

## Determination of the Shearing Rate in Drained Direct Shear Test

\*<sup>1</sup>Ertan BOL and <sup>2</sup>Merve İSPİROĞLU

<sup>1</sup>Faculty of Engineering, Department of Civil Engineering, Sakarya University, Turkey

<sup>2</sup>MSc student, Institute of Natural Sciences, Department of Civil Engineering, Sakarya University, Turkey

### Abstract:

Shear strength parameters of soils can be divided as drained and undrained conditions. Drained parameters are proper to be used for the conditions, where pore water can drain out of the soil easily, under external loading. There is no change in pore water pressure due to external loading. Drained parameters are valid for coarse grained soils and fine grained soils if the rate of the load is slow enough not to generate excess pore pressure in the system. On the other hand, undrained condition occurs when the pore water cannot drain out of the soil. The rate of the load is much quicker in undrained loading than the rate at which pore water can drain out. In undrained conditions, a large part of the load is carried by the pore water, as a result pore pressures increase. For long term stability analysis in fine grained soils, drained parameters can be used accepting the pore water can drain out of the soil. For dynamic conditions, if the rate of the loading is fast enough as in the earthquakes, even coarse grained soils can experience undrained loading.

Direct shear test is one of the most commonly used laboratory tests to determine the shear strength of soils. In direct shear test, the test sample is placed in a rigid box which is divided horizontally into two halves. After the sample is consolidated by a constant vertical compressive force, a horizontal force is applied to the upper half of the box. The maximum shear stress can be obtained by plotting shear stress values versus horizontal displacements. The tests are run several times for various vertical stresses and shear strength parameters are determined by using related plots.

It is not possible to prevent completely the drainage of the water out of the sample in available shear box test systems. To ensure the drained condition, the rate of the shearing should be selected as slow as not to allow the occurrence of excess pore water pressure. This results a faster rate for coarse grained soils and much slower rate for fine grained soils with low permeability. Some empirical correlations, which use consolidation characteristics of the soils, are available in the literature, regarding the rate of the shearing.

It is known that the generation of the excess pore pressures at the shear stage can be controlled in triaxial tests while it is not possible in direct shear tests. In this study, unconsolidated and consolidated-drained triaxial tests (CU, CD) and direct shear tests have been conducted on the silty samples to compare the results regarding the use of shearing rates according to the proposed correlations in the literature.

**Key words:** Direct shear test, shearing rate, drained condition, silty soil

## Direkt Kesme Kutusu Deneyinde Kesme Hızının Tayini

\*<sup>1</sup>Ertan BOL ve <sup>2</sup>Merve İSPİROĞLU

<sup>1</sup>Sakarya Üniversitesi, Mühendislik Fak., İnşaat Mühendisliği Böl., Türkiye

<sup>2</sup>Yüksek Lisans Öğr., Sakarya Üniversitesi, Fen Bilimleri Enstitüsü, İnşaat Mühendisliği Böl., Türkiye

### Özet:

Kayma direnci parametreleri toplam (drenajsız) ve efektif (drenajlı) parametreler olmak üzere ikiye ayrılır. Yükleme sonrası suyun sistemden hemen çıkabileceği (drene olabileceği) iri daneli zeminlerde gerçekleştirilen analizlerde drenajlı parametrelerin kullanılması uygundur. Drenajsız kayma direnci parametreleri; ince daneli (killi-siltli) zeminlerin yükleme sonrası kısa sürede drene olamayacağı durum için geçerlidir. Bununla birlikte ince daneli zeminlerinde uzun süreli stabilite analizlerinde, suyun sistemden bu uzun süre zarfında çıkabileceği varsayımı yapılarak, drenajlı parametrelerin kullanılması gerekmektedir.

Zeminlerin kayma mukavemetini laboratuvarında ölçmek için kullanılan ekipmanların başında Kesme Kutusu deneyi gelir. Kesme Kutusu deneyi iki rijit plaka arasına yerleştirilen numunenin üzerine normal gerilme uygulandıktan ve bu yük altında sıkışması (konsolidasyonu) tamamlandıktan sonra önceden belirlenmiş bir düzlem boyunca yanal olarak kesilmesi için gerekli maksimum kesme gerilmesinin bulunması şeklinde gerçekleştirilir.

Mevcut kesme kutusu düzeneklerinde suyun numune içinden çıkmasına (drenaja) engel olmak imkânsız olduğundan bu deney yöntemi ile bulunan parametrelerin drenajlı olduğu kabul edilir. Bu sebepten dolayı kesme kutusunda kesme hızının numune içinde boşluk suyu basıncı oluşmasına müsaade etmeyecek bir hızda kesilmesi gerekmektedir. Dolayısı ile iri daneli zeminlerin yüksek permeabilitesi (geçirgenliği) nedeni ile kesme hızı yüksek iken, ince daneli zeminlerde düşük permeabiliteden dolayı kesme hızı oldukça yavaş olmaktadır. Literatürde kesme kutusu ile yapılan deneylerde kesme hızının tahmini için geliştirilmiş konsolidasyon hızına bağlı birtakım ampirik formülasyonlar mevcuttur. Bu durum kesme kutusu deneyine başlamadan önce numunenin konsolidasyon hızının tayinine yönelik, zaman ve işgücü kaybına yol açan, ön işlemlerin yapılmasını zorunlu hale getirmektedir. Bu çalışmanın amacı siltli numunelerin drenajlı ve drenajsız kayma direnci parametrelerinin kesme kutusu deney aleti ile ölçmeye yönelik olacaktır. Literatürde kabul gören kesme hızı yaklaşımlarının bir karşılaştırılması yapılacaktır.

