde % 10 ile % 30 arası oranlarda çok ince öğütülerek Portland Çimentosu klinkerine karıştırılır. Puzolan bir bağlayıcı değildir. Bunun yararı, Portland çimentosunun temel bileşeni olan Tri-kalsiyum-silikat'ın hidratasyonu sonucu oluşan sert maddenin yanısıra az sayılamıyacak bir miktarda ortaya çıkan Ca(OH)₂ ile kimyasal olarak birleşip yine kaya gibi basınç mukavemeti yüksek bir maddeye dönüşmesindedir. Ca(OH)₂ çok düşük mukavemetli, suda kolayca eriyen, betonda boşlukları arttıran bir yan ürün maddesidir. Dolayısıyla, puzolanın bununla kimyasal olarak birleşip bunu bilakis sağlam bir maddeye dönüştürmesi, betonun uzun zaman mukavemeti açısından çok yararlı olmaktadır. Ayrıca, puzolanlı çimento betonunun kimyasal mukavemeti de çok iyidir. Su sızdırması daha azdır. Yazın aşırı sıcaklarda, ilk saatler ve günlerdeki hidratasyon hızı biraz yavaş seyredeceğinden aşırı hidratasyon ısısının çatlak oluşturma gibi negatif etkileri de bir nebze azalır. Üstelik, puzolanik katkıların çoğu P. çimentosu klinkerinden çok daha ucuz olduğundan çimentoya puzolan ilavesi ekonomiktir. Kısacası, P. çimentoları puzolan katkılı imal edildiğinde hem daha ucuz hem de daha kaliteli çimento üretilmiş olur.

P. çimentosuna puzolan ilavesi çalışmaları ülkemizde 30 sene, hatta daha da öncelere dayanmaktadır. Bu çalışmalara örnek olarak D.S.İ.Gnl.Md. Araştırma Dairesi Başkanlığının 1966 tarihli iki raporu örnek gösterilebilir (5, 6). Bunlardan ikincide, çok sayıda yapılan laboratuvar deneyleri sonucu pres basınç deneyleri ile gözlenen rakamsal

ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR

değerler tablolar halinde sunulmakta ve: "Uçucu küllü ilave edilmiş numuneler başlangıçta daha düşük mukavemet kazandıkları halde zamanla mukavemet artışı devam etmekte ve 90 gün sonunda normal portland çimentosu ile elde edilen değerleri geçmektedir." denilmektedir.

Puzolan katkılı çimento betonlarının tek bir dezavantajı vardır: beton döküldükten sonra daha uzunca bir zaman bakımı devam etmelidir. Dolayısıyla, ilk günler mukavemet kazanma hızı biraz yavaş olabileceğinden taşıyıcı eleman kalıpları biraz daha uzun zaman sonra sökülmelidir. Getirdiği yararlarla kıyaslandığında bunun önemli bir dezavantaj olduğunu söylemek imkansızdır. Bu durumu biraz hafifletmek amacıyla katkılı çimentoların inceliği fabrikaca normalinden fazlaca tutulmalıdır. Yani, özgül yüzeyi, minimum değer olan 2400 cm²/gr'dan daha fazla olmalıdır.

Çimento suya karşı çok aktif olduğundan torbasının içinde dahi havadaki nemle bile yavaş yavaş hidrate olmaya başlayacağı için üretim ile kullanım arasında uzunca bir zaman bekletilmemelidir. Betonun uzun zaman dayanıklılığı açısından, çimento ile ilgili diğer önemli bir husus ta üretim esnasında kaçınılmaz bir şekilde oluşan serbest alkali (Na₂O ve K₂O), SO₃, ve MgO sınırlarının aşılmasıdır. Ağırlık olarak, (Na₂O + 0.66K₂O) ≤ %0.6, SO₃ ≤ %5, ve MgO ≤ %3.5 olmalıdır. Na₂O ve K₂O'nun fazla olması opal, riyolit, ve fillat gibi bazı mineralleri içeren çakmak taşı benzeri bazı nadir agregalarla alkali-agrega reaksiyonu olarak adlandırılan ve bir iki yıl kadar süren kompleks kimyasal reaksiyonlar sonucu betonun genleşip şişerek büyük oranda mukavemet kaybetmesine yolaçabilir. Yine ilginçtir, alkali-agrega reaktivitesi şartları var ise puzolan katkılı çimentonun buna etkin bir şekilde direndiği belirtilmektedir (Örneğin, 7 nolu kaynak). Bu hadiseden dolayı ülkemizde rapor edilen bir çökme olmamışsa da Avrupa'da olmuştur. Benzer şekilde SO₃ ve MgO'nun sınırlardan fazla olması, parçalayıcı ve mukavemeti uzun zaman içinde azaltıcı sülfö-alüminat tuzu ve Mg(OH)₂ oluşmasına sebep olur. Dolayısıyla, bu üç zararlı yan ürün maddelerin miktarları sınır değerlerinin altında kalmalıdır.

Yine D.S.İ.Gnl.Md.Ar.Da.'ince gerçekleştirilen kapsamlı bir çalışmada 1977-78-79 yılları arasında Türkiye'de 28 farklı çimento fabrikalarından rastgele alınan çimentolar üzerinde TS-24 ve diğer ilgili standartlara göre uygulanan yaklaşık 4000 adet deney sonucu değerlendirmeler ve karşılaştırmalar yapılmıştır (8). O zamanlar, incelenen çimentoların % 81'inin bütün özelliklerinin Türk Standartlarına uygun olduğu, diğerlerinin de sadece bazı değerler açısından uymadığı bulunmuştur (8). Raporun 18.inci sayfasındaki Adana Çimento Fabrikası çimentoları değerlendirmeleri diğerlerine kıyasla oldukça başarılı gözükmektedir (8). Günümüze kadar geçen 12 senelik sürede üretim kalitesinin azalmayıp artacağı makul varsayımından hareketle, bugün de aynı kalitede olduğu kabul edilebilir.

Kısaca belirtirsek, normal bir beton için genel olarak 1800~2000 kg kadar agregaya 300 kg kadar çimento ilavesi yeterli olabilir. Ağırlık olarak 1/6 oranında katılan ve

betonun en pahalı bileşeni olan Portland çimentosunun kalitesinin herşeyden evvel TS-19 ve TS-24'te (12, 13) belirtilen değerleri kesinlikle tutturması gerekir. Türkiye'deki çimento fabrikalarının ürünleri hem daimi laboratuvar deneyleri ve hem de bizzat piyasa kullanıcılarının tecrübeleri ile tahkik edilmektedir.

3.2. Kum

Betonun hacimce mutlak olarak % 65 ile % 80 kadar kısmını agregalar oluşturur. Kullanılan çimentoyu standartlara uygun kabul edersek betonun asıl mukavemeti doğrudan doğruya agregalara bağlıdır. Betonun taze iken akıcı ve işlenebilirliği iyi olması için agregaların çok küçük tanelerden müsadde edilebilen en büyük boyuta kadar belirli bir dağılım gösteren değişik büyüklüklerde olması gerekir. İri taneler arasındaki boşlukları biraz daha küçük taneler, onların arasındaki boşlukları da daha küçük taneler doldurarak neticede granüler malzemelerin bileşiminden az boşluklu yekpare bir malzeme (beton) oluşur. Bu şartı sağlayacak uygun agrega tane dağılımları USA ve Almanya gibi ülkelerde, sonra da Türkiye'de yapılan binlerce deneyler ve uygulama tecrübeleri ile belirlenmiştir.

Kum, daha iri taneler arası boşlukları doldurur ve onların beton taze iken birbiri üzerinden rahatça akmasına yardım eden bilyalar gibi davranır. Genelde, karışımda kumun artması işlenebilirliği iyileştirir, fakat gerekli karışım suyunu da arttıracığı için mukavemeti düşürür. O halde, yine kum miktarı için işlenebilirlik ve mukavemet arasında tutulması gereken hassas bir denge mevcuttur.

Betonda kullanılacak kumda şu özelliklerin bulunması istenir:

- Kuru Hacim Özgül Ağırlığı (KHÖA) ≥ 2.40 olmalı (15, 29).
- İhtiva ettiği kil+silt malzeme oranı $\leq \%4$ olmalı (15, 30).
- Kömür taneleri, ağaç parçaları gibi organik madde miktarı fazla olmamalı (15, 32).
- Tane dağılımı (granülometrisi) iyi olmalı (15, 31).

