



T.C.  
BAYINDIRLIK ve İSKÂN BAKANLIĞI  
AFET İŞLERİ GENEL MÜDÜRLÜĞÜ  
DEPREM ARAŞTIRMA DAİRESİ

# DEPREM ARAŞTIRMA BÜLTENİ

6



## Deprem Araştırma Bülteni (DAB)

*Bulletin of Earthquake Research  
( Bull. Earthq. Res. )*



Temmuz [July] / 1974  
Cilt [Volume]: 2

# Sayı [Issue]: 6



## İÇİNDEKİLER [INDEX]

Sayfa [Page]

---

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

Tarihsel Perspektifte Süleymaniye Cami'nin Depremlere Mukavemeti  
(1557-1973) [The Resistance of the Süleymaniye Mosque to  
Earthquakes in Historical Perspective (1557-1973)]  
Ersin ARIOĞLU, Köksal ANADOL ..... 1-12

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

Zemin Dinamiği Problemlerinde Kullanılan Zemin Parametrelerinin  
Tayini [Determination of Soil Parameters Used in Soil Dynamics  
Problems]  
Yıldız WASTI ..... 13-46

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

Deprem Parametrelerinin Ampirik Olarak Hesaplanması Üzerinde Bazı  
Uygulamalar [Some Applications on Empirical Calculation of  
Earthquake Parameters]  
Sinan GENÇOĞLU ..... 47-66

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

S Dalgalarının Meydana Getirilişi ve Uygulaması Üzerinde Deneysel  
Çalışmalar [Experimental Studies on the Generation and Application of  
S Waves ]  
Sinan GENÇOĞLU ..... 67-90

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

Yapılara Gelen Maksimum Deprem Etkilerinin "Mod Süperpozisyonu"  
Metodu ile Hesaplanması [Calculation of Maximum Earthquake Effects  
on Structures by "Mode Superposition" Method]  
Nejat BAYÜLKE ..... 91-112

### ARAŞTIRMA [RESEARCH]

Deprem Şiddeti ve Düzeltilmiş Deprem Spektrumları [Earthquake  
Intensity and Adjusted Earthquake Spectra ]  
Arturo ARIAS S. .... 113-127

**DEPREM  
ARAŞTIRMA  
ENSTİTÜSÜ  
BÜLTENİ**

**6**

**DEPREM  
ARAŞTIRMA  
ENSTİTÜSÜ  
BÜLTENİ**

**6**

**DEPREM ARAŞTIRMA  
ENSTITÜSÜ BÜLTENİ**

★

Üç Ayda Bir Yayınlanır  
Bilim ve Meslek Dergisi

★

Sahibi  
İmar ve İskân Bakanlığı adına  
Teoman Güzey  
Deprem Araştırma  
Enstitüsü Başkanı

★

Yazı İşleri Müdürü  
Oktay Ergünay  
Deprem Araştırma Enstitüsü  
Başkan Yardımcısı

★

Yönetim Yeri ve Yazışma Adresi  
Deprem Araştırma Enstitüsü  
Başkanlığı Konur Sokak No. : 4/2  
Yenişehir/ANKARA

★

Telefon : 18 66 29 — 12 87 82

★

Basıldığı Yer  
Altuğ Matbaacılık Sanayii 18 65 63

★

İlanlar pazarlığa tabidir.

# DEPREM ARAŞTIRMA ENSTİTÜSÜ BÜLTENİ

YIL : 2

SAYI : 6

TEMMUZ 1974

## Bu Sayıda

Tarihsel perspektifte Süleymaniye Camii'nin depremlere mukavemeti .....	1
<b>KÖKSAL ANADOL</b>	
Zemin dinamiği problemlerinde kullanılan zemin parametrelerinin tayini .....	13
<b>YILDIZ WASTİ</b>	
Deprem parametrelerinin Amprik olarak hesaplanması üzerinde bazı uygulamalar .....	47
<b>SİNAN GENÇOĞLU</b>	
S Dalgalarının meydana getirilişi ve uygulanması üzerinde deneysel çalışmalar .....	67
<b>SİNAN GENÇOĞLU</b>	
Yapılara gelen maksimum deprem etkilerinin «Mod süperpozisyonu» metodu ve hesaplanması .....	91
<b>NEJAT BAYÜLKE</b>	
Deprem şiddeti ve düzeltilmiş deprem spektrumları .....	113
<b>ARTURO ARIAS S.</b>	
Yayımlar ve haberler .....	128

**TARİHSEL PERSPEKTİFTE SÜLEYMANİYE CAMİİ'NİN  
DEPREMLERE MUKAVEMETİ (\*\*\*)**

**(1557 - 1973)**

**Ersin ARIOĞLU (\*)**

**Köksal ANADOL (\*\*)**

«Dünya durdukça eserlerimi gören akılı - selim sahiplerinin, çabamın ciddiyetini göz önünde bulundurarak bunlara insaf ile bakacaklarını ve beni hayırlı dualarla anacaklarını umarım inşallah»

**El Fakir - Ül Hakir Sinan**

**SYNOPSIS :**

The Süleymaniye Mosque was built in Istanbul during the reign of Magnificent Süleyman, by the head architect of the period, Mimar Koca Sinan, between the years 1549 - 1557. The mosque up today has been subjected to 89 earthquakes with intensities greater than VI (in MM scale) and showed a perfect structural performance. In the paper the succesful earthquake response of the structure is analysed and discussed in function of its determined structural and dynamic characteristics.

---

(\*) İnş. Y. Müh. (İTÜ) - Proje Grubu Başkanı - Yapı Merkezi - İstanbul.

(\*\*) Y. Mimar (DGSA) - Araştırma Grubu Başkanı - Yapı Merkezi - İstanbul.

(\*\*\*) ARIOĞLU E. ANADOL K. : «On the Earthquake resistance of the Süleymaniye Mosque (Istanbul) in the Historical Perspective. (1557 - 1973) «Fifth World Conference on Earthquake Engineering. Roma 1973. Paper no. 289. Session 6 C.

(Bu tebliğ Roma'da 25 - 29 Haziran 1973 tarihlerinde toptanan 5'inci Dünya Deprem Mühendisliği Konferansı'nda yazarlardan Ersin Arioğlu tarafından «Depreme Dayanıklı Projelendirme Esasları» bölümünde sunulmuştur).



## ÖZET :

Süleymaniye Camii, İstanbul'da 1549 - 1557 yılları arasında İmparator Kanuni (Muhteşem) Süleyman tarafından başmimarı Koca Sinan'a yaptırılmıştır. Yapı VI (MM skalasında) şiddetinden büyük 89 Depreme maruz kalmış ve bunlara hasarsız olarak mukavemet etmiştir. Tebliğde yapının depremlere başarılı mukabelesi, tesbit edilen özellikleri açısından yorumlanmıştır.

## GİRİŞ :

Süleymaniye Camii, 108.000 m<sup>2</sup> alana yayılan bir külliye'nin merkezinde 63 x 69 m plan sahali, 18 x 104 m<sup>3</sup> mertebesinde hacme sahip olan bir yapıdır. % 20 g'nin üstünde ivmeler doğuran depremlere hasarsız olarak mukavemet eden yapı taşıyıcı sisteminin konstrüksiyon özellikleri yanında, fonksiyon, estetik ve akustik özellikleri ile de klâsik mimari periyodunun şaheserlerindedir. Külliye, 4 milyon iş gününde tamamlanmış ve bugünkü riyaçe 60 milyon \$'a malolmuştur (5).

## YAPININ KARAKTERİSTİKLERİ :

A. Temel Zemini : Caminin temel zemini grovak - killi şist olup, paleosoic orijinlidir. Zeminin mekanik ve dinamik özellikleri bölgenin jeolojik yapısı ile birlikte Şekil 1 ve 2'de verilmiştir.

B. Temel Sistemi : 6,20 m derinliğinde olduğu tesbit edilen kazıklıtaş temellerde devrin inşaat teknolojisi uygulanmıştır (Şekil 7-E).

C. Taşıyıcı Sistem : Yükler ana mekânı sınırlayan 4 (üçer açıklıklı kargir kemer - kolon sistemli ve sergili) ana çerçeye ve çevre duvarlarıyla temele aktarılmaktadır (Şekil 7-A). Ana mekânı örten 976 ton ağırlığındaki kargir kabuğun düşey yükleri çerçevelerin büyük açıklıklarını kapayan kemerlerle fil ayaklarına ulaşır. Kabuğun yatay kuvvetleri x istikametinde yarım kubbelerle çevre duvarlarına, y istikametinde ise, Sinan'a özgü mafsallı payandalarla vönleri düşeye çevrilerek kemerlere aktarılır. Çevre duvarları ve 4 fil ayağı sırasıyla 36.000 ve 32.000 ton yükü temele verirler. Taşıyıcı sistemde rijitlik dağıtımı, boyutları, elemanların birbirine bağlanması, malzeme seçimi kusursuzdur. Taşıyıcı sistemin statik analizlerinin matematik modelleri Şekil 5 ve 6'da, dinamik analizlerin matematik modeli Şekil 7-C'de, ağırlık ve rijitlik merkezleri Şekil 4'de verilmiştir.

## YAPININ MARUZ KALDIĞI DEPREMLER :

İstanbul ve civarı yüksek bir sismik aktivite göstermektedir. Bölgenin (39° - 43° N: 25° - 31° E) sismik aktivitesi, 11 - 1964 yılları arasındaki istatistikî bilgilerden elde edilen  $\log_{10} N = 5,51 - 0,64 M$  formülü ile karakterize edilmektedir (2). (Formülde N, 1953 sene için magnitüdü M ve

M'den büyük olan depremlerin sayısıdır). İstanbul'un maruz kaldığı tahripkâr depremler Tablo 1'de özetlenmiştir. Tabloda 10 no'lu ve daha sonraki depremlerin episantr koordinatları ve magnitüdüleri aletsel kayıtlara göredir. Bu depremlerin İstanbul'daki şiddetleri tabloda verilen  $1=f \cdot l_0 \cdot \Delta$  formülü ile (2) hesap edilmiştir.

Daha önceki depremlere ait bilgiler ise, Osmanlı İmparatorluğu'nun tarihî belgelerine istinat ettirilmiştir (5). Hasar tasvirleri çok detaylı olan bu belgelerden İstanbul'daki depremlerin şiddetleri (MM skalasına göre) ve episantr koordinatları kesinlikle tahmin edilebilmektedir. Episantrdaki şiddet ve magnitüd bilgileri, şiddetlerin uzaklık ile değişimi ve  $l_0$ -M bağıntısından elde edilmiştir. Tablo 1'deki depremlerin İstanbul'daki ivmeleri tarihî belgelerdeki detaylı hasar tasvirlerine göre (yıkılan bazı cami minareleri, dikili taşlar v.s.) yapılabilen teorik hesaplarla tespit edilmiştir.

Yapı bu tahripkâr depremlerin hepsine hasara uğramadan mukabele etmiştir. Diğer taraftan teorik yaklaşımlarla yapılan analizler Süleymaniye'nin % 30 g'lik depremlere elâstik limitler içinde ve hasarsız olarak mukabele edebileceğini göstermektedir. Bu hususu, yapının aşağıda özetlenen kusursuz mühendislik disiplini teyit etmektedir.

## S O N U Ç :

1. Yapının tabii titreşim periyodlarının büyük olanları (1'inci ve 2'inci periyod) zeminin hakim periyodundan büyüktür (Şekil 1 ve 5).
2. Yapı rijitliklerinin plânda ve düşeyde dağıtımı üniform ve kusursuzdur. Ağırlık, rijitlik ve geometrik merkezleri aşağı yukarı çakışmaktadır (Şekil 4).
3. Elemanların birbirine bağlanmasında kullanılan kenetli - kurşunlu bağlantı detayları (Şekil 7 B) ve özel harç, yapı enerji absorbe etme kabiliyetini, düktilitesini arttırmıştır.
4. Yapıda taşıyıcı sistem elemanları statik davranışlarına uygun olarak boyutlandırılmış ve detaylandırılmıştır. Yük aktarma detayları çağının çok ilerisinde bir disiplin göstermektedir.
5. Malzeme seçiminde çok titiz davranılmıştır. Uygulanan inşaat teknolojisi çağının ilerisindedir.

Yapının yatay kuvvetlere karşı bu mükemmel performansı tesadüf değil, büyük sezgi ve matematiksel bir bilincin ürünüdür. Bu bilinç 450 yıllık yapıda, yapılarımıza bugün deprem yönetmelikleri ve 450 yıllık bilgi yığılmasını uygulamak istediğimiz mühendislik disiplinini kusursuz olarak yerine getirmiştir.

Aşağıdaki yazı 29.6.1973 tarihinde «5'inci Deprem Mühendisliği Dünya Konferansı'nda» Die Congressi Holl. Roma'da Prof. Foxa başkanlığında toplanan 6 C Session'da tebliğ yazarlarından Ersin Artoğlu'nun tebliği sunuş konuşmasının son paragraflarından alınmıştır.



Bu vesile ile; eserlerine Fakir-ül Hakir Sinan diye imza atacak kadar mütevazi ve yine eserlerinin dünya durdukça ayakta duracağını söyleyecek kadar iddialı ve bilinçli olan bu yapının mimarı-mühendisi Koca Sinan'dan bir kaç kelime ile bahsetmeme müsaadelerinizi rica edeceğim.

Mimar Sinan Mikel-Anj'in çağdaşidir. Çok yakınında bulunduğumuz Sen-Pietro'nun inşaatından çok az zaman sonra Süleymaniye'yi tamamlamıştır. 103 yıllık ömrünün 50 yılını Osmanlı İmparatorluğu'nun en parlak devirlerinde, İmparatorluğun Başmimarlığını yaparak geçirmiştir. Bu süre içinde üç kıtaya yayılmış cami, köprü, üniversite, hastahane, vs. gibi 365 büyük mühendislik yapısını inşa etmiştir. Dünya tarihinde Koca Sinan kadar eser vermiş başka bir mimara, sanatkâra, mühendise rastlamak imkânsızdır. Eserlerinin hemen hepsi aktif deprem bölgelerinde olmasına rağmen günümüze kadar ulaşmıştır ve Sinan bunların Dünya durdukça ayakta kalacağını açıkca ifade etmiştir. Emsalsiz yapı Süleymaniye bile kendi ifadesine göre ustalık devrine ait değildir.

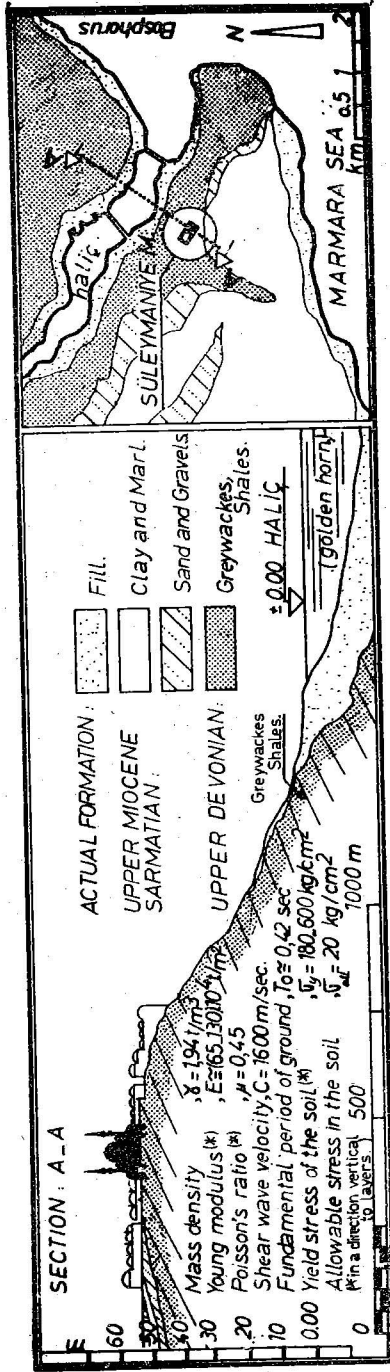
Herhangi bir Türkiye'ye ait sanat tarihi kitabında hoca Sinan'ın eserlerine rastlayacaksınız. Bu eserleri uzman gözü ile incelediğinizde büyük bir sadelik içinde uygulanan akıllı bir mühendislik disiplini sezeceksiniz. Heyecanlanacaksınız. Yalnız bu büyük heyecanı yaşamak için İstanbul'a, Türkiye'ye gelinilir ümidindeyim.

Konferans'ta tebliğın sunuluşundan sonra, tebliğ; muhtelif milletlerin uzmanlarınca büyük alâka görmüş, Süleymaniye Camii ve onun mimarı Koca Sinan'a hayranlıklarını yazarlara belirtmişlerdir. Ayrıca Japonya'dan bir akademik heyet Süleymaniye'de ölçümler, incelemeler yapmak üzere Türkiye'ye gelme niyetlerini yazarlarla yazışarak belirtmişlerdir.

## B I B L İ Y O G R A F Y A

- (1) SAYAR, C. : «Geological Map of Istanbul» İ.T.Ü. - İstanbul, 1961.
- (2) İPEK, M. : «Earthquake Zones in Turkey According to Seismological UZ, Z. Data» (In Turkish). İ.T.Ü. - İstanbul, 1965.
- (3) EGLI, E. : «Sinan der Baumeister Osmanischer Glanzzeit» Zurich, 1954.
- (4) DIEZ, E. : «Der Baumeister Sinan und sein Werk» Atlantis, 1953.
- (5) DOCUMENTS : «Süleymaniye Mosque Constractional Diary» and OF OTTOMAN «Records of the Earthquake Damages in Istanbul» EMPIRE

Topkapı Museum and Prime Ministry Documentation Center  
- İstanbul.



**Şekil 1 - Zemin Özellikleri ve Jeolojik Yapı**

No	Date	Epicenter		Magnitude	Intensity (MM) (at epicenter)	Distance from Epicenter (Km)	Intensity (MM) In Istanbul	Acc. % g
		N	E					
1	30.4.1957	41.0	29.0	6.4	VIII	0	VIII	12
2	30.7.1933	41.0	29.0	5.5	VII	0	VII	-
3	28.6.1948	41.0	29.0	7.0	IX	0	IX	18
4	17.18	41.0	29.0	6.2	VII	0	VII	-
5	25.5.1719	40.8	29.4	7.3	X	2.5	IX	18
6	3.9.1763	41.0	29.0	5.8	VII	0	VII	-
7	23.4.1766	40.8	28.2	7.6	X	7.2	IX	17
8	28.2.1855	40.2	29.1	7.7	X	90	VIII	14
9	10.7.1894	40.6	28.7	7.8	X	54	IX	21
10	9.8.1912	40.5	27.0	7.8	X	177	VII	-
11	4.1.1935	40.5	27.5	6.9	IX	137	VI	-
12	18.3.1953	40.0	27.3	8.0	XI	182	VII	-
13	6.10.1964	40.3	28.2	7.0	IX	102	VI	-
14	22.7.1967	40.7	30.8	7.2	IX	150	VI	-

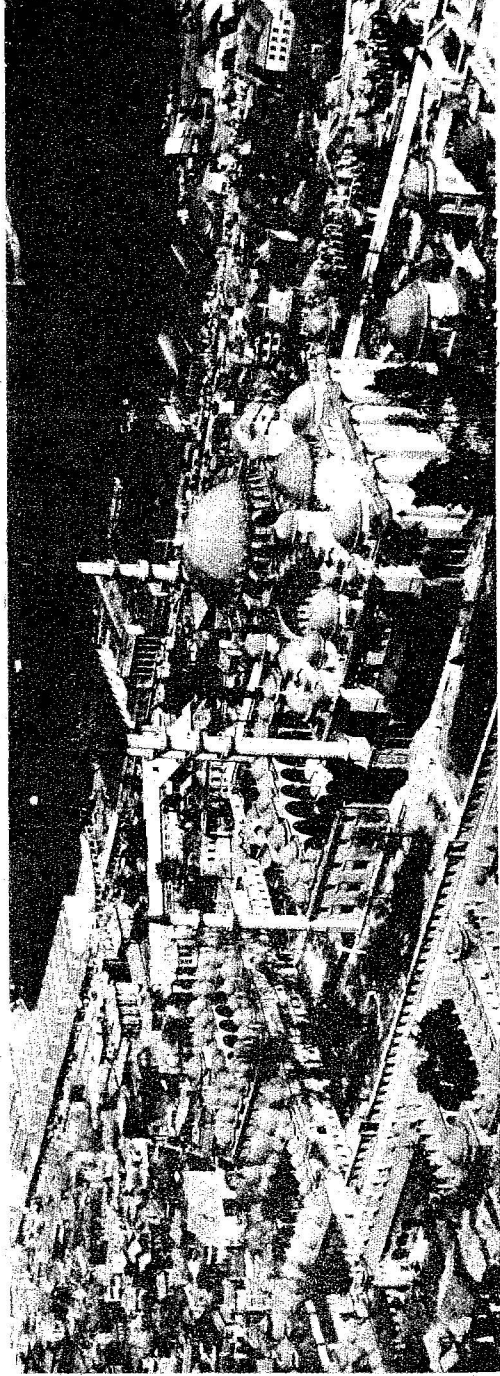
M=0.592 I<sub>e</sub>+1.63  
I=1.6+3.58-333 (log Δ) Ref.(2)

M=Magnitude I=Local Intensity  
I<sub>e</sub>=Epicenter Intensity

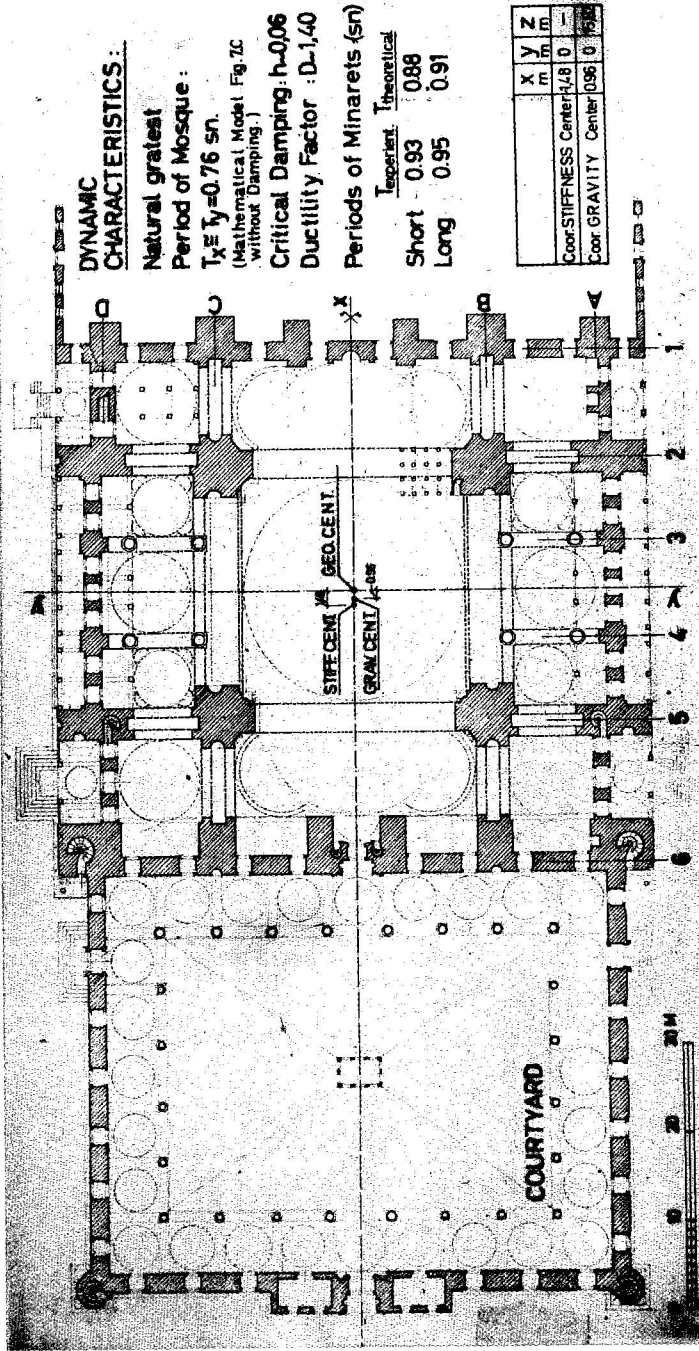
Coord. of Istanbul: (40.4 N-28.98 E)

Tablo I - İstanbul'da Tahripkâr Depremler

Şekil 2

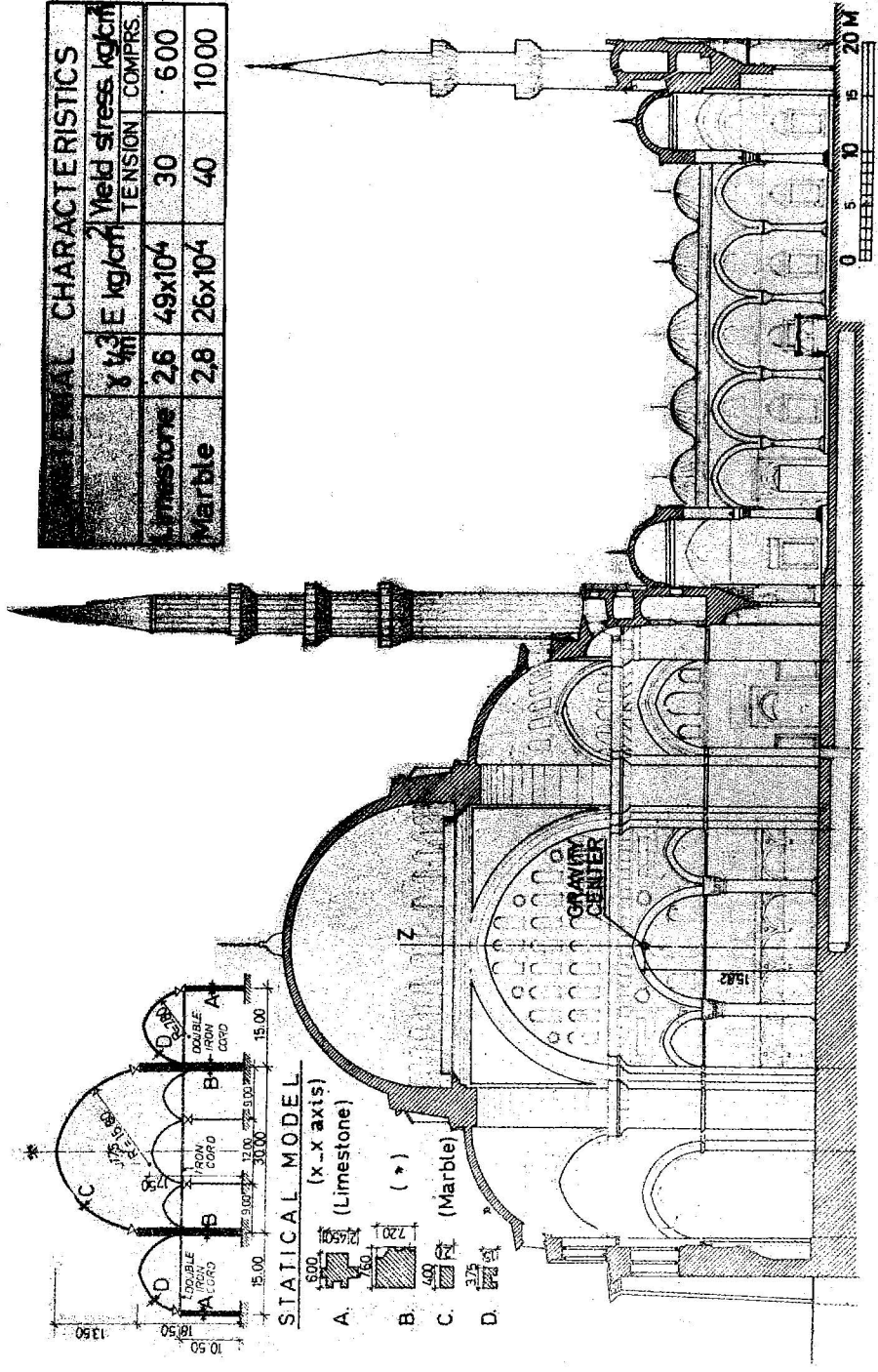


Şekil 3. Süleymaniye Cami ve Külliyesi genel görünüşü



Şekil 4. Caminin planı

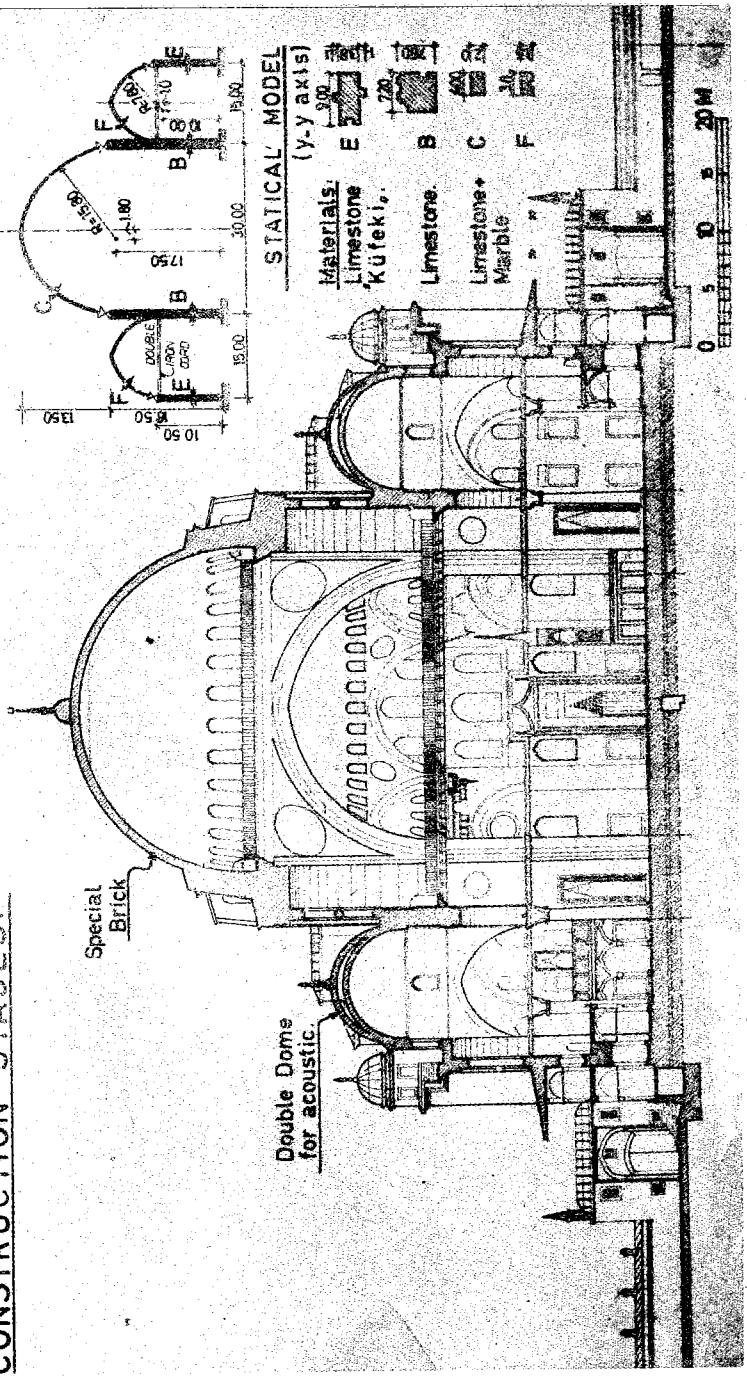
GENERAL CHARACTERISTICS			
MATERIAL	E kg/cm <sup>2</sup>	Yield stress kg/cm <sup>2</sup>	
		TENSION	COMPR.
Limestone	2,6	49x10 <sup>4</sup>	30
Marble	2,8	26x10 <sup>4</sup>	40



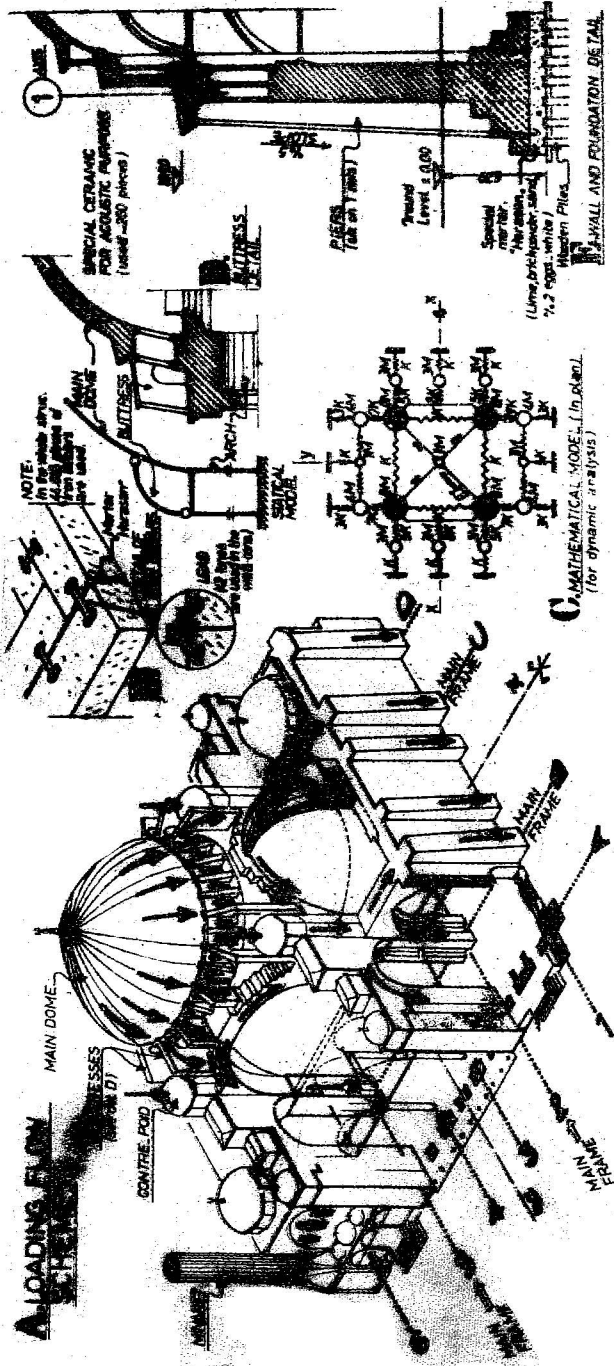
Şekil 5. K - K kesinti

Years.	Excavation, Foundations & Sidewalls.		(Waiting for Settlement of Foundations.)		Sidewalls & Ext. Arches.		Minarets.		Main Dome.		Others.	
	1549	1550	1551	1552	1553	1554	1555	1556	1556	1556	1557	1557

**CONSTRUCTION STAGES.**

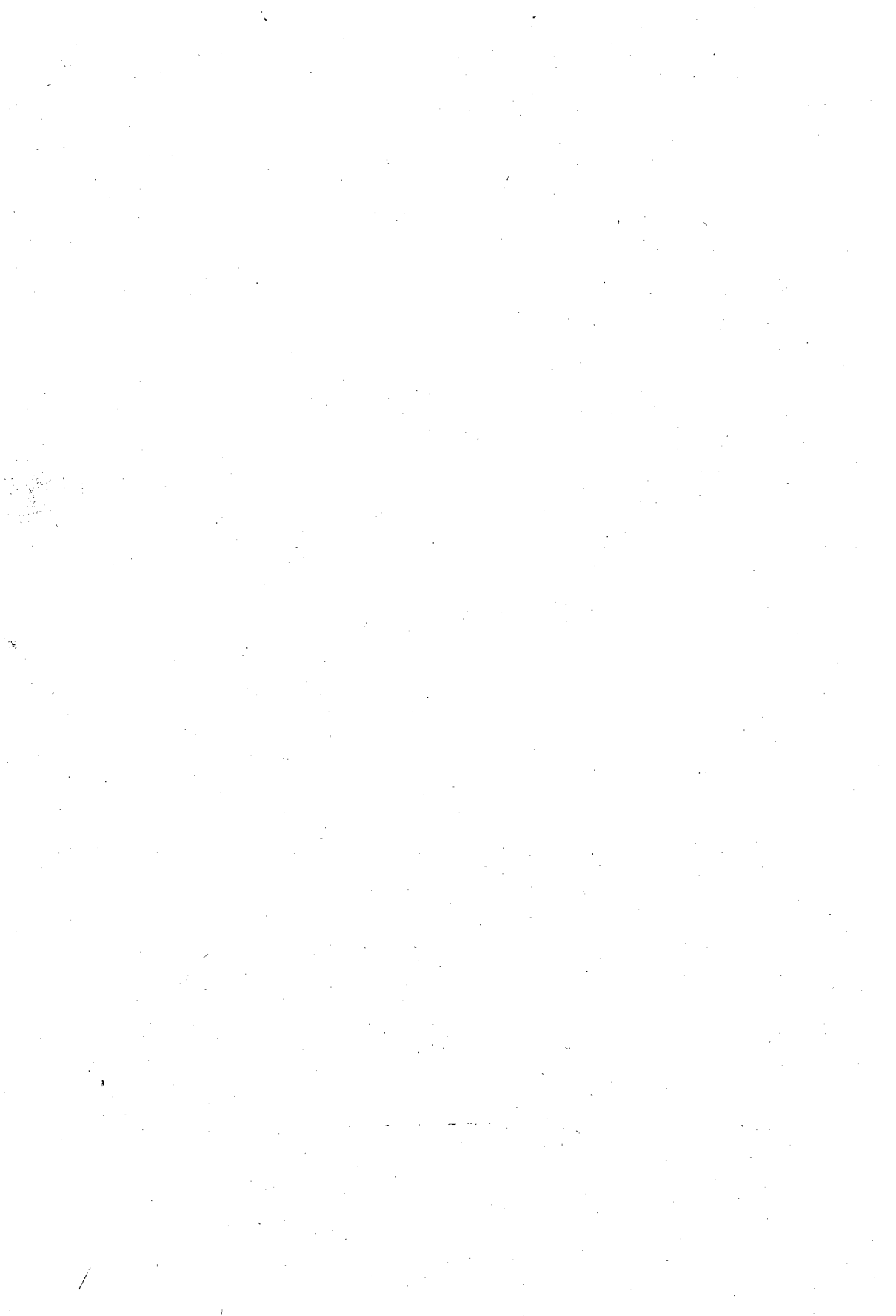


Sekil 6. Y - Y kesinti



Şekil 7. Yük akış şeması ve karakteristik detaylar





## ZEMİN DİNAMİĞİ PROBLEMLERİNDE KULLANILAN ZEMİN PARAMETRELERİNİN TAYİNİ

Yıldız Wasti (\*)

### ÖZET :

Deprem esnasındaki yer hareketleri karşısında zemin tabakalarının davranımını veren «Zemin dinamik mukabele analizlerinde» zeminin kayma modülü (shear modulus) ve sönüm oranı (damping ratio), titreşimli yüklere mâruz temel dizaynında da bunlara ilâveten Poisson oranının güvenilir olarak tayini gerekir. Zemin dinamik mukabele analizleri için kullanılan çeşitli metodların, bunlar için geliştirilen komputer programlarının Türk mühendisliği literatürüne aktarılmaya başlanmasına rağmen zemin dinamiği deneylerini yapacak lâboratuvarlar, mevcut değildir ve arazi sismik dalga ölçmeleri yaygın değildir.

Bu sebeple zeminlerin dinamik malzeme özelliklerinin kabulü yoluna gidilir. Ancak zeminin son derece kompleks olan dinamik davranımını tarif eden parametrelerin seçimi dinamik analiz metodu seçimi kadar önemlidir.

Bu yazıda, zeminin kayma modülü ve sönümüne tesir eden faktörler ve bunların tayininde kullanılan lâboratuvar ve arazi deneyleri detayına girmeden incelenmiştir. Kayma modülü için verilen ampirik ifadeler, bunların elde edilişi ve sınırlamaları ile verilmiştir.

Zemin dinamik parametrelerinin doğrudan doğruya tayininin imkânsız veya pahalı olduğu durumlarda veya ön dizayn için, bu değerlerin titreşimli temeller ve zemin mukabele analizlerinde kullanılmak üzere ampirik denklemler ve dizayn eğrilerinden nasıl seçileceği izah edilmiştir.

---

(\*) Orta Doğu Teknik Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Bölümü.

## SUMMARY :

In the analyses of the response of soil layers to earthquake motions and in problems associated with the design of foundations to resist dynamic loadings, reliable values of the shear modulus and damping ratio has also to be determined.

Although computer methods of soil response analyses are being introduced into Turkish engineering literature, soil laboratories are not equipped with dynamic testing facilities and wave velocity determination in the field is not frequently done. Therefore the dynamic soil properties are assumed for the analyses. However it should be remembered that the choice of soil parameters which describe the extremely complex dynamic behaviour of soils, is as important as the choice of the method of dynamic analyses.

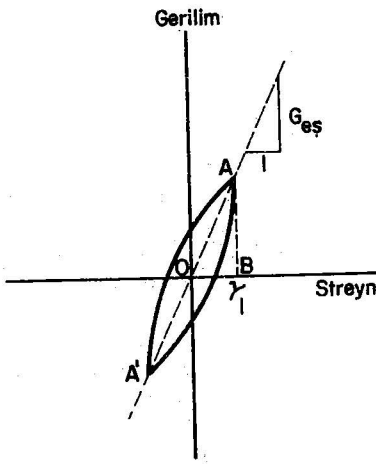
In this article, factors affecting shear modulus and damping ratio, their determination by laboratory and field procedures are outlined. Empirical expressions for shear modulus and their limitations are given.

In cases where soil dynamic parameters cannot be determined directly or with low enough cost or in the case of preliminary design, the use of empirical expressions and design curves to choose the proper values of the parameters for foundation design and soil response analysis is explained.