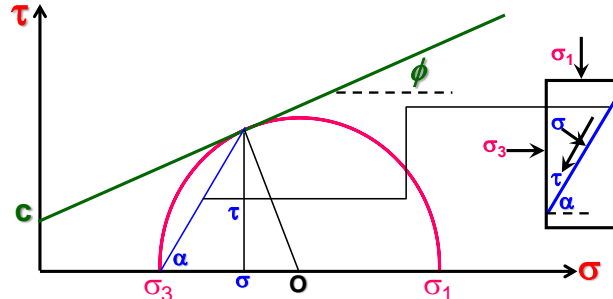
**Key words:** Direkt Kesme Deneyi, kesme hızı, drenajlı şartlar, siltli zeminler

### 1. Giriş

Zeminler üzerine uygulanan yüklerin yol açtığı gerilmeler belirli sınır değerleri aştığı zaman, diğer malzemelerde olduğu gibi, göçme veya farklı oranlarda şekil değişimleri meydana gelir. Bir zemin kütlesi içindeki her nokta göçme durumuna ulaşmak üzere olduğu anda o zemin kütlelerinin plastik dengeye (geri dönüşü olmayan deformasyonlara) ulaştığı kabul edilir. Das (2010) zeminin kayma mukavemetini; uygulanan yüklere karşı göçme oluşmadan karşı koyabileceği en büyük kayma gerilmesi olarak tarif etmiştir.

Coulomb (1776) tarafından kayma direncinin ilk incelemesi killi zeminler üzerinde yapılmış ve killi zeminin kayma direncinin “kohezyon” adı verilen tek parametre ile ( $c$ ) temsil edilmesi ilkesini getirilmiştir. Gerçekte kohezyon moleküler bağ içeren malzemelerin mekanik/fiziksel bir özelliğidir. Jeolojik malzemelerde “gerçek kohezyon” kaya minerallerinin kor kayaçlarda olduğu gibi ısı bir kaynakla bağlanması veya bir çimentolayıcı maddenin matrisine girmesi ile belirebilir (Önalp, 2007). Bunun dışında tek istisna aşırı konsolide killerde kısıtlı bir değer taşıyan kohezyon değeridir. Buna karşın “görünür kohezyon”, zemin tanelerinin birbirlerine bağlanma özelliği olarak ifade edilmektedir. Söz konusu bağlanmanın; su tablası üzerindeki zeminlerde oluşabilen negatif boşluk suyu basınçlarından (*kılcallık*), kesme sırasında oluşabilen hacimsel genişlemeye bağlı gelişen negatif aşırı boşluk suyu basınçlarından veya partikül kenetlenmesinden ileri geldiği söylenebilir (Coduto, 1998).

Coulomb (1776)’ un çalışmasından sonra bir matematikçi olan Mohr (1900) zeminler için geçerli olan kırılma/kayma hipotezini geliştirmiştir. Araştırmacı çalışmasında Coulomb' un yaklaşımından farklı bir formülasyon getirmiştir. Mohr Kırılma Hipotezi zeminin kayma direncinin ( $s$ ) tanımını “belirli bir düzlemden normal gerilme  $\sigma$ ’ ya bağlı olarak beliren kesme gerilmesi  $\tau$ ’ nun zeminin taşıyabileceği bir maksimum değer  $\tau_f$ ’ ye erişmesi” olarak yapmıştır. Mohr hipotezinin zaman içinde Coulomb' un yatay bağıntısı ile birleştirilerek  $\tau$  ekseninde “kohezyon” olarak nitelendirilen bir ordinat değeri ile ( $c$ ), daneler arasında normal gerilme düzeyine bağlı olarak uyanan  $\phi$  eğimli bir doğrudan oluşmuş özel bir bağıntıya dönüştüğü görülmektedir (Şekil 1).