3.3. Çakıl

İri agrega veya doğal halde iken çakıl olarak tanımlanan iri tanelerden oluşan agregalar betonun asıl mukavemetini sağlayan parçalardır. Çakıl yatakları, doğal olarak akarsuların eğimlerinin birden azalıp türbülans enerjilerinin büyük bir kısmını kaybetmelerinden dolayı, havzalarının yüksek kotlarından su, rüzgar, ve iklim aşındırmalarının kopardığı ve genç olduğu yüksek eğimli kısımlarında sürüklenme ile binlerce yıldır taşıyarak getirdiği kaya parçalarını bu aşağı kotlarda bırakmasıyla oluşur. Bu taneler, uzun seyahatları sonucu birbirlerine çarparak, birbirlerinin üzerinden yuvarlanarak bir öğütme ve şekillerini ovalleştirme işlemine maruz kalırlar. Bu işlem esnasında genellikle zayıf mukavemetli olan hafif taneler iri tanelerin arasında iyice öğütülerek tamamen yok olurlar. Dolayısıyla, doğal çakıl içinde hafif ve zayıf taneler bulunma şansı azalmış olur. Tabii akarsuların, denize yaklaştığı alüvyon yataklarına yakın yerlerinde bulunan böyle doğal

çakıl yatakları kıymetli ve ekonomik iri agrega kaynaklarını oluştururlar. Seyhan ve Ceyhan Nehirlerinin Adana ve Ceyhan'a yakın bazı bölgelerinde böyle gayet değerli ve yüzyıllardır kullanılan çakıl kaynakları mevcuttur.

Doğal akarsular her yerleşim merkezine yakın bulunmadığı için, bazı şehir ve kazalar bu kadar şanslı olmayabilir. Böyle durumlarda, en yakın jeolojik formasyonlardan, kuvars, kireç taşı, bazalt gibi kayalardan konkasörlerle kırılarak elde edilen "kırmataş" iri agrega kullanılabilir. Hernekadar, kırmataş taneleri yüzeylerinin pürüzlü olacağı, ve dolayısıyla tanelerin su-çimento hamuru ile daha sağlam bir aderans oluşturacağı ve bunun da daha mukavim bir beton vereceği klasik olarak tartışılırsa da, kırmataşın tane şekli ve yüzey pürüzlülüğünün sebep olduğu işlenebilirlik güçlüğü daha önemli bir engel oluşturabilir. Kırmataş agrega ile imal edilen betonları zamanımızda Adana ve Mersin dahil Türkiye'nin birçok yerinde yaygınlaşmış olan beton pompaları ile kalıba dökmek biraz zahmetli olmaktadır. Bu tür betonlar pompaların ömrünü kısaltmakta, çok pahalı olan bu pompaların bakım masraflarını da arttırmaktadır. Yanısıra, tane şekli ve pürüzlülüğünden dolayı kırmataş ile üretilen betonunun işlenebilirliği epeyce kötü olduğundan ve bunu fazlaca karışım suyu ilave ederek iyileştirmek gerektiğinden kırmataş betonların mukavemetleri doğal agrega betonlarınkinden çok fazla olmaz. Çakıl olarak kırmataş zorunluluğu var ise, ince agrega için doğal kum kullanmaya çalışılmalıdır. Eğer doğal halde ekonomik olarak elde edilemeyecekse, kumu da iri kayalardan kırma kum olarak üretmek mecburiyeti ortaya çıkabilir. Hem kumun hem de çakılın kırma olarak üretilmek zorunda kalması taze betonun kalıplara yerleştirilmesi açısından biraz daha fazla enerji gerektirecektir, fakat alışılmamış bir uygulama değildir. Örneğin, beton kemer türünden bir baraj olan Karakaya Barajı gövde betonu böylece imal edilmiştir. Kırma kumun ve kırmataşın bir avantajı var ise, kırma ve öğütme işlemleri esnasında %10'a kadar varabilen çok ince "taşunu" malzemesinin ortaya çıkmasıdır. Bunun agregalara ilavesi işlenebilirliği bir nebze iyileştirir.

Kırma veya doğal, betonda kullanılacak iri agregada olması gereken özellikler kumdakilerin aynısıdır. Yalnız, Kuru Hacim Özgül Ağırlığın biraz daha fazla olması istenir. Adana yöresi doğal çakılının KHÖA 2.66 ~ 2.69 arası bir değerdedir.

Yanısıra, otoban sathı, uçak pisti gibi yapılarda kullanılan betonun aşınmaya dayanıklı olması için öncelikle kullanılan iri agreganın aşınmaya dayanıklı olması gerekir. Bu özellik ise TS-3694'te açıklanan Los-Angeles aşınma tamburu deneyi ile tesbit edilir (33).

Genelde, kum ve çakıl için geçerli kural şudur: "Agrega ne kadar ağır ise mukavemeti ve çoğu diğer mekanik özellikleri de o kadar iyi olacaktır."

3.4. Kum ve Çakılın Granülometrisi

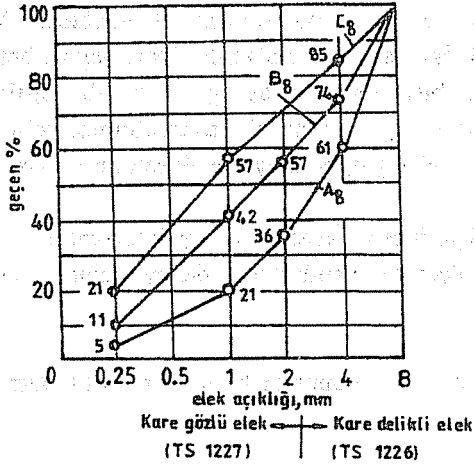
ACI 211.1-76'ya (1) çok paralel olan eski TS-802'ye göre kum ve çakılın tane dağılımları farklı elek setlerinden (ASTM C-33) elenerek ayrı ayrı bulunurdu. Sonra, kumun incelik modülü de gözönünde bulundurularak kum ve çakıl oranları beton karışım

hesabı yapılırken ortaya çıkardı. 1985'te değişen yeni TS-802 ise (bizce çok rasyonel bir tutum ile) ASTM eleklerinden vazgeçerek, her agregaya grubu için aynı olan ve açıklıkları mm cinsinden birbirinin katı olarak giden kare gözlü Alman Standartı DIN-1045 elek setini adapte etmiştir (2, 17). A.B.D.'nde halen ASTM elekleri kullanıldığına ve başarılı betonlar imal edildiğine göre, Türkiye'de de bu ASTM elek setine göre agregaya granülometri belirlemeleri ve ayarlamaları yapılabilir. Eski ve yeni TS-802'nin elek setlerine göre kabul edilebilecek granülometreler Çukurova Üniversitesi, İnşaat Müh. Bölümü'nde yapılan bir çalışmada karşılaştırılmış, ve bunların netice itibarıyla birbirlerine yakın agregaya grup oranları verdiği bulunmuştur (3).

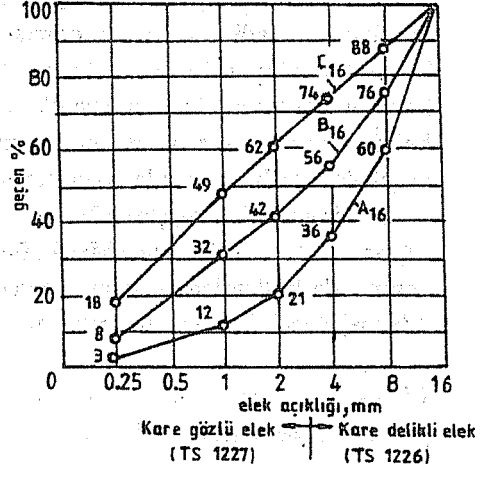
Yeni TS-802 ve TS-706'ya göre, kalıpların boyutlarının ve donatılar arasındaki paspayının sınırladığı dört farklı "Maksimum tane çapı" sınıfı kabul edilmektedir. Bunlar: 63 mm, 32 mm, 16 mm, ve 8 mm'dir. Dünyada en yaygın beton türü, $D_{max}=32$ mm olanıdır. $D_{max}=16$ mm olan da ince elemanlarda, sık donatılı elemanlarda betonun iyice yerleştirilebilmesi için bir zaruret olarak yaygınlıkla kullanılmaktadır. Çok büyük hacimli elemanlarda, donatısız betonlarda $D_{max}=63$ mm hatta $D_{max} > 63$ mm olan agregalar da kullanılır. $D_{max}=8$ mm betonu ise ancak çok ince cidarlı beton borular gibi özel elemanlarda gerekebilir ve çok sık karşılaşılmaz.