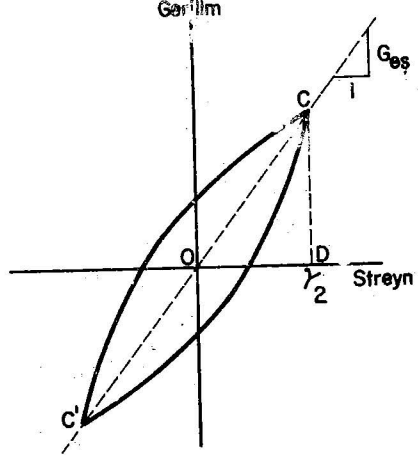
## 1. GİRİŞ :

Zemin tabakalarının deprem mukabele analizlerinde ve titreşimli yüklere maruz temel dizaynlarında başta statik zemin mekaniği problemlerinde kayma direncine tekâbül eden kayma modülü olmak üzere sönüm oranının ve temel dizaynı için ayrıca poisson oranının bilinmesi gerekir.

Bir zemin nümunesi yüklendiği zaman genellikle geri kazanılamayan (irreversible) bir deformasyona uğrar ve yük boşaltılması - tekrar yükleme durumlarındaki gerilim - streyn ilişkisi ilk yükleme durumundan tamamen farklıdır. Fakat nümune (kumlar için 10 - 20, killer için 100 defa kadar) yükleme - boşaltılma şeklinde periyodik bir yüklemeye tâbi tutulursa, gerilim - streyn ilişkisi Şekil 1. deki gibi kapalı bir halkadır (histerik halka). Periyodik yükleme, tek yönlü deformasyon, tek yönlü gerilim, burulmalı (torsional) yükleme veya basit kesme olabilir. Halka şeklindeki bu lineer olmayan histerik gerilim - streyn ilişkisini ifade etmek üzere eşdeğer lineer parametrelerin tarifi yoluna gidilmiştir. Bunlardan biri halkanın iki ucunu birleştiren doğrunun eğimi olarak verilen  $G$  kayma modülü, diğeri de zeminin eşdeğer histerik sönümüne tekabül eden ve sönüm oranı diyebileceğimiz  $D$ 'dir. (Şekil 1.) Sönüm değerleri ileride bahsedileceği üzere rezonans frekansı veya serbest titreşim deneylerinden de bulunabilir.



$$D = \frac{\text{Histerik halkanın alanı}}{4\pi \times \text{Alan OAB}}$$



$$D = \frac{\text{Histerik halkanın alanı}}{4\pi \times \text{Alan OCD}}$$

Şekil \_1. Zeminin Linear Olmayan Histerik Gerilim–Streyn Bağintısına Eşdeğer Linear Parametrelerin Bulunması.

Zeminlerin periodik (cyclic) ve titreşimli (vibratory) gerilimler altındaki lineer olmayan gerilim-streyn ilişkisi, streynlerin küçük veya büyük olma durumlarında farklı değerlerde parametreler verir. Küçük streynlerde, büyük streynin aksine zemin yarı elâstik davranır; daha büyük modül fakat daha düşük sönüm gösterir. (Şekil 1). Bu yüzden zemin dinamiği problemlerinde diğer arazi şartlarının simüle edilmesi yanında zeminin mâruz kalacağı gerilme (veya streyn) mertebesinde gerilmeyi (veya streyni) tatbik eden deney metodları ile bulunmuş zemin parametrelerinin kullanılması gerekir. Hardin ve Mrnevich (1972 a) kayma modülü ve sönüme tesir eden diğer faktörleri ve bunların rölatif önemini özetleyen aşağıdaki tabloyu vermişlerdir. Burada

V : çok önemli

L : daha az önemli

R : nisbeten önemsiz (başka bir parametreyi etki etmesi hariç.)

U : rölatif önemi henüz bilinmiyor

b : devir (cycle) sayısının (L) olduğu temiz suya doymuş kumlar hariç.

Tablonun incelenmesi gösteriyor ki, streyn mertebesi, ortalama efektif asal gerilme, boşluk oranı bütün zeminler için gerek kayma modülü, gerekse sönüme tesir eder başlıca parametrelerdir.

Tablo.1. Kayma Modülü ve Sönüme Tesir Eden Parametreler  
(Hardin ve Drnevich, 1972a)

Parametre	Modül ve Sönüme Etkisi			
	Modül		Sönüm	
	Temiz Kum	Kohezyonlu Zemin	Temiz Kum	Kohezyonlu Zemin
Streyne Mertebesi	V	V	V	V
Ortalama Efektif Asal Gerilme	V	V	V	V
Boşluk Oranı	V	V	V	V
Yükleme devir sayısı	R <sup>b</sup>	R	V	V
Saturasyon Yüzdesi	R	V	L	U
Ön yüklem oranı	R	L	R	L
Efektif Kırılma Zarfı	L	L	L	L
Oktahedral Kayma gerilmesi	L	L	L	L
Yüklem frekansı (0.1devir/sn. nin üstünde)	R	R	R	L
Diğer zaman etkileri (thixotropy)	R	L	R	L
Dane karakteristikleri, Büyüklük, Şekil, Gradasyon, Mineralojî	R	R	R	R
Zemin Strüktürü	R	R	R	R
Kayma Streyneinin sebep olduğu hacim değişmesi (%0.5'dan küçük streyne için)	U	R	U	R

## 2. ZEMİNLERİN KAYMA MODÜLÜNÜN TAYINI :

### 2.1.a Küçük Streylerde Kayma Modülünün Lâboratuvarda Tayini :

Bu kısımda, titreşimli yükler altında meydana gelen boylamasına (longitudinal) streynlerin 0,0001 cm/cm (% 0,01), kayma streynlerinin 0,0001 radyan (% 0,01) veya daha az olduğu durumlarda kayma modülünün bulunması metodlarından bahsedilecektir. Nisbeten küçük olan bu streynler devamlı çalışan titreşimli makinaların temelini taşıyan zeminlerde meydana gelir. Bu mertebedeki streynlerde çalışan laboratuvar deneyleri, 1) bütün (solid, içi boş olmayan) silindirik zemin nümunelerinin kullanıldığı rezonant-kolon deneyleri, 2) «Pulse» tekniği denilen ve bir pulse'ın zemin nümunesi ve pratikte  $0,25 \times 10^{-4}$  cm/cm streynde ölçülen kayma modülü olarak kabul edilebilecek maksimum değeri  $G_{max}$ , '1 hassas bir şekilde ölçmek için geliştirilen içi boş silindirik basit kesme âletidir (Hardn ve Drnevich, 1972a).

Bunlardan rezonant-kolon deneyleri gerek araştırma gerekse sıra deney âleti olarak en yaygın durumdadır.

### Rezonant - Kolon Deneyleri :

Rezonant-kolon deneylerinde silindirik zemin nümunesi, Young elastik modülü  $E$ 'yi bulmak için boylamasına kayma modülü  $G$ 'yi bulmak için burulmalı olarak frekansı ayarlanabilir osilatörle titreştirilir. Titreşimlerin frekansı değiştirilerek Şekil 2b'de gösterildiği üzere mukabele (response) eğrisi ve rezonans frekansı bulunur. Rezonans frekansı ve nümunenin boyu kullanılarak dalga dağılımı hızı bulunur. (Richart, Hall ve Woods, 1970 Sayfa 151 ve 72).

İzotropic malzemeler için modül ve dalga hızları arasındaki ilişkiler aşağıdaki gibidir :

$$E = fU_L^2 \quad (1)$$

$$G = fU_S^2 \quad (2)$$

$$\text{ve } E = 2(1+\nu)G \quad (3)$$

Burada  $f$  malzemenin yoğunluğu,  $V_{1,P}$  - dalgaların (compression waves, dilatational waves) hızı,  $V_s$  - kayma dalgası (S - dalgası, shear waves, distortional waves) hızı, ve Poisson oranıdır.

Rezonant - kolon deneyleri aynı zamanda zeminlerde sönümün bulunması için kullanılır. Zemin nümunesi serbest titreşim durumuna getirilirse, zeminin içsel sönümünden dolayı titreşimlerin genliği, viskoz (viscous) sönümlü bir sistemin titreşimlerine benzer şekilde gittikçe küçülür. Birbirini takip eden genliklerin logaritmik azalması (logarithmic deorement)  $\delta$ , aşağıdaki ifade ile verilir (Şekil 2) :

$$\delta = \log_e \frac{x_1}{x_2} \quad (4)$$

Ayrıca Şekil 2 b. de gösterile nmukabele eğrisi kullanılarak da  $\delta$  bulunabilir.

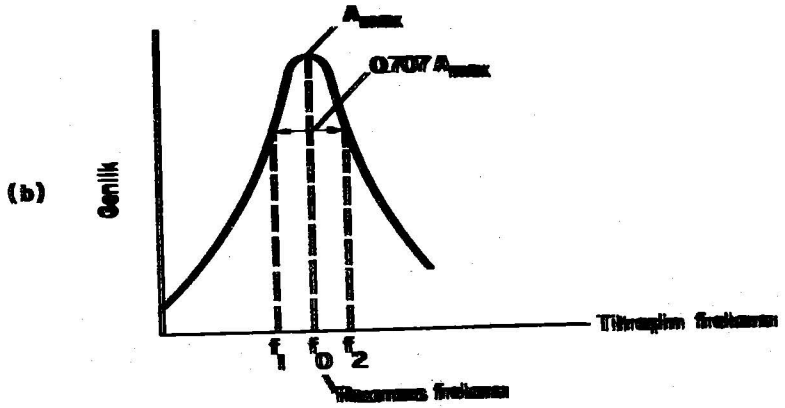
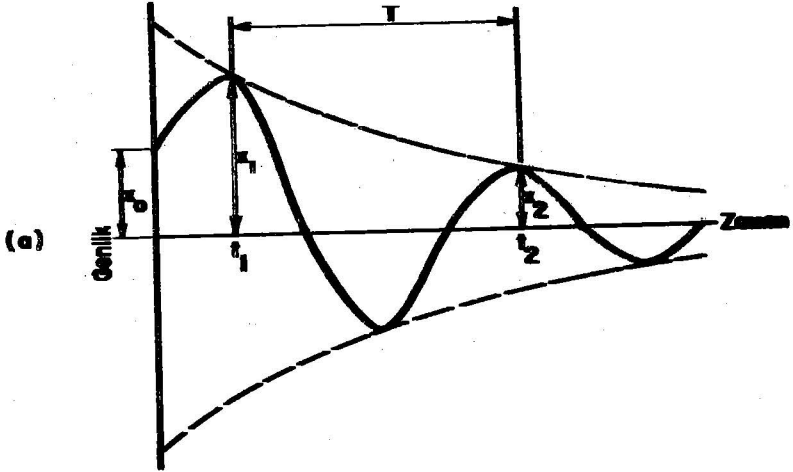
$$\delta = \pi \frac{f_1 - f_2}{f_0} \quad (5)$$

Burada  $f_0$ , rezonans frekansı,  $f_1$  ve  $f_2$   $f_0$ 'nun iki tarafında genliğin (0.7 x maksimum genlik) olduğu durumdaki frekans değerleridir. Logaritmik azalma, [Tek serbestlik dereceli ve Viskoz sönümlü titreşim sistemleri için] sönüme aşağıdaki gibi bağlanır ( $c/c_r$ 'ın küçük değerleri için) :

$$D = \frac{c}{c_r} = \frac{1}{2\pi} \delta \quad (6)$$

Burada  $c$ , viskoz sönüm katsayısı ve  $c_r$  kritik sönüm katsayısıdır.





**Şekil\_2. Rezonans Frekansı Deneylerinden Sönümün Belenme Metotları.**

## 2.1.b Küçük Streylerde Kayma Modülünün Arazide Dağa Hızı Ölçmeleri ile Tayini :

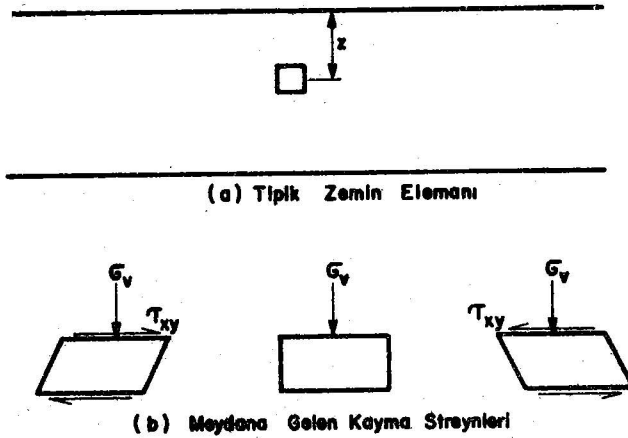
Titreşimli yüklere maruz temel dizaynlarında kullanılacak kayma - modülünün ufak genlikli titreşimlerden elde edilmesi gerekir. Sismik metodlar elastik teoriye dayandığı için bu gaye için uygundur. Arazide kayma dalgası veya Poisson oranının 0,25 den büyük olduğu malzemelerde (ki bu zeminler için doğrudur) kayma dalgası hızı ile hemen hemen aynı olan Rayleigh dalga hızlarının bulunması sureti ile kayma modülü  $G = \delta V_s^2$  den tayin edilebilir.

Kararlı denge (Steady - State) titreşim yönteminde, muhtelif frekanslara ayarlanabilen bir uyarıcı (exciter) ile zemin yüzeyini titreştirecek bir düşey yük uygulanır. Zemin yüzeyine exciter'dan değişen uzaklıklarda konulan alıcılara vasıtası ile çeşitli frekanslara tekabül eden dalga boyalarını hesaplanır. Dalga boyu L ve frekansın çarpımı Rayleigh dalgalarının hızını  $V_R$ 'i verir. (Richart, Hardi nve Woods, 1970)

$$V_R = f.L_R$$

## 2.2 Büyük Streylerde Kayma Modülünün Tayini :

Drnevich, Hall ve Richart (1967, Richart, Hall ve Woods 1970'den) burulmalı rezonant kolon deneylerinde içi boş silindirik nümune kullanarak nümune boyunca kayma streyleri değişimini minimuma indirerek kumlar için daha büyük streylerde kayma modülünün ölçülmesini sağladılar.



Şekil\_3. Bir Zemin Elemanının Sismik Dalgaların Yukarı Doğru Yayılması ile Deformasyonu

Norveç Geoteknik Enstitüsü ve Cambridge Üniversitesinde geliştirilen basit kesme âletleri de periyodik yükleme tertibatları ile bütün silindirik rezonant kolon deneylerinden daha büyük streynlerde kayma modülünün tayinini mümkün kılmaktadır. Büyük streyn doğuran yüklemeler için en tipik bir misal olan depremlerin zemine tatbik ettiği gerilimleri simule etmek üzere Silver ve Leed (1969) tarafından böyle bir basit kesme âleti kullanılmıştır. Depremler esnasında zeminde meydana gelen kayma streynleri ana kayadan yukarı doğru yayılan kayma dalgaları tarafından meydana getirilir. Şekil 3. de görülen tipik bir zemin elemanının deprem esnasında üzerindeki normal yük sabit kalırken elemanın üst ve altındaki kayma gerilimleri yer sarsıntısı esnasında defalarca istikâmet değiştirir. Bu gerilim şartları ve depremler esnasındaki büyük streynler (% 0,02 - 0.1 mertebesinde), periyodik yüklemeli basit kesme âletinde sağlanabilir.

### 3. ZEMİNLERİN KAYMA MODÜLÜNE TESİR EDEN FAKTÖRLER :

#### 3.1. Kumların Kayma Modülüne Tesir Eden Faktörler :

Hardin ve Richart (1963) çeşitli kum nünuneleri üzerinde yaptıkları rezonant - kolon deneyleri ile kayma modülüne tesir eden faktörleri incelemişlerdir. Çalışmaları göstermiştir ki kumlarda kayma streyninin takriben  $10^{-4}$  den küçük olduğu durumlarda G'ye (veya  $V_s$ 'e) tesir eden en mühim faktör-

ler, ortalama efektif asal gerilim  $\sigma_e = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$  ve boşluk oranı

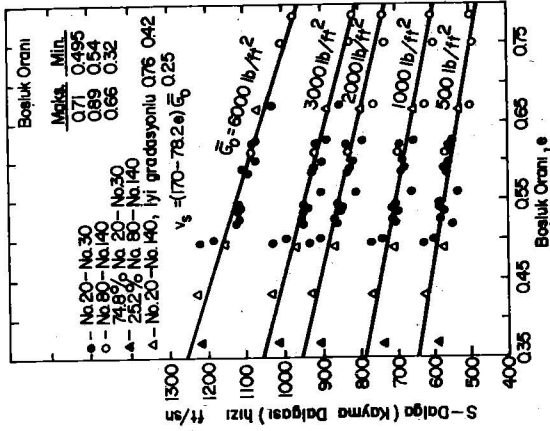
$e$ 'dir. Başlıca deney neticeleri Şekil 4 ve 5'de gösterilmiştir ve  $V_s$  ve  $G$  için bunlardan aşağıdaki ampirik ifadeleri elde etmişlerdir. (Richart ve Hardin 1963, Hardin. 1965)

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\sigma}_o \gg 2000 \text{ lb/ft}^2 \\ e < 0,80 \\ \text{yuvarlak daneler} \\ \text{için} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} V_s = (170 - 78.2e) (\bar{\sigma}_o)^{0,25} \\ \text{(ft/sn)} \quad \quad \quad \text{(lb/ft}^2\text{)} \\ G = \frac{2630(2.17-e)^2}{1+e} (\bar{\sigma}_o)^{0,5} \\ \text{(lb/in}^2\text{)} \quad \quad \quad \text{(lb/in}^2\text{)} \end{array} \quad \begin{array}{l} (7a) \\ (7b) \end{array}$$

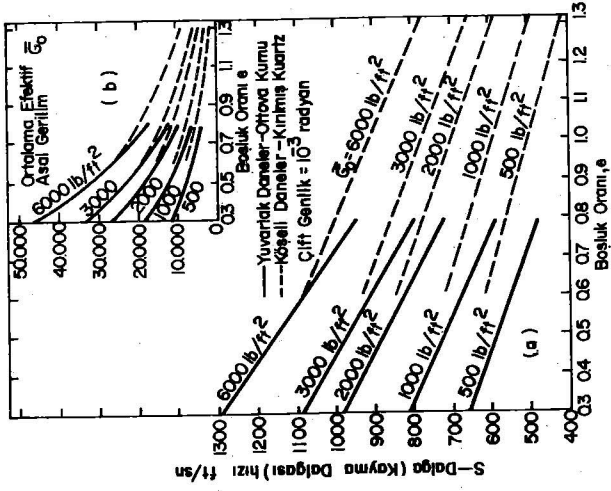
veya

$$\begin{array}{l} G = \frac{(32.17 - 14.80e)^2}{1+e} (\bar{\sigma}_o)^{0,5} \\ \text{(lb/in}^2\text{)} \quad \quad \quad \text{(lb/ft}^2\text{)} \end{array} \quad (7c)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{\sigma}_o < 2000 \text{ lb/ft}^2 \\ e < 0,80 \\ \text{yuvarlak daneler} \\ \text{için} \end{array} \right. \quad \begin{array}{l} V_s = (119 - 56.0e) (\bar{\sigma}_o)^{3/10} \\ \text{(ft/sn)} \quad \quad \quad \text{(lb/ft}^2\text{)} \\ G = \frac{2230 (2.12-e)^2}{1+e} (\bar{\sigma}_o)^{3/10} \\ \text{(lb/in}^2\text{)} \quad \quad \quad \text{(lb/in}^2\text{)} \end{array} \quad \begin{array}{l} (8a) \\ (8b) \end{array}$$



Şekil-4. Kuru Ortava Kumunda, Çeşitli Ortalama Efektif Asal Gerilim, Dane Çapı ve Gradasyonlar için S-Dalga Hızının Boşluk Oranı ile Değişmesi (Hardin ve Richart 1963 den)



Şekil-5. Kuru Yuvarlak ve Köşeli Kumlar için S-Dalga Hızının ve Kayma Modülünün Boşluk Oranı ve Ortalama Efektif Asal Gerilime ile Değişmesi (Hardin ve Richart, 1963 den)

veya

$$G = \frac{(22.52 - 10.60e)^2}{1 + e} (\bar{\sigma}_0)^{3/5} \quad (8c)$$

$$\left( \frac{\text{lb}}{\text{in}^2} \right) \quad \left( \frac{\text{lb}}{\text{ft}^2} \right)$$

Köşeli daneler için  $e > 0.60$

$$V_s = (159 - 53.5e) \bar{\sigma}_0^{0.25} \quad (9a)$$

$$\left( \frac{\text{ft}}{\text{sn}} \right) \quad \left( \frac{\text{lb}}{\text{ft}^2} \right)$$

$$G = \frac{1230(2.97 - e)^2}{1 + e} (\bar{\sigma}_0)^{0.5} \quad (9b)$$

$$\left( \frac{\text{lb}}{\text{in}^2} \right) \quad \left( \frac{\text{lb}}{\text{in}^2} \right)$$

veya

$$G = \frac{(30.90 - 10.12e)^2}{1 + e} \bar{\sigma}_0^{1/2} \quad (9c)$$

$$\left( \frac{\text{lb}}{\text{in}^2} \right) \quad \left( \frac{\text{lb}}{\text{ft}^2} \right)$$

Not : Bu ampirik ifadelerin elde edilisinde aşağıdaki bağıntılar kullanılır :

$$G = \delta \cdot V_s^2$$

$\gamma_k$  = kuru birim ağırlık

$$\delta = \frac{\gamma_k}{g}$$

$g$  = yer çekimi ivmesi

$$\gamma_k = \frac{G_s \cdot \gamma_w}{1 + e}$$

$G_s$  = Dane özgül ağırlığı

$\gamma_w$  = suyun birim ağırlığı

Bu ampirik ifadeler en azından yedi değişik tip rezonant-kolon âleti ile yapılan deneylerle temiz ve kuru kohezyonsuz zeminler için kontrol edilmiş, ve bu ifadelerin ölçülen değerlerden takriben % 10 kadar farketdiği bulunmuştur. (Richart, Hall ve Woods, 1970) Whitman ve Lawrence (1963) pulse tekniği kullanarak yaptıkları deneylerde çok az daha büyük dalga hızları kaydetmişlerdir.

120 no'lu elek üzerinde kalan malzemede, dane boyu, dane şekli, gradasyon, rölatif sıklık, 2500 devir/sn'den küçük frekanslarda titreşim frekansı ve saturasyon yüzdesinin (arazideki birim ağırlık ve efektif  $\sigma_0$ 'nun kullanılması kâfidir) kayma modülüne tesiri önemsizdir, (Hardin ve Richart, 1963). Kumlarda kayma modülü yükleme sayısı ile çok az artar. (Hardin ve Drnevich, 1972 a)  $\tau_0$  Oktahedral kayma gerilimi,

$$\tau_0 = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}$$

S- dalga hızını dolayısı ile kayma modülünü etkilemez. (Hardin ve Black, 1966)

### 3.2 Killerin Kayma Modülüne Tesir Eden Faktörler :

Kohezyonlu zeminlerin dinamik davranımını inceliyen araştırmacılardan Hardin ve Black (1968) yağrulmuş (remolded) kaolin nümuneleri üzerinde rezonant-kolon deneyleri, Humphries ve Wahls (1968) yağrulmuş kaolin ve kalsiyum bentonit nümuneleri üzerinde rezonant-kolon deneyleri, Lawrence (1965, Richart, Hall ve Woods 1970 den) kaolin ve Boston mavi kili üzerinde ultrasonik «pulse» tekniği kullanarak deneyler yaptılar. Kohezyonlu zeminlerde kohezyonsuz zeminlerin aksine ortalama efektif asal gerilim - S-dalga hızı ilişkilerini elde etmek için yükleme basamaklarında primer konsolidasyonun tamamlanması için zeminin permeabilitesine, nümunenin şekline ve drenaj yollarına bağlı olarak uzun süre beklenmesi gerekir. Hardin ve Black (1968) kaolin nümuneleri için bu süreyi takriben 2 saat olarak vermişlerdir. Ayrıca gerilme tarihi (stress-history), sekonder kompresyon esnasında S-dalga hızının artması gibi etkiler killer için mevzuu bahis olabilir. Fakat kayma modülüne tesir eden en büyük etkenler yine boşluk oranı ve ortalama efektif asal gerilimdir. Hardin ve Black (1968), yağrulmuş nümuneler üzerinde yaptıkları deney neticelerine dayanarak, küçük streynlerde, normal konsolide, az yüzeysel aktiviteli, killer için, primer konsolidasyonun sona ermesi durumunda, kayma modülü için aşağıdaki ampirik ifadeyi vermişlerdir :

$$G = 1230 \frac{(2.973 - e)^2 \sigma_c^{-1/2}}{1 + e} \quad (\text{lb/in}^2) \quad (\text{lb/in}^2)$$

Bu ifadenin köşeli daneli temiz kumlar için verilenle aynı olduğu görülmektedir. (Eşitlik 9.b) yukarıdaki ifadenin bozulmamış kil nümuneleri için de geçerliliği iki yerde arazi jeofiziksel metodları ile yapılan ölçmelerle ve bozulmamış nümuneler üzerindeki ilâve deneylerle kontrol edilmiştir. (Hardin ve Black, 1969)

Kayma modülüne ön konsolidasyonun etkisi zeminin plastisite indeksine bağlıdır. Hardin ve Black (1969) aşağıdaki genel ifadeyi vermişlerdir :

$$G = 1230 \frac{(2.973 - e)^2}{1 + e} (\text{ÖKO})^K \sigma_0^{-1/2} \quad (\text{lb/in}^2) \quad (\text{lb/in}^2)$$

Burada  $K=0 - 0.5$  arasında değeri değişen ve plastisite indeksine bağlı bir sabit.

(Tablo 1.)

$$\text{ÖKO} = \frac{\sigma_e}{\sigma_0} \text{ olarak tarif edilen ön konsolidasyon oranı.}$$

$\sigma_e$  arazideki ortalama ön konsolidasyon efektif asal gerilmesidir.

Normal konsolide zeminler için  $\sigma_e = \sigma_0$

Tablo 2.K - değerleri (Hardin ve Drnevich, 1972 b)

Plastisite İndeksi, PI	K
0	0
20	0,18
40	0,30
60	0,41
80	0,48
100	0,50

Fakat zeminin plastisite indeksi 40'dan küçük ise ( $K = 0$ ) normal konsolide ve ön konsolidasyona maruz kalmış zeminlerde Eşitlik 10 kullanılabilir. Plastisitenin 40'dan büyük olduğu zeminlerde ise ( $K = 1/2$ )

$$G = 1230 \frac{(2.973 - e)^2}{1 + e} \sigma_e^{-1/2}$$

ifadesi kullanılabilir. Normal konsolide zeminler için Eşitlik 10 ve 12 aynı ifadeyi verir.

Boşlu oranı ve ortalama efektif asal gerilmenin haricinde, killerde kayma modülüne tesir eden diğer faktörlerin daha önemsiz olan etkileri aşağıda verilmiştir :

Killerde, kumlu zeminlerin aksine yükleme sayısı arttıkça kayma modülü biraz düşer. Yine kumların aksine saturasyon yüzdesi killer için önemlidir. Ayrıca kısmen suya doygun zeminlerde efektif gerilmenin tayini zor olduğu için saturasyon yüzdesi killer için bir parametre olarak kullanılır. Saturasyon yüzdesi arttıkça kayma modülü azalır - (Hardin ve Drnevich, 1972 a) Oktahedrol kayma gerilimi ve frekans kayma modülüne pek tesir etmez. Thixotropy kayma modülünün artmasına sebep olur.



#### 4. ZEMİNLERDE SÖNÜME TESİR EDEN FAKTÖRLER :

Streyn değerinin sönüm üzerine olan büyük tesirinden başka diğer önemli faktörler şunlardır (Hardin ve Drnevich, 1972 a)

- 1) Sönüm, streyn mertebesine bağlı olmaksızın ortalama efektif asal gerilimin 0.5 üssü ile azalır.
- 2) Boşluk oranı arttıkça sönüm oranı azalır.
- 3) Sönüm oranı kohezyonlu ve kohezyonsuz zeminlerde takriben 50.000 devire kadar yükleme devir sayısının logaritması ile azalır. Bu sayıdan sonra yorulma (fatigue) mekanizması sebebiyle sönüm devir sayısı ile artar.
- 4) Saturasyon yüzdesi kohezyonsuz zeminlerde önemli değildir.
- 5) Thixotropik tesirler zamanla sönümün azalmasına sebep olur.

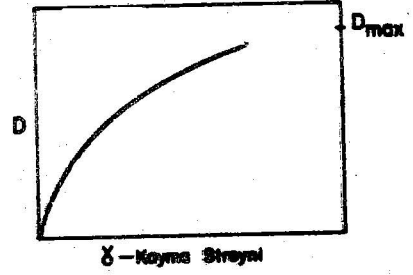
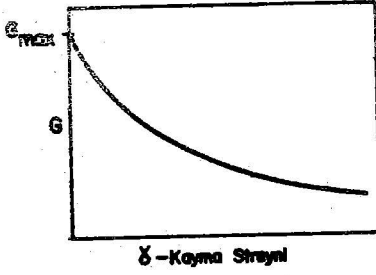
#### 5. KAYMA MODÜLÜ VE SÖNÜMÜN STREYNL DEĞİŞMESİ :

Streyn büyüdükçe kayma modülü hızla azalır ve sönüm hızla büyür. Başlangıçta bu azalma ve artış hızları,

- 1) Ortalama efektif asal geriliminin az olması
- 2) Büyük boşluk oranı
- 3) Yükleme sayısının az olması durumlarında, ayrıca kohezyonlu zeminlerde daha büyüktür. (Hardin ve Drnevich, 1972 a)

Ufak streynlerde kayma modülü  $\sigma_0^{0.5}$ 'ne oranlı iken daha büyük streynlerde 0,5 üssü 1.0'e yaklaşır. (Hardin ve Drnevich, 1972 a)

Bütün zeminlerde kayma modülü ve sönümün streynle değişmesinin grafiksel görünümü aşağıdaki gibidir. (Şekil 6) Sıfır streyne extrapole edilerek bulunan maksimum kayma modülü  $G_{max}$  değeri pratikte takriben  $0,25 \times 10^{-4}$  gibi ufak bir streynde yapılan rezonant-kolon deneylerinden, arazi dalga boyu ölçmelerinden veya Eşitlik No 10, 11, 12'da verilen ampirik denklemlerden bulunabilir. Sönüm D ise streynle artar ve



### Şekil 6. Kayma Modülü ve Sönümün Stresle Değişmesi

$D_{max}$  diyebileceğimizin maksimum bir değere asimtotik olarak yaklaşır.  $D_{max}$  değerleri için Hardin ve Drnevich (1972) aşağıdaki tabloya vermişlerdir.

Tablo 3.  $D_{max}$  değerleri (Hardin ve Drnevich, 1972 b)

Zemin Tipi	Kısmde olarak $D_{max}$
Tamis kuru kumlar	$D_{max} = 33 - 1.5 (\log N)$
Tamis doygün kumlar	$D_{max} = 28 - 1.5 (\log N)$
Çeşitli doygün kohezyonlu zeminler	$D_{max} = 31 - (34.0 - 0.8f) \bar{\sigma}_0^{1/2} + 1.5f^{1/2} - 1.5 (\log N)$

$f$  = devir/sn  $\bar{\sigma}_0$  = kg/cm<sup>2</sup>

$N$  = yükleme devir sayısı

## 6. DIZAYIN DENKLEM VE EĞRİLERİ :

### 6.1 Hardin ve Drnevich (1972 b) tarafından verilen Dizayn denklem ve eğrileri :

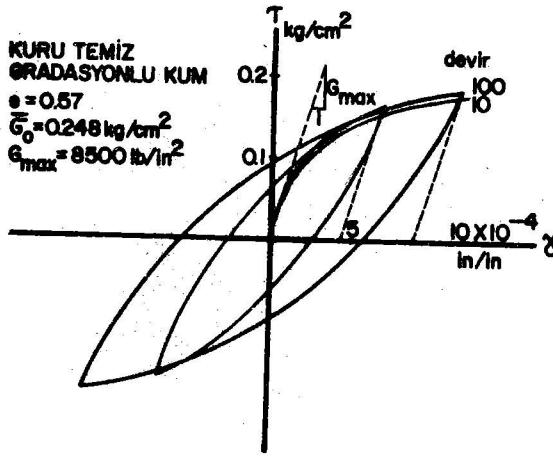
Hardin ve Drnevich fiziksel ve çevresel şartları farklı çok sayıda çeşitli kum ve kil nünuneleri (bozulmamış ve yuğrulmuş) üzerinde yapılan kayma modülü ve sönüm oranı ölçmelerinden faydalanarak dizayn için bazı denklem ve eğriler vermişlerdir. Hardin ve Drenevich, kayma geriliminin eşit pozitif ve negatif değer şeklinde devir etmesi durumunda basit kesme-streyn bağlantısını kapalı bir histerik halka olarak almışlardır. (Hardin ve Drnevich, 1972 a) Böyle bir basit kesme durumuna örnek depreme maruz yatay zemin tabakası içerisindeki zemin elemanlarına tesir eden gerilim durumudur.

Hardin ve Drnevich, aşağıdaki kabul ve mefhumları kullanmışlardır :

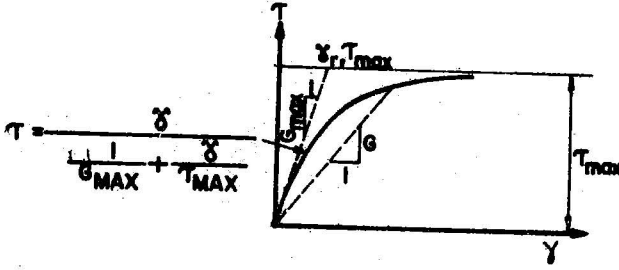
1. Referans Streyn : Bu bir nevi streynin normalize edilmesidir.
2. Kayma modülü ve sönüm oranı arasında bir devir için histerik hal-kadan geometrik olarak bulunan basit bir ilişki vardır.
3. Histerik halkanın ucuna kadar kayma geriliminin streynle değişimi Şekil 7. de görüldüğü gibi yükün kırılmaya kadar arttırıldığı normal bir gerilim-streyn ilişkisine benzemektedir. Böyle bir imgesel (hypothetical) gerilim-streyn eğrisi üzerindeki bir noktaya göre tarif edilen sekant modülü, ucu o noktada olan bir histerik halkanın kayma-modülüdür. Bu streyn-gerilim eğrisi için modifiye edilmiş hiperbolik bir eğri kabul edilmiştir.

#### **Referans Streyn :**

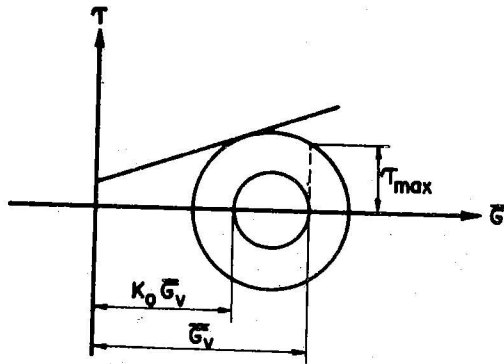
Referans Streyn Şekil 8'e başvurularak aşağıdaki gibi tarif edilir :



Şekil\_7. Yüklemenin 10 ve 100 ncü Devirinde Gerilim-Streyn Halkasının Uç Noktaları (Hardin ve Drnevich, 1972 b den)



Şekil\_8. Hiperbolik Gerilim-Streyn Bağıntısı (Hardin ve Drnevich, 1972 b.den)



Şekil\_9. Maksimum Kayma Gerilimi

$$\tau_{\max} = \frac{\tau_{\max}}{G_{\max}}$$

Burada  $\tau_{\max}$ , kırılmadaki kayma gerilimi,  $G_{\max}$  hiperbolik eğrinin rijindeki eğimi ve eğri üzerinde herhangi bir noktaya olan sekant modülü  $G$ 'nin maksimum eğimidir.  $G_{\max}$ 'ın nasıl bulunacağı bir önceki kısımda izah edilmiştir.

$\tau_{\max}$ , başlangıçta geostatik gerilim şartları, düşey ve yatay düzlemlere kayma gerilimi tatbik edilmesi durumunda aşağıdaki ifade ile verilir. (Şekil 9)

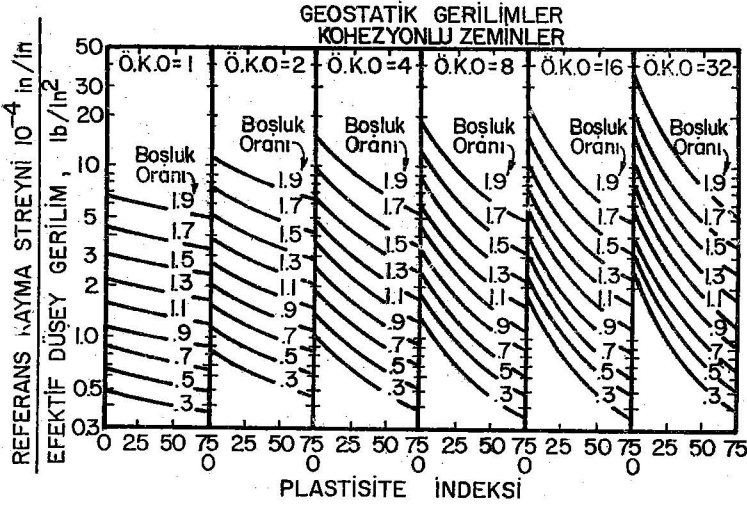
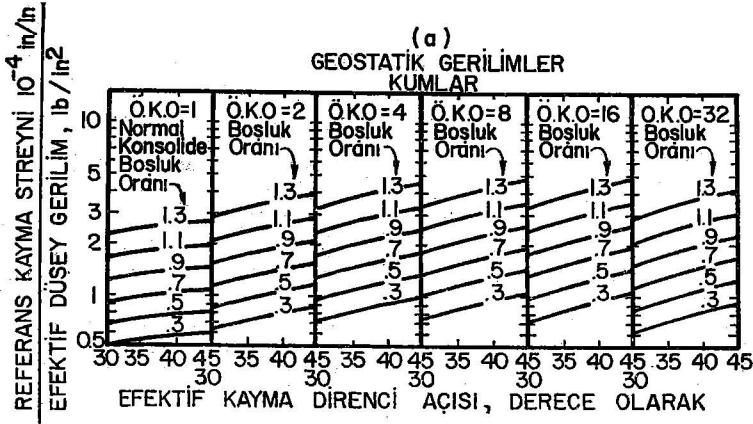
$$\tau_{\max} = \left\{ \left[ \frac{1+K_0}{2} \bar{\sigma}_v \sin \bar{\phi} + \bar{C} \cos \bar{\phi} \right]^2 - \left[ \frac{1-K_0}{2} \bar{\sigma}_v \right]^2 \right\}^{1/2}$$

Burada  $K_0$  = Tabii halde (sükûnetteki) toprak basıncı katsayısı

$\bar{\sigma}_v$  = efektif düşey gerilme

$\bar{C}, \bar{\phi}$  = Efektif gerilimlerden ifade edilen Statik kayma mukavemeti parametreleri.

$K_0, \bar{\sigma}_v, \bar{\phi}, \bar{C}$ , değerleri arasında bulunmuş olan ampirik ifadelerden faydalanılarak hazırlanmış olan eğrilerden hesap yapılmadan  $\tau_{\max}$  bulunabilir. (Şekil 10 a, b ve 11)

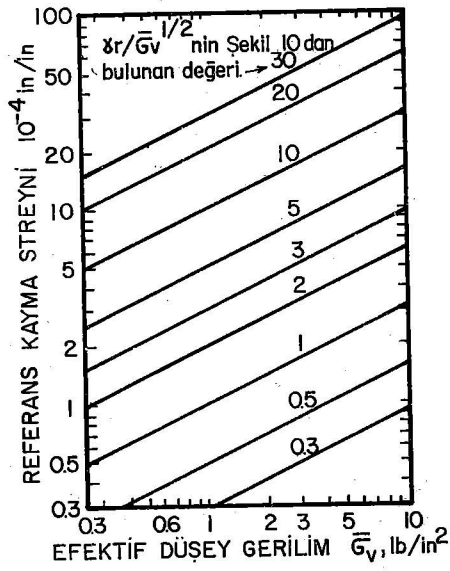


Şekil\_10 Geostatik Gerilim Şartları İçin Referans Streyni  
(Hardin ve Drnevich, 1972 b' den)

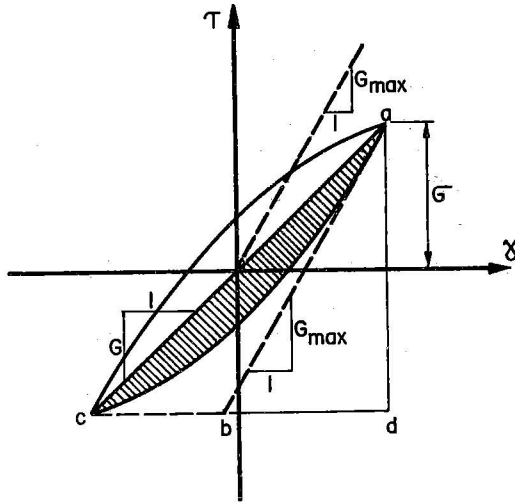
Kayma Modülü ve Sönüm arasındaki bağıntı :

Histerik halkanın geometrisi üzerinde aşağıdaki kabuller yapılarak kayma modülü ve sönüm oranı arasındaki ilişki kurulur.

1) Yükleminin yönü değiştirilince, gerilim-streyn eğrisinin hemen yön değiştirmeden sonraki eğimi takriben  $G_{max}$ 'a eşittir. (Şekil 12)



Şekil\_11. Referans Streynin Efektif Düşey Gerilme İle Değişme (Hardin ve Drnevich, 1972 b'den)



Şekil\_12. Kayma Modülü ve Sönüm Arasındaki Geometrik İlişki. (Hardin ve Drnevich, 1972 b'den)

$A_L$

2) Halkanın yarı alanı,  $\frac{A_L \Delta}{2}$ , abc üçgen alanının

2

sabit bir yüzdesidir. (Şekil 12)

$$\frac{A_L \Delta}{2} = K_1 A_{abc}$$

Bu kabüller ve geometrik ilişkilerden :

$$D = \frac{2 K_1}{\pi} \left( 1 - \frac{G}{G_{max}} \right) \quad (15)$$

bulunur.

Bu denklemde  $G = 0$  alınırsa D'nin değeri maksimum olur ve

$$D = D_{max} = \frac{2 K_1}{\pi} \text{ dir. } D_{max} \text{ değeri yerine konulunca,}$$

$$D = D_{max} \left( 1 - \frac{G}{G_{max}} \right) \quad (16)$$

elde olunur.

