

DOKUZ EYLÜL ÜNİVERSİTESİ
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

YERALTI SU DİNAMİĞİNİN AÇIK OCAK
DURAYLILIĞINA ETKİSİNİN SAYISAL
MODELLEME ANALİZLERİ İLE
ARAŞTIRILMASI

Sibel EREN

Temmuz, 2019

İZMİR

**YERALTI SU DİNAMİĞİNİN AÇIK OCAK
DURAYLILIĞINA ETKİSİNİN SAYISAL
MODELLEME ANALİZLERİ İLE
ARAŞTIRILMASI**

**Dokuz Eylül Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü
Yüksek Lisans Tezi
Maden Mühendisliği Anabilim Dalı, Maden İşletme Programı**

Sibel EREN

Temmuz, 2019

İZMİR

YÜKSEK LİSANS TEZİ SINAV SONUÇ FORMU

SİBEL EREN, tarafından PROF. DR. C. OKAY AKSOY yönetiminde hazırlanan “YERALTI SU DİNAMİĞİNİN AÇIK OCAK DURAYLILIĞINA ETKİSİNİN SAYISAL MODELLEME ANALİZLERİ İLE ARAŞTIRILMASI” başlıklı tez tarafımızdan okunmuş, kapsamı ve niteliği açısından bir Yüksek Lisans tezi olarak kabul edilmiştir.

Prof. Dr. C. Okay AKSOY

Yönetici

Prof. Dr. Kerim KÜÇÜK

Jüri Üyesi

Doç. Dr. İ. Ferid ÖGE

Jüri Üyesi

Prof.Dr. Kadriye ERTEKİN

Müdür

Fen Bilimleri Enstitüsü

TEŞEKKÜR

Yüksek lisans eğitimim boyunca ve tez çalışmalarım esnasında, değerli bilgileri ve tecrübeleri ile bana daima rehberlik eden danışmanım Prof. Dr. C. Okay AKSOY'a teşekkür etmek isterim. Kendisinin sabrı, çabaları ve deneyimli rehberliği olmadan bu çalışmayı tamamlamak mümkün olmazdı.

Tez savunma jürisi üyeleri Prof. Dr. Kerim KÜÇÜK ve Doç. Dr. İ. Ferid ÖGE'ye, çalışmamın gözden geçirilmesi ve gerekli düzenlemeler konusundaki yardımları için teşekkür ederim. Ayrıca veri toplama çalışmalarım esnasında benden desteğini esirgemeyen değerli hocam Öğr. Gör. Dr. Vehbi ÖZACAR'a teşekkür ederim.

Son olarak benden desteklerini, sevgilerini, sabırlarını esirgemeyen ve teşvikleriyle her zaman yanımda olan başta annem Sezgin EREN'e ve değerli aileme teşekkür ediyorum.

Sibel EREN

YERALTI SU DİNAMİĞİNİN AÇIK OCAK DURAYLILIĞINA ETKİSİNİN SAYISAL MODELLEME ANALİZLERİ İLE ARAŞTIRILMASI

ÖZ

Sanayinin büyümesi ve teknolojinin gelişmesiyle, günümüzde hammaddeye olan ihtiyaç artmıştır. Bu hammadde talebinin karşılanması için cevherin, açık işletmeden en verimli şekilde alınabilmesi gerekmektedir. Dekapaj miktarının az, şev açılarının ise yüksek tutulduğu bir açık işletme basitçe en verimli şartlar altında çalışıyor demektir. Ancak yüksek şev açıları, şev stabilitesi problemlerini de beraberinde getirmektedir. Madenin ekonomik şartlar altında işletilmesi için şev duraylılığı etütleri ve tasarım planlama için toplanan veriler, bu aşamada büyük bir öneme sahiptir. Uygun tasarım ve boyutlandırma için işletme sahasının jeolojik-jeofizik özellikleri tanımlanmalı, süreksizlikleri belirlenmeli ve yeraltı suyu durumu iyi bir şekilde ortaya koyulmalıdır. Bu çalışma kapsamında yeraltı suyu seviyesindeki değişimlerin şev duraylılığına etkileri sayısal modelleme yöntemleri ile zamana bağlı akış çözümlenmeleri yapılarak araştırılmıştır.

Anahtar kelimeler: Şev duraylılığı, yeraltı suyu, nümerik modelleme, zamana bağlı analiz, akış analizi

**INVESTIGATION OF THE EFFECTS OF UNDERGROUND WATER
DYNAMICS ON SLOPE STABILITY BY NUMERICAL MODELING
METHOD**

ABSTRACT

With the growth of industry and the development of technology, the need for raw materials has increased. In order to meet this raw material demand, the ore must be mined from the open pits in the most efficient way. An open pit with high slope angle leading to a reduced overburden removal, is simply considered to be an efficient operation. However, high slope angles bring about slope stability problems. The data collected for slope stability studies and design planning for the operation of the mine under economic conditions is of great importance at this stage. The geological-geophysical characteristics of the operation area should be defined for proper design and dimensioning, discontinuities should be determined and the groundwater situation should be well established. In this study, the effects of changes in groundwater level on slope stability were investigated by using time dependent flow analysis with numerical modeling methods.

Keywords: Slope stability, groundwater, numerical modeling, time-dependent analysis, flow analysis

İÇİNDEKİLER

	Sayfa
YÜKSEK LİSANS TEZİ SINAV SONUÇ FORMU	ii
TEŞEKKÜR	iii
ÖZ	iv
ABSTRACT	v
ŞEKİLLER LİSTESİ	ix
TABLolar LİSTESİ.....	xii
BÖLÜM BİR - GİRİŞ.....	1
1.1 Şev Duraylılığı Konusuna Genel Bir Bakış	1
1.2 Amaç ve Kapsam.....	3
BÖLÜM İKİ – LİTERATÜR ÖZETİ.....	4
2.1 Bir Açık İşletmede Şev Duraylılığını Etkileyen Faktörler	4
2.1.1 Kaya Malzemesinin Özellikleri.....	5
2.1.2 Jeolojik Yapı	8
2.1.3 Yeraltı Sularının Etkisi	9
2.1.4 İşletme ile İlgili Dış Faktörler	11
2.1.5 Yükleme Koşullarının Etkisi.....	13
2.2 Şev Duraylılığı Analizlerinde Kullanılan Yöntemler	14
2.2.1 İki Boyutlu Şev Duraylılığı Analiz Yöntemleri	14
2.2.1.1 İsveç Dilim Yöntemi	14
2.2.1.2 Logaritmik Sarmal Yöntemi	16
2.2.1.3 Sürtünme Dairesi Metodu.....	17
2.2.1.4 Dilim Yöntemleri	19
2.2.1.4.2 Basitleştirilmiş Bishop Metodu	21
2.2.1.4.3 Basitleştirilmiş Janbu Yöntemi.....	22
2.2.1.4.4 Genelleştirilmiş Janbu Yöntemi	24

2.2.1.4.5 Spencer Yöntemi	26
2.2.1.4.6 Morgenstern ve Price Yöntemi.....	29
2.2.1.4.7 Sarma'nın Geliştirdiği Dilim Yöntemi	31
2.2.2 Üç Boyutlu Şev Duraylılığı Analiz Yöntemleri.....	33
2.2.2.1 Anagnosti.....	34
2.2.2.2 Hovland	34
2.2.2.3 Chen ve Chameau	38
2.2.2.4 Baligh ve Azzouz	42
2.2.2.5 Leshchinsky	44
2.2.2.6 Hungr.....	45
2.3 Kütle Hareketlerinin Sınıflandırılması.....	48
2.3.1 Düzlemsel Kayma Tipi Yenilmeler	49
2.3.2 Kama Tipi Kayma	49
2.3.3 Dairesel Kayma	50
2.3.4 Devrilme Türü Yenilme.....	51
2.4 Şev Duraylılığı Analizlerinde Kullanılan Bazı Parametreler	51
2.5 PLAXIS 3D Sayısal Modelleme Aracı	53
2.5.1 Sonlu Elemanlar Yöntemi.....	55

BÖLÜM ÜÇ – VERİ TOPLAMA VE ANALİZ.....56

3.1 Bigadiç Bor İşletmeleri Açık İşletme Sahası.....	56
3.2 Bigadiç Bor İşletme Sahasında Gerçekleştirilen Çalışmalar	58
3.2.1 Çalışma Alanında Litolojinin Tanımlanması	58
3.2.2 Araştırma ve Pompaj Kuyuları.....	59
3.2.3 Drenaj Ağı Haritası.....	60
3.2.4 Çalışma Alanının Jeolojik Özellikleri	61
3.2.5 Çalışma Alanının Hidrojeolojik Özellikleri	64
3.2.6 Çalışma Sahası için Belirlenen Kavramsal Hidrojeolojik Model	66
3.3 Yeraltı Su Seviyesi Değişiminin Şev Duraylılığına Etkisinin Sayısal Modelleme İle İncelenmesi.....	66
3.3.1 YASS (-25 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları.....	70

3.3.2 YASS (-50 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları.....	76
3.3.3 YASS (-100 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları.....	82

BÖLÜM DÖRT - SONUÇLAR.....	89
-----------------------------------	-----------

KAYNAKLAR	91
------------------------	-----------



ŞEKİLLER LİSTESİ

	Sayfa
Şekil 2.1 Şev duraylılığını etkileyen faktörler.....	4
Şekil 2.2 Kayma yüzeyleri	5
Şekil 2.3 Kaya eklemi kesme dayanımı	6
Şekil 2.4 Yumuşak kayalar için doğrusal ve doğrusal olmayan kesme dayanımı diyagramları.....	7
Şekil 2.5 Bir şev üzerindeki yeraltı suyu akış sistematiği.....	10
Şekil 2.6 Farklı jeolojik malzemelerin hidrolik iletkenlik (K) değerleri	11
Şekil 2.7 İsveç dilim yöntemi	15
Şekil 2.8 Şevde logaritmik sarmal yöntemi	16
Şekil 2.9 Sürtünme dairesi yöntemi	18
Şekil 2.10 Adi dilimler yöntemi	21
Şekil 2.11 Basitleştirilmiş Bishop dilimler metodu	22
Şekil 2.12 Basitleştirilmiş Janbu yöntemi	23
Şekil 2.13 Basitleştirilmiş Janbu yöntemi düzeltme faktörü.....	24
Şekil 2.14 Genelleştirilmiş Janbu yöntemi.....	25
Şekil 2.15 Dilim üzerinde kesişen kuvvetlerin yerlerini tanımlayan itme kuvveti çizgisi	26
Şekil 2.16 Spencer yöntemi.....	27
Şekil 2.17 (θ) açılı, F_m ve F_f değişimleri.....	28
Şekil 2.18 Genel dilim yöntemi	29
Şekil 2.19 Emniyet faktörüne karşı (λ) değişimi	31
Şekil 2.20 (k_c) ile Sarma metodu güvenlik faktörü arasındaki ilişki	32
Şekil 2.21 İki boyutlu şev stabilitesi analizinin kesit görünümü	35
Şekil 2.22 Bir sütunun plan, kesit ve 3B görünüşü.....	37
Şekil 2.23 Sütunda kayma yüzeyinin bir parçasının üç boyutlu görünümü.....	38
Şekil 2.24 Üç boyutlu blok tip yenilme	39
Şekil 2.25 Bir şevde kaşık şekilli dairesel bir yenilme	39
Şekil 2.26 Bir kolunun serbest gövde diyagramı.....	41
Şekil 2.27 Dikey kil kesiminde yenilme yüzeylerinin varsayılan farklı geometrileri; (a) Silindir, (b) Silindir ve Koni, (c) Silindir ve Elipsoid	42

Şekil 2.28 Kildeki dikey kesmeler için kesme yüzeyi geometrisinin, güvenlik faktörü üzerine etkisi	43
Şekil 2.29 Üç boyutlu analiz için temel kural ve tanımlar: (a) ‘r’ ve ‘R’ vektörleri, (b) temel kesme kuvvetinin yönü ‘ θ ’	45
Şekil 2.30 Tek bir kolona etkiyen kuvvetler	46
Şekil 2.31 Düzlemsel kayma	49
Şekil 2.32 Kama tipi kayma	50
Şekil 2.33 Dairesel tip kayma.....	50
Şekil 2.34 Devrilme türü yenilme.....	51
Şekil 2.35 Elastisite modülü.....	52
Şekil 2.36 Bir şev üzerinde kesme dayanımı ve gerilmeler	53
Şekil 3.1 Bigadiç Bor İşletme Müdürlüğü yerbulduru haritası	57
Şekil 3.2 Bigadiç-Simav açık işletme sahası.....	57
Şekil 3.3 Araştırma kuyularının lokasyonları.....	59
Şekil 3.4 Pompaj kuyularının lokasyonları	60
Şekil 3.5 Çalışma alanının drenaj ağı haritası	61
Şekil 3.6 Bigadiç-Simav açık işletmesinde tüm birimlere ait genel görünüm	62
Şekil 3.7 Genelleştirilmiş stratigrafik kolon kesit	63
Şekil 3.8 Çalışma alanında yayılım sunan başlıca yeraltı suyu bulunduran birimlerin dağılımları	65
Şekil 3.9 Sahaya ait kavramsal hidrojeolojik model.....	66
Şekil 3.10 Ocak plan görünümü	68
Şekil 3.11 Ocak 3B görünümü	68
Şekil 3.12 Simav açık işletmesi genel şev geometrisi	69
Şekil 3.13 Simav açık işletmesi basamak geometrisi	69
Şekil 3.14 Sayısal analizde kullanılan geometri ve kaya kütlesi özellikleri	70
Şekil 3.15 YASS (-25 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı	71
Şekil 3.16 YASS (-25 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı	71
Şekil 3.17 YASS (-25 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı.....	72
Şekil 3.18 YASS (-25 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı	72
Şekil 3.19 YASS (-25 m) için elde edilen toplam gerilme miktarı	73
Şekil 3.20 YASS (-25 m) için elde edilen yeraltı suyu akış hızı.....	73

Şekil 3.21 YASS (-25 m) için elde edilen yatay yeraltı suyu akış hızı.....	74
Şekil 3.22 YASS (-25 m) için elde edilen düşey yeraltı suyu akış hızı.....	74
Şekil 3.23 YASS (-25 m)'de yenilme ve çekme gerilmesine maruz kalan noktalar ..	75
Şekil 3.24 YASS (-25 m)'de ulaşılan güvenlik faktörü değeri	76
Şekil 3.25 YASS (-50 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı.....	77
Şekil 3.26 YASS (-50 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı	77
Şekil 3.27 YASS (-50 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı.....	78
Şekil 3.28 YASS (-50 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı.....	78
Şekil 3.29 YASS (-50 m) için elde edilen toplam gerilme miktarı	79
Şekil 3.30 YASS (-50 m) için elde edilen yeraltı suyu akış hızı.....	79
Şekil 3.31 YASS (-50 m) için elde edilen yatay yönde yeraltı suyu akış hızı	80
Şekil 3.32 YASS (-50 m) için elde edilen düşey yönde yeraltı suyu akış hızı.....	80
Şekil 3.33 YASS (-50 m)'de yenilme ve çekme gerilmesi oluşan noktalar.....	81
Şekil 3.34 YASS (-50 m)'de ulaşılan güvenlik faktörü değeri	82
Şekil 3.35 YASS (-100 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı	83
Şekil 3.36 YASS (-100 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı.....	83
Şekil 3.37 YASS (-100 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı.....	84
Şekil 3.38 YASS (-100 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı	84
Şekil 3.39 YASS (-100 m) için elde edilen toplam gerilme miktarı	85
Şekil 3.40 YASS (-100 m) için elde edilen yeraltı suyu akışı hızı.....	85
Şekil 3.41 YASS (-100 m) için elde edilen yatay yönde yeraltı suyu akışı hızı	86
Şekil 3.42 YASS (-100 m) için elde edilen düşey yönde yeraltı suyu akışı hızı.....	86
Şekil 3.43 YASS (-100 m)'de yenilme ve çekme gerilmesi noktaları.....	87
Şekil 3.44 YASS (-100 m) için ulaşılan güvenlik faktörü	88
Şekil 4.1 YASS değişimlerine göre toplam, yatay ve düşey su akış hızı grafikleri.....	90
Şekil 4.2 YASS'ne göre güvenlik faktörü değişim grafiği.....	91

TABLULAR LİSTESİ

	Sayfa
Tablo 2.1 Kütle hareketlerinin sınıflandırılması.....	48
Tablo 3.1 Pompaj kuyularına ait hidrolik veriler	64



BÖLÜM BİR

GİRİŞ

1.1 Şev Duraylılığı Konusuna Genel Bir Bakış

Bir açık işletmenin ekonomik olarak işletilebilmesi için dekapaj miktarının en az seviyede, buna karşın basamak şev açılarının ise en yüksek seviyede tutulması gerekir. Ancak emniyetli bir çalışma ortamı yaratmak için genellikle bu açılar düşük olur. Artan hammadde talebi açık ocak maden işletmelerinin gittikçe derinleşerek, büyümesi ihtiyacını doğurmuştur. Bu aşamada şev stabilite kontrolü önem kazanır. Açık ocağın bulunduğu sahanın jeolojik ve jeofizik özelliklerinin belirlenmesi, süreksizliklerinin saptanması ve yeraltı suyu dinamiğinin ortaya koyulması şev duraylılığı için yapılacak olan mühendislik çalışmalarına temel oluşturur.

Bu çalışma kapsamında özel olarak yeraltı su dinamiğinin, şev duraylılığı üzerindeki etkilerine odaklanılmıştır. Yüzey su birikintileri, yağmur ve sel suları, ıslak dekapaj, kapalı işletmelere dolan sular ve yeraltı suları ocağa giren suyun çeşitli kaynaklarını oluşturmaktadır (Kızıl ve Köse, 1995). Singh ve Ghose (2006)'nin belirttiği üzere yeraltı suları kayacın efektif dayanımını azaltarak, kayaç içinde bir su basıncı oluşturur. Bunun yanısıra yeraltı suları kaya kütlelerinin kesme dayanımını azaltır ve kayacın bozuşmasına neden olur. Singh ve Ghose (2006) ise bir kayma düzlemi boyunca kaymaya karşı direncin, sadece kaya kütlelerinin kesme dayanımına değil, aynı zamanda kayma yüzeyi boyunca etkiyen normal gerilmelere de bağlı olduğunu belirtmiştir. Buradan yola çıkarak yeraltı sularının, şev stabilitesi üzerine etkileri şu şekilde sıralanabilir:

- Su, kil ve şeyl yüzeylerini kayganlaştırarak kohezyon dayanımını azaltır ve içsel sürtünme açısını (ϕ) düşürür.
- Kayma yüzeyi boyunca etkiyen normal gerilmeleri azaltır.
- Şev üzerine gelen ölü ağırlığı arttırır.
- Kazı yönünde basınç kuvveti oluşturur.

- Patlatmada, hidromekanik şok dalgalarına sebep olur.

Şevlerdeki duraysızlık problemlerinin üstesinden gelmek amacıyla pek çok farklı araştırmacı tarafından çeşitli yöntemler geliştirilmiştir. Yöntemleri iki boyutta ve üç boyutta analiz yöntemleri olarak ikiye ayırmak mümkündür. İki boyutlu analiz yöntemleri çoğunlukla el hesabına uygun olup, bir şevi iki boyuta indirgeyerek kayma düzlemi üzerindeki kuvvetlerin hesabına dayanır. İsveç dilim yöntemi, logaritmik sarmal yöntemi, sürtünme dairesi metodu, dilimler yöntemi, Bishop ve Janbu yöntemleri iki boyutlu analiz yöntemlerinden bazılarıdır.

İki boyutlu analiz yöntemlerini temel olarak geliştirilmiş olan üç boyutlu analiz yöntemleri, daha karmaşık mühendislik problemlerini çözmeyi hedefler. Bu yöntemler genel olarak bilgisayar çözümlerinde kullanılır. Anagnosti (1969), Hovland (1977), Chen ve Chameau (1983), Baligh ve Azzouz (1975), Leshcinsky ve diğer. (1985), Hungr (1987) üç boyutlu analiz yöntemlerinin gelişmesine katkıda bulunmuş araştırmacılarıdır.

1.2 Amaç ve Kapsam

Bu tez çalışmasının en önemli amacı araştırma sahasında yeraltı sularının şev duraylılığı üzerine etkilerinin nümerik analizler ile araştırılmasıdır. Bu amaca yönelik olarak temel şev duraylılığı analiz yöntemleri araştırılmış olup, sahanın mevcut jeoloji ve drenaj koşulları incelenerek gerekli parametreler elde edilmiştir. İkinci aşamada, yeraltı su seviyesinde uzun bir süreç içerisinde oluşan değişimlerin şev duraylılığı üzerine etkileri sayısal modelleme yöntemi ile gerçekleştirilen zamana bağlı akış analizleri ile incelenmiştir. Bu amaçla, Bigadiç'te bulunan Simav açık işletmesinin işletme parametreleri kullanılarak yeraltı su seviyesinin farklı seviyelerde olması durumunda şevlerde oluşan deformasyonlar, gerilmeler ve yeraltı suyu akışları ile güvenlik faktörleri üzerinde araştırmalar yapılmış olup, çalışma sonuçlandırılmıştır.

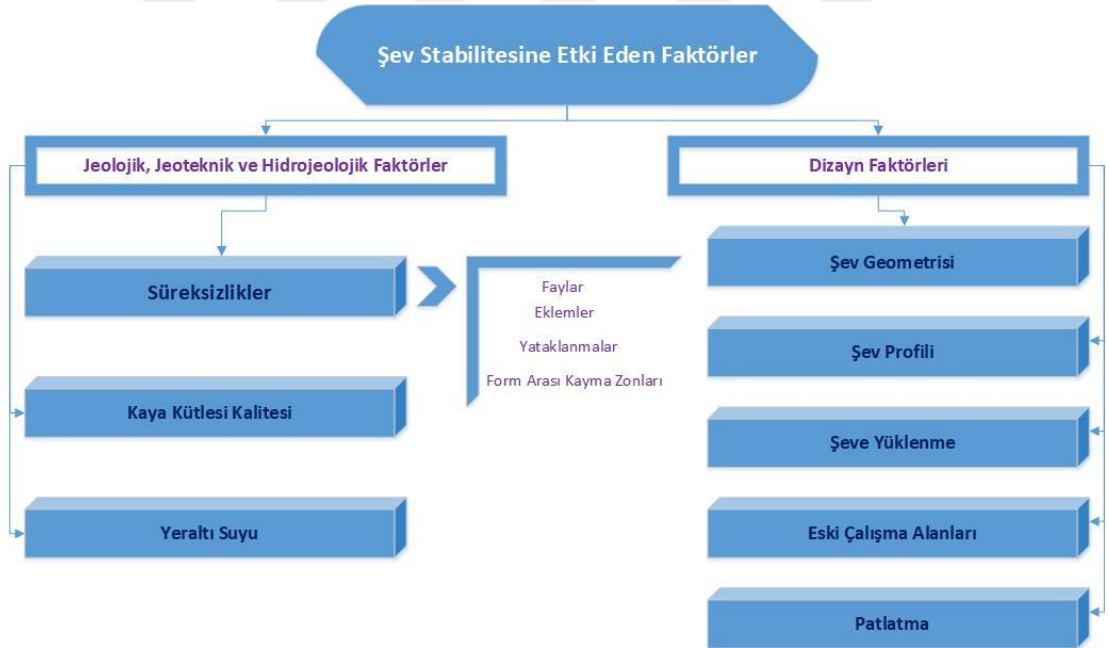
BÖLÜM İKİ

LİTERATÜR ÖZETİ

2.1 Bir Açık İşletmede Şev Duraylılığını Etkileyen Faktörler

Açık ocaklarda ele alınacak yatırım kararları sağlam ekonomik temeller üzerine kurulmalıdır ve bu yatırım kararlarının temel kısıtları jeoteknik niteliklere bağlıdır (Atkinson, 1989). Kazı yapılan tabakadaki duraylılık problemleri kazı ilerleme yönü, madencilik metodu, işletmenin kapasitesi, tabaka özellikleri ve jeoteknik kısıtlar ile alakalı olabilir (Şekil 2.1). Başlıca jeoteknik parametreler aşağıdaki gibi sıralanabilir:

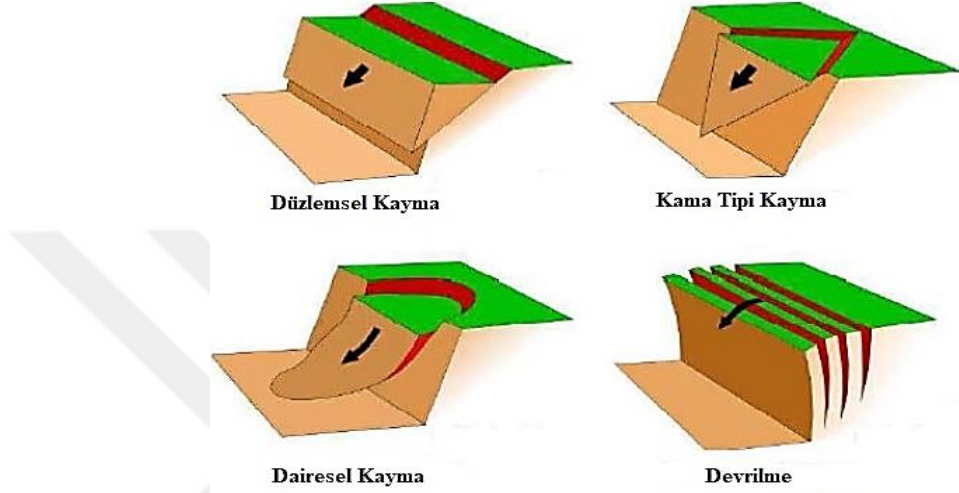
- Kaya malzemesinin özellikleri
- Jeolojik yapı
- Yeraltı sularının etkisi
- Yükleme koşullarının etkisi



Şekil 2.1 Şev duraylılığını etkileyen faktörler (Atkinson, 1977)

2.1.1 Kaya Malzemesinin Özellikleri

Açık ocak işletmelerinde en önemli duraylılık mekanizması problemi, kayanın tercih ettiği kayma yüzeyi boyunca kaymasıdır. Yığın eğimli bozulma durumunda, yenilme yüzeyi genellikle dairesel konfigürasyona sahip olur. Kayadaki yenilmeler ise bir veya birden fazla yüzey boyunca meydana gelebilir (Şekil 2.2).



Şekil 2.2 Kayma yüzeyleri (Singh ve Ghose, 2006)

Şev stabilitesinin bozulması için şeve etki eden kayma gerilmesinin, yenilme yüzeyi boyunca etki eden kayma (makaslama) dayanımını aşması gerekir. Bu nedenle kaya malzemesinin kayma dayanımı parametresi, açık işletme şev duraylılığı değerlendirmelerinde önemli bir yere sahiptir. Kayma dayanımı genellikle kohezyon ve sürtünmenin lineer (doğrusal) bir işlevi olan Coulomb Eşitliği ile açıklanır (Singh ve Ghose, 2006):

$$\tau = c + \sigma_n \tan \phi \quad (2.1)$$

Burada;

τ : Kayma dayanımı (MPa)

σ_n : Normal gerilme (MPa)

ϕ : İçsel sürtünme açısı

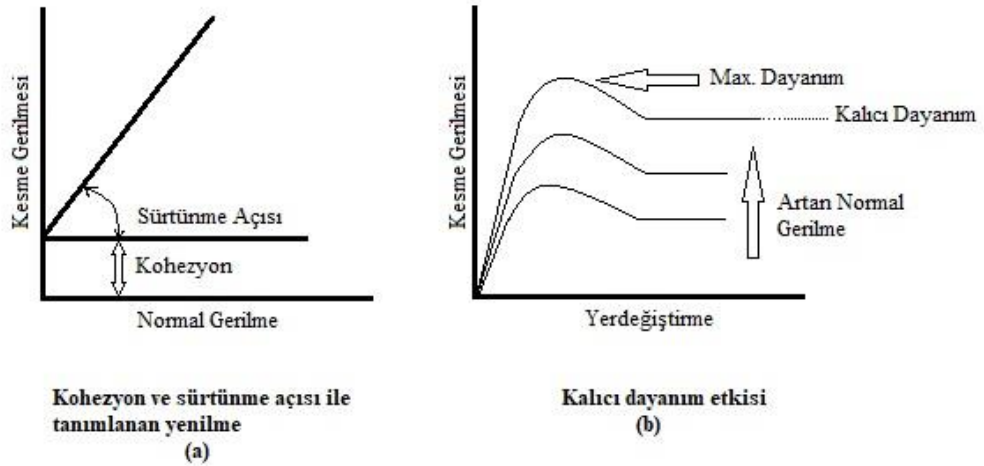
p : Kayanın birim ağırlığı (kg/m³)

c: Kohezyon (MPa)

h: Kaya kütlesinin yüksekliği (m)

Kayma düzlemi yatay olduğunda, bu düzlem boyunca normal gerilme, ($p \times h$) ile verilen üstteki ağırlığa bağlıdır. Genel olarak kayalar veya killi zeminler hem kohezyona hem de sürtünmeye sahiptir ve kayma dayanımı, normal gerilmedeki artış ile artar. Normal gerilme sıfırdayken, yapışkan özellikli kaya sonlu bir kayma dayanımına sahiptir. Kumlu malzemeler ise yüksek sürtünme ve göz ardı edilebilir bir kohezyona sahipken, killer düşük sürtünme ve sonlu sayılabilecek bir kohezyona sahiptir (Singh ve Ghose, 2006).