Almanya'da ilgili kuruluşların yapmış olduğu çok sayıda deneyler sonucu, beton karışık agregasının sahip olması gereken tane dağılımı, yani granülometrisi, alt ve üst sınırlar olarak tespit edilmiş, ve TS-706 ve TS-802'ye de aynen adapte edilmiştir. TS-706'nın 3.üncü sayfasının kopyası Şekil-1 olarak burada da sunulmaktadır. Bu şekil incelendiğinde, ilk bakışta üç farklı eğri olduğu görülür. Bunlardan en alttaki ile ortadaki arasında kalan bölge standartlarda "Uygun Bölge", ortadaki ile üstteki arasında kalanı "Kabul Edilebilir Bölge" olarak tanımlanmaktadır. Standartlar, mümkünse karışık agregaya granülometrisinin uygun bölge içinde kalmasını, bu mümkün olamıyorsa kabul edilebilir bölge içine girilmesini tavsiye etmektedirler. Çukurova Üniversitesi, İnşaat Müh. Bölümü'nde yapılan çok sayıda teorik ve uygulamaya yönelik deneysel ağırlıklı çalışmalar uygun bölge alt sınırının çok kaba ve işlenebilirliği çok kötü bir beton oluşturacağını ortaya çıkarmıştır (3,4, ve piyasaya yapılan çok sayıda beton karışım raporları). Bu çalışmaların pratik sonucu şudur: döküm tekniği ne olursa olsun, karışık agregaya granülometri eğrisi en fazla "Uygun Bölge"nin ortasına kadar inmeli, daha aşağıya inmemelidir. Granülometri eğrisi "Elek Açıklıkları" eksenine doğru yaklaştıkça karışımın iri taneler oranı artıyor, karışım irileşiyor, ve incelik modülü de büyüyor demektir. Yapılan bu çalışmaların bir sonucu da: Şekil-1'de B eğrisi olarak görünen, uygun bölgenin üst, kabul edilebilir bölgenin de alt sınırı olan eğrinin işlenebilirlik açısından çok uygun bir beton oluşturduğudur. Mukavemet, İşlenebilirlik, ve beton maliyeti faktörleri hep birlikte gözönünde bulundurulduğunda ise uygun bölgenin ortasında veya üst çeyreğinde bir yerler tutturulmaya çalışılmalıdır. Şekil-1'de A, B, ve C olarak tanımlanan bu eğriler arasındaki alanlar küçük gibi görülebilirse de, aslında bunlar kum oranının

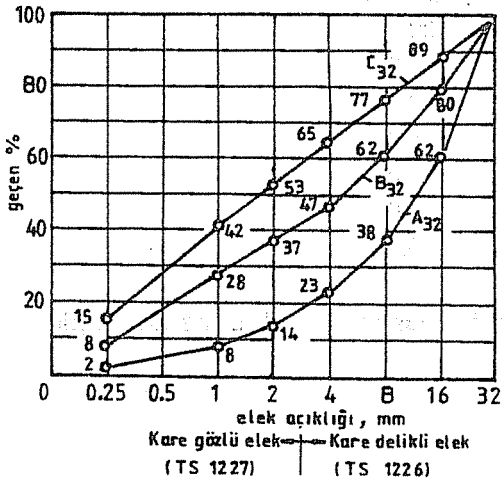
ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR



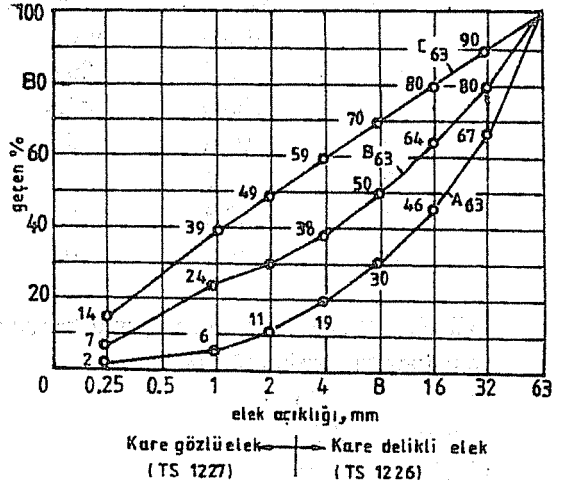
(a)



(b)



(c)



(d)

Şekil 1. Karışık agrega granülometri sınırları.

%20'den %80'e kadar değişmesini sağlayabilecek genişlikte alanlardır.

Kullanılan çimento iyi, kum ve çakılın özgül ağırlıkları normal, ve agregalar fazla kil+silt ve organik maddeden arı iken betonun özellikleri artık karışık agreganın granülometrisi tarafından belirlenecektir. Yeni TS-802'de beton karışımı hesaplarına başlamadan evvel, uygun bir karışık agrega granülometrisi verecek şekilde kum ve çakıl gruplarının kendi aralarındaki oranlarının önceden tespit edilmesi istenmektedir. Ve, TS-802'ye göre bir ile beş adet arası farklı agrega grupları olabilir. Dolayısıyla, beton karışım hesabının önemli kısımlarından biri, her grup agreganın kendi dağılımı belirlendikten sonra belirli bir karışık agrega granülometrisi tutturabilmek için bu grupların kendi aralarında oranlanmasıdır. Her grup için aynı elek setinin olması bu hesabı bir nebze kolaylaştırır (9).

Çizelge-1'de, 1993 yılında Mersin Belediyesince inşaa ettirilen büyük bir arıtma tesisi betonunda kullanılan üç grup agreganın üçer kez yapılan elek deneyi sonucu kendi "Yüzde geçen" değerleri verilmektedir.

Çizelge 1. Mersin Belediyesi arıtma tesisleri betonunda kullanılan farklı agrega gruplarının kendi tane dağılımları

Elek göz açıklıkları mm	Agrega gruplarının kendi yüzde geçenleri		
	KUM Gr.No.1	İNCE ÇAKIL Gr.No.2	İRİ ÇAKIL Gr.No.3
32	100.0	100.0	100.0
16	100.0	100.0	7.3
8	100.0	43.8	0.3
4	91.8	6.5	0.0
2	71.1	2.7	0.0
1	53.3	0.0	0.0
0.25	9.4	0.0	0.0

Çizelge-1'deki üç grup agreganın karışımı ile oluşacak karışık agreganın, seçilen granülometri eğrisine göre oranları:

Kum : % 43

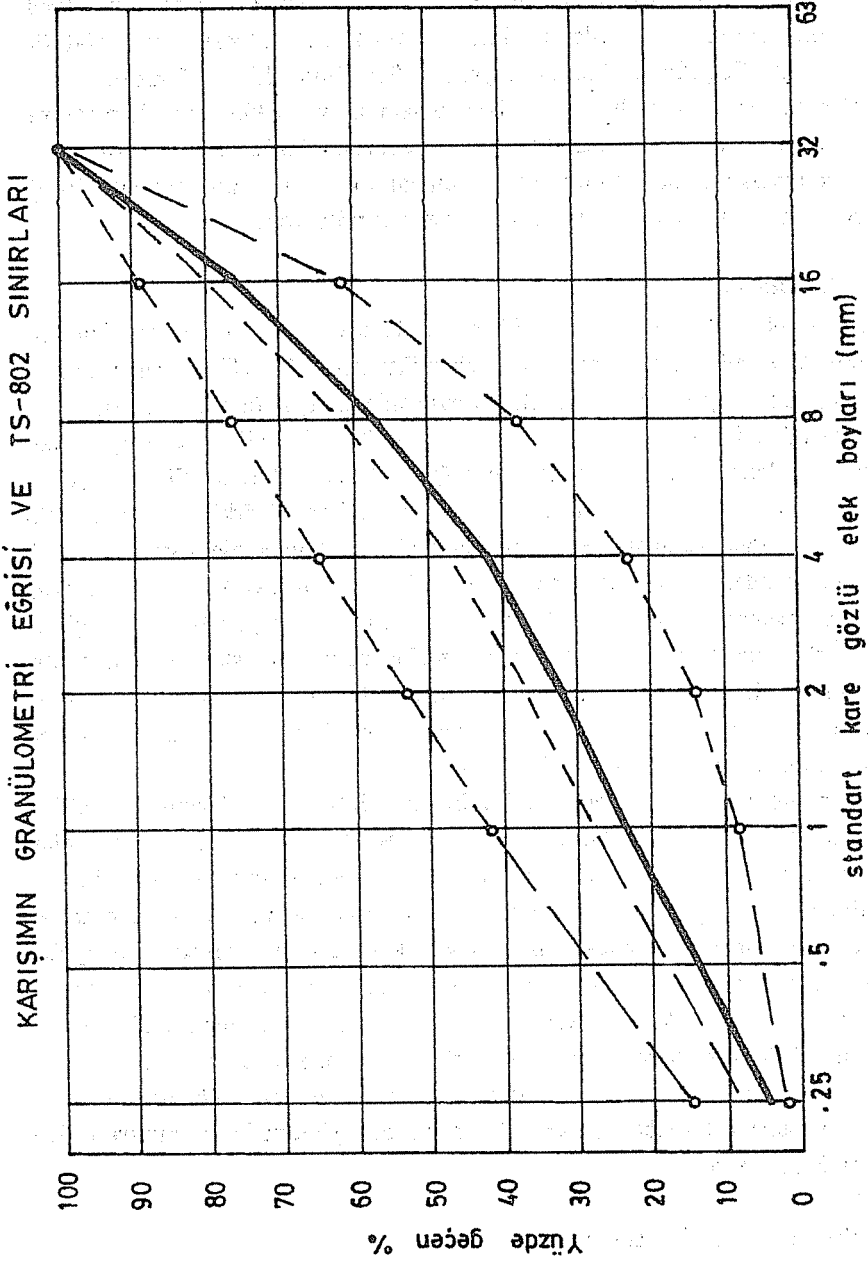
İnce çakıl : % 31

İri çakıl : % 26

olarak hesaplanmıştır. Bu oranlarla oluşan (ve tekrar elenerek tahkik edilen) karışık agrega granülometri eğrisi de Şekil-2 olarak sunulmaktadır.