$D_{max}$  değerinin nasıl bulunacağı da önceki kısımlarda izah edilmiş tir.



### Modifiye Hiperbolik Bağıntı :

Şekil 8'de gösterilen hiperbolik gerilim-streyn bağıntısı aşağıdaki gibidir :

$$\tau = \frac{\gamma}{\frac{1}{G_{max}} + \frac{\gamma}{\tau_{max}}}$$

Her iki taraf  $\gamma$  ile bölünürse  $\frac{\tau}{\gamma} = \text{secant modülü } G$  elde edilir. Tekrar  $G_{max}$  ile bölünürse

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{1 + \frac{\tau}{\gamma r}}$$

bulunur. Bu ifade,  $D = D_{max} \left(1 - \frac{G}{G_{max}}\right)$  ifadesine konulursa ve

$D_{max}$  ile bölünürse

$$\frac{D}{D_{max}} = \frac{\gamma/\gamma_r}{1 + \gamma/\gamma_r}$$

elde edilir.

$\frac{G}{G_{max}}$  ve  $\frac{D}{D_{max}}$  için çıkarılan bu son ifadeler gerilim-streyn ilişkisinin

tamamen hiperbolik olmaması ve 16 no'lu denklemin takribî olmasından dolayı hiperbolik streyn  $\gamma_h$  tarif edilerek modifiye edilir :

$$\gamma_h = \frac{\gamma}{\gamma_r} \left[ 1 + a e^{-b(\gamma/\gamma_r)} \right]$$

Burada  $a$ ,  $b$  Kayma modülü ve sönüm için farklı olan ve Tablo 4'de verilen zemin sabitleri,  $e^{xp}$  tabii logaritmanın tabanıdır. Bu değişimlerle,

$$\frac{G}{G_{max}} = \frac{1}{1 + \gamma_h} \quad (21)$$

$$\frac{D}{D_{max}} = \frac{\gamma_h}{1 + \gamma_h} \quad (22)$$

elde edilir.  $D_{max}$  değerleri için de Tablo 3 kullanılır.

Tablo 4. a ve b değerleri (Hardin ve Drnevich, 1972 b)

Zemin Tipi	Modül veya Sönüm	a değeri	b değeri
Temsis kuru kumlar	Modül	$a = -0,5$	$b = 0,16$
	Sönüm <sup>x</sup>	$a = 0,6(N^{-1/6})-1$	$b = 1 - N^{-1/12}$
Temsis doygun kumlar	Modül <sup>x</sup>	$a = -0,2 \log N$	$b = 0,16$
	Sönüm <sup>x</sup>	$d = 0,54(N^{-1/6})-0,9$	$b = 0,65-0,65N^{-1/12}$
Doygun koheziv zeminler	Modül	$a = 1+0,25 \log N$	$b = 1,3$
	Sönüm	$a = 1+0,2(f^{1/2})$	$b = 0,2f \left( \frac{e^{-\bar{\sigma}_0}}{x_p} \right) + 2,25\bar{\sigma}_0 + 0,3 \log(N)$

$f$  = frekans, devir/sn  $\bar{\sigma}_0 = \text{kg/cm}^2$

$x$  = Bu değerler yükleme devir sayısının 50,000'dan küçük olduğu durumlar içindir. 50,000 devirden sonra sönüm artmaya başlar.

## 6.1 DIZAYN DENKLEM ve EĞRİLERİNİN (HARDIN ve DRENEVICH, 1972 b) ZEMİN MUKABELE ANALİZİNDE KULLANILMASI :

Hardin ve Drnevich tarafından verilen dizayn denklem ve eğrilerinin zeminlerin mukabele analizinde kullanılması için aşağıdaki sıra takip edilir.

I. Bilinmesi gereken hususlar :

a) Dinamik yükleme ile ilgili : Periyodik bir yükleme olarak idealize edilen deprem hareketi ile ilgili olarak aşağıdaki hususlar tesbit edilmelidir :

1. Devir (cycle) sayısı
2. Frekans
3. Zeminde meydana gelecek streynlerin mertebesi (Streyn mertebesi mukabele analizi neticesinde bulunacağı için iterasyonla başlangıçta kabul edilen streyn değeri ile neticede bulunan streyn değerinin aynı olması sağlanır.)

b) Zeminin fiziksel özellikleri ile ilgili :

1. Birim hacim ağırlığı
2. Tabii boşluk oranı
3. Ön konsolidasyon oranı
4. Efektif kayma direnci açısı (Kohezyonsuz zeminler için)
5. Plastisite indeksi (kohezyonlu zeminler için)

c) Geostatik gerilme durumu : Efektif düşey gerilimin bulunması için birim hacim ağırlıkla beraber aşağıdakilerin bilinmesi gerekir.

1. Derinlik
2. Su tablası seviyesi

II. Referans Streynin Bulunması : Şekil 10 ve 11

III. Hiperbolik Streynin Bulunması : Tablo 4, Eşitlik 20.

IV.  $G_{max}$  ve  $D_{max}$  Değerlerinin Bulunması :

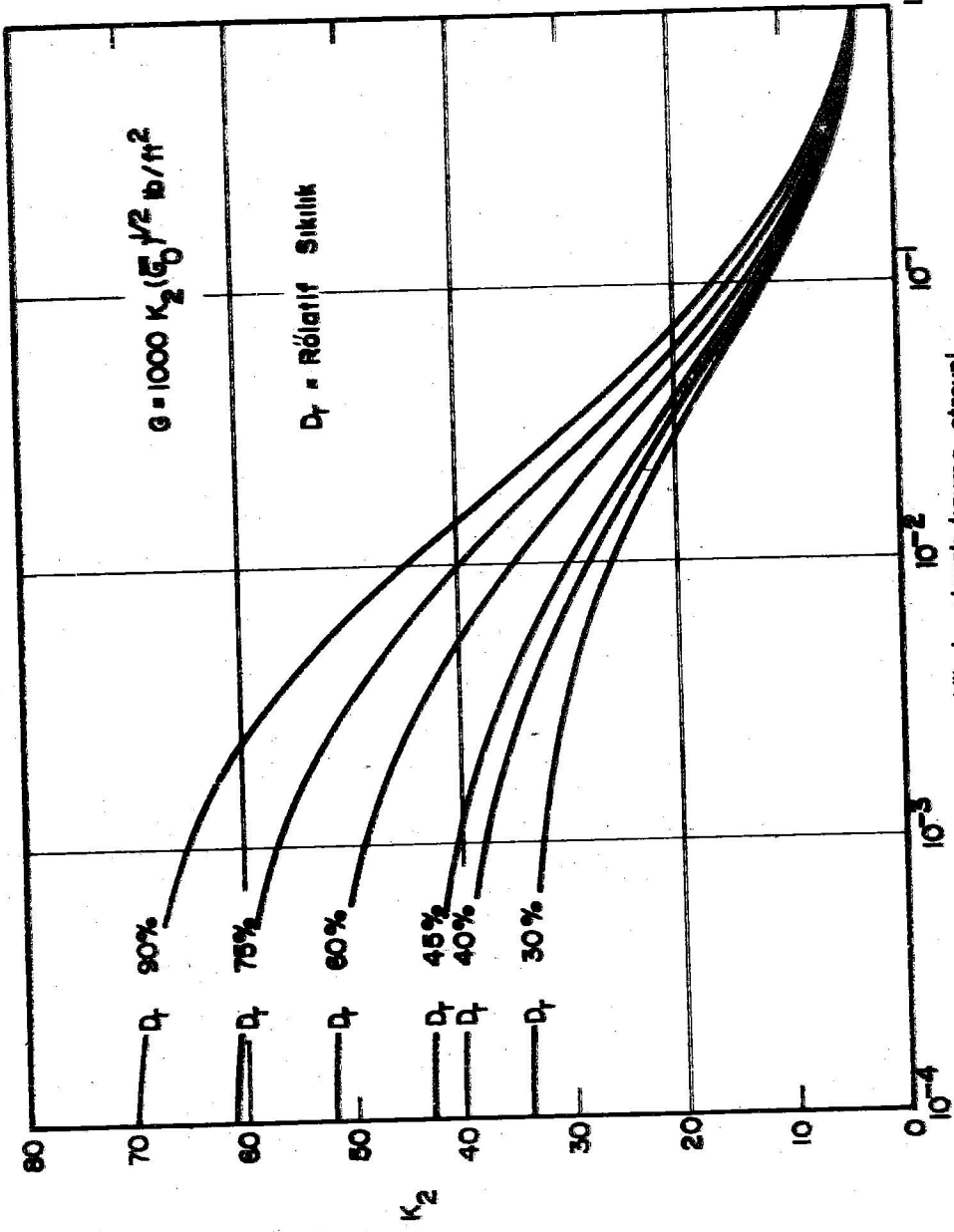
$G_{max}$  için Eşitlik 9, 10, 11 veya 12.

$D_{max}$  için Tablo 3

V. D ve G Değerlerinin Bulunması : Eşitlik 21 ve 22

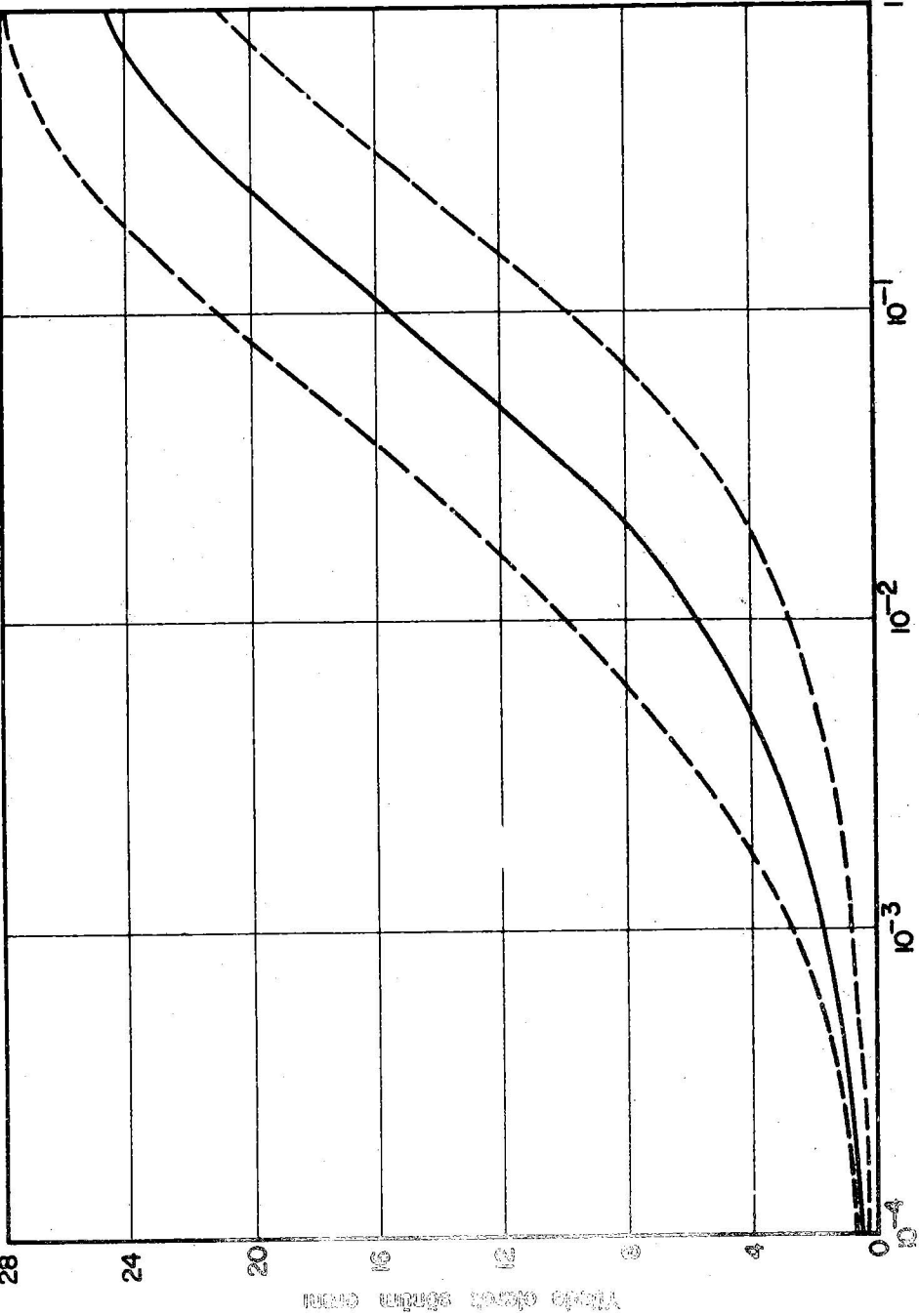
## 6.2 Zemin Dinamik Mukabele Analizlerinde Kullanılmak Üzere Seed ve Idriss (1970) Tarafından Verilen Kayma Modülü ve Sönüm Oranı Değerleri :

Seed ve Idriss (1970) kayma modülü ve sönüm oranı ölçmeleri üzerinde mevcut detayı özetliyerek kumlar ve suya doygun killer için bunların takribi olarak tayini için eğriler vermişlerdir. Şekil (13, 14, 15, 16.)



Yüzde olarak kayma streyni

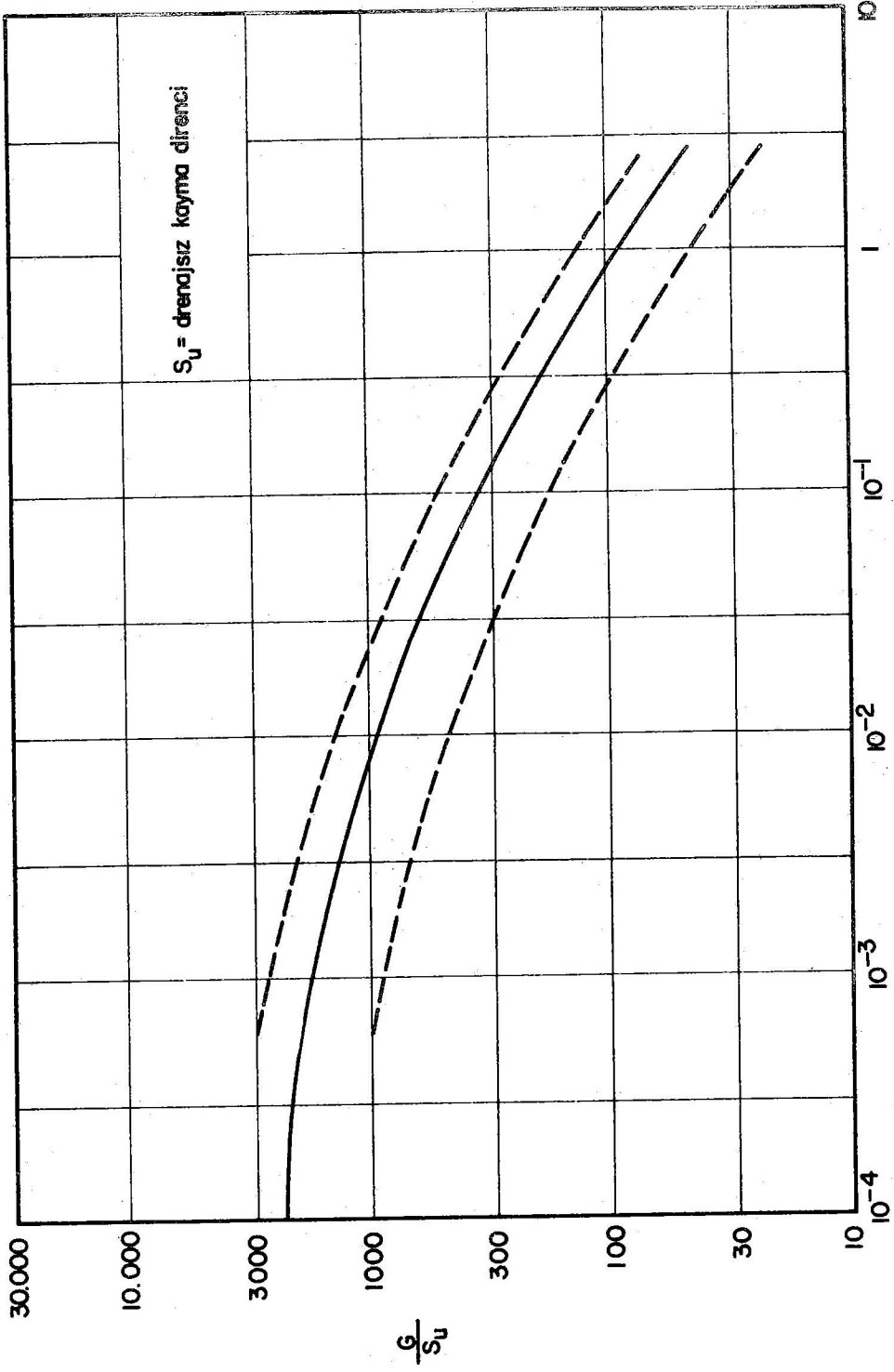
**ŞEKİL-13. FARKLI RÖLATİF SIKILIKLARDA KUMLARIN KAYMA MODÜLÜ**  
(Seed ve Idriss, 1970 den)



Yüzde olarak kayma streyni

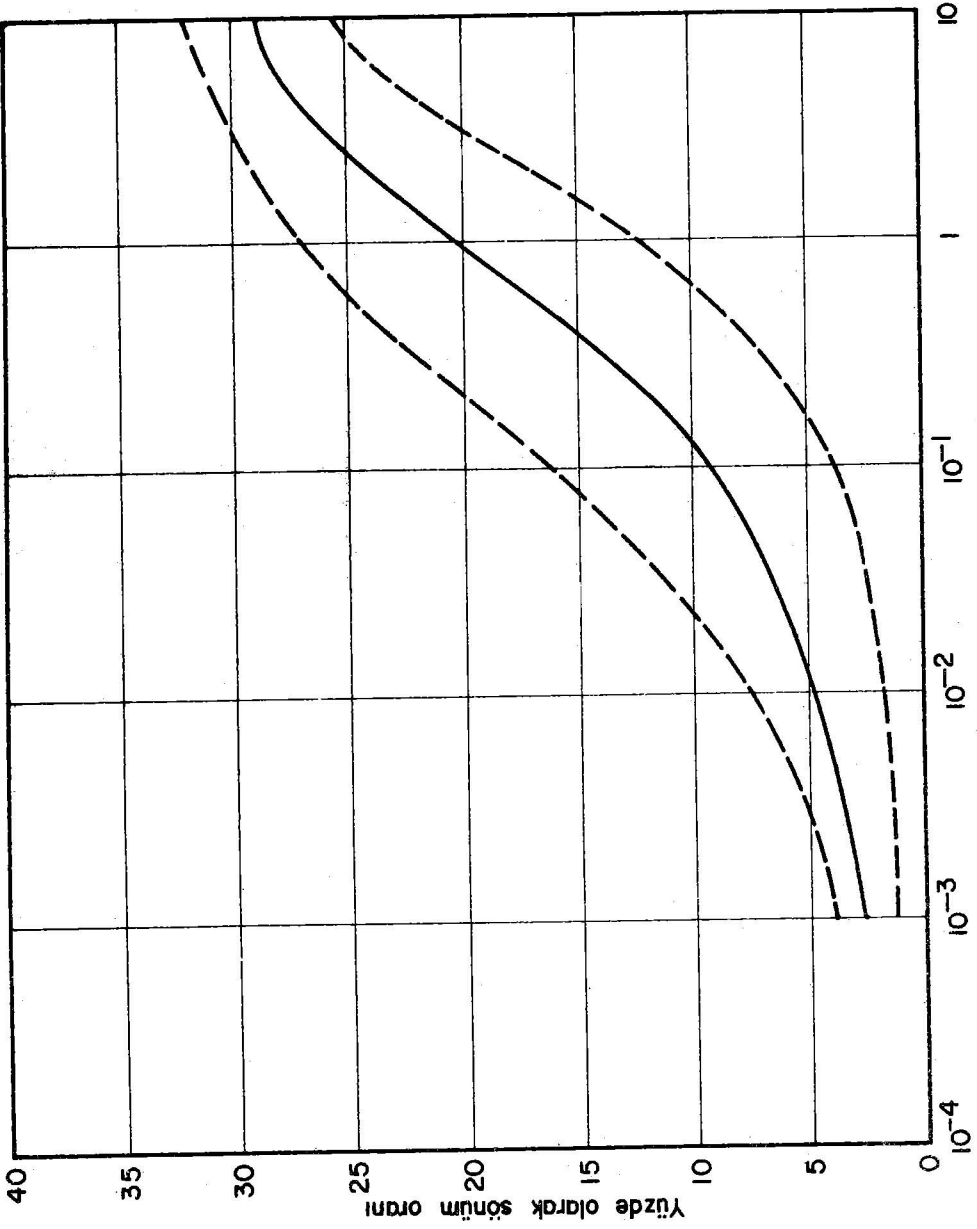
**ŞEKİL-14. KUMLAR İÇİN SÖNÜM ORANI**

(Seed ve Idriss 1970 den)



ŞEKİL\_15. SUYA DOYGUN KİLLER İÇİN ARAZI KAYMA MODÜLÜ DEĞERLERİ

( Seed ve Idriss, 1970 den )



Yüzde olarak kayma streyni

ŞEKİL\_16. SUYA DOYGUN KİLLER İÇİN SÖNÜM ORANI

(Seed ve Idriss, 1970 den)

## 7. TITREŞİMLİ YÜKLERE MARUZ TEMEL DIZAYNI İÇİN ZEMİN PARAMETRELERİNİN SEÇİMİ :

### 7.1 Kayma Modülü ve Poisson Oranı (Elastik Sabitler) :

Titreşimli temel ve zemin sistemi kütle yay ve dirençli kutudan (dash-pot) oluşan ekivalan bir toplamış kütle (equivalent lumped system) olarak analiz edildiğinde, yay sabitinin elastik teoriden bulunan formüllerle tayini için zeminin elastik sabitleri; kayma modülü G ve Poisson oranı  $\nu$ 'nün bilinmesi gerekir.

Poisson oranı P veya S-dalga hızlarından bulunabilir. (Richart, Hall ve Woods 1970 Bölüm 3) Fakat bu şekilde hesaplama çok kaba olabilir. Genel

olarak, kohezyonsuz zeminler için  $\nu = \frac{1}{3}$  kohezyonlu zeminler için

$\nu = 0,40$  değerleri tipik ve makul değerlerdir. (Richard, Hall ve Woods, 1970 Bölüm 10)

Kayma modülünün seçimi için çeşitli yollar vardır. Bunlardan biri arazi statik plâke taşıma deneylerinden bulunan yatak katsayısı (coefficient of subgrade reaction) ve yay sabiti; yay sabiti ve kayma modülü arasındaki ilişkileri kullanmaktır. (Richart, Hall ve Woods, 1970 Bölüm 10) Bir diğer yol da arazide «steady - state» titreşim metodu ile kayma modülünün tayinidir. (Kısım 2.1.b) Ayrıca ufak streylerde rezonant-kolon deneyleri ile kayma modülü laboratuvarında ölçülebilir. Deney imkânının olmadığı durumda kayma modülü daha önce verilen ampirik ifadelerden bulunabilir. (Eşitlik 9, 10, 11, 12)

### 7.2 Sönüm Oranı :

Toplanmış-kütle sisteminin dirençli kutuları, temel-zemin sisteminde zeminin sönümüne tekabül eder. Sönüm, elastik dalgaların yayılmasından doğan enerji kaybına tekabül eden zeminin «içsel sönümü» ü olmak üzere iki tiptir. Zeminin içsel sönüm oranı için tipik bir değer 0,05'tir. Geometrik sönüm değerleri için elastic yarı-yüzey (half-space) teoriden elde edilen ifadeler kullanılır. Bu konuda daha detaylı izahat için Richart, Hall ve Woods, 1970'e başvurunuz.

## 8. SONUÇ :

Bu yazıda zeminin dinamik malzeme özelliklerinin tayini, bunlara tesir eden faktörler özetlenmiş, ve dinamik malzeme özelliklerinin doğrudan doğruya tayininin imkânsız olduğu durumlarda bunların kabulünde kullanılabilecek ampirik ifadeler, dizayn eğrileri verilmiştir. Bu ifade ve eğriler, özellikle kumlar ve suya doygun killere ait mevcut datayı değerlendirerek elde edilmiştir. Kısıtlı sayıda datanın ışığında, zemin mukabele analizlerinde kullanılmak üzere çakıllı zeminlerin kayma modülünün kumlar için verilen değerlerin çakıl miktarına bağlı olarak 1.2 ile 2.0 arasında bir faktörle çarpılarak bulunması ve sönüm oranının aynı kabul edilmesi tavsiye edilmiştir. Aynı şekilde silt, kumlu silt ve siltli kum için kayma modülü değerleri, kumlar için



verilen değerlerin, silt miktarına bağlı olarak 0,5 ile 0,9 arasında değişen bir faktörle çarpılması ile bulunulabilir. (Seed ve Idriss, 1970, Idriss, Dezfulian ve Seed, 1969)

## REFERANSLAR

1. Hardin, Bobby O., ve Drnevich, Vincent P., (1972 a) «Shear Modulus and Damping in Soils : Measurement and Parameter Effects», Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 98 No. SM6. June.
2. Richart, F.E., Jr., Hall, J.R., Jr., ve Wood R.D., «Vibrations of Soils and Foundations», Prentice - Hall, Inc. Englewood Cliffs, N.J., 1970.
3. Hardin, Bobby O., ve Richart, F.E., Jr., (1963) «Elastic Wave Velocities in Granular Soils», Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 89, No SMI. February.
4. Hardin, Bobby O., (1965) «Dynamic v.s. Static Shear Modulus For Dry Sand» Materials Research and Standards, American Society for Testing and Materials, May.
5. Whitman, R.V., ve Lawrence, F.V., Jr., (1963), Discussion of «Wave Velocities in Granular Soils.» by B.O. Hardin and F. E. Richart, Jr., Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 89, No. SM 5, Sept.
6. Hardin, Bobby O., ve Black, William L., (1969) «Sand Stiffness Under Various Triaxial Stresses», Journal of Soil Mechanics and Foundations Division ASCE, Vol. 92, No. SM2., March.
7. Hardin Bobby O., ve Black, William L., (1968) «Vibration Modulus of Normally Consolidated Clay», Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 94, No. SM2. March.
8. Humphries, Kenneth W., ve Wahls, Harvey E., (1968) «Stress History Effects on Dynamic Modulus of Clay», Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 94, NoSM2. March.
9. Hardin, Bobby O., ve Black, William L., (1969), closure to «Vibration Modulus of Normally Consolidated Clay.» Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 95, No. SM6, November.



## ÖZET :

Bu makalede, muhtelif araştırıcılarca gerek ana kayada ve gerekse yüzeyde beklenen deprem hareketlerinin hız ve ivme değerleriyle ilgili çalışmalar sonucunda ortaya konulmuş bazı amprik formüllerin, uygulamada bir kolaylık sağlaması amacıyla, grafiksel olarak birer eğri seti halinde ifade edilmesine çalışılmıştır.

## SUMMARY :

In this paper, the graphical representation of some emprical formulae based on the studies of expected values of surface or base rock velocity and acceleration of earthquakes motions have been provided as a practical aid to the designer.

# DEPREM PARAMETRELERİNİN AMPRİK OLARAK HESAPLANMASI ÜZERİNDE BAZI UYGULAMALAR

Sinan GENCOğLU (\*)

## I. GİRİŞ :

Deprem zararlarını aşariye indirmek için, muhtelif çalışmalar yapılmakta ve bunların tatbikatta uygulanılmasına çalışılmaktadır. Konuyla yakından ilgili ölkelerde bir çok araştırıcılar tarafından, yapmış oldukları çalışma sonuçlarını kapsayan amprik ifadeler ortaya konulmuştur.

Örneğin Japonya'da K. Kanai ve çalışma grubu yapmış oldukları spektral analizlerle, ana kaya üzerindeki zeminlerde dalga hareketlerinin dinamik karakterlerini amprik ifadelerle belirlemeye çalışmışlardır.

Bu amprik formüller üzerinde yaptığımız çalışmalarla, sonuçları bir grafik haline getirmeye ve uygulamada bir kolaylık sağlamaya çalışılmıştır. Aşağıda, bu amprik formüllerin bazıları üzerindeki çalışmalar verilmiştir.

## II. Derindeki Sismik Dalgaların Spektrumları :

O (T), Q (T, q) ve G (T, q) sırasıyla, deprem merkezinin, arz kabuğının ve ölçme istasyonundaki zeminin titreşim karakteristiklerini belirlesin. Bu durumda, depremi hareketinin ölçme istasyonundaki dalga formu aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$u (T, q) = f \{ O (T), Q (T, q), G (T, q) \} \quad (1)$$

vayahut :  $B (T, q) = \text{Ana Kaya} = O (T) \cdot Q (T, q)$

$$u (T, q) = B (T, q) \cdot G (T, q)$$

şeklinde yazılabilir.

---

(\*) İmar ve İşkân Bakanlığı, Deprem Araştırma Enstitüsü, Sismoloji Bölümü Baş Uzmanı

Burada T ve q sırasıyla, dalga periyodunu ve dalga azalımını (attenuation) tariflemektedir. Q (T), arz kabuğundaki dalgaların absorpsiyonu, dağılımı, refraksiyonu ve refleksiyonu ile hesaplanırken, O (T) hem yayılan sismik dalgaların mekanizmasına ve hem de deprem magnitudüne tabi olmaktadır.

### III. Ana Kayaçtaki Hareketler :

III.a. Aşağıdaki amprik formül, M magnitudünde ve R hiposantr mesafesindeki sismik dalgaların yüzeydeki hızını tariflemektedir.

$$V = 10^{0.61M - 1.73 \text{ Log } R - 0.67}$$

Burada V = cm/sn ve R = km. dir.

Formülün kullanılma aralığı 0.05 0.1 sn < T < T<sub>m</sub> ile verilmiştir. Maksimum amplitüde tekâbül eden periyod ise :

$$T_m = 10^{0.39 M - 1.7} \text{ ile tariflenmektedir.}$$

Bu amprik formül, M = 4.5 — 5.0 — 5.5 — 6.0 — 6.5 — 7.0 — 7.5 ve 8.0 magnitud değerleri için, R = 0, 1, 2 ..... 25 km. olarak hesaplanmış ve apsiste R (km), ordinatta V (cm/sn) olmak üzere Şekil 1. de gösterilmiştir.

Uygulamaya bir örnek olarak M = 5.5 magnitudünde bir deprem alalım. R = 14 km. olsun. Bu mesafeden çıkılacak dikmenin M = 5.5 eğrisini kestiği noktadan hız eksenine inillcek dikmenin eksenini kestiği nokta bize V değerini verecektir. Aldığımız örneğe göre V = 5 cm/sn. olarak bulunur.

III.b. Yine K. Kanai ve çalışma grubunca ana kayaçtaki hız hareketiyle ilgili olarak yapılan çalışmalar sonucunda ortaya konulan amprik formüllerden bir tanesi de aşağıdaki gibidir.

$$V_0 = 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.60}{X}) \text{ Log } X - (0.631 + \frac{1.83}{X})}$$

Burada :

V<sub>0</sub> : Ana kayaçtaki hız, cm/sn.

M : Magnitud

X : Hiposantr mesafesi, km.

Bu formül üzerinde, M = 4.0 — 4.5 — 5.0 — 5.5 — 6.0 — 6.5 — 7.0 — 7.5 ve 8.0 magnitudleri için X = 10, 20, ..... 300 km. olarak yapılan uygulama Şekil 2. de verilmiştir. Şekil 2. de, apsiste X (km) mesafesi, ordinatta ise V<sub>0</sub> (cm/sn) değerleri gösterilmiştir.

Uygulamaya bir örnek olmak üzere  $M=7.0$  magnitüdünde bir deprem alalım.  $X = 140$  km. olsun.  $V_0$  değerini bulalım.  $X$  ekseninde  $X = 140$  km. mesafesinden çıkılacak dikmenin  $M=7.0$  eğrisini kestiği noktadan  $y$  eksenine bir dikme indirelim. Bu dikmenin hız eksenini kestiği nokta  $V_0$  değerini verecektir. Örneğimizde,  $V_0 = 1.0$  cm/sn olarak bulunur.

#### IV. Zeminlerin Titreşim Karakteristikleri :

(1) no'lu formülde  $G(T, q)$  ile belirlenen ve ana kayaç üzerindeki yüzey tabakalarının sismik dalgalar üzerindeki etkilerini gösteren ifade için de Kanai ve grubunca yapılan çalışmalar sonucunda aşağıdaki amprik formül ortaya konulmuştur.

$$G(T) = \frac{1}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{T}{T_6}\right)^2\right]^2 + \left[\frac{0.2}{\sqrt{T_6}} \left(\frac{T}{T_6}\right)\right]^2}}$$

Burada :

$G(T)$  : Yüzey tabakasının titreşim mukabele fonksiyonu

$T_6$  : Zeminin hakim periyodu, sn.

$T$  : Sismik dalgaların periyodu, sn.

Formülün uygulama aralığı ise  $0.05 < T < T_m$  ile verilmektedir. Burada  $T_m$  aşağıdaki şekilde tariflenmektedir.

$$0.39 M - 1.70$$

$$T_m = 10$$

Bu amprik ifade için yaptığımız uygulama da ise, zeminin hakim periyodu  $T_6 = 0.1, 0.15, 0.20, \dots, 2.0$  sn. olarak alınmış ve  $T = 0.6, 0.8, 1.0$  ve  $1.2$  sn. sismik dalga periyodları için Şekil 3. de verilen eğriler çizilmiştir.

Uygulamaya bir örnek olmak üzere zeminin hakim periyodu  $T_6 = 0.9$  sn. olsun. Sismik dalganın periyodunu da  $T = 1.0$  sn. alalım ve  $G(T)$  yi bulalım.  $T_6 = 0.9$  sn. den çizilen dikmenin  $T = 1.0$  sn. eğrisini kestiği noktadan  $G(T)$  eksenine inilen dikmenin, bu eksen kestiği nokta bize  $G(T)$  değerini verecektir. Örneğimizde,  $G(T) = 2$  olarak bulunur.

Bulunan bu  $G(T)$  değerini, ana kayaçta beklenen hız değeriyle çarparsak, yüzeyde beklenen hız değerini elde etmiş oluruz. Yüzeyde beklenen hız değeri aşağıdaki gibi verilir.

$$V = 10^{0.61 M - \left(1.66 + \frac{3.60}{X}\right) \log X - \left(0.631 + \frac{1.83}{X}\right)}$$

$$V = V_0 \times G(T)$$

olarak yazabiliriz.

III.b. Kısmında verilen örnekte  $V_0 = 1.0$  cm/sn. olarak bulunmuştu. Aynı örneği yukarıdaki örnekle devam ettirmiş olursak, yüzeyde beklenen hız değeri için aşağıdaki sonucu elde ederiz.

$V_0 = 1.0$  cm/sn. ve  $G(T) = 2$  olmak üzere :

$$V = 1 \times 2 = 2 \text{ cm/sn. bulunur.}$$

Yani,  $M = 7.0$  magnitüdünde ve periyodu  $T = 1.0$  sn. olan bir sismik dalganın,  $X = 140$  km. hiposantr mesafesinde hakim periyodu  $T_0 = 0.9$  sn. olan bir zeminde vereceği hız değeri bu şekilde grafik yoldan hesaplanılmış olmaktadır.

### V. Zemin İvmesi :

V.a. Son yıllarda dünyanın çeşitli bölgelerinde pek çok şiddetli zemin hareketi kayıtlarından tesbit edilen maksimum ivmenin, mesafe ile değişmesini veren bir takım amprik formüller ortaya konulmuştur. Bunlardan bir tanesi, Estava (1969) tarafından verileni aşağıdaki gibidir. Bu formül, zemin ivmesinin, mesafe ve magnitüdle olan değişmesini göstermektedir.

$$a = \frac{0.8 M}{1230 e^{(R + 25)^2}}$$

Burada :

a : Maksimum zemin ivmesi, cm/sn<sup>2</sup>

R : Hiposantr mesafesi, km.

M : Magnitüd

$$R = \sqrt{\Delta^2 + h^2} + 20^2$$

$\Delta$  = Episantr mesafesi, km

h = Ocak derinliği, km

Bu formül üzerinde yaptığımız uygulamada, R = 10, 20, ..... 250 km episantr mesafeleri için M = 5.0 — 5.5 — 6.0 — 6.5 — 7.0 — 7.5 ve 8.0 alınarak eğriler çizilmiş ve Şekil 4. de verilmiştir. Şekil 4. de, apsiste hiposantr mesafesi R, km., ve ordinatta ise maksimum zemin ivmesi a, cm/sn<sup>2</sup> olarak alınmıştır.

Bu grafiğin uygulamasına bir örnek olmak üzere M = 7.0 magnitüde bir deprem alalım. R = 100 km. olduğunda maksimum ivmeyi bulalım. R = 100 km. den çıkılan dikmenin M = 7.0 eğrisini kestiği noktadan a eksenine inilen dikmenin, bu eksen kestiği nokta bize maksimum zemin ivmesi değerini verecektir. Örneğimizde bu değer,  $a_{max} = 21$  cm/sn<sup>2</sup> olarak bulunur.

V.b. Kanai ve çalışma grubunca yapılan çalışmalar sonucunda maksimum zemin ivmesiyle ilgili olarak aşağıdaki ifade verilmiştir.

$$a_{max} = \frac{5}{\sqrt{T_0}} \times 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.60}{x}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{x})}$$

Burada :

- $a_{max}$  : Maksimum zemin ivmesi, gal  
M : Magnitüd  
 $T_0$  : Zeminin hakim periyodu, sn.  
X : Hiposantr mesafesi, km

Bu formül üzerinde yapmış olduğumuz uygulamada iki yol takip edilmiştir. Birincisinde, zeminin hakim periyodu  $T_0 = 0.2, 0.4, 0.6, 0.8$  ve  $1.0$  sn. olarak ayrı ayrı sabit kabul edilmiştir.  $M = 5.0 - 6.0 - 7.0$  ve  $8.0$  değerleri ve  $X = 10, 20, \dots, 300$  km. hiposantr mesafeleri için maksimum zemin ivmesi değerleri hesaplanılmış ve Şekil 5 - 6 - 7 - 8 ve 9, da birer eğri seti olarak verilmiştir.

Uygulamaya bir örnek olmak üzere Şekil 5. i, yani zeminin hakim periyodu  $T_0 = 0.2$  halini alalım.  $M = 7.0$  magnitüdüdeki bir depremde,  $X = 120$  km. hiposantr mesafesindeki maksimum ivmeyi bulalım.  $X = 120$  km. den çıkılan dikmenin  $M = 7.0$  eğrisini kestiği noktada, a eksenine inilen dikmenin bu eksen kestiği nokta bize maksimum zemin ivmesini verecektir. Örneğimizde bu değer,  $a_{max} = 90$  gal olarak bulunur.

Takip edilen ikinci yol da ise,  $M = 5.0 - 6.0 - 7.0$  ve  $8.0$  magnitüd değerleri ayrı ayrı sabit olarak kabul edilmiştir. Zeminin hakim periyodu  $T_0 = 0.2, 0.4, 0.6, 0.8$  ve  $1.0$  sn. değerleri ve  $X = 10, 20, \dots, 300$  km. hiposantr mesafeleri için maksimum zemin ivmesi değerleri hesaplanılmış ve Şekil 10 - 11 - 12 ve 13. de birer eğri seti olarak gösterilmiştir.

Uygulamaya bir örnek olmak üzere Şekil 12. yi, yani  $M = 7.0$  eğri setini alalım. Zeminin hakim periyodu  $T_0 = 1.0$  sn. olsun.  $X = 8.0$  km. hiposantr mesafesindeki maksimum ivmeyi bulalım.  $X = 80$  km. den çıkılan dikmenin  $T_0 = 1.0$  sn. eğrisini kestiği noktadan, a eksenine inilen dikmenin bu eksen kestiği nokta bize maksimum zemin ivmesi değerini verecektir. Örneğimizde bu değer,  $a_{max} = 74$  gal olarak bulunur.

## VI. Sonuç :

Yapmış olduğumuz bu çalışmada, muhtelif araştırmacılarca ortaya konmuş bazı amirik formüllerin uygulamada bir kolaylık sağlaması amacıyla, eğri setleri halinde ifadesine çalışılmıştır. Muhtelif magnitüd, hiposantr mesafesi, zemin ve deprem hareketi periyodları kullanarak, gerek ana kayada ve gerekse yüzeyde beklenen hız değerlerinin ve ayrıca yüzeyde elde edilebilecekleri, zemin ve deprem hareketi periyodları kullanarak, gerek ana kayada çalışılmıştır.

İlerki uygulamalarımızda, gerek zemin hakim periyodları ve gerekse sismik dalga periyodlarının daha geniş limitasyonlar içerisinde uygulanmasına çalışılacaktır.

## REFERANSLAR

1. K. Kanai, T. Tanaka ve diğerleri.  
«Comparative Studies of Earthquake Motions on the Ground and Underground. II.»  
Bull. of ERI. oVI. 44 (1966), Part 2

2. K. Kanai  
«A Study of Strong Earthquake Motions»  
Bull. of ERI. Vol. 36 (1958), pp : 295 - 310
3. K. Kanai  
«An Emprical Formula for the Spectrum of Strong Earthquake Motions»  
Bull. of ERI. Vol. 39 (1961), pp : 85 - 95
4. K. Kanai  
«Semi - Emprical Formula for the Seismic Characteristics of the Ground» Bull. of ERI. Vol. 35 (1957), Part 2.
5. Estava L., Rascon A. O. and Gutierrez  
«Lessons from Some Recent Earthquakes in Latin America»  
Proc. 4th WCEE, Chile 1969.