Şekil 1. Mohr - Coulomb hipotezine göre kırılma durumu

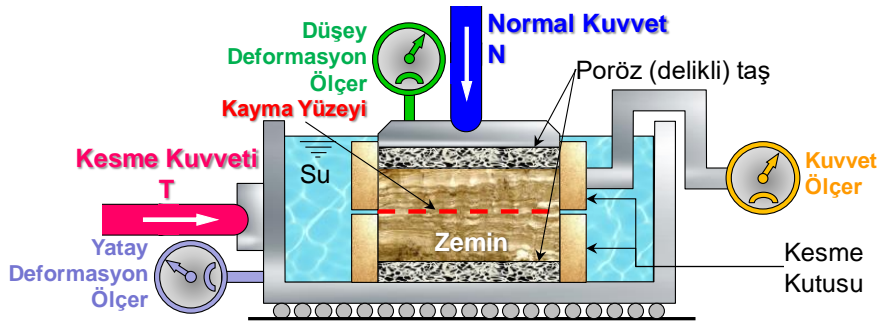
Her iki teorinin (*Mohr-Coulomb*) göz önüne almadığı efektif gerilme ilkesi Terzaghi tarafından geliştirilince konu esasta bu üç araştırmacının çalışmalarının bileşimi olarak geoteknikte uygulama bulmuştur (Önalp, 2007). Böylelikle zeminlerin kayma direnci günümüzde toplam (drenajsız) ve efektif (*drenajlı*) gerilmeler cinsinden ifade edilmektedir. Yumuşak kilde kısa süreli problemlerin çözümünde drenajsız kayma direncinin ( $c_u$ ) elde edilmesi yeterli olurken aynı kilde uzun süreli bir yarmada su zemin içinden sızmaya yeteri kadar vakit bulabileceğinden efektif (*drenajlı*) parametrelerin ( $c'$  ve  $\phi'$ ) kullanılması uygun olmaktadır. İnce dane (*kil ve silt*) oranı az olan iri daneli (*kum ve çakıl*) malzemelerde ise yüklenme esnasında oluşan aşırı boşluk suyu basınçları hızla sönmüneceği için bu tip zeminlerin bulunduğu geoteknik problemlerde genellikle drenajlı kayma direnci parametreleri kullanılmaktadır.

## 2. Drenajlı Kayma Direncinin Laboratuvarda Tayini

Zeminlerin drenajlı parametreleri laboratuvarında daha çok üç eksenli hücre kesme deneyleri ile kesme kutusu deneylerinden bulunmaktadır. Boşluk suyu basıncının değişimi açısından yapılacak üç eksenli deneyler üç grupta toplanabilir:

- a- Konsolidasyonsuz - Drenajsız Deneyler (*UU*)
- b- Konsolidasyonlu - Drenajsız Deneyler (*CIU, CAU*)
- c- Konsolidasyonlu - Drenajlı Deneyler (*CID, CAD*)

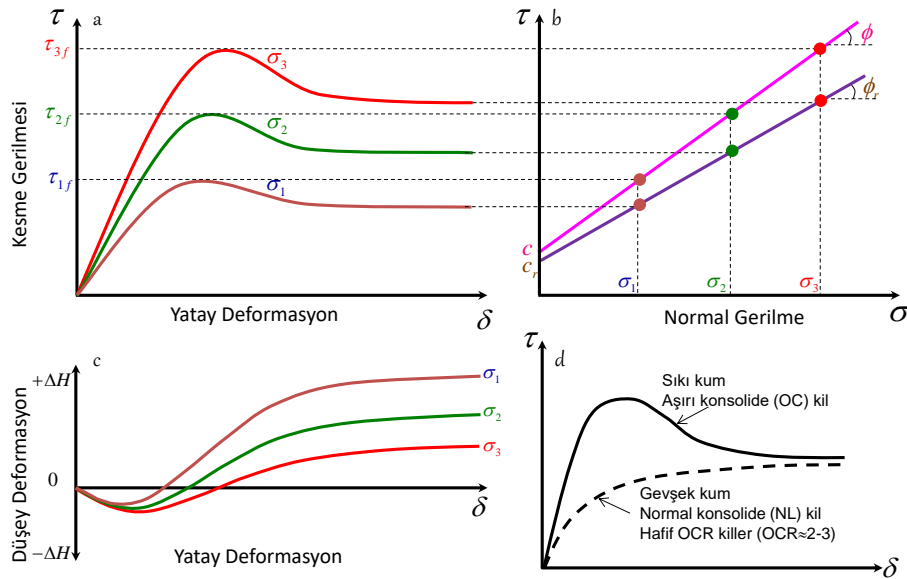
Yukarıdaki üç eksenli hücre kesme deneylerinden efektif parametreleri bulmaya yönelik olarak *CIU* ve *CID* deneyleri kullanılmaktadır. Kesme kutusu deneyleri ise kayma direnci parametrelerinin ölçümünde kullanılmış ilk metottur denilebilir. Kesme kutusunun ilk denemesi 1776' da Coulomb tarafından yapılmış (Lambe ve Whitman, 1969) ve 1846 yılında Fransız mühendis Alexandre Collin tarafından belirgin özellikleri açıklanmıştır (Head, 1982; Sowers 1963; Young ve Townsend, 1981). 350 mm uzunluğundaki iki parçalı kutudan oluşan düzenekte; 40 mm x 40 mm boyutlarındaki zemin numunesi asılı yükler vasıtası ile çift yüzey boyunca kesilmeye zorlanmaktaydı. 1934' te kesilmenin tek bir düzlem boyunca olmasını sağlayan direkt kesme kutusu (*simple shear box*) dizayn edilmiştir. Geliştirilen düzenekte gösterildiği gibi kesme, gerilme kontrollü olarak yürütülmekteydi. Yük bir kova içine ilave edilen ağırlıklar vasıtası ile sağlanmakta olduğundan yenilme anındaki yükü saptayabilmek için çok dikkatli davranmak gerekiyordu (Asmirza, 2004). Günümüzde yaygın olarak kullanılan kesme kutusu 1932 yılında Harvard (ABD) Casagrande tarafından tasarlanmıştır. Çoğu kesme kutusu makineleri halihazırda deplasman kontrollü prensibine dayanmaktadır. Şekil 2' de görüldüğü gibi, kare veya daire kesitli A alanına sahip örnek üstteki kapaktan metal kesme kutusunun içine yerleştirildikten sonra su ile doldurulur ve zeminin arazide almakta olduğu gerilmeler dolayında bir normal gerilmeye ( $\sigma=N/A$ ) tabi tutulur.