3.5. Karışım Suyu

Betonda, mümkünse tatlı su (belediye çeşme suyu) kullanılmalıdır. Sağlanamıyorsa,



Şekil 2. Mersin Belediyesi arıtma tesisleri betonundaki karışık agreganın granülometrisi.

zorunlu hallerde deniz suyu da kullanılabilir. Bu durumda ise çimento dozajı artırılmalı ve mutlaka puzolanlı çimento kullanılmalıdır. Ekstra katkı maddesi yararlı olabilir. TS-802 Çizelge-4'te SO_4 (Sülfat) konsantrasyonu % 0.2 (Binde iki)'den fazla olan sular sülfatlı su olarak tanımlanmaktadır. Bunlar betonu uzun zamanda kimyasal olarak tahrip ederek parçalama ve mukavemeti azaltma etkisi yaparlar. Deniz suyu sülfatlı sudur. Sülfatlı sularla temas halinde olan her türlü elemenda ilk tedbir olarak çimento dozajı yüksek tutulmakta, ve puzolanlı çimento kullanımı teşvik edilmektedir.

3.6. Katkı Maddeleri

Katkı maddelerinin kullanımı Dünya'da olduğu gibi Türkiye'de de artmaktadır. Bunların dozajları çimento ağırlığının binde biri gibi düşük miktarlardır (27, 28), ve zamanımızda betona aşırı bir maliyet getirmezler. Genellikle sıvı haldedirler, ve önceden karışım suyu tankında gerektiği kadar eritilerek, betona karışım suyu ile birlikte ilave edilmiş olurlar. Ticari firmalar bunların çok üstün özellikleri olduğunu iddia etmekte, çeşitli kuruluşlarda yapıldığı söylenen araştırma sonuçlarını prezante etmektedirler. Türkiye'de halen katkı maddeleri çokça kullanılmaktadır denilemez. Ilıman iklimli bölgelerde, hava ile teması yapılar da katkı maddesi gerekmez. Bazı mühendisler ve teknik yetkililer de, bir grup insanın ısrarla vejeteryan olması gibi, katkı maddelerine karşı soğuk bir tutum içinde olabilirler. Katkı maddelerinin çok yararlı olduğuna inanan mühendisler bulunduğu gibi, bunların yarardan çok zarar getirebileceğini iddia eden ve bunlara gerek olmadığında ısrar eden mühendisler de bulunabilir. Bu yazarın kanaati ise bilinçli kullanıldığında beton katkı maddelerinin yararlı ve ekonomik olduklarıdır.

TS-802, Çizelge-4'te de görülebileceği gibi, sert iklim bölgelerinde, özellikle gündüz-gece sıcaklık farkı büyük olan bölgelerde ve özellikle buralarda su ile teması olan yapılar da "hava- katkılı beton" veya "hava-sürüklenmiş beton" tavsiye edilmektedir. Hava- katkılı betonun 28-günlük mukavemeti normal betona nazaran %10~20 kadar az olabilir, fakat uzun zamanda donma-çözülme olayına karşı dayanıklılığı çok daha iyidir. Dolayısıyla, diğer amaçlar bir yana, sert iklimli bölgelerde, özellikle su ile temasa gelebilecek yapılar da hava- katkılı beton elzem bir uygulamadır. Hava- katkılı beton üretmenin yolu da karışım suyuna çok az miktarlarda önceden hava - sürükleyici katkı maddesini ilave etmektir (28). Hava - katkılı betonun, donma - çözülme olayına dayanıklılığının yanısıra, taze iken işlenebilirliği biraz daha iyidir ve ilerde katı halde iken su sızdırması da çok azdır.

Beton katkı maddelerinin:

- a) işlenebilirlik artırıcılar (akışkanlaştırıcılar),
- b) hava-sürükleyiciler,
- c) priz geciktirici veya priz hızlandırıcılar,
- d) sızdırmazlık sağlayıcılar, ve

bunların birkaçını aynı anda yapanlar gibi çok değişik türleri vardır (11, 27).

ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR

Akışkanlaştırıcılar belirli bir işlenebilirlik için gerekli karışım suyunu azalttukları için aynı çimento dozajında mukavemetin biraz artmasına sebep olur.

Mersin'deki 52 katlı betonarme yapıda olduğu gibi bazı özel yapılarda katkı maddeleri uygulanmıştır.

4. BETON SINIFLARI

TS-500 ve TS-802'de (14, 15) beton

I. Dış ortam etkilerine göre ve

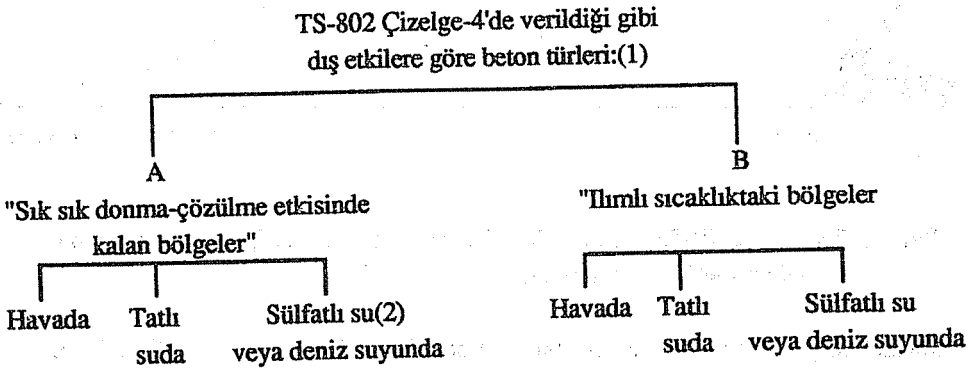
II. Mukavemet bazına göre

olmak üzere iki farklı grup olarak sınıflandırılmaktadır.

Dış ortam etkilerinden bu tebliğde daha önce muhtelif kısımlarda bahsedildi. Bunlar betonun mukavemetini birkaç yıl gibi uzun zaman içinde büyük ölçülerde azaltabilirler. Dolayısıyla I.grup en az II.grup kadar önemlidir.

Önce, dış ortam etkilerine göre beton sınıflarını görelim. Ortam şartlarına göre beton sınıflarında, betonun en önemli özelliklerinden olan Su/Çimento oranı için üst sınırlar getirilmektedir. TS-802 Çizelge-4'te verilen bu sınırlar, 0.53, 0.50, 0.49, 0.44, ve 0.40 değerleridir. Bunlar, A sınıfı için B sınıfına nazaran daha düşük olmaktadır. Örneğin, "İnce eleman vs" için bunlar yukardaki sıraya göre 0.49, 0.44, 0.40 | 0.53, 0.49, 0.40 tır. Dış ortam etkilerine göre beton sınıfları Çizelge-2'de şematik olarak verilmektedir.

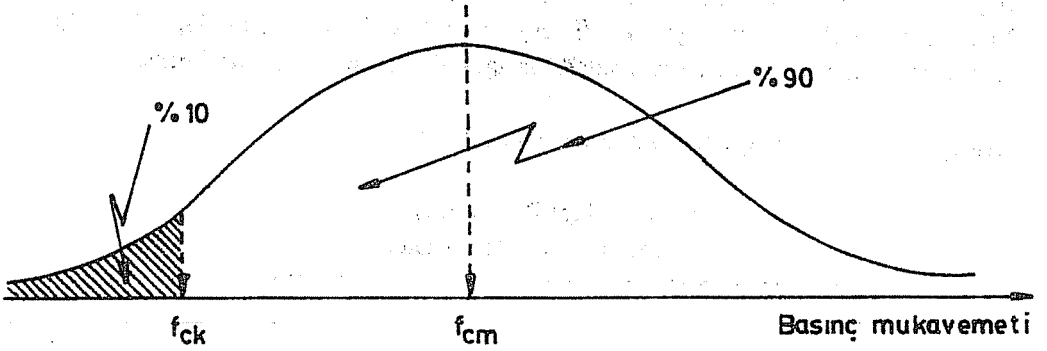
Çizelge-2. TS-802'de dış ortam şartlarına göre beton türleri



(1) "Sert hava şartlarına açık bütün betonlarda hava sürükleyici katkı maddesi kullanılması uygundur. Beton karışımın işlenebilirlik özelliğini artırmak için ılımlı hava şartlarında da hava sürükleyici kullanılabilir."