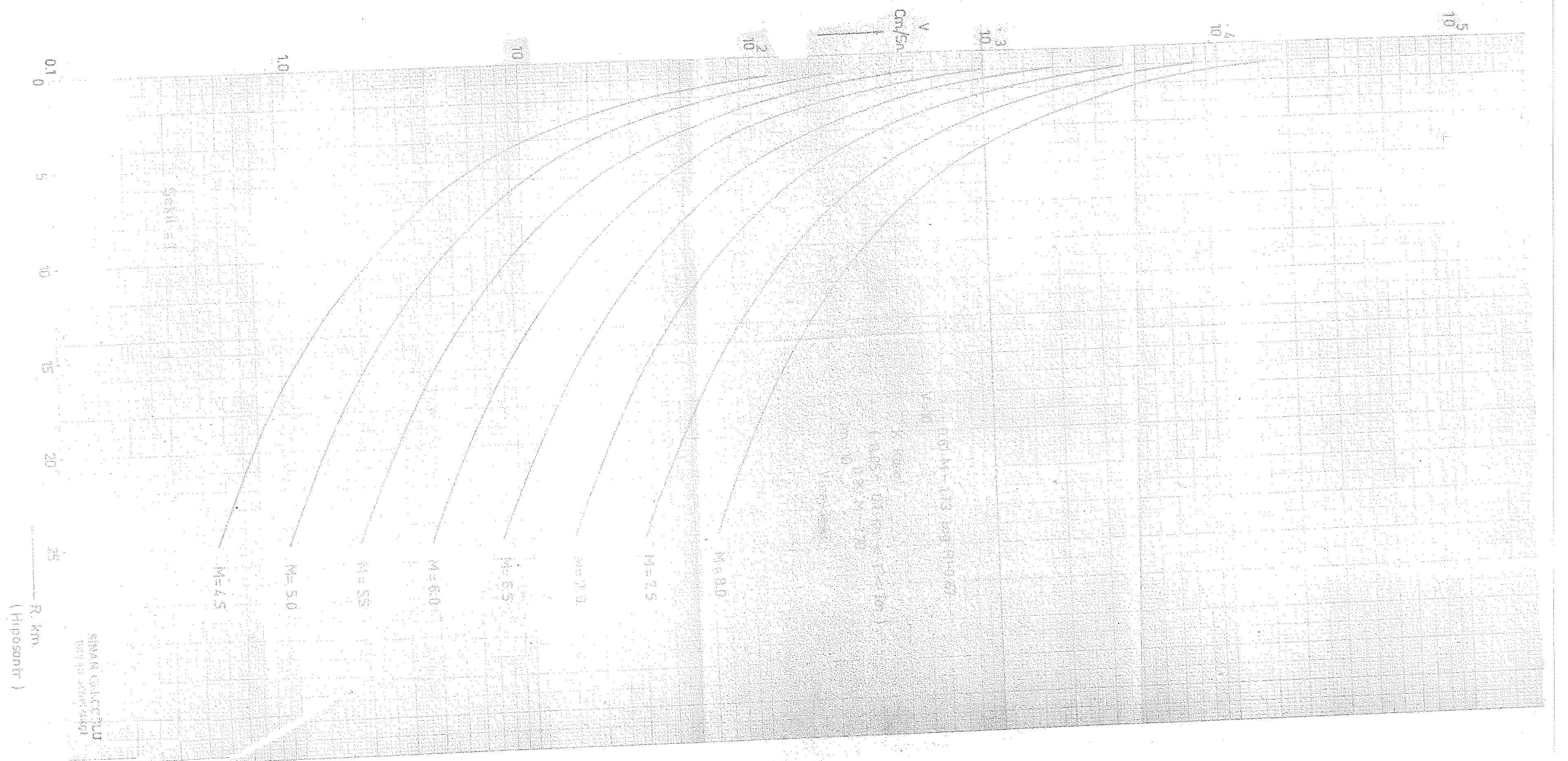
**E K :**

Bölüm V.a. da verilen Estava'ya ait formülde a, cm/sn<sup>2</sup> olarak hesaplanmıştır. Aynı şekilde a'yı yerçekimi ivmesi, yani g, olarak hesaplamak istersek formül şu şekli almaktadır.

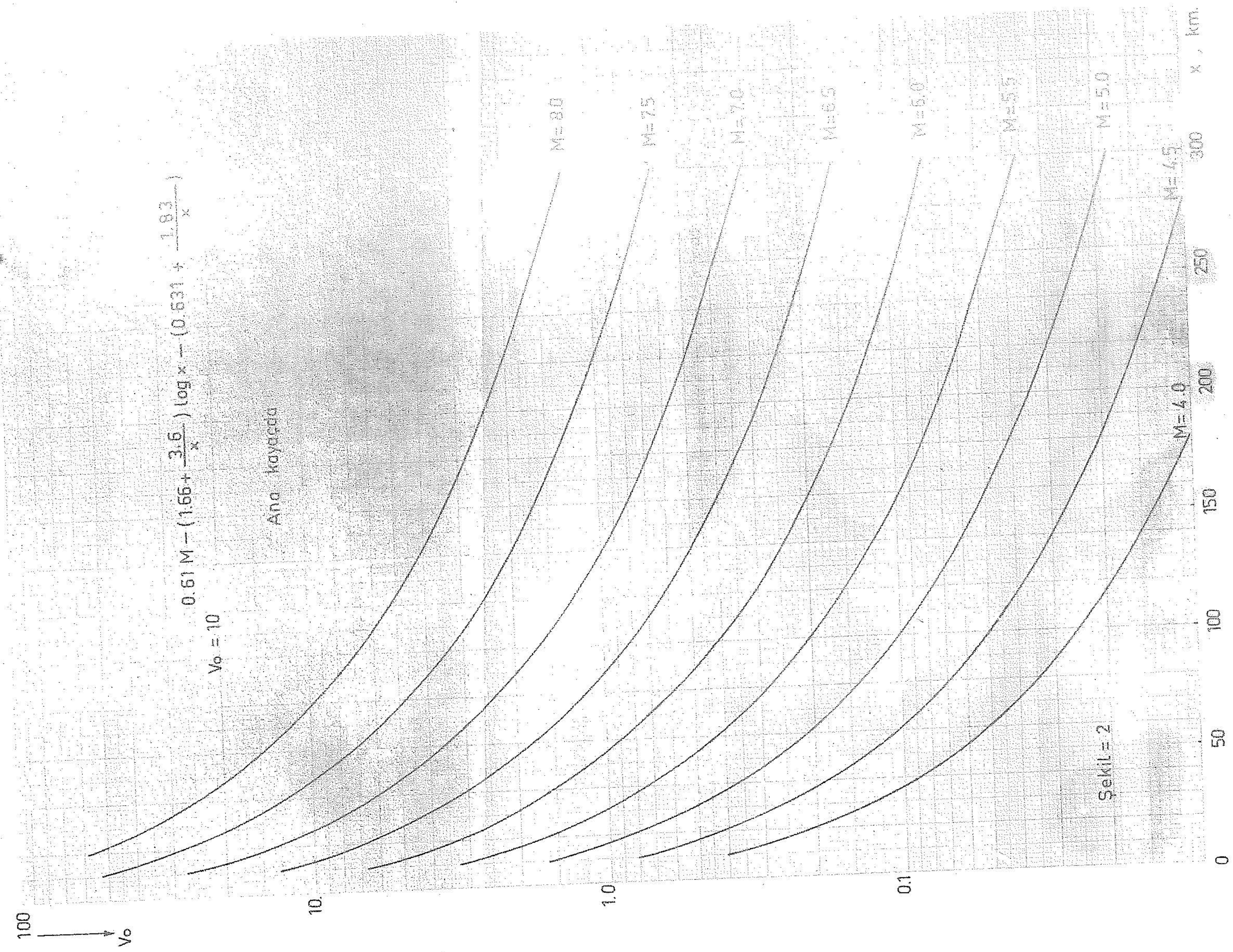
$$A = \frac{1.25 \quad 0.8 M}{(R + 25)^2} g$$

Bu formülünde uygulanması aynı esaslar içerisinde yapılarak Şekil 14. elde edilmiştir. Şekil 14. den g'nin grafiksel olarak bulunması aynı yöntemin uygulanmasıyla olmaktadır.

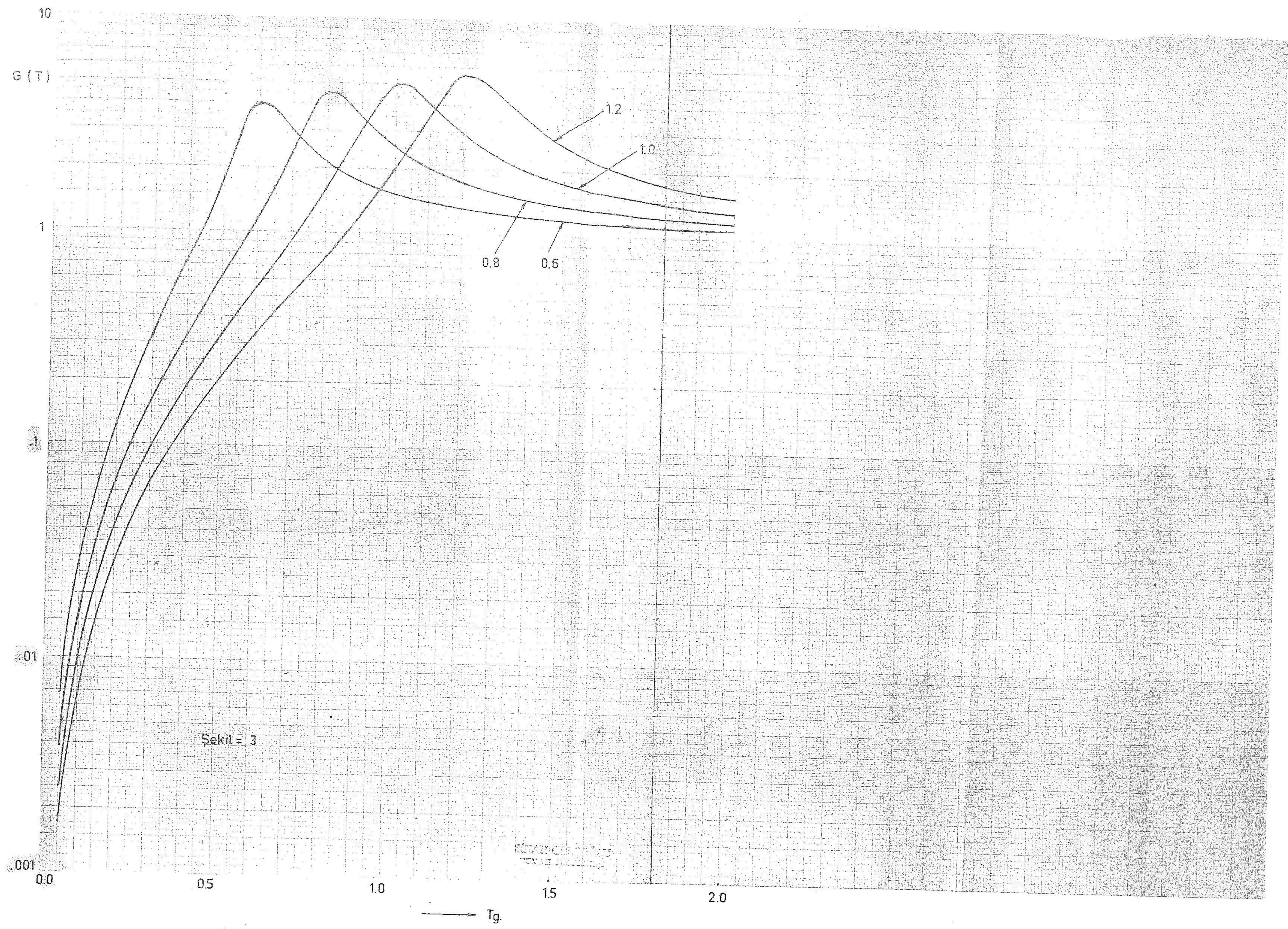




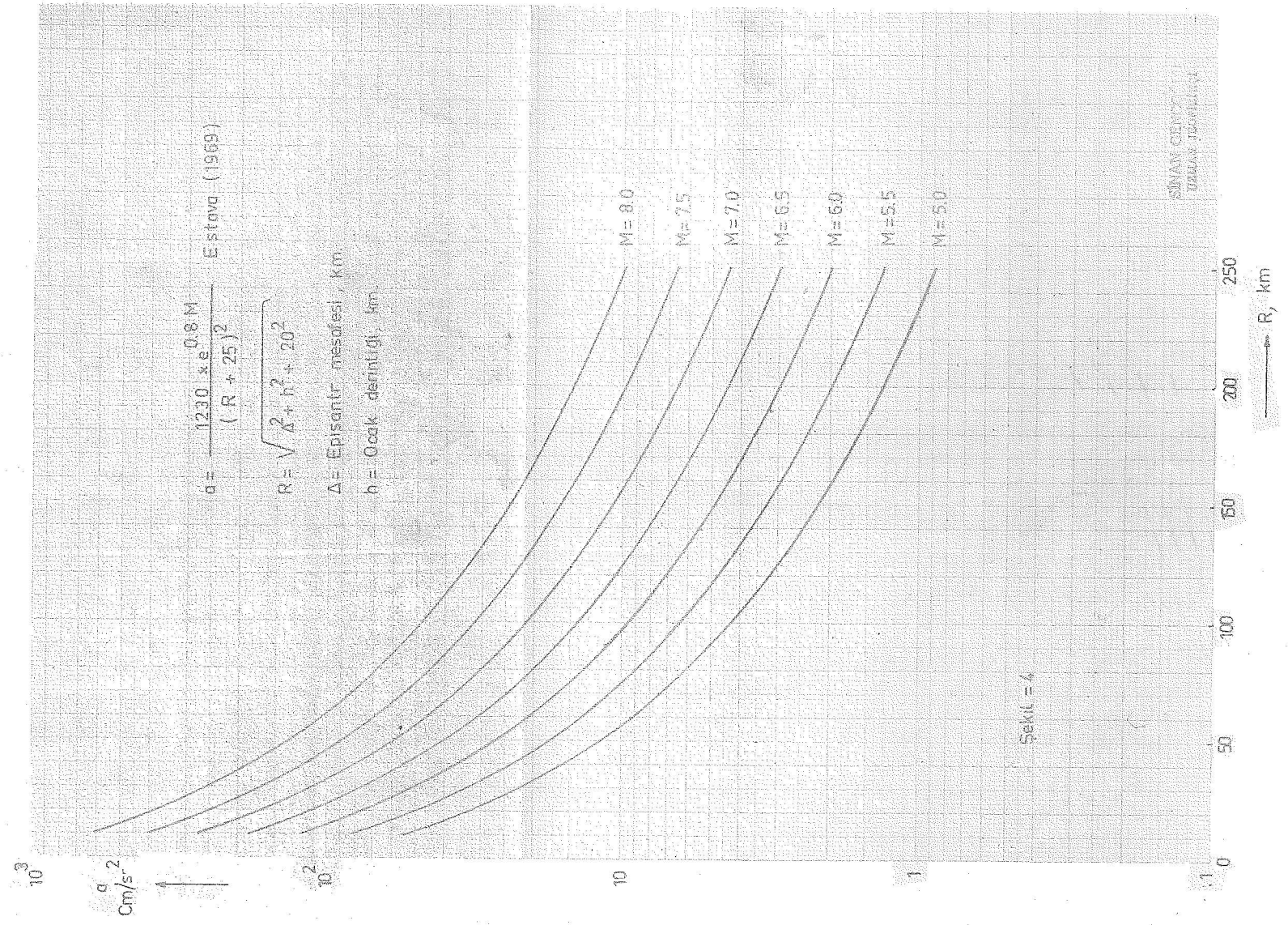












10000

a  
gal

$$a_{max} = \frac{5}{\sqrt{Tg}} \times 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.6}{X})} \log x + (0.167 - \frac{1.93}{X})$$

Tg = 0.2 sn.

1000

100

10

1

M = 8.0

M = 7.0

M = 6.0

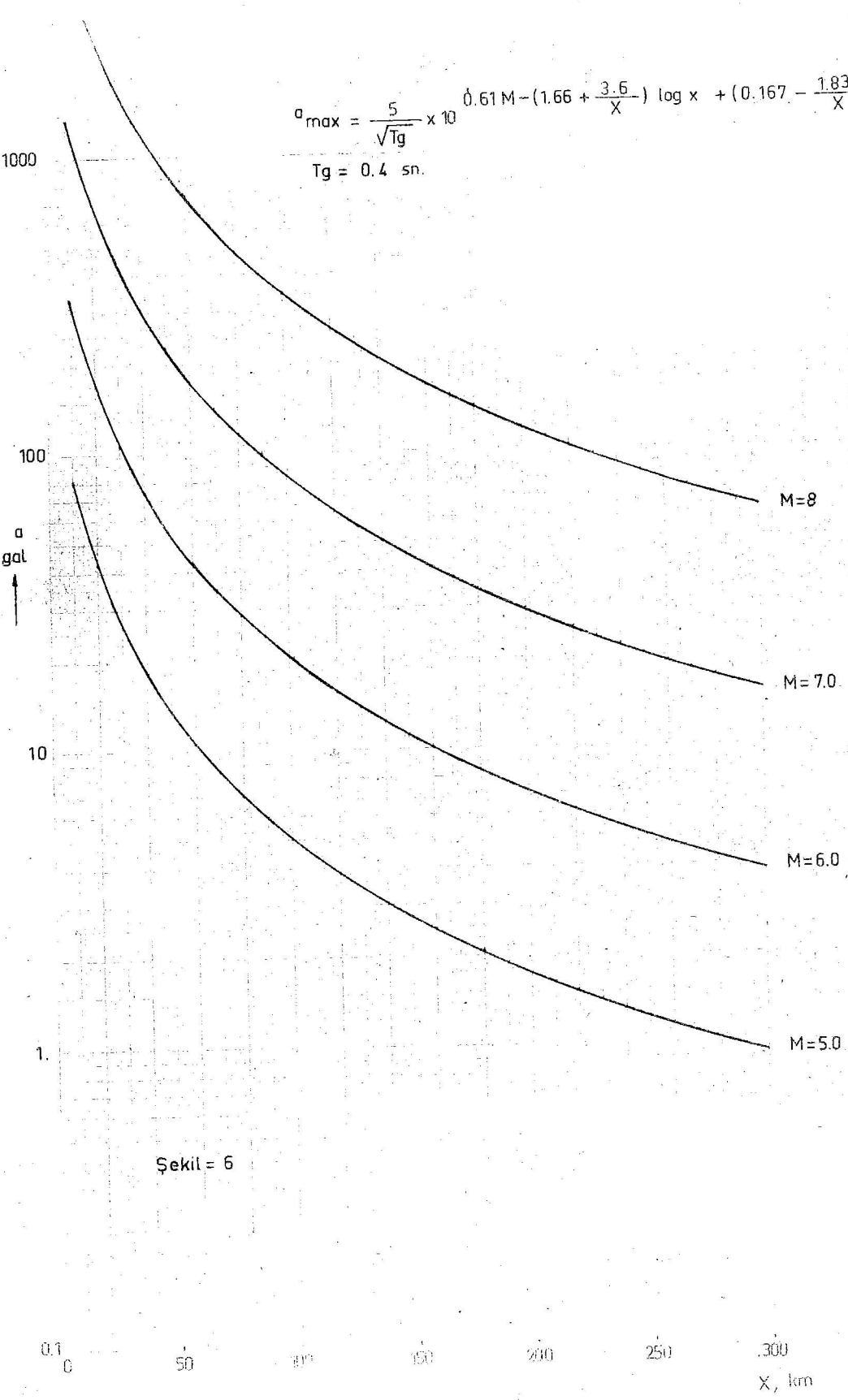
M = 5.0

Sekil = 5

x, km.

$$a_{\max} = \frac{5}{\sqrt{T_g}} \times 10^{0.61M - (1.66 + \frac{3.6}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

$T_g = 0.4 \text{ sn.}$



Şekil = 6

0.1 0 50 100 150 200 250 300  
X, km

$$a_{max} = \frac{S}{\sqrt{T_g}} \times 10^{0.61 M - (1.56 + \frac{3.5}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

$$T_g = 0.6 \text{ sn.}$$

a  
gal

1000

100

10

1.0

M=8.0

M=7.0

M=6.0

M=5.0

Şekil = 7

0.1

n

59

50

100

150

200

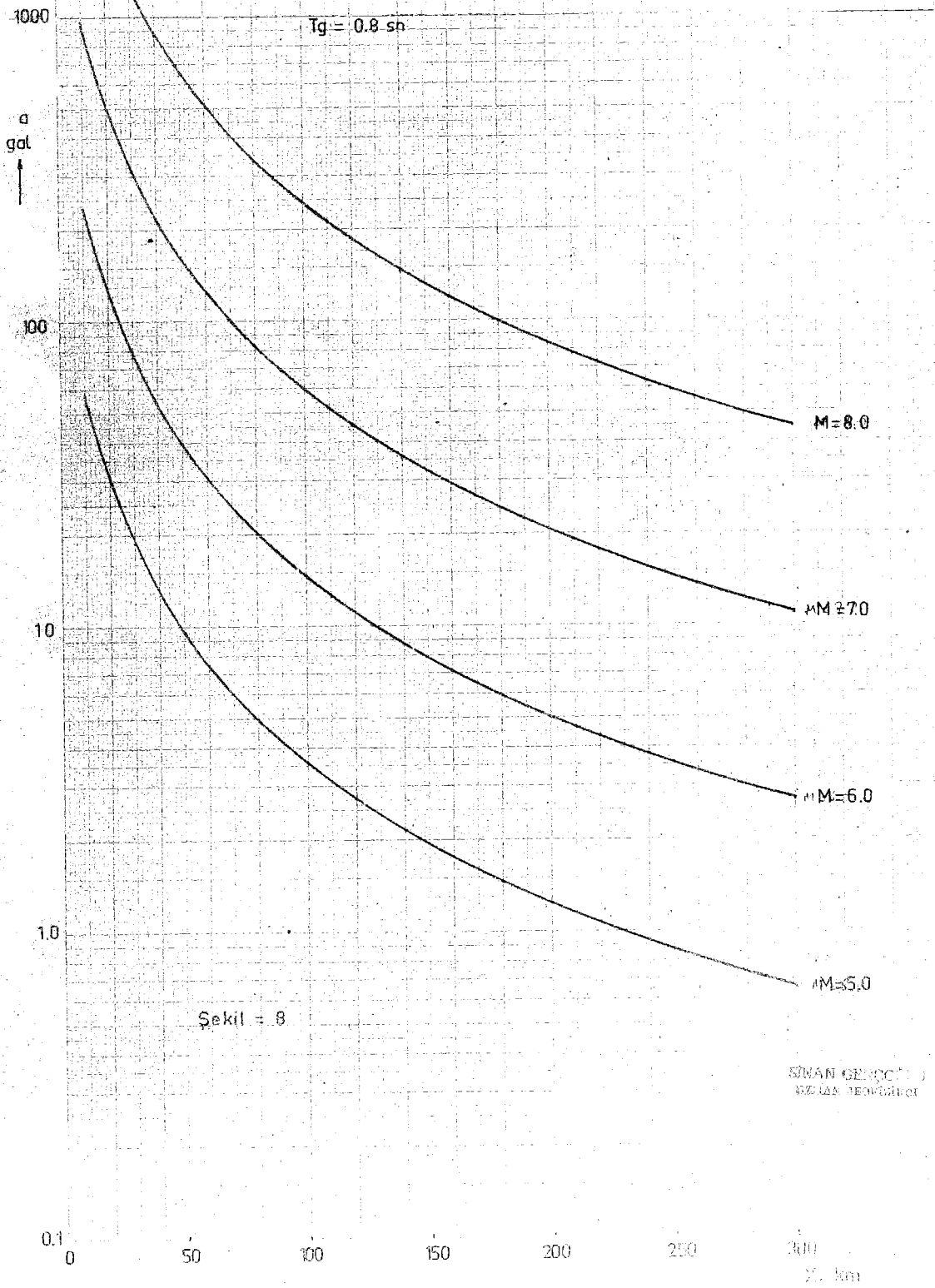
250

300

X, km

$$a_{\max} = \frac{5}{\sqrt{T_g}} \times 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

$T_g = 0.8 \text{ sn}$



Şekil = 8

SİRAN GECİCİ  
MÜHÜR



$$d_{\max} = \frac{S}{\sqrt{t_g}} \times 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.5}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

$t_g = 1.0 \text{ sn}$

$a$   
gal

1000

100

10

1.0

0.1

M=8.0

M=7.0

M=6.0

M=5.0

$S=K=9$

SINAN GENCOGLU  
UZMAN JROPLATKCI

X, km

$$a_{max} = \frac{S}{V_{tg}} \cdot 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.6}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

M = 7.0

Delta = 12

- Tg = 0.2 sn
- Tg = 0.4 sn
- Tg = 0.6 sn
- Tg = 0.8 sn
- Tg = 1.0 sn

SINAN GENCO  
UZMAN BOZELTICI

X, km.

$\sigma$   
gal

100

10

0.1

0 50 100 150 200 250 300

X, km.

$\sigma_{0X} =$

$\mu =$

$\sigma = 0.2$  m.  
 $\sigma = 0.5$  m.  
 $\sigma = 1.0$  m.  
 $\sigma = 2.0$  m.

SHARPE & ...  
DUNN ...

a  
gal

$$a_{\max} = \frac{5}{\sqrt{T_g}} \times 10^{0.61M - (1.66 + \frac{3.6}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

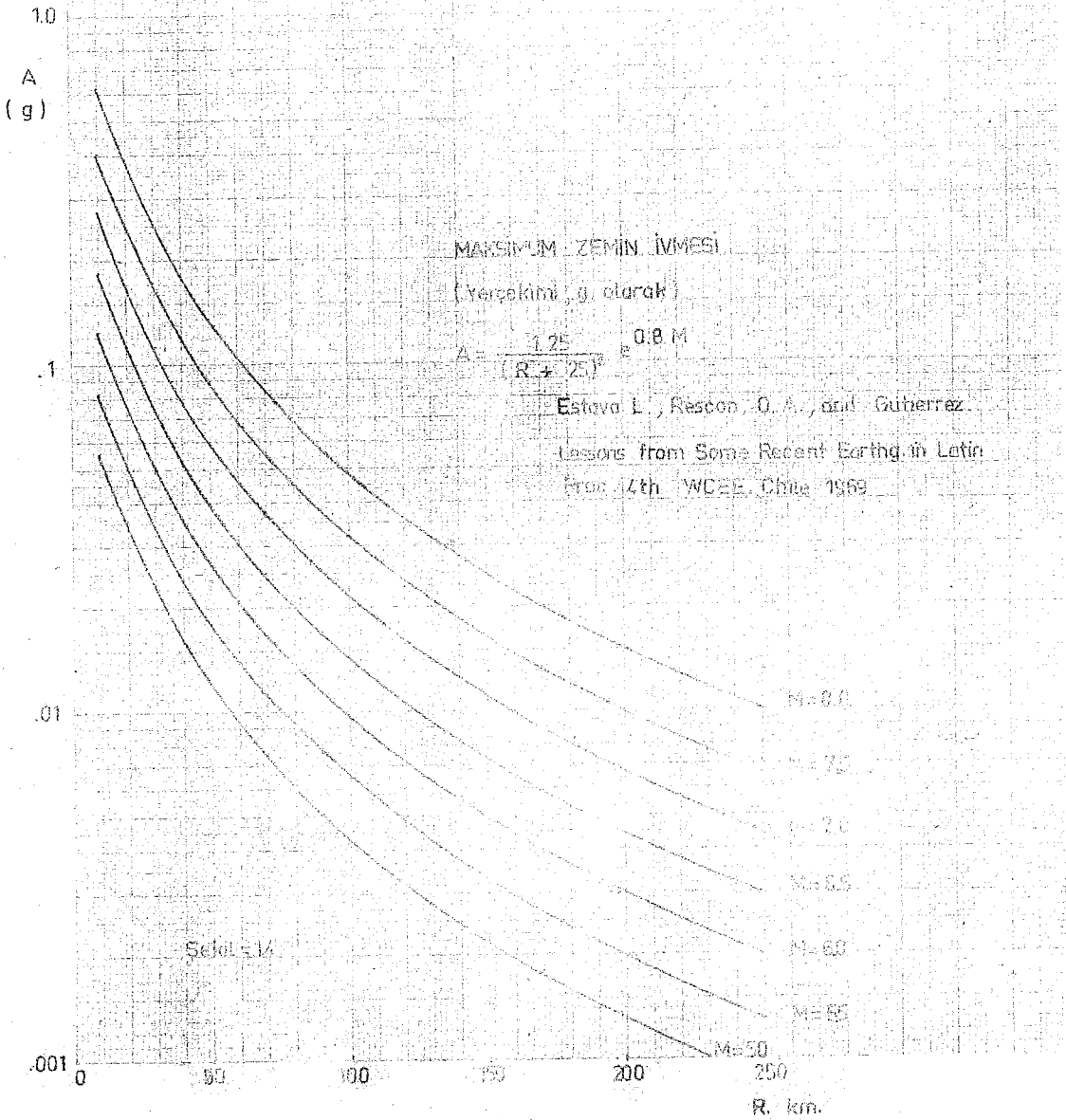
M = 6.0

Şekil = 11

T<sub>g</sub> = 0.2  
T<sub>g</sub> = 0.4  
T<sub>g</sub> = 0.6  
T<sub>g</sub> = 0.8  
T<sub>g</sub> = 1.0

SINAN GENÇOĞLU  
UZMAN JEOPUZİT

0 50 100 150 200 250 300  
X, km.



10000  
a  
gal

$$a_{\max} = \frac{5}{\sqrt{T_g}} \times 10^{0.61 M - (1.66 + \frac{3.6}{X}) \log x + (0.167 - \frac{1.83}{X})}$$

M = 8

1000

100

Şekil = 13

T<sub>g</sub> = 0.2 sn

T<sub>g</sub> = 0.4 sn

T<sub>g</sub> = 0.6 sn

T<sub>g</sub> = 0.8 sn

T<sub>g</sub> = 1.0 sn

SINAN GENÇOLU  
UZMAN JEOPİZİKİ

10

0

50

100

150

200

250

300

X, km.

# S

## DALGALARININ MEYDANA GETİRİLİŞİ VE UYGULAMASI ÜZERİNDE DENEYSSEL ÇALIŞMALAR

Sinan GENÇOĞLU (1)

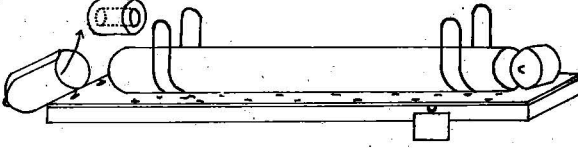
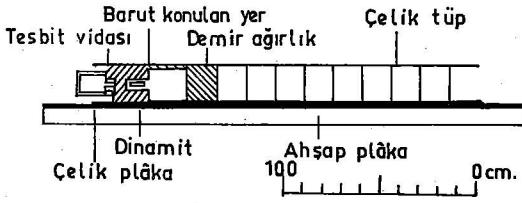
### I. SH Dalgaları Üzerinde Çalışmalar :

Elastisite teorisinden bilindiği üzere, P ve SV gibi dalgalara nazaran, SH dalgalarının bir ortamda yayılışı daha basittir. Yani, diğer hiçbir dalga, bir süreksizliğe gelen SH dalgalarının yansıma veya kırılmasından beklenilemez. Böylece, eğer yalnız SH dalgaları yayan bir sismik kaynak veya herhangi bir tertip meydana getirildiğinde, bu şekilde elde edilen sismoğramlar oldukça basit olacak ve bunların değerlendirilmeleri de diğer hallere nazaran daha kolay yapılabilecektir.

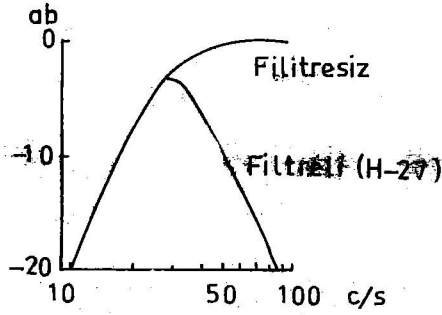
Jolly, kendisinin tertiplelediği Silâh (Gun) adı verilen bir SH dalga jeneratörünü kullanarak ilk defa böyle bir deneyi başarıyla gerçekleştirmiştir. Japonya'da ise, Kobayashi ve diğer araştırmacılar, halen pratikte küçük çapta deneyler için kullanılan basit tarzda bir SH dalga jeneratörü tertiplemişlerdir. Bu yöntemde, yeryüzeyine tam olarak temas etmesi için üzerine yeteri kadar ağırlık konulmuş ahsap bir plakaya (1.5 - 2.5 m. uzunluğunda, 30 - 50 cm. genişliğinde ve 5 - 8 cm. kalınlığında) kenarlarından bir çekiçle vurulmaktadır. Bu vuruş nedeniyle, plâka ve zemin arasında ani kesme kuvveti ve dolayısıyla SH dalgaları yayılmaktadır. Yöntem basit ve pratik olmasına rağmen, yayılan SH dalgalarının ilk hareketleri bir dereceye kadar sönüktür, zira vuruşu gerçekleştiren insan gücü nedeniyle deneylerdeki ölçülen amplitüdün müşahade edilen maksimum mesafesi 150. m. den azdır. Bu durumu düzeltmek üzere yapılan müteakip çalışmalarda, Komaki, Jolly's Gun'a benzer bir jeneratör tertiplemiştir. Küçük şarj miktarının kullanıldığı hallerde başarılı sonuçlara ulaşılmışsa da, büyük şarj miktarları kullanıldığında jeneratörün kendisi, dengesiz ağırlığı nedeniyle sallanmıştır. Ayrıca bundan başka, jeneratörle ortam arasındaki kontaktı temin etmek gayesiyle kullanılan uçların (spike), P dalgalarının orjini olmasından da şüphelenilmiştir. Bu durumda, Komaki'nin tertiplemiş olduğu jeneratörde maksimum şarj miktarı 30 gr. olup, yukarıda belirtilen güçlükler ortadan kalkmış olmamaktadır.

E. Shima ve Y. Ohta, yapmış oldukları bir çalışmada bahsi geçen bu güçlükleri ortadan kaldırmak üzere yeni bir jeneratör tertibine çalışmışlardır. Ayrıca tertip ettikleri bu yeni jeneratörü arazi çalışmalarında denemişlerdir.

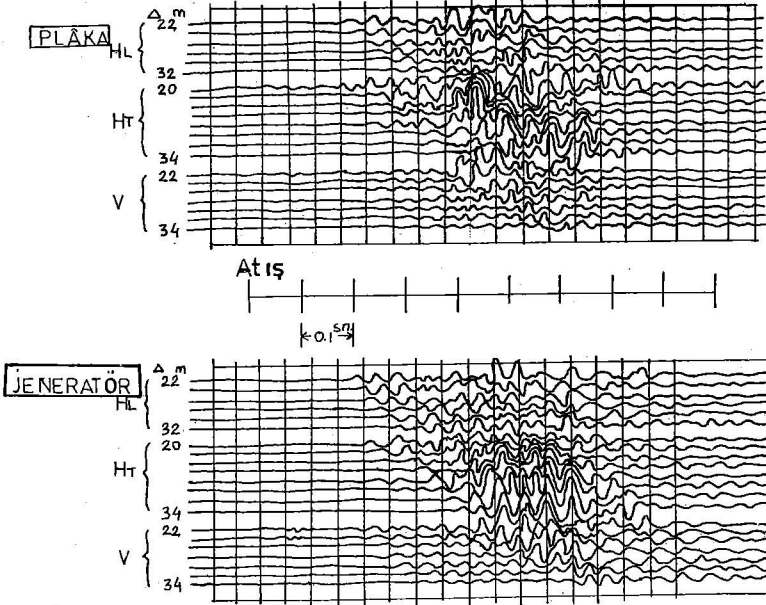
(1) İmar ve İskân Bakanlığı, Deprem Araştırma Enstitüsü Başkanlığı.



Sekil 1. Mark I SH dalgâ jeneratörünün sematik bir diyagramı.



Sekil 2. Sistemin mukabelesi



Sekil 3. SH jeneratöründen ve bir plâkaya vurmâk suretiyle elde edilen dalgâlardan alınan kayıtların karşılaştırılması.



### **I.a. SH Dalga Jeneratörünün Tertiplenmesi :**

Daha iyi bir jeneratör meydana getirebilmek için, evvelce yapılmış olanların geçerli ve geçerli olmayan tarafları incelenilmiştir. Aşağıda, iyi bir jeneratörün tertibi için gerekli olacak unsurlar sırasıyla verilmiştir.

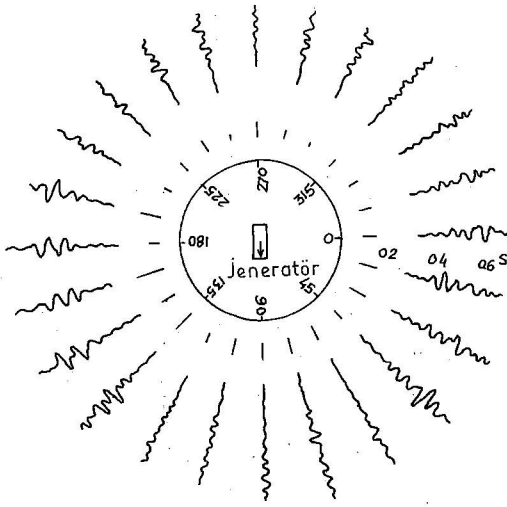
- i) SH dalga jeneratörü dengeli olmalıdır. Yani, gerçek çalışmalarda diğer sismik dalga tiplerini ortadan kaldırmak için istenmeyen dalgaları asgari hadde tutmak gerekmektedir.
- ii) Dalgaların ilk hareketleri belirli ve müşahade edilecek mesafe geniş olmalıdır.
- iii) Jeneratörün taşınması kolay olmalıdır.

Yukarıda sayılan faktörler göz önüne alınarak Mark I jeneratörü tertip edilmiştir. Jeneratörün dengesiz ağırlığı bir gürültü kaynağı olacağından (i maddesi) bu konuda azami itina gösterilmiştir. Jeneratörle zemin arasındaki kontakta sağlamak üzere, yukarıda mahzurları belirtilen demir uçlar yerine, ahşap bir plâka kullanılmıştır. Ayrıca, jeneratörün ağırlığı da artırılmıştır. (ii) maddesinde belirtilenleri temin etmek için, enerji kaynağı olarak patlayıcı madde kullanılmasına karar verilmiş ve böylece gerekli yüksek güç kolayca temin edilebilmiştir.

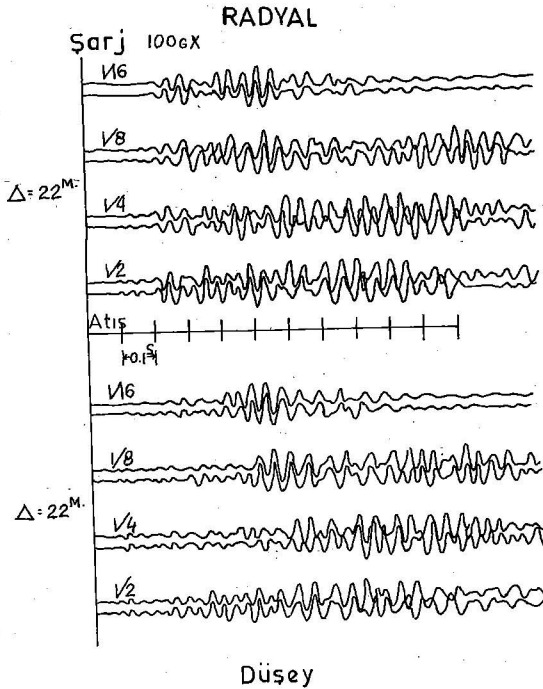
Şekil 1. de, Mark I jeneratörünün şematik diyagramı verilmiştir. Demir bir boru (20 cm. çapında, 0,8 cm. kalınlığında ve 200 cm. uzunluğunda) plakaya kaynak yapılarak tesbit edilmiştir. Şekil 1. de gösterildiği gibi, ahşap plâkanın üst kısmı çelik bir plâkayla sağlamlaştırılmıştır. Böylece, hem plâkanın eğilmesi ve hem de demir borunun kolayca kaynak edilmesi sağlanmış olmaktadır. 250 cm. uzunluğunda, 50 cm. genişliğinde ve 5 cm. kalınlığında bir plaka kullanılmıştır. Demir borunun barut konulan ucu çelikle sağlamlaştırılmış tesbit vidalarıyla tesbit edilmiştir. Diğer ucuna ise, dengeyi temin etmek üzere her biri 30 kg. ağırlığında 9 demir ağırlık konulmuştur. Barut ateşlendiğinde, patlama sonucunda hasıl olan basınç nedeniyle ağırlıklar dışarı doğru itileceklerdir. Bunun sonucunda da plaka ters yönde hareketlenerek, çok kısa zamanda tesir eden kuvvetli kesme hareketini zemine uygulayacaktır. Burada, bu kuvvetin patlayıcı maddenin miktarı ve yüzeyde birim alanda hareketlenen ağırlıklara tabi olduğu ortaya çıkmaktadır. Bununla beraber, yapılan deneylerde daha fazla ağırlık kullanılmamış olup, jeneratörün toplam ağırlığı (ağırlıklar dahil) 600 kg. dan biraz daha azdır. Mark I jeneratörü, maksimum şarj miktarı 100 gr. olacak şekilde tertiplenmiştir.

### **I.b. Saha Testleri :**

Gerek aletin testi ve gerekse jeneratör vasıtasıyla yayılan SH dalgalarıyla sismik prospeksiyon yapmak amacıyla, Chiba bölgesinde Narita'da Tone nehrinin teraslarında deneyler yapılmıştır.



Şekil 4. Doğrultu testlerinin sonuçları.



Şekil 5. Radyal ve düsey bileşenler için yeniden alınan kayıtlara ait örnekler.

Deneylerde, elektromagnetik osiloskop da ihtiva eden SIE firmasına ait 24 kanallı teyp kayıt sistemi, tabii frekansı 30 cps olan sismometrelerle kullanılmıştır. Kayıt sırasında filtre kullanılmamıştır. Ancak, playback esnasında H - 27 yüksek kesme filtresi kullanılmıştır. Sistemin toplam mukabelesi Şekil 2. de gösterilmiştir.

Mutad sismik prospeksiyon sonucunda, yüzeyden itibaren bir kaç metre derinliğe kadar olan düşük hızlı tabaka hariç olmak üzere ( $V_p = 300 - 500$  m/sn.), esas olarak kum ve silt ihtiva eden ve 50 - 60 m. derinliğe kadar uzanan takriben 1400 - 1700 m/sn. hızı havi oldukça üniform bir tabaka bulunmuştur.

