

Tabakalı Zeminlerdeki Yüzeysel Temel Davranışının Nümerik ve Analitik Olarak İncelenmesi

Erdal UNCUOĞLU^{1*}



ÖZ

Arazide yapılmış tam ölçekli yükleme deney sonuçları kullanılarak doğrulanmış ve kalibre edilmiş bir sonlu elemanlar modeli oluşturulmuştur. Temel boyutunun, kum zeminin başlangıç gerilme durumu ve gerilme geçmişinin, üstte yer alan kum tabakası kalınlığının ve altta yer alan kil tabakasının drenajsız kayma mukavemetinin tabakalı zeminlerdeki kare temellerin taşıma kapasitesi ve oturma davranışları üzerindeki etkileri gerçekleştirilen bir seri üç boyutlu sonlu elemanlar analizi ile araştırılmıştır. Sonlu eleman analizleri sonucu bulunan taşıma gücü değerleri zımbalama kesme yöntemi ile hesaplanan taşıma gücü değerleri ile karşılaştırılmış ve bunun yanı sıra K_s katsayısı değerlerinin H/B oranına ve λ_s ' e bağlı değişimi incelenmiştir.

Anahtar Kelimeler: Tabakalı zeminler, taşıma gücü, sonlu elemanlar yöntemi.

ABSTRACT

The Numerical and Analytical Investigation of Shallow Foundation Behaviour on Layered Soils

A validated and calibrated finite element model has been generated using the results of the full-scale loading tests performed in the field. The affects of the footing size, initial stress state and stress history of sand layer, the thickness of upper sand layer and the undrained shear strength of lower clay layer on the bearing capacity and settlement behaviours of square footings on layered soils have been investigated by performing a series of three-dimensional finite element analyses. The bearing capacity values obtained from finite element analyses have been compared to the bearing capacity values calculated by punching shear method. Also, the variation of K_s coefficient depending on the H/B ratio and λ_s has been investigated.

Keywords: Layered soils, bearing capacity, finite element method.

Not: Bu yazı

- Yayın Kurulu'na 3 Mart 2023 günü ulaşmıştır. 24 Ekim 2023 günü yayımlanmak üzere kabul edilmiştir.
- 31 Mayıs 2024 gününe kadar tartışmaya açıktır.

• <https://doi.org/10.18400/tjce.1259495>

1 Erciyes Üniversitesi, İnşaat Mühendisliği Bölümü, Kayseri, Türkiye
erdalu@erciyes.edu.tr - <https://orcid.org/0000-0002-6122-9066>

* Sorumlu yazar

1. GİRİŞ

Yüzeysel temelerde nihai taşıma kapasitesinin göçme mekanizmaları tarafından belirlendiği yaygın olarak bilinmektedir. Geleneksel taşıma gücü teorilerinde [1-4] zeminin homojen olduğu kabul edilmektedir. Tabakalı zemin profillerinde ise, tabakaların rijitliği ve mukavemet özellikleri birbirinden farklı olduğundan nihai taşıma kapasitesi tek tabakalı homojen bir zemin gibi değerlendirilemez. Tabakalı zeminlerde nihai taşıma kapasitesi, göçme mekanizmasının tamamı ile içinde yer aldığı yeterli kalınlıkta bir üst tabaka bulunmadığı sürece altta yer alan tabakanın özelliklerine de bağlıdır. Bu nedenle; geleneksel taşıma gücü teorileri, homojen zeminlerde başarılı taşıma gücü tahminleri yaparken zemin özelliklerinin derinlikle değiştiği durumlarda, genellikle, uygulanamazlar.

Kontrollü sıkıştırılmış dolgular, genellikle, kum ve çakıl karışımı granüler malzemeden oluşmakta ve herhangi bir yüklemeye koşulunda drenajlı davranış sergilemektedir. Yumuşak kil zemin üzerine nispeten ağır olmayan bir yapı inşa edileceğinde veya otoyol yapımlarında yumuşak kil zeminlerle karşılaşıldığında, bu zeminler üzerinde oluşturulacak sağlam bir granüler tabaka ile temel zemini taşıma kapasitesinde ve oturma özelliğinde iyileştirme sağlanabilir. Böylelikle; yapay olarak, kil tabakası üzerinde yer alan kum zeminden oluşan tabakalı bir zemin profili elde edilmiş olur. Yumuşak zemin tabakalarının bulunduğu sahalarda ağır iş makineleri için güvenli çalışma ortamları sağlamak amacı ile yumuşak kil tabakası üzerinde sıkıştırılmış granüler malzeme ile geçici çalışma platformları oluşturulmaktadır. Açık deniz mühendislik uygulamalarında kullanılan jack-up temeller, genellikle, yumuşak deniz kili üzerinde yer alan kum tabakaları üzerine inşa edilmektedir. Sayılan bu örnekler zayıf kohezyonlu zeminler üzerinde yer alan nispeten ince sıkı granüler zemin tabakası içeren tabakalı zeminlerin taşıma kapasitesi ve davranışlarının tahmin edilmesinin pratikte yaygın olarak karşılaşılan önemli bir problem olduğunu göstermektedir. Problemin karmaşıklığı nedeni ile temel-zemin etkileşiminin kapsamlı bir şekilde anlaşıldığı kesin bir analitik taşıma gücü modeli de günümüzde hala mevcut değildir. Geoteknik mühendisleri, tabakalı zeminlere oturan yüzeysel temellerin taşıma gücünü tahmin etmek için ya limit denge yöntemine dayalı yarı-deneysel taşıma gücü modellerini ya da sayısal analiz yöntemlerini kullanmaktadır.

Pratikte, kil tabakası üzerinde yer alan kum tabakasına oturan rijit bir yüzeysel temelin nihai taşıma kapasitesi, genellikle, limit denge yöntemine dayalı yarı-deneysel taşıma gücü modelleri kullanılarak tahmin edilir. Çözüm, genel olarak, temel tabanı ve kil tabakası yüzeyi arasında yer alan hayali bir kum bloğun temel ile birlikte aşağı doğru itildiği, kum tabakasında zımbalama ve kil tabakasında da bir genel kayma göçmesi olduğu kabul edilen basitleştirilmiş bir göçme mekanizması ve kuvvet dengesine dayanmaktadır. Kum bloğun tabanındaki düşey efektif gerilme, kil tabakasının yüzeyine oturan rijit pürüzlü bir temelin taşıma kapasitesine eşit olarak alınır. Kum bloğa etkileyen kuvvetlerin dengesinden yola çıkılarak nihai taşıma kapasitesi hesaplanır. Bu yöntemler; yapılan kabuller, kum bloğun kenar yüzeyleri boyunca oluşan kayma direncinin taşıma gücüne katkısı ve kullanılan deneysel katsayılarından kaynaklı belirsizlikler nedeni ile birbirinden çok farklı taşıma gücü değerleri üretebilmektedir. Bu konuda en iyi bilinen taşıma gücü modellerinden biri Meyerhof [5], Hanna ve Meyerhof [6] ve Hanna [7] tarafından önerilmiş olan Zımbalama Kesme Yöntemidir. Bu yöntemde; kum tabakası boyunca yükün yayılma açısı olan α_p , 0° a eşit olarak alınır. Kum bloğun kenar yüzeyleri boyunca oluşan kayma direnci, zımbalama kesme katsayısı K_s kullanılarak hesaba katılmaktadır. K_s katsayısı, kum ve kil tabakalarının

taşıma kapasiteleri arasındaki oranın (q_2/q_1) ve kumun içsel sürtünme açısının (ϕ_1) bir fonksiyonu olarak grafiklerden elde edilmektedir. Ancak; tasarım grafiğinde tanımlanmış değerlerin dışındaki değerler için interpolasyon ya da ekstrapolasyon yapma zorunluluğu vardır. Ayrıca; sınırlı bir malzeme özelliği aralığı için geçerli olan K_s katsayısının kullanımı tahmin edilen taşıma gücü değerleri üzerinde belirsizlikler oluşturmaktadır. Limit denge yöntemine dayalı taşıma gücü yöntemleri malzeme özelliklerinin sınırlı aralıkta olduğu laboratuvar model deneylerine ait sonuçların yorumlanması ile geliştirilmiştir. Deneysel olarak test edilen aralığın dışındaki temel geometrilerine ve zemin özelliklerine uygulanabileceği genel olarak kabul edilmesine rağmen göçme mekanizmalarının söz konusu uygulamaya aralıkları için ne kadar geçerli olabileceği konusunda şüpheler bulunmaktadır. Deformasyon oluşumunun dikkate alınmadığı bu yöntemlerde tahmin edilen taşıma gücü değerinin hangi deplasman değerinde elde edildiği, yük-oturma eğrisinin nasıl geliştiği, tabakaların rölatif mukavemetleri ve geometrik koşulların göçme mekanizmasını nasıl değiştireceği bilinmemektedir. Uygulamada karşılaşılabilecek geniş aralıktaki malzeme özellikleri ve farklı temel geometrileri için tabakalı zeminlerin davranışını dikkate alan, temel-zemin etkileşiminin kapsamlı bir şekilde anlaşıldığı bir taşıma gücü modeli günümüzde henüz mevcut değildir.

Sonlu elemanlar yöntemi (FEM) kullanılarak yapılan analizlerde problem geometrisi bir bütün olarak değerlendirilmektedir. Üstteki tabaka kalınlığı, kumun sıkılığı, kilin kayma mukavemeti, yer altı su seviyesi, yükleme koşulları, malzeme modelleri, sonlu elemanlar ağı vb. faktörlere bağlı olarak ortaya çıkan deformasyon davranışı ile göçme durumuna gelmektedir. Bununla birlikte; tabakaların deformasyon karakterlerinin farklı olması, altta yer alan kilin mukavemetine de bağlı olarak, kum tabakasında mobilize hale gelen içsel sürtünme açısı değerini ve taşıma gücünü etkileyecektir. Bu nedenle belirli bir göçme mekanizması yoktur.

Yüzeysel temellerin taşıma gücü konusunda yakın zamanda yapılmış çalışmaların çoğunluğu tabakalı zeminlerdeki taşıma gücünün tahmin edilmesine odaklanmıştır [8-16]. Bu çalışmalarda; limit denge yöntemine dayalı analitik çözümler, farklı nümerik yöntemler (FEM, FELA, RPFEM vb.), istatistiksel analiz yöntemleri ve yapay zeka teknikleri kullanılarak tabakalı zeminlerde taşıma gücünün tahmin edilmesinde kullanılan limit denge yöntemine dayalı, yarı-deneysel geleneksel taşıma gücü modellerinin modifiye edilmesi, basitleştirilmiş göçme mekanizmalarının iyileştirilmesi ve modellerdeki belirsizliklerin giderilmesi amaçlanmıştır.

Bu çalışmada; göçme mekanizmalarının oluşumu ve yük-oturma davranışları, temel boyutu, başlangıç gerilme durumu, tabakalanma koşulları gibi farklı parametrelerin tabakalı zeminlerin taşıma gücü ve deformasyon davranışları üzerindeki etkileri araştırılmıştır. Takip edilen adımlar aşağıda özetlenmiştir.

- Briaud ve Gibbens [17] tarafından kum zemine oturan prototip boyutlardaki kare tekil temeller üzerinde yapılmış yükleme deneyleri sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak modellenmiş ve analiz edilmiştir. Bu şekilde, çalışma kapsamında araştırılacak parametreler için analizlerde kullanılmak üzere doğrulanmış ve kalibre edilmiş bir sonlu eleman modeli oluşturulmuştur.
- Üstte yer alan kum tabakası kalınlığının (H), kilin drenajsız kayma mukavemetinin (c_u), temel genişliğinin (B) ve kum zeminin başlangıç gerilme koşullarının tabakalı zeminlere

oturan yüzeysel temellerin taşıma gücü ve oturma davranışları üzerindeki etkilerinin araştırılması amacı ile farklı H/B oranlarında (H/B=0.25, 0.50, 0.75, 1.00, 1.50, 2.00, 2.50 ve 3.00), farklı c_u değerlerinde (10 kPa, 20 kPa, 40 kPa ve 60 kPa), farklı temel genişliklerinde (B=1.0, 2.0 ve 3.0 m) ve farklı sükunetteki toprak basıncı katsayısı değerlerinde ($K_0 = 0.4, 0.7$ ve 1.0) analizler gerçekleştirilmiştir.

- Zımbalama kesme yönteminde K_s katsayısı, q_2/q_1 ve ϕ_1 ' e bağlı olarak tanımlanmakta, H/B oranı ve şekil katsayısı λ_s ' den bağımsız olarak, sadece, kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti ve temel boyutu ile değişmektedir. Yapılan FEM analizleri ile K_s katsayısı değerlerinin H/B oranına ve λ_s ' e bağlı değişimi araştırılmıştır.
- Tabakalı davranışın H ve c_u ' ya bağlı olarak hangi durumlarda son bulunduğu, limit denge yaklaşımına dayalı yöntemlerde yapılan tabakalı durum kabulünün doğruluğu, yumuşak kil zeminlerde iyileştirme amacı ile yapılan granüler dolgularda temel boyutu ve minimum üst tabaka kalınlığı ilişkisi, yükleme büyüklüğüne bağlı olarak taşıma gücünde ve oturma miktarında meydana gelen değişimler değerlendirilmiştir. Elde edilen sonuçlar ile pratikteki uygulamalara yönelik öneriler sunulmaya çalışılmıştır.

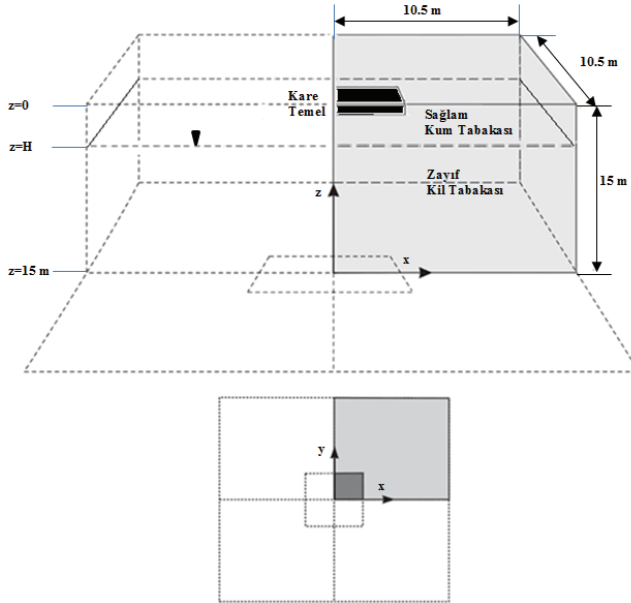
Çalışma, gerek araştırdığı parametreler gerekse de taşıma gücü ve deformasyon davranışlarının değerlendirilmesine yönelik elde ettiği sonuçlar ile literatüre yeni katkılar sağlayabilecektir.