(2) "Toprak ve yeraltı suyunun %0.2 den fazla sülfat konsantrasyonu bulunduğu hallerde." (TS-802 Çizelge-4'ten aynen alıntılar)

Şimdi de Mukavemet esasına göre beton türlerini özetleyelim. Bu sınıflandırmayı yapmadan evvel normal dağılımdan kısaca bahsetmemiz gerekecektir. Aynı ihtimalla, aynı zamanda, aynı şartlarda üretilen ve aynı şartlarda kür edilen beton numunelerinin dahi ölçülen 28 - günlük mukavemetleri, σ_{28} , aynı olmamakta, σ_{28} normal dağılıma uyan bir rastgele değişken karakteri göstermektedir. Yani, çok sayıda ölçüldüğü vakit sabit bir ortalama civarında belirli bir standart sapma ile çan eğrisine göre dağılmış değerler. O halde, beton mukavemeti sabit değil, rastgele değişken yapısında bir özellik ise, mukavemet ile birlikte daima bir "daha büyük olma" veya "daha küçük olma" ihtimalini de vermek gerekir. Dolayısıyla, TS-500 ve TS-802'de bu prensibe göre betonlar sınıflandırılmış, beton mukavemetinin bu değişkenlik özelliğinden dolayı, karışım hesabında alınması gereken mukavemet değeri, numunelerin ölçülen ortalaması, ve beklenen gerçek mukavemetler ayrı ayrı tablolandırılmıştır. Bu tabloya geçmeden evvel, TS-500 ve TS-802'de yapılan fck, ve fcm tanımlarının ne anlama geldiğini normal dağılım ihtimal yoğunluk fonksiyonu üzerinde açıklayalım. Aşağıda Şekil-3'te bu açıklama yapılmaktadır.



Şekil 3. TS-500 ve TS-802'ye göre "karakteristik mukavemet", fck, ve "ortalama mukavemet", fcm, tanımları arasındaki ilişki.

Görüldüğü gibi, ortalama tasarım mukavemetini fcm ile sembolize ettiğimizde, bu betonun mukavemeti fcm'den daha büyük ve daha küçük değerler alabilecektir. Burada, mukavemet bazına göre sınıflandırmada esas alınan ve adına "Karakteristik mukavemet" denilen ve fck ile sembolize edilen değer öyle bir değerdir ki, yapının tamamında beton mukavemetinin fck dan daha büyük olma ihtimali %90 ve dolayısıyla, fck'dan daha küçük kalma ihtimali de %10 olsun. Örneğin, BS20 sınıfı beton için yapının tamamında beton mukavemetinin 200 kg/cm^2 'den küçük kalma ihtimali %10'dur. Yani, bir yerde bu %10, beton mukavemeti açısından bir "risk" gibi düşünülebilir. Fakat, yapının tamamının

ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR

mukavemetinin 200 kg/cm² veya daha da fazla olma ihtimali de %90'dır, yani oldukça güvenli bir durum. Geçilme ihtimali %90 olan bir fck mukavemetini tutturabilmek için de beton karışım hesabında almamız gereken "ortalama mukavemet", fcm, normal dağılım frekans faktörü eşitliğine göre 1.28*(standart sapma) kadar fck karakteristik değerinden büyük olmalıdır. Çoğu kez fazla deney yapılmadığından standart sapma bilinemez, ve bu durum için de TS-802 Çizelge-3 gerekli ayarlamaları yaparak, fck ve fcm'leri tablolandırmıştır. Burada, Çizelge-3'te daha açık olarak (standart sapmanın bilinmediği genel hal için) mukavemet bazına göre TS-802'de tanımlanan beton sınıflarının temel özellikleri verilmektedir.

Çizelge-3. TS-802 ve TS-500'de mukavemet bazına göre beton sınıfları(*)
(Aşağıdaki bütün mukavemet değerlerinin boyutu kg/cm² dir):

Beton Sınıfı	Karakteristik Mukavemet, fck		Ortalama (!) Mukavemet, fcm		Preste ölçülen gerçek mukavemet			
	Silindir	Küp	Silindir	Küp	Silindir		Küp	
					fcm	fcm(min)	fcm	fcm(min)
BS-14	140	160	180	200	170	110	190	130
BS-16	160	200	200	240	190	130	230	170
BS-20	200	250	260	310	230	170	280	220
BS-25	250	300	310	360	280	220	330	270
BS-30	300	350	360	410	330	270	380	320
BS-35	350	400	430	480	380	320	430	370
BS-40	400	450	480	530	430	370	480	420
BS-45	450	500	530	580	480	420	530	470
BS-50	500	550	580	630	530	470	580	520

(*) Silindir numune boyutları 15x30 cm, küp numune boyutları 20x20x20 cm.dir.

(!) fcm, mukavemet bazına göre Su / Çimento (W/C) oranının TS-802 Çizelge-5'ten seçiminde kullanılan değerdir.

fcm: preste kırılan en az üç numunenin ortalamasıdır.

fcm(min): kırılan numunelerden birinin sahip olması gereken minimum mukavemettir.

Not: Basınç presinde ölçülen beton mukavemetleri için taze betondan deney numunelerinin alınması, bakımı, ve deneyin uygulanması TS-2940 (22), TS-3068 (23), TS-3114 (24), ve TS-3351'de (26) detaylı olarak anlatılmaktadır.

5. TS-802'YE GÖRE BETON KARIŞIM HESABI

"Beton Karışım Hesap Esasları" adlı 1985 tarihli güncel TS-802 (17), Amerikan Beton Enstitüsü standardı ACI.211.1-81 (1) ile Alman Standardı DIN-1045'in (2) ilgili kısımlarından yararlanarak hazırlanmış bir standarttır. Bundan evvelki TS-802 ise sadece ACI.211.1-76'nın paralelinde idi. İkisi arasındaki temel fark agregaların granülometrisinde kullanılan elek setleridir. Granülometri konusunda yeni TS-802'nin daha kullanışlı olduğuna inanıyoruz.

Yeni TS-802'ye göre, beton karışım hesabına geçmeden evvel, karışımda kullanılacak bir veya daha fazla grup agreganın kendi gradasyonları belirlenip uygun karışık agrega granülometrisi sağlamak amacıyla bu agrega gruplarının kendi aralarındaki oranları belirlenmek durumundadır. Bu hesap iki veya üç grup agregalar için grafiksel yöntemle (11 nolu kaynaktaki Bölüm 2.10) yapılabilir. Daha fazla grup için deneme yanılma veya denklem sistemleri çözümleri ile elde edilebilir (9).

TS-802'deki beton karışım hesabına "Mutlak Hacim Yöntemi" denir, ve karışımı oluşturan elemanların miktarları $1 \text{ m}^3 (=1000 \text{ dm}^3)$ beton için gerekli ağırlıklar olarak bulunur. Bu değerler sonradan başka bir hacim betona göre oranlanarak ayarlanır. Karışım hesabının temel formülü şöyledir:

$$1000 \text{ dm}^3 = (\text{Çimentonun kapladığı mutlak hacim}) + (\text{Karışım suyunun kapladığı mutlak hacim}) + (\text{Kum} + \text{Çakılın KYD halde kapladığı mutlak hacim}) + (\text{betondaki hava boşluklarının kapladığı mutlak hacim})$$

5.1. Hesap Adımları

1) Hedeflenen işlenebilirlik (taze betonun kıvamı) cm cinsinden bir "Slump" değeri ile belirlenir. Normal betonlar için bu değer 8-12 cm civarında olur. Slump daha az (daha katı beton) ve daha fazla da seçilebilir. Katkı maddesi kullanılmıyacaksa fazla slump --> fazla karışım suyu ve --> fazla çimento demektir. Karışım suyu artarken çimento dozajı aynı kalırsa bilindiği gibi mukavemet düşer.

Belirli bir slump için karışım suyu miktarı karışık agreganın granülometrisi ile de ilişkilidir. İnce taneleri daha fazla olan agrega aynı slump değeri için daha fazla su gerektirir.

Yanısıra, kırmataş agregalar da aynı slump için doğallara nazaran daha fazla su ister.

Karışım suyunu, $D_{\max}=32 \text{ mm}$ için, çakıl türü (kıрма veya doğal), slump, ve karışık agreganın granülometrisinin bir fonksiyonu olarak özellikle Çukurova Bölgesi agregaları ile elde etmeyi amaçlayan bir çalışma Çukurova Üniv., İnşaat Müh.Bölümü'nde gerçekleştirilmiştir (3). Bu çalışmanın sonucu olarak, kırmataş çakıl için TS-802'de mevcut olmayan bir ilişki, ve doğal çakıl için de TS-802'ye alternatif diğer bir ilişki sunulmuştur ($D_{\max}=32 \text{ mm}$ için).