Yapılan saha çalışmaları aşağıdaki hususları kapsamaktadır.

- i) SH jeneratöründen elde edilen dalgalar ile bir plakaya yatay olarak vurmak suretiyle yayılan dalgaların kayıtlarının karşılaştırılması
- ii) Hakim SH dalgaalarının yön testleri
- iii) Aynı yerde farklı şarj miktarı kullanarak, yayılan dalga formunun periyod ve amplitüdlerinde herhangi bir değişim olup, olmadığını araştırılması
- iv) Yayılan SH dalgalarının, ölçülebilir maksimum mesafesinin elde edilmesi ve jeneratörün tertibinde en büyük gücün bulunması

(i) den (iii) üncü maddeye kadar olan testler, jeneratörün dengesiyle ve aynı zamanda ilk hareketin belirli bir şekilde olması problemiyle de ilgilidir. Yapılan deneyler oldukça küçük periyod aralığını kapsamaktadır

Deney sonuçları aşağıdaki gibi özetlenebilmektedir.

**I.b.i.** Şekil 3. de aynı yerde hem plakaya vurmak suretiyle ve hem de jeneratörle elde edilen sismogramlar verilmiştir. Kayıtlar, kuvvet doğrultusuna paralel yatay bileşenleri göstermektedir. Her iki kayıt arasında iyi bir uygunluk görülmektedir. Kullanılan şarj miktarı  $100 \times 1/6$  gr. olup, her iki kayıt sırasında da gain ayarları aynı tutulmuştur.

**I.b.ii.** Amplitüd, kuvvete dik doğrultuda yayılan SH dalgalarında maksimum değere ulaşırken, kuvvetin doğrultusu boyunca minimum olmaktadır. Bunun testi için, Şekil 4. de gösterildiği gibi, 30 m. lik bir daire boyunca her  $30^\circ$  de bir yatay bileşenler ölçülmüştür. Şekilden de yukarıda bahsedilenlerin doğruluğu belirlenmektedir. Ayrıca, SH jeneratörünün bir SV jeneratörü de olduğu anlaşılmaktadır, yani kuvvet doğrultusu boyunca hareketin radyal bileşenide ölçülmektedir.

**I.b.iii.** Değişik şarj miktarlarının kullanılmasıyla yayılan dalga formlarının periyod ve amplitüdlerinde herhangi bir değişiklik olup, olmadığını görmek için 22 m. ile 32 m. arasında her 2 m. de bir üç bileşenli ölçmeler yapılmıştır. Şarj miktarları  $100 \times 1/16$ ,  $1/8$ ,  $1/4$  ve  $1/2$  olarak uygulanmıştır. Şekil 5 ve 6. da, bu tarzda elde edilen sismogramlar verilmiştir. Şekillerden de görüleceği üzere, bütün haller de her üç bileşen için de iyi bir uygunluk vardır. Uygunluğun derecesi sırasıyla, düşey, radyal ve yatay bileşen olmak üzere artmaktadır

Genellikle mutad sismik atıflarda, şarj miktarının artmasıyla, yayılan dalgaların amplitüdüleri ve periyodlarında bir artış görülmektedir. Bu durum, hernekadar bu deneylerde de beklenildiyse, Şekil 6 ve 7. de ölçülebilir bir değişiklik görülmemiştir. Dalgaların periyodlarıyla ilgilenildiği sürece, sismik dalgaların elde edilme şeklinde yani, deneydeki tatbik şekliyle, mutad sismik prospeksiyondaki tatbiki arasında tamamen bir fark olduğundan, bu durumda şarj miktarındaki bir artış yeterli bir etki sağlamamaktadır. Ayrıca, toplam sistemin mukabelesinin bir çeşit çok keskin band geçiren filtre olduğu da unutulmamalıdır.

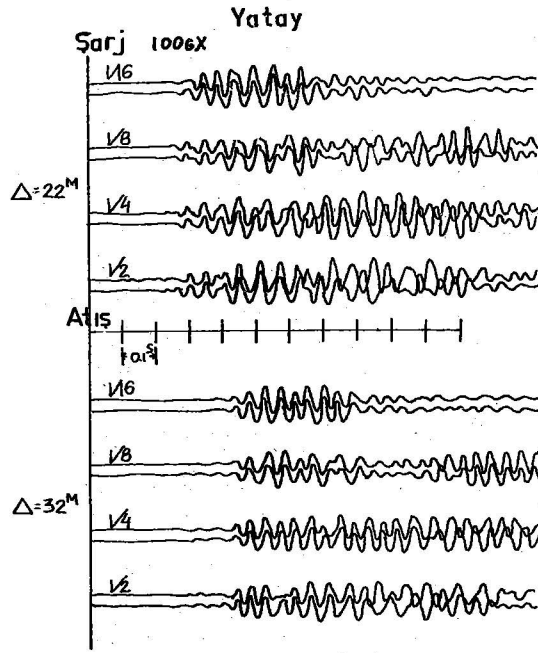
**I.b.iv.** Deneylerin son kısmı ise, yayılan SH dalgalarının ölçülebilir maksimum mesafesini bulmayı ve sahadaki S dalga bilgilerini elde etmeyi kapsamaktadır. Bunun için 30 cps tabii frekanslı sismometrelerle, kaynaktan 510 m. uzaklığa kadar ölçmeler yapılmıştır. Açılımların her biri 17 sismometreden ibaret olup, 6 açılımı kapsayan ve 306 m. ye kadar olan serilimde sismometre aralıkları 3 m. olarak alınmıştır. 306 M. den 510 M. ye kadar olan serilimde ise, iki açılım kullanılmış ve sismometre aralıkları 6 m. olarak alınmıştır. Şarj miktarları esas olarak 25 - 50 gr. arasında tutulmuştur. Ancak, jeneratörün en büyük gücünü test için de, 200 ve 300 gr. gibi büyük şarj miktarlarında kullanılmıştır.

Şekil 7. de SH varışlarının zaman-mesafe grafiği, S dalga bilgilerinden hesaplanan yeraltı yapısıyla birlikte verilmiştir. Açılımlarda ters atış yapılmış olup, tabakalar yatay olarak farzedilmiştir. Varılan sonuçlar, jeolojik doneler, elektrikli resistivite ve standard penetrasyon gibi yöntemlerden elde edilen sonuçlarla iyi bir uygunluk göstermektedir. Mutad sismik prospeksiyonla varılan sonuçlarla iyi bir korelasyon yapılamamıştır, bunun nedeni, muhtemelen tabakaların çok miktarda ihtiva ettiği su olabilir. Dolayısıyla bu neden, S dalga bilgileriyle yeraltı yapısının araştırılmasına iyi bir sebep olarak düşünülebilmektedir.

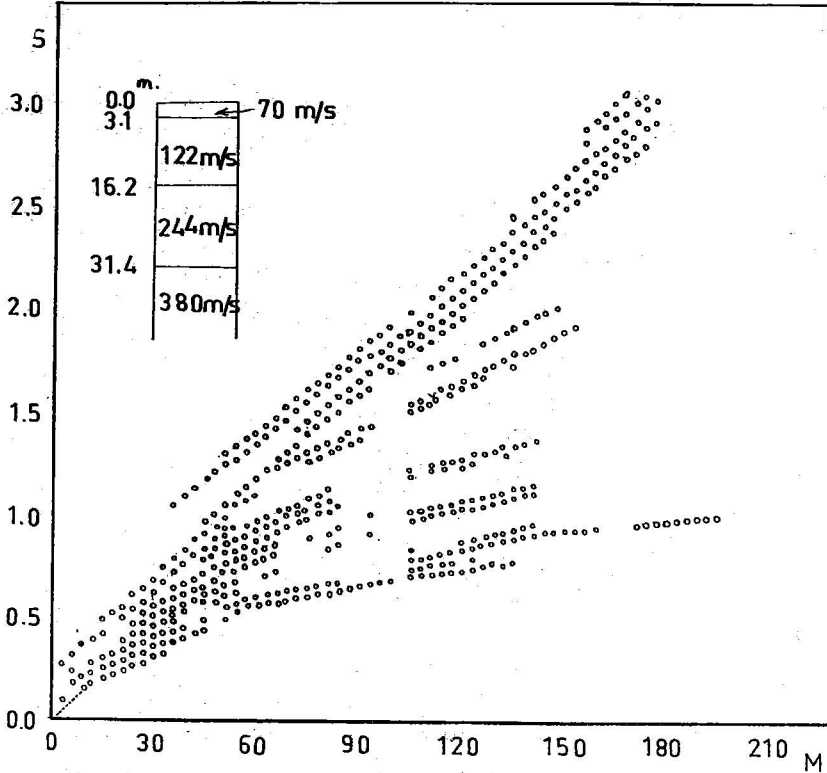
## II. SV Dalgaları Üzerinde Çalışmalar

Bilindiği gibi yeraltı tabakalarının fiziksel özelliklerinin araştırılmasında, etüd sahasında asıl yerinde yapılan S dalga hızlarının ölçülmesi önemli bir rol oynamaktadır. Bu açıdan hareketle, bir evvelki bölümde tertibi izah edilen SH jeneratörüyle hasil edilen SH dalgaları incelenilmiş ve olumlu sonuçlar alınmıştır. Bu bölümde ise, yayılan diğer bir dalga tipi, yani SV dalgaları incelenilecektir.

Son zamanlara kadar, mutad sismik kaynaklardan elde edilmiş sismogramlarda, SV fazlarının ayırt edilmesinin çok zor olduğu belirlenmekteydi. Teorik açıdan, radyasyon modellerinin bazı durumlarda orijine nazaran küresel simetrik durumda olduğu varsayımında, S dalgaları beklenilemez. Ancak, eğer radyasyon modellerinde pek az bir asimetrik durum var ise, ki bu durum saha deneylerinde fazla optimistik bir görüş değildir, SV dalgaları beklenilebilir. Örneğin, White ve Sengbush konuyla ilgili yapmış oldukları bir çalışmada devamlı olarak genişletilmeyen bir patlama kuyusunda küçük miktarda patlayıcı madde patlatmışlardır. Radyasyon, silindirik boşluğun du-



Şekil 6. Yatay bileşenler için yeniden alınan kayıtlara ait örnekler



Şekil 7. SH sarışlarının zaman-mesafe grafiği ve hesaplanan yeraltı yapısı.

varlarındaki fiili basınç nedeniyle olup, şiddetli basınç pulsarı kuyudaki sıvı içerisinde her iki doğrultuda yayılmışlardır. Kitsunezaki, aynı konuyla ilgili yapmış olduğu çalışmalarda, bir madende asimetrik radyasyon modellerinin SV dalgalarını yaydığını ispatlamıştır. Yapılan bu deneysel çalışmalarda, nisbeten sert kayalarda açılmış kuyularda patlatma yapılmış ve böylece kuyunun kendisi kuvvet doğrultusunu temin etmekte, yani SV dalgalarının, yardımcı olmuştur.

Burada izahı yapılacak olan çalışmada ise ortam, çok yumuşak malzeme, çoğunlukla alüvyal malzemeler olduğundan yukardaki yöntemler doğrudan doğruya uygulanmamaktadır. Herşeyden evvel, gerek patlama basıncı ve gerekse statik basınç nedenleriyle kuyuyu çöktüden kurtarmak ve uygun bir şekilde muhafaza etmek için, muhafaza borularının kullanılması gerekmektedir. Bu nedenle, sismik kaynaklara nazaran özel mülâhazalar göz önüne alınacaktır. Bilindiği gibi, SV dalgalarının yayılımı tabiatıyla P dalgalarıyla ilgilidir. SV dalga varışlarını gölgeleyecek olan P dalgalarından kurtulmak zor olacaktır. Bunun için gözlemlerin yanısıra, aletsel açıdan da S ve P dalgalarının amplitüd oranlarını düzeltmek esas olacaktır.

Yukarıda belirtilenleri kapsayacak şekilde ilk çalışmalar, Chiba bölgesinde Narita Şehrinde Tone nehrinin kumsallarında iki tip SV sismik kaynağı vasıtasıyla yapılmıştır. Tabii frekansları 4.5 ve 30 cps olan 24 kanallı kaydedici teyp ve sismometre, mutad sismik araştırmalar için kullanılmıştır.

### II.a. Saha Çalışmaları :

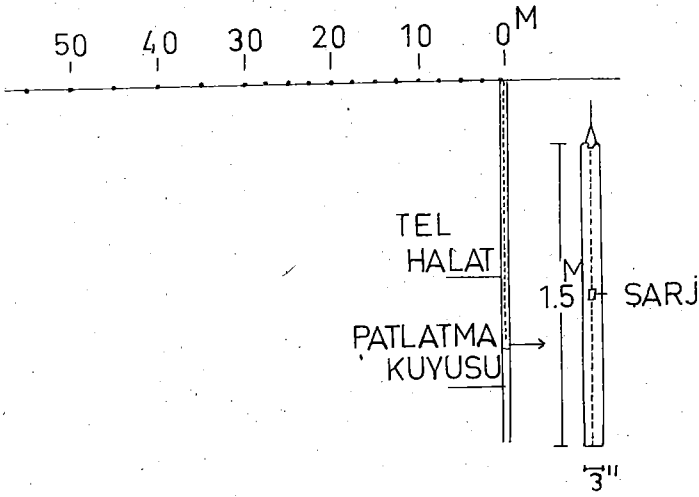
**Birinci Haz :** Bu deney, Healan'ın teorik esaslarını baz olarak almış olup, bir dereceye kadar White ve Sengbush'un deneylerine benzemektedir. Ancak, çalışılan ortamın çok gevşek olması dolayısıyla, muhafaza borusu olmadan deney yapılması halinde kuyunun çökmesi kaçınılmaz bir durum olarak ortaya çıkacaktır. Bunun için, plastik muhafaza boruları kullanılmıştır. Şekil 8. de şematik olarak gösterildiği gibi, normal atışlardan kuvvetin şiddet doğrultusunun elde edilemeyeceği düşüncesiyle, kuvvetin doğrultusu düzeltilmek (regüle etmek) amacıyla demir bir boru kullanılmıştır. Kullanılan demir boru 150 cm. uzunluğunda, 7.5 cm. çapında ve 0.3 cm. kalınlığındadır. İstenilen miktardaki şarj, borunun ortasına konulmuş bir tel halatla kuyunun dibine yavaşça indirilmiş ve sonrada belirlenen bir derinlikte patlatılmıştır. Demir boru yalnız patlatmadan dolayı olan basıncı regüle etmemiş, aynı zamanda muhafaza borularını kuyu duvarlarına tatbik edilen direkt radyal basınçın nedeniyle meydana gelebilecek kırılmalardan da korunmuştur. Müteakiben şiddetli basınç pulsarı aşağı ve yukarı olmak üzere, her iki doğrultuda da yayılmışlardır. Sonuç olarak, sismik kaynak beklenen düşey doğrultuda polarize edilmiş olmaktadır. Sismometrelerin tabii frekansları 30 cps. olup, aralarındaki uzaklık, kuyudan ( $\Delta = 0$  m. den) 30 m. ye kadar 2.5 m. ve 30 m. den 55 m. ye kadar da 5 m. olarak alınmıştır. (Şekil 8). Hem düşey ve hem de radyal bileşenler izlenilmiştir. Ayrıca radyasyon modellerini de kaydetmek için yardımcı bir kaynak olarak, kuyuda 30 m. derinliğinde, bir daire şeklinde 4.5 cps. lik 7 adet düşey sismometre yerleştirilmişse de değerlendirme işlemleri yüzeydeki açılımlardan elde edilen sismogramlardan yapılmıştır.

İlk olarak, kuyuda demir boru varken ve yokken olmak üzere iki halde, farklı miktarlardaki patlatma şarjlarıyla elde edilen sismogramların karşılaştırılması yapılmıştır. Bu karşılaştırma, demir borunun radyasyon modelleri üzerinde ne derecede etkili olduğu hakkında bilgiler vermesi bakımından gerekli sayılabilir. Demir borunun patlama basıncına karşı yeter derecede muhafaza borusunu koruyamayacağı nedeniyle, muhafaza borusunun kırılabileceği düşüncesiyle, yalnız 29.9 m. de şarj miktarı  $100 \text{ g} \times 1/16$  olduğunda demir boru çekilmemiştir, yani tek bir hal içi inceleme yapılmıştır. Ayrıca yine aynı düşünceden hareketle, yani patlama basıncından muhafaza borusunu korumak için demir boru yeter derecede mukavim olmadığından dolayı mümkün mertebe küçük şarjlar kullanılması yoluna da gidilmiştir. Bundan başka, emniyeti sağlamak gayesiyle de, kapsül sırasıyla demir boru var ve yokken 14.3 m. ve 7.0 m. de patlatılmıştır.

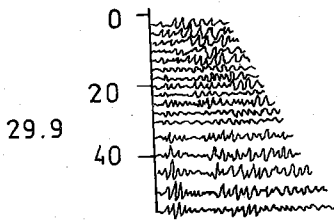
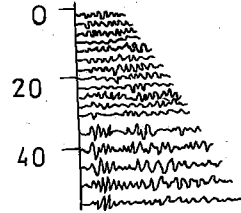
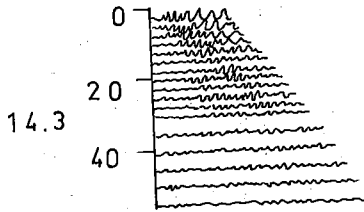
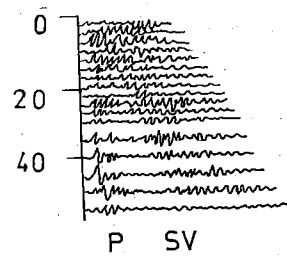
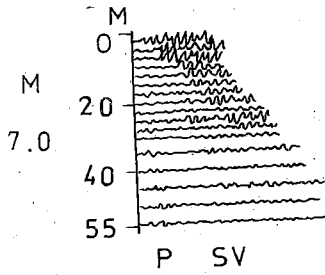
Şekil 9. da, her iki kaynaktan elde edilen kayıtların karşılaştırılması verilmiştir. Şekilden, her iki halde de iki hakim dalga grubunun varlığı kolayca görülmektedir. Karşılaştırmaya bir örnek olmak üzere, patlatma noktasının 14.3 m. olduğu hal alınmıştır. Her iki kayıtda da ilk gelen dalga grupları zahiri hızı takriben  $1500 \text{ m/sn.}$  olan P dalgalarıdır, diğerleri ise bir dereceye kadar tek (solitary) dalga grupları olup, P dalgalarıyla karşılaştırıldığında pek az düşük frekansları havi zahiri hızları da takriben  $250 \text{ m/sn.}$  dir. Şekilde, bu dalga gruplarının geliş zamanları ( . ) ile işaretlenmiştir. Bu dalga gruplarının (hacim dalgaları, SV) esas özelliği, patlatma noktasının değişimlerine nazaran onların zahiri hızlarındaki değişikliklerdir. Yukarıda bahsedilen dalga grupları bütün hallerde görülmektedirler. Üçüncü dalga grubu, yalnız demir boru kullanıldığı zaman hakimdir. Burada belirtilecek bir nokta, bu grubun patlatma derinliğiyle bir ilgisi olmadığıdır. Farklı derinliklerdeki atışlardan elde edilen hızlar aynıdır, ayrıca intercept zamanlar da hemen hemen aynıdır. Bu dalgaların, kaynaktan yayılan kuvvetli basınç pulslarının varışları dolayısıyla yüzey civarında ikinci olarak yayılan SV dalgaları olduğuna inanılmaktadır. Şekil incelendiğinde, yukarıda bahsedilen farzların, patlatma derinliği 29.9 m. olduğu zaman bile net oldukları anlaşılmaktadır. Genellikle, derinde küçük miktarda şarj kullanmak suretiyle yapılan atışlardan yüzey dalgaları izlenemeyecektir. Gerçekten, 7 m. derinlikteki mutad atıştan elde edilen sismogramlarda bu gibi gruplar bulunmamıştır. Yüzey dalgalarının dördüncü dalga grubu olan SV dalgaları bu şekilde meydana getirilebilmektedir.

Kaynak çeşitlerinin hepsinin karşılaştırılmasında, SV dalgalarının amplitüdünün azalmasına rağmen, borulu kaynak halinde çok küçük P dalgası amplitüdüleri bulunulmuştur. Bu, enerjinin P ve S dalgalarındaki bölünmesinin, böyle basit bir tertiple büyük ölçüde düzeltilebildiğini göstermesi bakımından iyi bir belirtidir.

**İkinci Hal :** ikinci deney, muhafaza borusuna bir çekiçle düşey olarak vurmak suretiyle SV dalgalarının elde edilip, edilmeyeceğini test etmek için yapılmıştır. Bu işlem, kuyunun duvarlarına şiddetli bir kesme kuvvetinin tatbik edilebileceğini ümit ederek yapılmıştır. Bu tip çalışmaların çok az araş-



Şekil 8. Sismik kaynağı regüle etmek için kullanılan demir boru ve sismometrelerin yayılımı.



Demir boru yokken

Demir boru varken

Şekil 9. Demir borunun var ve yok olduğu haller için sismik kaynaktan elde edilen sismoğramların mukayesesi.



tırcı taarfindan, ekseriya yapı sahalarında, kazık çakma işlemleri esnasında izlenen dalgalarla yapıldığı bilinmekteyse de, şimdiye kadar yeterli bir done bu konuda ortaya konulmamıştır.

Şekil 10. A (1) ve A (2) de, bu yöntemle elde edilmiş örnek sismogramlar gösterilmiştir. A (1), 29.9 m. deki patlatmadan hemen sonra alınmıştır, bu patlatmada muhafaza borusu patlatma noktasına yakın bir yerden kırılmıştır. 17 m. ye kadar zahiri hızı 120 m/sn. ve 17 m. den sonrası için de 240 m/sn. olan ilk varışlar, bu dalgaların hacim dalgaları olduğunu net bir şekilde belirlemektedirler. Aynı şekilde A (2) de, 7 m. deki atıştan elde edilmiştir, zahiri hız yine 120 m/sn. dir. Her iki atıştan elde edilen bu doneler, bir evvelki yöntemden elde edilenlerle oldukça benzerdirler. Karşılaştırma yapılabilmesi için Şekil 10. da, yeryüzeyine bir çekiçle vurmak suretiyle elde edilen sismogram da verilmiştir. Burada da SV dalgaları belirlidir. Bu gözlemler düşey bileşenlerle yapılmıştır.

Derinde SV dalgaları meydana getirildiğinde, çoğu radyal bileşenler olmak üzere kırılmış dalgalar yüzeyde izlenmişlerdir. İzlenen radyal bileşenler Şekil 11, A (2) da gösterilmiştir. Şekil 11. deki B (1) ve B (2) sırasıyla, yüzeyde bir çekiçle vurmak ve 30 cm. derinliğindeki bir atıştan elde edilen sismogram örnekleridir. A (2), diğer SV çalışmalarıyla karşılaştırıldığında mükemmel olarak nitelenebilmektedir, çok küçük P varışları SV varışlarıyla gölgeleneceklerdir.

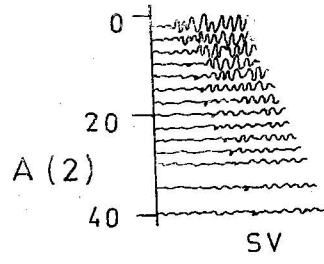
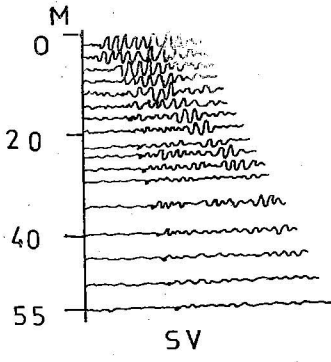
Şekil 12., farklı sismik kaynaklardan yayılan dalgaların zahiri hızları arasındaki korelasyonu görmek için, bütün hallerde hiç bir derinlik düzeltilmesi yapılmaksızın, doneler grafik olarak noktalanmıştır. Aralarındaki korelasyon mükemmel olarak nitelenebilmektedir. En üstteki tabakanın hızı, gerek SH ve gerekse SV ölçmelerinden elde edilen donelerden hesaplanılmıştır. Şekil 12. de kalın çizgi, SH deneylerinden varılan sonuçları göstermektedir.

## II.b. SV Dalgalarıyla Yeraltı Yapısı :

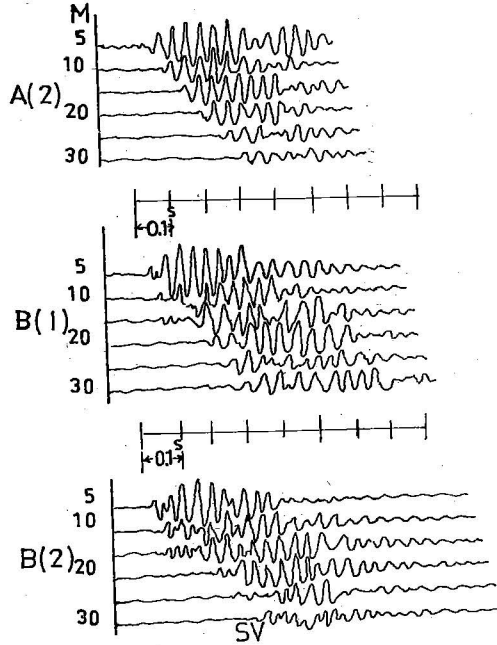
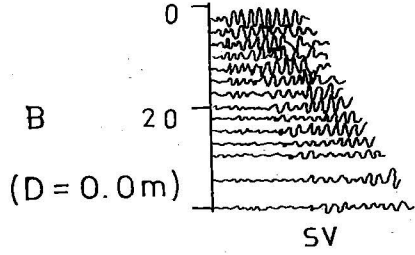
Şekil 12. den, SV dalgaları için yeraltı yapısı deney ve hata yöntemleriyle hesaplanılmış ve Tablo 1. de sonuçlar verilmiştir.

Tablo 1. SV Dalgalarıyla Yeraltı Yapısı

Tabaka	Hızı (m/sn)	Kalınlık (m)
1	70	3.2
2	122	9.4
3	244	17.4
4	380	—



Şekil 10. Muhafaza borusuna düşey olarak çekiçle vurmak suretiyle elde edilen sismogramlar (A (1) ve A (2)). B ise yeryüzeyine vurmak suretiyle elde edilmiştir.



Şekil 11. Muhtelif sismik kaynaktan elde edilen radyal bileşenlerin kayıtlarına ait örnekler. A(2):Muhafaza borusuna vurarak, B (1):Yeryüzüne vurarak, B (2): 30 cm. derinliğinde mutad patlamayla elde edilenlerdir.

Şekil 13. de, yukarıda bahsedilen sonuçlarla, jeoloji ve diğer jeofizik yöntemlerle elde edilenler arasındaki korelasyon gösterilmiştir. SH ve SV profilleri arasında önemsiz bir fark vardır. Ancak, uygulamada her iki profile de ters atış yapılmamış olup, açılımlar arasında 100 m. den az bir mesafe vardır. Buna rağmen aralarındaki korelasyon için oldukça iyi denilebilir. Ayrıca, elektriki resistivite ve standart penetrasyonun N değerleri arasındaki korelasyon da çok iyi olarak nitelenebilmektedir. Bu doneler jeolojik kesitle karşılaştırıldığında, kum tabakalarında yüksek değerler ve kil tabakalarında küçük değerler bulunmuştur, bu gibi testler jeolojik değişimleri büyük bir doğrulukla ortaya koymaktadırlar. S hızları ve N değerleri arasındaki ani düşüş nedeniyle, düşük hızı havi bir tabaka olduğu düşünülebilir. Ancak, asıl verinde yapılan ölçmelerden böyle bir belirti bulunamamıştır. Bu da değerler arasındaki bağıntının basit bir durum arzemediğini belirtmektedir.

30. m. de N değerlerindeki devamsızlık, alüvyal ve dilüvyal depozitler arasındaki uyumsuzluğu belirtmektedir. Bu sınır, yapılan ölçmelerden de ne olarak ortaya konulmuş olmaktadır.

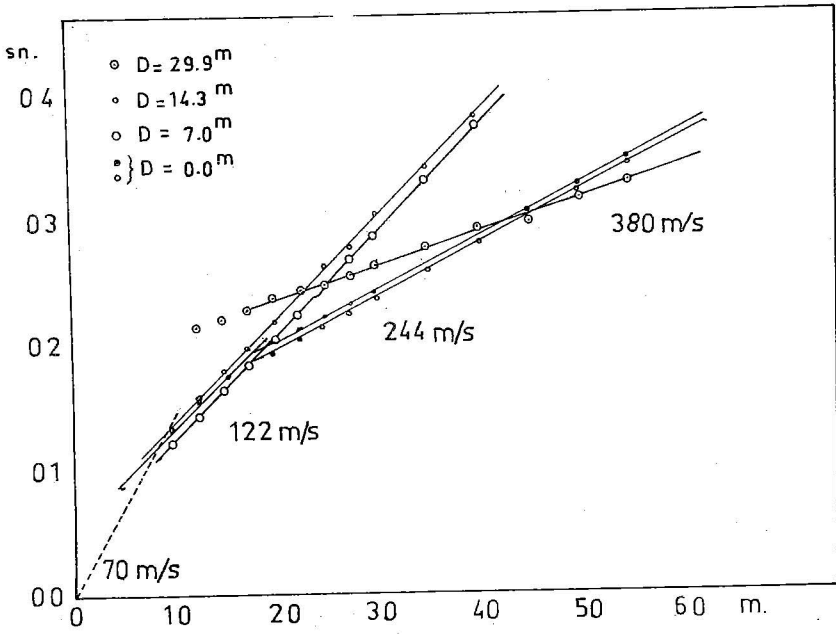
### III. Kuyu Atış Yöntemiyle S Dalga Prospeksiyonu

Yeraltı tabakalarının asıl yerlerinde fiziksel özelliklerinin hesaplanması, yüzeyde sismik dalgaların büyümelerinin incelenmesinde önemli bir rol oynamaktadır. Bu özelliklerin elde edilmesi, depreme dayanıklı yapı yapımında da önemli olmaktadır. Böyle özellikler, yeraltı tabakalarında P ve S dalga hızlarının incelenmesiyle ortaya konulabilmektedir. Genel olarak, penetrasyon derinliği fazla olan uzun açılımlarla derinlerdeki böyle bilgileri elde edebiliriz. Nüfusun yoğun olduğu bölgelerde bu tip bir araştırma yapılması gerektiğinde açılım imkânları sınırlı olduğundan, kuyudan itibaren sismometrelere olan yatay uzaklığı mümkün olduğu kadar asgariye indirecek bir yöntemin araştırılması önemli olmaktadır. Zira, birbirinden farklı bir çok zeminlerde S dalga bilgileri gerektiğinden, yukardaki şartları kapsayan ve daha çabuk ve kolay bir yöntemin ortaya konulması uygun olacaktır.

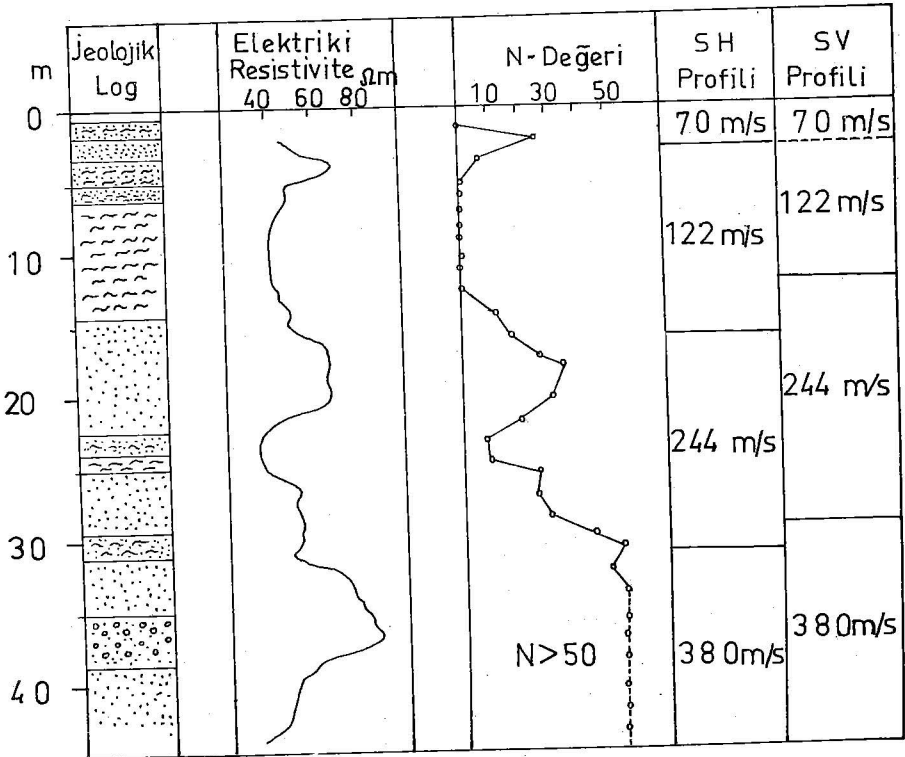
Bu bölümde, kuyu atış yönteminin uygulanmasıyla derindeki farklı ortamlarda SH dalgalarının hesaplanması incelenilecektir. Araştırmalar, kuyudan mümkün olduğu kadar kısa yatay mesafede ara hızlarının (interval velocities) nasıl hesaplanıp, yeraltı yapısının doğru bir değerlendirme ile ne şekilde verilebileceği hususlarını kapsamaktadır.

Kuyuda dinamit patlatarak SV dalgalarını meydana getirmek mümkündür. Ancak, bu tip bir kaynak yayılma şeklinin, özellikleri nedeniyle ve yine P dalgalarının girişi dolayısıyla net S varışlarının izlenilmesinde güçlükler göstereceğinden, yapılması düşünülen araştırmalara uygun düşmemektedir. Diğer taraftan, ahşap bir plakaya yatak olarak vurmak suretiyle SH dalgaları kolayca elde edilebilmektedir. Böyle bir kaynak kullanılmasıyla P dalgaları görülemeyeceğinden, net S varışları elde edilebilmektedir.

Derindeki düşük hızlı tabakaların meydana çıkarılması da önemli bir nokta olarak gözükmektedir. Böyle bilgileri, yalnız zemin yüzeyinde yapılan

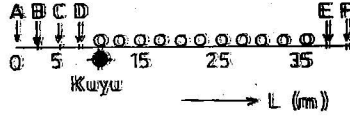


Şekil 12 SV dalgalarının ilk hareketlerinin zaman - mesafe grafikleri.

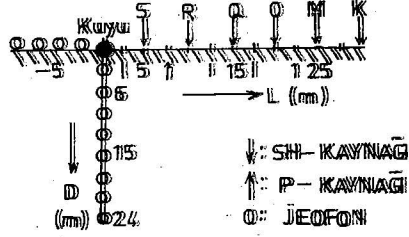


Şekil 13. S dalgalarıyla yeraltı yapısı.

## AÇILIM I



## AÇILIM II



Şekil 14. Kuyu ve açılımları gösteren şematik diyagramı.

çalışmalarında elde edilen kayıtlardan çıkarmak olanağı yoktur. Ancak, bu bölümde hesaplar için kullanılan yöntem, derindeki düşük hızlı tabakaların değerlendirilmesi için uygun olmaktadır.

### 11.1. Saha Çalışmaları :

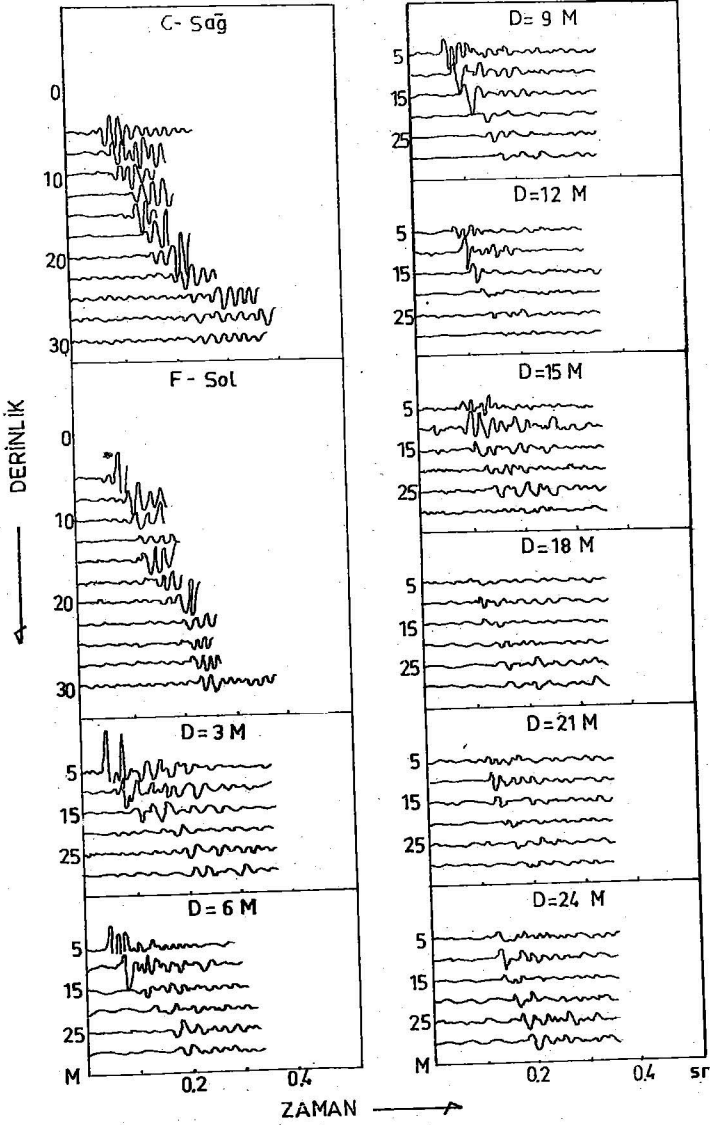
Deneyisel çalışmalar Tekyo'da, Minato-ku, Aoyama ve Tagaki-cho'da yapılmıştır. Ebid sahasında 24 m. derinliğinde bir kuyu açılmıştır. Açılım I. ve I. olmak üzere iki açılım tertip edilmiştir. 3 m. uzunluğu 50 cm. derinliği ve 50 cm. genişliği harvi çukur her kaynak noktası ve jeofonda kazılmış. Açılım II. de, kuyu sismometresi 3 m. derinliğe yerleştirilmiştir. 2 m. uzunluğunda, 30 cm. genişliğinde ve 4 cm. kalınlığında ahşap bir plaka her kaynak noktasına yerleştirilmiştir. Zemin yüzeyi ile plaka arasında tam teması temin etme kayesiyle, bu noktalara sulu kireç konulmuştur. Bu plakanın üzerinde bir çok şahıs, ağırlık sağlamak medemiyle ayakta durmuşlardır. Şekil 14. de, aşağı doğru oklarla gösterilen noktalarda, ahşap plakaya kenarından tahta bir varyosla yatak olarak vurmak suretiyle SH dalgalarının yayılımı sağlanmıştır. P dalgaları ise, yukarı doğru oklarla gösterilen noktalarda, zemine düşey olarak tahta bir varyosla vurmak suretiyle elde edilmişlerdir. Her iki halde de, kaynak noktalarının arası 5 m. olarak alınmıştır. Kuyu sismometresinin yeri 3 m. den 24 m. ye kadar, aşağı doğru değiştirilerek, her 3 m. de bir işlem tekrar edilmiştir. Açılım I. de, Şekilde boş dairelerle gösterilen II jeofon yerleştirilmiştir. Kuyunun sol tarafında, aralarındaki mesafeler 2.5 m. olmak üzere A, B, C ve D kaynak noktaları vardır. Sağ tarafta ise, aralarındaki mesafeler aynı olmak üzere E ve F noktaları vardır. SH ve P dalgaları evvelce belirttiği şekilde meydana getirilmişlerdir. Bu açılım, yüzey tabakalarının karakteristiklerini bulmak için yardımcı bir açılım olarak tertip edilmiştir.

Şekil 15. de, elde edilen SH kayıtları gösterilmektedir. Solda, en üstteki kayıt C noktasında meydana getirilen SH dalgalarına aittir. Sonraki kayıtlar ise, F noktasında meydana getirilen SH dalgalarını göstermektedir. Sağ taraftaki kayıtlar, S, R, G, M ve K noktalarında farklı derinliklerde elde edilmişlerdir.

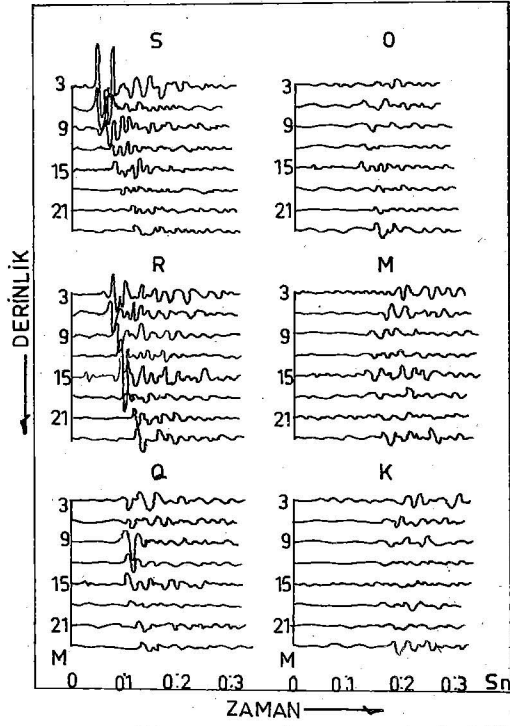
Şekil 16., sismometre farklı derinlikteyken muhtelif noktalar için kaydedilen SH kayıtlarını göstermektedir. Bu sismogramlarda net S varışları belli olmaktadır.

Şekil 17., kuyudan 2.5 m. uzaklıktaki noktadan zemine düşey olarak vurmak suretiyle elde edilen kayıtları göstermektedir. Bunlar düşey, radyal ve enine bileşenlerdir. Herbiri, 9 m. den 24 m. ye kadar 3 m. lik derinlik aralığını haizdir. Şekilde, P dalgalarının ilk hareketi görülebilmektedir. Şekil 17. den de görüleceği üzere diğer belirli fazların sonradan oluşması ilgi çekici bir nokta olarak ortaya çıkmaktadır.