Şekil 2. Direkt Kesme Kutusu Deney Düzenegi

Bu yük altında konsolidasyon tamamlandıktan sonra uygulanan kesme kuvveti ( $T$ ) ile gereken hızda kesilir. Bu sırada alınan ölçümler yatay hareket ( $\delta$ ), düşey hareket ( $\Delta H$ ) ve kesme kuvvetidir ( $T$ ). Kesme sırasında beliren ancak bu düzenek ile ölçülemeyen fazla boşluk suyu basınçlarının ( $u$ ) sönümü kesme hızına bağlıdır. Bu deney drenajlı kabul edildiğinden kesme sırasında numune içinde aşırı boşluk suyu basıncı oluşmayacak bir hızda kesilmelidir. Numune içinde gelişen aşırı boşluk suyu basınçları numunenin altında ve üstünde bulunan delikli (poröz/porous) taşlar vasıtası ile sönümlenir. Bununla birlikte, bu deneyde numune ne denli hızlı kesilirse kesilsin drenaj tümüyle önlenemeyeceğinden, gerçek Konsolidasyonlu-Drenajsız (*CU*) deneyin gerçekleşmeyeceği kabul edilmektedir. Kesme Kutusu deneyi üç veya dört numune üzerinde gerçekleştirilir (Bardet, 1997).

Şekil 3' te bir kesme kutusu deneyinde sonuçların gösterilmesi sunulmaktadır. Kesme kutusunda farklı normal gerilmeler için yatay deformasyona ( $\delta$ ) karşılık kesme gerilmesi ( $\tau$ ) diyagramları çizilir (Şekil 3a). Üç veya dört deney için de tekrarlanan bu işlem sonucunda her bir normal gerilmeye karşılık gelen kesme gerilmeleri Normal gerilme ( $\sigma$ ) - kesme gerilmesi ( $\tau$ ) diyagramına taşınır (Şekil 3b). Tüm noktalardan geçen ortalama doğru zeminin kırılma (*yenilme*) doğrusunu verir. Doğrunun eğiminin ark tanjantı kayma direnci açısını ( $\phi$ ),  $\tau$  eksenini kestiği nokta ise kohezyon ( $c$ ) parametrelerini verir. Ayrıca yine yatay deformasyona ( $\delta$ ) karşılık düşey deformasyon ( $\Delta H$ ) diyagramları da gösterilir (Şekil 3c). Sıkı kum ve aşırı konsolide killerde kesme sırasında oluşan kayma gerilmeleri bir maksimum değere ( $\tau_f$ ) (*peak/maximum shear stress*) ulaşır, yatay hareketin devam eden aşamalarında ise kayma gerilmeleri genelde düşer ve sonunda sabit bir değere ulaşır. Ancak normal ve hafif aşırı konsolide killer ile gevşek kumlarda kesme aşamasında bir tepe (*peak*) noktasına ulaşamayabilir ve bu durumda %20 deformasyona karşılık gelen gerilme son kesme gerilmesi olarak hesaba katılır (Şekil 3d).



Şekil 3. Kesme kutusunda sonuçların yorumlanması

Kayma direnci parametreleri toplam (*drenajsız/undrained*) ve efektif (*drenajlı/drained*) parametreler olmak üzere iki şekilde ifade edilebilir. Drenajsız kayma direnci parametreleri yükleme sırasında genelde ince daneli (*killi-siltli*) zeminlerde oluşan ek boşluk suyu basınçlarının drene olamayacağı durumlar için geçerlidir. Bu durum üç eksenli deneyde kesme aşamasında drenaja müsaade edilmemesi durumuna karşılık gelir ve drenajsız kayma direnci Mohr dairesini temel alarak Tresca (1864) teorisi ile açıklanabilir;

$$\sigma_1 - \sigma_3 = 2 \times S_u \dots \dots \dots [1]$$

Burada  $\sigma_1$ : büyük asal gerilme,  $\sigma_3$ : küçük asal gerilmedir. Böylelikle drenajsız kayma direnci  $\tau$  ( $=S_u$ )

$$\tau = S_u = (\sigma_1 - \sigma_3)/2 \dots \dots \dots [2]$$

olarak tariflenebilir. Limit denge analizlerinde yükleme hızının suyun sönümlenme hızından daha yüksek olduğu durumlar için kullanılması uygundur. Deprem esnasında kumların hızlı yüklenmeleri, killi şevde ağır yağış sonucu oluşabilecek stabilite problemleri ve inşaa sırasında