Karışım suyu <-> Slump ilişkisi katkı kullanıldığı vakit çok değişebilir. Bu taktirde,

ÇUKUROVA YÖRESİNDEKİ İMKANLARLA EN İYİ BETON NASIL ELDE EDİLİR

kullanım klavuzu ve deneme ile belirli slump için gerekli su miktarı bulunmalıdır. Genelde katkı ile karışım suyu miktarı azalır.

O halde, 1) tasarım slump'ı, 2) granülometri, 3) agregata türü, 4) katkı yok veya var girdileri ile 1 m³ beton için gerekli karışım suyu, W (1 m³ beton için agregalar KYD halde iken kg=lt cinsinden), tahmin edilir (TS-802, Çizelge-6 bu konuda bir yardımcıdır).

2.a) Yapıya etkiyen dış ortam şartlarına göre TS-802 Çizelge-4'ten müsaade edilen en büyük Su/Çimento (W/C) oranı seçilir.

Dış ortam şartları--->(TS-802, Çizelge-4)---> (W/C)ortam

2.b) Mukavemet'e göre seçilen beton sınıfı için gerekli W/C oranı belirlenir.

Tasarım mukavemeti, f_{cm},--->(TS-802, Çizelge-3 ve -5)---> (W/C)mukav.

Bunlardan daha küçük olan (W/C) değeri kabul edilir.

KPÇ-325'ten çok farklı bir çimento veya silis dumanı gibi özel bir katkı kullanıldığı vakit TS-802'nin Çizelge-5'i geçerli değildir; denemelerle veya sağlanan ilgili tablolar yardımıyla (W/C)mukavemet oranı belirlenir.

3) K.P.Çimento dozajı (kg) = W / (W/C) formülünden hesaplanır.

4) Karışık agregaların (Kuru-yüzey doymun halde iken) 1 m³ betondaki mutlak hacimleri hesaplanır.

Burada dikkat edilmesi gereken konu şudur: karışım suyu ilavesinden sonra karıştırmanın da etkisiyle agregalar kendilerini "kuru-yüzey doymun" (KYD) hale getirecek kadar suyu emerler ve bu emilen suyun işlenebilirliğe hiç bir katkısı yoktur. Eğer agregalar karıştırılmadan evvel aşırı doymun durumdaysa, KYD hallerinden daha fazla suyu karışıma bırakırlar. Dolayısıyla, agregaların en son nem durumu ayarlama hesaplarına ve karma işlemine geçmeden evvel tartılması gereken miktarların belirlenmesinde çok önemlidir. Zaten, 1.inci adımda bulunan karışım suyu değeri, W, bütün agregalar KYD halinde iken 1 m³ taze betonda istenen slumpı sağlayacak olan miktardır.

5) Daha önceden agregata gruplarının kendi aralarındaki "Kuru ağırlık" oranları belirlendiği için, artık her grubun ister kuru ister KYD hallerine göre ağırlıkları kolayca hesaplanabilir.

Bütün karışım hesaplarında ve ayarlamalarda aynı gruptan belirli bir miktar agregata için daima geçerli olan şu eşitlikten de yararlanılır:

(Kuru Ağırlık/Kuru-Hacim Özgül Ağ.) = (KYD ağırlık/KYD-Hacim Özgül Ağ.)

6) Laboratuvar ve/veya şantiyede karılan deney betonlarında ölçülen slump (20) ve hava miktarlarına (21) göre karışım suyu ve varsa katkı maddesi dozajı ayarlamaları yapılır.

Slump ölçümü basit bir deney düzeneği ile (TS-2871) gerçekleştirilebilir. Hava miktarının ölçümü ise özel bir cihazın yardımı gerektirir (TS-2901), ki bu cihaz çoğu beton laboratuvarlarında bulunur.

- 7) Ayrıca, her karma işleminden evvel agregaların en son nem durumuna göre ayarlamalar yapılarak elemanlar tartılmalıdır.

Yukarıda 7 maddede özetlenen beton karışım hesabı ve karmadan evvelki, agrega nem muhtevalarına göre grupların tartılması gerçekten belirlenen ihtimamı gerektirir. Bütün bunlara rağmen betonun mukavemeti sabit olmaz, normal dağılıma uyan bir değişkendir. İşte bütün bu gerçeklerden dolayı, beton üretiminin merkezileştirilmesi, makineleştirilmesi, ve kompiütürüze edilmesi hedeflenen kalitenin tutarlılığını sağlamak açısından yararlıdır.

6. BETON İMAL ETME YÖNTEMLERİ

Zamanımızda artık ülkemizde de beton mixerlerle karılmaktadır. Küçük hacimli işlerde elle de karılabilir. Manuel olarak karmanın, birim zamanda üretilen beton miktarının fazla olmaması, ve karışım miktarlarının her zaman doğru belirlenememesi gibi bariz dezavantajları vardır. Fakat, elle veya şantiye mixeri ile nispeten açık bir alanda beton karmanın iki ilginç avantajı olduğu söylenebilir. Bunlar:

- 1) Elle karmada bir grup insan çalışacağı için istihdam açısından yararlı olduğu düşünülebilir.
- 2) Agregalar ve çimento bir müddet açıkta kaldığından, ve karma işlemi de nispeten açık bir ortamda yapıldığından karılan taze beton baştan serin bir durumda bulunduğundan ilk sıcaklığı fazla olmayacaktır. Bu da, döküldükten sonra aşırı ısınma genleşmesi x rötre büzülmesi çausmasından ortaya çıkan çatlakların azalmasına neden olabilir.

Tamamen mekanik aletler yardımıyla karılan beton ise aşağıda verilen sebeplerden dolayı daha fazla rötre çatlağı gösterme temayülünde olabilir:

- a) Fabrikadan sıcak olarak gelen dökme çimento kapalı bunkerde de sıcak kalabilir.
- b) Agregalar ve çimento, mixerin kapalı kazanında karılırken soğuma fırsatı bulamayabilir.
- c) Şantiyeye transmixer'le taşınan karışım hala sıcaktır.

Bu üç sebepten dolayı pompa ile dökülen beton baştan biraz sıcak durumda ve böylece daha çok rötre çatlağı yapma eğiliminde olabilir.

7. BETON DÖKÜM YÖNTEMLERİ

Bunların ayrı ayrı detaylarına girilmeyecektir. Postacıoğlu'nun kitabından (11) ve ilgili TS'lerden gerekli bilgiler edinilebilir. Fakat, yöntem ne olursa olsun, kalıba dökülen taze betonun iyice yerleştirilebilmesi için vibratör uygulamasının etkin ve faydalı bir işlem

olduğu inancımızı belirtmek isteriz. Vibratör, kuralına göre kullanıldığı takdirde, betonun kalıplara boşluk bırakmadan yerleşmesini sağlar. Yanısıra, iki dezavantajı vardır denilebilir. Birincisi, az da olsa ekstra yükler getirdiğinden kalıpların sağlam yapılmış olmasını gerektirir ki, bu ekstra kalıp maliyeti anlamına da gelebilir. İkincisi de gereğinden fazla uygulandığında betonun ayrışmasına neden olabilir.

Zaten, taşıma ve döküm işlemleri esnasında dikkat edilmesi gereken husus taze betonda kum + çakıl + çimento şerbeti karışımının homojenliğini kaybetmemesi, yani betonun ayrışmaması gereğidir. Katı beton kalıplara yerleştirme esnasında zorluk gösterebilir, fakat ayrışmaya direnci daha iyidir.

8. BETON BAKIM YÖNTEMLERİ

Bunlar da uzun bir şekilde burada izah edilmeyecektir. Gerekli detay bilgiler Postacıoğlu'nun kitabından (11) ve ilgili TS'lerden (18,19) sağlanabilir. Beton bakımı, kaliteli beton üretimi için en az diğerleri kadar önemli bir konudur. Bakımın amacı, hidrasyon için gerekli suyu özellikle ilk üç hafta süresince betona sağlamak, ve bu süre içinde betonu aşırı sıcak ve aşırı soğuktan korumaktır. Normal bakım sıcaklıkları +5 °C ile +30 °C aralığındadır. Dış ortam sıcaklığı bu değerlerin dışında ise özel bakım tedbirleri gereklidir (19). Bunlar, çok soğuk havalarda yeni dökülmüş betonun beton sobalarının ısıtılması, çok sıcak havalarda, hacimli beton işlerinde karışım suyu yerine buz parçaları ilavesi, ve özel katkı maddeleri kullanılması gibi tedbirlerdir. Ayrıca, en ekonomik bir yöntem ile beton yüzeylerinin açıkta kalan kısımları, çok sıcak havalarda buharlaşmayı azaltmak, çok düşük sıcaklıklarda da soğuktan korumak için çadır bezi, cam yünü levhaları, ve talaş gibi şeylerle kaplanmalıdır.