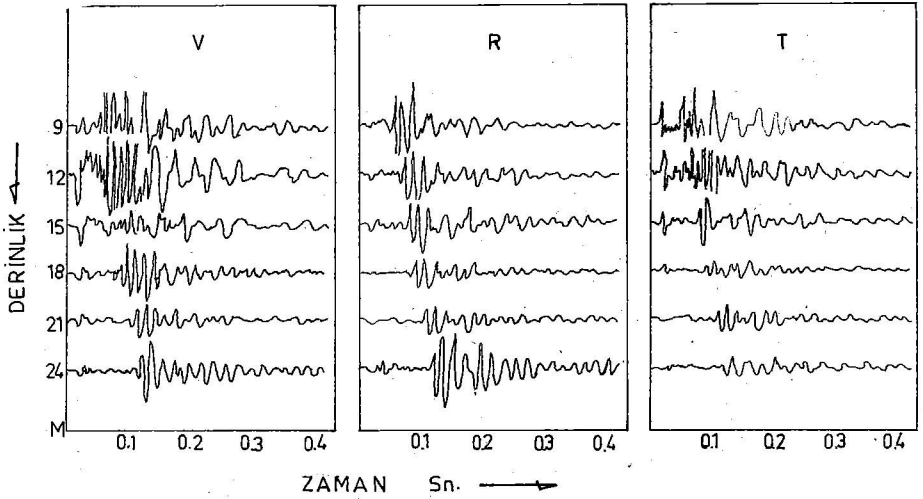
Şekil 18., SH dalgalarının seyahat zamanlarını (travel times) göstermektedir. Kuyudan 5, 10, 15, 20, 25 ve 30 m. mesafedeki kaynak noktalarında, farklı derinliklerdeki seyahat zamanları daire şeklinde gösterilmiştir. Şekilden, 18 ile 21 m. leri arasında düşük hızlı bir tabakanın mevcut olmasının imkân dahilinde olduğu görülebilmektedir.



Şekil.15 Kaydedilen SH dalgalarına ait örnekler.



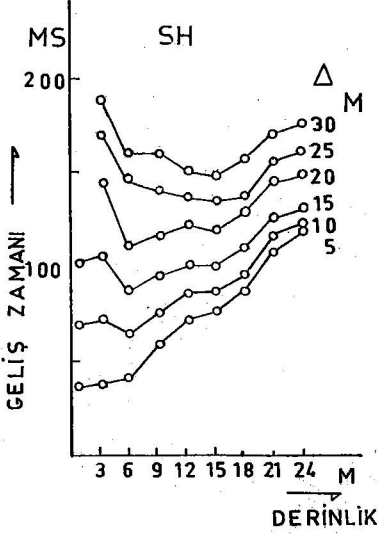
Şekil.16. Sismometreler farklı derinliklerde olduğu zaman, muhtelif noktalarda kaydedilen SH dalgalarına ait sismogramlar.



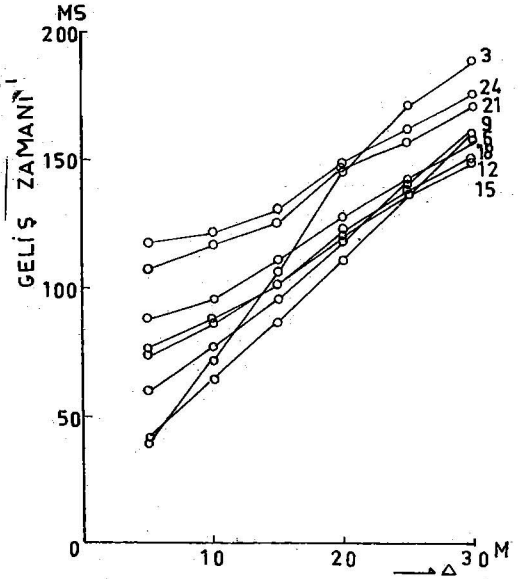
Şekil.17. Düşey olarak vurulmak suretiyle kaydedilen sismogramlar.



Şekil 19. da SH dalgalarının seyahat zamanlarını göstermektedir. Daireler, kuyuda sismometre 3, 6, 9, 12, 15, 18, 21 ve 24 m. lerde iken, farklı kaynak noktalarının seyahat zamanlarını belirtmektedir. Çarpı işaretleri ise, farklı kaynaklardan zemin yüzeyindeki ölçme noktalarına olan seyahat zamanlarını belirlemektedir.



Şekil 18. SH dalgaları geliş zamanları.



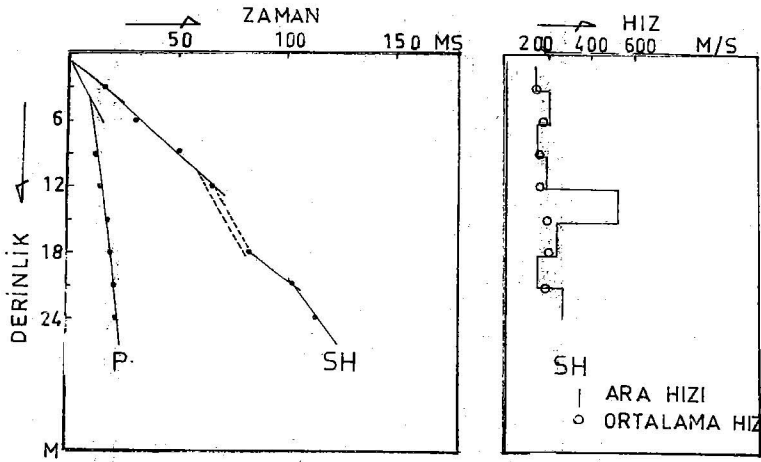
Şekil 19. SH dalgaları geliş zamanları.

### III.b. Değerlendirme İşlemleri :

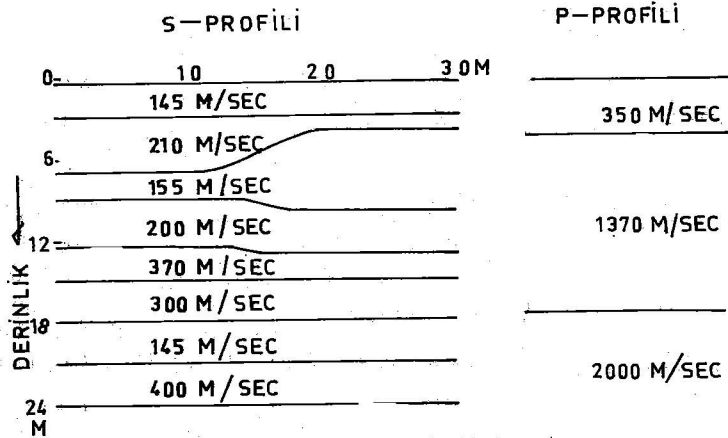
Yukarıda da belirtildiği gibi, mümkün olduğu kadar kısa açılım kullanılmasına çalışılmıştır. Bu nedenle, eğer kuyudan yalnız 5 m. uzaklıkta elde edilmiş doneler yeterliyse, bunlar daha uzun bir açılımın bize vereceği sonuçlarla aynı olacaktır. 1 msn. doğrulukla bulunan müşahade edilen seyahat zamanları, düşey seyahat zamanlarına çevrilmiş ve yukarıda bahsedilen doneler kullanılarak ara hızları hesaplanmıştır.

Şekli 20. de hesaplanan bu hızlar gösterilmiştir. Birincisi 6 - 9 m. ler değeri de 18 - 21 m. ler arasında olmak üzere iki düşük hızlı tabaka vardır. 12 - 15 m. ler arasındaki hız, 525 m/sn., normalin dışında zuhur etmektedir. Mamafih, 12 - 18 m. ler arasında SH dalgalarının seyahat zamanları eğrisinden hesaplanan 340 m/sn. lik hız, 12 ve 18 m. lerdeki iki noktaya bağlantılı olduğunda bulunmuştur. Eğer 12 ve 15 m. lerdeki iki noktaya bağlantılı olsaydı yüksek hız değeri verecekti. Buna mukabil, eğer 15 ve 18 m. lerdeki iki nokta birbirine bağlantılı olsaydı düşük hız değeri elde edilecekti. Yalnız iki noktaya dayanmak yeterli olmamaktadır, bu nedenle bu gibi hallerde daha yakın okumalar yapılması esas olmaktadır. Şeklin sol tarafında siyah çizgiye gösterilen SH hızlarını kullanarak bir model yapımına çalışılmıştır, diğer izlenen doneler izah edilememiştir, 3 ve 6 m. ler arasındaki ara hızlarına bakıldığında bunların seyahat zaman eğrisinden daha büyük olduğu görülmektedir. Ancak, eğer seyahat zaman eğrisinde 6 m. deki noktanın seyahat zamanına bakılırsa, bu noktanın kendi eğrisinden çok az hızlı olduğu ortaya konulabilmektedir. Bu nedenle, bu derinlikteki hızın 80 m/sn. den daha hızlı olduğu kabul edilebilir. Gerçekte, Açılım I. den elde edilen seyahat zamanları, ilk iki tabaka için 145 m/sn. ve 210 m/sn. lik SH hızları göstermektedir. Yine Şekilin sağ tarafında gösterildiği gibi, eğer 3 ve 12 m. ler arasındaki üç ara hızının toplamının ortalamasını alırsak, Şekilin sol tarafında gösterilen 3 ve 12 m. ler arasındaki seyahat zaman eğrisinden elde edilen hızla uygun olduğu görülecektir.

SH dalgalarının ara hızları kullanılarak, elde edilmiş olan yeraltı yapısının diğer bütün donelerle izah edilip, edilemeyeceğinin tahkiki için kontrol yapılmıştır. Modeli pek az değiştirip, SH dalgalarının ara hızlarını kullanarak kuyudan uzakta bir yerde, Şekil 21. de gösterilen yeraltı yapısı elde edilmiştir. Şekil 21. deki S profilindeki 12 ile 18 m. ler arasındaki hızların, Şekil 20. de verilenlerden farklı olduğu burada ortaya çıkmaktadır. Evvelce de belirtildiği gibi, 12 ve 15 m. ler arasındaki hız 340 m/sn. den büyük olduğundan, hız 300 m/sn. olarak hesaplanmıştır. 21 ve 24 m. ler arasındaki hız, Şekil 20. de 300 m/sn. iken, Şekil 21. de S profilinden görüldüğü gibi 400 m/sn. dir. Bu son hız değeri, kaynak noktası kuyudan yalnız 5 m. mesafedeyken



Şekil 20. SH dalgalarının ara hızlarıyla birlikte, SH ve P dalgalarının geliş zamanı



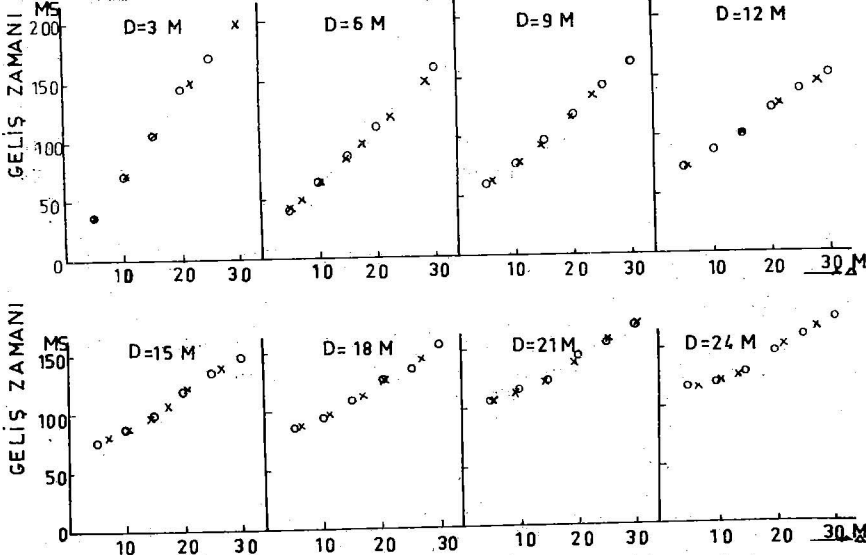
Şekil 21 S ve P profilleriyle yeraltı yapısı.

apılan ölçmelere dayanmaktadır. Mamafih, bu hız, kaynak noktası kuyudan 0, 20, 25 ve 30 m. mesafedeyken elde edilen hızlarla bir uygunluk göstermemektedir. Bu durumda, doğru sonuç almak için, kuyu sismometresinin daha yakın kayıtları gerekli olmaktadır. Evvelce de belirtildiği gibi bu çalışmanın esas gayesi, farklı derinliklerdeki ortamlarda SH dalgalarının belirlenbilmesi için, kuyu atışı yönteminin uygulanması halinde, yeraltı yapısının doğru bir şekilde değerlendirilmesinde kuyudan mümkün olduğu kadar kısa yatay mesafede ara hızlarının ne şekilde hesaplanması gerektiğinin belirlenmesine çalışmaktır. Modeldeki pek az bir değişiklikte, kuyudan uzak bir yerde farklı derinliklerdeki noktalardan yüzeye doğru seyahat zamanlarının 1 ms.lik bir limit içersinde, kayıtlardan elde edilen hakiki gözlemlerinkilerle bir uygunluk gösterdiği bulunmuştur. (Şekil 22.). Şekil 21. de gösterildiği gibi P dalgalarından elde edilen yeraltı yapısının, S dalga gözlemlerinden elde edilenle tamamen aynı olmadığı burada ortaya çıkmaktadır. Bunun nedeni belki de, P profilindeki ince tabakaların, P dalgalarının yüksek hızı dolayısıyla tayin edilememiş olmasıdır.

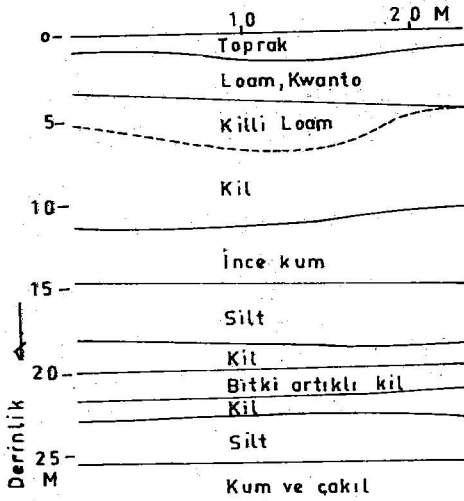
Şekil 23., açılımın yanındaki jeolojik kesiti göstermektedir. Bu kesit, üç kuyu logundan elde edilen donelerle çizilmiştir. Kuyulardan bir tanesi, Şekilin sol ucunda olup, yeri Şekil 21. de gösterilen yeraltı yapısının sol ucuna tekâbülmektedir. Kuyular açılım yapılan yerden uzaktadır. Bu durum göz önüne alınarak, SH dalgalarının ara hızlarının hesaplanmasıyla elde edilen yeraltı yapısı ile jeolojik kesit arasında bir benzerlik olduğu söylenelebilmektedir.

Düşey olarak vuruş esnasında sismogramda bir sonraki fazlar da oluşmuştur. Bu fazların hızı, SH dalgalarınıninkilerle aynıdır, SV dalgaları nitelenebilmektedirler. Şekil 24. ün sol tarafındaki eğriler, bu fazların seyahat zamanlarını göstermektedirler. Radyal ve enine doneler yukarı doğru sırasıyla, 20 ve 40 m.sn kaydırılmışlardır, böylece onların zaman orjinleri 20 ve 40 m.sn dedir. Şekilin sağ tarafında ise, bu tip fazların ara hızları gösterilmektedir. Kesiksiz çizgi düşey bileşeni, kesikli çizgi radyal bileşeni ve noktalı çizgi de enine bileşeni belirlemektedir. Üç bileşenin de ara hızlarının birbirlerine olan yakınlığı dikkati çekmektedir. Ancak, 12 ve 15 m. ler arasında üç bileşenin ara hızları birbirinden farklıdır. Düşey bileşenin ara hızı takriben 340 m/sn. dir. Radyal bileşenin hızı, düşey bileşeninkinden hızlı olup, enine bileşenin hızı ise düşey bileşeninkinden yavaştır. Bu, 12 ve 18 m. ler arasındaki SH dalgalarının seyahat zamanlarının değerlendirilmesiyle uygun düşmektedir. Ancak, yine bu durumda da daha yakın kayıtların yapılması gerektiği ortaya çıkmaktadır. Diğer ara hızlarına gelince Şekil 20. de gösterildiği gibi, bu ara hızlarıyla, SH inkiler arasında bir benzerlik görülmektedir. Zeminde düşey olarak vurulduğunda, S dalga bilgilerinin elde edilebilmesi faydalı olacaktır.

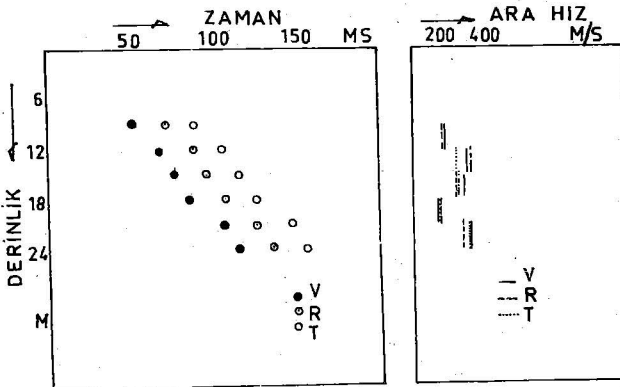
S dalga bilgilerinin uygun bir şekilde elde edilebilmesi için, kuyu ve kaynak noktasından kısa yatay mesafeler içersinde kuyu atışı yönteminin kullanılabilmesi böylece ortaya konulmuş olmaktadır. Bu yöntem için iki te-



Şekil 22. SH dalgalarının müşahade edilen ve hesaplanan geliş zamanları.  
o: Müşahade edilen X: Hesaplanan



Şekil 23. Açılımın civarında jeolojik durum.



Şekil 24. Üç bileşenin ara hızlarıyla birlikte, düşey olarak vurmak suretiyle elde edilen son fazın geliş-zaman eğrileri.

mel esas vardır. Bunlardan birincisi, nüfusun yoğun olduğu bölgelerde limitli bir sahada kabili tatbik, emniyetli ve gürültüsüz olmasıdır. İkincisi ise, derinliklerdeki düşük hızı havi tabakaların araştırılmasında kullanılabilmesidir.

## REFERANSLAR

1. E. Shima and Y. Ohta  
«Experimental Study on Generation and Propagation of S-waves I. Designing of SH-wave Generator and its Field Tests.»  
Bull. of ERI. Vol. 45 (1967), pp : 19 - 31
2. Y. Ohta and E. Shima  
«Experimental Study of Generation and Propagation of S-waves : II. Preliminary Experiments of Generation of SV-waves.»  
Bull. of ERI. Vol. 45 (1967), pp : 33 - 42.
3. E. Shima, M. Yanagisawa and A. Allam  
«Experimental Study of Generation and Propagation of S-waves : IV. S-wave Prospecting By Means of Well Shooting.»  
Bull. of ERI. Vol. 46 (1968), pp : 517 - 528.
4. A. Allam and S. Shima  
«An Investigation into the Nature of Microtremors»  
Bull. of ERI. Vol. 45 (1967), pp : 43 - 59.
5. E. Shima  
«S Wave Velocities of Subsoil Layers in Tokyo, IV.»  
Bull. of ERI. Vol. 47 (1969), pp : 819 - 829.
6. E. Shima  
«Modification of Seismic Waves in Superficial Soil Layers as Verified by Comparative Observations on and beneath the Surface»  
Bull. of ERI. Vol. 40 (1962), pp : 187 - 259.

# YAPILARA GELEN MAKSİMUM DEPREM ETKİLERİNİN “ MOD SÜPERPOZİSYONU ” METODU İLE HESAPLANMASI

Nejat BAYÜLKE(\*)

## Ö Z E T :

N - serbestlik dereceli bir sistemin hareket denklemleri çıkarılmakta ve denklemin mod süperpozisyonu metodu ile çözümü yapılmaktadır. Sistemin herhangi bir deprem zemin hareketine göre yapacağı maksimum mukabele, mukabele spektrumu kullanılarak çıkarılmaktadır. Metodun kullanımı bir sayısal örnekle de anlatılmaktadır.

## SUMMARY :

The equation of motion of a n-degree of freedom system were formulated and the solution of the equation by mod superposition is explained. The maximum response of the system with respect to some earthquake ground motion using the response spectra is developed. A numerical example is also given using the method.

## G İ R İ Ş :

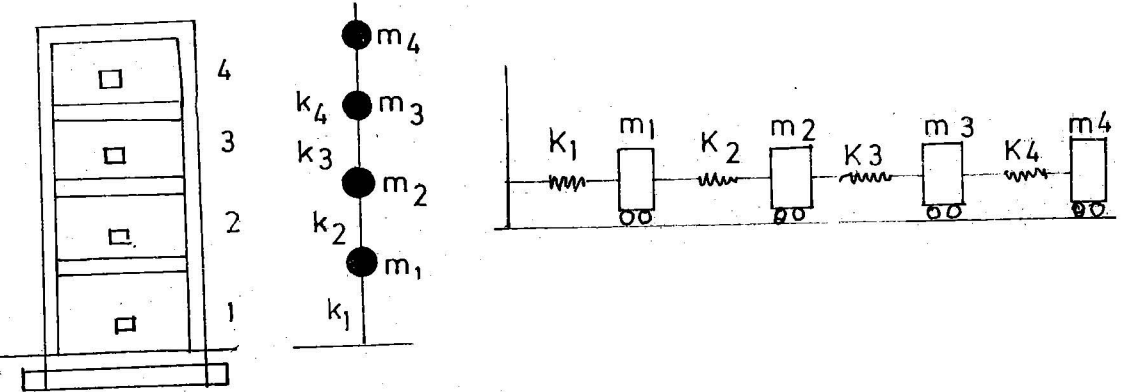
Çok katlı yapıların hareket denklemleri çıkarılmakta ve bu denklemler deprem kuvvetlerinin etkisi altında çözülmektedir. Yapının deprem süresi içinde çeşitli anlarda maruz kalacağı etkilerin bulunması yerine bu süre içindeki mutlak maksimum etkilerin kullanılması bazı yapıların depreme dayanıklı hesabı için yeterli kabul edilebilir. Bu metodun örnek bir yapıda uygulanması yapılacak ve katlara gelecek maksimum kesme kuvvetleri, taban kesme kuvvetleri hesaplanacaktır.

## ÇOK KATLI BİR YAPININ HAREKET DENKLEMİ

Gerçek bir yapının kütlesi yapının her üç doğrultusu boyunca dağılmıştır. Bu durumda yapının her parçası maruz kaldığı dinamik etkiler altında hareket edecektir. Böyle bir yapı için üç boyutlu sürekli bir sistemin titreşim

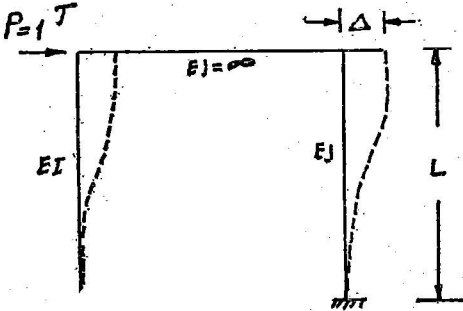
denkleminin yazılması gerekmektedir. Ancak bu imkânsız olduğundan çözümü kolaylaştırmak için bazı kabuller yapılmaktadır. Yapının kütlelerinin kat seviyelerinde toplandığı kabul edilmektedir. Böylece yapının herhangi bir andaki durumunu ifade için kat adedi kadar koordinat yeterli olmaktadır. Diğer bir kabul de yapının x ve y yönlerinde yaptığı titreşimlerin ayrı ayrı incelenebileceği sonra bunların süperpoze edilebileceğidir. Bu iki kabul çözümü kolaylaştırmaktadır. Yapıların gerçek depremlerde kaydedilen hareketi ile bu tip bir yaklaşımla hesaplanan hareketinin birine tamamen uyması böyle bir yaklaşımın yeterli olduğunu göstermiştir.

Katların kütlelerinin hesaplanmasında, kat döşeme ve giriş ağırlıkları olduğu gibi alınmaktadır. Kat seviyelerinin üstünde ve altındaki kolon ve duvarların ağırlıkları toplamının yarısı kat ağırlığına eklenmektedir. (Şekil 1)



ŞEKİL-1

Böylece yapıda kat adedi kadar kütle bulunmaktadır. Katlar arasındaki kolon ve perde duvar gibi yatak yük taşıyan elemanların ağırlıkları kat seviyesine katılmakta, bu elemanların her iki ucundan ankastre kolon veya perde duvar kabul ederek hesaplanan rijitlikleride yay katsayıları olarak alınmaktadır. (Şekil 2)



$$\Delta = \frac{PL^3}{2(12EI)}$$

$$\Delta = \frac{L^3}{2(EI \cdot 12)}$$

$$k = \frac{D}{\Delta} = \frac{2(12EI)}{L^3}$$

$$P = IT$$

ŞEKİL (2)



Bulunan bu titreşim sistemi Şekil (1 - c)'de görüldüğü gibi olmaktadır. Bu tip bir idealleştirmede kolonların kirişlere göre çok daha az rijid olduğu kabul edilmektedir. Kirişler ne kadar çok daha rijid olurlarsa olsun kolonların mesnetlerinin ankastre olduğu doğru olmaz. Kolonların mesnetleri ankastre ile mafsal olma durumu arasındadır. Kolon rijitliklerinin hesaplanması sırasında, kiriş rijitliklerindeki hesaba katan MUTO Metodunu (5) kullanmak oldukça iyi sonuçlar vermektedir. Muto metoduna göre kolonların D katsayıları hesaplandıktan sonra kolon rijitliği (k) olarak bulunabilir. Kat seviyesin-

$$k = 12 EI/L^2 (D) \quad (2)$$

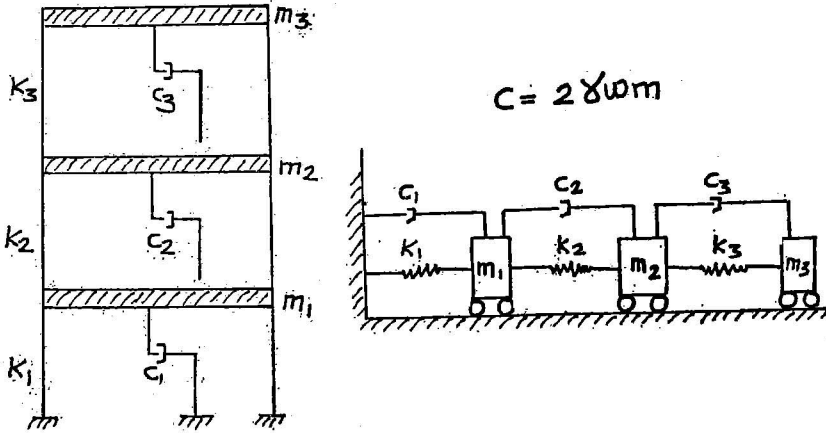
deki bütün kolonların k katsayıları hesaplandıktan sonra bunların toplamı kat toplam rijitliğini verecektir. Betonarme çerçeve yapıların yatay kuvvetler altında deformasyon yapmış şekli bir ucu ankastre olan ve sadece kesme ötelemesi yapan bir kirişe benzediğinden bu tip yapılara «kesme tipi» yapılar denir. Perde duvarları olan yapıların davranışı daha başka olmaktadır. Bu tip yapıların deformasyonu eğilme deformasyonu yapan bir ucu ankastre bir kirişe benzer. Böyle bir kirişte eğilme deformasyonları, kesme deformasyonlarından çok daha fazla etkilidir. Bu tip perdeli bir yapıda kat yay katsayıları veya rijitliklerinin hesaplanmasında, belli bir yatay kuvvet dağılışı altında bir ucu ankastre olan bir kirişin yapacağı deformasyonlardan çıkarılabilir. Hem perde duvarlı hemde betonarme çerçeve yapılarında ise her iki sistemin davranışları farklı olduğu için bu iki sistem birbirine karşılıklı etki yapacaktır. Bu nedenle perdeli ve perdeli ve kolonlu sistemlerde yay katsayısı hesabı karmaşık olmaktadır. (\*)

---

(\*) İmar ve İskân Bakanlığı Deprem Araştırma Enstitüsü Başkanlığı.

Yapıların hareketinin sönümü vardır. Aksi takdirde yapıda hareket bir kere başladıktan sonra durmaması gerekir. Ancak bu imkânsızdır. Yapının sönümü bu hareketi durduracaktır.

Yapılardaki sönümün kesin hesabı yapılamamaktadır. Ancak bir takım sarsma deneylerinden çıkarılmaktadır. Yapı sönümü çeşitli faktörlerden oluşmaktadır. Bunlar yapı malzemesinin kendi iç sönümü, yapı elemanlarının birbirine temas ettikleri yüzlerde oluşan sönüm ve yapının çevresile olan karşılıklı etkiden doğan sönüm, mesela yapı temeli ile zemin arasında. Yapılarda sönüm bütün bu faktörleri kapsayan ve kütlelerin hızı ile orantılı olan viskos sönüm şeklinde ve kiritik sönümün yüzdesi olarak hesaplara katılır. Kiritik sönüm yüzdesi betonarme yapılarda % 5 - 10, çelik yapılarda ise % 2-5 arasında değişmektedir. Bu değerler yapı titreşim deneylerinden çıkarılmıştır. Sönüm elemanlarının yapıya etkisi Şekil (3)'deki gibi şematik olarak gösterilmektedir. Yapılarda ileride gösterilecek çözüm kolaylığından dolayı sönümün yapının kütlesi ve titreşim frekansı ile orantılı olduğu kabul edilmektedir.



- (\*) Daha iyi bir çözüm için kirişlerin rijitliğinin sonsuz olmadığı ve kirişlerinde bir miktar dönme yaptığı kabul edilerek bulunan rijitlikler kullanılır. te yandan Muto Metodu da oldukça yeterli kabul edilebilir. Muto Metodu kullanılarak rijitliği hesaplanan Gediz Hastanesinin hesapla bulunan periyodu ile deneyle ölçülmüş periyodu arasında önemsiz bir fark görülmüştür. (Ref. 4)

Şekil (1 - c)'de gösterilen sistemin (m) kütleleri (k) rijitlikleri bilinmektedir. Bu sistemin F kuvvetleri altında hareket denklemi aşağıdaki gibi olacaktır :

$$\begin{aligned}
 m_1 \ddot{x}_1 + x_1(k_1+k_2) + x_2(-k_2) &= F_1(t) \\
 m_2 \ddot{x}_2 + x_1(-k_2) + x_2(k_2+k_3) + x_3(-k_3) &= F_2(t) \\
 m_3 \ddot{x}_3 + x_2(-k_3) + x_3(k_3+k_4) + x_4(-k_4) &= F_3(t) \\
 \dots & \\
 m_i \ddot{x}_i + x_{i-1}(-k_i) + x_i(k_i+k_{i+1}) + x_{i+1}(-k_{i+1}) &= F_i(t) \\
 \dots & \\
 m_n \ddot{x}_n + x_{n-1}(-k_n) + x_n(k_n) &= F_n(t)
 \end{aligned}$$

Bu denklemin içine daha önce belirtilen şekilde sönüm etkisinde konulursa aşağıdaki yeni denklem sistemi ortaya çıkacaktır.

$$\begin{aligned}
 m_1 \ddot{x}_1 + c_1 \dot{x}_1 + x_1(k_1+k_2) + x_2(-k_2) &= F_1(t) \\
 m_2 \ddot{x}_2 + c_2 \dot{x}_2 + x_1(-k_2) + x_2(k_2+k_3) + x_3(-k_3) &= F_2(t) \\
 m_3 \ddot{x}_3 + c_3 \dot{x}_3 + x_2(-k_3) + x_3(k_3+k_4) + x_4(-k_4) &= F_2(t) \\
 \dots & \\
 m_i \ddot{x}_i + c_i \dot{x}_i + x_{i-1}(-k_i) + x_i(k_i+k_{i+1}) + x_{i+1}(-k_{i+1}) &= F_i(t) \\
 \dots & \\
 m_n \ddot{x}_n + c_n \dot{x}_n + x_{n-1}(-k_n) + x_n(k_n) &= F_n(t)
 \end{aligned}$$

Denklem matris formunda yazılırsa

$$[m] \{\ddot{x}\} + [c] \{\dot{x}\} + [k] \{x\} = \{F(t)\}$$

şeklini alır. Denklemdaki her bir matrisi açıldığı zaman aşağıdaki formu alacaktır.

$$[m] = \begin{bmatrix} m_1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m_2 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & m_n \end{bmatrix}$$

$$\{\ddot{x}\} = \begin{Bmatrix} \ddot{x}_1 \\ \ddot{x}_2 \\ \ddot{x}_3 \end{Bmatrix} \quad \{\dot{x}\} = \begin{Bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_n \end{Bmatrix} \quad \{x\} = \begin{Bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{Bmatrix}$$

$$[c] = \begin{bmatrix} c_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ s_1 x & 0 & c_3 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_n \end{bmatrix}$$

$$[K] = \begin{bmatrix} k_1+k_2 & -k_2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -k_2 & k_2+k_3 & -k_3 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & -k_l & k_i+k_{i+1} & k_{i+1} & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & -k_{n-1} & k_n \end{bmatrix}$$

Sırası ile bunlar kütle, sönüm, rijitlik matrisi olup her üçüde simetrik matrislerdir.

İlkönce sönümsüz n - serbestlik dereceli sistemin matris metodlarla çözümü yapılacaktır. Modların ortogonal olması noktasından gidilerek hareket denklemi normal koordinatlarla ifade edilerek (2) nolu denklem sistemindeki herbirdenklem birbirinden ayrı çözülebilir duruma getirilecektir. Böylece hareket denklemi sadeleştirilip, kolaylıkla çözülebilir.

## SÖNÜMSÜZ SERBEST TİTREŞİMİN ÇÖZÜMÜ

Sistemin sönümsüz serbest titreşim yapması halinde (4) nolu denklem aşağıdaki şekli alır :

$$[m_i] \{\ddot{x}\} + [k] \{x\} = \{0\}$$

Bu tip diferansiyel denklemlerin çözümünün

$$\{x\} = \{A\} \sin \omega t$$

şeklinde olabileceği kabul edilebilir. Bu ifade de  $\{A\}$  kütle noktalarının bilinmeyen bir genlik matrisi ve  $\omega$  bilinmeyen bir frekans olmaktadır. (7) nolu denklemin iki defa türevi alınırsa

$$\{\ddot{x}\} = -\omega^2 \{A\} \sin \omega t = -\omega^2 \{x\}$$

ve (6) nolu denkleme konulursa

$$-\omega^2 [m] \{A\} + [k] \{A\} = \{0\}$$

bulunacaktır. Denklem

$$[k] - \omega^2 [m] \{A\} = \{0\}$$

şeklinde de yazılabilir. Denklem  $\{A\}$  vektörü için çözümü,

$$\{A\} = [k] - \omega^2 [m]^{-1} \{0\} = \frac{\text{Adj} [k] - \omega^2 [m]}{[k] - \omega^2 [m]}$$

olacaktır.  $\{A\} \neq 0$  olan çözümler sağlamak için

$$[k] - \omega^2 [m] = 0$$

olması sağlanmalıdır. Bu determinant açılırsa  $n$  - dereceden bir denklem bulunacaktır.

Bu denklemin  $\omega^2$  cinsinden kökleri eigen değerlerini verir ki bu da titreşim frekanslarının karesidir.  $\omega^2$  bulunmasından sonra her bir  $\omega$ 'ya karşılık olan eigen vektörleri  $[A]$  bulunacaktır. Ancak denklemin sağ tarafı sıfıra eşit olduğu için yalnız  $[A]$  değerlerinin birbirine oranı veya izafi değerleri bulunabilir.  $[A]$  ve  $[\omega^2]$ 'den Modal Matris ve Frekans Matrisi diye adlandırılacaktır.

## MODLARIN ORTOGONAL OLUŞU

Sönümsüz serbest titreşim halinde hareket denkleminin (9) nolu denklem olduğu gösterilmişti.

$$\omega^2 [m] \{A\} = [K] \{A\}$$

Bu denklem bütün mod şekilleri ve frekansları için geçerlidir.  $r$  ve  $s$  modlarında denklemin şekli aynen şöyle olacaktır :

$$\omega_r^2 [m] \{A^r\} = [K] \{A^r\}$$

$$\omega_s^2 [m] \{A^s\} = [K] \{A^s\}$$

(14) nolu denklemi  $\{A^s\}^T$  ile çarpılır, (15) nolu denklem de transpozu alındıktan sonra  $\{A^r\}$  ile çarpılırsa

$$\omega_r^2 \{A^s\}^T [m] \{A^r\} = \{A^s\}^T [K] \{A^r\}$$

$$\omega_s^2 \{A^s\}^T [m]^T \{A^r\} = \{A^s\}^T [K]^T \{A^r\}$$

$[m]$  ve  $[k]$  simetrik matris olduklarından  $[m]^T = [m]$  ve  $[k]^T = [k]$  olacaktır. (17) nolu denklem (16)'dan çıkarılırsa

$$(\omega_r^2 - \omega_s^2) \{A^s\}^T [m] \{A^r\} = 0$$

bulunur.  $\omega_s \neq \omega_r$  olması halinde eşitlik için

$$\{A^s\}^T [m] \{A^r\} = 0$$

veya

$$\{A^s\}^T [K] \{A^r\} = 0$$

olması gerekmektedir. Bu denklemlerden titreşim modlarının birbirine dik olması gereği ortaya çıkar. Eğer  $r = s$  olsaydı modların birbirine dik olması gerekmezdi. Modların bu özelliği dinamik denklemlerin birbirinden ayrılmasını ve teker teker çözümünü ve yapılan matematik işlemlerin kontrol edilmesini sağlayan önemli bir faktördür. Modal vektörler ancak kitle veya rijitlik matrisi ile ilgili olarak birbirlerine dik olabilirler.

## HAREKET DENKLEMİNİN NORMAL KOORDİNATLARLA

### İFADESİ

Herbir kütle matrisi için gerçek deplasmanlar  $x$ 'e bağlı olarak kurulmuş hareketin denklemi (4)'de bütün denklemler birbirine bağlıdır. Kütlelerin yapacağı gerçek deplasmanların yerine çeşitli modların genliklerine oranlı değişik bir deplasman sistemi ile dinamik denklemleri birbirinden ayırmak ve herbirini tek serbestlik dereceli hale getirmek mümkündür. Bu iş titreşim modlarının ortogonal oluşundan faydalanılarak yapılacaktır. Her bir kütle için bağımsız koordinatı  $x_i$  bir koordinat transformu ile çeşitli mod vektörlerinin doğrusal bir kombinasyonu olarak ifade edilecektir.

$$\{x\} = [A] \{\xi\}$$

$\{\xi\}$  şekli normalize edilmiş  $[A]$  modal matrisi tarafından belirtilen her bir moddaki genlikleri tanımlayan bir vektör olmaktadır.  $[A]$  modal matrisi ise aşağıdaki gibidir.

$$[A] = \begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} & \dots & A_{1n} \\ \vdots & \vdots & \ddots & \vdots \\ A_{n1} & A_{n2} & \dots & A_{nn} \end{bmatrix}$$

Bu matris her bir moddaki deplasmanların birbirine oranını veren yanyana dizilmiş vektörlerden oluşur. (21) nolu denklem (4) nolu denkleme dahil edilirse aşağıdaki ifade elde edilir.

$$[m] [A] \{\ddot{\xi}\} + [c] [A] \{\dot{\xi}\} + [k] [A] \{\xi\} = \{F(t)\}$$

Bu denklemi  $r$  modun modal vektörünün transformu  $\{A^r\}^T$  ile çarpılırsa

$$\{A^r\}^T [M] [A] \{\ddot{\xi}\} + \{A^r\}^T [C] [A] \{\dot{\xi}\} + \{A^r\}^T [K] [A] \{\xi\} = \{A^r\}^T \{F(t)\}$$

el edilecektir. Modların ortogonal olmasından faydalanarak  $\{A^r\}^T$  ile  $[A]$  nin çarpımından  $r=s$  den farklı olması halinde sonuç sıfır olacaktır.  $[A]$  modal matrisini oluşturan her bir modal vektör kendinden farklı bir modal vektör ile çarpıldığı zaman sonuç sıfır olmaktadır. Bu durumda (24) nolu denklem aşağıdaki şekli alacaktır :

$$\{A^r\}^T [M] [A] \{\ddot{\xi}\} + \{A^r\}^T [C] [A] \{\dot{\xi}\} + \{A^r\}^T [K] [A] \{\xi\} = \{A^r\}^T \{F(t)\}$$

[C] matrisi (5) nolu denklemde tanımlandığı gibi sönüm matrisidir. Yalnız burada bir değişiklik yapılacaktır.

$$\begin{bmatrix} c_1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & c_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & c_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 2\gamma_r \omega_r m_r & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2\gamma_2 \omega_2 m_2 & 0 & 0 & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & 2\gamma_n \omega_n m_n \end{bmatrix}$$

Matrisdeki  $c = 2\gamma\omega m$  olarak değiştirilmektedir. Burada  $\gamma = c/2m\omega$  olmaktadır.  $\gamma = 1$  olursa  $c$  kritik sönüm demektir ve  $C_{cr} = 2m\omega$ 'ya eşittir. Yapılan bu değişiklik ile yapının sönümü kiritik sönümünün bir yüzdesi olarak ifade edilmektedir. Bu durumda :

$$[C] = 2 [m] \{\gamma\omega\}$$

olmaktadır. (25) nolu denklem

ile bölünürse

$$\ddot{\xi}_r + \frac{\{A^r\}^T [2\gamma_r \omega_r] [m] \{A^r\}}{\{A^r\}^T [m] \{A^r\}} \dot{\xi}_r + \frac{\{A^r\}^T [K] \{A^r\}}{\{A^r\}^T [m] \{A^r\}} \xi_r = \frac{\{A^r\}^T \{F(t)\}}{\{A^r\}^T [m] \{A^r\}}$$

bulunacaktır. Yapılacak sadeleştirmelerle ve aşağıdaki ifadelerin konulması halinde (28) nolu denklem

$$\omega_r^2 = \frac{\{A^r\}^T [K] \{A^r\}}{\{A^r\}^T [m] \{A^r\}}, \quad M_r = \{A^r\}^T [m] \{A^r\}, \quad P_r = \{A^r\}^T \{F(t)\}$$

$$\ddot{\xi}_r + 2\gamma_r \omega_r \dot{\xi}_r + \omega_r^2 \xi_r = P_r / M_r$$

şeklini alacak böylece bütün denklemler birbirinden ayrılmış olacaktır. Burada görülen  $r$  modunun hareket denklemi olmaktadır.