meydana gelebilecek yenilmeler bu duruma örnek gösterilebilir. Yükleme (*kesme/kayma*) sırasında zeminin boşluklarında gelişen aşırı boşluk suyu basınçları sistemden hemen çıkabileceği (*drene olabileceği*) iri daneli zeminlerde gerçekleştirilen analizlerde drenajlı kayma direnci parametrelerin kullanılması uygundur. Bununla birlikte ince daneli zeminlerinde uzun süreli stabilite analizlerinde, suyun sistemden bu uzun süre zarfında çıkabileceği varsayımı yapılarak, drenajlı parametrelerin kullanılması gerekmektedir. Ayrıca boşluk suyu basıncının gelişmeyeceği kuru zemin ortamlarında da drenajlı kayma direnci parametrelerinin kullanımı uygundur. Drenajlı kayma direnci Terzaghi'nin 1942 yılında açıklamış olduğu efektif gerilme prensibine göre;

$$\tau = c' + \sigma' \tan \phi' \quad \dots \dots \dots [3]$$

şeklindeki Mohr-Coulomb denklemi ile ifade edilir. Burada efektif gerilme;

$$\sigma' = (\sigma - u) \quad \dots \dots \dots [4]$$

dir.  $\sigma$  toplam normal gerilme ve  $u$  ise aynı düzleme etki eden boşluk suyu basıncıdır.  $\phi'$  : efektif sürtünme açısı veya efektif içsel sürtünme açısı olarak nitelendirilir. Kohezyon olarak adlandırılan  $c'$  ise kırılma doğrusunun düşey eksenini kestiği değere karşılık gelmektedir. Pratik uygulamalarda, üzerinde drenajlı deney yapılan zeminin konsolidasyon özellikleri dikkate alınarak uygun bir kesme hızı seçilir. Aşağıda farklı standartlara göre bu kesme hızının nasıl seçildiği anlatılmıştır. ASTM (*D3080/D3080M-11*)' ye göre yenilme için tahmin edilen toplam zaman ( $t_f$ ), dakika cinsinden (*total estimated elapsed time to failure, min*)

$$t_f = 50 \cdot t_{50} \quad \dots \dots \dots [5]$$

formülü ile hesaplanması önerilir. Burada  $t_{50}$  = Deney için gerekli normal gerilme altında % 50 konsolidasyona ulaşmak için gerekli zamandır (*dakika*). Eğer konsolidasyon deneyinde deformasyona karşılık karekök zaman grafiği kullanılacak olursa toplam yenilme zamanı yine dakika cinsinden;

$$t_f = 11.6 \cdot t_{90} \quad \dots \dots \dots [6]$$

formülü ile hesaplanabilir. Burada  $t_{90}$  : Deney için gerekli normal gerilme altında % 90 konsolidasyona ulaşmak için gerekli zamandır (*dakika*). Tüm bunlar hesaplandıktan sonra kesme hızı ( $R_d$ , mm/dak) aşağıdaki şekilde hesaplanır;

$$R_d = d_f / t_f \quad \dots \dots \dots [7]$$

burada  $d_f$  : yenilme için tahmin edilen yatay hareket (*mm*) ve  $t_f$  : yenilme için tahmin edilen toplam zaman (*dak*)' dır. Gibson ve Henkel (1954) kesme kutusunda drenajlı deney için yenilme için tahmin gerekli minimum zamanın;

$$t_f = \frac{h^2}{2 \cdot c_v \cdot (1 - U_c)} \quad \dots \dots \dots [8]$$

formülü ile elde edilebileceğini ifade etmektedirler. Burada  $h$  : numune yüksekliğinin yarısı,  $c_v$  : konsolidasyon katsayısı ve  $U_c$  : orta düzlem sönümlenme oranıdır. Sönümlenme oranı normalde minimum 0.95 (*%95 boşluk suyu basıncı sönümlenmesi*) olarak kullanılır. Yenilme için tahmin edilen deformasyon miktarı tahmin edilerek kesme hızı hesaplanır. Eğer kesme için gerekli zaman hesaplanan minimum zamandan önce yenilme meydana gelirse sonuçlar geçersiz olur. BS 1377-7:1990' da ise yenilme için gerekli zamanın %100 konsolidasyon için gerekli zamana bağlı ( $t_{100}$ ) olarak

$$t_f = 12.7 \cdot t_{100} \quad \dots \dots \dots [9]$$

formülü ile bulunabileceğini ifade etmektedir.