2. PROBLEMİN TANIMI

Bu çalışmada, Çizim 1' de gösterildiği gibi kalın ve zayıf bir kil tabakası üzerinde yer alan rölatif olarak ince ve sağlam bir kum tabakasına oturan yüzeysel kare temellerin taşıma gücü ve oturma davranışları incelenmiştir. Hem kum tabakası hem de kil tabakasının homojen olduğu, kum tabakasının drenajlı kil tabakasının da drenajsız davranış sergilediği kabul edilmiştir. Tabakalı zemin profilinde yer alan kil tabakası zayıf tabaka olarak modellenmiştir. Bu nedenle, kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti değerleri seçilirken kilin kıvamının çok yumuşak, yumuşak, orta katı ve katı olduğu durumlar göz önüne alınmıştır. Bütün analizlerde, yer altı su seviyesinin kil tabakası yüzeyinde bulunduğu ve kil tabakasının suya doygun normal konsolide bir kil olduğu varsayılmıştır. Briaud ve Gibbens [17] tarafından yükleme deneylerinin yapıldığı sahada yer alan kum zemine ait endeks ve mukavemet özellikleri kullanılarak tabakalı zemin profilindeki sağlam kum tabakası modellenmiştir. Kum zeminde yapılan standart penetrasyon deneylerinde (SPT) ortalama darbe sayısı değeri $N_{30} = 20$ olarak elde edilmiş olup kum zemine ait boşluk oranları ile yapılan hesaplamalar sonucu da kum zeminin rölatif sıklığı $D_r = \%55$ olarak bulunmuştur. Analizlerde orta sıkı kum zemin normal konsolide olarak göz önüne alınmış olup yapılan parametrik çalışmalarda kum zeminin gerilme tarihçesinin tabakalı zeminlerin taşıma gücü ve oturma davranışına etkisi de değerlendirilmiştir.

Yük-oturma eğrilerinden nihai taşıma kapasitesinin tanımlanmasına yönelik literatürde farklı yaklaşımlar bulunmaktadır. Bunlardan biri de Briaud ve JeanJean [18] tarafından önerilmiş olan 0.1B yöntemidir. Bu yaklaşıma göre temel genişliğinin %10' u oturmaya neden olan yük değeri göçme yükü olarak kabul edilmektedir [4, 18-23]. Bu çalışmada nihai taşıma gücü, q_u , temel merkezi altında temel genişliğinin %10' u seviyesinde deplasmana neden olan taşıma gücü, $q_{u-s/B=0.1}$ değeri olarak tanımlanmıştır. Elde edilen sonuçların

karşılaştırılmasında temel merkezi altında elde edilen yük-oturma eğrileri kullanılmıştır. Farklı boyutlara sahip temeller üzerinde yapılan analizlerden elde edilen nihai taşıma gücü-oturma (q_u - s) davranışları karşılaştırıldığında bu sonuçlar üzerinde ölçek etkisinin var olduğu unutulmamalıdır. Bu nedenle iki tabakalı zemin profili üzerinde yer alan temellerin taşıma kapasitesi ve oturma davranışları değerlendirilirken elde edilen büyüklükler temel boyutu ile normalize edilmiştir. Taşıma gücü için $q_u/\gamma B$, oturma için s/B , kil zemininin drenajsız kayma mukavemeti için $c_u/\gamma B$ ve tabakalanma durumu için de H/B kavramları kullanılmıştır. Bu ifadelerde yer alan; q_u , B , H , c_u , γ ve s , sırası ile, ortalama nihai temel taban basıncı, temel genişliği, üstte yer alan kum tabakasının kalınlığı, altta yer alan kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti, kum zeminin birim hacim ağırlığı ve oturma miktarını temsil etmektedir. Kil tabakasının drenajsız davranış sergilediği kabul edildiğinden bulunan taşıma gücü değerleri, kil zeminin birim hacim ağırlığından bağımsızdır [24-26].



Çizim 1 - Problemin tanımı

3. SONLU ELEMANLAR İLE MODELLEME

Sonlu eleman analizleri ticari bir program olan Plaxis 3D 2012 programı kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Sonlu eleman modelinin doğruluğu, literatürdeki tam ölçekli yüklemeye deneylerinin modellenmesi ve analizlerden elde edilen yük-oturma eğrilerinin deneysel yük-oturma eğrileri ile karşılaştırılması yoluyla ortaya konmuştur. Sonlu eleman analizlerinde kullanılacak model geometrinin sınırları, derinliği, analizlerin gerçekleştirileceği mesh yoğunluğu, yüklemeye tipi ve başlangıç gerilme durumunun oluşturulması gibi konular doğrulama analizleri sırasında göz önüne alınmıştır.

Briaud ve Gibbens [17] kum zemine oturan kare tekil temeller üzerinde yüklemeye deneyleri yaparak temel boyutunun taşıma kapasitesi ve oturma davranışı üzerindeki etkilerini

araştırmıştır. Yükleme deneyleri 1.0 x 1.0, 1.5 x 1.5, 2.5 x 2.5 ve 3.0 x 3.0 m boyutlarındaki kare tekil temeller üzerinde gerçekleştirilmiştir. Yükleme deneylerinde temel derinliği 0.76 m dir. Deneylerde, 150 mm oturmaya neden olan yük değeri göçme yükü olarak kabul edilmiştir. Yükleme deneylerinin yapıldığı sahada zemin profili, yüzeyden itibaren 11.0 m derinliğe kadar orta sıkı siltli kum tabakası ve devamında 33.0 m derinliğe kadar katı kil tabakasından oluşmaktadır. Yer altı su seviyesi zemin yüzeyinden itibaren -4.9 m derinliktedir. Zemin içerisindeki ince danelerde kuruma ve temellerin inşa edildiği kısımlarda yaklaşık 1.0 m kalınlığında örtü yükü kaldırılmış olduğundan kum zemin hafif aşırı konsolide olarak değerlendirilmiştir. Bu çalışma kapsamındaki sayısal analizlerde kum tabakası için Briaud ve Gibbens [17]' in deney yaptıkları kum zemine ait malzeme özellikleri kullanılmıştır.

Zeminlerin deformasyon özellikleri, efektif gerilme durumunun, zemin sıklığının, deformasyon seviyesinin ve gerilme-deformasyon geçişinin bir fonksiyonu durumundadır. Kum zeminlerin gerilme-deformasyon-dilatasyon davranışlarını kapsayan mekanik özellikleri çevre basıncı değişiminden önemli ölçüde etkilenmektedir. Gerçekte, zemin nonlinear davranır. Diğer bir ifade ile zemin rijitliği sabit olmayıp zemin kütleindeki gerilme seviyesine bağlı olarak değişmektedir. Hardening Soil (HS) modelde zemin davranışı üç farklı zemin rijitlik modülü kullanılarak çok daha doğru bir şekilde modellenenmektedir. Bunun yanı sıra; HS model zemin rijitlik modüllerinin gerilme bağımlı durumunu da hesaba katmaktadır. Zeminin dilatasyon davranışı göz önüne alınmaktadır. Yenilme yüzeyi plastik deformasyonlardan dolayı genişleyebilir. HS Model gibi ileri malzeme modellerinde aşırı konsolidasyon oranı (OCR) ya da ön örtü yükü basıncı (POP) bilgileri kullanılarak zeminin gerilme geçmişi göz önüne alınabilmektedir [27-31]. HS modelde, içsel sürtünme açısı ve dilatasyon açısı arasındaki ayrımı dikkate alan bir plastik potansiyel fonksiyon ile birlikte çakışmayan akış kuralı (non-associated flow rule) kullanılır. Sayılan bu nedenlerden dolayı, kum zeminin drenajlı davranışının modellenmesinde HS model seçilmiştir. Sonlu eleman analizlerinde kullanılan kum zemine ait özellikler deney sahasında yapılmış arazi çalışmaları ile arazi ve laboratuvar deneylerine ait sonuçlar kullanılarak elde edilmiştir. Kum zeminin özellikleri Çizelge 1' de özetlenmiştir. Plaxis programında referans çevre basıncı $p_{ref.} = 100$ kN/m² olarak kullanılmaktadır. Gerçek rijitlik, küçük asal gerilme σ'_3 ' e bağlıdır. HS modelde kullanılan rijitlik modülleri gerilme bağımlı olup gerilme bağımlılığın miktarı m üs değeri kullanılarak hesaba katılmaktadır. Birincil deviatorik yükleme sırasında oluşan plastik deformasyonları modellemek için kullanılan $E_{50}^{ref.}$ değeri üç eksenli basınç deneylerine ait sonuçlar kullanılarak referans çevre basıncı için elde edilen elastisite modülü değeridir. Yükün boşaltılması ve yeniden yüklenmesi durumundaki elastik davranışı modellemek için kullanılan $E_{ur}^{ref.}$ elastisite modülü birçok pratik uygulama için $E_{ur}^{ref.} = 3 \times E_{50}^{ref.}$ eşitliği ile elde edilebilir. $E_{oed}^{ref.}$ elastisite modülü değeri birincil sıkışmadan kaynaklı plastik deformasyonları modellemek için kullanılmaktadır. Ödometre deney sonuçlarının bulunmadığı durumda $E_{oed}^{ref.} = E_{50}^{ref.}$ olarak alınabilir. Zeminlerin çoğunluğunda göçme oranı, R_f , 0.75-1.00 aralığında değer almaktadır. Plaxis, R_f için ortalama 0.9 değerini kullanılmaktadır. HS modelde elastik bir parametre olarak kullanılan boşaltma-yeniden yükleme için poisson oranı, ν_{ur} , birçok zemin grubunda 0.2 olarak seçilebilir. Plaxis programında başlangıç gerilme durumu K_0 -procedure kullanılarak oluşturulmuştur. Modellemede, zeminin normal konsolide olduğu kabul edilmektedir. Bu nedenle $K_0^{nc} = 1 - \sin\phi'$ eşitliği ile başlangıç düşey ve yatay gerilmeleri ilişkilendirilir. Zeminin aşırı konsolide olduğu durumda OCR ya da POP değerlerinin kullanılarak K_0 katsayısının değerinin

düzenlenmesi gerekmektedir. İleri zemin modellerinde $K_{0-procedure}$ ile başlangıç gerilmelerinin oluşturulmasında K_0 değeri; K_0^{pc} , v_{ur} , OCR ve POP değerlerinden etkilenir ve otomatik olarak hesaplanır. Elde edilen K_0 değeri gerilme bağımlı bir değerdir. Normal konsolide bir zeminde başlangıç gerilme durumu için OCR=1 ve POP=0 dır. Yapılan doğrulama analizlerinde farklı POP değerleri için elde edilen yük-oturma eğrileri deneysel yük-oturma eğrileri ile karşılaştırılarak uygun POP değeri seçilmiş ve bu şekilde kum zeminin hafif aşırı konsolide hali dikkate alınmıştır [27-32]. Bununla birlikte, tabakalı zemin durumunda yapılan analizlerde hem kum zemin hem de kil zeminin normal konsolide oldukları kabul edilmiştir.

Dilatasyon açısının değeri laboratuvar deney sonuçları kullanılarak Bolton [33] tarafından önerilmiş olan aşağıdaki bağıntı ile tahmin edilmiştir.

$$I_R = I_D (10 - \ln p') - 1 \quad (1)$$

Bu eşitlikte yer alan I_R , I_D ve p' , sırası ile, rölatif dilatasyon indeksi, rölatif sıklık ve göçme anındaki ortalama efektif gerilme değeridir. Üç eksenli deformasyon durumunda $0 < I_R < 4$ için pik dilatasyon açısının değeri $\psi_{pik} = 3.75 I_R$ eşitliği ile elde edilebilir. HS modelde genleşme davranışı, genellikle, zemin kritik duruma ulaştığında son bulur. Dilatancy cut-off seçeneği kullanıldığında kum zeminin boşluk oranı maksimum boşluk oranı değerine ulaşınca mobilize dilatasyon açısının değeri de otomatik olarak sıfırlanacaktır.

Plaxis, drenajsız malzeme davranışının modellenmesi için Undrained (A), Undrained (B) ve Undrained (C) olmak üzere üç farklı seçenek sunmaktadır. Yumuşak zeminlerdeki projelerde efektif kayma mukavemeti parametreleri ile ilgili doğru ve güvenilir deney sonuçları bulunmamaktadır. Arazi ve laboratuvar deneyleri, çoğunlukla, drenajsız koşullardaki kayma mukavemeti parametrelerinin elde edilmesi için gerçekleştirilmektedir. Drenajsız kayma mukavemeti parametrelerinin deneysel değerlerini kullanarak efektif kayma mukavemeti parametrelerinin elde edilmesi ise son derece zordur. Deneysel olarak ölçülmüş drenajsız haldeki Young modülü Hooke kanunları ile efektif Young modülü değerine dönüştürülebilirken ileri malzeme modellerinde bu tarz bir dönüşüm mevcut değildir. Bu nedenlerden dolayı kil zeminin drenajsız davranışı Undrained (B) seçeneği ile Mohr-Coulomb (MC) malzeme modeli kullanılarak modellenmiştir. Undrained (B) seçeneğinde drenajsız kayma mukavemeti değeri giriş verisi olarak kullanıldığından kayma mukavemeti üzerinde direk kontrol sağlanabilmektedir. Bu seçenekte; kayma mukavemeti parametreleri $\phi = \phi_u$ ve $c = c_u$ olup efektif rijitlik parametreleri (Young modülü, E' ve Poisson oranı ν') kullanılarak drenajsız efektif gerilme analizi yapılabilmektedir. Kil zeminin elastik davranışı için $\nu' = 0.33$ değeri kullanılmış olup drenajsız Young modülü değeri de $E_u = 500 \times c_u$ eşitliği ile elde edilmiştir. Kil zemine ait deformasyon modülü ve drenajsız kayma mukavemeti parametrelerinin derinlik boyunca sabit olduğu kabul edilmiştir. Gerçekçi analiz sonuçları elde etmek için suyun bulk modülü zemin iskeletinin bulk modülüne göre yüksek olmalıdır. Bu koşul, $\nu' \leq 0.35$ alınarak sağlanabilir. Poulos ve Small [34], drenajsız yükleme durumunda elde edilen elastisite modülü değeri ile β düzeltme katsayısının çarpılarak drenajlı durumdaki elastisite modülü değerinin elde edilebileceğini belirtmişlerdir. Yumuşak kil ve katı kil zeminler için β katsayısı değerlerini, sırası ile, 0.4 ve 0.6 olarak önermişlerdir. Bu çalışmada kil zemine ait farklı kıvam durumlarının tamamında kullanılmak üzere β düzeltme katsayısı ortalama bir değer olarak 0.5 seçilmiştir.

$$E_s (\text{Drenajlı}) = \beta \times E_s (\text{Drenajsız}) \quad (2)$$

Fazla aşırı konsolide kil zeminler dışında, kil zeminlerde dilatasyon davranışı gözlenmez. Diğer bir ifade ile kil zeminlerde dilatasyon açısının değeri $\psi=0$ olarak kabul edilir [27, 32, 35-37]. Kil zeminin özellikleri Çizelge 2' de özetlenmiştir.