Şekil 2.3 (a)'da, sıfır normal gerilmedeki adezyon ve sonlu bir sürtünmeye sahip kaya eklemi için kesme gerilmesi ve normal gerilme arasındaki ilişki gösterilmektedir. Şekil 2.3 (b) ise normal gerilmeyi arttırmak için gerekli, kaya kütlesinin kesme gerilmesi ve yer değiştirme arasındaki ilişkiyi açıklar. Yenilme öncesi rejimde, kesme gerilmesi ve yer değiştirme arasındaki ilişki doğrusaldır.



Şekil 2.3 Kaya eklemi kesme dayanımı (Singh ve Ghose, 2006)

Normal gerilmeye karşı gelen kesme gerilmesinin maksimum noktası doğrusal bir grafik verir ve normal gerilmeye karşı dayanım grafiği, kalıcı dayanım doğrusunu verir (Şekil 2.4 (a)). Doğrusal dayanım kriterinin kullanılması, kayma düzlemi boyunca (ϕ) düşük sabit gerilim seviyelerini temsil eden durumlarda kabul edilir. Kayma düzlemi

boyunca önemli bir gerilme derecesi varsa, Şekil 2.4 (b)'de gösterilen doğrusal olmayan bir kesme gerilmesi kriterinin kullanılması tercih edilir. Denby (1983), kömürün kesme dayanımı diyagramını şu form ile göstermiştir:

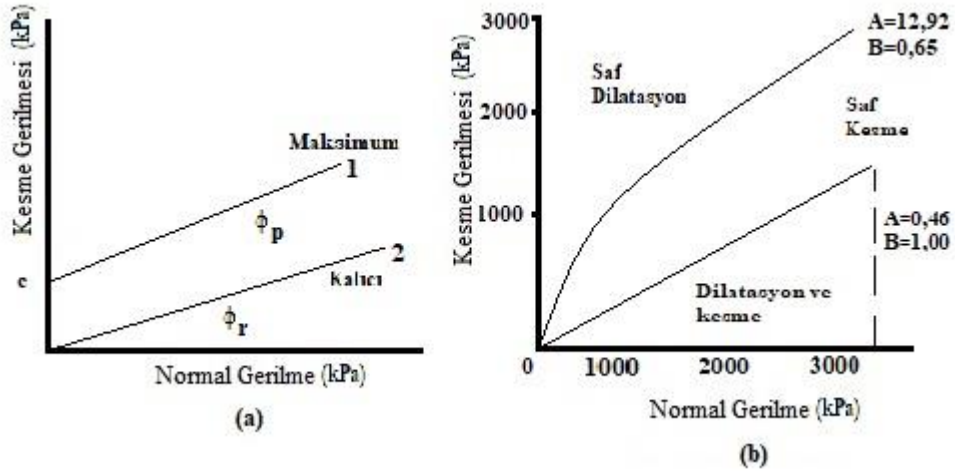
$$\tau = A \sigma^B \quad (2.2)$$

Burada;

τ : Kesme dayanımı (MPa)

σ : Normal gerilme (MPa)

A ve B: Sabitler



Şekil 2.4 Yumuşak kayalar için doğrusal ve doğrusal olmayan kesme dayanımı diyagramları (Denby, 1983)

Kazı yapılan malzemenin özellikleri, yapılacak olan maden işleri sırasında tabakaların geniş tanecik boyutlarına ayrılması, gözenekliliğin ve geçirgenliğinin değişmesi ve dolgu malzemesinin yıpranmasından dolayı toprağa benzer yumuşak bir malzemeye dönüşmesi nedeniyle, sahanın ilk belirlenen özelliklerinden büyük ölçüde farklıdır. Sonuç olarak dolgu malzemesinde bulunan şevler, zemin mekaniği prensiplerine göre tasarımılandırılmalıdır.

Bazı zemin/kaya türlerinde materyalin tanecikleri arasındaki bağlar genellikle şevin orijinal yapısını korurken, bir miktarı ise liç işlemlerinden dolayı kaybolur. Tanecikler arası bağların çoğunun gevşetildiği bir aşamada, bir dış şok yükü tamamen çökmeye neden olabilir. Bu, yüksek hıza sahip düşük viskoziteli akışkan benzeri bir malzemenin oluşumuyla sonuçlanabilir. Yıkılmış malzemeli şevler, örneğin bir kömür ocağının atığıyla doldurulmuş alanlar, yenilmeye karşı hassas olup, kayda değer ölçüde yanal bir tehlike oluşturabilir (Denby, 1983).

2.1.2 Jeolojik Yapı

Sert kayalardaki malzeme dayanımı, maden kazılarının dayattığı stres seviyesinin çok üstünde olabilir. Yenilme, heyelan şeklinde bir felaketin sebep olduğu kayma şeklinde ya da önceden var olan süreksizlik düzlemleri, faylar veya yatak düzlemleri veya bu jeolojik yapıların bir kombinasyonu gibi devamsızlık düzlemleri boyunca gerçekleşebilir (Singh ve Ghose, 2006). Tüm yapısal özellikler aşağıdaki gibi çeşitli özelliklere sahiptir:

- Yapıların oryantasyonu ve sürekliliği
- Katılık, sıklık ve sıklık dahil süreksizliklerin kesme dayanımı

Kömür yatağı düzlemleri düşük dayanımlı ancak yüksek sürekliliğe sahiptir ve kömür ölçümlerinde en önemli yapısal özelliği oluştururlar. Sürekli eklemler, zayıf kömürlerde çok yaygın olmamakla beraber, kumtaşlarında ve büyük yataklarda nispeten yaygındır. Faylar yüksek süreklilik, düşük frekans ve düşük kesme dayanımına sahip olabilir. Tüm kazı alanı düşünüldüğünde bir bütün olma durumu hakim olsa da, bazı hallerde yerel önem sahip kısımlar var olabilir. Bu tip alanlarda şev kazısı yapmak zordur. Kazı alanına zarar veren kaymaların engellenmesi için görece sığ olan ve doğal heyelanlardan oluşan yüzeysel yapılardan kaçınılmalıdır (Walton ve Atkinson, 1978).

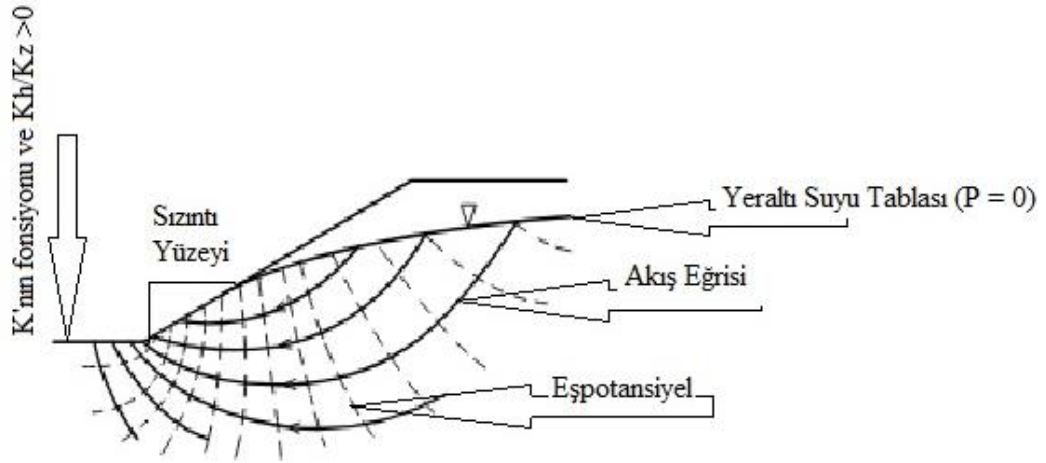
2.1.3 Yeraltı Sularının Etkisi

Bir kayma düzlemi boyunca kaymaya karşı direnç sadece kesme dayanımına değil, aynı zamanda kayma yüzeyi boyunca etkiyen normal strese de bağlıdır. Yeraltı suları şev stabilitesini çeşitli şekillerde etkiler:

- Kil ve şeyl yüzeylerini kayganlaştırır, böylece yapışma mukavemeti azalır ve içsel sürtünme açısını (ϕ) azaltır.
- Kayma yüzeyine etki eden normal gerilmeyi azaltır.
- Şevdeki etkili ölü ağırlık artar.
- Kazı yönünde bir basınç kuvveti yaratır.
- Patlatma yapıldığında, hidromekanik şok dalgaları yaratılmasına neden olur.

İki kayacın birleşme-ayrılma noktalarında, maden yatağı yüzeylerinde ve foliasyon bölgelerinde su basıncının etkileri daha çok görülmektedir. Bazı hallerde şevdeki su varlığı yok sayılarak işlemler yapılabilir de, şev drenajı metodu daha çok tercih edilen ve ekonomik bir yöntemdir (Atkinson, 2000).

Yeraltı suyu hidroliğini anlamak için Şekil 2.5'teki yeraltı suyu akış sistemini anlamak önemlidir. Gözenek basıncının, atmosferik basınca göre sıfır ($P=0$) olduğu doymuş ve doymamış kaya kütleleri arasındaki sınır "yeraltı suyu tablası" olarak isimlendirilmektedir. Sızıntı aynasının tepesi, $P=0$ olan ve su tablası ile kesişen veya şev üzerinde mostra veren yüzeylerdir. Sızıntı yüzeyi yüksekliği, hidrolik iletkenlik ile şevi oluşturan malzemenin yatay-dikey anizotropisinin bir fonksiyonudur. Sızıntı yüzeyinin yüksekliği her zaman sıfırdan büyüktür. Şekil 2.5 üzerinde ek olarak eşpotansiyel çizgiler ve teorik akış çizgilerini gösteren bir ağ verilmiştir.



Şekil 2.5 Bir şev üzerindeki yeraltı suyu akış sistematığı (Singh ve Atkins, 1984)

Kayada madencilğe yönelik olarak yapılan her işlem akmayan yeraltı sularını, akan artezyen koşullara dönüştürür. Bir kayacın yeraltı suyu akışına göre en önemli özelliği hidrolik iletkenlik (K) değeridir. Homojen ve izotropik bir kayacın hidrolik iletkenliği (K), Darcy Kanunu'ndan türetilmiştir. Bir birim alandaki akış hızına hidrolik iletkenlik denilir.

$$K = Q/Ai \quad (2.3)$$

Burada;

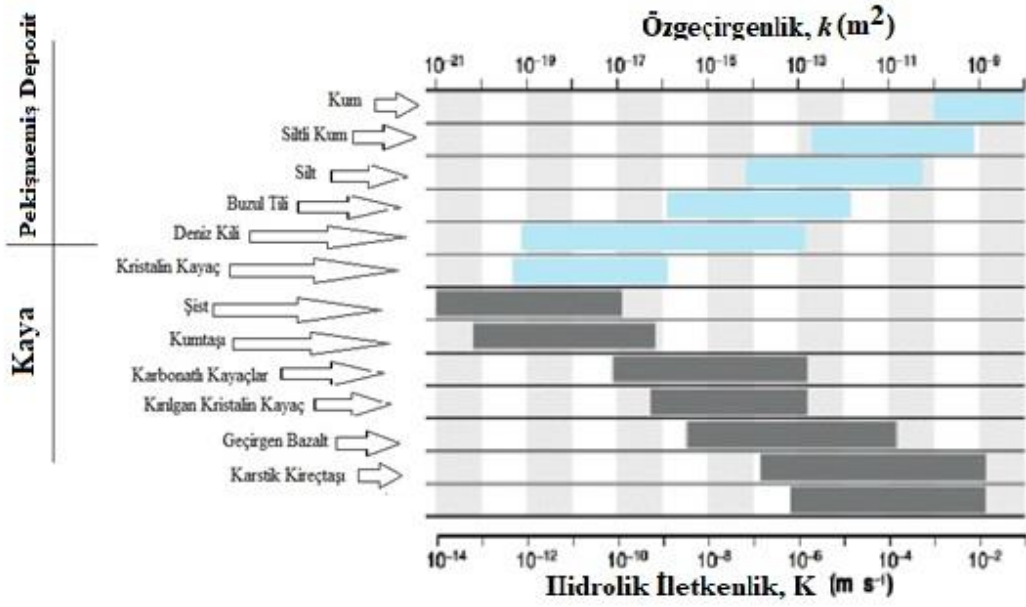
K: Hidrolik iletkenlik (L/T)

Q: Debi (L³/T)

A: Kesit alanı (L²)

i: Hidrolik gradyan (eğim)

Kaya malzemeleri için araştırmalar sonucu on üç farklı aralıkta (K) değeri belirlenmiştir (Şekil 2.6). Bir maden sahasında, farklı (K) değerlerine sahip birden fazla malzeme olması beklenen bir durumdur ve bu tip bölgelerde duraylılık analizleri yapılırken, hidrolik iletkenlik parametresinin yanında jeolojik özellikler ve var olan süreksizlikler de ele alınır.



Şekil 2.6 Farklı jeolojik malzemelerin hidrolik iletkenlik (K) değerleri (Atkinson, 2000)

Yeraltı su varlığının kayma yüzeyine etki eden normal stresi azalttığı bilinmektedir. Normal stresteki bu azalma, değiştirilmiş Coulomb denklemi ile aşağıdaki gibi gösterilir:

$$\tau = c + (\sigma_n - u) \tan \phi \quad (2.4)$$

Buradaki (u) parametresi boşluk suyu basıncını göstermektedir. Bu nedenle kaya şevlerinin boşluk suyu basıncını düşürecek ve aynı zamanda şevin kayma mukavemetini arttıracak ve dolayısıyla şev yenilme riskini azaltacak şekilde serbestçe tahliyesine izin verilmelidir. Bununla birlikte çoğu zemin türünün düşük geçirgenliği, hem drenaj işlemi sırasında aşırı boşluk suyu basıncı dağılmasına hem de su basıncının kütle içinde geçişinde gecikmeye neden olur.

2.1.4 İşletme ile İlgili Dış Faktörler

Açık ocak madenciliğinde kazılan bir şevin duraylılığına etki eden dış faktörler şunlardır:

- Madencilik yöntemi ve şev geometrisi

- Eski yeraltı madencilik işlerine ait galerilerin varlığı
- Sismik şok etkileri
- Zaman etkisi
- Madencilik ekipmanı veya yapıları nedeniyle oluşan ek yükler

(a) *Madencilik yöntemi ve şev geometrisi:* Açık işletmenin tercih edilen yöntemi, şev yönünü ve şev dengesini etkileyen şev geometrisini kontrol etmektedir. Genel olarak daha düz şevler, dik şevlerden daha dayanıklıdır ve bu tip şevler, kazı makineleri ve çalışma şekilleri esnek olmayan şev açıları ürettiği için basamaklandırma ile elde edilir.

Dragline dilim ve teras kömür madenciliğindeki şev tasarımı, kesim oryantasyonuna ve drenaj yöntemine bağlıdır ve sadece şev açılarında küçük değişiklikler mümkün olur. Genel olarak açık işletme kömür madenciliğinde 70°-80°'lik bir şev korunur ve basamak, boşluk suyu basıncını düşürmek ve basamağın işletme süresince sabit kalmasını sağlamak için önceden patlatılır (Thomas, 1979). Sağlam olmayan kazı tabakası ve nemli zemin şartlarında şev açısı, örtü tabakasının 35°-45°'lik yatırılma açısının doğal açısına indirgenir ve çıkarılan ekstra malzeme, ekipmanın erişme sınırları ve nihai kesim haricinde ekonomik bir dezavantaj teşkil etmez. Çok yatırılmış ve çok derin açık metal madeni işletmelerinde nispeten daha dik şevler ekonomik avantajlar sunar (Thomas, 1979).

(b) *Sismik şok etkisi:* Patlatma, açık maden işletmelerinde sert kayalarda kullanılan yaygın bir yöntemdir. Patlatma işlemi, bir patlatma dalgasının çevresindeki kaya boyunca yayılmasıyla, kısa dalga boylu ve yüksek frekanslı titreşimlerin gelişmesi ile birlikte yapay sismik etkilere neden olur. Patlatma nedeniyle oluşan şok yükleri şev dinamik yükler yükleyebilir ve duraysızlığa yol açan güvenlik faktörünü azaltabilir.

(c) *Zamanın etkisi:* Açık işletmede şev duraylılığını etkileyen faktörlerin çoğu zamana bağlıdır. Pek çok dilim hızlı ilerlemesine rağmen, daha derin kazılardaki gecikmeler genellikle zamanla birlikte en üst dayanımlardaki azalma nedeniyle şevde akma olasılığını arttırır. Ayrıca kazılan şevdeki boşluk suyu basıncının değişme oranı, şevin stabilitesinde önemli bir etkiye sahiptir. Şevdeki yeraltı suyunun geri kazanımı da gözenek basıncının gelişmesine sebep olur ve buna bağlı olarak şevdeki etkin gerilmeyi değiştirir (Rao, 1980; Atkinson, 1989; Denby, 1983).

(d) *Açık işletme sahasında bulunan yeraltı boşluklarının etkisi:* Eski yeraltı maden çalışmalarının, yapay mağaraların veya doğal yeraltı boşluklarının varlığı şev duraysızlığını arttırabilir. Eski bir yeraltı maden işletmesine ait göçükler, tabakları bozarak duraysızlığa sebep olur. Bu şartlar altında karşılaşılan duraysızlık türleri arasında dairesel yenilmeler ve devrilmeler yer alır ve bu duraysızlıklar genellikle tek bir şev basamağını etkiler (Walton ve Taylor; 1978; Denby, 1983).

2.1.5 Yükleme Koşullarının Etkisi

Ocaktaki hareketli trafiğin dinamik yükü, marjinal olarak stabil şevin güvenlik faktörünü düşürebilir ve özellikle stabilite koşulunun boşluk suyu basıncı ile ağırlaştığı bir potansiyel kayma düzlemi boyunca kayma hareketini destekleyebilir. Bir şevde kaymanın katmanlara yerleştirilmesi kayma düzlemine neden olur. Birçok maden sahasının yüzey alanı o kadar kısıtlıdır ki, atık barajı ve benzeri yapıların sınırları kazılan şevlerin yakınında uzanabilir. Barajlardaki atık suyun ağırlığı sadece şeve ek yük bindirmekle kalmaz, aynı zamanda şeve sızan atık su boşluk suyu basıncını arttırabilir ve kazılan şevin genel stabilitesini bozabilir.

2.2 Şev Duraylılığı Analizlerinde Kullanılan Yöntemler

2.2.1 İki Boyutlu Şev Duraylılığı Analiz Yöntemleri

Bilgisayarları kullanarak şev stabilite analizi, şev konfigürasyonu ve zemin parametreleri bilindiğinde mühendisler için kolay bir iştir. Bununla birlikte şev stabilitesi analiz yönteminin seçimi kolay bir iş değildir ve analizde kullanılması gereken şev stabilitesi yöntemini belirleyen yenilme mekanizmasının anlaşılması için saha koşullarının ve yenilme gözlemlerinin toplanması için çalışmalar yapılmalıdır. Bu nedenle, şev yenilmesini doğru bir şekilde analiz etmek ve analiz sonuçlarının güvenilirliğini değerlendirmek için her bir şev stabilite yönteminin teorik arka planının bilinmesinde fayda vardır.

İki boyutlu şev stabilitesi yöntemleri, dilimler yöntemi, dairesel ve dairesel olmayan yöntemler olarak sınıflandırılabilir. Dilimler yöntemi, şevi farklı dilimlere bölmek ve tek tek dilimlerin statik dengesini ve bütün olarak toplam kütle için genel dengesini göz önünde bulundurarak, şevin stabilitesini analiz etmek üzerinedir. Dilimlerin statik dengesi, tanecikler arası kuvvetlerin ihmal edilmesi veya göz önünde bulundurulması da dahil olmak üzere farklı varsayımlarla ve dilimlerin moment dengesi ile elde edilir. Diğer bir yandan dairesel ve dairesel olmayan limit denge yöntemleri, yalnızca yenilen kütle için dengesini göz önünde bulundurur ve dolayısıyla da kayan kütle için dengesini dikkate almaz.

Çalışmanın bu kısmında literatürde bulunan farklı şev stabilite analiz yöntemleri incelenmiş ve her birinin teorik arka planından kısaca bahsedilmiştir.

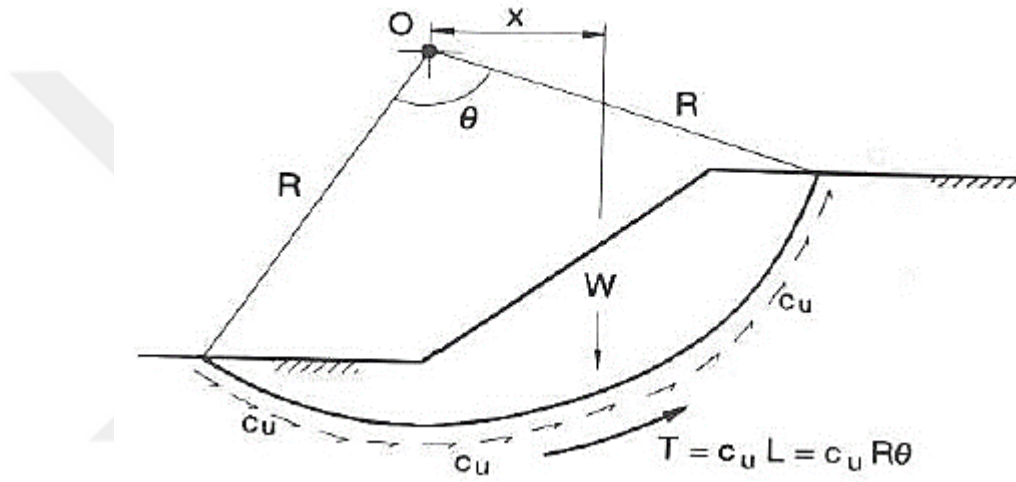
2.2.1.1 İsveç Dilim Yöntemi

İsveç dilimi yöntemi basitçe, hem homojen hem de homojen olmayan şevlerin kısa süreli duraylılık analizlerinde kullanılır. Sürtünme açısının sıfır olduğu yaklaşımıyla şevlerin, rijit ve silindirik bir bloğun merkezi etrafında dönerek kayacağı varsayılır. Burada kesme (makaslama) dayanımının sadece kohezyondan kaynaklandığı kabul edilmektedir (Duncan ve Wright, 2005).

İzin verilen kayma dayanımının, harekete geçirilmiş kayma dayanımına oranı olarak tanımlanan güvenlik faktörü, dairesel yüzeyin merkezi etrafındaki momentleri toplayarak hesaplanabilir:

$$F = \frac{c_u L R}{W x} \quad (2.5)$$

Burada (F) güvenlik faktörü, (c_u) drenajsız kesme dayanımı, (L) yay uzunluğu, (R) dairesel yüzeyin yarıçapı, (W) kayma yüzeyi üzerine binen ağırlık ve (x) daire merkezi ve kayan kütle için çekim kuvveti merkezi arasındaki yatay uzaklıktır (Şekil 2.7).



Şekil 2.7 İsveç dilim yöntemi (Abramson ve diğer., 1996)

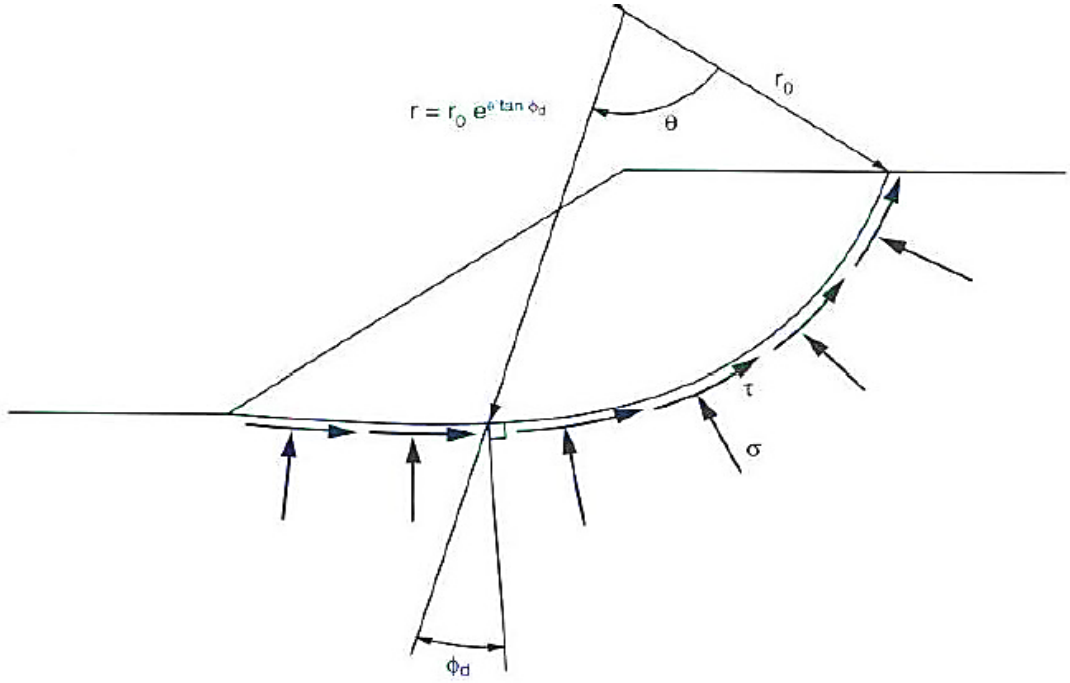
İsveç dilim yöntemi ($\phi=0$), normal ve kesme gerilmelerinin momente etki eden kollarının sabit olduğunu ve çözüme etki etmediğini varsayarak, statik bir çözüm elde eder. Bu yöntemde, kayma yüzeyi çevresinde harekete geçen drenajsız kesme dayanımının gerilme seviyelerinden bağımsız olduğu varsayılmıştır. Etkili bir stres (gerilme) analizinde kayma dayanımı, Mohr-Coulomb yenilme kriterinin etkili normal gerilmesi ile ilgilidir ve bu nedenle, normal gerilmenin yenilme yüzeyi etrafındaki değişimi belirlenmelidir.

2.2.1.2 Logaritmik Sarmal Yöntemi

Logaritmik sarmal yönteminde, kayma yüzeyi için spesifik bir logaritmik spiral şekli varsayılarak statik olarak belirleyici bir çözüm elde edilir (Duncan ve Wright, 2005). Sarmalın yarıçapı, merkezdeki dönme açısıyla değişir:

$$r = r_0 e^{\theta \tan \phi_d} \quad (2.6)$$

Burada, (r) merkezden spiral üzerindeki bir noktaya radyal uzaklık, (r₀) başlangıç yarıçapı, (θ) başlangıç yarıçapı ve radyal uzaklık arasında kalan açı ve (φ_d) gelişen sürtünme açısıdır (Şekil 2.8).