Denklemin çözümü aşağıdaki gibidir (\*). Çözüm için başlangıç değerlerinin

(\*) Bu çözümün matematik olarak çıkarılması yüksek matematik kitaplarından bulunabilir (3). Burada sadece çözüm verilmektedir.



bilinmesi gerekir. Deprem başlangıcında ilk deplasman ve hız sıfır olacağından dolayı  $\xi(0) = 0$  ve  $\dot{\xi}(0) = 0$  olur ve çözüm aşağıdaki gibidir.

$$\xi_r(t) = \frac{1}{m_r \omega_{dr}} \int_0^t P_r(\tau) e^{-\gamma_r \omega_{nr} (t-\tau)} \sin \omega_{dr} (t-\tau) d\tau$$

Bu denklemde

$$P_r = \{A^r\}^T \{F\}$$

$$\{F\} = -\ddot{x}_g(t) [m] \{I\}$$

$$P_r = -\ddot{x}_g(t) \{A^r\}^T [m] \{I\}$$

$$M = \{A^r\}^T [m] \{A^r\}$$

olacaktır.

$$\xi_r(t) = \frac{\{A^r\}^T [m] \{I\}}{\omega_{dr} \{A^r\}^T [m] \{A^r\}} \int_0^t \ddot{x}_g(\tau) e^{-\gamma_r \omega_{nr} (t-\tau)} \sin \omega_{dr} (\tau-\tau) d\tau$$

Yukarıdaki denklemde

$$\alpha_r = \frac{\{A^r\}^T [m] \{I\}}{\{A^r\}^T [m] \{A^r\}}$$

Mod Katılma Payı olarak tanımlanır. Bu faktör her bir modda olan titreşimlerin hangi oranda yapının toplam titreşimi üzerinde katkısı olduğunu gösterir. Aynı ifade toplama notasyonu kullanılarak aşağıdaki şekilde yazılabilir.

$$\alpha_r = \frac{\sum_{i=1}^n A_i^r m_i}{\sum_{i=1}^n (A_i^r)^2 m_i}$$

Daha önce  $\{x\} = [A] \{\xi\}$  gibi transformasyon yapılmıştı burada bulunan  $\{\xi(t)\}$  değerleri yapının gerçek hareketinin karşılığı olmamaktadır. Fiziki deplasman değerlerinin bulunması için geriye doğru bir transformasyon yapılması gerekir. Yapının gerçek deplasmanını  $[A]$  modal matrisi ile  $\{\xi(t)\}$  matrisinin çarpımı verecektir.

$$x_i(t) = \sum_{r=1}^n A_i^r \xi_r$$

veya

$$x_i(t) = \sum_{r=1}^n A_i^r \frac{\alpha_r}{\omega_{dr}} \int_0^t \ddot{x}_g(t) e^{-\gamma_r \omega_{nr}(t-\tau)} \sin \omega_{dr}(t-\tau) d\tau$$

ile gerçek fiziki deplasmanlar hesaplanmış olur.

Kritik sönüm oranı düşük olan sistemlerde ( $\gamma < 0.2$ ) sönümlü titreşim frekansı  $\omega_{dr}$  ile sönümsüz frekans  $\omega_{nr}$  arasındaki fark çok az olmaktadır. Bu nedenle sönümsüz hal için hesaplanan  $\omega_r$  kullanılabilir.

$$\dot{x}_i(t) = \sum_{r=1}^n A_i^r \frac{\alpha_r}{\omega_r} \int_0^t \ddot{x}_g(t) e^{-\gamma_r \omega_r(t-\tau)} \sin \omega_r(t-\tau) d\tau$$

### KAT DEPLASMANI, KESME KUVVETİ VB. BULUNMASI

Kat deplasmanları  $x_i(t)$  bulunduktan sonra her bir kütleye gelen kuvvet  $Q_i$ , kat kesme kuvvetleri  $V_i$ , ve kat seviyelerindeki dönme momentleri  $M_i$  hesaplanabilir.

$$\{Q(t)\} = [K] \{u(t)\}$$

$$\begin{Bmatrix} V_1(t) \\ V_2(t) \\ \vdots \\ V_n(t) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} Q_1(t) \\ Q_2(t) \\ \vdots \\ Q_n(t) \end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix} M_0(t) \\ M_1(t) \\ \vdots \\ M_{n-1}(t) \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} h_1 & \dots & \dots & \dots & h_{n-1} & h_n \\ 0 & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & \dots & \dots & h_{n-2} & h_{n-2} & h_n \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & h_{n-1} & h_n \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots & 0 & h_n \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} V_1(t) \\ V_2(t) \\ \vdots \\ V_n(t) \end{Bmatrix}$$

Bu matriste  $h_i$  her bir katın yüksekliği olmaktadır.

## YAPIYA GELEBİLECEK MAKSİMUM TESİRLERİN MUKABELE SPEKTRUMU KULLANILARAK BULUNMASI

(35) nolu denklemdeki entegralin çözümü eğer  $\times g(t)$  bir deprem ivme kaydı ise ancak bir elektronik bilgi sayarla sağlanabilir. Yapının deprem süresi içinde çeşitli anlarda yapacağı mukabele yerine yalnız bu mukabele maksimum değeri isteniyorsa yeniden (35) nolu denklemi çözmeden hazır mukabele spektrumlarından o period ve sönüme karşılık olan maksimum mukabele değeri kullanılabilir. Mukabele spektrumunun esası tek serbestlik dereceli bir sistemi belli sönüm ve titreşim periodları için (35) nolu denklemi belli bir deprem zemin hareketine göre çözmek ve  $\times(t)$  değerlerini bulmaktır. Daha sonra maksimum  $\times_{max}$  değeri  $\times(t)$  arasından seçilir. Bu mukabele spektrumunda bir noktaya karşılıktır. Sönüm ve periyotları değiştirerek bir eğriler takımı elde edilebilir.

Maksimum mukabele değerini bulmak için (35) nolu denklemdeki entegralin yerine belli bir depremin spektrumundan bilinen period ve sönüme karşılık olan maksimum deplasman konur :

$$\chi_i(t)_{max} = \sum_{i=1}^n \alpha_r A_i^r |x_g|_{max}$$

bulunur. Sadece r modun deplasmanı istenirse

$$\chi_i^r(t)_{max} = \alpha_r A_i^r S_d^r$$

olacaktır. Burada ( $S_d^r$ ) r moddaki titreşim perioduna karşılık spektrumdan bulunan deplasman olmaktadır. Eğer deplasman yerine hız veya ivme spektrumu kullanılacak olursa :

$$\chi_i^r(t)_{max} = A_i^r \alpha_r S_v^r / \omega_r = A_i^r \alpha_r S_a^r / \omega_r$$

bulunur. Maksimum deplasman yerine hız veya ivme isteniyorsa

$$\dot{\chi}_i^r(t)_{max} = A_i^r \alpha_r S_v^r$$

ve

$$\ddot{\chi}_i^r(t)_{max} = A_i^r \alpha_r S_a^r$$

denklemleri kullanılacaktır.

### ÖRNEK UYGULAMA

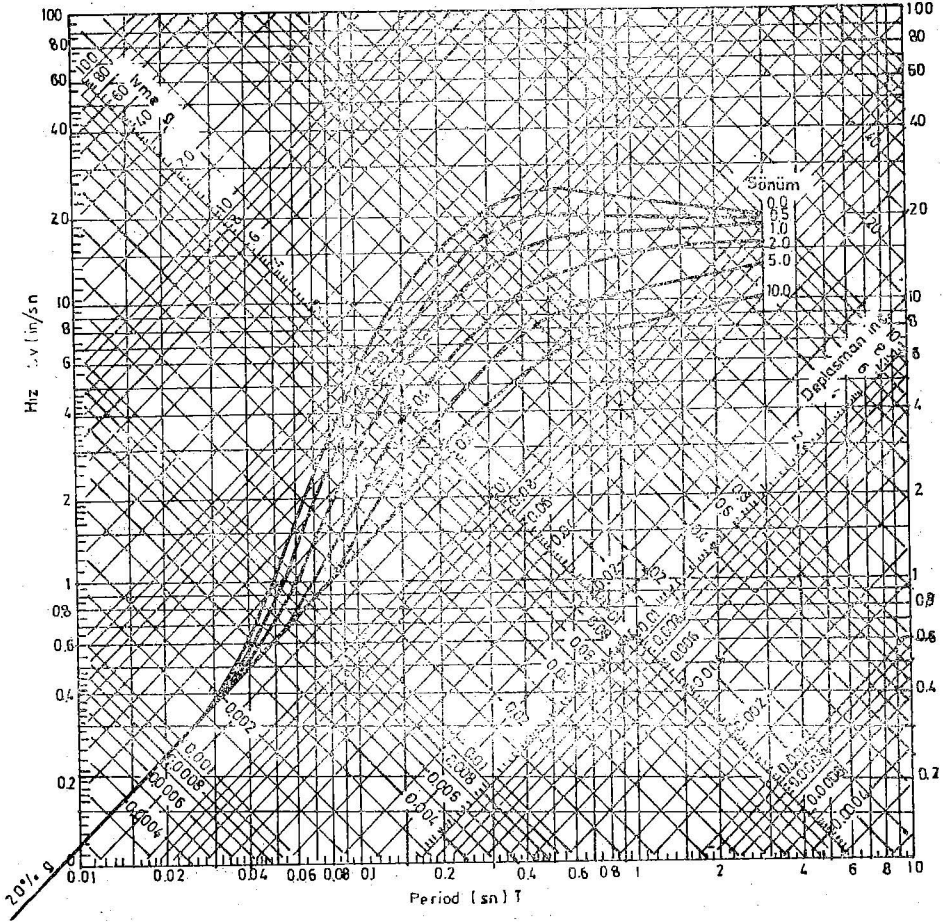
Bu kısımda kat kütleleri ve rijitlikleri Şekil (4)'de verilen bir sistemin, mod periyotları ve şekilleri hesaplanacaktır. Sonra yapının sönümünün % 10 kadar olduğu kabul edilecek, maksimum ivmesi yer çekimi ivmesinin % 20 sine indirilmiş

	<u>k (t/cm)</u>	<u>m (t sn<sup>2</sup>/cm)</u>
5	40.5	.142
4	72.0	.340
3	79.0	.375
2	94.0	.375
1	110.0	.375

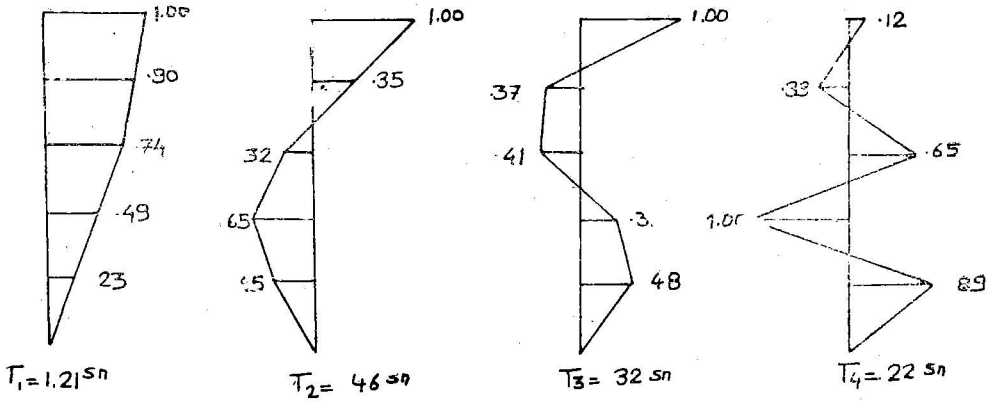
ŞEKİL (4)

EI - Centro 1940 mukabele spektrumundan faydalanılarak yapıya gelen yatay kuvvetler ve bu kuvvetlerin dağılışı hesaplanacaktır. Şekil (5).

Mod periyotları ve şekilleri çok kullanışlı olan HOLZER metodu ile (Bak EK - 1) hesaplanmıştır. Bulunan mod periyotları ve ve şekilleri Şekil 6)'da görülebilir.



SEKIL - 5



Daha sonra bir modun iştirak katsayıları hesaplanmıştır. Bunun için (33) nolu denklem kullanılmıştır :

$$\alpha_1 = \frac{(1.00)(.142) + (.90)(.34) + (.74)(.37) + (.49)(.37) + (.23)(.37)}{(1.00)^2(.142) + (.90)^2(.34) + (.74)^2(.37) + (.49)^2(.37) + (.23)^2(.37)} = 1.36$$

aynı şekilde

$$\alpha_1 = 1.36 \quad \alpha_2 = 0.59 \quad \alpha_3 = 0.44 \quad \alpha_4 = 0.15$$

bulunmuştur. Görüldüğü gibi yukarı modların sistemin toplam titreşimine katkısı az olmaktadır. Genellikle ilk üç modun dikkate alınması yeterli kabul edilmektedir.

Yapıya gelen maksimum ivmeler (43) nolu denklemi kullanarak bulunacaktır.

$$\ddot{x}_i^r \Big|_{\max} = A_i^r \alpha_r S_a^r$$

Bu denklemde  $A_i^r$  r inci mod vektörü,  $\alpha_r$  bu modun iştirak katsayısı  $S_a^r$  ise bu moda karşılık olan period  $T^*$ 'da titreşim yapan bir sisteme gelen maksimum ivme (spektrum ivmesi) olacaktır.  $T_1 = 1.21$  sn ve  $\gamma = \% 10$  iken yapıya gelen ivme spektrumdan 0.12 g olarak bulunur ve  $\ddot{x}_1^r = 1.36$  olursa

$$\left\{ \ddot{x}_i^r \right\} = 1.36 \left\{ \begin{matrix} 1.00 \\ .90 \\ .74 \\ .49 \\ .23 \end{matrix} \right\} 0.12$$

yapının birinci moddan dolayı El-Centro 1940 depremine göre maruz kalacağı ivmeler

$$\begin{bmatrix} \ddot{x}_5^1 \\ \ddot{x}_4^1 \\ \ddot{x}_3^1 \\ \ddot{x}_2^1 \\ \ddot{x}_1^1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.15 \\ 0.14 \\ 0.11 \\ 0.07 \\ 0.04 \end{bmatrix}$$

olacaktır. Aynı şekilde  $S_a^2 = 0.22$  g,  $S_a^3 = 0.22$  g,  $S_a^4 = 0.24$  olmaktadır. Yapıya diğer modlardan gelen ivmeler ise :

$$\{\ddot{x}_i^2\} = \begin{bmatrix} 0.13 \\ 0.05 \\ 0.04 \\ 0.08 \\ 0.06 \end{bmatrix} \quad \{\ddot{x}_i^3\} = \begin{bmatrix} 0.10 \\ 0.04 \\ 0.04 \\ 0.03 \\ 0.05 \end{bmatrix} \quad \{\ddot{x}_i^4\} = \begin{bmatrix} 0.05 \\ 0.1 \\ 0.2 \\ 0.3 \\ 0.3 \end{bmatrix}$$

olur. Yapıya gelen toplam yatay ivmeler her bir moddakilerin toplamı olacaktır.

$$\sum \ddot{x}_i^r = \begin{bmatrix} 0.38 \\ 0.24 \\ 0.21 \\ 0.21 \\ 0.18 \end{bmatrix}$$

Ancak her bir moddaki maksimum ivme değerleri aynı (t) zamanında olmamaktadır. Bu nedenle aritmetik toplama fazla emniyetli değerler vermektedir. Bunun yerine

$$\ddot{x}_i^r = \sqrt{(\ddot{x}_i^1)^2 + (\ddot{x}_i^2)^2 + \dots + (\ddot{x}_i^n)^2}$$

formülünü kullanarak toplam ivmeyi bulmak çok daha gerçeğe yaklaşık sonuçlar verdiği kabul edilmektedir. Bu tarz bir yaklaşımla elde edilen ivme değerleri aşağıda verilmektedir :

$$\ddot{x}_i^r = \begin{bmatrix} 0.22 \\ 0.15 \\ 0.13 \\ 0.12 \\ 0.09 \end{bmatrix}$$

$r=1.2.3.4$

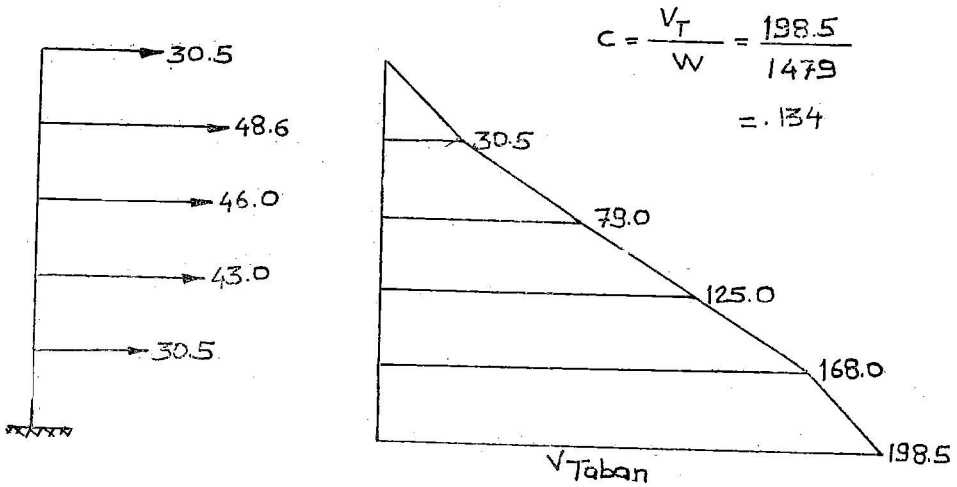
Bu işlemde herbir dört modun katkısı hesaba alınmıştır. Eğer sadece ilk üç modla yetinilmiş olsaydı (44) nolu denkleme göre bulunacak  $\ddot{x}_i$  değerleri aşağıdaki gibi olacaktı.

$$\ddot{x}_i^r = \begin{Bmatrix} 0.220 \\ 0.147 \\ 0.122 \\ 0.116 \\ 0.082 \end{Bmatrix}$$

$r=1.2.3$

Görüldüğü gibi sadece ilk üç modun katkısını kullanarak elde edilen değerler ile dördüncü modu da katarak elde edilen değerler arasında fark çok az olmaktadır. Dördüncü modun iştirak katsayısının küçük olmasında zaten bunun bir işaretidir. Aynı şekilde Beşinci modun da katkısı çok küçük olacaktır. Bu durum bir ölçüde yapının kütle ve rijitlik dağılımının sonucu olarak ortaya çıkmaktadır. Yükseklikle beraber kütle ve kat rijitliği üniform sayılabilecek bir şekilde azalan yapılarda bu örneğe benzer sonuçlar alınmakta ve yalnızca ilk üç modun kullanılması yeterli olmaktadır.

Burada hesaplanan kat ivme'leri her bir katın ağırlığı ile çarpılırsa katlara gelen kuvvetler bulunacaktır. (37) nolu denklemin yardımı ile de kat kesme kuvvetleri hesaplanabilir. (Şekil (7)).





Kat kesme kuvvetleri düşey elemanlara rijitlikleri ile orantılı olarak dağıtılır ve herbir kolon ve perde duvara gelen yatay kuvvetler ve eğilme momentleri hesaplanır.

## SONUÇ

Mod Süperpozisyonu metodunun şöyle tanımlanabilir : n - serbestlik dereceli sistemin her bir modunda ayrı ayrı titreşim yapabileceği kabul edilmektedir. Bu şekilde herbir modun titreşim periodu ve mod şekli bulunmaktadır. Sistemin bir deprem zemin ivmesi altında yaptığı titreşimin ise çeşitli modlardaki titreşimlerin doğrusal bir kombinasyonu olduğu yolundan gidilerek, yapının herbir moddaki ( $t_1$ ) anındaki titreşimi hesaplanmakta ve bunlar daha sonra modların toplam harekete katılma payına göre birleştirilmektedir. Bu işlem ancak yapı elâstik limit içinde titreşim yaparken geçerlidir. Böylece Mod Süperpozisyonu yapı elâstik bölgede kaldığı an için geçerli bir metoddur.

Yapıda belli bir deprem hareketi süresi içinde görülecek etkilerin her zaman aralığı için tek tek hesaplanması yerine sadece bu süre içinde olabilecek maksimum etkilerin hesaplanması bazı tip yapılar veya ön proje safhasında yeterli görülebilir. Böyle bir durumda her bir modda olan maksimum etkiler yine yukardaki gibi birleştirilmektedir. Yalnız herbir modun maksimumu aynı anda olmamaktadır. Bu nedenle maksimumların karelerinin toplamının kare kökünü kullanmakla bulunacak maksimum değer herbir modun  $X(t_1)$  değerlerinin hesaplanması ile bulunmuş  $X_{max}$ 'a daha yakın olacağı belirtilmektedir.

## KAYNAKLAR

- 1) Sheldon Cherry «Dynamics of Structures» ISEE Lecture Notes No. 5 International Institute of Seismology and Earthquake Engineering Tokyo - Japan 1968.
- 2) Norris, Hansen, Holley, Biggs, Namyet, Minami «Structural Desing for Dynamic Loads» McGraw - Hill New - York 1959.
- 3) Shepley L. Ross «Differential Equations» Blaisdell Publishing Company New - York 1964.
- 4) Halûk Aktan «28 Mart 1970 Gediz Depreminin Yapılar Üzerindeki Etkisi» Master Tezi ODTÜ İnşaat Bölümü Ankara 1970.
- 5) Kiyoshi Muto «Seismic Analysis of Reinforced Conceret Buildings» Tokyo - Japan 1962.

## EK - 1 MOD PERİYOTLARI VE ŞEKİLLERİNİN HOLZER METODU İLE HESAPLANMASI

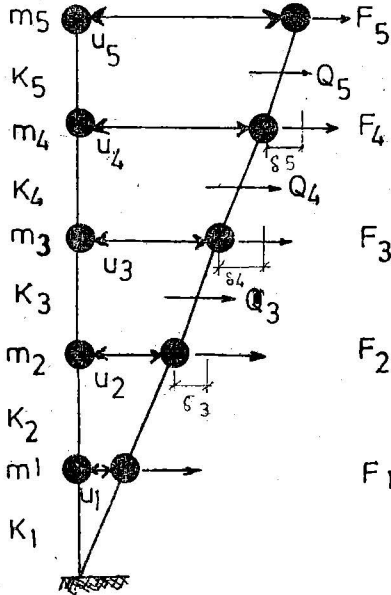
Holzer metoduna göre belli bir mod şekli seçilir, bu mod titreşim frekansı tahmin edilir. Sonra bu frekansın ve mod şeklinin sınır şartlarına uygunluğu kontrol edilir. Eğer mesnettaki öteleme sıfır ise seçilen mod şekli ve frekans birbirine uygun demektir. Metodun burada pratik olarak tanımı ve kullanılışı hakkında bilgi verilecektir. Ancak isbatı ve matematik tanımlaması yapılmayacaktır. Metodun daha detaylı incelenmesi çeşitli kaynaklardan bulunabilir. (1).

Yapının birinci mod titreşim şekli Şekil (a - 1)'deki gibi olsun, bu durumda beşinci kata gelen kuvvet

$$F_5 = u_5 \cdot m_5 \omega^2 \dots \dots \dots (1)$$

ve bu kattaki kesme kuvveti

$$Q_5 = F_5 \dots \dots \dots (2)$$



SEKİL (a - 1)

olacaktır. Böylece dördüncü kat ile beşinci kat arasındaki deplasman farkı

$$\delta_5 = u_5 - u_4 = Q_5 / K_5 = u_5 m_5 \omega^2 / K_5 \dots \dots \dots (3)$$

olur. Bu durumda dördüncü katın zemine göre olan deplasmanı olacaktır.

$$u_4 = u_5 - d_5^i = u_5 (1 - m_5 \cdot u_5 \omega^2 / k_5) \dots (4)$$

Dördüncü kata gelen kuvvet  $F_4$  ise

$$F_4 = u_4 m_4 \omega^2 \dots (5)$$

ve de dördüncü kat kesme kuvveti  $Q_4$

$$Q_4 = F_5 + F_4 \dots (6)$$

olacaktır. Dördüncü katın üçüncü kata göre deplasmanı

$$d_4^i = u_4 - u_3 = Q_4 / k_4 = \left( \sum_{i=4}^5 u_i m_i \omega^2 \right) / k_4 \dots (7)$$

ve üçüncü katın zemine göre deplasmanı

$$u_3 = u_4 - d_4^i = u_4 - \left( \sum_{i=4}^5 u_i m_i \omega^2 \right) / k_4 \dots (8)$$

olacak ve bu işler birinci kata kadar devam edecektir. Birinci katın kesme kuvveti

$$Q_1 = F_5 + F_4 + F_3 + F_2 + F_1 \dots (9)$$

ve birinci kat relatif deplasmanı ise

$$d_1^i = Q_1 / k_1 = \left( \sum_{i=2}^5 u_i m_i \omega^2 \right) k_1 \dots (10)$$

olacaktır. Eğer seçilen  $\omega^2$  doğru ise

$$u_0 = u_1 - d_1^i = 0 \dots (11)$$

olması yani zemindeki deplasmanın sıfır olması gerekir. Ancak genellikle birinci denemede doğru bir değere erişmek zordur. Birkaç denemede doğru sonuç bulunabilir. Holzer metodu uygulanırken bir tablo yaparak çözüme gitmek kolaylık sağlar Böyle bir tablonun hazırlanması ve sayısal bir örnek aşağıda verilmektedir.

$i$	$m_i$	$u_i$	$F_i = m_i u_i w^2$	$Q_i = \sum u_i m_i w^2$	$k_i$	$\delta_i = Q_i / k_i$
4	$m_4$	$u_4 = 1 \rightarrow$	$A_4 = m_4 u_4 w^2 \rightarrow$	$B_4 = A_4 \rightarrow$	$k_4 \rightarrow$	$C_4 = B_4 / k_4$
$\rightarrow 3$	$m_3$	$u_3 = 1 - C_4 \rightarrow$	$A_3 = m_3 u_3 w^2 \rightarrow$	$B_3 = A_3 + B_4 \rightarrow$	$k_3 \rightarrow$	$C_3 = B_3 / k_3$
$\rightarrow 2$	$m_2$	$u_2 = u_3 - C_3 \rightarrow$	$A_2 = m_2 u_2 w^2 \rightarrow$	$B_2 = A_2 + B_3 \rightarrow$	$k_2 \rightarrow$	$C_2 = B_2 / k_2$
$\rightarrow 1$	$m_1$	$u_1 = u_2 - C_2 \rightarrow$	$A_1 = m_1 u_1 w^2 \rightarrow$	$B_1 = A_1 + B_2 \rightarrow$	$k_1 \rightarrow$	$C_1 = B_1 / k_1$
$\rightarrow$		$u_0 = u_1 - C_1 = 0?$				

ÖRNEK ÇÖZÜM

1)  $w^2 = 30 \checkmark$

2)  $w^2 = 27 \checkmark$

$i$	$m_i$	$k_i$	$F_i = m_i u_i w^2$	$Q_i = \sum u_i m_i w^2$	$k_i$	$\delta_i = Q_i / k_i$
5	0,14	1.000	<del>4,3</del> 3,8	<del>4,5</del> 3,8	40,5	<del>0,108</del> 0,095
4	0,34	<del>0,894</del> 0,905	<del>9,0</del> 8,2	<del>13,3</del> 12,0	72,0	<del>0,185</del> 0,166
3	0,37	<del>0,709</del> 0,739	<del>7,9</del> 7,5	<del>21,2</del> 19,5	79,0	<del>0,270</del> 0,248
2	0,37	<del>0,439</del> 0,491	<del>4,9</del> 5,0	<del>26,1</del> 24,5	94,0	<del>0,280</del> 0,260
1	0,37	<del>0,159</del> 0,231	<del>1,8</del> 2,4	<del>27,9</del> 26,9	110,0	<del>0,251</del> 0,244
		<del>0,159 - 251 =</del> 0,231 - 0,244 =	<del>-0,092</del> -0,013 ✓			

Örnekten görüleceği gibi ilk denemede bulunan değer yeteri kadar doğru olmadığı için ikinci bir deneme yapılmış ve sonucun sıfıra çok yakın olması nedeni ile yeterli görülmüştür.

Daha yüksek modların frekansları arasında ilişki yaklaşık olarak şöyledir :

Ancak bu durum daha önce belirtilmiş standart yapılar için geçerlidir. Metot her bir mod frekansı ve şeklinin ayrı olarak bulunmasını sağladığı için çok kullanışlıdır.

## DEPREM ŞİDDETI ve DÜZELTİLMİŞ DEPREM SPEKTRUMLARI

Arturo ARIAS S.

Deprem Mühendisliği Prof. Universidad de Chile, Santiago, Şili.

### ÖZET :

Bu tebliğde, yer ivmelerine ve yer hızlarına göre yapılmış deprem şiddeti tarifleri teklif edilmekte ve tartışılmaktadır. Bir zaman - şiddet fonksiyonu tarif edilmekte ve bunun taklit akselogramlarda zaman - içinde - şekil - verme (time - shaping) fonksiyonu olarak kullanılması önerilmektedir. Şiddet spektrumunun yeni bir tarifi yapılarak, tepki spektrumlarına (response spectra) ait bir ikilem özelliği açıklanmaktadır. Yer hareketinin öz - frekansları (characteristic frequency) tanımlanmakta ve akselogramların sınıflandırılmasında kullanılmaktadır.

Yer hareketinin düzeltilmiş - Fourier - genlik - spektrumları (smoothed Fourier amplitude spectra) için kuramsal bir ifade elde edilmiştir. Bu ifade, yapay akselogramları için, frekans - şekil - verme (frequency - shaping) fonksiyonu olarak kullanılabilir. Düzeltilmiş - yapmaca - hız - spektrumu (smoothed pseudovelocity spectrum) için de bir ifade elde edilmiştir.

### 1. Yerel İvmelere Bağlı Bir Deprem Şiddeti Ölçüsü :

Sismik yıkıcılığın toplam hasar kriterine göre yapılmış bir tarif, daha önceki bir tebliğde (1), yazar tarafından verilmişti. Esas itibariyle, bu tarif, frekansları (0,00) aralığında eş-ağırlıklı dağılmış bir basit yapılar topluluğunca birim ağırlık başına yayılan enerji toplamını şiddete eşitlemektedir. Var sayalım ki yapılar X - eksenine paralel olarak salınabilsinler ve E, deprem tarafından başlatılmış olan bir hareket sonucunda  $\omega_0$  dairesel hızına sahip olan bir yapı tarafından, birim ağırlık başına yayılan enerji olsun. Deprem X - eksenini doğrultusundaki şiddeti, tarif olarak, şudur :

$$I_a = \int_0^{\infty} E d\omega \quad (1.1)$$

Eğer, topluluğa ait yapıların matematik modeli olarak, Z kritik - sönme - kesrine (fraction of critical damping) sahip olan viskoz - sönümlü - basit - doğrusal osilatörler (viscously damped - Simple - linear - oscillators) alınır - sa, gösterilebilir ki (viscously damped - Simple - linear - oscillators)

$$I_{\alpha, XX}(z) = \frac{\arccos z}{g\sqrt{1-z^2}} \int_0^{t_0} \alpha_x^2(t) dt \quad (1.2)$$

Böylece, şiddet 2 terimin bir çarpımı olarak ifade edilmiş olur. Birinci terim yalnız Z nin bir fonksiyonu olan

$$f(z) \equiv \frac{2 \arccos z}{\pi \sqrt{1-z^2}} \quad (1.3)$$

dir ve «yapısal terim» olarak isimlendirilebilir. İkincisi ise,

$$I_{\alpha, XX} \equiv \frac{\pi}{2g} \int_0^{t_0} \alpha_x^2(t) dt = \frac{1}{2g} \int_0^{\infty} |F_{\alpha_x}(\omega)|^2 d\omega$$

şeklinde bir integraldir ve sadece yer hareketine bağlı olduğundan «sismolojik terim» diye adlandırılır.

Gerçek yapılar için geçerli olan Z değerleri aralığında yapısal terim pratik olarak bir sabittir (1).

Gerçek yapıların değerine yakın bir Z seçerek tarifi daha basitleştirmek mümkündür. En basit seçme  $Z = 0$  olur. X - eksenini boyunca «standart şiddet» (1.4) le verilen sismolojik terime eşit olacaktır. Gösterebiliriz ki, standart şiddet, depremin sona erdiği anda, osilatörler topluluğunda birim ağırlık başına depo edilen enerjilerin toplamına eşittir.

to zaman aralığında, yer ivmesinin ortalama kare değeri olan

$$\overline{\alpha_x^2} = \frac{1}{t_0} \int_0^{t_0} \alpha_x^2(t) dt \quad (1.5)$$

bazı yazarlarca şiddetin ölçüsü olarak kullanılmaktadır. Açıkça görülebilir ki

$$I_{\alpha, XX} = \frac{\pi}{2g} \overline{\alpha_x^2} t_0 \quad (1.6)$$

Yer ivmesinin ortalama kare değerinin, deprem süresine, deprem yıkıcılığının bir faktörü olarak, gerekli önemi vermediği görülebilir. Dahası var :

Yazar tarafından teklif edilen tarif  $a_x^2 t_0$  terimine, depremin şiddet olarak, yapısal - mekanik bir yorum getirmektedir. Ayrıca, (1.2) veya (1.4) te verilen şiddet ölçüsü, aşağıdaki anlamda olmak üzere, istatistiksel - olarak - toplanabilir'dir :  $a_x(t)$ , ilişkisiz (uncorrelated) iki ivme - zaman serisinin üstüste bindirilmesi ile elde edilsin :  $a_x(t) = 1a_x(t) + 2a_x(t)$ ; öyleyse,

$$\int_0^{t_0} a_x^2(t) dt = \int_0^{t_0} 1a_x^2(t) dt + \int_0^{t_0} 2a_x^2(t) dt \quad (1.7)$$

dir ve sonuç hareket, bileşke hareket şiddetlerinin aritmetik toplamı olan bir şiddete sahip olacaktır. Sonuç ivme süreci, birbirine dik - basit - süreçler (orthogonal elementary processes) toplamı olarak alınabilirse, yukarıdaki netice topluluk ortalamalarını da içerecek şekilde genişletilebilir.

(1) Nolu referansta, bir noktadaki deprem şiddetini tensörel bir büyüklük olarak veren şiddet tensörünün nasıl tarif edilebileceği gösterilmiştir. Bu tensörü yazabilmek için, o noktadan birbirine dik 3 doğrultu boyunca, ivmenin zaman içindeki değişim kayıtlarına sahip olmak yeterlidir. Koordinat eksenlerine atıfta bulunan şiddet tensörü elemanları,  $Ox_1x_2x_3$

$$I_{\alpha,ij} = \frac{\pi}{2g} \int_0^{t_0} \alpha_i(t) \alpha_j(t) dt, \quad (i,j = 1,2,3) \quad (1.8)$$

vasıtası ile tarif edilir.

Bu tensörün izi (diyagonal elemanlarının toplamı) değişmez (invariant) dir ve orijin, bütün dönmelere (rotation) karşı sabittir. Bu skaler büyüklük (.....) orijindeki skaler şiddet terimi olarak alınabilir ve değeri

$$I_{\alpha,11} + I_{\alpha,22} + I_{\alpha,33} = \frac{\pi}{2g} \int_0^{t_0} \alpha_1^2 + dt \quad (1.9)$$

ile verilir.

O orijin noktasından çizilecek düşey,  $Ox_3$  eksenine ile çıkışacak olursa şu toplam

$$I_{\alpha,h} \equiv I_{\alpha,11} + I_{\alpha,22} = \frac{\pi}{2g} \int_0^{t_0} (\alpha_1^2 + \alpha_2^2) dt \quad (1.10)$$

$Ox_3$  etrafında yapılacak dönmelere karşı değişmez'dir. Bu toplama O'dan geçen yatay düzlem üzerindeki skaler şiddet ismi verilecektir. Deprem hasarı bakımından, O noktasındaki skaler şiddetin en önemli ölçüsü bu olabilir.

Aşağıdaki denklem ile bir şiddet elipsoid'i tarif edilebilir.

$$\{r\}^T [I_{\alpha, ij}] \{r\} = 1 \quad (1.11)$$

Yarıçapı vektörü  $|r|$  nin,  $\{r\}$  birim vektörü boyunca olan şiddetin kare kökü ile ters orantılı olduğu gösterilebilir. Şiddet elipsoidi, deprem özeği (epicenter) civarındaki noktalarda radyasyon alanının incelenmesinde kullanılabilir. Bu tür çalışmalarda, özellikle, çalışma yatay düzlem üzerinde yoğunlaşmışsa, Mohr Çemberi gibi geometrik teknikler uygulanabilir. Parkfield depremi üzerine bu tür bir çalışma LANGE tarafından yapılmıştır. (2).

Yer hareketinin kinetik enerji yoğunluğunu temel alan bir deprem şiddeti ölçüsü geliştirmenin mümkün olduğu (1) nolu referansta, WESTERGAARD'ın 1933 te yaptığı bir teklifi de hatırlatarak, yazar tarafından belirtilmişti. Westergaard'ın teklifini daha açık bir şekilde şöyle anlayabiliriz :  $F_{v_x}(w)$ , yer hızının X - eksenı boyunca olan bileşkesinin Fourier dönüşümü olsun. Hızın bu bileşkesinin kinetik enerjiye olan katkısı,  $(w, w+dw)$  frekans aralığında,  $|F_{v_x}(w)|^2 dw$  dir. Yer hızının X - bileşkesinin toplam katkısı

$$\int_0^w |F_{v_x}(w)|^2 dw = \pi \int_0^{t_0} v_x^2(t) dt \quad (2.1)$$

ifadesi ile orantılı olacaktır. Bu durum, X - eksenı boyunca olan deprem şiddetinin ölçüsü olarak, bu son integrali veya bununla orantılı bir büyüklüğü almayı akla getiriyor. Geriye, bu integralin sismik yıkıcılık ile olan ilgisini ortaya çıkarmak kalıyor.

Gösterilebilir ki, ihmal - edilebilir - viskoz sönümde sahip olan basit lineer osilatörler tarafından, birim ağırlık başına yayılan enerji E ve bu osilatörlerin doğal periyodu  $T_0$  ise,

$$I_{v,xx} \equiv \int_0^{\infty} E dT_0 = \frac{\pi^2}{g} \int_0^{t_0} v_x^2(t) dt \quad (2.2)$$

Bu ifade, dayanağı yer hızları olan, X - eksenı boyunca standart şiddet olarak isimlendirilecektir.

Bazı açık ve ufak değişikliklerle, yukarıda elde edilen sonuçları, yer hızları ölçmelerini temel alan bir şiddet tensörü tarif etmekte kullanabiliriz. Benzer şekilde, yer ivmeleri yerine yer hızlarını kullanarak O'daki skaler şiddet ve O'dan geçen yatay düzlemdeki şiddet için yeni tarifler yapılabilir. (2.2) Nolu denklemdeki gibi tarif edilen bir şiddet ölçüsü, kolayca gösterilebileceği gibi, istatistiksel olarak toplanabilir'dir.

Bunu, açıkca görüldüğü üzere, kinetik enerji akısı ile doğrudan doğruya alakalandırabiliriz. Yukarıdaki sonuca yapısal - mekanik bir yorumda verebiliriz.



Sönüm sonlu değilse  $\int_0^{\infty} E dT_0$ 'ün yakınsak ( $< \infty$ ) olamayacağına dikkat edilmelidir. Bu da  $I_{\alpha,xx}$ 'in tarifinin, denklem (2.2) kapsamına giren bütün yapıların matematiksel modeli olarak sonlu sönümlü doğrusal osilatörleri içerecek şekilde, genişletilemeyeceğini gösterir.  $I_{\alpha,xx}$ , esas olarak, şiddetin sismolojik bir tarifidir;  $I_{\alpha,xx}$  için yapıldığı gibi, bir sismolojik faktörle bir yapısal faktörün çarpımı olarak alınamaz. Deprem mühendisliği uygulamalarında  $I_{\alpha,xx}$ 'i  $I_{\omega,xx}$ 'a tercih nedenlerinden birisi de budur. Daha önemli bir neden ise  $I_{\alpha,xx}$ 'in, ufak düzeltme ile akselograf verilerinden elde edilebilmesidir.  $I_{\alpha,xx}$ 'in hesaplanması akselogramların, yer hızlarını elde etmek amacı ile integre edilmesini gerektirir ki bu, düzeltilmesi kolay olmayan hataları hesaplara sokacaktır.

Son olarak şuna işaret edelim ki  $I_{\alpha,xx}/I_{\omega,xx}$  oranı fiziksel olarak frekansın karesi boyutuna sahiptir. 5. Bölümde de açıklanacağı gibi, bununla, yer hareketinin öz frekanslarından biri arasında doğrudan doğruya bir ilişki vardır.

Bu oran, hız süreci için, sıfırdan geçişlerin ortalama sayısı olarak da yorumlanabilir.

### 3. Zaman - Şiddet Fanksiyonu. Şiddet Yoğunluğu :

HUSİD ve arkadaşları (5) göstermişlerdir ki

$$I_{\alpha,xx}(t) \equiv \frac{\pi}{2g} \int_0^t \alpha_x^2(t) dt \quad (3.1)$$

integrali, tepki spektrumlarının hesaplanması bakımından, verilen gerçek bir akselogramın «önemli» bölümlerini seçmenin rasyonel bir kriteri olarak kullanılabilir. Yapay akselogramların geliştirilmesi için bir zaman - içinde - şekli - verme fonksiyonunu tarif etmek için, SARAGONI (6) tarafından da, çok benzer bir fonksiyonu kullanılmıştı.  $t$ 'nin (3.1) de tarif edilen fonksiyonu zaman - şiddet fonksiyonu olarak isimlendirilecektir. Bu, yer hareketinin şiddetini X eksenı boyunca ve  $t$  zamanına kadar (sanki deprem o anda duracakmış gibi) ölçer.