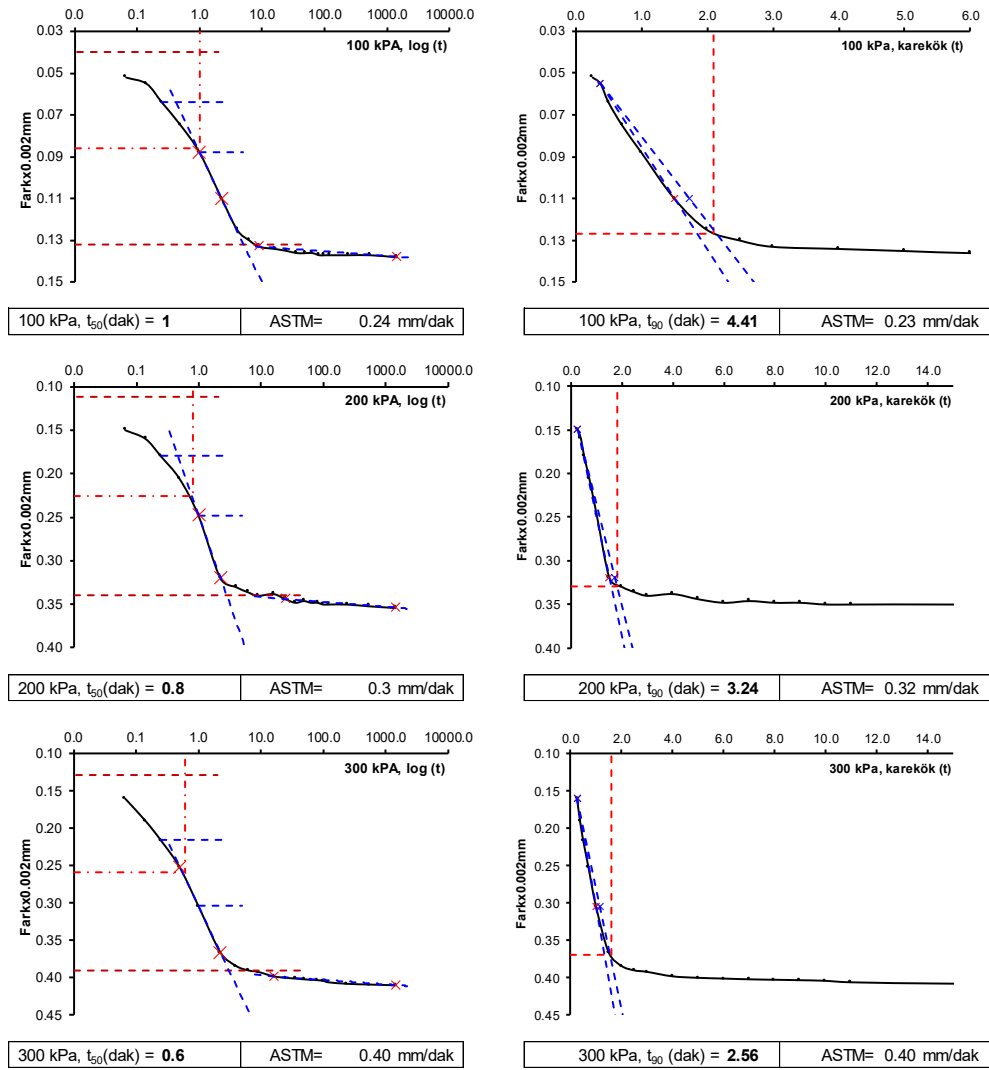
### 3. Deney Sonuçları

Bu çalışmada 5 farklı ince daneli zemin üzerinde deneyler yürütülmüş ve sonuçları tartışılmıştır. Numuneler üzerinde fiziksel özelliklerini bulmaya yönelik likit limit, plastik limit, özgül ağırlık, hidrometre ve pipet deneyleri yürütülmüştür. Bu fiziksel deneylerin sonuçları ve bu sonuçlara göre zeminlerin sınıflandırmaları Tablo 1' de gösterilmektedir. Zeminlerin tümü Kil "C" simgesi almış olmasına rağmen farklı oranlarda silt "M" içermektedir.

**Tablo 1.** Zeminlerin Fiziksel Özellikleri

No	Numune Adı	$w_L$	$w_p$	PI	% Kil	% Silt	% Kum	GS	Sınıf (TS1500/2000)
1	Siltli Kil	31	8	23	11	89	0	2.63	CL
2	Adapazarı Kili	45	24	21	22	78	0	2.71	CI
3	Düzce Kili	53	21	31	43	57	0	2.77	CH
4	Yalova Kili	47	29	19	18	82	0	2.6	CI
5	Tüvasaş Kili	48	26	22	17	81	2	2.76	CI

Kesme kutusu deneyinde kesme hızının belirlenmesine yönelik olarak kesme hücresine yerleştirilen numune üzerine uygulanan normal yük altındaki deformasyonları 24 saat boyunca devamlı okuma alınarak izlenmiştir. Logaritma ve karekök yöntemi ile hesaplanan sırası ile konsolidasyonun %50 ve %90' ının tamamlanması için gerekli  $t_{50}$  ve  $t_{90}$  zamanları bulunmuştur. Örnek olarak 1 nolu numune (Siltli Kil) üzerinde ASTM' nin her iki yöntemine göre bulunmuş  $t_{50}$  ve  $t_{90}$  zamanları ile hesaplanmış kesme hızları Şekil 4' te görülmektedir. Şekilden de anlaşılacağı üzere 100, 200 ve 300 kPa normal gerilme altında kesilecek numuneler için kesme hızları sırası ile 0.23, 0.3 ve 0.40 olarak hesaplanmıştır. Bu şekilde elde edilen kesme hızlarında tüm numuneler üzerinde uygulanmış olan drenajlı kesme kutusu deneylerinin sonuçları Tablo 2' de verilmektedir. Yine örnek olarak 1 nolu numune üzerinde uygulanmış olan drenajlı kesme kutusu deneyinin sonucu Şekil 5' te verilmektedir. Buna göre Siltli Kilin efektif kohezyonu ( $c'$ ) 13 kPa ve efektif sürtünme açısı ( $\phi'$ )  $26^\circ$  olarak bulunmuştur. Ayrıca tüm zeminlerin tümünde drenajlı kesme kutusu deneyleri ile üç eksenli konsolidasyonlu drenajsız (CU) deneyler yürütülmüştür. CU deney sonuçları Tablo 3' te verilmiştir. CU deney sonucuna örnek olarak yine 1 Nolu numunenin (Siltli Kil) Konsolidasyonlu-Drenajsız (CU) deney sonucu Şekil 6' da verilmektedir. Kesme kutusu ve CU deney sonuçlarına göre elde edilen efektif kohezyon ve sürtünme açıları arasındaki ilişkilere bakıldığında; efektif kohezyonun her iki deney türünde farklılıklar gösterdiği, efektif sürtünme sonuçlarının ise doğrusal bir ilişki sunduğu anlaşılmıştır (Şekil 7). Bu doğrusal ilişkiye rağmen; CU deneyden bulunan efektif sürtünme açısı kesme kutusundan bulunan efektif sürtünme açısından yaklaşık  $13^\circ$  daha yüksek çıkmaktadır.