Çizelge 1 - Kum zemin için HS model parametreleri [17]

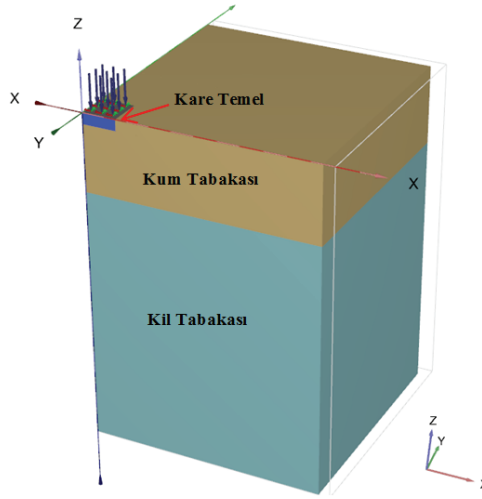
HS Model Parametreleri	Değer
Doğal Birim Hacim Ağırlık, γ_n (kN/m ³)	15.65
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ (°)	36.40
Kohezyon, c (kN/m ²)	0.30
Dilatasyon (Genleşme) Açısı, ψ (°)	4.00
Üç Eksenli Yükleme Rijitliği, E_{50}^{ref} (kN/m ²)	14600
Üç Eksenli Boşaltma/Yeniden Yükleme Rijitliği, $E_{\text{ur}}^{\text{ref}}$ (kN/m ²)	43800
Ödometre Rijitliği, $E_{\text{oad}}^{\text{ref}}$ (kN/m ²)	14600
Boşaltma/Yeniden Yükleme Poisson Oranı, ν_{ur}	0.20
Referans Basınç, p^{ref} (kN/m ²)	100
Gerilme Bağımlı Rijitlik için Üs Değeri, m	0.50
Göçme Oranı, R_f	0.90
Normal Konsolide Zemin için Sükunetteki Yanal Toprak Basınç Katsayısı, K_0^{nc}	0.407
Sükunetteki Yanal Toprak Basınç Katsayısı, K_0	Automatic
Ön Örtü Yüğü Basıncı, POP (kN/m ²)	362.50
Aşırı Konsolidasyon Oranı, OCR	1

Çizelge 2 - Kil zeminin özellikleri

Parametreler	Değer
İçsel Sürtünme Açısı, ϕ' (°)	$\phi' = \phi_u = 0^\circ$
Birim Hacim Ağırlık, γ_{kil} (kN/m ³)	21.00
Dilatasyon (Genleşme) Açısı, ψ (°)	0
Poisson Oranı, ν'	0.33

Yapılan doğrulama analizlerinde temel, hem linear elastik davranış sergileyen non-porous hacim elemanı olarak hem de plate eleman kullanılarak modellenmiştir. Modellemelerde, temel kalınlığı deneysel çalışmalar ile uyumlu olarak 76 cm seçilmiştir. Analizlerde, temel elemanının çok rijit ve tam pürüzlü olduğu kabul edilmiştir. Ara yüzey davranışını temsil

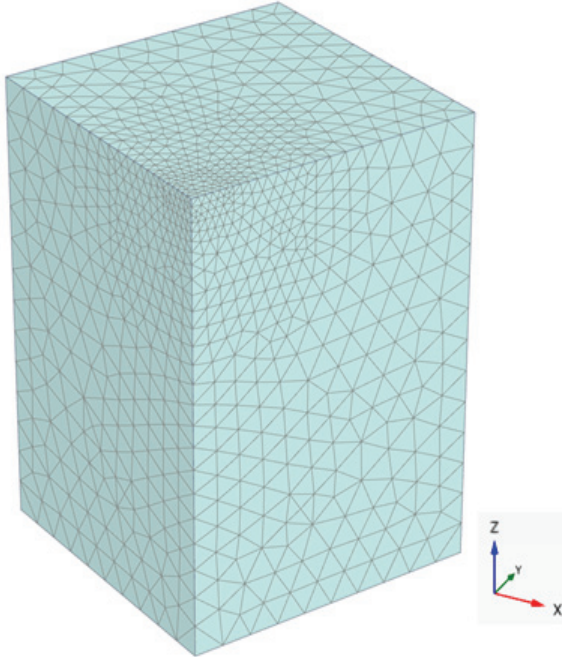
eden R_{inter} katsayısının değeri 1.0 olarak seçilmiştir. Bu durum; temel ve zemin hacim elemanları arasındaki sürtünmenin iki hacim elemanı arasında rölatif deplasman oluşumuna izin vermeyecek kadar büyük olduğu anlamına gelmektedir. Diğer bir ifade ile tam pürüzlülük hali $\phi_i = \phi$ bulunmaktadır. Temel elemanı için elastite modülü, poisson oranı ve birim hacim ağırlık değerleri, sırası ile, $E = 32 \times 10^6$ kN/m², 0.2 ve 24.0 kN/m³ olarak kullanılmıştır. Temelin hacim eleman olarak modellendiği analizlerde deneysel davranışı çok daha iyi temsil eden yük-oturma eğrileri elde edilmiştir. Yükleme iki farklı yolla gerçekleştirilmiştir. Birinci durumda, arazi yükleme deneylerinde olduğu gibi temele tekil bir yük uygulanmıştır. İkinci durumda ise temelin belirlenmiş bir deplasmanı yapması sağlanarak bu deplasmana karşılık gelen yük değeri elde edilmiştir. Tam pürüzlü hali temsil eden koşullarda yapılan her iki farklı yüklemeye de hemen hemen birbiri ile çakışan yük-oturma eğrileri elde edilmiştir. Kare tekil temel hem x hem de y yönünde var olan simetriden dolayı dörtte bir geometri ile modellenmiş olup, yük deneysel göçme yükünün 0.25 katı değerinde tekil yük olarak uygulanmıştır. Parametrik çalışmaların gerçekleştirildiği analizlerde temel kalınlığı $t=0.50$ m olarak seçilmiş olup yükleme, üniform yayılı basıncın temel alanı boyunca uygulanması ile gerçekleştirilmiştir. Model geometri için yatay sınır mesafeler temel kenarından itibaren her iki yönde (x ve y) $3B$ ve düşey sınır mesafe de temel tabanından itibaren $5B$ olarak seçilmiştir. Doğrulama analizleri için $B=3.0$ m genişlikteki kare tekil temel göz önüne alındığından çalışma alanı boyutları 10.5 m x 10.5 m x 15.0 m olarak oluşturulmuştur. Örnek bir sonlu elemanlar modeli Çizim 2' de gösterilmiştir. Çalışma kapsamında yapılan bütün analizlerde, seçilen sınır mesafelerin plastik göçme bölgeleri ve deplasman alanlarının oluşumunu etkilemeyecek yeterli uzaklıklarda yer aldığı görülmüştür. Plaxis, model geometri için sınır şartlarını otomatik olarak uygulamaktadır.



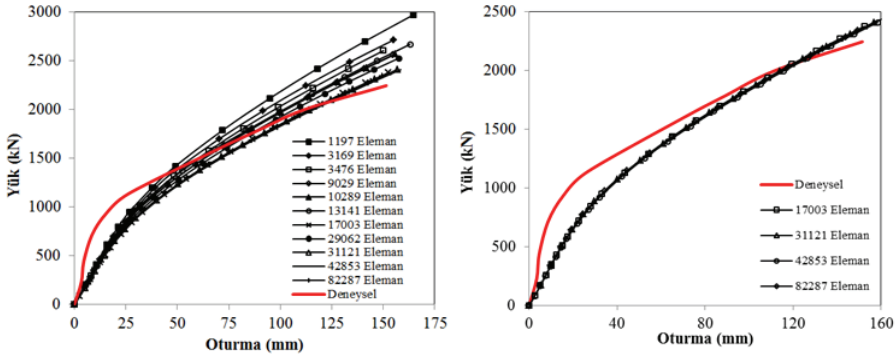
Çizim 2 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temel için $H/B=1.0$ ve $c_u=10$ kPa durumdaki sonlu eleman modeli

Model geometride, gerilme ve deformasyon yoğunluğunun olduğu temel alanı ile temel kenarlarından ve temel tabanından itibaren farklı mesafelerde mesh sıklıkları artırılarak

farklı sonlu eleman sayılarında bir seri analiz yapılmıştır. Öncelikle seçilen bir mesh sıklığı için tüm model geometri sonlu elemanlara ayrılmıştır. Sonrasında, temel bölgesi seçilerek bu bölgedeki mesh sıklığı incelenmiştir. Daha sonra ise temel kenarlarından ve temel tabanından itibaren belirli mesafeleri kapsayan hacim elemanı için tekrar ağ inceltmesi yapılmıştır. Böylelikle; Çizim 3' den de görüldüğü gibi temel alanı boyunca en yoğun, temel kenarları ve temel tabanı altında belirli mesafelere kadar yoğun ve bu mesafeler dışında da daha az yoğun olan bir sonlu elemanlar ağı oluşturulmuştur. $B=3.0$ m genişlikteki kare tekil temel için farklı mesh yoğunluklarında yapılan analizlerden elde edilen yük-oturma eğrileri deneysel yük-oturma eğrileri ile karşılaştırılmıştır. Farklı mesh yoğunluklarında elde edilmiş olan yük-oturma eğrileri Çizim 4' de gösterilmiştir. Yapılan analizlerde sonlu eleman sayıları 1197 ile 82287 arasında değişiklik göstermiştir. Farklı başlangıç mesh sıklıkları ve farklı hacim elemanı boyutları ile yapılan denemeler sonrasında 17003 sonlu eleman, 25196 düğüm noktası ve 0.3119 m ortalama eleman boyutuna sahip sonlu elemanlar ağının oluşturulduğu yaklaşım analizlerde kullanılmak üzere seçilmiştir. Plaxis 3D programı model geometrinin sonlu elemanlara ayrılması işlemini zemindeki tabakalanmayı, yapısal elemanları, yüklemeye ve sınır koşullarını hesaba katarak otomatik olarak gerçekleştirmektedir. Üç boyutlu sonlu elemanlara ayırma işlemi için 10 düğümlü tetrahedral elemanlar kullanılmaktadır. Model geometride göz önüne alınan tabakalanma durumu, temel boyutu ve mesh inceltmesi yapılan bölgenin boyutlarına bağlı olarak sonlu eleman ve düğüm noktası sayılarında farklılıklar oluşsa da ortalama eleman boyutlarının farklı model geometriler için birbiri ile uyumlu oldukları görülmüştür.

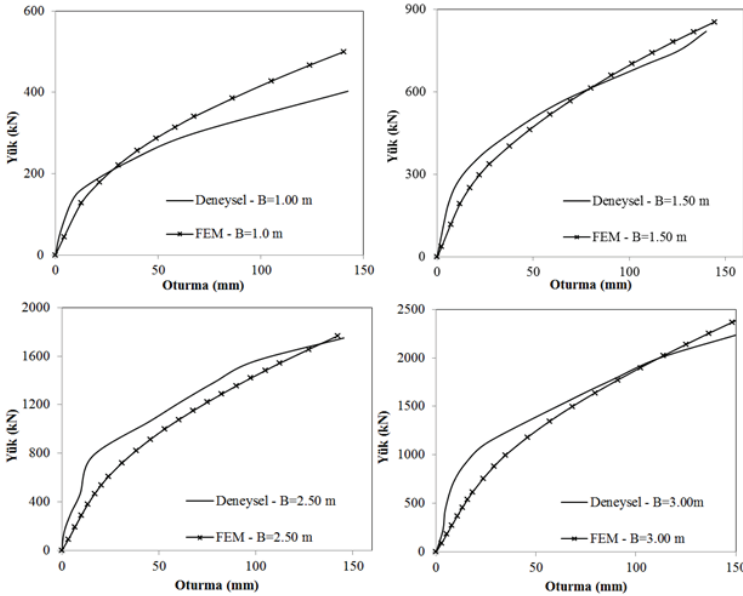


Çizim 3 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temel için doğrulama analizi sonlu elemanlar ağı



a) Farklı ağ sıklıkları için elde edilen yük-oturma eğrileri b) Daha fazla iyileşmenin gözlenmediği ağ sıklıkları

Çizim 4 - Uygun ağ sıklığını tanımlamak için yapılan analizlerden elde edilen yük-oturma eğrilerinin deneysel yük-oturma eğrisi ile karşılaştırılması



Çizim 5 - Deneysel yük-oturma eğrilerinin analizler sonucu elde edilen yük-oturma eğrileri ile karşılaştırılması

Yapılan bu analizler sonucunda, Çizim 4' te de gösterildiği gibi, belirli bir mesh sıklığından sonra elde edilen yük-oturma eğrilerinde daha fazla bir iyileşme oluşmadığı ve eğrilerin birbirleri ile aynı olduğu görülmüştür. Aynı zamanda bu mesh yoğunluklarında elde edilmiş yük-oturma eğrileri deneysel yük-oturma eğrilerine en yakın davranışı ortaya koymuştur.