Aşağıdaki şekilde tarif edilen  $I_{\alpha,xx}(t)$  fonksiyonunu takdim edeceğiz :

$$i_{\alpha,xx}(t) \equiv \frac{1}{I_{\alpha,xx}} \frac{d}{dt} I_{\alpha,xx}(t) \quad (3.2)$$

Hemen görülecektir ki,

$$i_{\omega,xx}(t) \geq c \text{ ve } \int_{-\infty}^{\infty} i_{\alpha,xx}(t) dt = 1 \quad (3.3)$$

Dahası var : Deprem  $t = 0$  anında başladığını varsayarsak,

$$i_{\alpha, xx}(t) = 0 \quad t < 0 \text{ dir.}$$

Bu nedenle,  $i_{\alpha, xx}(t)$ , yoğunluk özelliklerini taşıyan bir nedensellik fonksiyonudur (causal function). (İhtimaller teorisinde son terime verilen anlam yönünden). Buna,  $t$  anındaki şiddet yoğunluğu deneyecektir. Bu tür fonksiyonlar matematik literatüründe çok incelenmekte ve kullanılmaktadır.

PAPOULIS (7),  $a_x(t)$  nin, bir nedensellik fonksiyonu (yani,  $t < 0$  için  $a_x(t) = 0$ ) ve zamanla sınırlı (yani,  $0 < t < t_0$  aralığı dışında  $a_x(t) = 0$ ) durumları için yaklaşık bir değerini vermektedir. Bu değerler,  $i_{\alpha, xx}(t)$ 'in fazla sayıda bağımsız tesadüfi değişkenler toplamının yoğunluğu olduğu varsayımına dayanarak elde edilmiştir. Dahası olasılığın merkezi limit teoreminin nedensel şekliyle geçerli olması için gerekli şartların sağlandığı da var sayılmıştır. Bu varsayımlar altında elde edilen sonuçlar şunlar :

1) İvme nedensellik fonksiyonu şeklinde olduğu zaman, şiddet yoğunluğu yaklaşık olarak bir  $X^2$  dağılımıdır :

$$i_{\alpha, xx}(t) \cong \frac{t^\alpha e^{-t/\beta}}{\beta^{\alpha+1} \Gamma(\alpha+1)} \quad t > 0 ; \quad (3.4)$$

$$= 0 \quad , t \leq 0 \text{ için}$$

2) İvme zamanla - sınırlı ise, şiddet yoğunluğu yaklaşık olarak bir beta dağılımıdır :

$$i_{\alpha, xx}(t) \cong M \left(\frac{t}{t_0}\right)^\alpha \left(1 - \frac{t}{t_0}\right)^\beta \quad 0 < t < t_0 ; \quad (3.5)$$

$$= 0 \quad , \text{ diğ er hallerde.}$$

Yukarıdaki yaklaşımlarda daha yüksek derecede yaklaşık değerler elde etmek için düzeltmeler yapılabilir. İlk şekilde, genelleştirilmiş Laguerre polinomları cinsinden bir açılım elde edilir. İkinci durumda ise açılım Jacobi polinomlarının kullanımını gerektirir.  $\beta, M$  parametrelerine ait ifadeler (7) nolu referansta verilmektedir.

(3.4) ve (3.5) nolu denklemlerle verilen yaklaşık ifadeler, sıra ile sonsuz-sürelili ve sonlu süreli yapay akselogramların gelişimi için zaman - içinde - şekil - verme fonksiyonu olarak kullanılabilir. SARAGONI (6), esas olarak (3.4) denkleminde verilen formda bir dağılımı, bu gaye ile, kullanmıştır. (3.5) nolu denklemin, kısa süreli akselogramların taklidinde daha iyi sonuçlar vermesi beklenir.

#### 4. Spektral Yoğunluk. Tejki Spektrumlarının İkilem (dual) Özelliği :

Tejki spektrumları şiddetleri BENIOFF (8) ve HOUSNER (9) tarafından tarif edilmiştir. Burada yeni tarifler teklif edilecektir. (1) nolu referansta gösterilmiştir ki

$$I_{a,xx} \leq \frac{1}{2g} \int_0^{\infty} S^2_{pv}(\omega_0, 0) d\omega_0 \quad (4.1)$$

Burada

$$S_{pv}(\omega_0, 0) \equiv \text{symp} \left\{ \omega_0 |x(t)| \right\} \quad (4.2)$$

sıfır sönüm için, sönümsüz dairesel frekans  $\omega_0$ 'ın bir fonksiyonu olarak ifade edilmiş olan yapmaca hız spektrumudur. LANGE (2)  $I_{a,xx}$  ile (4.1) nolu denklemin sağ tarafının integrali arasında çok iyi bir ilişkinlik (correlation) bulmuştur. Bu nedenle,  $I_{s,a}$  spektral yoğunluğu şu denklemle tarif ederiz :

$$I_{s,a} \equiv \frac{1}{2g} \int_0^{\infty} S^2_{pv}(\omega_0, 0) d\omega_0 \quad (4.3)$$

(1) nolu referansta uygulanan metoda benzer bir yolla gösterilebilir ki

$$I_{v,xx} \leq \frac{1}{2g} \int_0^{\infty} S^2_{pv}(T_0, 0) dT_0 \quad (4.4)$$

Burada  $S_{pv}(T_0, 0)$ , sönümsüz doğal periyot  $T_0$  cinsinden ifade edilmiş olan, sıfır sönüm için tekrar edilmiş yapmaca hız spektrumudur. (4.4) nolu denklemin her iki tarafı arasında iyi bir ilişkinlik te vardır. Bu nedenle spektral yoğunluğun ikinci bir tanımı mümkündür.  $I_{s,v}$ 'yi (4.4) nolu denklemin sağ tarafının integrali olarak tarif ederiz.

Bu tarifler verilen yöndeki spektral yoğunluğu verirler. Ne yazık ki, 1. ve 2. bölümlerde olduğu gibi, spektral yoğunluk tensörü tarif etmek için, çeşitli yönlerdeki spektral yoğunluklarını birleştirmek olanaksızdır. Deprem mü-

hendisliği ile ilgili olarak kullanıldığında  $l_a, x$ 'in  $l_v, x$ 'a tercih sebeplerinden bazılarını belirtmiştik.  $l_s, a$   $l_a, x$  ile iyi bir ilişkinlik gösteriyorsa,  $l_s, v$ 'ye tercih  $l_s, a$  kullanılması daha makuldür.

Bilinen Duhamel formülünün üstüste kısmi integrallerini alarak aşağıdaki iki açılımı elde etmek oldukça kolaydır. Bu açılımlar, viskoz sönümlü lineerosilatörün relatif yer değıştirmesi olan  $X(t)$  için ve  $\omega_0$ 'in kuvvetleri cinsindedir. Birinci ifade  $\omega_0$ 'in büyük, ikinci ifade de küçük değerleri için geçerlidir.

$$\omega_0^2 x(t) = -a(t) + 2z a^{(1)}(t) \cdot \frac{1}{\omega_0} + (1-4z^2) a^{(2)}(t) \frac{1}{\omega_0^2} - 4z(1-2z^2) a^{(3)}(t) \frac{1}{\omega_0^3} + o\left(\frac{1}{\omega_0^4}\right) \quad (4.5)$$

$$x(t) = -s^{(-1)}(t) + 2z s^{(-2)}(t) \cdot \omega_0 + (1-4z^2) s^{(-3)}(t) \cdot \omega_0^2 - 4z(1-2z^2) s^{(-4)}(t) \cdot \omega_0^3 + o(\omega_0^4) \quad (4.6)$$

Burada  $a^{(n)}(t)$ ,  $a(t)$  nin  $n$ 'yinci türevidir.  $s^{(-n)}(t)$  ise tersine,

$$s^{(-n)}(t) = \int_0^t s^{(-n+1)}(\tau) d\tau \quad (4.7)$$

(4.7) de  $S(\tau)$ ,  $\tau$  anındaki yer değıştirme miktarıdır. Bu açılımlar, türev alma operatörünün Taylor serisine açılımını kullanarak, hareketin diferansiyel denkleminde de elde edilebilirler.

(4.5) ve (4.6) dan görölmektedir ki, tepki spektrumlarının çok büyük ve çok küçük frekanslardaki davranışları arasında tam bir ikilem (duality) vardır. Bu denklemler sonucunda gösterilebilir ki  $l_s, a$  ve  $l_s, v$ 'yi tanımlamak için kullanılan her iki integral de yakınsaktır (convergent). Ayrıca, aynı denklemlerden

$$\int_0^{\infty} S_p v(\omega_0, z) d\omega_0, \quad \int_0^{\infty} S_p v(T_0, z) dT_0$$

İntegrallerinin ıraksak oldukları gösterilebilir. Böylece, Housnerin Spektral yoğunluk tanımlamasında integrasyon bölgesini sonlu doğal periyotlarla kısıtlamak kaçınılmaz olmaktadır.

### 5. Yer Hareketinin Frekansları ve Akselerogramların Sınıflandırılması :

Aşağıdaki integralleri göz önüne alalım :

$$J_v \equiv \int_0^{t_0} v^{-2} dt \quad ; \quad J_\alpha \equiv \int_0^{t_0} \alpha^2 dt \quad ; \quad J_\alpha \equiv \int_0^{t_0} \alpha^2 dt$$

$\Omega_v$  ve  $\Omega_\alpha$  gibi iki frekansı aşağıdaki şekilde tarif edebiliriz :

$$\Omega_v^2 \equiv J_\alpha ; J_v \quad , \quad \Omega_\alpha^2 \equiv J_\alpha ; J_\alpha \quad (5.2)$$

Bunlar yer hareketinin öz frekansları olacaktır. Schwarz eşitsizliğinden,  $\Omega_\alpha^2 > \Omega_v^2$  olduğu görülecektir. Yer hareketi zamanla - sınırlı ise  $\Omega_\alpha^2 > 3 \Omega_v^2$  dir. Bu son ilişkiyi en genel halinde ispat etmeye muvaffak olmadık.

Parseval teoremi, (5.2) yi şu değişik şekilde yazmamızı mümkün kılar :

$$\Omega_v^2 \equiv \int_{-\infty}^{\infty} \omega^2 |F_v(\omega)|^2 d\omega \quad , \quad \int_{-\infty}^{\infty} |F_v(\omega)|^2 d\omega$$

$$\Omega_\alpha^2 \equiv \int_{-\infty}^{\infty} \omega^2 |F_\alpha(\omega)|^2 d\omega \quad , \quad \int_{-\infty}^{\infty} |F_\alpha(\omega)|^2 d\omega \quad (5.3)$$

ACUNA (10)  $\Omega_\alpha$  ve  $\Omega_v$ 'yi toplam 53 gerçek deprem akselerogramını kullanarak hesaplamıştır. Sonuçlar Şekil 1. de verilmektedir. Burada  $T_\alpha = 2\pi/\Omega_\alpha$ ,  $T_v = 2\pi/\Omega_v$  dir. Bu şekil, kuvvetli - hareket akselerogramlarını sınıflandırmada kullanılabilir.  $T_\alpha$ 'nın değerleri gözönüne alındığında üç ayrı sınıf göze çarpmaktadır: I)  $T_\alpha > 1,0$  sn., II)  $0,2 < T_\alpha < 1,0$  sn. ve III)  $T_\alpha < 0,2$  sn. Bu sınıfların sınırları oldukça keyfidir. Daha kesin tarifleri, ileride, çok daha fazla sayıda kayıtların incelenmesiyle elde edebileceğiz. Şimdilik, söylenebilir ki eldeki kayıtların herbirinde, iki bileşen aynı sınıfa düşmektedir. Sınıf I Mexico City'de kaydedilmiş olan akselerogramlardan

oluşuyor (Torre Latino Americana ve Parque Alameda). Sınıf III ise Lima (Peru) ve Santiago (Şili) de kaydedilmiş akselerogramları içeriyor. Ara sınıf olan sınıf II de ise Batı Birleşik Amerika'da kaydedilmiş olan kayıtlar vardır. Mexico City ile Lima ve Santiago kayıtları yerel zemin şartları bakımından iki uç durum teşkil etmektedirler.

Bu bakımdan, zemin durumunun bu sınıflandırmaya yansıyan tek ve önemli etken olduğu söylenebilir. Fakat bu, tek etken olarak düşünülmemelidir. Deprem büyüklüğü, episantr'a uzaklık ve odak mekanizması (focal mechanism) gibi etkenler de  $\Omega_a$  ve  $\Omega_v$  üzerinde etkindirler. Ne yazık ki elde ki veriler bu faktörlerin göreceli önem derecelerini incelememize olanak tanımamaktadır.  $\Omega_a$  ve  $\Omega_v$  nin yerel özellikleri yansıtan karakteristikler olarak almakta tam anlamı ile doğru sayılamaz.

Işık teorisinden bir tarifi ödünç alarak negatif - olmayan  $r = \Omega_a^2 / \Omega_v^2 - 1$  sayısını tarif edelim. Bu sayı yer hareketinin uyumsuzluk (incoherence) ölçüsüdür.  $r=0$  değeri sonsuz süreli bir sinüsoidal harekete karşılık gelir. Sonlu süreli hareketler için  $r > 0$  dir.

Tablo 1,  $\Omega_a$ ,  $\Omega_v$  ve  $r$ 'nin bu üç sınıf akselerogram için olan değişim aralıklarını (range) ve ortalama değerlerini vermektedir. Sınıf I tipi akselerogramlar az miktarda uyumsuz (slightly incoherent) olarak nitelendirilebilirler. Sınıf III akselerogramları ise çok uyumsuz'durlar. Uyumluluk bakımından Torre Latinamericana ve Parqua Alameda kayıtları arasındaki büyük fark dikkate değer. İlk yere ait kayıtlar daha yüksek uyumluluk gösteriyorlar. Bu, zemin - yapı etkileşmesi tesiri ile açıklanabilir.

Son olarak,  $\Omega_a$  ve  $\Omega_v$  nin,  $\tau$ 'nun küçük değerleri için, yer hızı ve yer ivmesi oto - ilişkinlik (autocorrelation) fonksiyonlarının şekli ile alakalıdır.  $\tau$ 'nin kuvvetleri cinsinden yapılacak bir seri açılımı ve onu takiben integrasyondan sonra gösterilebilir ki normalize edilmiş oto - ilişkinlik fonksiyonları şu şekilde yazılabilecektir :

$$\hat{R}_v(\tau) = 1 - \frac{\Omega_v^2}{2!} \tau^2 - \frac{\Omega_a^2 \cdot \Omega_v^2}{4!} \tau^4 + \dots$$

$$\hat{R}_a(\tau) = 1 - \frac{\Omega_a^2}{2!} \tau^2 + \dots$$

## 6. Düzeltilmiş Fourier Spektrumları ve Frekans - Şekil - verme Fonksiyonu :

Düzeltilmiş Fourier genlik spektrumları için teorik bir ifade iki adımda elde edilebilir. İlk adımda, yer hareketinin, aşağıdaki şartları sağlayan, çok sayıda elementer hareketin bindirilmesi (super position) ile meydana geldiği farzedilecektir. Şartlar : 1) Her elementer hareket için, yerin, herhangi bir noktadaki birim hacim başına düşen kinetik enerjisi, frekans uzayında  $-\infty < \omega < \infty$  aralığında  $-\omega$  ve  $\omega$  da merkezlenmiş iki simetrik ve dar dikdörtgen ile temsil edilebilir; 2) Bütün elementer hareketler aynı miktarda kinetik enerji taşırlar; 3) Dikdörtgenlerin orta noktalarının absisleri,  $\omega$ , var-

yansı  $\Omega^2$  olan bir tesadüfi değişkendir; 4) Elementer hareketlerin karşıt ilişkiliği (cross - correlation) sıfırdır. Merkezi limit teoremi bize, sonuç hareketin frekans uzayındaki kinetik enerjinin dağılımının normal dağılım olacağını gösterecektir. Yani

$$|F_v(\omega)|^2 = A e^{-\omega^2/2\alpha^2}, \quad |F_a(\omega)|^2 = A \omega^2 e^{-\omega^2/2\Omega^2}$$

(1.4) nolu denklemi göz önüne alırsak, görülecektir ki

$$A = \frac{4g I \alpha}{\sqrt{2\pi} \Omega^3} \quad (6.2)$$

Bu birinci adımda göz önüne alınan yer hareketinin karakteristik frekansları  $\Omega_v^2 = \Omega^2, \Omega_a^2 = 3 \Omega^2 = 3 \Omega_v^2$ . Bu adımdaki çözümleme  $T_v/T_a = \sqrt{3}$  şartını sağlayan depremlere uygulanabilir. Bu,  $T_v/T_a$  oranının en küçük değerine (1,64) karşılık gelmektedir ve Acuña tarafından elde edilmiştir. Diğer bir şekilde söylemek gerekirse, yalnızca, çok az uyumsuzluğu olan akselerogramlar (6.1) nolu denklemle verilen spektruma sahiptirler.

İkinci adımda, ilk adımda elde edilen spektrumlar,  $\Omega$  nin  $\Omega_1, \Omega_2$  aralığında tekdüze dağıldığı varsayılarak bir biri üzerine bindirilecektir. Bileşke hareket kinetik enerjileri toplanabilir. Yani, ilk adımda elde edilen hareketler, birbirinden bağımsız (mutually uncorrelated) farzedilerek birbiri üzerine bindirilecektir. Bu da bize en son ifade olarak

$$|F_a(\omega)|^2 = \frac{4g I \alpha}{\sqrt{2\pi} (\Omega_2 - \Omega_1)} \left\{ e^{-\frac{\omega^2}{2\Omega_1^2}} - e^{-\frac{\omega^2}{2\Omega_2^2}} \right\}$$

verecektir. Bu sonuç 3 parametre içermektedir :  $I, \Omega_1, \Omega_2$ . İkinci, 1. bölümde tarif edilen deprem şiddetidir. Diğer ikisi ise  $\Omega_a$  ve  $\Omega_v$  ile ilgilidirler :

$$\Omega_a^2 = \Omega_1, \Omega_2, \quad \Omega_v^2 = \Omega_1^2 + \Omega_2^2 \quad (6.4)$$

Bu nedenle

$$\Omega_a^2 - 2 \Omega_v^2 = (\Omega_2 - \Omega_1)^2 \geq 0 \quad ; \quad \text{ie, } \Omega_a \geq \Omega_v \sqrt{2}$$

(6.3) nolu denklemde tarif edilen fonksiyon yapay akselerogramların geliştirilmesi için frekans - şekil verme fonksiyonu (güç spektral yoğunluğu) olarak alınabilir.

## 7. Düzeltilmiş Tepki Spektrumları :

Düzeltilmiş tepki spektrumları, iki yol gösterici prensip gözönüne alınarak elde edilebilir : 1) Yapmacı hız spektrumu ile ivmeler için Fourier genlik spektrumu arasındaki yaklaşık orantı; 2) 4. bölümde geliştirilen ikilem (duality) özelliği. Burada ara adımlar atlanarak sadece en son ifadeler verilecektir.

$$\begin{aligned} S_{pr}^2(\omega_0, 0) &= \frac{4g I_{s,a}}{\sqrt{2\pi} (\Omega_2 - \Omega_1)} \left\{ \exp\left(-\frac{\omega_0^2}{2\Omega_1^2}\right) - \exp\left(-\frac{\omega_0^2}{2\Omega_2^2}\right) \right\} + \\ &+ \frac{\alpha^2 \max}{\Omega_2^2 - \Omega_1^2} \left\{ \exp\left(-\frac{2\Omega_1^2}{\omega_0^2}\right) - \exp\left(-\frac{2\Omega_2^2}{\omega_0^2}\right) \right. \\ &\left. - 2 \left[ \exp\left(-\frac{\omega_0^2}{2\Omega_2^2}\right) - \exp\left(-\frac{\omega_0^2}{2\Omega_1^2}\right) \right] \right\} \quad (7.1) \end{aligned}$$

Şekil 2, Sınıf I, II ve III akselerogramları için, aynı spektral şiddet  $I_{s,a} = 1$  m/sn. deki spektrumları vermektedir.  $A_{max} = 0,25g$  olduğu varsayılmıştır. Bu, LANGE (2) tarafından elde edilen sonuçlardan çıkarılmış ampirik bir ilişkidir. Şekil 3, teorik sonuç ile Housner'in ortalama spektrumunu karşılaştırıyor.

### Kaynaklar :

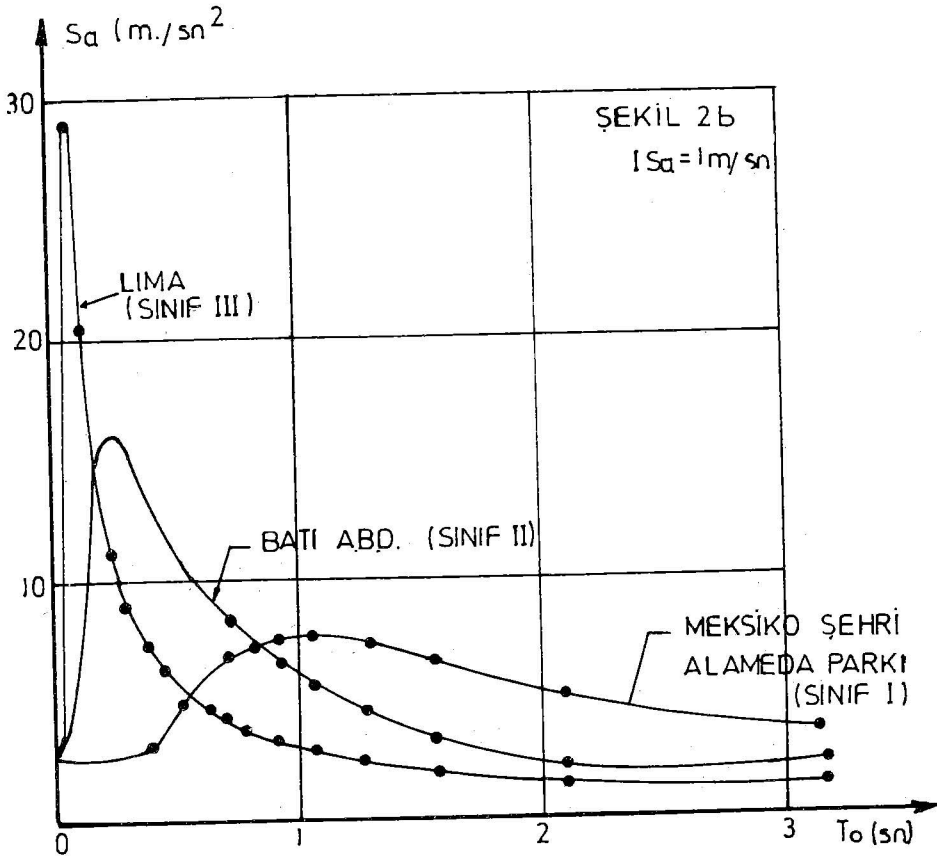
- 1) ARIAS, A. (1970) «A. Measure of Earthquake Intensity» (Deprem şiddetinin Bir Ölçüsü), Seismic Design for Nuclear Power Plants (editör : R.J. HANSEN), MIT press, sayfa 438, 483.
- 2) LANGE, G. Tez, University of chile (İspanyolca).
- 3) WESTERGAARD, (1933), Engineering News Record, cilt 110.
- 4) ARNOLD, P. (1969), Tez, University of chile, (İspanyolca).
- 5) HUSID, R. (1969) Revista del Idiem, cilt 8, No 1, (İspanyolca).

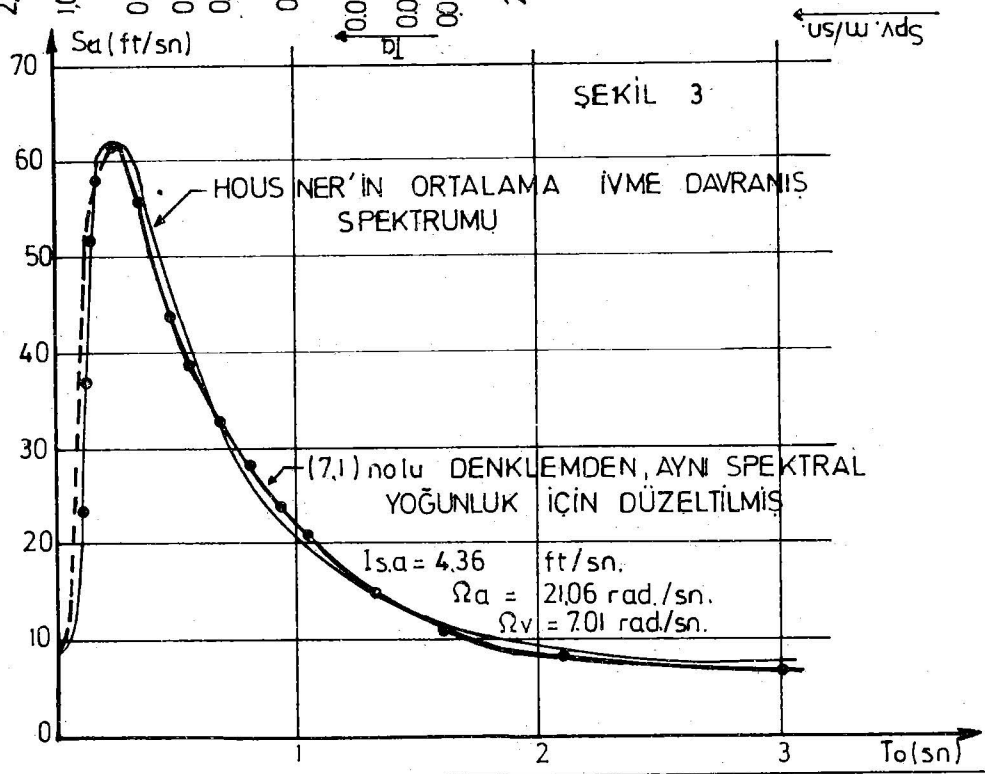
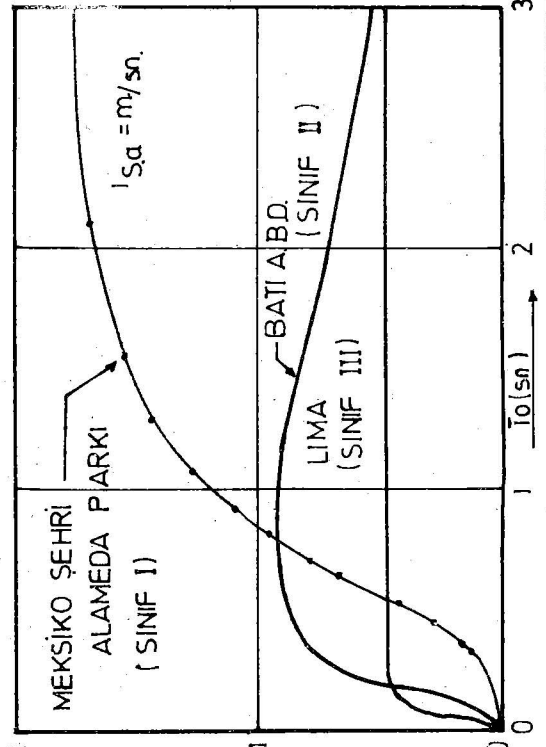
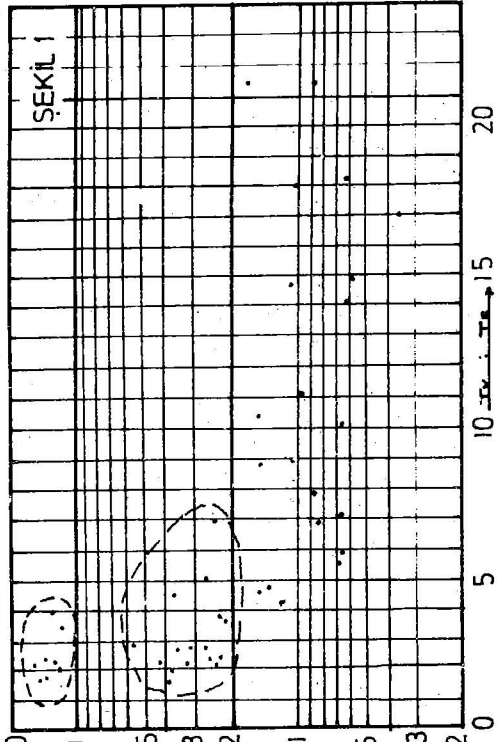


- 6) SARAGONI, A. (1972). Tez, University of California, Los Angeles.
- 7) PAPOULIS, A. (1962) The Fourier Transform and its Applications (Fourier Dönüşümleri ve Uygulaması), Mc Graw Hill.
- 8) BENIOFF, H. (1934), Bull. Seism. Soc. Amr, Cilt 24, Sayfa 398 - 403.
- 9) HOUSNER, G.M. (1952), «Intensity of Ground Motion During Strong Earthquake» (Şiddetli deprem esnasında yer hareketinin şiddeti), Calif. Inst. of Technology, Earthquake Res. Lab.
- 10) ACUNA, E. (1972), Tez, University of chile, (ispanyolca),

TABLO I

SINIF VEYA YER	$\Omega_a$ Rad./sn		$\Omega_v$ Rad./sn.		r	
	ARALIK	ortalama	ARALIK	ortalama	ARALIK	ortalama
SINIF I	407-538	4.70	131-268	2.08	155-14.2	5.49
SINIF II	14.6-29.0	21.06	320-12.56	7.01	175-605	11.30
SINIF III	35.0-174.0	74.9	1.63-1700	7.11	164-461.0	155.0
MEKSİKO Şeh.(TL)	407-450	4.27	188-2.68	2.25	155-4.7	2.92
MEKSİKO Şeh.(PA)	450-538	5.14	131-2.53	1.91	305-14.2	8.06
SANTIAGO	405-96.6	75.7	826-1700	1182	16.1-101.0	43.4
LIMA	350-174.0	74.5	1.63-13.85	6.03	19.4-461.0	199.6





# HABERLER

## ERZINCAN PİLOT BÖLGE ÇALIŞMASI

Deprem Araştırma Enstitüsü tarafından hazırlanarak Devlet Planlama Teşkilâtının da onayından geçtikten sonra bu mali yıl başından itibaren uygulama, alanına konan «DEPREM VE DEPREME DAYANIKLI YAPI KONUSUNDA HALKIN EĞİTİMİ» projesi çerçevesinde Nisan ayı başında Erzincan'da bir pilot bölge çalışması yapılmıştır.

Bu çalışmanın birinci bölümünde civar köy ve kasabalardan getirilen yapı usta ve kalfaları ile il teknik kuruluşlarının orta kademe teknik elemanlarında oluşan 60 kişilik bir gruba konu ile ilgili 4 gün süreli bir kurs düzenlenmiştir. Erzincan Valiliğinin işbirliği ile Halk Eğitim Merkezinde yürütülen bu kursta, iştirakçilere deprem ve depreme dayanıklı yapı konusunda, göze ve kulağa hitab eden eğitim araçları kullanılmak suretiyle teknik bilgiler verilmiş ve her konunun geniş bir biçimde tartışılmasına olanak sağlanmıştır.

Kurs sonunda iştirakçilere birer belge verilmiştir.

Bir deneme çalışması şeklinde yürütülen bu kursun, daha da genişletilmiş olarak çeşitli bölgelerde uygulanmasında büyük yarar bulunduğu anlaşılmıştır.

Bu amaçla çeşitli deprem bölgelerinde bulunan kuruluşların orta kademe teknik elemanları Ankarada bir temel kursa tabi tutulacak ve bölgelerde bu elemanlardan eğitici ve öğretici olarak yararlanılma yoluna gidilecektir. Yürürlüğe konan proje 5 yıl içinde 8000 usta ve kalfanın eğitilmesini öngörmektedir.

Erzincan'da yapılan ikinci çalışma il'in yüksek düzeydeki idare ve teknik elemanları ile yapılan bir panel toplantı biçiminde yürütülmüştür. Bu toplantıda deprem ve depreme dayanıklı yapı konusunda çeşitli sorunlar tartışılmış ve öncelikle üzerinde durulması gereken konular saptanmıştır. «Afet Bölgelerinde Yapılacak Yapılar Hakkında Yönetmelik» esaslarının uygulanmasında bu tip bir çalışma düzeyine girilmiş olmasının uzun vadede Yurdumuz için çok yararlı sonuçlar vereceği il Yöneticileri tarafından ifade edilmiştir.

## AFET BÖLGELERİNDE YAPILACAK YAPILAR HAKKINDA YÖNETMELİK ÇALIŞMALARI

Yeni «TÜRKİYE DEPREM BÖLGELERİ HARİTASI»nın 23.12.1972 tarih ve 7/5551 sayılı Bakanlar Kurulu Kararı ile yürürlüğe girmesinden hemen sonra Deprem Araştırma Enstitüsünce haritadaki bölgeleme esaslarına uygun ve deprem mühendisliği konusundaki son tecrübe ve yeni gelişmeleri kapsayan yeni bir yönetmelik hazırlanması çalışmalarına başlanmıştır.

İlk olarak 1973 yılı başlarında üniversite ve ilgili kamu kuruluşlarından 1968 tarihinde yayınlanmış olan yönetmelik hakkındaki görüşleri ve değiştirilmesi istenen konular hakkındaki teklifleri istenmiştir. Bu görüş ve teklifler toplandıktan sonra Deprem Araştırma Enstitüsünce bir yönetmelik taslağı hazırlanmış ve bu taslak yeniden ilgili üniversite ve kamu kuruluşlarına görüşlerini bildirmek üzere gönderilmiştir. İlgili üniversite ve kamu kuruluşlarının hemen hepsinden taslak hakkındaki yazılı görüşleri gelmiştir. Bu arada, Boğaziçi Üniversitesi, İstanbul Teknik Üniversitesi ve Orta Doğu Teknik Üniversitesi yetkilileri bir araya gelerek Deprem Araştırma Enstitüsünce hazırlanan taslağa yeni ilâveler yapmış ve yeni bir taslak hazırlamışlardır.

1974 yılı başlarında bitmiş olan bu taslak önce İmar ve İskân Bakanlığı Deprem Araştırma Enstitüsü ile Bayındırlık Bakanlığı yetkilileri tarafından incelenmiş ve daha sonra 5.6.1974 tarihinde İmar ve İskân Bakanlığında yapılan ve ilgili üniversitelerle kamu kuruluşları yetkililerinin katıldıkları toplantıda son şeklini almıştır.

Yeni yönetmelik muhtemelen bu yılın Ağustos ayı içerisinde yürürlüğe girecektir.

### **BALKAN BÖLGESİNİN SİSMİSİTESİ PROJESİ MİKRO - ZON ÇALIŞMA GRUBUNUN III. VE SON TOPLANTISI**

İmar ve İskân Bakanlığı Deprem Araştırma Enstitüsünce organize edilen bu toplantı, 7 - 10 Mayıs 1974 tarihlerinde Ankara'da İmar ve İskân Bakanlığı Konferans Salonunda yapılmıştır.

Toplantıya Bulgaristan, Romanya, Türkiye, Yugoslavya ve Yunanistan'la ilgili üniversitelerle kamu sektörü uzmanları katılmıştır.

Toplantıda sunulan tebliğler ve raporlar aşağıdadır :

- H. KOBAYASHI : Microtremor Measurement in the Balkan Region and Their Interpretations
- M. STOJKOVIĆ - D. PETROVSKI : Seismic Zoning and Microzoning for the Design of Important Structures
- A. POCESKI : Seismic Microzoning
- P. PETROV : Underground Water and Seismic Intensity
- V. MIHAİLOV - D. PEDROVSKI : Importance of Strong - Motion Network in Yugoslavia for Seismic Zoning and Microzoning
- A. ROUSSOPOULOS - G. LEVANTAKIS : Microzoning in Thessaloniki
- J. PETROVSKI - M. STOJKOVIĆ : Seismic Microzoning and Application a Seismic Design
- I. CORNEA - G. ŞERBĂNESCU : Critical Review of Microzoning Methods as Related to Aseismic Design and Land Use
- H. KOBAYASHI : Meaning of the Seismic Intensity Scale
- P. G. CARYDIS : A. Hybrid Computer Program for on Line Period and Period - Amplitude Distribution Analysis
- S. TEZCAN - M. İPEK : Shear Wave Propagations in Layered Half Space
- H. KOBAYASHI : Stability of the characteristics of Microtremors

- S. TEZCAN - T. DURGUNOJLU : Soil Amplification Studies of Bursa Tofaş Factory Area
- H. KOBAYASHI : Seismic Microzoning
- S. BUBNOV : Progress Report of the Chairman of the Working Group
- E. GRIGOROVA - P. PETROV : Progress Report on Microzoning in Bulgaria
- A. ROUSSOPOULOS - G. LEVENTAKIS : Progress Report on Microzoning in Greece
- G. ŞERBANESCU - I. CORNEA : Progress Report on Microzoning in Romania
- O. ERGÜNAY - N. BAYÜLKE : Progress Report on Microzoning in Turkey
- S. BUBNOV - M. STOJKOVIC : Progress Report on Microzoning in Yugoslavia
- V. KARNİK - H. KOBAYASHI : Progress Report on the UNESCO Project Activities in Microzoning

Seminerde sunulan tebliğler ve raporlar yayınlanmayacaktır. İlgilenenler bu tebliğ ve raporları Deprem Araştırma Enstitüsü kitaplığında inceleyebilirler.

#### **DEPREM BÖLGELERİ HARİTASI SİMPOZYUMU :**

Simpozyumda aşağıdaki tebliğler sunulmuştur :

- E. GRIGOROVA : Seismicity and Seismic Zoning in Bulgaria
- J. DRAKOPOULOS : On Seismic Zoning in the Major Area of Greece
- P. COMNINAKIS : The Earthquake Risk Per One Fourth Square Degree for the Area of Greece
- L. CONSTANINESCU - I. CORNEA - G. RADU : Conceptual Framework and Main Achievements in Seismic Zoning in Romania
- H. SANDI : Some Requirements for Specification on Local Seismic Conditions From the Viewpoint on Structural Design
- O. ERGÜNAY : Problems on the Seismic Zoning Map in Turkey
- D. SKOKO - O. HADŽIJEVSKI - H. ARSOVSKI : Problems of the Seismic Zoning in Yugoslavia
- V. KARNİK : Magnitude - Frequency Relations and the Seismic Zoning Map of Balkan Region
- L. CHRISTOSKOV : Possible Errors in the Magnitude Determination in Short Epicentral Distances
- S. B. ÜÇER : Density of Energy Flux in the Balkan Region
- G. ŞERBANESCU : Some Comments on the Techniques Used for Site Response Evaluation
- T. IOSIF - S. IOSIF : Optimization of New Station Locations for Seismic Regions in Romania
- N.V. SHABALIN - G.I. REISNER : Map of Earthquake Origin Zoned and Map of Expected Maximum Intensities of the Balkan Region
- S.T. ALGERNISSEN - D. PERKINS : Seismic Risk Map of the Balkan Region
- İlgilenenler bu tebliğleri Deprem Araştırma Enstitüsü Kütüphanesinde inceleyebilir.

## Deprem Araştırma Enstitüsü Bülteni

### Yayın Koşulları

1. Bülteneye gönderilecek telif ve tercüme yazıların :
  - a) Depremle doğrudan doğruya, ya da dolaylı yoldan ilgili olması
  - b) Bilimsel ve teknik bir değeri taşıması
  - c) Yurt içinde daha önce başka bir yerde yayınlanmamış olması
  - d) Daktilo ile ve kâğıdın yalnız bir yüzüne en az iki nüsha olarak yazılmış bulunması
  - e) Şekillerinin aydınlatma kağıdına çini mürekkebi ile çizilmiş olması
  - f) Fotoğrafların net ve klişe alınmasına müsait bulunması gerekmektedir.
2. Telif araştırma yazılarının baş tarafına araştırmanın genel çerçevesini belirten en çok 200 kelimelik İngilizce, Fransızca ya da Almanca bir özet konulmalıdır.
3. İmar ve İskân Bakanlığı mensubu elemanlar tarafından hazırlanan ve telif ya da tercüme ücreti ödenerek yayınlanacak olan yazıların, mesai saatleri dışında hazırlanmış olduğu yazan, derleyen, ya da çevirenin bağlı bulunduğu birim amiri tarafından (genel müdürlüklerde daire başkanı, müstakil birimlerde birim amiri) verilecek bir belge ile belgelendirilmesi zorunludur. Bu belge ile birlikte verilmeyen yazılar için ücret ödenmez.
4. Telif ve tercüme ücretleri ancak yazı bülteneye yayımlandıktan sonra tahakkuka bağlanır.
5. Bülteneye yayınlanacak yazıların 300 kelimelik beher standart sahifesi için teliflerde 40, tercümelerde 30 TL. ücret ödenir.



6. Yazılarda bulunan şekiller için, gerekli olan asgari alan içinde bulunabilecek kelime sayısına göre ücret takdir edilir.
7. Telif ve tercüme ücretlerinden doğacak vergi yükümlülüğü tamamen yazı sahiplerine aittir.
8. Yazıların bültende yayınlanması Deprem Araştırma Enstitüsü bünyesinde teşekkül eden Uzmanlar Kurulu'nun kararı ile olur.
9. Seçmeyi yapacak Uzmanlar Kurulu 5. maddede sözü edilen asgari alanları hesaplamaya, yazı sahiplerine gereksiz uzatmaların kısaltılmasını teklif etmeye verilecek ücrete esas teşkil edecek kelime sayısını tesbit etmeye ve yazıların yayın sırasını tayine yetkilidir.
10. Kurulca incelenen yazıların bültende yayımlanıp yayımlanmayacağı yazı sahiplerine yazı ile duyurulur.
11. Yayınlanmayacak yazılar bu duyurmadan sonra en geç bir ay içinde sahipleri tarafından geri alınabilir. Bu süre içinde alınmayan yazıların korunmasından Enstitü sorumlu değildir.
12. Diğer kuruluşlar ve Bakanlık mensupları tarafından bilgi, haber, tanıtma v.b. gibi nedenlerle gönderilecek not ve açıklamalar ya da bu nitelikleri yazılar için ücret ödenmez.
13. Enstitü mensupları Enstitüce kendilerine verilen görevlere ait çalışmalarından ötürü herhangi bir telif ya da tercüme ücreti talep edemezler.