Şekil 4. 1 Nolu numunenin (Siltli Kil) kesme hızlarının hesaplanması

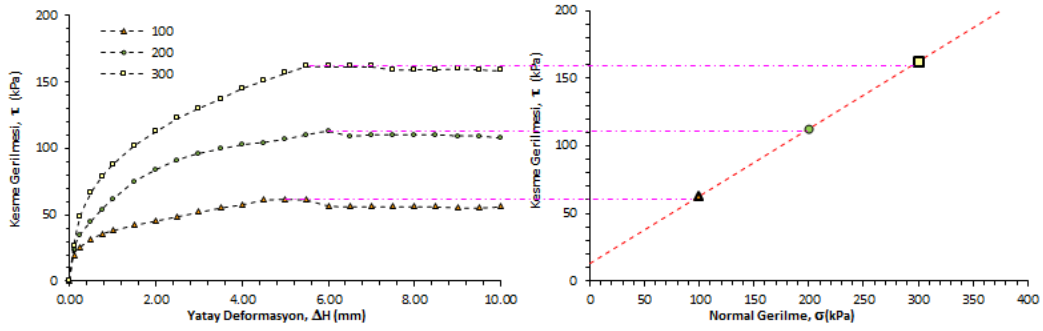
Tablo 2. Kesme Kutusu Deneyi Sonuçları

No	Numune Adı	$\rho$ (kN/m <sup>3</sup> )	e	c' (kPa)	$\phi'$ (derece)
1	Siltli Kil	19.74	0.83	13	26
2	Adapazarı Kili	17.45	1.14	33	16
3	Düzce Kili	18.29	1.01	15	22
4	Yalova Kili	20.34	0.56	10	24
5	Tüvasaş Kili	18.33	1.09	0	31

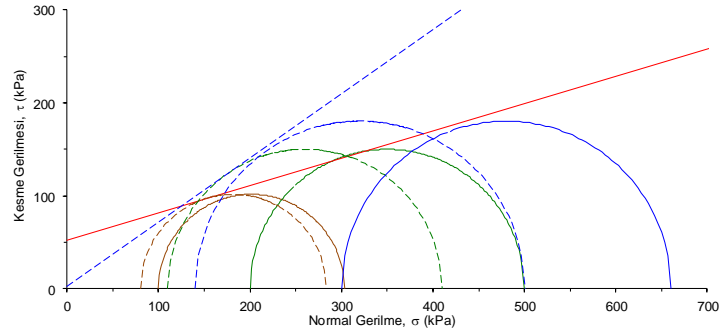
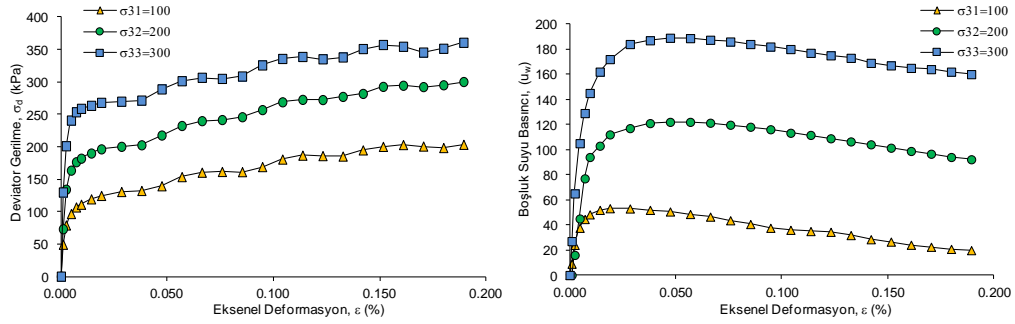
Tablo 3. Konsolidasyonmu-Drenajsız (CU) Üç Eksenli Hücre Kesme deneyleri