Şekil 2.8 Şevde logaritmik sarmal yöntemi (Duncan ve Wright, 2005)

Kayma yüzeyi boyunca gerilmeler, aşağıdaki eşitliklerle ifade edilebilen normal gerilmelerden ve kayma gerilmesinden oluşur:

$$\tau = \frac{C}{F} + \sigma \frac{\tan \phi}{F} \quad (2.7a)$$

$$\tau = C_d + \sigma \tan \phi_d \quad (2.7b)$$

Burada;

(C, φ): Kayma dayanımı parametreleri

(C_d, ϕ_d): Gelişen kayma dayanımı parametreleri

F: Güvenlik faktörü

Şekil 2.8'e göre normal gerilmeler ile ortaya çıkan kuvvetler bileşkesi ve kesme gerilmesinin sürtünme bileşenleri ($\sigma \tan \phi_d$) sarmalın merkezinden geçer. Bu nedenle bileşenler, sarmalın merkezi civarında net moment ortaya çıkarmazlar. Sarmalın merkezi civarında moment üreten kuvvetler, güvenlik faktörü elde etmek için kullanılabilir olan ağırlık ve gelişen kohezyon ile ilintilidir. Dengeli bir emniyet katsayısı elde etmek için aşağıdaki eşitliği sağlayan birkaç denemenin yapılması gerekir:

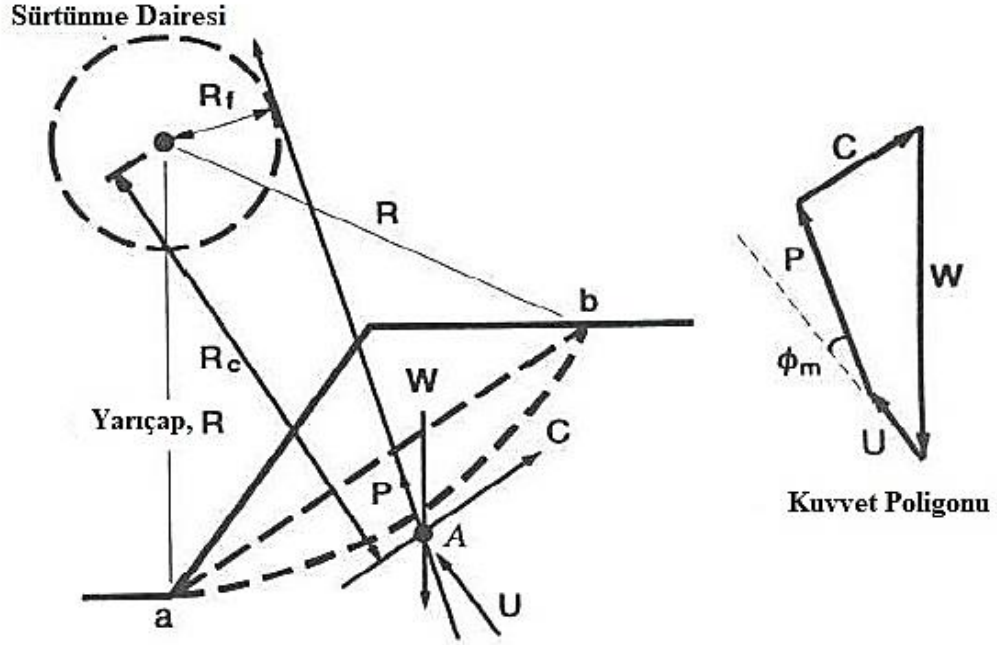
$$F = \frac{c}{c_d} = \frac{\tan \phi}{\tan \phi_d} \quad (2.8)$$

2.2.1.3 Sürtünme Dairesi Metodu

Sürtünme dairesi yöntemi, ($\phi > 0$) olan homojen kütlelerde toplam veya etkili gerilme analizi tipleri için uygundur. Kesme dayanımının sürtünme ve normal bileşenlerinin yönü, yenilme yüzeyi boyunca bir daireye teğet oluşturarak hareket eder. ($f_m R = R \sin \phi$) burada sürtünme çemberi olarak adlandırılır. (R) yenilme çemberinin yarıçapı ve (f_m) ise hesap edilen hareketli sürtünme açısıdır (Abramson ve diğer., 1996):

$$\phi_m = \tan^{-1} \left(\frac{\phi}{F_\phi} \right) \quad (2.9)$$

Burada (F_ϕ), sürtünme direncine karşı güvenlik faktörüdür. Normal gerilmelerin tamamının, yenilme arkı boyunca tek bir noktada toplandığı varsayılmaktadır (Şekil 2.9). Bu varsayım ile daha düşük bir sınırdaki güvenlik faktörü elde edilir (Lambe ve Whitman, 1969).



Şekil 2.9 Sürtünme dairesi yöntemi (Abramson ve diğer., 1996)

Abramson ve diğer., (1996) tarafından önerilen sürtünme dairesi prosedürü:

- Dilim ağırlığının hesaplanması, W
- Boşluk suyu basıncı kuvvetinin bileşkesi ve büyüklüğünün hesaplanması, U
- C_m çizgisine dik uzaklığının hesaplanması:

$$R_c = \frac{L_{arc}}{L_{chord}} R \quad (2.10)$$

Burada (R_c) dairenin merkezinden kuvvete (C_m) dik uzaklık olup, (L_{arc} ve L_{chord}) yenilme yüzeyini tanımlayan yay ve kirişin uzunluklarıdır.

- W ve U kuvvetlerinden etkin ağırlık bileşenini ve onun A -noktasındaki C_m çizgisi ile kesişiminin bulunması
- Hareketli sürtünme açısının (ϕ_m) hesaplanması
- (R_f) yarıçaplı sürtünme dairesinin çizilmesi
- W' ye uygun olarak kuvvet poligonunun eğimle çizilmesi ve A -noktasından geçirilmesi
- Normal ve sürtünme kuvvetlerinin bileşkesi olan (P) yönünün sürtünme çemberine teğet olarak çizilmesi

- Dairesel yenilme yüzeyi bitiş noktalarının kiriş bağlantılarının eğimine göre C_m yönünün çizilmesi
- Oluşturulan kapalı poligon C_m değerini sağlayacaktır
- C_m değerini kullanarak, F_c 'nin hesaplanması:

$$F_c = \frac{c L_{chord}}{C_m} \quad (2.11)$$

- $F_c \approx F_\phi$ olana kadar 5-12 adımlarının tekrar edilmesi

2.2.1.4 Dilim Yöntemleri

Dilim yönteminde, kayma yüzeyinin üzerindeki kütle birkaç dikey dilime bölünür ve bu dilimlerin her birinin dengesi göz önünde bulundurulur. Dilimlerin sayısı şev geometrisine ve kaya profiline bağlıdır. Bununla birlikte kütlenin bir dizi dikey dilime ayrılması, problemi statik olarak kesin bir hale getirmez. Dilim yöntemini kullanarak güvenlik faktörünü elde etmek için fazladan bilinmeyenleri ortadan kaldırarak varsayımda bulunmak gerekir.

Pek çok bilgisayar programı karmaşık şev geometrilerini, değişken zemin ve su koşullarını ve diğer yükleme koşullarının etkisini ele alabildiğinden dilimler yöntemini kullanır. Bu sebeple şev duraylılığı analizlerinde en yaygın olarak kullanılan yöntemdir. Dilimler yöntemini temel alan analiz metotları aşağıdaki başlıklar altında incelenmiştir.

2.2.1.4.1 Adi Dilimler Yöntemi. Bu yöntem aynı zamanda Fellenius Yöntemi olarak adlandırılmaktadır ve kullanılacak en basit dilim yöntemidir. Bu yöntemde herhangi bir dilim üzerine etkiyen dilimler arası kuvvetlerin bileşkesinin tabana paralel olduğu varsayılır ve dilimler arası kuvvetler ihmal edilir (Fellenius, 1936). Burada sadece moment eşitliği sağlanır. Yüksek gözenek basıncına sahip şevler için hesaplanan güvenlik faktörü, daha kesin çözümlerden elde edilen değerlerle karşılaştırıldığında, %60'a kadar korunur (Whitman ve Baily, 1967). Bu nedenle bu yöntemin kullanımı günümüzde pek tercih edilmez.

Şekil 2.10'da gösterilen dilim için Mohr-Coulomb yenilme kriteri şu şekildedir:

$$s = c' + (\sigma - u) \tan \phi' \quad (2.12)$$

Burada; (σ) toplam normal gerilme, (u) gözenek basıncı, (c') etkin kohezyon, (s) kesme gerilmesi ve (ϕ') etkin sürtünme açısını ifade etmektedir.

Güvenlik katsayısı (F); $\tau = s/F$, $P = \sigma/l$ ve $T = \tau.l$ kullanıldığında eşitliğin yeni hali şu şekilde olur:

$$T = \frac{1}{F} (c'l + (p - ul) \tan \phi') \quad (2.13)$$

Dilimler arası kuvvetlerin ihmal edilmesiyle, dilim tabanındaki normal kuvvet şu eşitlik ile ifade edilir:

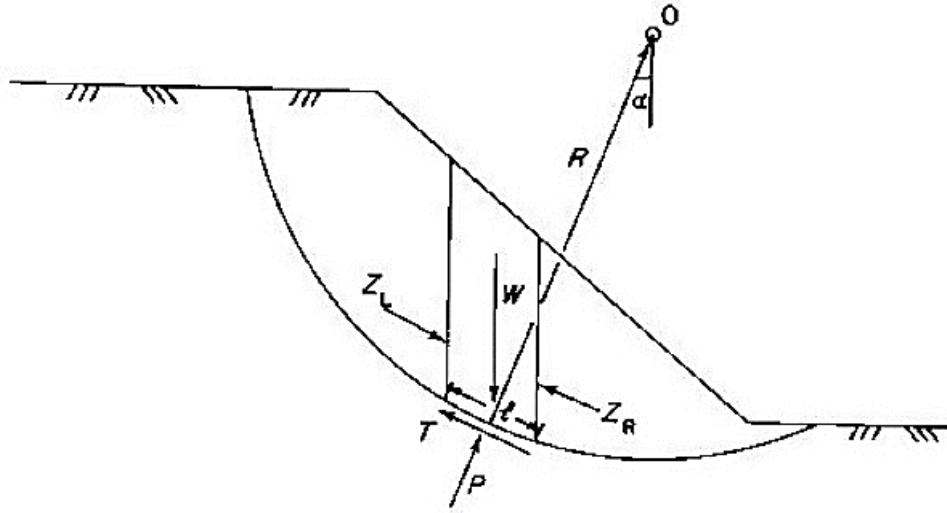
$$P = W \cos \alpha \quad (2.14)$$

(W) dilim ağırlığını ve (α) dilim tabanının merkezini teğetiyle, yatay arasındaki açıyı ifade etmektedir. Güvenlik katsayısı, momentlerin O-noktasındaki toplamından elde edilir ve şöyle ifade edilir:

$$\sum WR \sin \alpha = \sum T R \quad (2.15)$$

ve,

$$F = \frac{\sum (c'l + (W \cos \alpha - ul) \tan \phi')}{\sum W \sin \alpha} \quad (2.16)$$



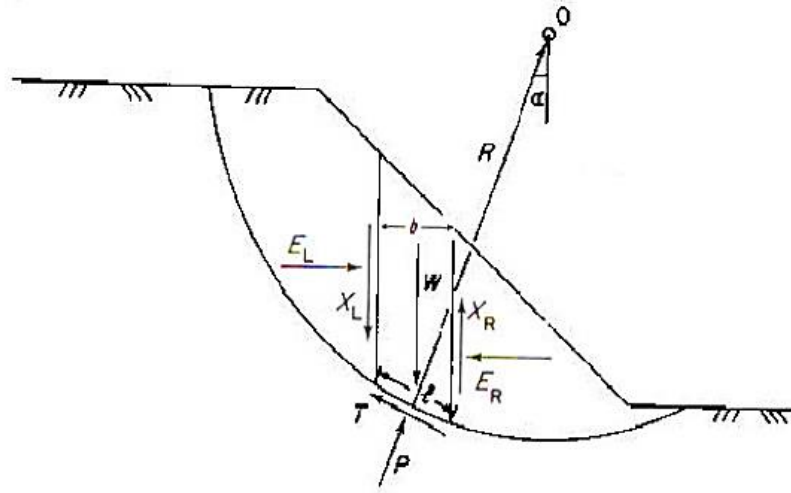
Şekil 2.10 Adi dilimler yöntemi (Anderson ve Richards, 1987)

2.2.1.4.2 *Basitleştirilmiş Bishop Metodu.* Bu yöntemde de kütlenin güvenlik faktörünü bulmak için dilim yöntemi kullanılır. Yöntemde çeşitli varsayımlar yapılmıştır:

- i. Yenilmenin, bir noktada merkezlenen kayma yüzeyinde döndürülmesiyle meydana geldiği varsayılmaktadır (Şekil 2.11). Bu nedenden dolayı Bishop yöntemi, sürtünmesiz bir dönme merkezi kullanılmadıkça, dairesel olmayan yüzeyler için güvenlik faktörünü hesaplamak için kullanılmamalıdır (Anderson ve Richards, 1987).
- ii. Dilimin yan kenarlarına etkileyen kuvvetlerin yatay olduğu varsayılır ve bu nedenle dilimler arası kayma gerilmesi yoktur (Bishop, 1955).
- iii. Toplam normal kuvvetin, her dilimin tabanının merkezinde hareket ettiği varsayılır ve kuvvetlerin dikey yönde toplanmasıyla elde edilir. Dairenin merkezi civarında moment alınarak güvenlik faktörü elde edilir:

$$F = \frac{\sum \left[\frac{c' l \cos \alpha + (W - ul \cos \alpha) \tan \phi'}{\cos \alpha + (\sin \alpha \tan \phi') / F} \right]}{\sum W \sin \alpha} \quad (2.17)$$

Bu denklemin her iki yanında da (F) olduğundan, yinelemeli olarak çözülmesi gerekir. Yakınsama genelde hızlı olur ve yöntem el hesabı için uygundur (Bishop, 1955).

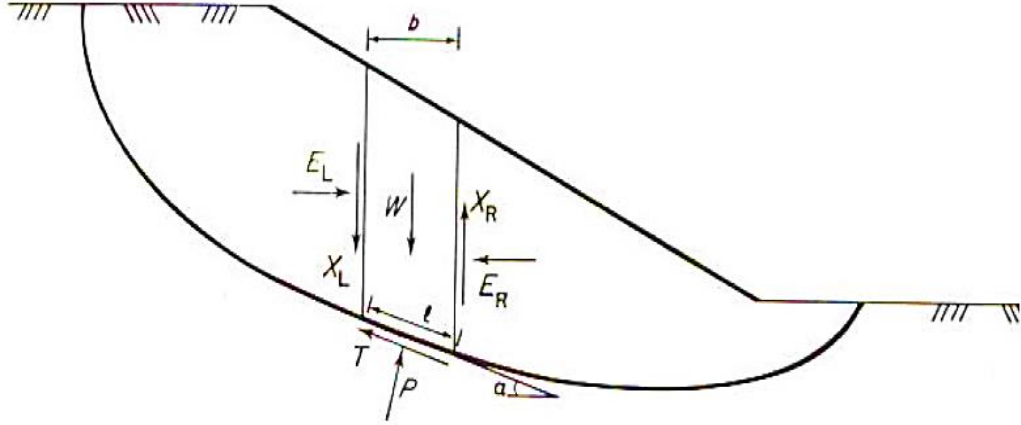


Şekil 2.11 Basitleştirilmiş Bishop dilimler metodu (Anderson ve Richards, 1987)

Basitleştirilmiş Bishop metodu tüm statik dengeyi karşılamamasına rağmen prosedür, güvenlik faktörü için nispeten doğru değerler verir. Bishop (1955), basitleştirilmiş bu yöntemin, özellikle yüksek boşluk suyu basıncına sahip etkin gerilme analizi için, adi dilimler yönteminden daha doğru olduğunu göstermiştir. Ayrıca Wright ve diğer. (1973) bu yöntem ile hesaplanan güvenlik faktörünün, sonlu elemanlar yöntemi kullanılarak elde edilen güvenlik faktörüyle uygun olduğunu göstermiştir. Bu yöntemin temel sınırlaması, yalnızca dairesel kayma yüzeyi ile kısıtlı olmasıdır.

2.2.1.4.3 Basitleştirilmiş Janbu Yöntemi. Şekil 2.12’de gösterildiği üzere dairesel olmayan kayma yüzeylerine uygulanabilir. Bu yöntemde dilimler arası kuvvetlerin yatay olduğu varsayılır ve kesme kuvvetleri sıfır olduğundan her dilimin tabanındaki toplam normal kuvvet için elde edilen eşitlik, Bishop (1955)’in yöntemiyle elde edilen ifadeyle aynıdır:

$$P = \frac{\left[W - \frac{1}{F}(c'l \sin \alpha - ul \tan \phi' \sin \alpha) \right]}{m_\alpha} \quad (2.18)$$



Şekil 2.12 Basitleştirilmiş Janbu yöntemi (Anderson ve Richards, 1987)

Genel yatay kuvvet dengesi incelendiğinde, F_0 güvenlik faktörünün bir değeri bulunur:

$$F_0 = \frac{\sum(c'l + (P-ul)\tan\phi')\sec\alpha}{\sum W \tan\alpha} \quad (2.19)$$

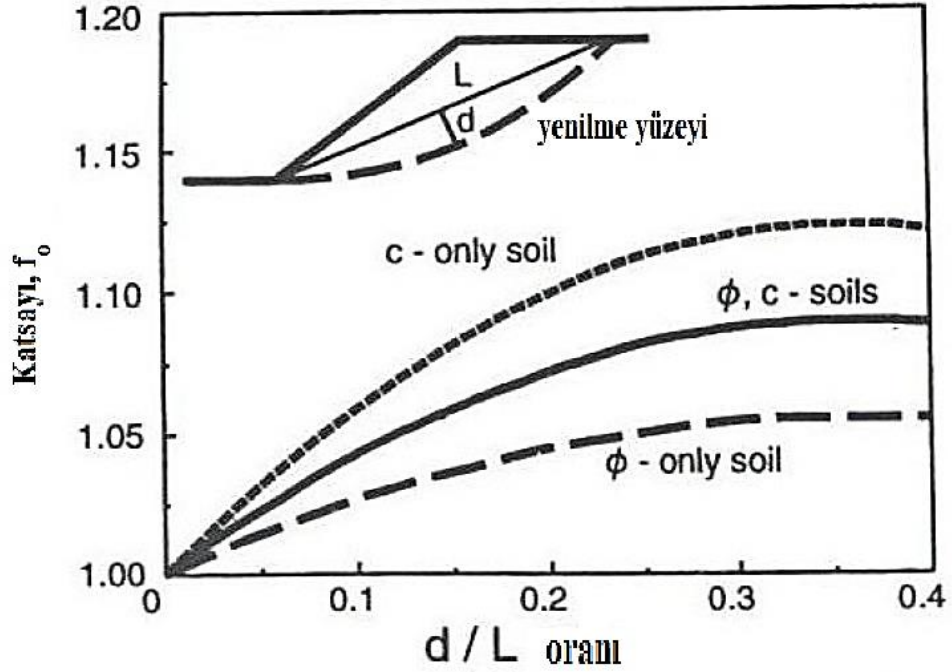
Dilimler arası kesme kuvvetlerini hesaba katmak için Janbu ve diğer. (1956), Şekil 2.13'teki düzeltme faktörünü önermişlerdir:

$$F = f_0 F_0 \quad (2.20)$$

Bu düzeltme faktörü, kayma geometrisinin ve dayanım parametrelerinin bir fonksiyonudur. Düzeltme faktörü aynı şevler için hem basitleştirilmiş olarak hem de ayrıntılı yöntemler kullanılarak bir dizi şev stabilitesi hesabına dayanarak Janbu tarafından sunulmuştur. Kolaylık sağlamak için bu düzeltme faktörü aşağıdaki eşitliğe göre de hesaplanabilir (Abramson ve diğer., 1996):

$$f_0 = 1 + b_1 \left[\frac{d}{L} - 1,4 \left(\frac{d}{L} \right)^2 \right] \quad (2.21)$$

Burada belirtilen b_1 parametresi zemin tipine göre çeşitlilik gösterir.



Şekil 2.13 Basitleştirilmiş Janbu yöntemi düzeltme faktörü (Abramson ve diğer., 1996)

2.2.1.4.4 *Genelleştirilmiş Janbu Yöntemi*. Belirtilen bu yöntemde, dikey dilimler ve herhangi bir şekil kayma yüzeyi kullanılmakta olup, yinelemeli bir metottur (Janbu, 1957, 1973). İşlem dikey ve yatay kuvvet dengesini, dilimlerin moment dengesini ve kayan son kütlelerin moment dengesini içerecek şekilde tüm denge koşullarını yerine getirir (Şekil 2.14).

Genel kuvvet dengesi dikkate alındığında, (F_f) güvenlik faktörü için bir eşitlik elde edilir (Anderson ve Richards, 1987):

$$T = \frac{1}{F} (c'l + (P - ul)\tan\phi') \quad (2.22)$$

Dikey çözüm;

$$P \cos\alpha + T \sin\alpha = W - (X_R - X_L) \quad (2.23)$$

(T) yerine;

$$P = \frac{[W - (X_R - X_L) - \frac{1}{F}(c'l \sin\alpha - ul \tan\phi' \sin\alpha)]}{m_\alpha} \quad (2.24)$$

Dilim tabanına paralel olarak çözümlendiğinde;

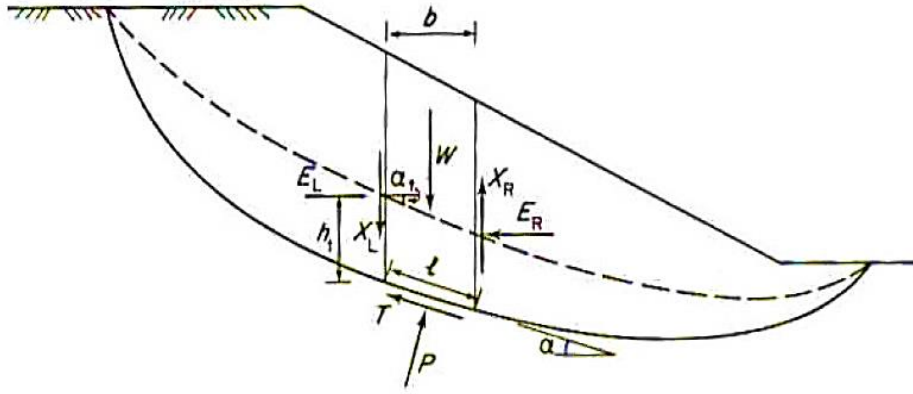
$$T + (E_R - E_L)\cos\alpha = (W - (X_R - X_L))\sin\alpha \quad (2.25)$$

(T) yeniden düzenlenerek, yüzey dış yükleri yok sayılırsa;

$$\Sigma(E_R - E_L) = \Sigma(W - (X_R - X_L))\tan\alpha - \frac{1}{F}\Sigma(c'l + (P - ul)\tan\phi')\sec\alpha = 0 \quad (2.26)$$

ve,

$$F_f = \frac{\Sigma(c'l + (P - ul)\tan\phi')\sec\alpha}{\Sigma(W - (X_R - X_L))\tan\alpha} \quad (2.27)$$



Şekil 2.14 Genelleştirilmiş Janbu yöntemi (Anderson ve Richards, 1987)

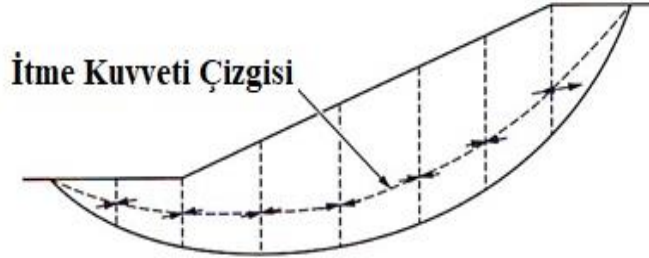
Dilimler arası kuvvetler, her dilimin tabanının merkezi etrafındaki moment dengesi dikkate alınarak hesaplanır. Janbu (1973), problemi statik hale getirmek için dilimler arası kuvvetlerin hareket ettiği noktalardan geçen hayali bir çizgi olduğunu varsaymıştır (Şekil 2.15).

$$E_R b \tan \alpha_t - X_R b - (E_R - E_L)h_t = 0 \quad (2.28a)$$

$$X_R = E_R \tan\alpha_t - (E_R - E_L) \frac{h_t}{b} \quad (2.28b)$$

Burada; (h_t) kayma yüzeyinin üzerindeki itme kuvveti çizgisinin yüksekliği olup, (α_t) yataydan ölçülen açı ve itme kuvveti çizgisi arasındaki eğimi göstermektedir.

Güvenlik faktörünü bulmak için başta kesme kuvvetleri (X_R-X_L) sıfır olarak alınabilir. Daha sonra emniyet faktörü, hesap edilen dilimler arası kuvvetlerin değeri ile yeniden hesaplanır ve (F) değerleri yaklaşık aynı değere ulaştığında iterasyon durdurulur. Böylece hem genel kuvvet dengesi hem de moment dengesi sağlanır.



Şekil 2.15 Dilim üzerinde kesilen kuvvetlerin yerlerini tanımlayan itme kuvveti çizgisi (Duncan ve Wright, 2005)

2.2.1.4.5 Spencer Yöntemi. İlk olarak dairesel kayma yüzeylerinin analizi için sunulmasına rağmen, daha sonra sürtülmeli bir dönme merkezini benimseyerek dairesel olmayan kayma yüzeyleri için de genişletilmiştir. Yöntem dilimler arası kuvvetlerin paralel olduğu varsayımına dayanır, bu nedenle aynı eğime sahiptirler:

$$\tan \theta = \frac{X_L}{E_L} = \frac{X_R}{E_R} \quad (2.29)$$

(θ), yatay dilimler arası kuvvetlerin bileşke açısını ifade etmektedir.

Spencer (1967), dilimin tabanındaki normal kuvveti elde etmek için bileşkeye dik kuvvetleri toplar:

$$P = \frac{[W - (E_R - E_L)\tan\theta - \frac{1}{F}(c' l \sin\alpha - u l \tan\phi' \sin\alpha)]}{m_\alpha} \quad (2.30)$$

$$m_\alpha = \cos\alpha \left(1 + \tan\alpha \frac{\tan\phi'}{F} \right) \quad (2.30a)$$

Genel kuvvet dengesi ve genel moment dikkate alınarak, (F_f) ve (F_m) emniyet faktörleri elde edilmiştir. Bunun nedeni (2n-1) varsayım yapılmasıdır.