9. SONUÇ

Yukarıdaki bölümlerde anlatılmaya çalışıldığı gibi, (mukavemet/maliyet) oranı en düşük malzeme olmasından dolayı beton, gelişmiş veya gelişmekte olan dünyanın her ülkesinde en çok kullanılan yapı malzemesidir. Ucuz olmasının yanısıra, betonun hedeflenen basınç mukavemetine gerçekten sahip olması, birçok faktörün kompleks bir fonksiyonudur.

Çukurova yöresi çimento kalitesi ve agrega özellikleri açısından Türkiye'nin en şanslı yerlerinden biridir. Çimento açısından dikkat edilecek en önemli husus, fabrikadan aldıktan sonra, kuru ortamda dahi kalsa, çimentoyu fazla bekletmeden iki-üç hafta gibi bir süre içinde beton karımında kullanmaktır.

Mukavemet ve dayanıklılık açısından istenen kaliteyi tutturabilmenin en önemli şartlarından biri de beton karışım hesabında belirlenen karışım suyu miktarını şantiyede uygulama esnasında ne sebeple olursa olsun arttırmamaktır. Biraz katı kıvamlı taze betonlar, daldırılmalı vibratörler yardımıyla kalıplara kolayca yerleştirilebilir. Daldırılmalı vibratör kullanımı Çukurova yöresinde artırılmalıdır. Vibratör kullanımının kalıpları sarstığı, daha sağlam kalıp inşaatı gerektirdiği ve bu yüzden kalıp maliyetini arttırdığı

mazeretleri asla kabul edilemez. Israrla vibratör kullanımından kaçınılacaksa, akıcılığı fazla taze beton üretmeli, bunun için ise fazla karışım suyu ile birlikte çimento dozajı da artırılmalıdır.

Mukavemet ve dayanıklılık açısından diğer çok önemli bir husus ta, beton dökümünü takibeden üç hafta içindeki beton bakım şartlarıdır. Yazın, Çukurova yöresinde çok aşırı sıcaklar söz konusu olduğundan ilk üç hafta, hiç olmazsa ilk iki hafta, beton itina ile çok fazla sulanmalıdır. Kışın iklimi genelde yumuşak olduğundan Çukurova yöresinde beton dökülmektedir. Fakat, zaman zaman -5°C 'lere varan ve daha da düşük sıcaklıklar özellikle yüksek kotlu yerlerde hüküm sürebilmektedir. Kışın beton döküldüğünde, ilk üç hafta beton soğuktan korunmalı, yine sulama yapılmalıdır. -5°C ve daha düşük sıcaklıklarda basit soba düzenekleriyle beton ısıtılmalıdır. Kışın kalıpların taşıyıcı dikmeleri üç haftadan evvel asla sökülmemelidir. Bu duruma, özellikle artık yaygınlaşmış olan Puzolan katkılı çimentoların $+5^{\circ}\text{C}$ 'nin altında mukavemet kazanma hızının son derece düşük olduğu gerçeği gözönünde bulundurularak daha da dikkat etmelidir.

Bu hususlara uyulmadığı takdirde, çimento dozajı normal olsa dahi üretilen betonun mukavemeti hedeflenenin yarısından da düşük olabilir.

Kalıbına dökünceye kadar malzeme seçimi, oranlaması, karma, ve dökme işlemlerinin tutarlılığı açısından hazır beton tavsiye edilebilecek bir uygulamadır. Dünyada olduğu gibi, Türkiye'de ve Çukurova yöresinde hazır beton uygulaması hızla yayılmaktadır.

Üretim, kalıba döküm, ve bakım uygulamaları nasıl yapılırsa yapılsın, beton özelliklerinin takibi, uygulaması pek pahalı olmayan ve yüksek teknoloji gerektirmeyen standart laboratuvar deneyleri ile kolayca yapılabilir. Bunun teknik personelini yetiştirmek te zor değildir. Hızla artan nüfusumuzun yüksek talebinden dolayı, gerçekten mantar şeklinde çoğalan betonarme yapıların betonlarının, malesef 21.asıra girmek üzere olduğumuz günümüzde bile Adana ve Mersin gibi büyük metropollerimizde dahi hiç bir kontrol mekanizması mevcut değildir. Çukurova yöresinde bir betonarme yapının betonunun kalitesinin laboratuvar deneyleri ile takip edilebilmesi için o yapının ya Dünya Bankasından alınan kredi ile yapılan büyük bir projeye ait olması, ya da İncirlik hava üssüne ait bir yapı olması gerekmektedir. Bunun dışında, yapının sorumlu mühendisinin kişisel merakı ile beton mukavemetleri ölçülebilir ki, milyonda-bir değerinde bir ihtimaldir. Ancak iş işten geçtikten sonra, büyük boyutta anormal sehim yapan, veya çöken binalarda, beton mukavemetini tespit için beton karot almak suretiyle mukavemet testi yaptırmak yoluna gidilmektedir.

10. KAYNAKLAR

1. *American Concrete Institute, Standard Practice for Selecting Proportions for Normal, Heavyweight, and Mass Concrete, ACI 211.1-81. Detroit, Michigan 48219, USA, 1981.*

2. *Deutches Institut für Normung E.V., DIN-1045, Concrete and Reinforced*

Concrete, Design and Construction, UDC 624.92.012.4.691.32. Berlin, 1978.

3. Cebeci,Ş. ve Haktanır,T., *An Experimental Study on Concrete Mix Water*. Ç.Ü.Fen ve Mühendislik Bilimleri Dergisi, 5(2), 95-100, 1991.

4. Cebeci,C. ve Haktanır,T., *An Experimental Study on Concrete Strength <-> Water/Cement Relation with Materials of Çukurova Region*. Ç.Ü.Fen ve Mühendislik Bilimleri Dergisi, 5(2), 87-94, 1991.

5. D.S.İ. Gnl.Md. Araştırma Dairesi Başkanlığı, *Traslı Çimentoların Kullanılmasında Dikkat Edilecek Hususlar*. Rapor No. KI-345, Ankara, 1966.

6. D.S.İ. Gnl.Md. Araştırma Dairesi Başkanlığı, *Uçucu Küllerin (Fly-Ash) Çimento Katkı Maddesi Olarak Kullanılması Hakkında Araştırma*. Rapor No. KR-365, Ankara, 1966.

7. D.S.İ. Gnl. Md. Araştırma Dairesi Başkanlığı, *Betonlarda Alkali - Agregat Reaksiyonu ve Türkiye Çimentolarının Alkalinite Değerleri*. Rapor No. KI-551, Ankara, 1974.

8. D.S.İ. Gnl. Md. Araştırma Dairesi Başkanlığı, *DSİ Bölge Müdürlüklerince Periyodik Olarak Gönderilen Çimentoların Kalitesinin İncelenmesi*. Rapor No. KI-700, Ankara, 1979.

9. Haktanır,T. ve Yurtal,R., *Computer Aided Aggregate Proportioning for Concrete Mixes*. Doğa Bilim Dergisi, TÜBİTAK, Seri B, 15(2), 159-178, 1991.

10. Postacıoğlu,B., *BETON*, Cilt 1, Bağlayıcı Maddeler. Matbaa Teknisyenleri Basımevi, İstanbul, 1987.

11. Postacıoğlu, B., *BETON*, Cilt 2, Agregalar, Beton. Matbaa Teknisyenleri Basımevi, İstanbul, 1987.

12. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-19, Portland Çimentoları*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1985.

13. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-24, Çimentoların Fiziksel Muayene Metotları*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1978.

14. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-500, Betonarme Yapıların Hesap ve Yapım Kuralları*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1984.

15. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-706, Beton Agregaları*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1980.

16. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-707, Beton Agregalarından Numune Alma ve Deney Numunesi Hazırlama Yöntemi*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1980.

17. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-802, Beton Karışım Hesap Esasları*. TSE Gnl. Md., Ankara, 1985.

18. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-1247, Beton Yapım, Döküm ve Bakım Kuralları (Normal Hava Koşullarında)*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1984.

19. *Türk Standardları Enstitüsü, TS-1248, Beton Yapım, Döküm ve Bakım Kuralları (Anormal Hava Koşullarında)*. TSE Gnl.Md., Ankara, 1973.