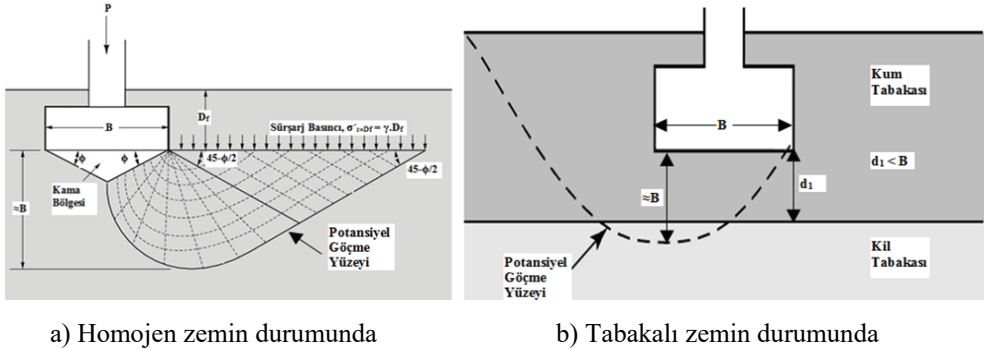
Bununla birlikte mesh sıklığının artması hesaplama zamanı üzerinde ciddi artışlara neden olmaktadır. Bu nedenle deneysel yük-oturma davranışına en yakın sonuçları veren ve hesaplama süresi açısından en elverişli olan mesh sıklığı seçilmiştir.

Yükleme deneylerindeki farklı boyuta sahip her bir temel için yükleme deneyleri ve sayısal analizlerden elde edilmiş yük-oturma eğrileri karşılaştırılmalı olarak Çizim 5’ de gösterilmiştir. Çizim 5’den görüldüğü gibi sonlu eleman analizlerinden elde edilmiş olan yük-oturma eğrileri deneysel yük-oturma eğrileri ile iyi bir uyum sergilemektedir.

4. BULGULAR VE TARTIŞMALAR

4.1. Üstte Yer Alan Kum Tabakası Kalınlığının (H/B) ve Altta Yer Alan Kil Zeminin Drenajsız Kayma Mukavemetinin (c_u) Etkisi

Tabakalı zeminlere oturan yüzeysel temellerin nihai taşıma kapasitesinin tahmin edilmesinde kullanılan geleneksel taşıma gücü yöntemlerinde, kum tabakası kalınlığının temel genişliğinden küçük olması durumunda, Çizim 6’ da gösterildiği gibi, yenilme yüzeyinin alttaki kil tabakasının içine doğru genişleyeceği ve göçme yüzeyi derinliği içerisinde yer alan tabakaların elde edilecek taşıma gücünü etkileyeceği kabulü yapılmaktadır. Bu nedenle; tabakalı zeminler üzerinde yer alan temellerin tasarımında zemindeki tabakalanma koşullarının hem geometrik açıdan hem de tabakaların rölatif mukavemetleri açısından göz önüne alınarak taşıma gücü ve deformasyon davranışları üzerindeki etkilerinin değerlendirilmesi önemlidir.



a) Homojen zemin durumunda

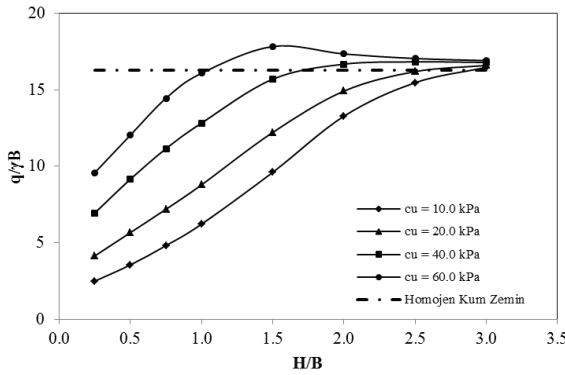
b) Tabakalı zemin durumunda

Çizim 6 - Homojen ve tabakalı zemin durumlarında potansiyel göçme yüzeyleri [38]

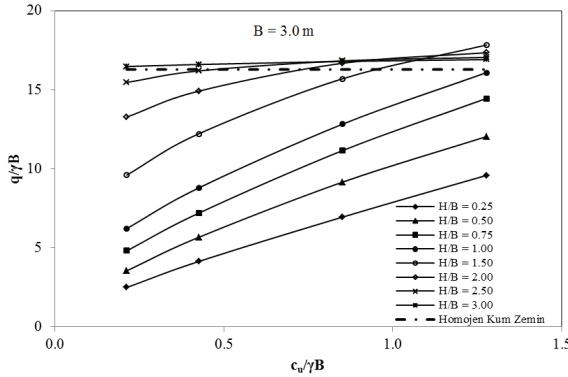
Altta yer alan zayıf kil tabakasının farklı drenajsız kayma mukavemeti değerleri için farklı üst tabaka kalınlıklarında $B=3.0$ m genişliğindeki kare temelde elde edilen boyutsuz taşıma gücü değerlerinin karşılaştırılması Çizim 7’ te gösterilmiştir. Limit denge yöntemine dayalı teorik taşıma gücü yöntemlerinde yapılan kabulün aksine tabakalı durumun hem alttaki kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti hem de üstte yer alan kum tabakasının kalınlığına bağlı olarak $H/B > 1.0$ durumunda da geçerli olduğu görülmektedir. Homojen kum zemindeki taşıma gücü, tabakalı durum için bir üst sınır olarak kabul edildiğinde $c_u = 10.0$ kPa olduğu durumda $H/B = 2.5-3.0$ için bu değere ulaşılırken $c_u = 20.0, 40.0$ ve 60.0 kPa olduğu durumlarda, sırası ile, $H/B = 2.5, H/B = 1.5-2.0$ ve $H/B = 1.0-1.5$ için ulaşılmıştır. Kil

tabakasının drenajsız kayma mukavemetindeki artış taşıma gücü değerini artırırken c_u ' nun artması ile birlikte daha küçük üst tabaka kalınlıklarında homojen kum zemin durumundaki taşıma gücüne ulaşılmaktadır.

Çizim 8' de gösterildiği gibi c_u ' nun artması ile birlikte bütün H/B oranlarında taşıma gücü değerleri artmaktadır. H/B=3.0 durumunda tabakalı durum söz konusu olmamakla birlikte alttaki kil tabakasının varlığı, özellikle $c_u > 10$ kPa için, tabakalı durumdaki taşıma gücünde homojen kum zemin durumundakine göre artışa neden olmaktadır. Üstteki tabaka kalınlığı sabit iken c_u ' nun artması H/B=0.25, 0.50, 0.75 ve 1.00 olan üst tabaka kalınlıklarında taşıma gücünde doğrusal bir artışa neden olmuştur. H/B>1.0 durumunda göçme yüzeyinin daha büyük kısmı kum tabakası içerisinde geliştiğinden $c_u/\gamma B < 1.0$ değerlerinde homojen kum zemindeki taşıma gücü değerinin yakalandığı görülmüştür.



Çizim 7 - Farklı c_u değerleri için H/B – $q_u/\gamma B$ ilişkileri



Çizim 8 - Farklı H/B oranları için $c_u/\gamma B$ – $q_u/\gamma B$ ilişkileri

s_i/S (%), herhangi bir derinlikteki oturmanın toplam oturmaya oranı olarak tanımlanmıştır. Çizelge 3' te kil tabakası yüzeyinde ölçülen oturmaların toplam oturmaya oranları verilmiştir. Çizelge 3' te verilen değerlere göre $c_u=10$ ve 20 kPa için tabakalanma etkisi H/B>2.50 durumunda kalkarken $c_u=40$ ve 60 kPa için H/B>1.50 durumunda kalkmaktadır.

Kil zeminin bütün drenajsız kayma mukavemeti değerleri için H/B oranının artması ile ilave boşluk suyu basıncı değerlerinde azalma meydana gelmiştir. Kum tabakası kalınlığının artması ile etki derinliği içerisindeki kil tabakası kalınlığı azalmakta, yer altı su seviyesinin zemin yüzeyinden itibaren derinliği artmakta ve kil tabakası yüzeyinde meydana gelen deplasman değerleri azalmaktadır. Diğer taraftan kil tabakasının mukavemetinin artması ile birlikte aynı H/B oranlarında elde edilen ilave boşluk suyu basıncı değerleri taşıma kapasitesindeki artışa bağlı olarak artmıştır. $c_u=10$ kPa için H/B=0.25 durumunda elde edilen ilave boşluk suyu basıncı değeri 356.10 kPa iken H/B=3.0 durumunda bu değer 19.71 kPa olarak elde edilmiştir. $c_u=20$ kPa için H/B=0.25 durumunda elde edilen ilave boşluk suyu basıncı değeri 682.80 kPa iken H/B=2.5 durumunda bu değer 45.64 kPa dır. $c_u=40$ kPa için H/B=0.25 durumunda elde edilen ilave boşluk suyu basıncı değeri 1190 kPa iken H/B=2.0 durumunda 78.83 kPa değeri elde edilmiştir. $c_u=60$ kPa için H/B=0.25 durumunda 1933 kPa olan ilave boşluk suyu basıncının değeri H/B=2.0 durumunda 44.48 kPa olarak elde edilmiştir.

Çizelge 3 - Farklı H/B ve farklı c_u değerleri için s_i/S (%) oranları

B = 3.00 m				
H/B	$c_u = 10$	$c_u = 20$	$c_u = 40$	$c_u = 60$
	kN/m ²	kN/m ²	kN/m ²	kN/m ²
	s_i / S (%)	s_i / S (%)	s_i / S (%)	s_i / S (%)
0.25	98.179	96.951	95.302	94.593
0.50	96.054	92.915	88.122	84.147
0.75	89.906	83.267	73.632	66.134
1.00	78.080	68.241	54.105	45.092
1.50	48.585	36.693	24.735	17.914
2.00	23.436	16.769	9.627	6.149
2.50	7.643	5.842	3.455	2.494
3.00	0.226	0.228	0.362	0.362

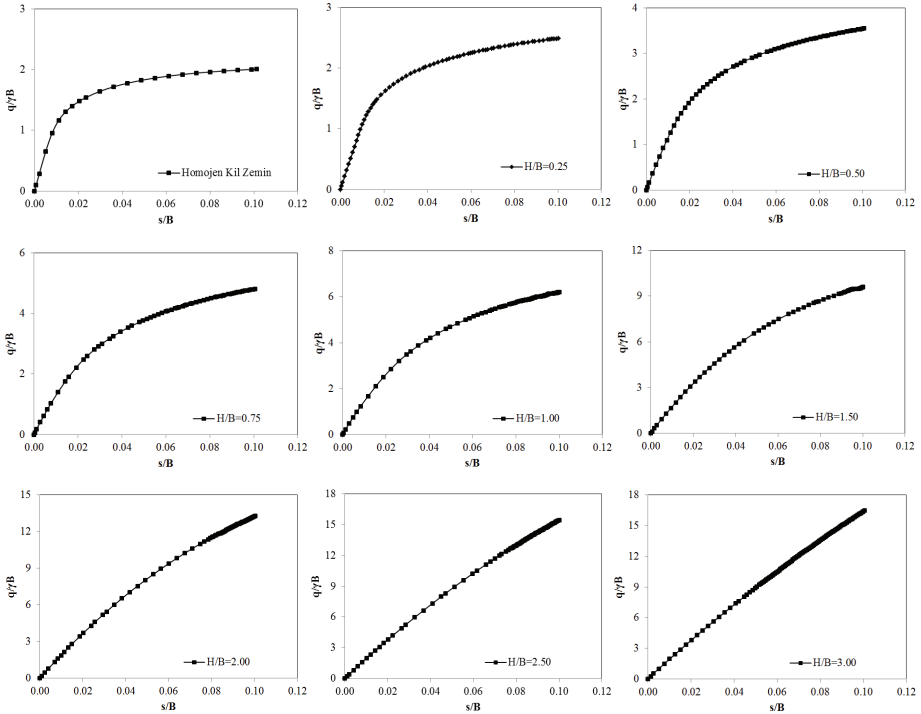
Uygulanan yük etkisinde derinlik boyunca meydana gelen oturmaların toplam oturmaya oranının %10' dan küçük olduğu durumda yük etkisinin ihmal edilebilir olduğu kabul edilmiştir. Çizelge 4' te gösterildiği gibi homojen kil zeminde durumunda etki derinliği temel tabanından itibaren 2B derinlikte son bulmakta ve bu derinlik içerisinde toplam oturmaların %94' ünden fazlası gerçekleşmektedir. Homojen kum zemin durumunda ise etki derinliği 2B-3B derinlikleri arasında son bulmaktadır. 2B-3B derinlikleri arasında gerçekleşen oturmaların toplam oturmaya oranı yaklaşık %10 dur. H/B=0.25 ve 0.50 için bütün c_u değerlerinde etki derinliği temel tabanından itibaren 2B dir. Bununla birlikte; H/B=0.75, 1.00, 1.50, 2.00 ve 2.50 için $c_u=10$ ve 20 kPa değerlerinde etki derinliği 2B-3B aralığında iken $c_u=40$ ve 60 kPa için 2B dir. H/B=0.25, 0.50, 0.75 ve 1.00 için temel tabanı ile B derinliği arasında meydana gelen oturmanın toplam oturmaya oranı sırası ile %63, %41, %27 ve %22 iken B-2B derinliği arasında bu değerler sırası ile %31, %48, %56 ve %57 olarak elde

Çizelge 4 - Temel tabanından itibaren B, 2B ve 3B derinliklerde gözlenen s_i/S oranları

B=3.00 m	c_u (kN/m ²)	10	20	40	60
	Derinlik	s_i/S (%)	s_i/S (%)	s_i/S (%)	s_i/S (%)
Homojen Kil	B	22.551	22.267	22.373	22.566
	2B	4.311	4.257	4.276	4.315
	3B	1.232	1.215	1.218	1.229
H/B = 0.25	B	36.785	27.898	20.497	16.063
	2B	6.521	4.659	3.306	2.56
	3B	1.810	1.243	0.893	0.701
H/B = 0.50	B	59.270	47.434	35.455	28.537
	2B	11.731	8.096	5.424	4.171
	3B	3.139	2.132	1.385	1.073
H/B = 0.75	B	73.200	61.742	48.049	39.944
	2B	17.165	11.499	7.344	5.654
	3B	4.313	2.914	1.852	1.436
H/B = 1.00	B	78.080	68.241	54.105	45.092
	2B	21.977	14.826	9.010	6.563
	3B	5.448	3.647	2.275	1.686
H/B = 1.50	B	78.573	69.760	57.202	47.061
	2B	24.421	16.386	9.491	6.698
	3B	7.112	4.456	2.493	1.668
H/B = 2.00	B	59.242	53.327	49.036	47.931
	2B	23.436	16.769	9.627	6.149
	3B	6.442	3.476	1.557	1.198
H/B = 2.50	B	50.879	49.855	48.700	48.034
	2B	22.632	17.403	11.658	9.697
	3B	2.026	1.115	0.740	0.552
H/B = 3.00	B	49.257	48.905	48.373	48.038
	2B	14.915	13.473	12.212	11.418
	3B	0.226	0.228	0.362	0.362
Homojen Kum	B			48.219	
	2B			12.218	
	3B			1.402	