Güvenlik faktörü (F_m), O-noktası civarındaki toplam moment dengesine dayanarak elde edilebilir (Şekil 2.16):

$$\sum WR \sin \alpha = \sum TR \quad (2.31a)$$

$$T = \frac{1}{F} (c'l + (P - ul) \tan \phi') \quad (2.31b)$$

$$F_m = \frac{\sum (c'l + (P - ul) \tan \phi')}{\sum W \sin \alpha} \quad (2.32)$$

Güvenlik faktörü (F_f), toplam güç dengesine dayanarak elde edilir:

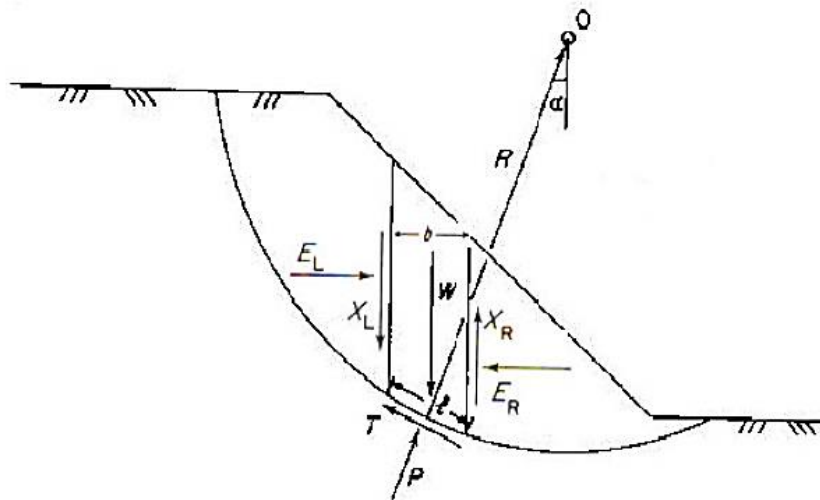
$$\sum F_H = 0$$

$$T \cos \alpha - P \sin \alpha + E_R - E_L = 0 \quad (2.33a)$$

$$\sum (E_R - E_L) = \sum P \sin \alpha - \frac{1}{F} \sum [c'l + (P - ul) \tan \phi'] \cos \alpha \quad (2.33b)$$

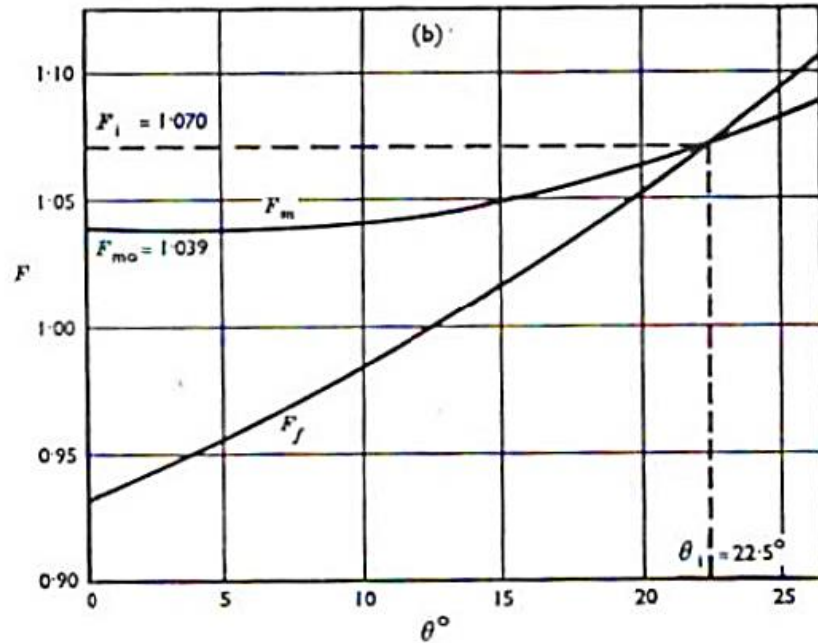
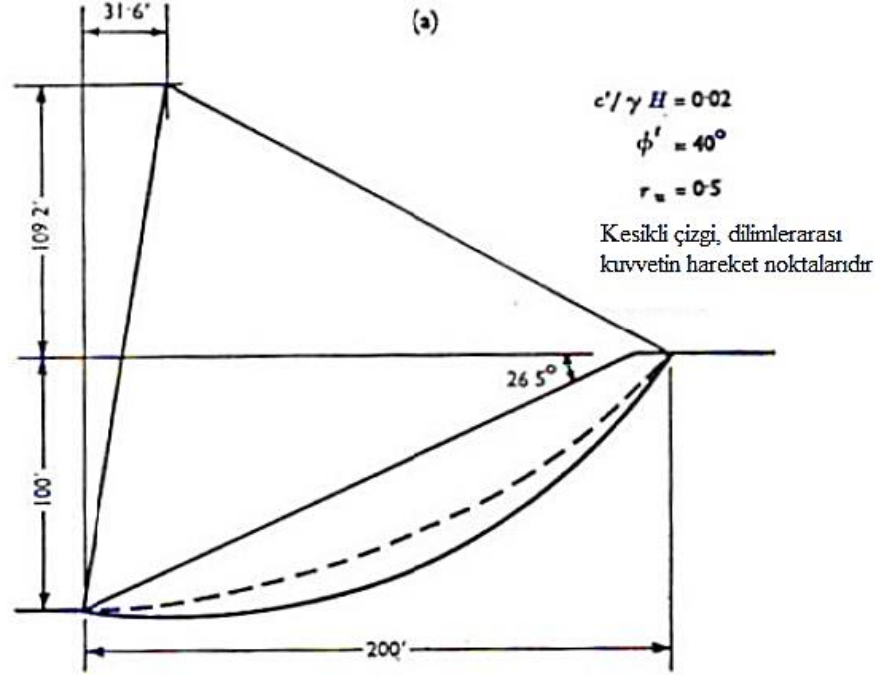
Spencer yaklaşımı kullanılarak $(X/E) = \tan \phi = \text{sabit}$ (eğim boyunca) ve yüzey üzerindeki yükler yok sayılarak $\sum (X_R - X_L) = 0$:

$$F_f = \frac{\sum (c'l + (P - ul) \tan \phi') \sec \alpha}{\sum (W - (X_R - X_L)) \tan \alpha} \quad (2.34)$$



Şekil 2.16 Spencer yöntemi (Anderson ve Richards, 1987)

Deneme-yanılma yöntemi denklemi çözmek için kullanılır. Bununla birlikte F_f ve F_m arasındaki ilişki Spencer tarafından Şekil 2.17’de görüldüğü gibi incelenmiştir. Kesişen kuvvetlerin taban açısında iki güvenlik faktörü eşittir ve hem moment hem de kuvvet dengesi sağlanır.



Şekil 2.17 (θ) açılı, F_m ve F_f değişimleri (Spencer, 1967)

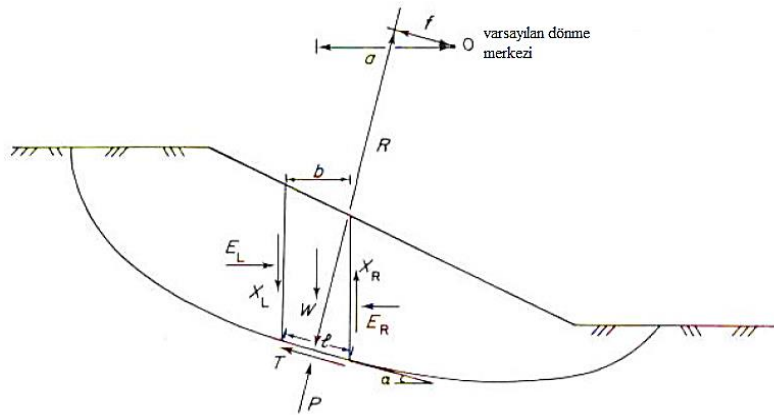
2.2.1.4.6 *Morgenstern ve Price Yöntemi*. Bu yöntem sadece normal ve teğetsel dengeyi değil, aynı zamanda dairesel ve dairesel olmayan kayma yüzeylerinde her bir dilim için moment dengesini göz önünde bulunduran Morgenstern ve Price (1965) tarafından geliştirilmiştir. Yöntemde dilimler arası kesme kuvvetleri (X) ve normal kuvvetler (E) arasındaki ilişkiyi basit bir şekilde irdeleyen varsayım şu şekildedir:

$$X = \lambda f(x) E \quad (2.35)$$

Bu eşitlikte $f(x)$, kayma boyunca sürekli değiştiği varsayılan bir fonksiyondur ve (λ) bilinmeyen bir ölçeklendirme faktörüdür.

Morgenstern-Price yöntemi için karşılık olarak alternatif bir yöntem Fredlund ve Krahn (1977) tarafından önerilmiştir. Bu önerilen yöntem, Morgenstern ve Price'ın yaklaşımları ile birlikte denge denklemlerinin genel formülasyonlarını kullanarak hemen hemen aynı sonuçların elde edilebileceğini göstermiştir. Çözüm aynı statik elemanları sağlar ancak türetme işlemi diğer dilim yöntemlerinde kullanılanlarla daha tutarlıdır.

Fredlund ve Krahn (1977)'ye göre normal kuvvet, Şekil 2.18'de gösterildiği üzere dikey kuvvetin denge denkleminde elde edilir:



Şekil 2.18 Genel dilim yöntemi (Fredlund ve Krahn, 1977)

$$P = \frac{[W - (X_R - X_L) - \frac{1}{F}(c'l \sin\alpha - ul \tan\phi' \sin\alpha)]}{m_\alpha} \quad (2.36)$$

Biri moment dengesi (F_m) ve diğeri kuvvet dengesi (F_f) bakımından iki emniyet faktörü denklemi çözülür. Moment dengesi denklemi aşağıdaki gibi ortak tek bir noktaya göre yazılır:

$$F_m = \frac{\sum[c'l + (P - ul)\tan\phi']R}{\sum(Wd - Pf)} \quad (2.37)$$

Dairesel kayma yüzeyleri için ($f = 0$), ($d = R\sin\alpha$) ve R bir sabit olmak üzere;

$$F_m = \frac{\sum[c'l + (P - ul)\tan\phi']R}{\sum W\sin\alpha} \quad (2.38)$$

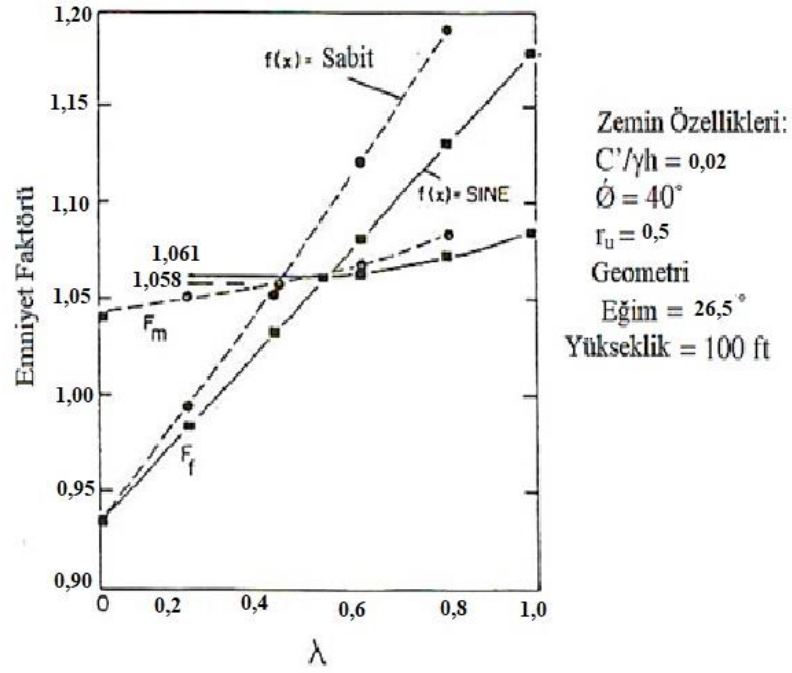
Kuvvet dengesi açısından emniyet faktörü:

$$F_f = \frac{\sum[c'l + (P - ul)\tan\phi']\cos\alpha}{\sum P\sin\alpha} \quad (2.39)$$

İlk iterasyonda, dikey kesme kuvvetleri (X_L ve X_R) sıfır olarak alınır. Sonraki iterasyonlarda yatay kesme kuvvetleri ilk önce hesaplanır:

$$(E_R - E_L) = P\sin\alpha - \frac{1}{F}[c'l + (P - ul)\tan\phi']\cos\alpha \quad (2.40)$$

Daha sonra ise dikey kesme kuvvetleri varsayılan (λ) değeri ve $f(x)$ kullanılarak hesaplanan X_L ve X_R belirlendikten sonra, her dilimin tabanındaki normal kuvvet (P) hesaplanır ve Şekil 2.19'da gösterildiği gibi tekrarlanarak $F_m = F_f$ olan (L) değeri bulunur.



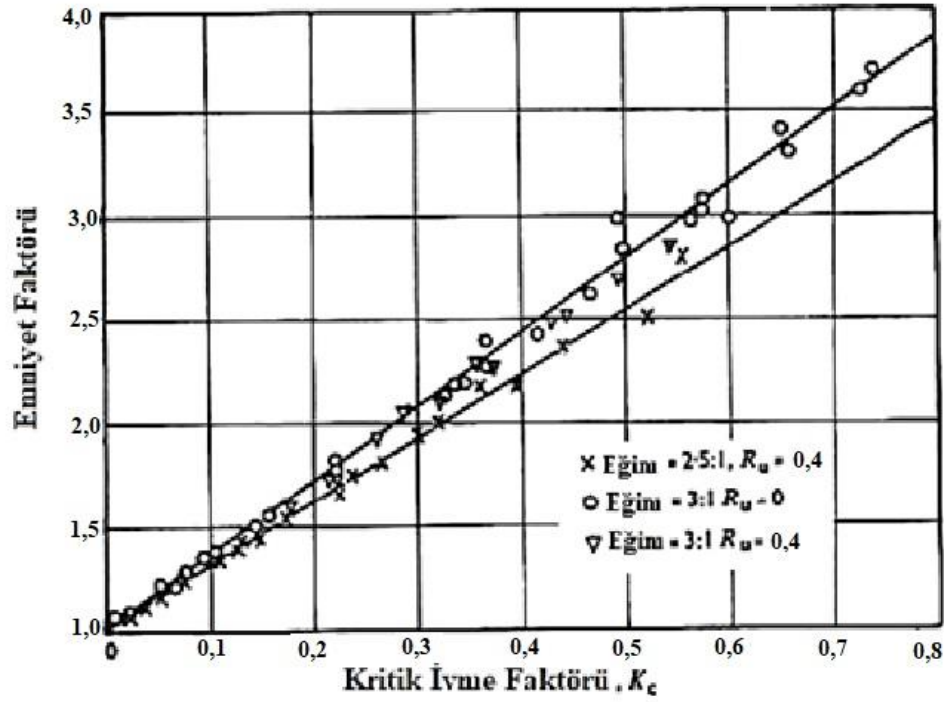
Şekil 2.19 Emniyet faktörüne karşı (λ) değişimi (Fredlund ve Krahn, 1977)

2.2.1.4.7 *Sarma'nın Geliştirdiği Dilim Yöntemi.* Sarma metodu (1973) bir şevin emniyet faktörünün belirlenmesinde farklı bir yaklaşımdır. Çünkü sismik katsayının (k_c) bilinmediğini kabul eder ancak emniyet faktörünün bilinmesi gerekir. Bu nedenle yöntemde genellikle emniyet faktörü (1) olarak kabul edilir ve bu emniyet faktörünü üretmek için gereken sismik katsayı bir bilinmeyen olarak çözülür. Bu katsayı, kaymaya neden olan sismik katsayıdır.

Sarma metodu şev stabilitesini, yenilme yüzeyi üzerindeki malzemeye yatay bir ivme uygulayarak belirler. Şev üzerindeki kütle, emniyet faktörünün bir olduğu yani; kütlelerin sınırlayıcı dengede olduğu noktadaki ivmeden geçmelidir. Bu ivmelenme değeri kritik hızlanma (k_c) olarak adlandırılır.

Sarma ve Bhave (1974), kritik hızlanma (k_c) ile Şekil 2.20'deki gibi statik emniyet faktörü arasında doğrusal bir ilişki olduğunu bulmuş ve (F) ile gösterilen bir başlangıç değeri önermiştir:

$$F = 1 + 3,33K_c \quad (2.41)$$



Şekil 2.20 (k_c) ile Sarma metodu güvenlik faktörü arasındaki ilişki (Sarma ve Bhave, 1974)

Sarma yönteminde dilimler arasındaki kesme kuvveti, kesme dayanımı ile ilişkilidir:

$$X = \lambda f(x) S_v \quad (2.42)$$

Burada;

S_v : Dilim sınırı üzerinde mevcut kesme kuvveti

λ : Bilinmeyen bir ölçeklendirme parametresi

$f(x)$: Her dikey dilim sınırında öngörülen değerlerle varsayılan bir fonksiyon

Kesme kuvveti (S_v), dilim sınırı boyunca zemin için ve normal (yatay) bileşke kuvveti (E) üzerindeki sürtünmeli materyal için ($\phi, \phi' > 0$) kesme dayanımı parametrelerine bağlıdır (Duncan ve Wright, 2005).

Sarma yönteminde sismik katsayı (k_c) ve diğer bilinmeyenler doğrudan hesaplanabilir. Bu nedenle iterasyona veya deneme-yanılma yöntemine gerek kalmaz. Sarma analiz metodu normalde karmaşık bir yenilme yüzeyine sahip olmanın gerekmediği, dikey olmayan dilimlerde, süreksizlik içerenlerde ya da normal gerilmelerin kritik olmasının beklendiği hallerde karmaşık şev stabilitesi problemleri için kullanılır.

2.2.2 Üç Boyutlu Şev Duraylılığı Analiz Yöntemleri

Üç boyutlu analiz yöntemleri kayma yüzeyinin 3B şekillerini dikkate alır. İki boyutlu yöntemler gibi üç boyutlu yöntemler de, sorunun statik olarak belirleyici bir tanımını elde etmek için varsayımlar gerektirir. Bunu yapmanın birkaç yolu vardır; bazı yöntemler bunu bilinmeyenlerin sayısını arttırarak ve denklemlerin sayısını arttırarak ya da her ikisini de yaparak, sayı eşit olana dek bu varsayımlar üzerinden çözüme gider.

Üç boyutlu analiz yöntemleri, analiz için seçilecek olan iki boyutlu kısmın karmaşık geometriye sahip olduğu durumlarda önemli hale gelir. Yatay doğrultuda şev geometrisinin ve kayma yüzeyinin önemli ölçüde çeşitli olması, malzeme özelliklerinin homojen olmayan yapıda veya anizotropik olması, şev geometrisinin etkilerini birleştirmeyi gerektiren karmaşık bir kesme dayanımına ve/veya boşluk suyu basıncına sahip şevlerde ve minimum güvenlik faktörünü veren hareket yönünü belirlemek veya yenilen şevin kesme dayanımını hesaplamak için üç boyutlu bir analiz gerekli olabilir.

1960'lı yıllardan bu yana limit denge konsepti çerçevesinde çok sayıda üç boyutlu şev stabilitesi analiz yöntemleri geliştirilmiştir. Pek çoğu belirli koşullar altında geçerlidir. Bu yöntemler, her birinin sınırlarını anlamak için aşağıdaki başlıklarda incelenmiştir.

2.2.2.1 Anagnosti

Anagnosti (1969), iki boyutlu Morgenstern-Price (1967) yönteminin bir uzantısı olacak şekilde, farklı geometriye sahip potansiyel kayan kütlelerin güvenlik faktörünü belirlemek için bir yöntem geliştirmiştir. Bu yöntemde temel varsayım tüm denge koşullarını sağlayan, dilimler arasındaki kesme kuvvetlerinin dağılımı üzerinedir. İki boyutlu dilimler varsayılarak yapılan bazı analizler ile karşılaştırıldığında esas emniyet faktörünün %50'den fazla arttığını ortaya koymaktadır. Hassasiyet çalışmaları, hesaplanan güvenlik faktörlerinin dilimler arası kesme varsayımına karşı oldukça duyarsız olduğunu göstermiştir.

Anagnosti, analog üç boyutlu analizlerinin altı denge denkleminin tümünü karşılamak için iki boyutlu analizindeki statik varsayımların sayısının dört katını gerektirdiğini ortaya koymuştur. Bu yöntemin sınırlaması, bir dilimin geometrisi iki kayan tarafta sınırlı olduğundan ve üç boyutlu kayma yüzeyi belirsiz olduğundan, kritik yüzey seçimi yapmanın neredeyse imkansız olmasıdır.

2.2.2.2 Hovland

Hovland yöntemi de iki boyutlu sıradan dilim yöntemlerinin bir uzantısıdır ancak dilim yerine sütunlar kullanılmaktadır. Yöntemde, sütunların yan kenarlarına etki eden tüm sütunlar arası kuvvetler göz ardı edilmektedir. Her sütunun tabanına etkiyen normal ve kesme kuvvetleri, kolon ağırlığının bir bileşeni olarak türetilmektedir. Diğer bir varsayım ise yalnızca bir yönde hareket olduğu ve sistemin dengesinin bu yön için hesaplandığı üzerinedir.

Hovland (1977), üç boyutlu emniyet faktörünü; yenilme yüzeyi boyunca etki eden toplam mevcut direncin, toplam harekete geçirilmeye oranı olarak tanımlamıştır. Şekil 2.21’de gösterilen iki boyutlu durum için emniyet faktörü:

$$F_2 = \frac{\sum(cA_2 + W_2 \cos \alpha_{yz} \tan \phi)}{\sum W_2 \sin \alpha_{yz}} = \frac{\sum\left(\frac{c\Delta y}{\cos \alpha_{yz}} + \gamma z \Delta y \cos \alpha_{yz} \tan \phi\right)}{\sum \gamma \Delta y \sin \alpha_{yz}} \quad (2.43)$$

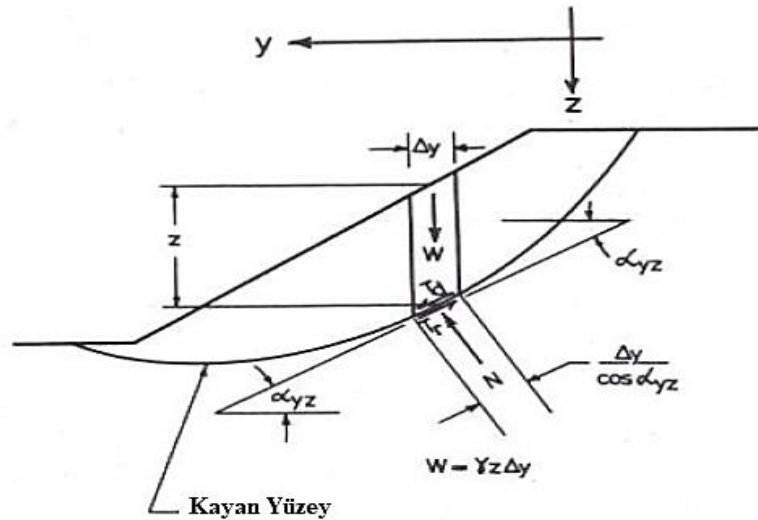
Kohezyon c , sürtünme açısı ϕ , yoğunluk γ ve Δy sabit ise:

$$F_2 = \left(\frac{c}{\gamma}\right) \frac{\sum \sec \alpha_{yz}}{\sum z \sin \alpha_{yz}} + (\tan \phi) \frac{\sum z \cos \alpha_{yz}}{\sum z \sin \alpha_{yz}} \quad (2.44)$$

veya,

$$F_2 = \left(\frac{c}{\gamma h}\right) G_{c2} + \tan \phi G_{\phi 2} \quad (2.45)$$

G_{c2} ve $G_{\phi 2}$ sadece geometrinin bir fonksiyonudur. (G_{c2}) terimi, iki boyutlu bir işlem için kohezyon direncinin geometriden nasıl etkilendiğini, ($G_{\phi 2}$) terimi iki boyutlu bir durumda sürtünme direncinin geometriden nasıl etkilendiğini ve (h) şev yüksekliğini ifade eder.



Şekil 2.21 İki boyutlu şev stabilitesi analizinin kesit görünümü (Hovland, 1977)

Şekil 2.22 ve Şekil 2.23'te gösterilen üç boyutlu durumda emniyet faktörü, x ve y koordinatlarının dik olduğunu ve yatay düzlemde içinde bulunduğunu varsayarak, yenilme yüzeyinin üstündeki kütle de bir dizi dikey sütuna bölünerek sunulmuştur. Burada z-koordinatı dikeydir ve y-koordinatı aşağı şev hareketi yönünde olmalıdır. (xy-düzlemi)'ndeki sütunun alanı Δx ve Δy ile tanımlanmıştır. Tüm sütunlar için hem Δx hem de Δy 'nin sabit olduğu varsayılarak, emniyet faktörü şöyle ifade edilir:

$$F_3 = \frac{\sum_x \sum_y [cA_3 + W_3 \cos(DIP) \tan \phi]}{\sum_x \sum_y W_3 \sin \alpha_{yz}} \quad (2.46)$$

Burada α_{xz} ve α_{yz} sırasıyla, XZ ve YZ düzlemlerindeki eğim açılarıdır;

$$A_3 = \Delta x \Delta y \left[\frac{(1 - \sin^2 \alpha_{xz} \sin^2 \alpha_{yz})^{1/2}}{\cos \alpha_{xz} \cos \alpha_{yz}} \right] \quad (2.47)$$

$$\cos(DIP) = (1 + \tan^2 \alpha_{xz} + \tan^2 \alpha_{yz})^{-1/2} \quad (2.48)$$

$$W_3 = \gamma z \Delta x \Delta y \quad (2.49)$$

$\alpha_{xz}=0$ için;

$$F_3 = \frac{\sum_x \sum_y \left[\frac{c \Delta x \Delta y \sin \theta}{\cos \alpha_{xz} \cos \alpha_{yz}} + \gamma z \Delta x \Delta y \cos(DIP) \tan \phi \right]}{\sum_x \sum_y \gamma z \Delta x \Delta y \sin \alpha_{yz}} \quad (2.50)$$

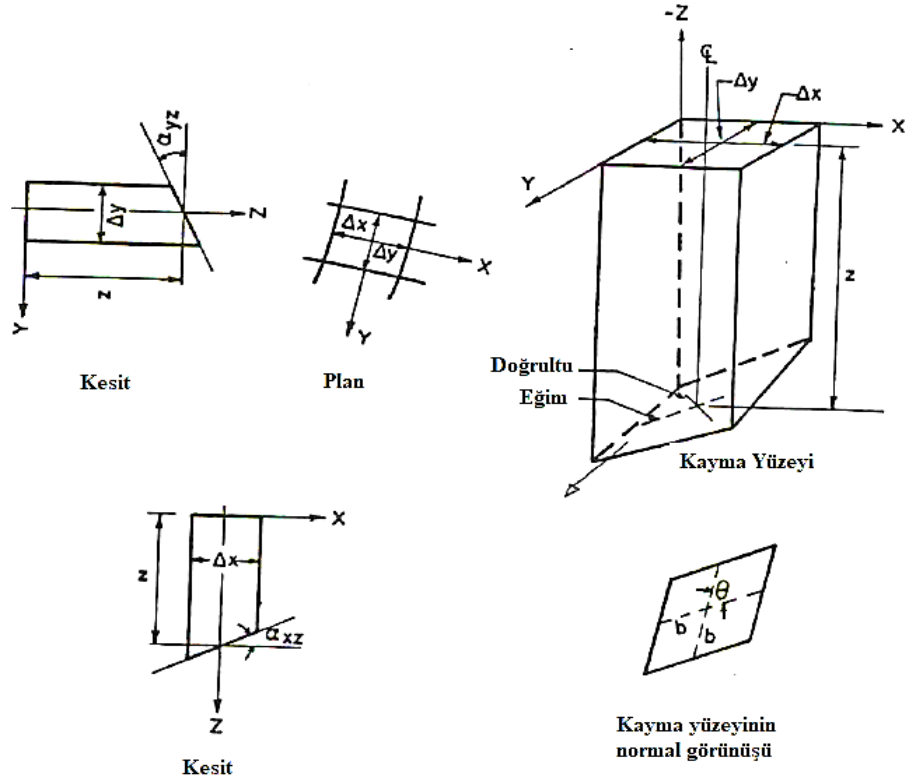
Burada;

$$\sin \theta = (1 - \sin^2 \alpha_{xz} \sin^2 \alpha_{yz})^{1/2} \quad (2.51)$$

Eğer c, ϕ , γ , Δx ve Δy sabit ise;

$$F_3 = \left(\frac{c}{\gamma}\right) \frac{\sum_x \sum_y \sec \alpha_{xz} \sec \alpha_{yz} \sin \theta}{\sum_x \sum_y z \sin \alpha_{yz}} + \tan \phi \frac{\sum_x \sum_y z \cos(DIP)}{\sum_x \sum_y z \sin \alpha_{yz}} \quad (2.52)$$

Hovland (1977), her c-f zeminin kendi kritik kayma yüzeyine ve geometrisine sahip olduğunu söylemiştir. Çalışmalar ayrıca F_3/F_2 oranının c ve f zemin parametrelerine ve kayma yüzeyinin temel şekline karşı oldukça hassas olduğunu ancak kayma yüzeyinin genişliğine görece hassas olmadığını ortaya koymuştur. Bununla birlikte üç boyutlu emniyet faktörleri genellikle iki boyutlu emniyet faktörlerinden çok daha yüksektir. Ancak bazı durumlarda kohezyonsuz zeminlerin üç boyutlu emniyet faktörü, iki boyutlu emniyet faktöründen daha düşük olabilir.



Şekil 2.22 Bir sütunun plan, kesit ve 3B görünüşü (Hovland, 1977)

Chen'in dairesel kayma çalışmasından elde edilen en önemli sonuçlar şunlardır:

1. Üç boyutlu emniyet faktörü genellikle iki boyutlu emniyet faktöründen daha büyüktür ve bu üç boyut etkisi kohezyonlu zeminler için kohezyonsuz zeminlere göre daha önemlidir.
2. Kama tipi yenilme, F_3/F_2 oranının birden daha küçük olmasıyla sonuçlanır.
3. Dik bir zayıf zemin tabakası, her zaman hafif eğimli bir tabakadan daha küçük bir F_3/F_2 oranı verir.
4. Zayıf zemin katmanındaki kuvvet ne kadar düşük olursa, üç boyut etkisi o kadar derin olur.
5. Merkezi bloğun bitiş eğiminin azaltılması, uç alanlardaki artıştan dolayı daha yüksek bir emniyet faktörüne neden olur.