20. Türk Standardları Enstitüsü, TS-2871, Taze Beton Kıvam Deneyi (Çökme Hunisi Metodu ile). TSE Gnl.Md., Ankara, 1977.
21. Türk Standardları Enstitüsü, TS-2901, Taze Betonda Hava Miktarının Basınç Metodu ile Tayini. TSE Gnl.Md., Ankara, 1977.
22. Türk Standardları Enstitüsü, TS-2940, Taze Betondan Numüne Alma Metotları. TSE Gnl.Md., Ankara, 1978.
23. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3068, Laboratuvarında Beton Deney Numunelerinin Hazırlanması ve Bakımı. TSE Gnl.Md., Ankara, 1978.
24. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3114, Beton Basınç Mukavemeti Deneyi. TSE Gnl.Md., Ankara, 1990.
25. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3284, Betonun Eğilmede Çekme Dayanımı Tayini Deneyi. TSE Gnl.Md., Ankara, 1979.
26. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3351, Şantiyede Beton Deney Numunelerinin Hazırlanması ve Bakımı. TSE Gnl.Md., Ankara, 1979.
27. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3452, Beton Kimyasal Katkı Maddeleri (Priz Süresini Ayarlayan ve Karışım Suyunu Azaltan). TSE Gnl.Md., Ankara, 1984.
28. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3456, Betona Hava Sürükleyici Katkı Maddeleri. TSE Gnl.Md., Ankara, 1984.
29. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3526, Beton Agregalarında Özgül Ağırlık ve Su Emme Oranı Tayini. TSE Gnl.Md., Ankara, 1980.
30. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3527, Beton Agregalarında İnce Madde Oranı Tayini. TSE Gnl.Md., Ankara, 1980.
31. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3530, Beton Agregalarının Tane Büyüklüğü Dağılımının Tayini (Grânülometrik Bileşim Tayini). TSE Gnl.Md., Ankara, 1980.
32. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3673, Beton Agregalarında Organik Kökenli Madde Tayini Deney Metodu. TSE Gnl.Md., Ankara, 1982.
33. Türk Standardları Enstitüsü, TS-3694, Beton Agregalarında Aşınmaya Dayanıklılık Aşınma Oranı Tayini Metodu. TSE Gnl.Md., Ankara, 1981.

YAZIM KURALLARI

Gönderilecek makaleler, Mühendislik Bilimleriyle ilgili başka bir yerde yayınlanmamış orijinal bir araştırma niteliğinde olmalıdır. Çeviri ve derleme makaleler kabul edilmez. Yazı dili Türkçe ve İngilizcedir. Dergi ofset tekniği ile basıldığından makaleler Macintosh veya Macintosh uyumlu bilgisayarla yazılmış, biri orijinal ikisi fotokopisi olmak üzere üç nüsha olarak gönderilmelidir.

Makalelerin incelenmesi yapıldıktan sonra düzeltmeler yazarlar tarafından yapılmalı, tüm şekil ve grafikler yerleştirilmiş olarak, düzeltilmiş nüshaya ait disket ile birlikte 15 gün içerisinde geri gönderilmelidir. Makalenin başlığı metne uygun kısa ve açık ifadeli olmalıdır. Başlık büyük harflerle ve sayfa ortalanarak yazılmalıdır. Makale 1.5 satır aralıkla yazılmalıdır. Alt başlıklarla ilk paragraf ve paragraflar arasında 1.5 aralık bırakılmalıdır. Yazar ad ve soyadları ünvan belirtilmeden başlığın 1 cm altına sayfa ortalanarak yazılmalıdır. Yazar sayısı birden çok ise, hepsi alt alta yazılmalıdır. Yazar adresi (Üniversite, Fakülte, Bölüm, Şehir) makale başlığının altına yazılmalıdır.

Makaleler, çizelge, şekil ve fotoğraflarla birlikte en fazla 15 sayfa olmalıdır. Ancak kısaltılması mümkün olmayan makalelerin yayınlanmasında yayın kurulu yetkilidir. Şekil ve grafikler çini mürekkep ile aydınır kağıdına veya beyaz kuşe kağıda çizilmeli, resimler parlak fotoğraf kartına siyah-beyaz ve net basılmış olmalıdır.

Çalışma herhangi bir kurumun desteği ile yapılmış ise, bu ilk sayfa altına * işaretini takip edecek şekilde dipnotu olarak yazılmalıdır.

Başlıklar 1., 2., ve alt başlıklar 1.1. 1.2.,... v.b. numaralandırılıp alt başlıklar küçük harflerle, fakat kelime baş harfleri büyük olarak yazılmalıdır. Metindeki eşitlikler (1), (2),... v.b. numaralandırılmalı ve numaralar sayfanın en sağına yerleştirilmelidir. Daktiloda bulunmayan işaretler, siyah çini mürekkep ve şablon kullanılarak (veya elle çok düzgün bir şekilde) yazılmalıdır.

Makalenin bölümleri aşağıdaki sıraya göre olmalıdır: Türkçe başlık, özet, İngilizce başlık ve özet, metin, teşekkür (gerekli ise) ve kaynaklar. Özetler en az 5, en fazla on satır olmalıdır. Özeten sonra makalenin İngilizce başlığı büyük harflerle ve sayfa ortalanarak yazılıp, bunun altına da "Abstract" İngilizce olarak verilmelidir. Metinde mutlaka giriş ve sonuç bölümleri bulunmalıdır. Ara bölümler Materyal ve Metod, deneysel çalışma, teorik esaslar gibi başlıklar veya alt başlıklar şeklinde düzenlenebilir.

Metin içinde kaynaklara atıfta bulunmak istenildiğinde, yazar adı verilerek veya verilmeksizin kaynak numarası parantez içinde gösterilmelidir. Numaralandırma metinde veriliş sırasına göre yapılmalıdır. İki den fazla yazar sayısı durumunda ilk iki yazar adı yazılıp, türkçe kaynaklarda " ve diğ." yabancı kaynaklarda "et.al" ibaresi eklenir. Kaynak makale ise, önce yazarın soyadı, yazar adı baş harfi, makalenin adı (yalnız ilk kelimenin baş harfi büyük), derginin adı veya varsa kısaltılmış adı, dergi cilt ve sayısı, parantez içinde yılı ve en son da başlangıç ve bitiş sayfaları tire ile ayrılarak verilmelidir. Kaynak bir kitap ise yazar adının ilk harfi, soyadı, kitap adı (kelime harfleri büyük), yayınevi, yayın yeri, yayın yılı ve sayfa numarası verilmelidir.

Makalesi yayınlanan yazarlara bir adet dergi, 10 adet ayrı baskı gönderilir, ancak telif hakkı ödenmez. Dergiye gönderilen yazılar, yayınlansın veya yayınlanmasın iade edilmez. Makaleleri yayınlama yetkisi dergi yayın kuruluna aittir.

Yayınlanması istenen makaleler aşağıdaki adrese gönderilmelidir.

Çukurova Üniversitesi, Mühendislik-Mimarlık Fakültesi
Dergi Yayın Kurulu Başkanlığı
01330 Balcalı-ADANA

Kompozit Plaklarda Çekme-Burulma ve Eğilme-Dönme Etkileşimi <i>Tension-Torsion and Bending-Twisting Coupling in Composite Plates</i> Naki TÜTÜNCÜ.....	107
Coating Stresses in Pre-Loaded Transversely-Isotropic Fibers <i>Ön-Yüklemeli Enine-İzotropik Elyaflarda Kaplama Gerilmeleri</i> Naki TÜTÜNCÜ.....	117
Toprak Dolgu Barajlarda Bilgisayar ile Şev Stabilitesi Analizi <i>Computer Aided Slope Stability Analysis of Earth-Fill Dams</i> M.Salih KIRKGÖZ, Mustafa NALÇACI, Mehmet ARDIÇLIOĞLU.....	125
Değişken Yüklere Maruz Civata Bağlantılarının Tasarımı <i>Design of Bolted Connections Subjected to Alternating Loads</i> Bedri TUÇ, Kerim ÇETİNKAYA.....	137
Sodyum Ditiyonitin Üretimi <i>Synthesis of Sodium Ditionite</i> Selahattin SERİN, Nurcan BİRBİÇER.....	149
Seyhan Barajı Haznesinde Taban Profilindeki Değişmelerin Hesabı <i>Computation of Bed Profile Changes in Seyhan Dam Reservoir</i> M.Salih KIRKGÖZ, Riyadh ASAAD, Zeliha ÖZCAN.....	155
Isı Pompası ile Isıtma-Soğutma ve Sıcak-Soğuk Su Hazırlama <i>Heating-Cooling and Preparation of Hot-Cold Water with a Heat Pump</i> Tuncay YILMAZ, Ertuğrul CİHAN.....	165
Seramik Kaplı Fe-Cr ve Fe-Cr-Ni Alaşımlarının Yüksek Sıcaklık Oksidasyon Davranışı <i>The High Temperature Oxidation Behaviour of Ceramic Coated Fe-Cr and Fe-Cr-Ni Alloys</i> O.Tuğrul GÖNCEL, Abdulkadir YAŞAR.....	183
Çevlik-Teknepinar-Holtakayası (Samandağ-Hatay) Arası Ofiyolitleri ve Krom Cevherleşmeleri <i>The Ophiolites Occuring within Çevlik-Teknepinar-Holtakayası (Samandağ-Hatay) and Chromite Mineralizations</i> Mesut ANIL.....	195
Çukurova Yöresindeki İmkanlarla En İyi Beton Nasıl Elde Edilir <i>Acquisition of Good Quality Concrete in the Çukurova Region</i> Tefaruk HAKTANIR.....	215