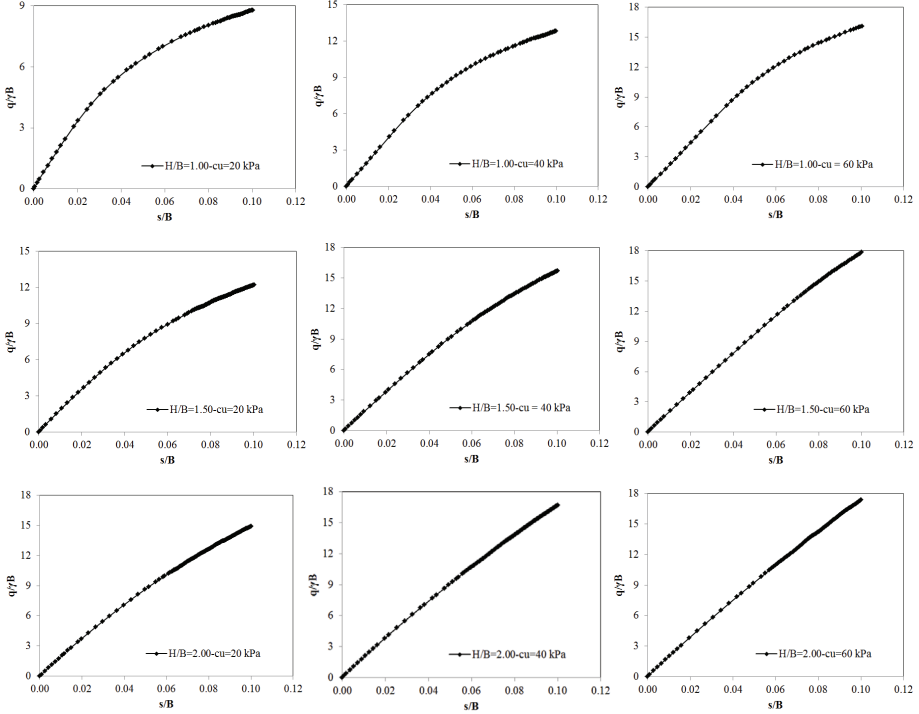
edilmiştir. Kum tabakası kalınlığının ve buna bağlı olarak da kil tabakasının yüzeyden itibaren derinliğinin artmasının bir sonucu olarak B-2B derinlikleri arasındaki oturmaların da toplam oturma içerisindeki oranı artmaktadır. Üstteki tabaka kalınlığının $H/B=1.50$, 2.00 ve 2.50 olduğu durumlarda $c_u=10$ ve 20 kPa için 2B-3B derinlikleri arasında meydana gelen oturmaların toplam oturmaya oranı yaklaşık olarak %15 iken $c_u=20$ ve 40 kPa için bu oran $< \%10$ dur.

Çizim 9’ da $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde $c_u=10$ kPa durumunda farklı H/B oranları için $s/B-q_u/\gamma B$ ilişkileri gösterilmiştir. Çizim 9’ dan da görüldüğü gibi $H/B=0.25$ ve $H/B=0.50$ durumlarında elde edilen yük-oturma eğrileri, homojen kil zemindeki gibi elastik-tam plastik benzeri bir davranışı temsil etmektedir. Üst tabaka kalınlığı rölatif olarak küçük olduğundan göçme yüzeylerinin büyük kısmı doymuş kil zemin tabakasında gelişmektedir. $H/B=0.75$, 1.00 , 1.50 ve 2.00 durumlarında yük-oturma eğrileri elasto-plastik benzeri bir davranışı temsil ederken $H/B=2.50$ durumunda davranış doğrusal elastik davranışa yakındır. Üstteki kum tabakası kalınlığının artması ile birlikte tabakalı zeminde taşıma gücü ve oturma davranışları kum ve kil tabakalarının katkıları ile idare edilirken $H/B \geq 2.50$ durumunda kum tabakası tarafından idare edilen bir taşıma gücü ve oturma davranışı söz konusudur. Doymuş kil tabakasının mukavemet ve rijitliğindeki artış ile birlikte aynı H/B oranında farklı $c_u/\gamma B$ değerlerinde yük-oturma davranışları da farklılık sergilemektedir.



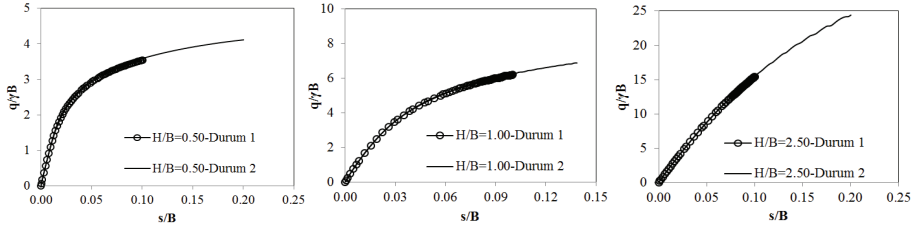
Çizim 9 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde $c_u = 10$ kPa durumunda farklı H/B oranları için $s/B-q_u/\gamma B$ ilişkileri

Çizim 10' dan görüldüğü gibi artan üst tabaka kalınlığı ile birlikte daha küçük $c_u/\gamma B$ değerlerinde yük-oturma davranışları doğrusal elastik davranışa yakın hale gelmektedir. $H/B=1.00$ durumunda yük-oturma eğrisinde doğrusal elastik davranışa yakın davranış $c_u/\gamma B > 1.28$ için gerçekleşirken bu değer $H/B=1.50$ ve 2.00 için, sırası ile, $c_u/\gamma B > 0.85$ ve $c_u/\gamma B > 0.43$ için meydana gelmiştir.



Çizim 10 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde farklı H/B ve c_u değerleri için $s/B-q/\gamma B$ ilişkileri

Çizim 11' de $s/B=0.1$ değerinde oturmaya neden olan yükleme durumu Durum 1, bu yüklemenin yaklaşık 2 katı değerinde yükün uygulandığı durum da Durum 2 olarak adlandırılmıştır. $H/B=0.50$ için Durum 2' de oturma değeri %100 artmış olmasına karşın taşıma gücü değerindeki artış Durum 1' e göre %16 olmuştur. $H/B=0.50$ için Durum 2' de yapılan analizde göçme meydana gelmemiştir. Analiz, $s/B=0.2$ değerinde sonlandırılmıştır. $H/B=1.0$ için Durum 2' de $s/B=0.14$ değerinde zeminde göçme meydana gelmiştir. Göçmeye neden olan boyutsuz taşıma gücü değeri $q/\gamma B=6.889$ olup Durum 1' e göre oturma değerinde meydana gelen %40' lık artışa karşılık taşıma gücü değerinde %11 değerinde artış oluşmuştur. $H/B=2.50$ için Durum 2' de oturma değerindeki %100' lük artışa karşılık taşıma gücü değerinde Durum 1' e göre %58 oranında artış meydana gelmiştir. $H/B=2.50$ için Durum 2' de yapılan analizde göçme meydana gelmemiştir. Analiz, $s/B=0.2$ değerinde sonlandırılmıştır.



Çizim 11 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde $c_u=10$ kPa için Durum 1 ve Durum 2' de elde edilen $s/B-q_u/\gamma B$ ilişkilerinin karşılaştırılması

H/B oranı ve c_u değerlerinde meydana gelen değişimler yatay yöndeki deplasmanların oluşumu üzerinde de etkili olmaktadır. Yatay yöndeki deplasman hareketleri, H/B oranı ve c_u değerlerine bağlı olarak temel merkezinden itibaren $1.50B-2.00B$ mesafeye kadar etkili olmaktadır. $c_u/\gamma B < 0.85$ için yatay mesafe $1.70B-2.00B$ aralığında iken $c_u/\gamma B \geq 0.85$ için bu aralık $1.50B-1.60B$ dir.

4.2. Temel Boyutunun Etkisi

Nihai taşıma kapasitesi üzerinde temel boyutunun etkisi, sadece, homojen zeminlerde değil tabakalı zeminlerde de gözlenebilir.

ϕ_{pik} , göçme anındaki pik gerilme durumu için elde edilmiş içsel sürtünme açısı değeri olup kritik durum içsel sürtünme açısı, ϕ_{kritik} ve dilatasyon açısı, ψ' nin toplamı olarak ifade edilmektedir. ϕ_{kritik} , zeminin gerilme geçmişinden, zemindeki gerilme durumundan ve dane düzenlemesinden bağımsız iken ψ , zemin durum değişkeni olup zemin sıkılığı ve zemindeki ortalama efektif gerilme değerinden etkilenmektedir. Zemin sıkılığı arttığında ve ortalama efektif gerilme azaldığında ψ artar ve daha büyük ϕ_{pik} değerleri elde edilebilir. Analizlerde giriş parametresi olarak sabit bir ϕ_{pik} değeri kullanılmasına rağmen kayma yüzeyleri boyunca mobilize haldeki içsel sürtünme açısı değerleri farklı dilatasyon davranışları nedeni ile aynı olmayacaktır. Homojen kum zemin durumunda temel boyutunun artması ile etkili gerilme bölgesi derinliği ve çevre basıncı artacaktır. Bunun sonucu olarak kum zemindeki kayma yüzeyleri boyunca mobilize haldeki ψ değerleri ve buna bağlı olarak da $\phi_{mobilize}$ değerleri farklılaşacaktır. Temel boyutu; çevre basıncı seviyesi, kum zeminin kayma mukavemeti davranışı ve göçme mekanizması oluşumu üzerinde etkilidir. Kohezyonsuz zeminlerde ϕ açısı sabit olmayıp artan çevre basıncı ile birlikte azalmaktadır [39-43].

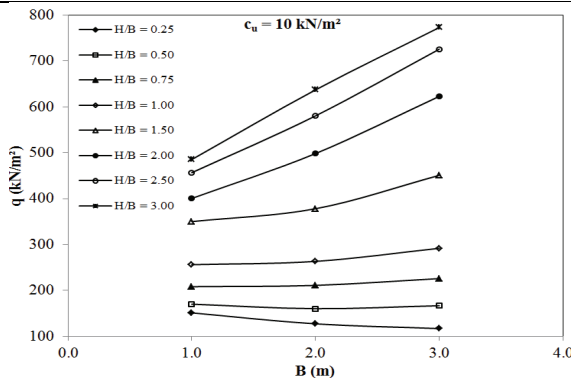
Temel boyutunun tabakalı zeminlerde taşıma gücü ve oturma davranışı üzerindeki etkisini araştırmak için $B=1.0$, 2.0 ve 3.0 m genişlikteki kare temeller ile homojen kil, homojen kum ve tabakalı zemin durumlarında bir seri üç boyutlu sonlu elemanlar analizi yapılmıştır. Analizler, her bir temel boyutu için $c_u=10$ kPa durumunda farklı H/B oranları için gerçekleştirilmiştir. Tabakalı zemin profilinde homojen kum zemin durumunda elde edilen taşıma gücü değerinin üst sınır olduğu kabul edildiğinde, $c_u=10$ kPa için, $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde tabakalanma etkisi $H/B=2.5-3.0$ için görülmezken $B=2.0$ m genişlikteki kare temelde $H/B=3.0$ için ve $B=1.0$ m genişlikteki kare temelde de $H/B > 3.0$ için tabakalanma etkisi görülmemektedir. Temel boyutu, tabakalanma davranışını etkilemekte ve

temel boyutunun artması ile birlikte tabakalanma etkisinin olmadığı H/B oranı azalmaktadır. Çizelge 5’ te verilen s_i/S oranları değerlendirildiğinde de benzer sonuca ulaşılmaktadır. B=1.0 m genişlikteki kare temelde H/B=3.0 durumunda s_i/S =%13.649 dur. B=2.0 m genişlikteki kare temelde s_i/S oranı H/B=2.5-3.0 ve B=3.0 m genişlikteki kare temelde de H/B=2.0-2.5 aralığında %10 değerinin altına düşmektedir. Diğer taraftan H/B=3.0 için s_i/S değerleri B=1.0, 2.0 ve 3.0 m genişlikteki kare temellerde, sırası ile, %13.649, 4.601 ve 0.226 olarak elde edilmiştir.

Çizim 12’ de görüldüğü gibi H/B=0.25 için temel boyutunun artması taşıma gücünde azalmaya neden olurken H/B=0.50 ve 0.75 için taşıma gücü değeri temel boyutundan etkilenmemiştir. H/B \geq 1.00 için temel boyutunun artması taşıma gücünü de artırmaktadır. Ancak; H/B oranı ile taşıma gücü arasında kurallı ve orantılı bir artış gözlenmemiştir. Her bir temel boyutu için taşıma gücündeki en büyük artış miktarı H/B’ nin 1.00 ile 1.50 değerleri arasında elde edilmiştir. H/B \geq 1.50 için tabakalanma etkisinin görülmediği H/B oranına kadar taşıma kapasitesindeki artış oranları azalmaktadır.

Çizelge 5 - Farklı boyutlara sahip kare temeller için kil tabakasında gözlenen s_i/S oranları

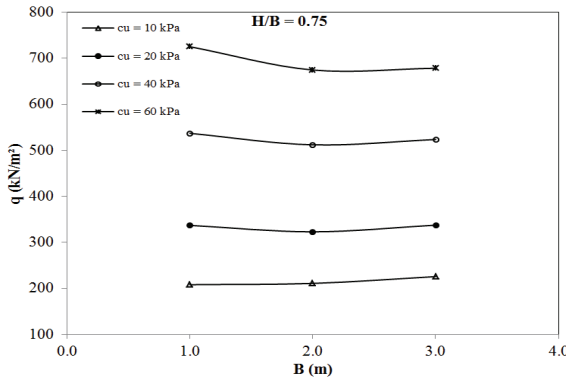
H/B	B = 3.00 m	B = 2.00 m	B = 1.00 m
	$c_u = 10 \text{ kN/m}^2$	$c_u = 10 \text{ kN/m}^2$	$c_u = 10 \text{ kN/m}^2$
	s_i / S (%)	s_i / S (%)	s_i / S (%)
0.25	98.179	98.246	98.846
0.50	96.054	95.779	94.500
0.75	89.906	87.657	87.322
1.00	78.080	76.902	85.397
1.50	48.585	56.672	62.404
2.00	23.436	32.809	41.699
2.50	7.643	14.224	22.398
3.00	0.226	4.601	13.649



Çizim 12 - Farklı H/B oranları için temel boyutunun taşıma kapasitesi üzerindeki etkisi

Zayıf kil tabakası bulunan problemlili zemin koşullarında üstte oluşturulacak kontrollü bir dolgu tabakası ile zemin iyileştirilmek istendiğinde, dolgu tabakasının kalınlığı $B > 1.0$ m genişlikteki temeller için H/B oranı minimum 0.50 olacak şekilde seçilmelidir. $B = 1.0$ m olduğu durumda bu oran minimum 0.75 olmalıdır.