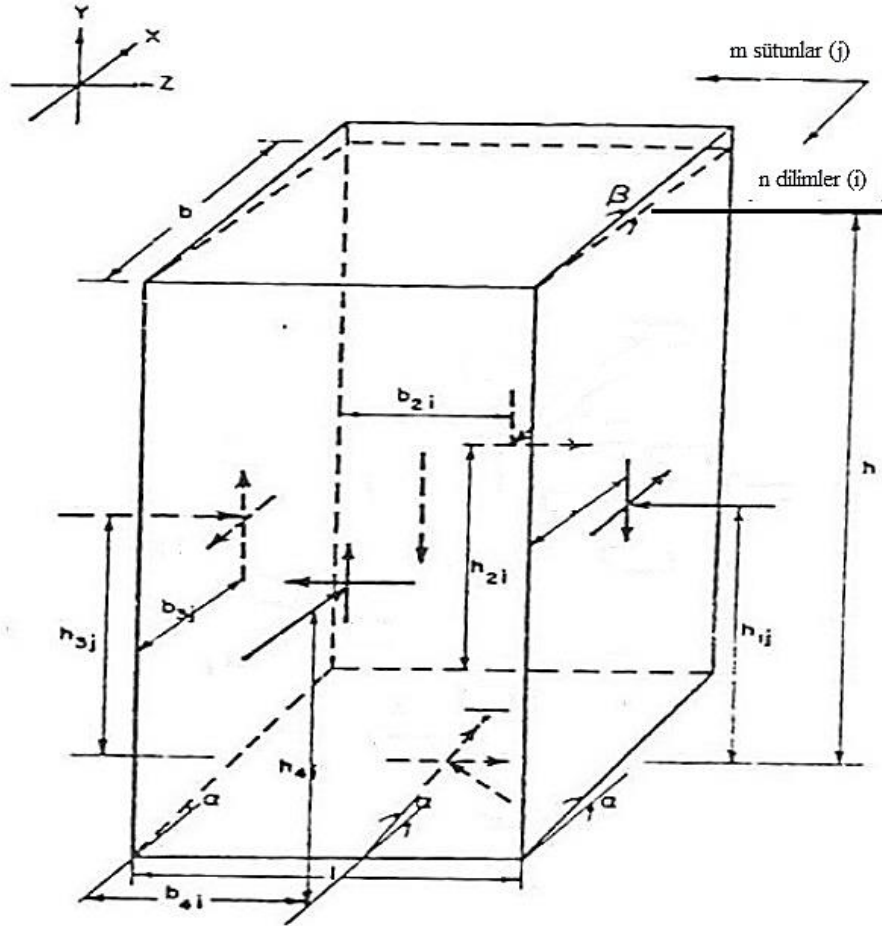
Rotasyonel tip yenilmenin temel varsayımları (Chen, 1981):

1. Yenilme kütlesi simetriktir ve birçok dikey sütuna bölünmüştür (Şekil 2.26)
2. Hareketin yönü yalnızca X-Y düzlemi boyunca, Z yönünde hareket yoktur. Bu nedenle, yenilme anında Y-Z düzlemi boyunca kesme gerilmelerinin sıfır olduğu varsayılmaktadır.
3. Sütunlar arası kesme kuvvetleri, kolunun tabanına paraleldir ve bu kuvvetlerin konumlarının bir fonksiyonudur.
4. Sütunlar arası normal gerilme dağılımının, derinlikle doğrusal olduğu varsayılmıştır.
5. Dilimler arası kuvvetlerin eğimi, tüm yenilme kütlesi boyunca aynı olduğu kabul edilir.

Önceki varsayımlara dayanarak, problem statik olarak belirlenir ve bu nedenle hesap edilen emniyet faktörü için kuvvet ve moment dengesi, her bir sütun ve toplam kütle için sağlanmış olur.

Chen'in rotasyonel kayma analizi şu sonuçları verir:

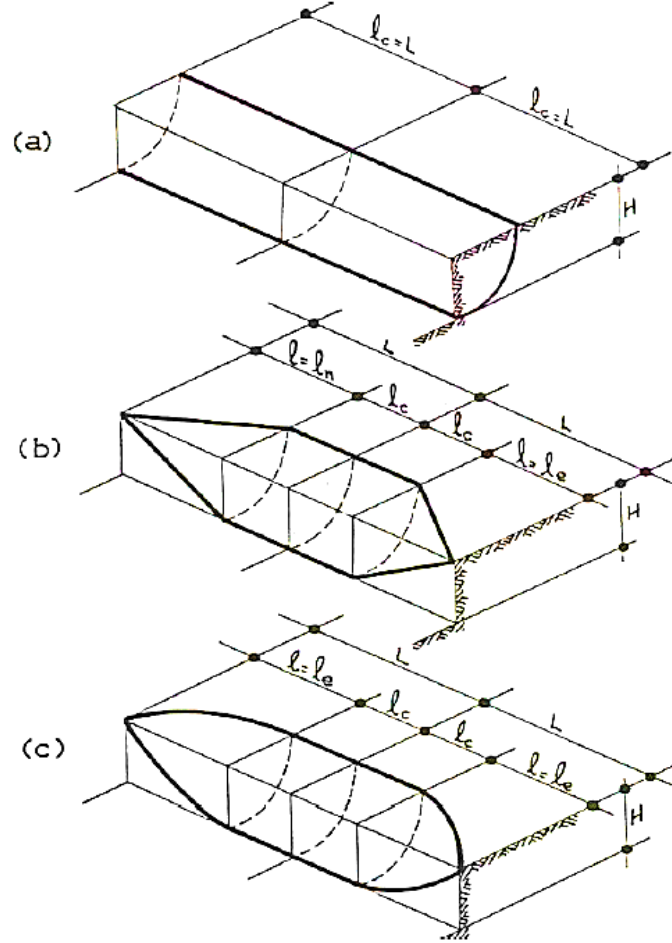
1. Üç boyutlu etkiler, yenilme kütesinin daha küçük uzunluklarında daha önemlidir.
2. Yumuşak şevlerdeki üç boyutlu etkiler, yüksek kohezyonlu ve düşük sürtünme açısına sahip zeminler için çok önemlidir.
3. Düşük kohezyonlu ve yüksek sürtünme açısına sahip zeminler için üç boyutlu güvenlik faktörü, iki boyutlu durumdakinden biraz daha düşük olabilir.
4. Boşluk suyu basıncı, üç boyutlu etkilerin daha da artmasına neden olabilir.
5. Dilimler arası kesişme açısı emniyet faktörünü etkiler.



Şekil 2.26 Bir kolunun serbest gövde diyagramı (Chen, 1981)

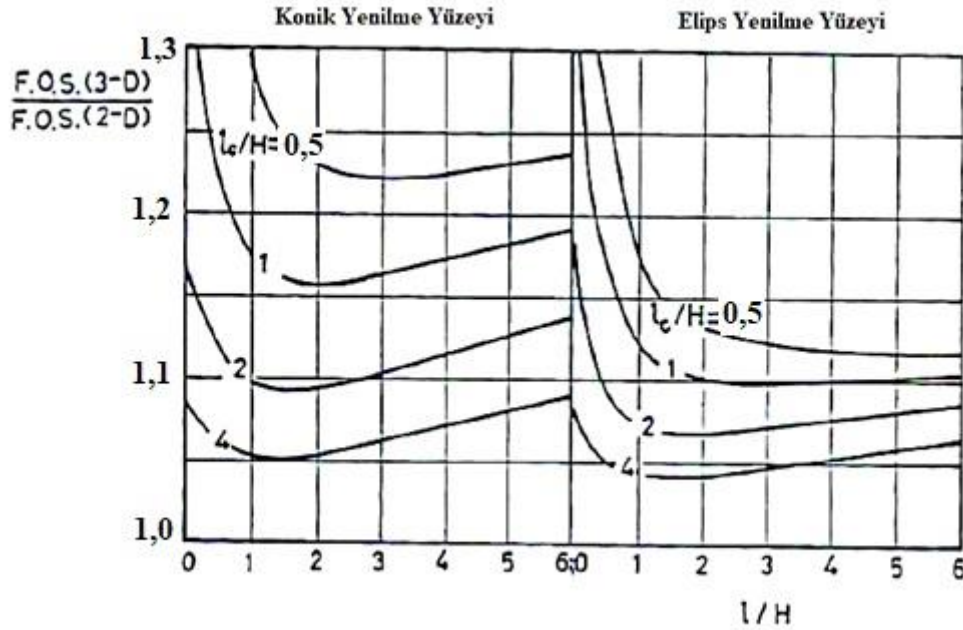
2.2.2.4 Baligh ve Azzouz

Baligh ve Azzouz (1975), Azzouz ve Baligh (1976, 1978, 1983) ile Azzouz ve diğer. (1981), kohezyonlu şevlerde meydana gelen üç boyutlu kayma yüzeyinin son etkilerini değerlendirmek için iki boyutlu dairesel yay metodu kavramını genişletmişlerdir. Sonsuz uzunluktaki bir silindirin dönmesi üzerine varsayım yapmak yerine, sonlu uzunlukta (l_c) bir silindirin rijit gövde hareketini ve buna bağlı bir uzunluk konisini (l_n) ya da uzunluk elipsoidi (l_s) düşünmüşlerdir (Şekil 2.27). Ek olarak, kayma yüzeyi üzerinde gelişen tüm temel kayma direnci kuvvetlerinin, daire eksenine dik olduğu varsayılmıştır. Bu çerçevede sayısal bir çözüm prosedürü ortaya koyulmuştur.



Şekil 2.27 Dikey kil kesiminde yenilme yüzeylerinin varsayılan farklı geometrileri; (a) Silindir, (b) Silindir ve Koni, (c) Silindir ve Elipsoid (Albatineh, 2006)

Sadece kohezyonlu zeminler dikkate alındığında, Baligh ve Azzouz (1975) iki yaklaşım için dönme eksenini üzerine yazılmış moment dengesi denklemini kullanarak güvenlik faktörünü belirlemişlerdir. Şekil 2.28; iki boyutlu yaklaşım kullanılarak elde edilen güvenlik faktörünün, üç boyutlu yaklaşım kullanılarak elde edilen emniyet faktörüne oranını göstermektedir.



Şekil 2.28 Kildeki dikey kesmeler için kesme yüzeyi geometrisinin, güvenlik faktörü üzerine etkisi (Baligh ve Azzouz, 1975)

Şekil 2.28'e dayanarak, Baligh ve Azzouz (1975) aşağıdaki sonuçları elde etmişlerdir:

1. Üç boyutlu etki, iki boyutlu etki ile karşılaştırıldığında emniyet faktörü artma eğilimindedir.
2. (l_c/H) arttıkça, F_3/F_2 azalır. (l_c/H) oranı 4'ü aşan yenilmeler, düzlemsel gerilime oldukça yakın sayılabilir.
3. Sabit bir (l_c/H) değeri için emniyet oranı faktörü, en muhtemel yenilme uzunluğunu gösteren kritik bir (l_c/H) değerinde minimuma ulaşır. Bununla birlikte bölgenin kritik değerindeki eğriler, özellikle küçük (l_c/H) değerleri için oldukça düzdür. Bu nedenle emniyet faktörü makul bir doğrulukla tahmin edilebilse bile, yenilmenin uzunluğunu $(2L)$ tahmin etmek daha zordur.

4. ($l = 0$) olduğunda F değerleri Şekil 2.27'deki her iki çizim için aynıdır.

Sonlu uzunluğa sahip kil şevlerinin taban/topuk yenilmesi için nümerik teknikler kullanılarak, Baligh ve Azzouz (1975)'in önerdiği belirli bir prosedür izlenerek kritik kesme yüzeyi ve ilgili güvenlik faktörü belirlenmiştir. Hesaplama zamanını kısaltmak için kayma yüzeyi topuktan geçecek şekilde uygulanmıştır.

Baligh ve Azzouz (1975)'teki sınırlamalar şunlardır:

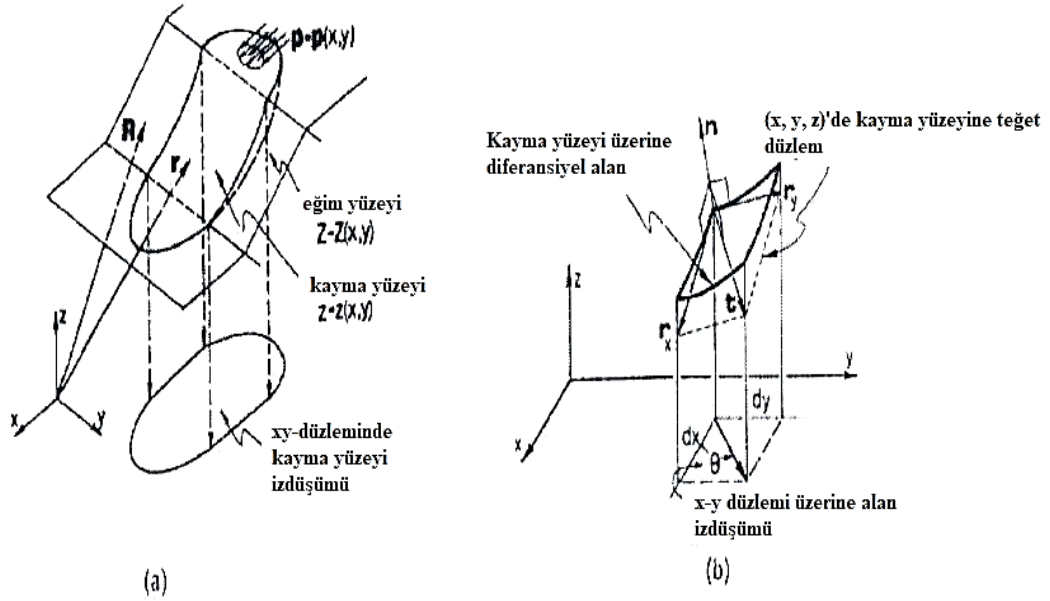
1. Önerilen yöntem yalnızca kohezyonlu şevlere uygulanabilir.
2. „Sadece moment dengesi sağlanmış ve kayma yüzeyine etkiyen kesme kuvvetlerinin dönme eksenine dik olduğu varsayılmıştır.
3. Üç boyutlu uzaydaki kayma yüzeyi geometrisi varsayılmıştır.
4. Minimum güvenlik faktörünü bulmak için eşdeğer iki boyutlu yöntemle göre parametrelerin daha fazla çeşitlenmesi gerekir.

2.2.2.5 Leshchinsky

Leshchinsky ve diğer. (1985) şev stabilitesi için Kopacsy (1957) tarafından sunulan limit denge analizlerine dayanan üç boyutlu bir matematiksel bir yaklaşım önermişlerdir (Şekil 2.29). Belirli bir şevin emniyet sınırını, mevcut kesme dayanımına göre ölçen ve bu nedenle sınırlayıcı bir koşulun stabil şevlere uygulanmasına izin veren bir formülasyon sunmuşlardır. Bu güvenlik sınırı üç bilinmeyenli bir fonksiyondur; kayma yüzeyi, normal gerilme ve bu yüzey üzerindeki kesme gerilmesinin yönü. Üç boyutlu şev stabilitesinin matematiksel problemi, limit denge denklemlerinin tümünü karşılayan emniyet faktörünün asgari değerini veren yukarıdaki üç fonksiyonu elde etmektir.

Denge denklemlerinin izoperimetrik bir problem olarak düzenlenmesi ve daha sonra değişimli ekstremizasyon yapılmasıyla şu sonuçlar elde edilmiştir:

1. Harici kayma yüzeyi fonksiyonları için emniyet faktörü, normal gerilme fonksiyonundan bağımsızdır.
2. Kayma yüzeyi üzerindeki temel kesme kuvveti yönü, kayma yüzeyi fonksiyonuna bağlıdır ancak normal gerilme fonksiyonuna bağlı değildir.
3. Harici kayma yüzeyi pürüzsüz yani sürekli ve ilk türe ve sahiptir.



Şekil 2.29 Üç boyutlu analiz için temel kural ve tanımlar: (a) 'r' ve 'R' vektörleri, (b) temel kesme kuvvetinin yönü " θ ", (Leshchinsky ve diğer., 1985)

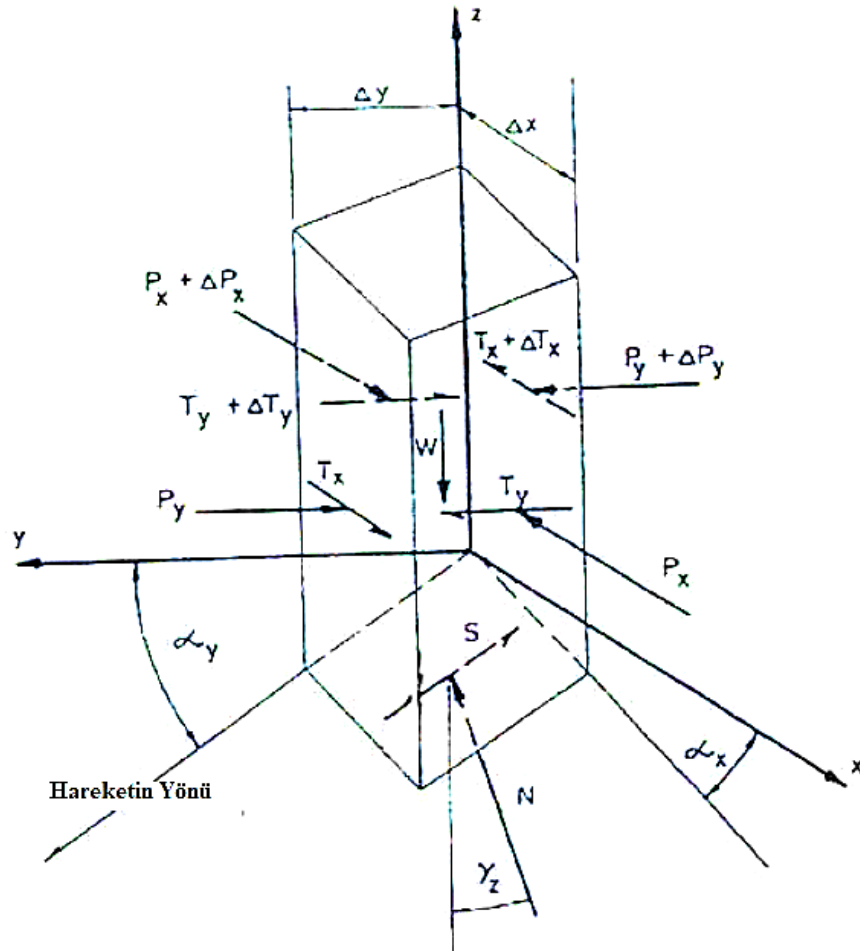
Harici kayma yüzeyi ve türevleri ile ilgili birinci derece kısmi diferansiyel denklem ortaya koymuşlardır. Yukarıdaki sonuçlara dayanarak, en küçük güvenlik faktörünü belirlemek için böyle bir çözüm yeterlidir. Ancak bu denklemin çözümü karmaşıktır. Bu nedenle problem, karmaşıklığın önemli ölçüde azaltıldığı simetrik kayma yüzeyleriyle sınırlandırılmıştır.

2.2.2.6 Hungr

Hungr (1987), iki boyutlu basitleştirilmiş Bishop (1955) yönteminin varsayımlarını bir mikrobilgisayar programı kullanarak üç boyutlu bir yöntem önermiştir:

1. Her sütünun hem boyuna hem de yatay yüzeyde etki eden dikey kesme kuvvetleri, denge denklemlerinde ihmal edilebilir.
2. Her sütünun dikey kuvvet dengesi denklemi ve tüm sütün grubunun toplam moment dengesi denklemi, tüm bilinmeyen kuvvetleri belirlemek için yeterli koşullardır.

Bir sütünun tabanına etki eden toplam normal kuvvet (N), dikey kuvvet denge denkleminde elde edilebilir (Şekil 2.30).



Şekil 2.30 Tek bir kolona etkiyen kuvvetler (Hungar, 1987)

$$N = \frac{W - cA \sin \alpha_y / F + uA \tan \phi \sin \alpha_y / F}{m \alpha} \quad (2.53)$$

Burada;

W: sütunun toplam ağırlığı

u: boşluk suyu basıncı (sütunun ortasına etki eder)

A: gerçek taban alanı

c: kohezyon

ϕ : sürtünme açısı

F: güvenlik faktörü

$$m_{\alpha} = \cos\gamma_z \left(1 + \frac{\sin\alpha_y \tan\phi}{F \cos\gamma_z}\right) \quad (2.54a)$$

$$A = \Delta x \Delta y \frac{(1 - \sin^2\alpha_x \sin^2\alpha_y)^{1/2}}{\cos\alpha_x \cos\alpha_y} \quad (2.54b)$$

Hungr ve diğer., (1989), basitleştirilmiş Bishop (1954) ve basitleştirilmiş Janbu yöntemlerinin bir uzantısı olan üç boyutlu bir yöntem kullanarak, çözüm için karşılaştırmalar göstermişlerdir.

Karşılaştırmaların sonucunda şu veriler elde edilmiştir:

1. Basitleştirilmiş Bishop yöntemi, rotasyonel ve simetrik kayma yüzeyleri için üç boyutlu emniyet faktörünün kesin tahminlerini verir. Bu nedenle iki boyutlu eşitliklerine benzer olarak, çok çeşitli pratik problemlere uygulanabilir.
2. Basitleştirilmiş Bishop yöntemi, bazı rotasyonel ve asimetric yüzeyler için kullanıldığında korunumlu olma eğilimindedir çünkü içsel dayanımı ihmal eder.
3. Bilineer (iki doğrulu) geometriye benzeyen iki boyutlu yüzeyler için basitleştirilmiş Janbu yöntemi, Bishop metodundan her zaman daha korunumludur.
4. Bishop yöntemi, zayıf tabanlı düzlemleri olan kompozit yüzeyleri içeren önemli problemlerde oldukça doğru görünmektedir.

2.3 Kütle Hareketlerinin Sınıflandırılması

Terim olarak ‘‘kütle hareketi’’ jeomorfolojik bir terim olup (Cornforth, 2005), sıklıkla heyelan ile karıştırılmasına rağmen heyelanı da içine alan, oldukça geniş kapsamlı olarak kayma, ölçme ve duraysızlık hareketlerini açıklamaktadır (Aliyazıcıoğlu ve diğer., 2017, Akbulut, 2012). Hareket eden kütlelerin hareketini tetikleyen faktörleri, malzeme türü ve hareketin şekli göz önünde bulundurularak hazırlanan en geniş kapsamlı sınıflandırma Varnes (1978) tarafından yapılmıştır (Tablo 2.1).

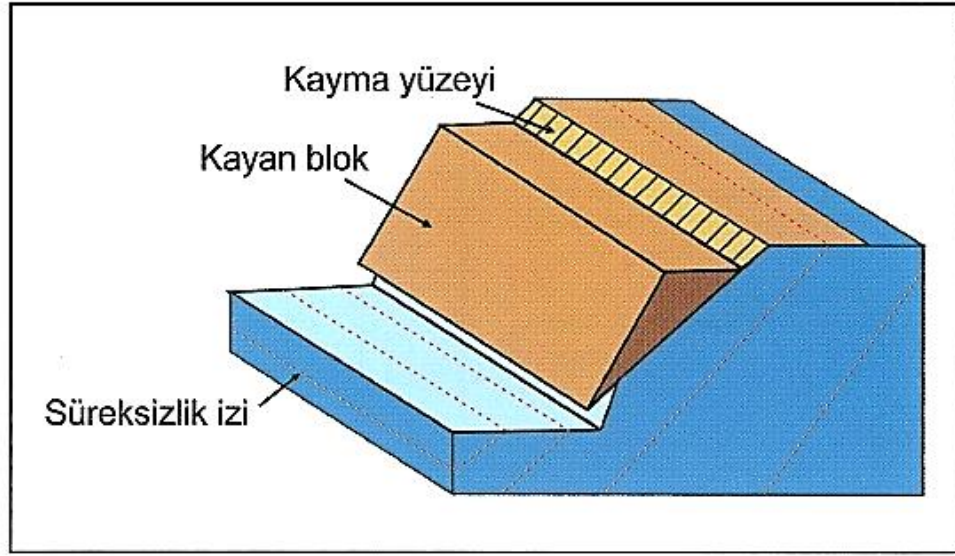
Tablo 2.1 Kütle hareketlerinin sınıflandırılması (Varnes, 1978)

DURAYSIZLIK TÜRÜ			MALZEMENİN TÜRÜ		
			KAYA	ZEMİN	
				İri Taneli	İnce Taneli
<i>DÜŞME</i>			Kaya düşmesi	Moloz düşmesi	Zemin düşmesi
<i>DEVİRİLME</i>			Kaya devrilmesi	Moloz devrilmesi	Zemin devrilmesi
KAYMA	<i>DAİRESEL</i>	Az sayıda birim	Kayada dairesel kayma	Molozda dairesel kayma	Zeminde dairesel kayma
	<i>ÖTELENMELİ</i>	Çok sayıda birim	Kayada blok türü ötelenme Kaya ötelenmesi	Molozda blok türü ötelenme Moloz kayması	Zeminde blok türü ötelenme Zemin kayması
<i>YANAL YAYILMA</i>			Kaya yayılması	Moloz yayılması	Zemin yayılması
<i>AKMA</i>			Kaya akması	Moloz akması	Zemin akması
<i>KARMAŞIK KAYMA</i>			Yukarıda belirtilen duraysızlık türlerinden iki veya daha fazlasının bir arada olmasıyla oluşan karmaşık kaymalar		

Çalışma kapsamında duraysızlık türlerinden düzlemsel kayma, kama tipi kayma, dairesel kayma ve devrilme türü yenilmeler aşağıdaki başlıklar altında ele alınmıştır.

2.3.1 Düzlemsel Kayma Tipi Yenilmeler

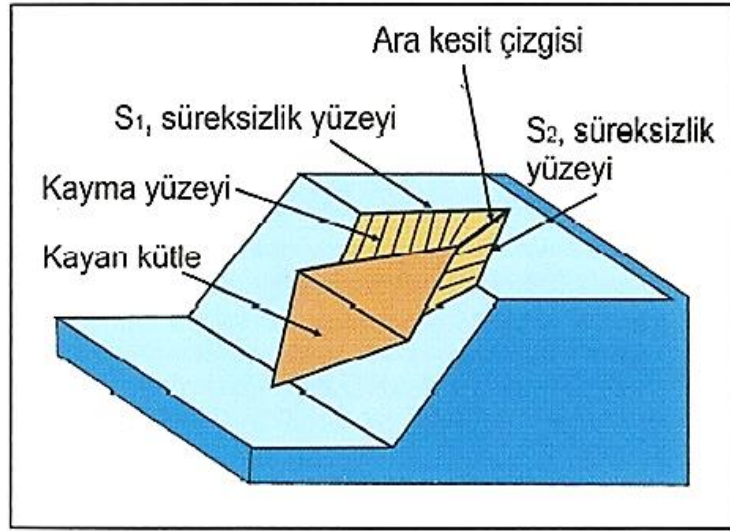
Düzlemsel kayma; kütlelerin fay, çatlak tabakalanmaları gibi düzlemsel süreksizlik yüzeyleri boyunca ve şevin eğimi yönünde gerçekleşen hareket türüdür (Şekil 2.31). Kayma hareketinin gerçekleşeceği yüzeyin kesme dayanımı, hareketli kütlelerin kesme dayanımından oldukça düşüktür ve hareketli kütle yaklaşık olarak süreksizlik yüzeyinin genel eğimiyle paralel olarak kayar (Akbulut, 2012).



Şekil 2.31 Düzlemsel kayma (Hoek ve Bray, 1977)

2.3.2 Kama Tipi Kayma

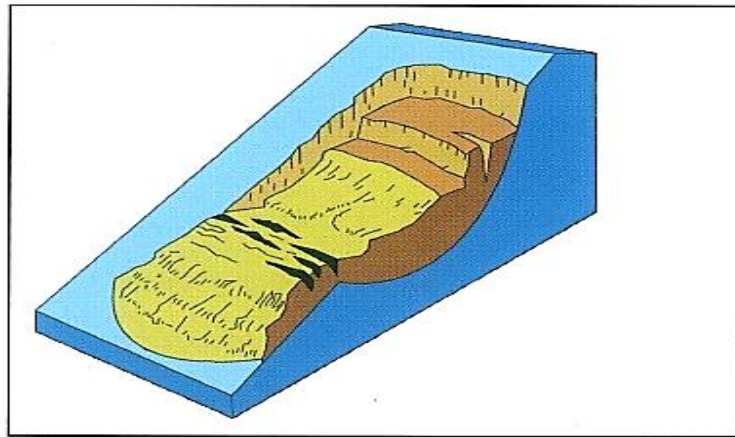
Düzlemsel kaymada olduğu gibi kütle hareketinin eğim yönünde olduğu, birden fazla süreksizliğin kesişerek kama şeklinde kütlelerin kaymasına kama türü kayma denir (Şekil 2.32). Bu tip yenilmede süreksizliklerin devamlılığı yüksektir.