No	Numune Adı	$\rho$ (kN/m <sup>3</sup> )	e	c (kPa)	$\phi$ (derece)	c' (kPa)	$\phi'$ (derece)
1	Siltli Kil	18.78	0.78	52	16	2	35
2	Adapazarı Kili	18.01	1.05	34	16	35	29
3	Düzce Kili	18.42	1.01	---	---	---	---
4	Yalova Kili	20.5	0.56	34	19	0	36
5	Tüvasaş Kili	18.62	0.95	2	33	0	43

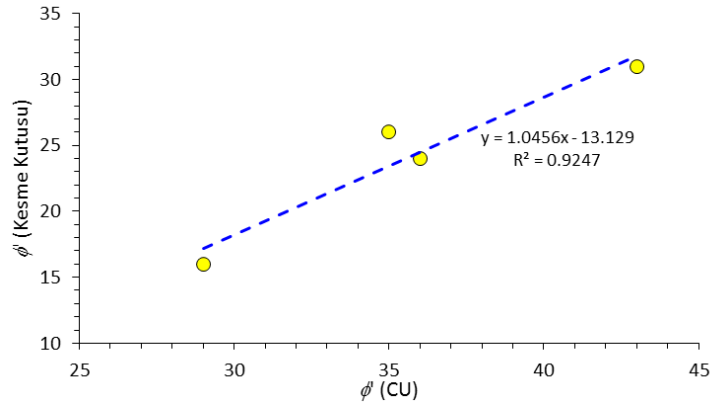




Şekil 5. 1 Nolu numunenin (Siltli Kil) kesme kutusu deneyi sonucu



Şekil 6. 1 Nolu numunenin (Siltli Kil) Konsolidasyonlu-Drenajsız (CU) deneyi sonucu



Şekil 7. Kesme Kutusu ve Konsolidasyonlu-Drenajsız (CU) deney sonuçlarının karşılaştırılması

## Sonuçlar

Bu çalışmada TS1500/2000 sınıflandırma sitemine göre kil simgesi (C) almış olan ancak farklı oranlarda silt (M) yüzdelerine sahip 5 farklı numune üzerinde drenajlı kesme kutusu ve drenajlı konsolidasyonsuz üç eksenli hücre kesme deneyleri yürütülmüştür. Numunelerin drenajlı kayma direnci parametreleri standartlarda (TS ve ASTM) yazan prosedürlere uygun olarak elde edilmiştir. Kesme kutusu ve *CU* deney sonuçlarına göre elde edilen efektif kohezyon ve sürtünme açıları arasındaki ilişkilere bakıldığında; efektif kohezyonun her iki deney türünde farklılıklar gösterdiği, efektif sürtünme sonuçlarının ise doğrusal bir ilişki sunduğu anlaşılmıştır. Bu doğrusal ilişkiye rağmen; *CU* deneyden bulunan efektif sürtünme açısının kesme kutusundan bulunan efektif sürtünme açısından yaklaşık  $13^0$  daha yüksek çıktığı görülmüştür.

## Kaynakça

- [1] Asmirza, M.S. 2004. Direct Shear Testing. Lecture Papers, USU Institutional Repository, e-USU Repository © 2004, Universitas Sumatera Utara. <http://repository.usu.ac.id/handle/123456789/1399>.
- [2] STM D3080 / D3080M-11, Standard Test Method for Direct Shear Test of Soils Under Consolidated Drained Conditions, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011.
- [3] BS 1377-7:1990, Methods of test for soils for civil engineering purposes. Shear strength tests (total stress).
- [4] Collin, A. 1846. Landslides in Clays, 1846, Translated by W.R. Schriever With the Assistance of J.P. Carriere, R.F. Legget, and D.H. Macdonald. With a Memoir on Alexandre Collin, by A.W. Skempton, (Toronto) University of Toronto Press, 1956. (Ann Arbor, Mich., University Microfilms, 1970).
- [5] Coulomb, C.A. 1776. “Essai sur une Application des Règles de Maximis et Minimis à Quelques Problèmes de Statique Relatifs à L’Architecture,” Mèmoires de la Mathématique et de Phisique, présentés à l’Académie Royale des Sciences, par divers savans, et lûs dans sés Assemblées, De L’Imprimerie Royale, Paris, Vol. 7, Annee 1793, 343–382.
- [6] Gibson, R.E. & Henkel D.J. 1954. “Influence of Duration of Tests at Constant Rate of Strain on Measured 'Drained' Strength”, Géotechnique, 4 (1), 6-15.
- [7] Head, K.H. 1982. Manuel of Soil Laboratory Testing (Vol. 2). Pentech, London.
- [8] Lambe T.W., Whitman R.V. 1969. Soil Mechanics, John Wiley, New York.
- [9] Mohr, O. 1900. “Welche Umstände bedingen die Elastizitätsgrenze und den Bruch eines Materials”, Zeitschr. d. Ver. Deutsch. Ingenieure, 1524- 1572.
- [10] Önalp, A. 2007. Geoteknik Bilgisi I - Çözümlü Problemlerle Zeminler ve Mekaniği (3. Baskı). Birsen Yayınevi.
- [11] Sowers, G.F. 1963. Strength Testing of Soils. Laboratory Shear Testing of Soils , 361, p. 4.
- [12] Young, R. N., & Townsend, F.C. 1981. Laboratory Shear Strength of Soil: A Symposium. ASTM STP 367.