Üst tabaka kalınlığının $H/B = 0.75$ olduğu durumda c_u değerindeki artışın nihai taşıma gücü ve oturma davranışı üzerindeki etkileri analiz edilmiştir. Çizim 13' den görüldüğü gibi bütün temel boyutlarında c_u değerinin artması tabakalı zeminin nihai taşıma gücünü artırmaktadır. Nihai taşıma gücündeki artış miktarı, $c_u = 20$ kPa ile $c_u = 40$ kPa ve $c_u = 40$ kPa ile $c_u = 60$ kPa arasındaki değişimlerde, göz önüne alınan bütün temel boyutları için hemen hemen aynı oranda olup, sırası ile, %58 ve %30 değerindedir. c_u değerinin artması ile birlikte taşıma gücündeki artış oranının azalması, zayıf tabaka durumundaki alttaki kil tabakasının mukavemetinin sağlam tabaka durumundaki üstteki kum tabakasının mukavemetine yaklaşması ile açıklanabilir. Temel boyutunun artması ile birlikte $c_u = 10$ kPa ile $c_u = 20$ kPa arasında meydana gelen artış oranı azalmıştır. $B = 1.0$ m genişlikteki temelde artış oranı %62 iken $B = 2.0$ m ve $B = 3.0$ m genişlikteki temeller için artış oranları, sırası ile, %53 ve %50 dir. Çizim 13' de gösterildiği gibi kil zeminin drenajsız kayma mukavemetinin sabit olduğu durumda temel boyutunun artması nihai taşıma kapasitesi üzerinde önemli olmayan değişimlere neden olmuştur.



Çizim 13 - Farklı c_u değerleri için temel boyutunun taşıma kapasitesine etkisi

Çizelge 6 - Farklı boyutlara sahip kare temeller için $H/B = 0.75$ durumunda kil tabakasında gözlenen s_i/S oranları

H/B = 0.75				
B	$c_u = 10$ kN/m ²	$c_u = 20$ kN/m ²	$c_u = 40$ kN/m ²	$c_u = 60$ kN/m ²
	s_i / S (%)	s_i / S (%)	s_i / S (%)	s_i / S (%)
3.0	89.906	83.267	73.632	66.134
2.0	87.657	81.027	72.081	65.374
1.0	87.322	81.454	71.194	64.797

Farklı temel boyutları için farklı c_u değerlerinde kil tabakası yüzeyindeki s_i/S (%) değerleri $H/B=0.75$ durumunda Çizelge 6' da verilmiştir. Çizelge 6' dan görüldüğü gibi c_u değerinin sabit olduğu durumda temel boyutunun değişmesi kil tabakasında meydana gelen oturmaları etkilememektedir. Ancak; c_u değerinin artması ile birlikte kil tabakasında meydana gelen oturma miktarı azalmaktadır. Kil tabakasının kum tabakasına göre rölatif mukavemetinin artması kum tabakasının taşıma gücüne olan katkısını arttırmakta diğer bir ifade ile kum tabakasında mobilize haldeki içsel sürtünme açısının büyümesi ile taşıma gücü artmaktadır.

4.3. Başlangıç Gerilme Durumu ve Gerilme Geçmişinin Etkisi

Geleneksel taşıma gücü teorileri; nihai taşıma kapasitesi tahmininde düşey efektif gerilme esas olduğu için sükunetteki toprak basınç katsayısı, K_0 'ın etkisini göz önüne almamaktadır. Oysaki; geliştirilmiş tasarımlar için K_0 katsayısının taşıma kapasitesi üzerindeki etkisinin araştırılması önemlidir [39-43]. Tabakalı durumda, kum tabakasında meydana gelen zımbalama davranışı ve kum bloğun düşey yüzeylerindeki sürtünme direnci yatay gerilmeler ve pasif etkilere bağlı olarak değerlendirildiğinden K_0 katsayısının tabakalı zeminlerin taşıma gücü ve deformasyon davranışları üzerinde etkili olduğu düşünülmektedir.

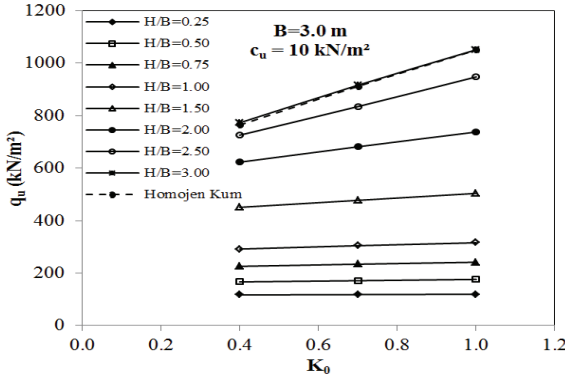
Başlangıç gerilme durumu, sadece, zeminin kendi ağırlığından kaynaklı düşey ve yatay gerilmelere değil zeminin gerilme geçmişine de bağlıdır. HS modelde OCR ya da POP parametreleri kullanılarak zeminin gerilme geçmişi göz önüne alınabilmektedir. Diğer bir seçenek ise zeminin normal konsolide kabul edilerek derinlik boyunca sabit değere sahip daha büyük bir K_0 katsayısının kullanılmasıdır. POP değeri kullanıldığında, zemin yüzeyindeki gerilme değerleri, başlangıç gerilme durumu için, sıfırdan büyük değerler alırken derinlik boyunca sabit bir K_0 katsayısı seçildiğinde başlangıç gerilmelerinin zemin yüzeyindeki değeri sıfır olmaktadır. Bununla birlikte; OCR ve POP bilgilerinin elde edilebilmesi K_0 katsayısının tahmin edilmesine göre daha karmaşıktır.

Zeminin aşırı konsolide halindeki yanal toprak basınç katsayısı normal konsolide halinden daha büyüktür. Doğal durumda, üstte yer alan ve aşırı konsolide hale gelen tabakaların kalınlıkları iklim koşulları ve tektonik hareketlere bağlı olarak değişkenlik gösterir. Zemin profilinin yüzeye yakın üst kısmında yer alan ve aşırı konsolide halde bulunan bölümlerindeki OCR oranı derinlikle birlikte azalacağından K_0 katsayısının yüzeye yakın derinliklerde daha büyük olması ve derinlikle birlikte azalarak normal konsolide durumdaki değerine yaklaşması beklenir. İnsan yapımı granüler dolgular, genellikle, kompaksiyon öncesinde normal konsolide olarak değerlendirilir. Bununla birlikte; zemin kompaksiyonu sonucunda oluşan ön konsolidasyon etkisi dolgunun aşırı konsolide hale gelmesine neden olur. Bu süreçte zemin sadece sıkışmaz aynı zamanda da ön yüklenir ve sonuçta yatay efektif gerilmelerde kalıcı bir artış oluşur. Yatay efektif gerilmelerdeki değişim, genelde dikkate alınmamasına karşılık, granüler zeminlerdeki oturmayı önemli derecede etkilemektedir. [27, 32, 42, 44-49].

Bu çalışmada, kum zeminin aşırı konsolide durumu, normal konsolide halde sahip olduğu K_0 değerinden daha büyük olan sabit K_0 katsayısı değerleri seçilerek göz önüne alınmıştır. K_0 katsayısının 0.4, 0.7 ve 1.0 değerleri için bir seri analiz gerçekleştirilerek başlangıç gerilme koşulları ve kum zeminin gerilme geçmişinin tabakalı durumdaki taşıma gücü ve oturma davranışına etkisi araştırılmıştır. Analiz sonuçları incelendiğinde K_0 katsayısının değerinin artması ile taşıma gücünün arttığı görülmektedir. $H/B < 2.0$ için artış oranları ihmal edilebilir

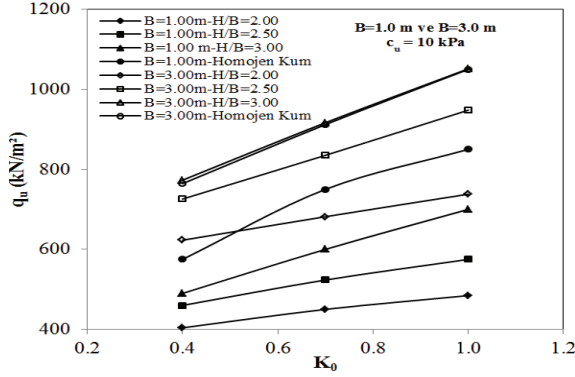
seviyelerde olup %10' dan küçük iken $H/B \geq 2.0$ için artış oranları hem $K_0=0.7$ hem de $K_0=1.0$ için %10' un üzerinde elde edilmiştir. H/B oranının artması ile birlikte taşıma gücündeki artış oranları %36' ya kadar çıkmaktadır. K_0 katsayısının 0.4' den 1.0' e artırıldığı durumda taşıma gücünde meydana gelen artış oranı, bütün H/B oranları için, 0.4' den 0.7' ye artırıldığı durumda elde edilen artış oranlarının yaklaşık iki katı kadardır. Çizim 14' den görüldüğü gibi $H/B \geq 2.0$ için taşıma gücündeki artış K_0 katsayısının artışı ile yaklaşık doğrusal olarak değişmektedir. $H/B \leq 1.0$ durumunda K_0 katsayısı ile birlikte taşıma gücündeki artış oranları %5 ve altında elde edilmiştir. $H/B=3.0$ durumunda taşıma gücünün K_0 katsayısı ile artışı homojen kum zemin durumu ile aynıdır. $B=3.0$ m genişlikteki kare temeller üzerinde yapılan analizlerden elde edilen bu sonuç ele alınan durumda tabakalanma etkisinin $H/B=2.5$ ile $H/B=3.0$ aralığında kalktığını da göstermektedir.

Farklı genişlikteki temellerde taşıma gücü değeri temel boyutundan etkilenmekte ve bununla birlikte tabakalanma etkisi farklı H/B oranlarında kalkmaktadır. Çizim 15' de temel boyutu ve K_0 katsayısının taşıma gücü üzerindeki etkisi görülmektedir. $B=1.0$ m genişlikteki kare temelde $H/B < 2.0$ için artış oranları ihmal edilebilir seviyelerde olup %10' dan küçük iken $H/B \geq 2.0$ için artış oranları hem $K_0=0.7$ hem de $K_0=1.0$ için %10' un üzerinde elde edilmiştir. H/B oranının artması ile birlikte taşıma gücündeki artış oranları %47' ye kadar çıkmaktadır. K_0 katsayısının 0.4' den 1.0' e artırıldığı durumda taşıma gücünde meydana gelen artış oranı, bütün H/B oranları için, 0.4' den 0.7' ye artırıldığı durumda elde edilen artış oranlarının yaklaşık iki katı kadardır. Çizim 15' den görüldüğü gibi $H/B \geq 2.0$ için taşıma gücündeki artış K_0 katsayısının artışı ile yaklaşık doğrusal olarak değişmekte ve tabakalanma etkisi $H/B > 3.0$ için kalkmaktadır.



Çizim 14 - Farklı K_0 değerleri için elde edilen nihai taşıma kapasitesi değerlerinin karşılaştırılması

Kil tabakası yüzeyindeki oturmaların toplam oturmaya oranı değişen H/B oranlarında farklı K_0 katsayısı değerleri için Çizelge 7' de gösterilmiştir. $H/B \geq 1.0$ için K_0 katsayısındaki artış ile birlikte kil tabakası yüzeyinde gözlenen oturma miktarlarında artışlar oluşmuştur. K_0 katsayısındaki artış ile kum bloğun yatay yöndeki yerdeğiştirmeleri sınırlanmakta ve düşey yüzeylerinde daha büyük pasif direnç etkileri oluşmaktadır. Bu şekilde daha rijit hale gelen kum bloğun yatay yöndeki deplasmanları azalırken taşıma kapasitesi ve kil tabakasındaki zımbalama etkisi de artmaktadır.



Çizim 15 - Farklı K_0 değerleri için elde edilen nihai taşıma kapasitesi değerlerinin karşılaştırılması

Temel altında, deplasmanların yatay doğrultudaki dağılımları incelendiğinde, $H/B < 1.0$ için, K_0 ' in artması yatay doğrultudaki deplasman hareketlerini önemli derecede etkilememiş ve temel merkezinden itibaren $1.7B-2.0B$ mesafelerde deplasman hareketleri gözlenmiştir. $H/B \geq 1.0$ ve homojen kum zemin durumlarında ise deplasman hareketlerinin K_0 değişiminden etkilendiği ve temel merkezinden itibaren $1.2B-1.8B$ mesafelerde deplasman hareketlerinin oluştuğu görülmüştür. $H/B \geq 1.0$ için K_0 katsayısının artması ile birlikte deplasman hareketlerinin yatay yöndeki etki mesafesi azalmaktadır.