Şekil 2.32 Kama tipi kayma (Hoek ve Bray, 1977)

2.3.3 Dairesel Kayma

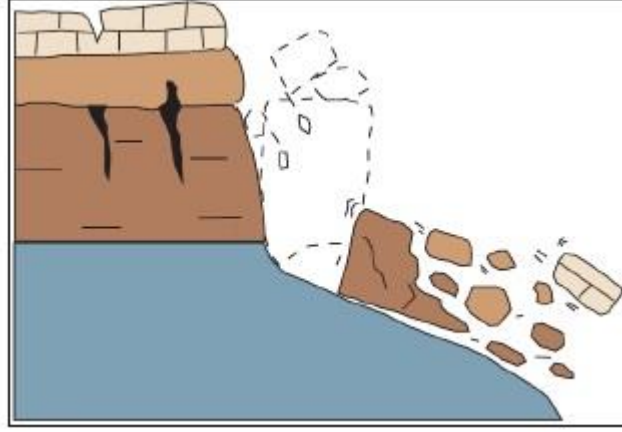
Dairesel kaymalarda kütlelerin hareketi sırasında ön kısım eğim yönünde aşağı doğru hareket ederken, arka kısım geriye doğru yatar ve dairesel bir yüzey boyunca kaşık şeklinde bir kayma gerçekleşir (Şekil 2.33). Litolojik olarak tutturulmamış killi, siltli ve kumlu birimlerde meydana geldiği gibi ileri derecede ayrılmış kaya ortamlarında ve/veya eklemli kaya kütlelerinde gelişir (Akbulut, 2012).



Şekil 2.33 Dairesel tip kayma (Highland ve Bobrowsky, 2008)

2.3.4 Devrilme Türü Yenilme

Devrilme tipi yenilmelerde süreksizliklerin eğimi, şev eğiminin tersi yönündedir ve blok yapıdaki kütlelerin devrilmesi şeklinde meydana gelen yenilmelerdir (Şekil 2.34), (Aliyazıcıoğlu ve diğer., 2017).

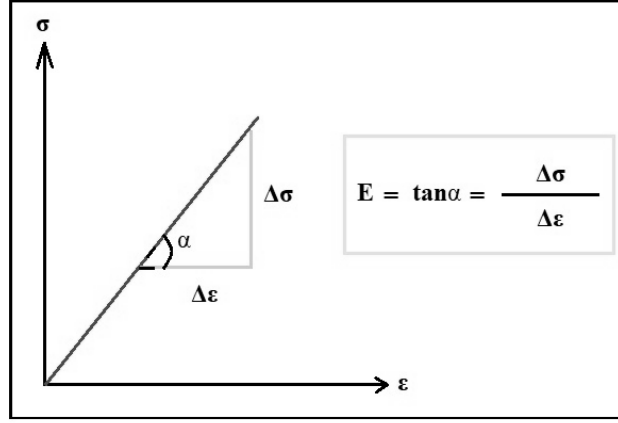


Şekil 2.34 Devrilme türü yenilme (Highland ve Bobrowsky, 2008)

2.4 Şev Duraylılığı Analizlerinde Kullanılan Bazı Parametreler

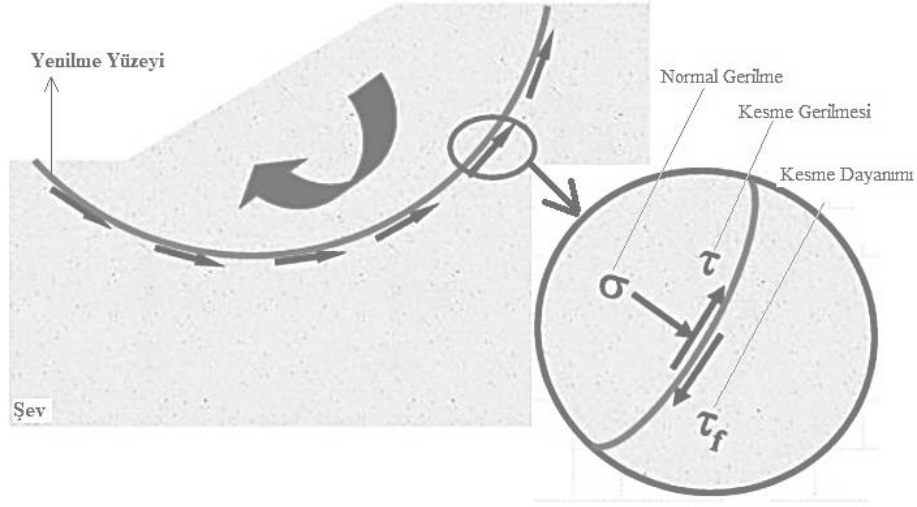
Bu başlık altında şev duraylılığı analizlerinde sıklıkla ihtiyaç duyulan kaya veya zemin parametreleri kısaca açıklanmıştır.

- **Elastisite Modülü:** Hook Kanunu'na göre kusursuz olarak elastik olan malzemede yüke bağlı oluşan gerilme ile birim deformasyon arasındaki ilişki sabittir. Lineer boyutta birim deformasyon ile gerilme arasındaki bu ilişki ‘‘elastisite modülü (E)’’ olarak adlandırılır ve Şekil 2.35'te gösterildiği şekilde bulunur (Aksoy ve diğer., 2012)



Şekil 2.35 Elastisite modülü

- Poisson Oranı: Malzemede yüke bağlı oluşan aynı gerilme değeri aralığında yatay (çapsal) ve düşey (eksenel) birim deformasyon değerleri farklılık göstermektedir. Bir anlamda bu farklılığın ifadesi olan Poisson oranı ise aynı gerilme aralığında, düşey elastisite modülünün yatay elastisite modülüne oranı olarak tanımlanmaktadır (Hoek ve Diederichs, 2006).
- Kohezyon: Kelime anlamıyla birleşme, bir araya gelme manasında olup, moleküller arası çekim kuvveti olarak ifade edilir. Başka bir deyişle, malzemenin üzerinde normal gerilmeler olmadan kendisinde doğal olarak var olan kesme dayanımının bir tanımıdır (Aksoy ve Kömürlü, 2017).
- İçsel Sürtünme Açısı: Malzeme üzerine etkiyen normal gerilmenin meydana getirdiği kesme dayanımı değerinin ölçütüdür. Mohr-Coulomb yenilme zarfının eğim açısı olan mekanik bir dayanım parametresidir (Aksoy ve Kömürlü, 2017).
- Permeabilite: Kütle ortamında sıvının birim zamanda hangi aralıkta ve mesafede ilerleyebileceğini gösteren bir parametredir. Kısaca sıvı geçirgenliği olarak da bilinir (Aksoy ve Kömürlü, 2017).
- Kesme Dayanımı: Bir kütlede veya zeminde yenilme gerçekleşmeden meydana gelebilecek olan maksimum kesme gerilmesidir (Şekil 2.36).



Şekil 2.36 Bir şev üzerinde kesme dayanımı ve gerilmeler

2.5 PLAXIS 3D Sayısal Modelleme Aracı

PLAXIS, jeoteknik mühendisler ve araştırmacılar tarafından yirmi yıldan fazla süredir kullanılan zemin ve kaya kütleleri için bir sonlu eleman yazılımıdır. Yazılım ilk defa Hollanda'daki yumuşak zeminlerin analizi için 1987 yılında Delft Teknik Üniversitesi tarafından geliştirilmiştir (Brinkgreve ve Vermeer, 2001). Yazılıma daha sonra sonlu elemanlar yöntemi eklenerek, jeoteknik mühendislik simülasyonlarının tüm uygulamalarını kapsayacak şekilde genişletilmiştir. PLAXIS'te çok yönlü yapısal elemanlar ile farklı kaya/zemin modelleri kullanılmıştır. Programdaki otomatik yapısal ağ oluşturma aracında, 6-node'dan 15-node'a kadar üçgen elemanlar bulunduğundan dolayı, zemin modellerinin oluşturulmasını kolay ve pratik hale getirir. Program, şev güvenlik katsayısını hesaplamak için Mohr-Coulomb (M-C) yenilme modelini kullanır. PLAXIS'te güvenlik katsayısı hesap edilirken phi/c-azaltma metodu kullanılmaktadır. Bu metotta basitçe kohezyon ve sürtünme açısının tanjantı aynı oranda azaltılır.

Bilgisayar programı, stabilite analizleri ve sabit durumlu yeraltı suyu akış hesapları da içinde olmak üzere pek çok jeoteknik probleme uygulanabilir. Bu yazılım birkaç sonlu eleman modeli ve dört ana alt rutin içerir. Bu alt rutinler girdiler, hesaplamalar, çıktılar ve eğri çizimleridir. Şev modelleri giriş alt rutini ile analiz edilir. Kesme dayanımı parametrelerini içeren malzeme özellikleri girdi olarak verilir ve belirli bir kaya kütlesi için tanımlanır. Sonlu elemanlar ağını üretmek için 6-node'lu üçgen elemanlar oluşan bir düzlem modeli seçilir. Ayrıca duraylılık analizleri için M-C malzeme modeli kullanılır. Seçilen M-C modeli, zemin mekaniğinin elastik-tam plastik teorisine dayanır. Buna göre modelde hem elastik parametreler (E , ν) hem de plastik parametreler (c' , ϕ' , ψ) kullanılmıştır. Benzer şekilde verim fonksiyonuna (f) ek olarak model, zeminin plastik davranışı ile ilişkili dilatans (genleşme) açılı (ψ) bir potansiyel fonksiyona (g) sahiptir. M-C modelinin formülasyonu altı verim fonksiyonundan ve altı pratik fonksiyondan oluşur (Pulat, 2009).

Geçici rejim analizi (transient flow) ve durgun durum analizi (steady state flow) olmak üzere iki çeşit hesaplama biçimi vardır. Durgun durum analizi, kaya kütlelerinin veya zeminin herhangi bir noktasındaki hidrolik yükün ve geçirgenlik katsayısının yeraltı suyu akışının bir durumu olarak düşünülen zamana göre sabit kaldığı bir analiz olarak tanımlanır. Bunun tam tersine geçici rejim analizinde hidrolik yük ve genellikle geçirgenlik katsayısı da zamana bağlı olarak değişir. Değişimler, sınır şartlarında zamana bağlı gerçekleşen değişikliklerle ilişkilidir.

PLAXIS'te olduğu gibi gelişmiş sonlu elemanlar programını kullanmanın başlıca avantajları şunlardır:

1. Modelde şevin yatay ve dikey yer değiştirmeleri hesaplanabilmektedir.
2. Önceden belirlenmiş bir yenilme yüzeyine gerek yoktur.
3. Aşamalı yenilme ve dağıtılmış deformasyonlar kısmen belirlenebilir.
4. Dinamik tepkiler ve sismik deformasyonlar aynı anda hesaplanabilir.

2.5.1 Sonlu Elemanlar Yöntemi

Sonlu elemanlar yöntemi (FEM-Finite Element Method) şev duraylılığı analizlerinde, limit denge yönteminden (LEM-Limit Equilibrium Method) daha doğru sonuçlar vermektedir çünkü FEM zemin kütlelerinin (yerel alan) ve çevresindeki kütlelerin (geniş çaplı alan) herhangi bir noktasında dengeyi karşılarken, LEM yenilen kütle için yalnızca geniş çaplı kuvveti veya moment dengesini karşılar. FEM kullanılarak elde edilen güvenlik faktörünün 2B ve 3B analizlerinin, LEM'den daha doğru olduğu düşünülmektedir (Albatineh, 2006).

Sonlu elemanlar yöntemi, şevlerin geometrisini ve topoğrafyasını simüle etmek için kullanılabilir. Ancak üç boyutlu limit denge yöntemlerinden bazılarının kayma yüzeyinin şekli ile ilgili kısıtlamaları vardır. Örneğin, Leshchinsky ve Huang (1992) tarafından önerilen üç boyutlu yöntem simetrik kayma yüzeyini varsaymıştır. Kayan kütlelerin düzensiz geometrisi ve değişen tabaka kalınlıkları nedeniyle, şevin geometrisine daha fazla basitleştirme eklemek güvenlik katsayısının güvenilirliğini azaltacaktır ve bu nedenle pratikte bu tarz bir uygulamadan kaçınılmalıdır (Albatineh, 2006).

BÖLÜM ÜÇ

VERİ TOPLAMA VE ANALİZ

3.1 Bigadiç Bor İşletmeleri Açık İşletme Sahası

Bigadiç Bor İşletme Müdürlüğü, Balıkesir ilinin yaklaşık 36 km güneydoğusunda, Bigadiç ilçesine bağlı 12 km kuzeydoğusunda konumlanıp, özel sektör tarafından işletilmekte iken maden ocakları, işletmecisi Fransız şirketin saha sınır anlaşmazlığının büyümesinden dolayı Enerji ve Tabii Kaynaklar Bakanlığı'nın 13.02.1976 tarihli yazısıyla Etibank'a verilmiştir ve böylece bölgedeki madencilik faaliyetlerine başlanmıştır. 30.01.2004 tarihinden sonra da Eti Maden İşletmeleri Genel Müdürlüğü'ne bağlı Bigadiç Bor İşletme Müdürlüğü olarak faaliyetlerini sürdürmektedir.

Bölgede Tülü, Acep ve Simav olmak üzere üç adet açık ocak faaliyetine devam etmektedir. Çalışma alanı, 1/25 000 ölçekli Balıkesir J20-a1 ve J20-a2 paftalarında yer alır (Şekil 3.1). Burada cevher olarak üleksit ve kolemanit cevherleri bulunmaktadır. Cevher çıkarma ve pasa kaldırma işleri delme-patlatma yöntemi ile gerçekleştirilmektedir. Dekapaj sonucu çıkan pasa, döküm sahalarında depolanmaktadır. Açık ocak sahasında ortaya çıkan kaynak suları ise gölette toplanarak konsantratör tesisine yıkama suyu olarak beslenmekte, bir kısmı ise buharlaşmaktadır.

Teze konu olan araştırmalar, saha çalışmalarının yapılması ve veri toplanması, Dokuz Eylül Üniversitesi Mühendislik Fakültesi tarafından yürütülen, Bigadiç Bor İşletme Müdürlüğü Faaliyet Sahasındaki Yeraltı Sularının Kalitesini Etkileyen Sebeplerin Araştırılması Projesi kapsamında gerçekleştirilmiştir. Proje kapsamında 10 adet araştırma sondajı, 18 adet pompaj ve gözlem kuyusu hidrojeolojik amaçlı yeraltı suyu seviye takibi ve pompaj testleri yapılmıştır. Diğer bir yandan, Eti Maden işletme verileri, bölgenin toprak ve topoğrafik haritaları, hidrojeolojik verileri de elde edilmiştir.



Şekil 3.1 Bigadiç Bor İşletme Müdürlüğü yerbulduru haritası (Google Earth, 2019)

Tez çalışmasının temel amacına yönelik olarak ise sahada mevcut olan ocaklardan Simav ocağı ele alınmış olup, jeolojik ve hidrojeolojik verilerden yararlanılmıştır. Şekil 3.2’de Simav açık işletme sahasının bir görüntüsü yer almaktadır.



Şekil 3.2 Bigadiç-Simav açık işletme sahası (Kişisel arşiv, 2018)

3.2 Bigadiç Bor İşletme Sahasında Gerçekleştirilen Çalışmalar

Sahada jeofizik araştırmalar Düşey Elektrik Sondajı (DES) yöntemi ile yapılmıştır. Yapılan DES çalışmaları ile mevcut arazinin jeolojik yapısı, tabakaların kalınlıkları ve jeolojik-jeofizik modeli ortaya çıkarılmıştır. Çalışma kapsamında 10 adet düşey elektrik sondajı uygulanmıştır.

Yeri oluşturan jeolojik yapıların elektrik akımını farklı iletmeleri ilkesine dayanan düşey elektrik sondajı yöntemi; yeraltı suyu, metalik mineral ve kil araştırılmasında ana yöntem olarak kullanılmaktadır. Ayrıca yeraltındaki katmanların uzanım, derinlik ve kalınlıklarını, gömülü fayların konumlarının ve heyelan düzlemlerinin belirlenmesinde diğer jeofizik yöntemlerle veya tek başına kullanılmaktadır.

3.2.1 Çalışma Alanında Litolojinin Tanımlanması

Sahada 10 noktada DES ölçümleri yapılmış olup, alüvyon tabakanın inceleme alanının tamamında yer aldığı görülmüştür. Yeraltı suyunun varlığını ortaya koyan, yeraltı su seviyesine çok yakın bölgelerdeki önemli özdirenç düşüşü bulguları elde edilmiştir. Eğer yapının taşıdığı suyun özdirenci sabit kalacak olursa, ölçülen özdirenç değişiklikleri ile değerlendirilen kesitler jeolojik yapıya tam bir uyumluluk gösterirler. Özdirenç değerinin düşmesi, yapının tane çapının küçüldüğünü gösterir. Bunun tersi olarak özdirenç değerinin büyümesi ise tane çapının büyümesiyle açıklanır. Kilin bazı seviyelerinin çakıl içermesi özdirencin yükselmesine ve buna karşılık olarak kumun bazı seviyelerinin kil içermesi özdirencin düşmesine neden olmakta, aynı şekilde çakılın bazı seviyelerinin kum ve kil içermesi de özdirencin düşmesine yol açmaktadır. Gözenekliliğin özdirenç ve malzeme durumları ile olan ilişkisi ters orantılıdır. Yani gözenekliliği büyük olan yapının özdirenç değeri küçük ve dolayısıyla ince elemanlı, gözenekliliği küçük olan elemanların özdirenç değeri büyüktür.

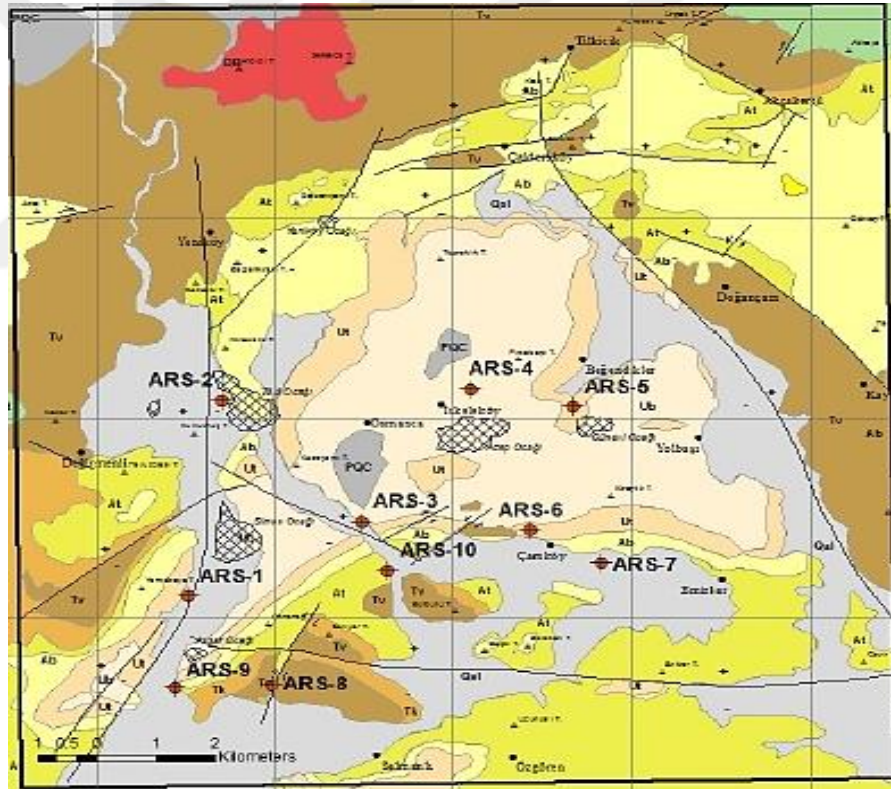
DES verilerine baktığımızda özdirenç değerleri çok düşük olan seviyeler killi, kumlu, çakıllı seviyeler olup, biraz daha yüksek özdirençli seviyelerin marn, kireçtaşı

birimleri olduğu görülmüştür. Çok yüksek özdirenç değerlerine sahip seviyeler ise boratlı zon, masif sağlam kayaç şeklinde yorumlanabilir.

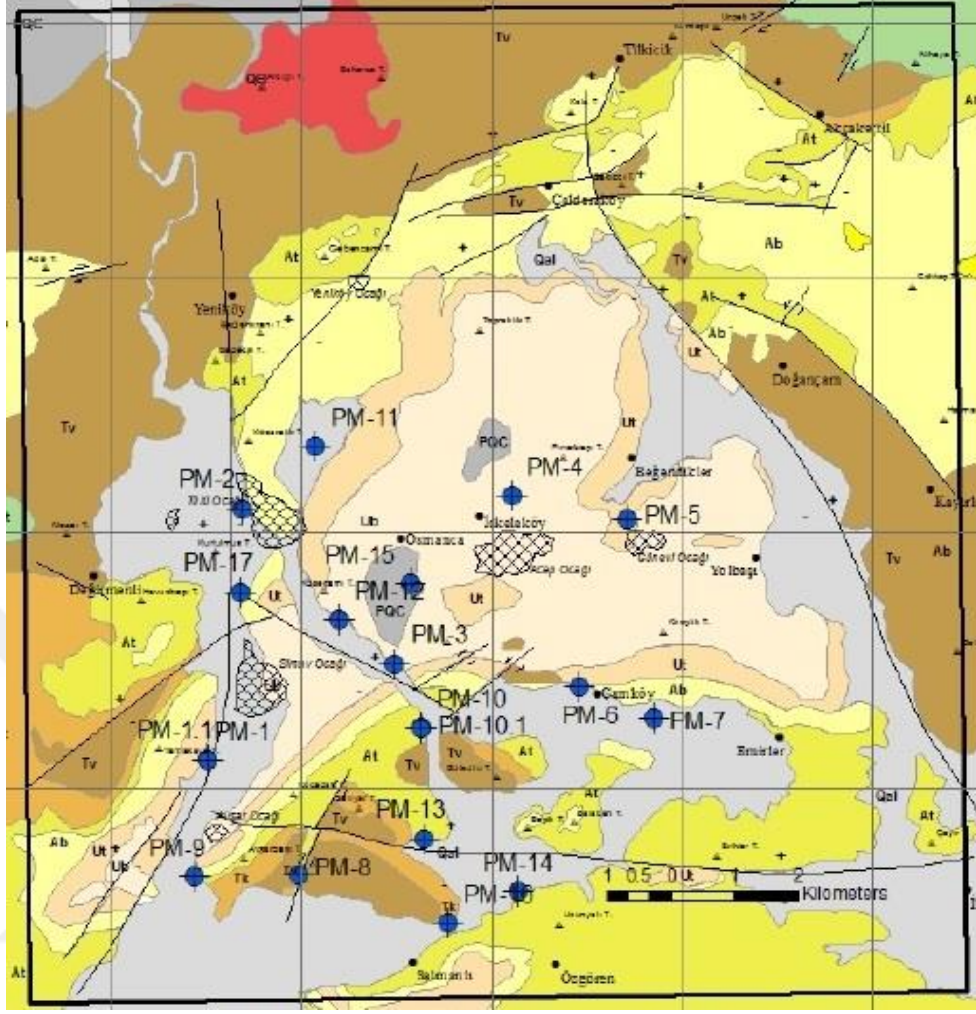
3.2.2 Araştırma ve Pompaj Kuyuları

Araştırma kuyularından alınan karot bilgileri ışığında, pompaj kuyu derinlikleri ve yeraltı suyuna kaynak oluşturan birimlerin litolojik özellikleri hakkında bilgi elde edilmiştir ve Şekil 3.3'te bu kuyuların sahadaki konumları verilmiştir.

Açılan pompaj ve gözlem kuyuları yeraltı suyu akım yönünde, kalitesinin izlenebileceği alanlarda açılmıştır (Şekil 3.4).



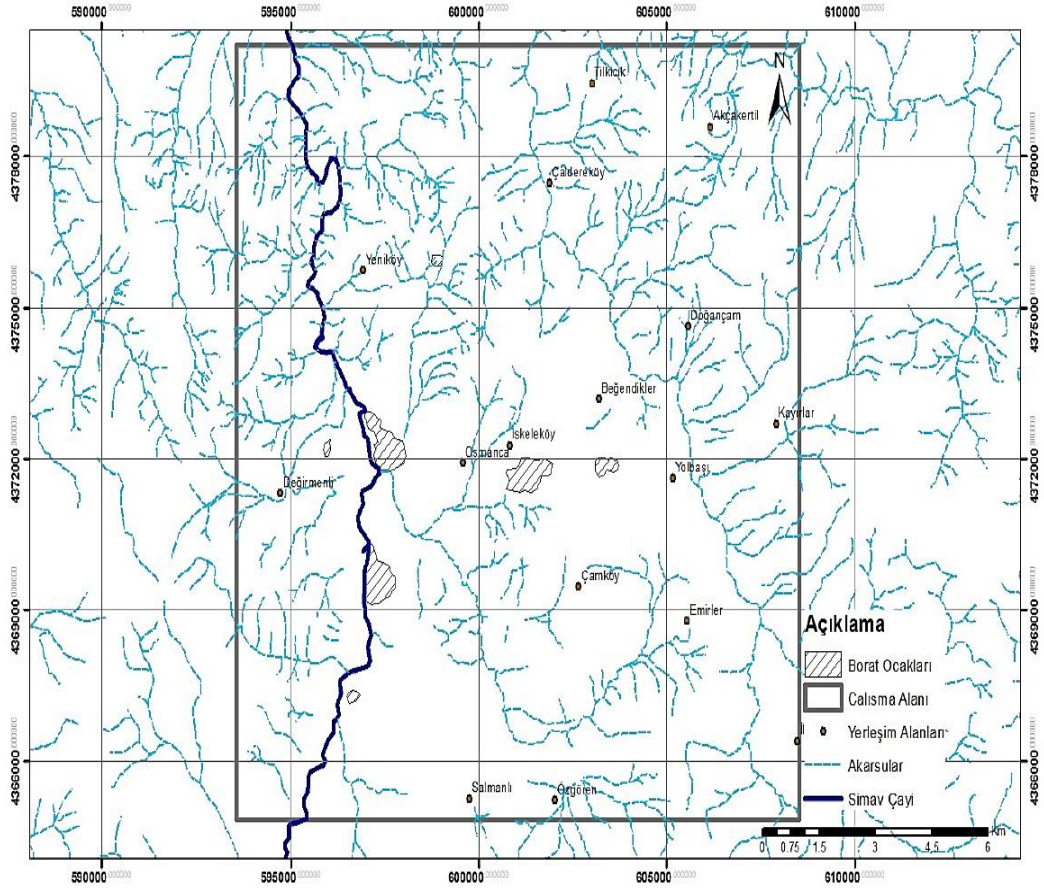
Şekil 3.3 Araştırma kuyularının lokasyonları



Şekil 3.4 Pompaj kuyularının lokasyonları

3.2.3 Drenaj Ağı Haritası

Çalışma alanı, Türkiye'nin önemli su havzalarından biri olan Susurluk havzasında yer almaktadır. Genel olarak çalışma alanını oluşturan Bigadiç Bor İşletmeleri sahası ve çevresinde yoğun bir drenaj ağı gözlenmemektedir. Ancak alanın doğu ve batı kesimlerinde drenaj ağı daha yoğun olup, alanın batısında akan Simav Çayı'nı beslemektedir (Şekil 3.5).



Şekil 3.5 Çalışma alanının drenaj ağı haritası

3.2.4 Çalışma Alanının Jeolojik Özellikleri

Çalışma alanı ve yakın çevresinde temelde gözlenen birimleri şist ve mermerlerden oluşan Paleozoyik yaşlı Menderes Masifi ile Mesozoyik yaşlı ofiyolit, radyolarit, kumtaşı ve kireçtaşı içeren Bornova Karmaşığını oluşturur. Ancak inceleme alanı içerisinde Paleozoyik yaşlı birimler gözlenmemekte ve Bornova Karmaşığına ait birimler temel kaya olarak karşımıza çıkmaktadır. Mesozoyik yaşlı birimler üzerine uyumsuzlukla Senozoyik yaşlı birimler gelmektedir. Senozoyik yaşlı birimleri yaşlı birimden genç birime doğru; bazalt, andezit traki andezit, tuf ve aglomeradan oluşan taban volkanit birimi, kiltası kireçtaşı marn ve dolomitlerden oluşan taban kireçtaşı birimi, alt tuf birimi, alt boratlı zon, üst tuf birimi, üst boratlı zon, bazaltlardan oluşan Dededağ formasyonu ile bu birimleri örtü şeklinde üstleyen Kuvaterner yaşlı kiltası, kumtaşı, konglomeradan oluşan genç tortullar ve alüvyon olarak belirlenmiştir (Palmer ve Helvacı, 1997). Proje sahasında önceki çalışmalar kısmında belirtilen

alışmalar ışığında oluşturulan jeolojik özellikler aşağıda sunulmuştur. Çalışma alanının genelleştirilmiş stratigrafik kolon kesiti Şekil 3.7'de verilmiştir.

Çalışma alanının tüm jeolojik birimlerini içeren ve Simav Ocağı'na ait bir fotoğraf Şekil 3.6'da gösterilmiştir. Ocağın mevcut derinliği yaklaşık 200 metre olup, ulaşacağı derinlik değişen ve yenilenen ocak projeleriyle birlikte değişmektedir.



Şekil 3.6 Bigadiç-Simav açık işletmesinde tüm birimlere ait genel görünüm (Kişisel arşiv, 2018)

ZAMAN	SERİ	ALT SERİ	FORMASYON	KALINLIK (m)	LİTOLOJİ	AÇIKLAMALAR
SENOZOYİK	KUVATERNER			0-70 m		Çakıl, kum ve kil Uyumsuzluk ALÜVYON
				50-180 m		Kilitaşı, kumtaşı, konglomera Uyumsuzluk GENÇ TORTULLAR
	0-50 m	Siyah ve grimsi renkli yer yer gaz boşluklu bazalt BAZALT				
	20-110 m	Boratlı zon, kilitaşı, marn, kireçtaşı, killi kireçtaşı, tuf ÖST BORATLI ZON				
	90-110 m	Üst seviyelerde ince taneli açık gri renkli tuf, tabanda kaba taneli-sarımsı yeşil tuf ÖST TÖP BİRİMİ				
	35-130 m	Sarımsı beyaz renkli boratlı zon, marn, kilitaşı, killi kireçtaşı, çamurtaşı, tuf ALT BORATLI ZON				
	100-150 m	Sarımsı beyaz, koyu gri renkli Gölsel-Karasal alt tuf, kömürü fasiyes ALT TÖP BİRİMİ				
	50-90 m	Beyaz, sarımsı beyaz, yeşil, krem ve bej renkli kireçtaşı, kilitaşı, marn, dolomit Uyumsuzluk TABAN KİREÇTAŞI				
	>250 m	Bazalt, andezit, trakiandezit, trakit, dasit, tuf, aglomera Uyumsuzluk TABAN VOLKANİT BİRİMİ				
	MESOZOYİK			BORNOVA KARMAŞIĞI		
PALEOZOYİK			MENDERES MASIFI		Şist ve mermer	

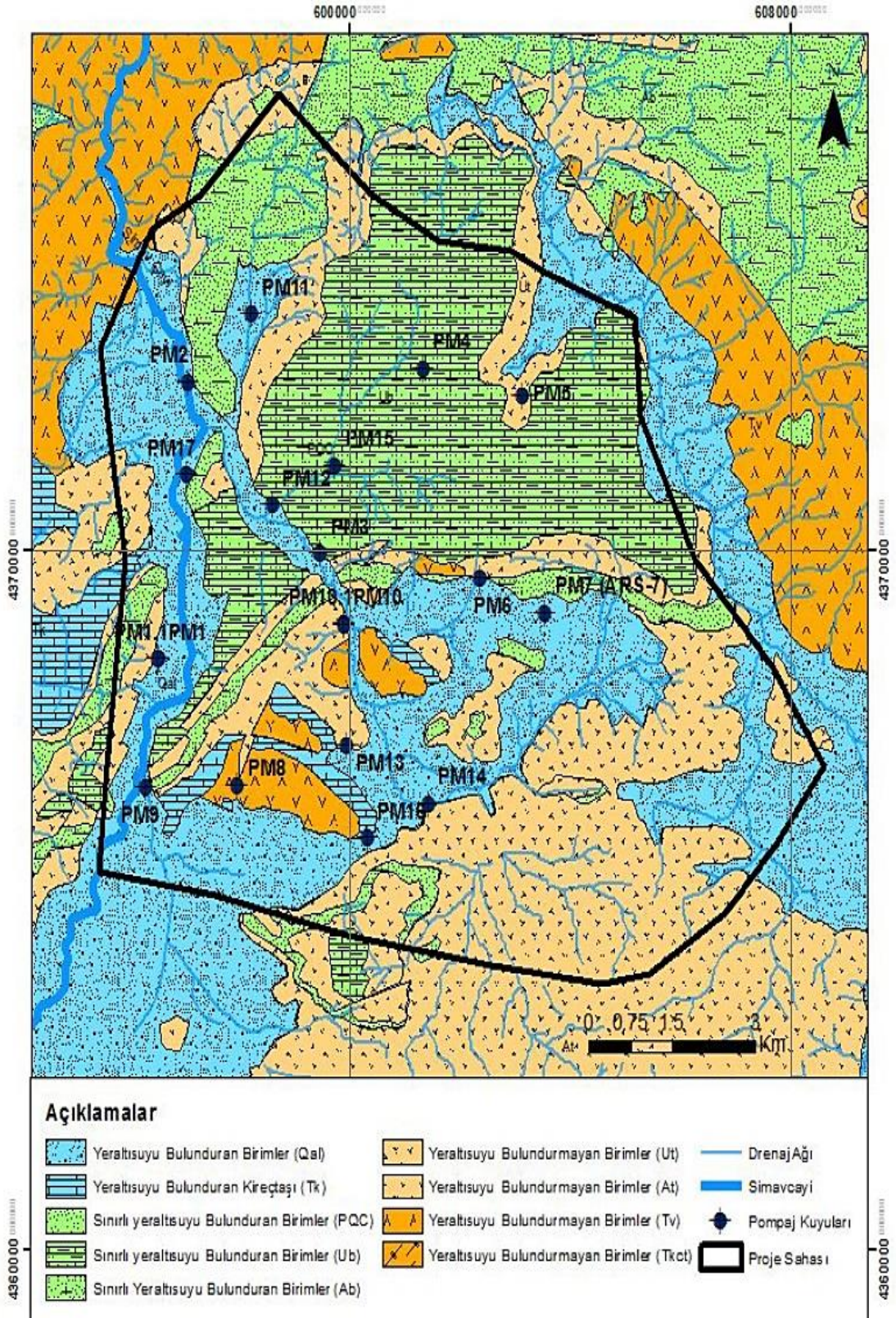
Şekil 3.7 Genelleştirilmiş stratigrafik kolon kesit (Helvacı, 1995)

3.2.5 Çalışma Alanının Hidrojeolojik Özellikleri

Çalışma alanında yer alan yeraltı suyu bulunduran birimlerin belirlenmesi ve hidrojeolojik karakterizasyonları amacı ile bölgede jeofizik çalışma yapılmış ve elde edilen bilgiler doğrultusunda araştırma sondajları ve gözlem kuyuları açılmıştır. Araştırma sondajlarının açılması sırasında her 5 m’de bir basınçlı su testi yapılarak birimlerin geçirgenliği belirlenmeye çalışılmıştır. Araştırma sondaj verileri, bölgede yapılan maden arama sondaj verilerinden yola çıkarak kavramsal jeolojik model oluşturulmuştur. Hidrojeolojik çalışmalar kapsamında, kuyuların kestiği birimler, birimlerin taban kotu, su seviye kotu gibi parametreler elde edilmiştir. Bunlara ek olarak bölgede 17 adet pompaj kuyusu açılarak yeraltı suyu bulunduran birimlerin hidrolik parametreleri hesaplanmıştır. Kuyu verileri Tablo 3.1’de sunulmuştur. Bölgede yapılan çalışmalar doğrultusunda oluşturulan yeraltı suyu bulunduran birimlerin dağılım haritası Şekil 3.8’de küçültülerek sunulmuştur.

Tablo 3.1 Pompaj kuyularına ait hidrolik veriler

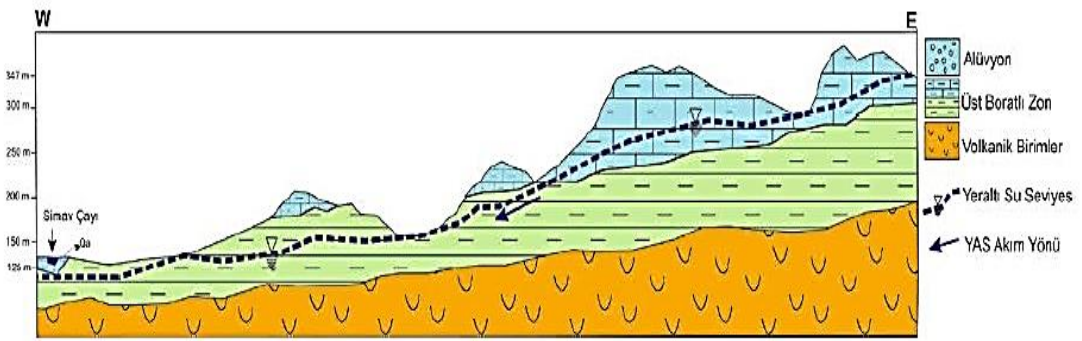
Nokta Adı	Z	Akifer Kalınlığı (m)	Statik Derinlik (m)	Dinamik Derinlik (m)	Hidrolik İletkenlik (m/gün)	Transmissibilite (m ² /gün)	Özgül debi (L/sn/m)
PM1	127,76	31,50	6	46	0,06	1,75	0,08
PM1.1	127,76	81,50	5,97				
PM2	161,45	31,50	2,3	17,2	0,09	2,93	0,20
PM3	141,96	68,50	5,06	25,4	0,05	3,66	0,15
PM4	279,27	89,00	17,73	30,8	0,06	5,67	0,23
PM5	260,06	100,00	8,75	24,8	0,04	4,31	0,19
PM6	216,77	76,00	7,38	9,29	5,59	4,25	1,57
PM7	237,31		17,1				
PM8	180,06	76,00	15,8	40,9	0,06	4,71	0,12
PM9	132,93	96,00	5,2	28,6	0,03	2,77	0,13
PM10	152,48	50,00	7,58	38,6	0,12	5,83	0,10
PM10.1	151,91	80,00	7,5				
PM11	155,41	12,00	38,1				
PM12	136,09	68,50	0,89	9,6	0,12	8,28	0,34
PM13	180,04	76,00	17,36	39,7	0,05	3,65	0,13
PM14	170,02	81,50	4,25				
PM15	166,68	92,50	7,5	16,4	0,10	9,26	0,34
PM16	199,51	100,00	10,4	23,5	0,05	5,1	0,23
PM17	127,62	12,00	3,72	26,5	0,31	3,68	0,13
Ortalama		67,92	9,93	26,95	0,48	34,76	0,28



Şekil 3.8 Çalışma alanında yayılım sunan başlıca yeraltı suyu bulunduran birimlerin dağılımları

3.2.6 Çalışma Sahası için Belirlenen Kavramsal Hidrojeolojik Model

Çalışma alanında açılan araştırma sondajlarına ve jeolojik modelden elde edilen tabaka alt kotları kullanılarak çalışma alanının kavramsal modeli oluşturulmuştur (Şekil 3.9). Kavramsal modelde en üst kesimde killi kireçtaşı, killi kireçtaşının altında borat seviyesinin olduğu kiltası ve yer yer kireçtaşlarının olduğu birim ve alt kesimde ise ağırlıklı tüflerden oluşan volkanik birimler yer almaktadır. Kavramsal modele, proje sahasında ölçülen su seviyelerinden elde edilen seviye kotu eklenerek kavramsal hidrojeoloji modeli oluşturulmuştur. Modelde de görüleceği üzere yeraltı suyu akımı doğu kesimden batıya doğru bir akışa sahip olup, Simav Çayı'na boşalmaktadır. Bu güzergah üzerinde yer alan Simav ve Tülü açık işletme ocaklarına da yeraltı suyu boşalımı gerçekleşmekte ve boşalan yeraltı suyu gerekli durumlarda pompa ile drene edilmektedir.



Şekil 3.9 Sahaya ait kavramsal hidrojeolojik model

3.3 Yeraltı Su Seviyesi Değişiminin Şev Duraylılığına Etkisinin Sayısal Modelleme İle İncelenmesi

Yeraltı sularının açık ocaklarda duraylılığa etkilerinin araştırılması konusu kapsamında öncelikle bir şevin duraylılığına etki eden parametreler ortaya konulmuştur. Şev stabilitesine etki eden parametreler “Jeolojik, jeoteknik ve hidrojeolojik” ve “Dizayn faktörleri” olmak üzere iki başlık altında toplanmaktadır. Jeolojik, jeoteknik ve hidrojeolojik faktörlerden biri olan yeraltı suyu koşullarının bir şevin duraylılığına nasıl etki ettiği ise bu çalışmanın ana konusunu oluşturmuştur.

Aksoy vd. (2016) farklı modeller ile derin açık işletmelerdeki şev duraylılığı üzerine yaptıkları statik analizlerde Mohr-Coulomb yenilme kriterinin daha hassas sonuçlar verdiğini belirtmişlerdir.

Yeraltı suları, şevde su basıncını arttırarak dayanımını azaltır. Başka bir deyişle yeraltı sularının varlığı kaya kütlesinde kohezyonu, içsel sürtünme açısını ve yüzey boyunca etkiyen normal gerilme kuvvetlerini düşürmektedir. Şev duraysızlığı, çalışma şartlarında tehlike yarattığından çalışılan saha kontrol altında tutulmalıdır. Bunun için çeşitli ön uyarılar sahada görülebilse de daha karmaşık mühendislik çalışmaları gereklidir. Öncelikle sahanın jeolojik ve jeoteknik özellikleri çok iyi bir şekilde bilinmelidir. Daha sonra ise saha gözlemlenerek, analizler yapılmalı ve gereken tedbirler probleme yönelik olarak alınmalıdır.

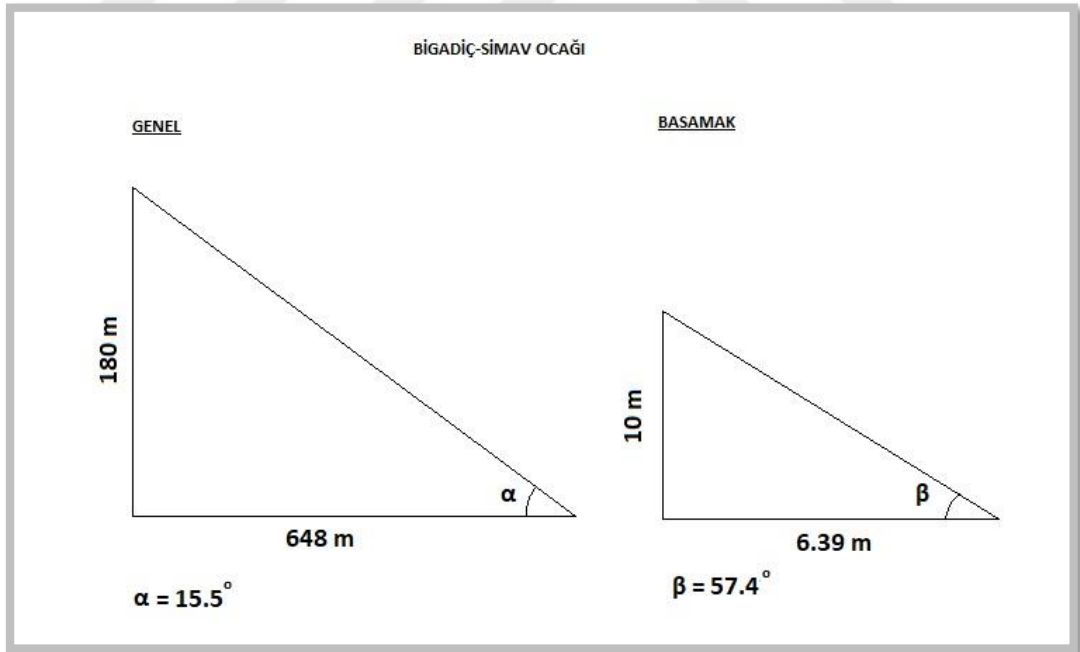
Şevde duraysızlık sebebinin yeraltı suları olduğu saptandığı takdirde, yapılacak tedbir çalışmalarında sahadaki kaya malzemesinin hidrolik iletkenlik değeri (K), en az kayacın jeolojik özellikleri ve içerdiği süreksizlikler kadar önem taşımaktadır. Hidrolik iletkenlik değeri basitçe Darcy Kanunu'ndan türemiş bir eşitliğe sahip olup, birim alana düşen debi miktarı olarak tanımlanmaktadır. Hidrolik iletkenlik değeri homojen ve izotropik özellikler içeren on üç farklı değerde tanımlanmıştır. Fakat bu değerlerin tek bir tanesini bir maden sahası için kullanmak çok mümkün değildir. Pratikte en az dört farklı kaya malzemesi veya zemin için birleştirilmiş değerlere ihtiyaç duyulur.

Duraysızlığın kaynağının tespit edildiği şevlerde, nedenin yeraltı sularına bağlı olduğu bulunmuşsa çözüm olarak susuzlaştırma (drenaj) yöntemlerinden biri uygulanabilir. Bu susuzlaştırma yöntemleri arasında yüzey drenajı, toplayıcı drenaj, yatay drenaj galerileri, düşey drenaj kuyuları ve drenaj galeri yöntemleri vardır. Bu drenaj yöntemlerinin uygulandığı ocaklarda suların izlenmesi ve gerekli ölçümlere devam edilmesi ve ayrıca sahanın gözlemlenmeye devam etmesi de emniyet şartları açısından önemlidir. Bu çalışmada, yeraltı su seviyesinde uzun süreç içerisinde oluşan

Bigadiç-Simav açık işletmesinin genel şev geometrisi Şekil 3.12’de gösterilmiştir ve ocağın genel şev açısı ile basamak geometrisi Şekil 3.13’te verildiği gibidir.

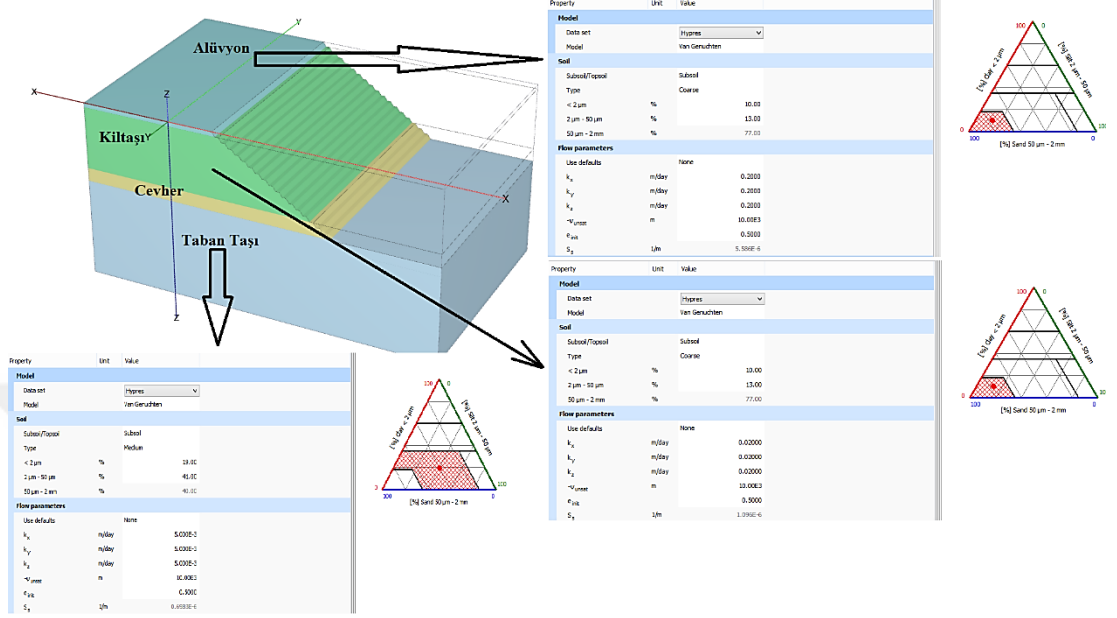


Şekil 3.12 Simav açık işletmesi genel şev geometrisi



Şekil 3.13 Simav açık işletmesi basamak geometrisi

Elde edilen bilgiler ışığında gerçekleştirilen sayısal modelleme ana modeli ve birimlere ait bazı bilgiler Şekil 3.14’te verilmektedir. Modelin boyutları 650×700×500 m olarak oluşturulmuştur. Modelde, Mohr-Coulomb yenilme kriteri kullanılmıştır.



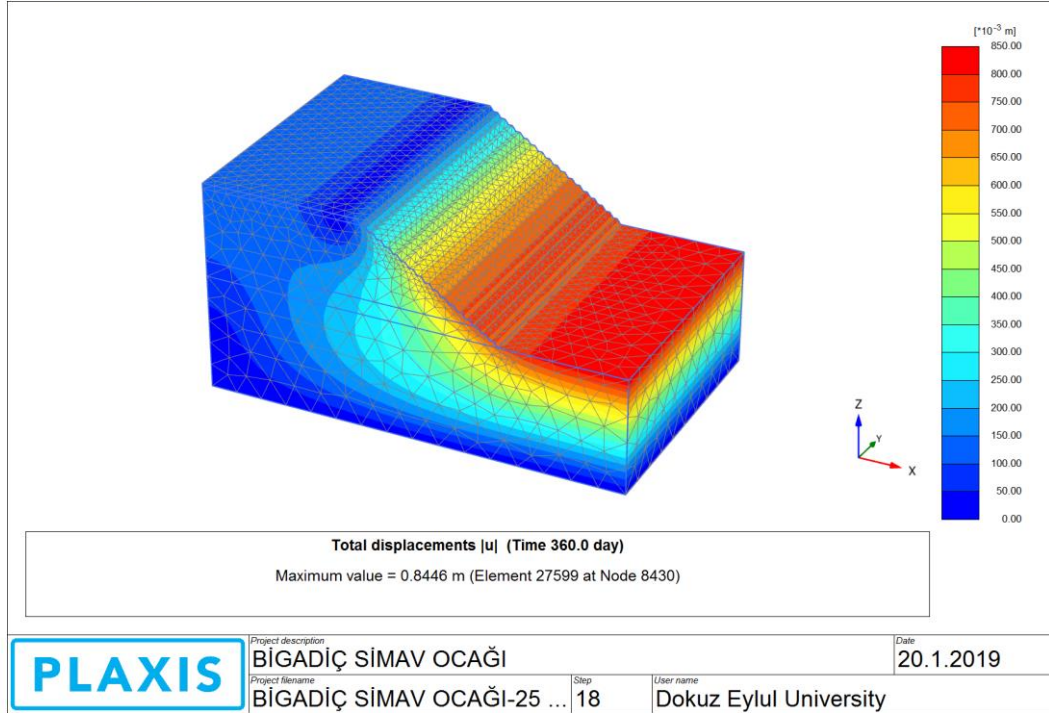
Şekil 3.14 Sayısal analizde kullanılan geometri ve kaya kütlesi özellikleri

Sayısal modellemede zamana bağlı akış analizleri gerçekleştirilmiştir. Analizlerde süre olarak 360 gün kullanılmıştır. Bu aşamada, farklı senaryolar oluşturmak için yeraltı su seviyesinin (YASS) -25, -50 ve -100 m’de olduğu düşünülmüştür. Her bir su seviyesinde 360 günlük analizler gerçekleştirilmiş olup, bu analizlerde akış modeli olarak Van Genuchten Modeli kullanılmıştır.

3.3.1 YASS (-25 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları

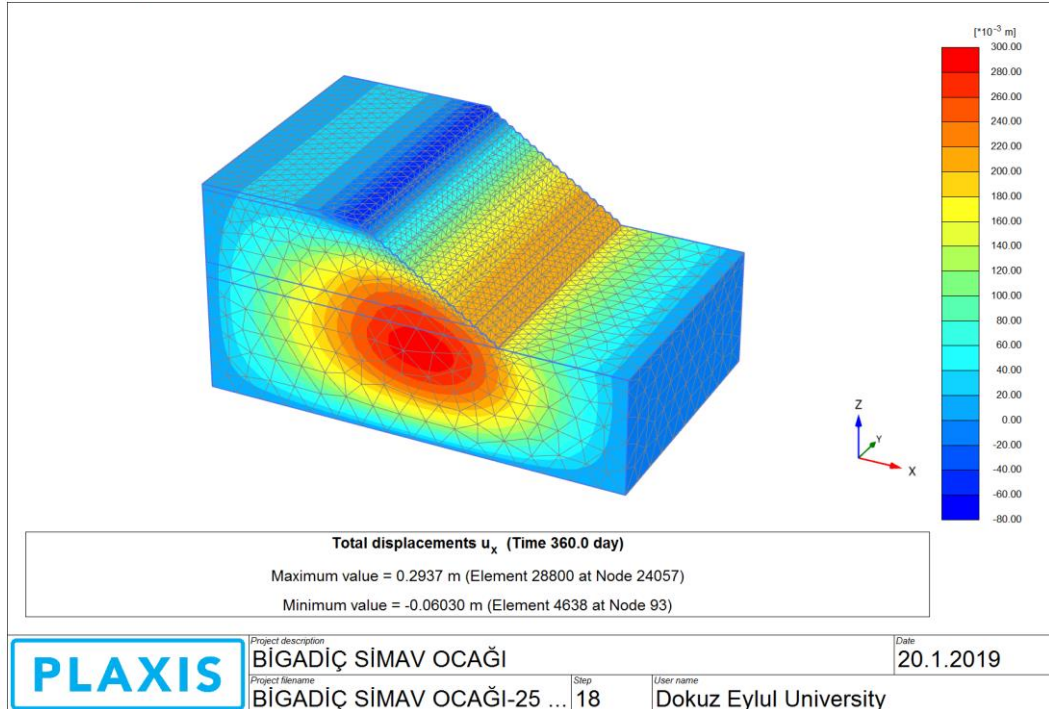
YASS (-25) için şevde yapılan zamana bağlı analizler sonucunda toplam deformasyon miktarı maksimum 0,8446 m olarak bulunmuştur (Şekil 3.15). Yatay deformasyon minimum -0,06 m’den, maksimum 0,2937 m’ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.16). Düşey deformasyon ise minimum -0,1458 m’den, maksimum 0,8446 m’ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.17). Şekil 3.18 üzerinde efektif gerilmeler ve Şekil 3.19’da toplam gerilmeler gösterilmektedir.