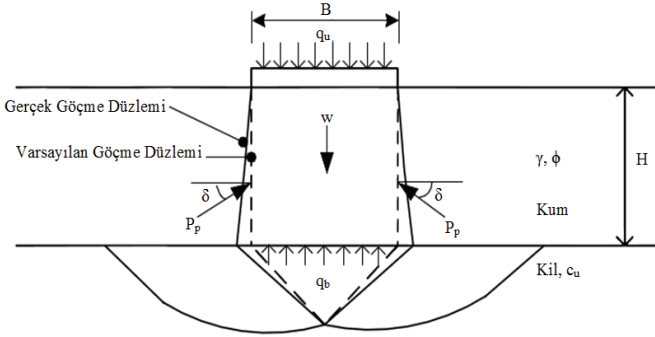
Çizelge 7 - Farklı K_0 değerleri için elde edilen s_i/S (%) değerleri

B = 3.00 m - $c_u = 10 \text{ kN/m}^2$			
H/B	$K_0=0.40$ s_i / S (%)	$K_0=0.70$ s_i / S (%)	$K_0=1.00$ s_i / S (%)
0.25	98.179	98.325	98.632
0.50	96.054	96.428	96.733
0.75	89.906	90.962	91.859
1.00	78.080	80.239	82.365
1.50	48.585	52.770	58.572
2.00	23.436	28.189	31.876
2.50	7.643	11.328	14.140
3.00	0.226	3.519	5.803

4.4. Limit Denge Yöntemine Dayalı Yarı-Deneysel Yöntemlerle Karşılaştırma

Tabakalı zeminlerde taşıma gücü probleminin çözümü için pratikte en yaygın kullanılan taşıma gücü teorisi olan zımbalama kesme yöntemi, limit denge yöntemine dayalı yarı-deneysel bir yaklaşımdır. Çizim 16' da gösterildiği gibi zımbalama kesme yönteminde [5-7] H/B oranının rölatif olarak küçük değerleri için üstte yer alan sağlam tabakada bir zımbalama kayma göçmesi ve devamında da alttaki zayıf tabakada bir genel kayma göçmesi oluşacağı kabul edilir. Kum bloğun düşey kenarları boyunca oluşan kayma direnci, altta yer alan mevcut zayıf tabakadan dolayı, kabul edilen göçme düzlemlerinde mobilize içsel sürtünme açısındaki azalmayı da temsil eden zımbalama kesme katsayısı, K_s kullanılarak göz önüne alınmaktadır. K_s katsayısı, q_2/q_1 ' in bir fonksiyonu olup q_2/q_1 ve ϕ_1 ' e bağlı olarak tanımlanır. q_1 ve q_2 , sırası ile, homojen sağlam zemin ve homojen zayıf zeminin yüzeyine oturan B genişliğindeki bir temelin nihai taşıma gücü değeri iken ϕ_1 üstte yer alan kum tabakasının içsel sürtünme açısıdır. Kum tabakası kalınlığı H' ın temel genişliği B' den büyük olması durumunda göçme yüzeyi tamamı ile üstte yer alan sağlam tabaka içerisinde oluşacaktır. Bu durum aynı zamanda tabakalı durumdaki nihai taşıma kapasitesi için bir üst sınırdır.

Hanna ve Meyerhof [6], suya doymuş zayıf kil ($\phi_2=0$) tabakası üzerindeki sağlam kum zemine oturan dikdörtgen temellerin nihai taşıma kapasitesi için aşağıdaki eşitlikleri önermişlerdir. q_u ve q_t değerleri karşılaştırılarak küçük olan değer nihai taşıma kapasitesi olarak seçilir. q_u , tabakalı durumdaki nihai taşıma gücü değerini ifade ederken q_t , üstte yer alan tabakanın nihai taşıma kapasitesidir.



Çizim 16 - Zımbalama Kesme Yöntemi [5,13]

$$q_u = 5.14c_2 \left[1 + 0.2 \left(\frac{B}{L} \right) \right] + \left(1 + \frac{B}{L} \right) \gamma_1 H^2 \left(1 + \frac{2D_f}{H} \right) \left(\frac{K_s \tan \phi_1}{B} \right) \lambda_s + \gamma_1 D_f \leq q_t \quad (3)$$

$$q_t = \gamma_1 D_f N_{q(1)} \left[1 + 0.1 \left(\frac{B}{L} \right) \tan^2 \left(45 + \frac{\phi_1}{2} \right) \right] + \frac{1}{2} \gamma_1 B N_{\gamma(1)} \left[1 + 0.1 \left(\frac{B}{L} \right) \tan^2 \left(45 + \frac{\phi_1}{2} \right) \right] \quad (4)$$

Hanna ve Meyerhof [6] yapmış oldukları deneysel çalışmalara göre kare ya da dairesel temeller için λ_s şekil katsayısının değerinin 1.1 ile 1.27 aralığında değiştiğini ve muhafazakar bir tasarım için 1.0' e eşit alınabileceğini belirtmişlerdir. Burd and Frydman [8], Hanna ve Meyerhof [6] tarafından geliştirilen grafik yöntemin, sadece, Hanna ve Meyerhof [6]

tarafından kullanılan zemin özellikleri, geometrik seçimler ve deneysel koşullara ait değer aralıkları için uygun olduğunu belirtmiştir.

Farklı H/B oranları ve farklı c_u değerlerine sahip tabakalı zemin profilleri için plaxis analizlerinden elde edilen nihai taşıma gücü değerleri, (3) no lu eşitlikte kullanılarak göz önüne alınan her bir durum için K_s katsayısı geri hesaplama yolu ile elde edilmiştir. Geri hesaplama işlemleri λ_s şekil katsayısının hem 1.1 hemde 1.27 değeri kullanılarak yapılmıştır. Yapılan hesaplamalar sonucunda $\lambda_s=1.27$ için elde edilen değerlerin plaxis 3D sonuçlarına daha yakın olduğu görülmüş olup elde edilen sonuçlar Çizelge 8' de verilmiştir. Zımbalama kesme yönteminde üstte yer alan tabaka kalınlığı H' ın temel genişliği B' den büyük olması durumunda göçme yüzeyinin tamamı ile üstte yer alan sağlam tabaka içerisinde oluşacağı kabul edildiğinden dolayı nihai taşıma gücü değerleri arasındaki karşılaştırma $H/B \leq 1.0$ için yapılmıştır.

Çizelge 8 - B=3.0 m genişlikteki kare temel için Zımbalama Kesme Yöntemi (ZKY) ve Plaxis 3D' den elde edilen taşıma gücü ve K_s değerlerinin karşılaştırılması

c_u (kPa)	H/B	q_u -Plaxis 3D (kN/m ²)	q_u -ZKY (kN/m ²)	K_s -Plaxis 3D	K_s - ZKY
10	0.25	116.738	94.153	3.685	1.923
	0.50	166.559	139.926	2.650	
	0.75	225.747	206.827	2.188	
	1.00	291.779	294.854	1.897	
20	0.25	194.000	160.767	4.901	2.308
	0.50	265.765	215.705	3.675	
	0.75	337.534	296.000	2.890	
	1.00	412.408	401.650	2.400	
40	0.25	326.000	290.779	5.575	2.827
	0.50	429.750	358.071	4.784	
	0.75	523.500	456.422	3.765	
	1.00	602.000	585.830	2.965	
60	0.25	449.847	426.956	5.613	3.827
	0.50	565.071	518.052	5.111	
	0.75	678.342	651.192	4.207	
	1.00	755.000	826.376	3.218	

Zımbalama kesme yönteminde K_s katsayısı, q_2/q_1 ve ϕ_1 ' e bağlı olarak tanımlanmakta, H/B oranı ve λ_s katsayısından bağımsız olarak, sadece, kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti ve temel boyutu ile değişmektedir. Plaxis analiz sonuçları kullanılarak yapılan geri hesaplamalar sonucu elde edilen K_s katsayısı değerlerinin H/B oranına bağlı olarak da

değişiklik sergilediği ve bu değişimin doğrusal olmadığı görülmüştür. $H/B=0.25$ için en büyük değerine sahip olan K_s katsayısı H/B oranının artması ile birlikte azalmakta ve $H/B=1.0$ için zımbalama kesme yönteminden elde edilen K_s değeri ile uyumlu hale gelmektedir. Kil tabakasının drenajsız kayma mukavemetinin artması K_s katsayısının artmasına neden olmaktadır. c_u ve H/B oranının artması hem kum zeminin mobilize içsel sürtünme açısının artmasına hem de kum bloğun düşey yüzeyleri boyunca elde edilen pasif direnç etkisinin büyümesine neden olduğundan nihai taşıma gücü de artmaktadır.

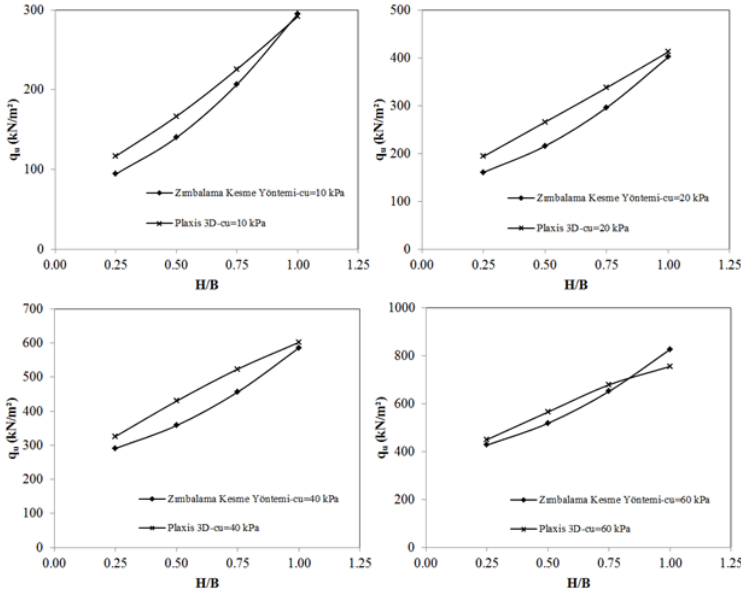
Çizelge 9 - Farklı boyutlardaki kare temeller için $c_u = 10 \text{ kN/m}^2$ durumunda Zımbalama Kesme Yöntemi (ZKY) ve Plaxis 3D' den elde edilen taşıma gücü ve K_s değerlerinin karşılaştırılması

B (m)	H/B	q_u -Plaxis 3D (kN/m^2)	q_u -ZKY (kN/m^2)	K_s -Plaxis 3D	K_s - ZKY
3.0	0.25	116.738	94.153	3.685	1.923
	0.50	166.559	139.926	2.650	
	0.75	225.747	206.827	2.188	
	1.00	291.779	294.854	1.897	
2.0	0.25	127.000	92.741	5.233	2.115
	0.50	160.111	131.467	3.093	
	0.75	210.876	185.684	2.574	
	1.00	263.196	255.391	2.204	
1.0	0.25	150.951	94.151	8.896	2.692
	0.50	169.880	128.655	4.568	
	0.75	208.000	173.017	3.602	
	1.00	256.000	227.237	3.183	

Çizelge 9' da verilen taşıma gücü değerleri incelendiğinde, temel boyutunun artması ile birlikte zımbalama kesme yöntemi ve plaxis 3D' den elde edilen q_u değerleri arasındaki farkın azaldığı görülmektedir. $H/B=1.0$ için, $B=1.0$ m genişlikteki kare temel hariç, q_u değerleri arasındaki fark oldukça az iken $B=1.0$ m genişlikteki kare temelde fark yaklaşık %12 dir. Temel boyutundan bağımsız olarak K_s katsayısı değerleri H/B oranı ile ters orantılı bir değişim sergilemektedir. $H/B=1.0$ için her iki yaklaşımla elde edilen K_s değerlerinin birbiri ile uyumlu olduğu gözlenmiştir. Zımbalama kesme yöntemi, göz önüne alınan her bir kombinasyon için muhafazakar tarafta kalan taşıma gücü değerleri üretmiştir.

Limit denge yaklaşımına dayalı zımbalama kesme yönteminde K_s katsayısı, kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti, kumun içsel sürtünme açısı ve temel boyutuna bağlı olup deformasyon oluşumundan, tabakaların rölatif mukavemetlerinden ve geometrik koşulların göçme mekanizmasına olan etkisinden bağımsızdır. Plaxis analiz sonuçları kullanılarak yapılan geri hesaplamalar sonucu elde edilen K_s katsayısı değerleri ise üstteki kum tabakası

kalınlığı, kumun sıklığı, kilin kayma mukavemeti, yer altı su seviyesi, yükleme koşulları, seçilen malzeme modelleri, sonlu elemanlar ağı vb. faktörlerin etkisi altındadır. Bununla birlikte; zımbalama kesme yönteminde çözüm, kabul edilen basitleştirilmiş bir göçme mekanizmasına göre gerçekleştirilirken plaxis analizlerinde belirli bir göçme mekanizması bulunmamaktadır. Plaxis analizlerden elde edilen taşıma gücü değerleri tabakaların farklı deformasyon karakterlerinden, rölatif mukavemetlerinden ve problemin geometrik koşullarından etkilenmektedir. Bu durum plaxis ve zımbalama kesme yönteminden elde edilen q_u değerlerinin birbirinden farklı olmasını açıklamaktadır.

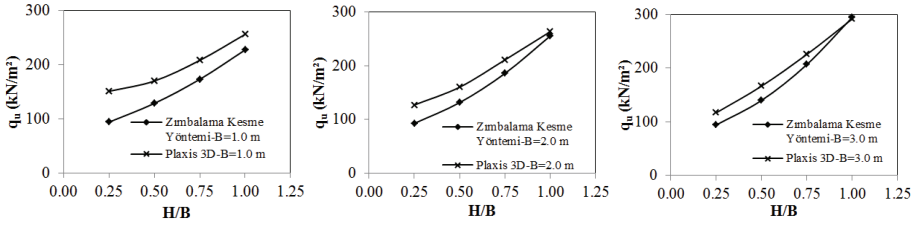


Çizim 17 - $B=3.0$ m genişlikteki kare temel için q_u değerlerinin karşılaştırılması

Çizim 17' de $B=3.0$ m genişliğindeki kare temelde $H/B=0.25, 0.50, 0.75$ ve 1.00 oranlarında farklı c_u değerleri için zımbalama kesme yöntemi kullanılarak elde edilen q_u değerlerinin plaxis analizlerinden elde edilen q_u değerleri ile karşılaştırması gösterilmektedir. Göz önüne alınan her bir c_u değeri için $H/B=0.25, 0.50$ ve 0.75 durumlarında q_u değerleri arasındaki fark %10-20 aralığında iken $H/B=1.00$ için her iki yöntemden elde edilen sonuçların birbirine oldukça yakın olduğu görülmektedir. $c_u=60$ kPa için bütün H/B oranlarında elde edilen hata değerleri %10' dan küçüktür.

Çizim 18' ten görüldüğü gibi temel boyutu ve H/B oranındaki artış sonucu, elde edilen q_u değerleri arasındaki fark azalmaktadır. $B=3.0$ m genişlikteki kare temelde $H/B=0.25$ için q_u değerleri arasındaki fark %24 iken $H/B=0.50$ ve 0.75 için, sırası ile, %19 ve %9 dur. $B=2.0$ m genişlikteki kare temelde q_u değerleri arasındaki fark $H/B=0.25, 0.50$ ve 0.75 için, sırası ile, %37, %22 ve %14 olarak elde edilmiştir. $B=1.0$ m genişlikteki kare temelde ise q_u değerleri arasındaki fark, sırası ile, %60, %32 ve %20 dir. Temel boyutundan bağımsız

olarak, H/B oranı ile q_u arasındaki değişim her iki yöntem için de benzer davranışı sergilemektedir.



Çizim 18 - Farklı boyutlardaki kare temeller için $c_u = 10$ kN/m² durumunda Zımbalama Kesme Yöntemi ve Plaxis 3D' den elde edilen taşıma gücü değerlerinin karşılaştırılması

5. SONUÇLAR

Bu çalışmada; temel boyutunun, kum zeminin başlangıç gerilme durumu ve gerilme geçmişinin, üstte yer alan kum tabakası kalınlığı ve altta yer alan kil tabakasının drenajsız kayma mukavemetinin tabakalı zeminlerdeki kare temellerin taşıma kapasitesi ve oturma davranışları üzerindeki etkilerini araştırmak için bir seri üç boyutlu sonlu elemanlar analizi gerçekleştirilmiştir. Sonlu eleman analizleri sonucu bulunan taşıma gücü değerleri zımbalama kesme yöntemi ile hesaplanan taşıma gücü değerleri ile karşılaştırılmış ve bunun yanı sıra K_s katsayısı değerlerinin H/B oranına ve λ_s ' e bağlı değişimi araştırılmıştır. Çalışma sonucunda elde edilen başlıca sonuçlar aşağıda özetlenmiştir.

Limit denge yöntemine dayalı teorik taşıma gücü yöntemlerinde yapılan kabulün aksine tabakalı durumun hem alttaki kil tabakasının drenajsız kayma mukavemeti hem de üstte yer alan kum tabakasının kalınlığına bağlı olarak H/B>1.0 durumunda da geçerli olduğu görülmektedir. Kil tabakasının drenajsız kayma mukavemetindeki artış taşıma gücü değerini artırırken c_u ' nun artması ile birlikte daha küçük üst tabaka kalınlıklarında homojen kum zemin durumundaki taşıma gücüne ulaşılmaktadır.

Yük-oturma eğrisi, üstte yer alan kum tabakası kalınlığının artması ile daha küçük $c_u/\gamma B$ değerlerinde doğrusal elastik davranışa yakınsamıştır.

B=3.0 m genişlikteki kare temelde $c_u=10$ kPa için Durum 1 ve Durum 2 koşullarında yapılan analizlerin sonuçları karşılaştırıldığında, aynı tabakalı zemin koşullarında temele uygulanan yük artırıldığında oturma ve taşıma gücündeki artış oranlarının birbirinden bağımsız gerçekleştiği görülmüştür. Oturma değerinde daha büyük oranda artış oluşurken, taşıma gücünde aynı oranda artışlar görülmemektedir. H/B=0.50 için Durum 2' de oturma değeri %100 artmış olmasına karşın taşıma gücü değerindeki artış Durum 1' e göre %16 olmuştur. H/B=1.0 için Durum 2' de $s/B=0.14$ değerinde zeminde göçme meydana gelmiştir. Göçmeye neden olan boyutsuz taşıma gücü değeri $q/\gamma B=6.889$ dir. Durum 1' e göre oturma değerinde meydana gelen %40' lık artışa karşılık taşıma gücü değerinde %11 oranında artış oluşmuştur. H/B=2.50 için Durum 2' de oturma değerindeki %100' lük artışa karşılık taşıma gücü değerinde Durum 1' e göre %58 oranında artış meydana gelmiştir.

K_0 katsayısının değerinin artması ile taşıma gücünün arttığı görülmektedir. $H/B \geq 1.0$ için K_0 katsayısının artması ile birlikte deplasman hareketlerinin yatay yöndeki etki mesafesi de azalmaktadır.

Zayıf kil tabakası bulunan problemlili zemin koşullarında üstte oluşturulacak kontrollü bir dolgu tabakası ile zemin iyileştirilmek istendiğinde, dolgu tabakasının kalınlığı $B > 1.0$ m genişlikteki temeller için H/B oranı minimum 0.50 olacak şekilde seçilmelidir. $B = 1.0$ m olduğu durumda bu oran minimum 0.75 olmalıdır.

K_s katsayısı değerlerinin H/B oranına bağlı olarak da değişiklik sergilediği ve bu değişimin doğrusal olmadığı görülmüştür. Temel boyutundan bağımsız olarak K_s katsayısı değerleri H/B oranı ile ters orantılı bir değişim sergilemektedir.

Tabakalı zemin davranışı, artan temel boyutu ile birlikte daha küçük H/B oranlarında kaybolmuştur.

Her bir temel boyutu için taşıma gücündeki en büyük artış miktarı H/B ' nin 1.00 ile 1.50 değerleri arasında elde edilmiştir. $H/B \geq 1.50$ için tabakalanma etkisinin görülmediği H/B oranına kadar taşıma kapasitesindeki artış oranları azalmaktadır.

Kaynaklar

- [1] Terzaghi, K., Theoretical Soil Mechanics, New York. Wiley, 1943.
- [2] Meyerhof, G.G., The Ultimate Bearing Capacity of Foundations. Geotechnique, 2, 301-332, 1951.
- [3] Hansen, J. B., A Revised and Extended Formula for Bearing Capacity. Bulletin No.28, Danish Geotechnical Institute, Copenhagen, pp. 5-11, 1970.
- [4] Vesic, A. S., Analysis of Ultimate Loads of Shallow Foundations. Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, 99(SM1), 45-73, 1973.
- [5] Meyerhof, G.G., Ultimate Bearing Capacity of Footings on Sand Overlying Clay. Canadian Geotechnical Journal, 11 (2), 223-229, 1974.
- [6] Hanna, A.M., Meyerhof, G.G., Design Charts for Ultimate Bearing Capacity of Foundations on Sand Overlying Soft Clay. Canadian Geotechnical Journal, 17, 300-303, 1980.
- [7] Hanna, A.M., Foundations on Strong Sand Overlying Weak Sand. J. Geotech. Eng. Div., 107(7), 915-927, 1981.
- [8] Burd, H.J., Frydman, S., Bearing Capacity of Plane-Strain Footings on Layered Soils. Canadian Geotechnical Journal, 34, 241-253, 1997.
- [9] Uncuoğlu, E., The Bearing Capacity of Square Footings on A Sand Layer Overlying Clay. Geomechanics and Engineering, 9(3), 287-311, 2015.
- [10] Mosallanezhad, M., Moayedi, H., Comparison Analysis of Bearing Capacity Approaches for the Strip Footing on Layered Soils. Arabian Journal for Science and Engineering, 42, 3711-3722, 2017.

- [11] Tang, C., Phoon, K.K., Zhang, L., Li, D.Q., Model Uncertainty for Predicting the Bearing Capacity of Sand Overlying Clay. *International Journal of Geomechanics*, 17 (7), 2017, 04017015.
- [12] Eshkevari, S.S., Bearing Capacity of Surface Strip Footings on Layered Soils, Ph.D. Dissertation. The University of Newcastle, Australia, 2018.
- [13] Eshkevari, S.S., Abbo, A.J., Kouretzis, G., Bearing Capacity of Strip Footings on Sand Over Clay. *Canadian Geotechnical Journal*, 56, 699-709, 2019.
- [14] Zheng, G., Wang, E., Zhao, J., Zhou, H., Nie, D., Ultimate Bearing Capacity of Vertically Loaded Strip Footings on Sand Overlying Clay. *Computers and Geotechnics*, 115, 2019, 103151.
- [15] Zheng, G., Zhao, J., Zhou, H., Zhang, T., Ultimate Bearing Capacity of Strip Footings on Sand Overlying Clay under Inclined Loading. *Computers and Geotechnics*, 106, 266-273, 2019.
- [16] Pham, Q.N., Ohtsuka, S., Ultimate Bearing Capacity of Rigid Footing on Two Layered Soils of Sand-Clay. *International Journal of Geomechanics*, 21(7), 2021, 04021115.
- [17] Briaud, J.L., Gibbens, R., Large-Scale Load Tests and Data Base of Spread footings on Sand. Publication No. FHWA-Rd-97-068, November, 1997.
- [18] Briaud, J.L., Jeanjean, P., Load Settlement Curve Method for Spread Footings on Sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 133(8), 905-920, 1994.
- [19] Amar, S., Baguelin, F., Canepa, Y., Frank, R., Experimental Study of the Settlement of Shallow Foundations. *Geotechnical Special Publication*, ASCE, 40(2), 1602-1610, 1994.
- [20] Lavasan, A.A., Ghazavi, M., Behavior of Closely Spaced Square and Circular Footings on Reinforced Sand. *Soils and Foundations*, 52(1), 160-167, 2012.
- [21] Cerato, A.B., Scale Effect of Shallow Foundation Bearing Capacity on Granular Material, Ph.D. Dissertation. University of Massachusetts Amherst, MA, USA, 2005.
- [22] Cerato, A.B., Lutenegeger, A.J., Scale Effect of Shallow Foundation Bearing Capacity on Granular Material. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 133(10), 1192-1202, 2007.
- [23] Lutenegeger, A.J., Adams, M.T., Bearing Capacity of Footings on Compacted Sand, *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*. 36, 1216-1224, 1998. <https://scholarsmine.mst.edu/icchge/4icchge/4icchge-session01/36>.
- [24] Michalowski, R.L., Shi, L., Bearing Capacity of Footings Over Two-Layer Foundation Soils. *Journal of Geotechnical Engineering*, 121 (5), 421-428, 1995.
- [25] Merifield, R.S., Sloan, S.W., Yu, H.S., Rigorous Plasticity Solutions for the Bearing Capacity of Two-Layered Clays. *Geotechnique*, 49(4), 471-490, 1999.
- [26] Shiau, J.S., Lyamin, A.V., Sloan, S.W., Bearing Capacity of A Sand Layer on Clay by Finite Element Limit Analysis. *Canadian Geotechnical Journal*, 40, 900-915, 2003.

- [27] Plaxis 3D (2012), Delft, Netherlands.
- [28] Lo Presti, D. C. F., Jamiolkowski, M., Pallara, O., Pisciotto, V., Ture, S., Stress Dependence of Sand Stiffness, International Conferences on Recent Advances in Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, 1995, 71-76. <https://scholarsmine.mst.edu/icrageesd/03icrageesd/session01/16>.
- [29] Maeda, K., Miura, K., Confining Stress Dependency of Mechanical Properties of Sands. *Soils and Foundations*, 39, 1999, 53-67.
- [30] Tjje-Liong, G., Common Mistakes on the Application of Plaxis 2D in Analyzing Excavation Problems. *International Journal of Applied Engineering Research*, 9, 2014, 8291-8311.
- [31] Babagiray, G., Akbaş, S.O., Sığ Rijit Tabaka Üzerinde Yer Alan Kohezyonsuz Zeminlerdeki Yüzeysel Temellerin Taşıma Gücü Hakkında Sayısal Modelleleme Esaslı Parametrik Bir Çalışma. *İMO Teknik Dergi*, 494, 2018, 8185-8198.
- [32] The Hardening Soil Model-A Practical Guidebook, Z Soil. PC 100701 report, revised 21.10.2018.
- [33] Bolton, M.D., The Strength and Dilatancy of Sands. *Geotechnique*, 36(1), 65-78, 1986.
- [34] Poulos, H.G., Small, J.C., "Development of design charts for concrete pavements and industrial ground slabs" Chapter 2, *Design Applications of Raft Foundations*, Hemsley. Ed. J.A., Thomas Telford, 39-70, 2000.
- [35] Dustin, R., Initial Elastic Modulus Degradation Using Pressuremeter and Standard Penetration Test Results at Two Sites, Master of Science Theses. University of Nevada Las Vegas, 2013.
- [36] Briaud, J.L., *Geotechnical Engineering: Unsaturated and Saturated Soils*, New Jersey. John Wiley & Sons, Inc. Hoboken, 2013.
- [37] Bowles, J. E. *Foundation analysis and design* (5th ed.), New York. The McGraw-Hill Companies, Inc., 1997.
- [38] Coduto, D., Yeung, M.C., Kitch, W., *Geotechnical Engineering: Principles&Practices*, New Jersey. Pearson Prentice Hall, 2011.
- [39] Lee, J., Salgado, R., Estimation of Bearing Capacity of Circular Footings on Sands Based on Cone Penetration Test. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 131(4), 442-452, 2005.
- [40] Nguyen, D.L., Ohtsuka, S., Hoshina, T., Isobe, K., Discussion on Size Effect of Footing in Ultimate Bearing Capacity of Sandy Soil Using Rigid Plastic Finite Element Method. *Soils and Foundations*, 56(1), 93-103, 2016.
- [41] Ueno, K., Miura, K., Maeda, Y., Prediction of Ultimate Bearing Capacity of Surface Footings with Regard to Size Effects. *Soils and Foundations*, 38(3): 165-178, 1998.
- [42] Lee, J., Salgado, R., Kim, S., Bearing Capacity of Circular Footings under Surcharge Using State-Dependent Finite Element Analysis. *Computers and Geotechnics*, 32, 445-457, 2005.

- [43] Chen, J., Dong, Y., Whittle, A.J., Prediction and Evaluation of Size Effects for Surface Foundations on Sand. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 146(5), 2020, 04020022.
- [44] Jozsa, V., Estimation and Separation of Preconsolidation Stress Using Triaxial and Oedometer Test in Kiscelli Clay. *Periodica Polytechnica Civil Engineering*, 60(2), 297-304, 2016.
- [45] Zelger, J., Calibration of 2D Pre-Relaxation Factors in Tunnelling with 3D Finite Element Calculations, MSc. Thesis. Graz University of Technology, 2012.
- [46] Melnikov, R., Zazulya, J., Stepanov, M., Ashikkmin, O., Maltseva, T., OCR and POP Parameters in Plaxis-Based Numerical Analysis of Loaded Over Consolidated Soils. *Procedia Engineering*, 165, 845-852, 2016.
- [47] Massarsch, K. R., Westerberg, E., Broms, B.B., Footings Supported on Settlement-Reducing Vibrated Soil Nails, *Proceedings of the Fourteenth International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Hamburg/6-12 September 1997, 1533-1539.
- [48] Holtz, D.R., Kovacs, D.W., *An Introduction to Geotechnical Engineering*, New Jersey. Prentice-Hall, Inc. Englewood Cliffs, 1981.
- [49] Cetin, H., An Experimental Study of Soil Memory and Preconsolidation Adjacent to An Active Tectonic Structure: The Meers Fault, Oklahoma, USA. *Engineering Geology*, 57, 169-178, 2000.