Output Version 2018.0.0.0

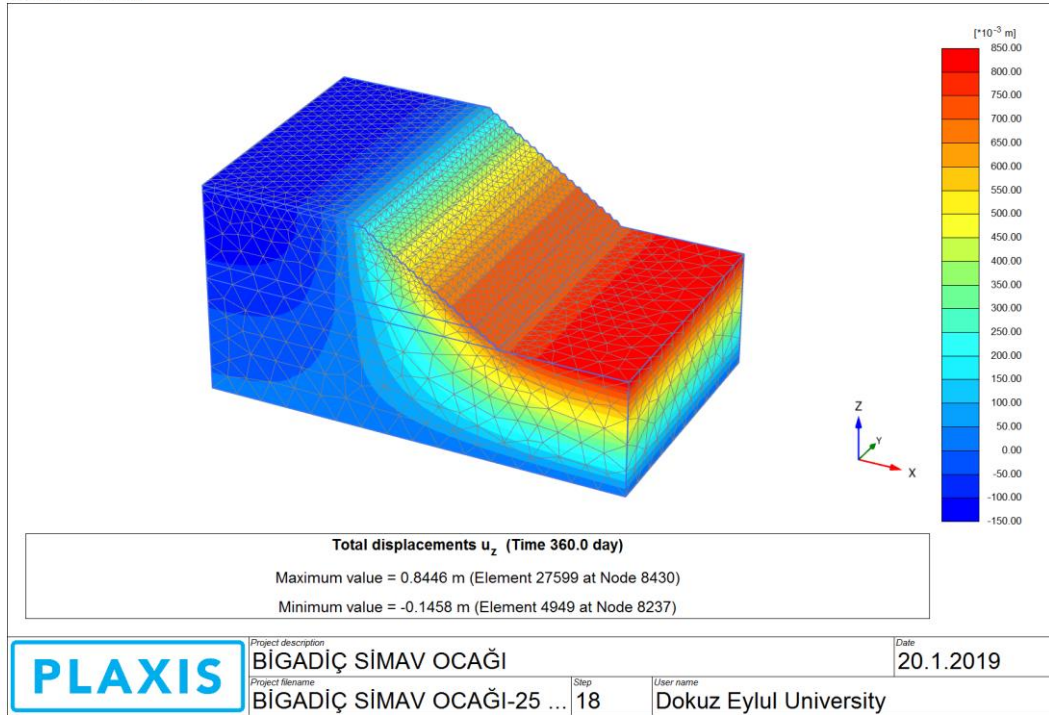


Şekil 3.15 YASS (-25 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı

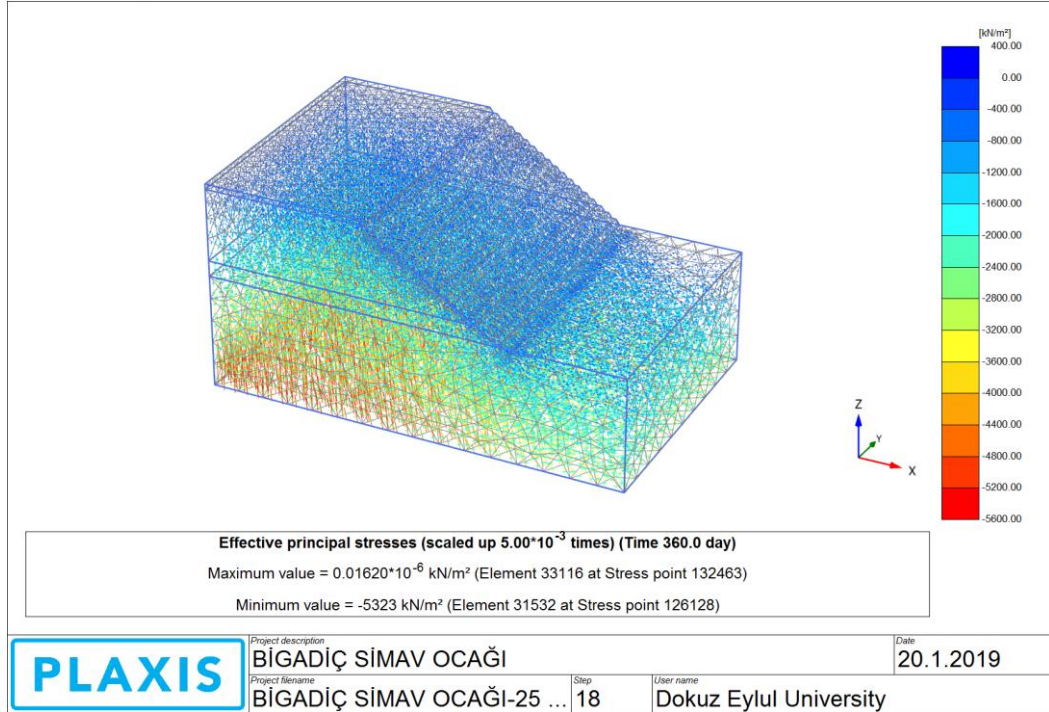
Output Version 2018.0.0.0



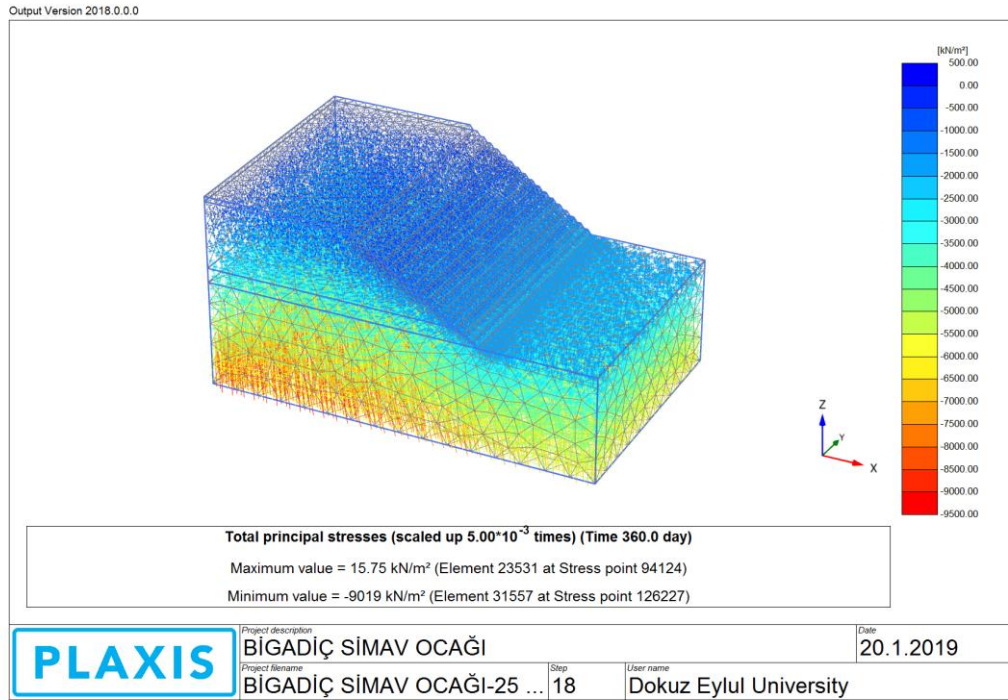
Şekil 3.16 YASS (-25 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı



Şekil 3.17 YASS (-25 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı

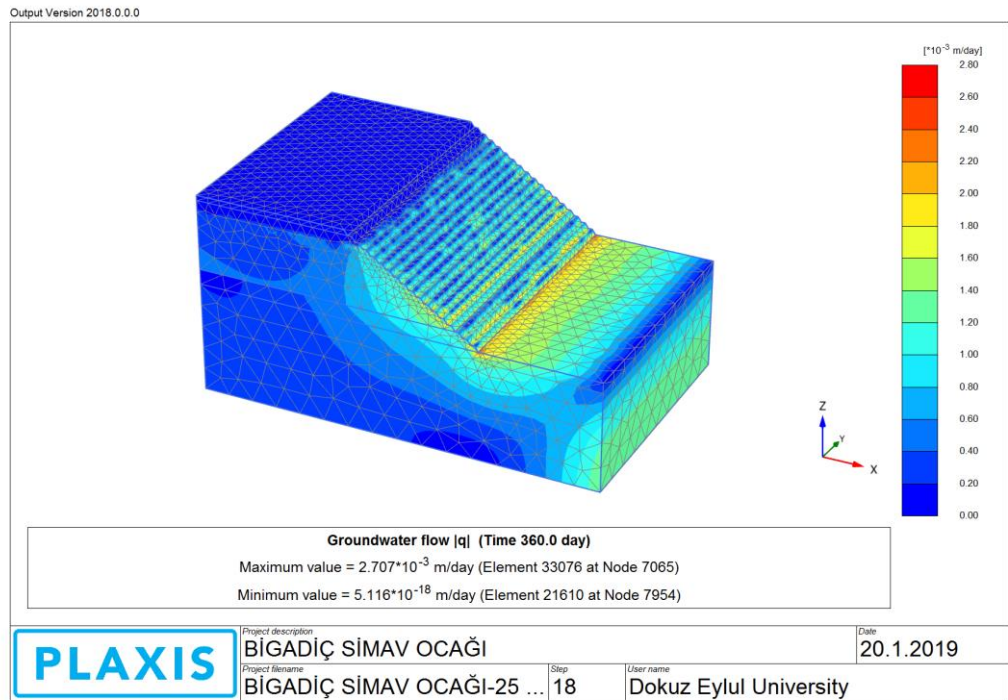


Şekil 3.18 YASS (-25 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı



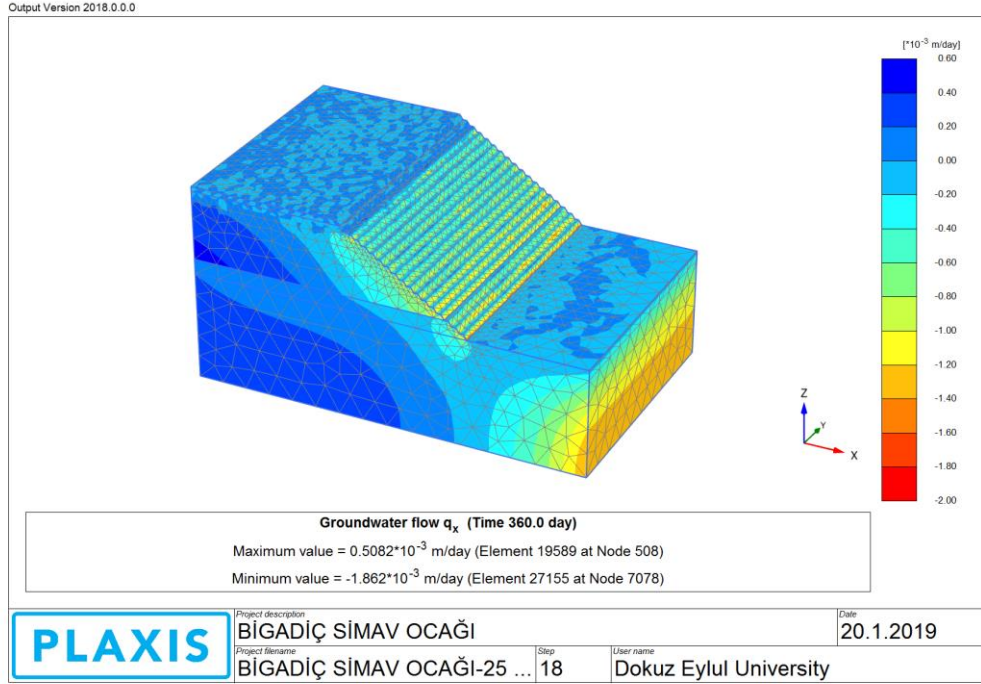
Şekil 3.19 YASS (-25 m) için elde edilen toplam gerilme miktarı

Şekil 3.20’de yeraltı suyu akışı hızının minimum ve maksimum değerleri (m/gün) olarak bulunmuştur.

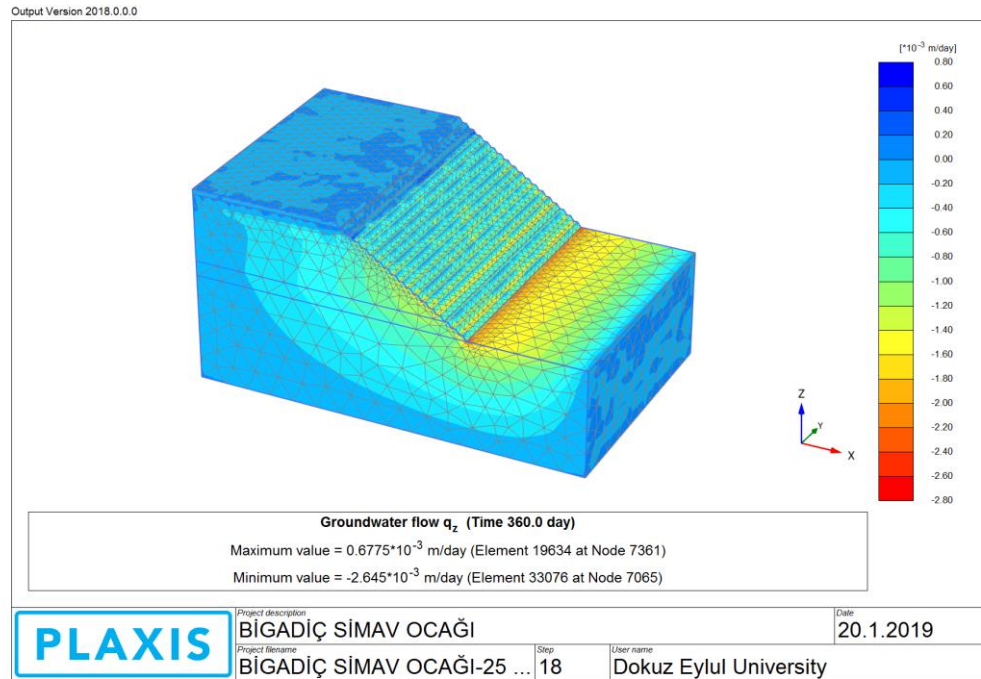


Şekil 3.20 YASS (-25 m) için elde edilen yeraltı suyu akış hızı

YASS (-25 m)'de yatay ve düşey su akış hızları sırasıyla Şekil 3.21 ve Şekil 3.22'de gösterildiği gibi bulunmuştur.

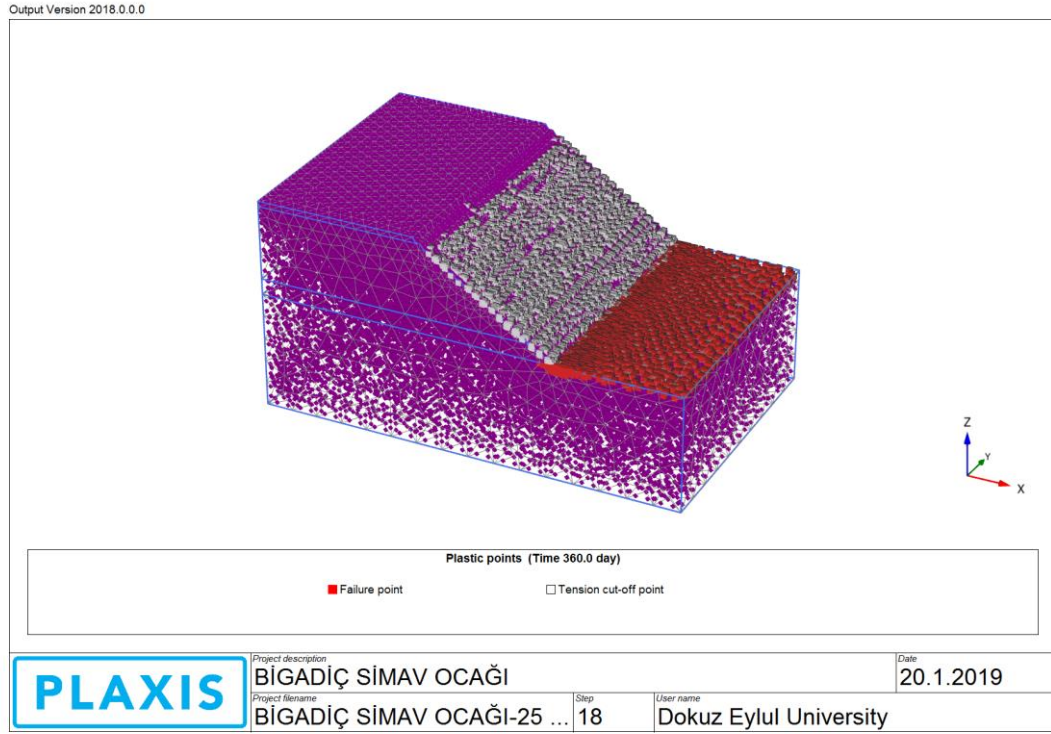


Şekil 3.21 YASS (-25 m) için elde edilen yatay yeraltı suyu akış hızı



Şekil 3.22 YASS (-25 m) için elde edilen düşey yeraltı suyu akış hızı

YASS (-25 m)'de gerçekleştirilen analizler sonucunda yenilme noktaları kırmızı bölgeler ve çekme gerilmesine maruz kalan şev noktaları beyaz boyalı bölgeler olarak bulunmuştur (Şekil 3.23).



Şekil 3.23 YASS (-25 m)'de yenilme ve çekme gerilmesine maruz kalan noktalar

YASS (-25 m) için zamana bağlı duraylılık analizleri tamamlandığında, elde edilen güvenlik faktörü değerinin (1,842) olduğu görülmüştür (Şekil 3.24).

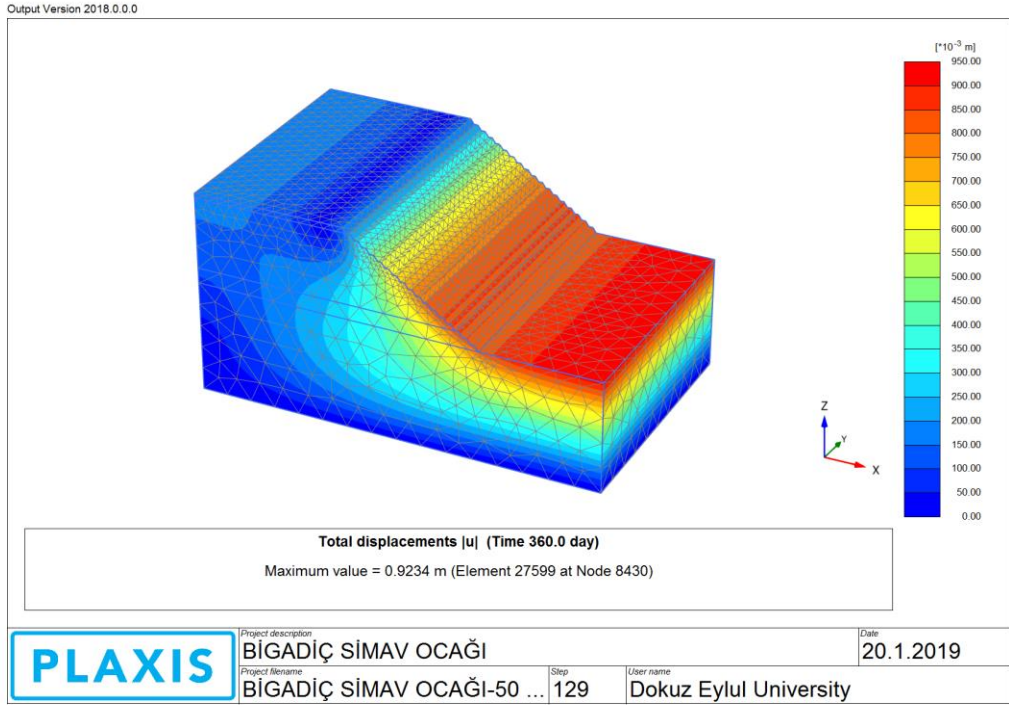
Name	Value
General	
ID	Phase_2
Start from phase	Phase_1
Calculation type	Safety
Loading type	Incremental
M_{sf}	0.1000
Pore pressure calculation	Use pressure
First step	19
Last step	118
Special option	0
Deformation control parameters	
Numerical control parameters	
Reached values	
Reached total time	360.0 day
CSP - Relative stiffness	-0.2469E-6
ForceX - Reached total	0.000 kN
ForceY - Reached total	0.000 kN
ForceZ - Reached total	0.000 kN
Pmax - Reached max p	0.000 kN/m ²
ΣM_{stage} - Reached phase	0.000
ΣM_{weight} - Reached weight	1.000
ΣM_{sf} - Reached safety	1.842

Şekil 3.24 YASS (-25 m)'de ulaşılan güvenlik faktörü değeri

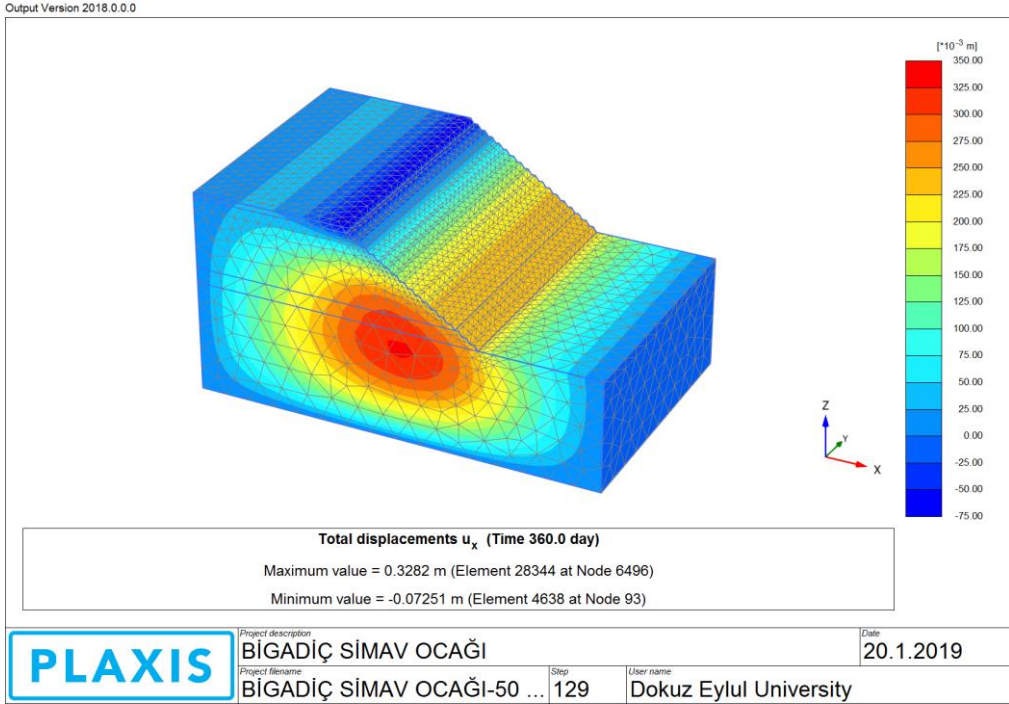
3.3.2 YASS (-50 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları

YASS (-50) için şevde yapılan zamana bağlı analizler sonucunda toplam deformasyon miktarı maksimum 0,9234 m olarak bulunmuştur (Şekil 3.25). Yatay deformasyon minimum -0,07251 m'den, maksimum 0,3282 m'ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.26). Düşey deformasyon ise minimum -0,1658 m'den, maksimum 0,9234 m'ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.27). Şekil 3.28 üzerinde efektif gerilmeler ve Şekil 3.29'da toplam gerilmeler gösterilmektedir.

Şekil 3.30'da yeraltı suyu akışı hızının minimum ve maksimum değerleri (m/gün) olarak bulunmuştur. YASS (-50 m)'de yatay ve düşey su akış hızları sırasıyla Şekil 3.31 ve Şekil 3.32'de gösterildiği gibi bulunmuştur.

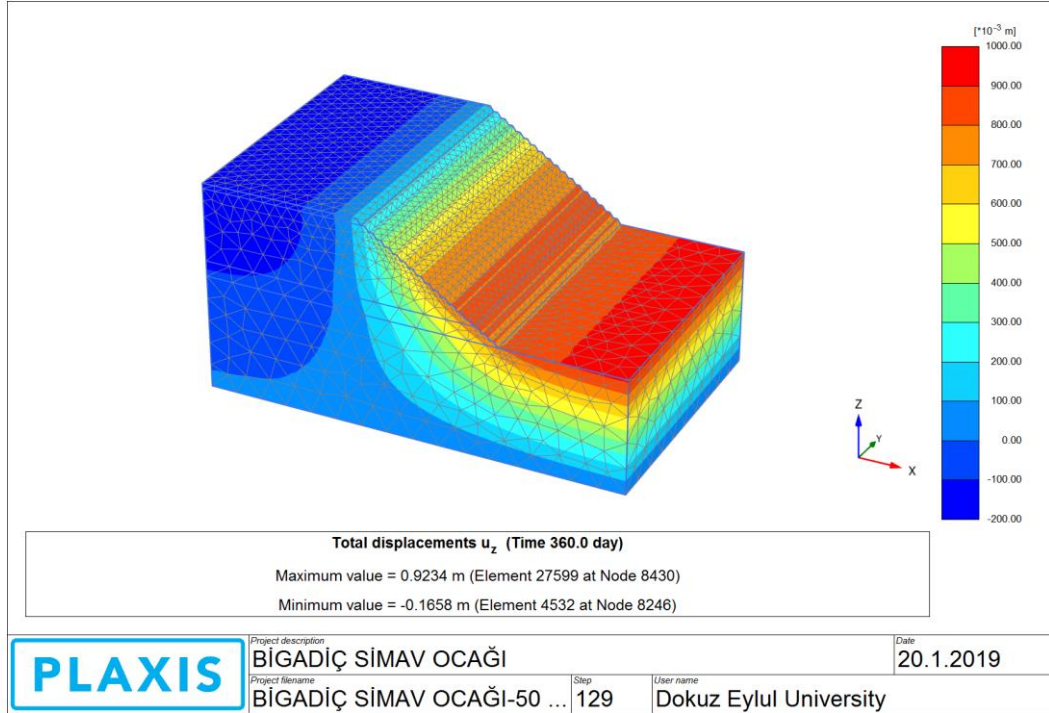


Şekil 3.25 YASS (-50 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı



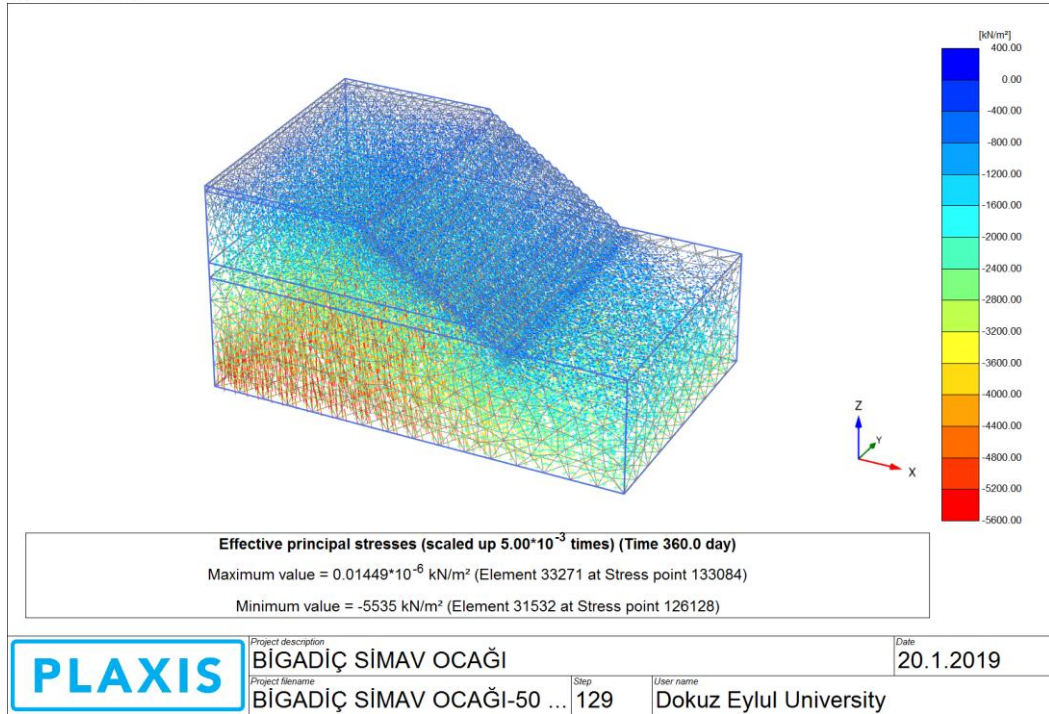
Şekil 3.26 YASS (-50 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı

Output Version 2018.0.0.0

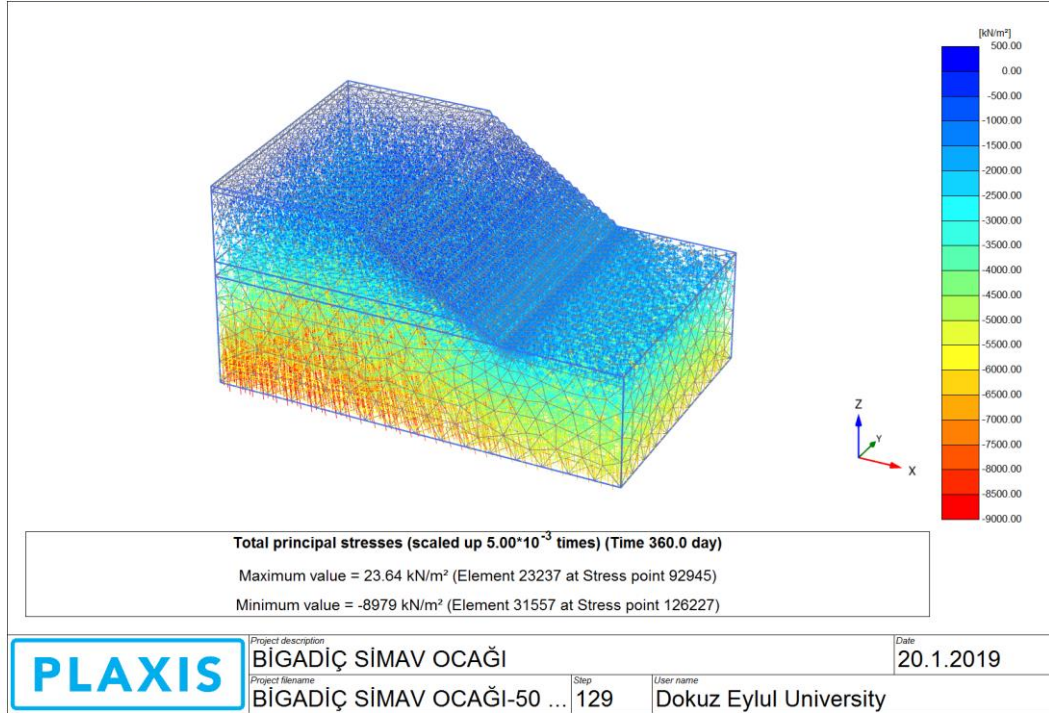


Şekil 3.27 YASS (-50 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı

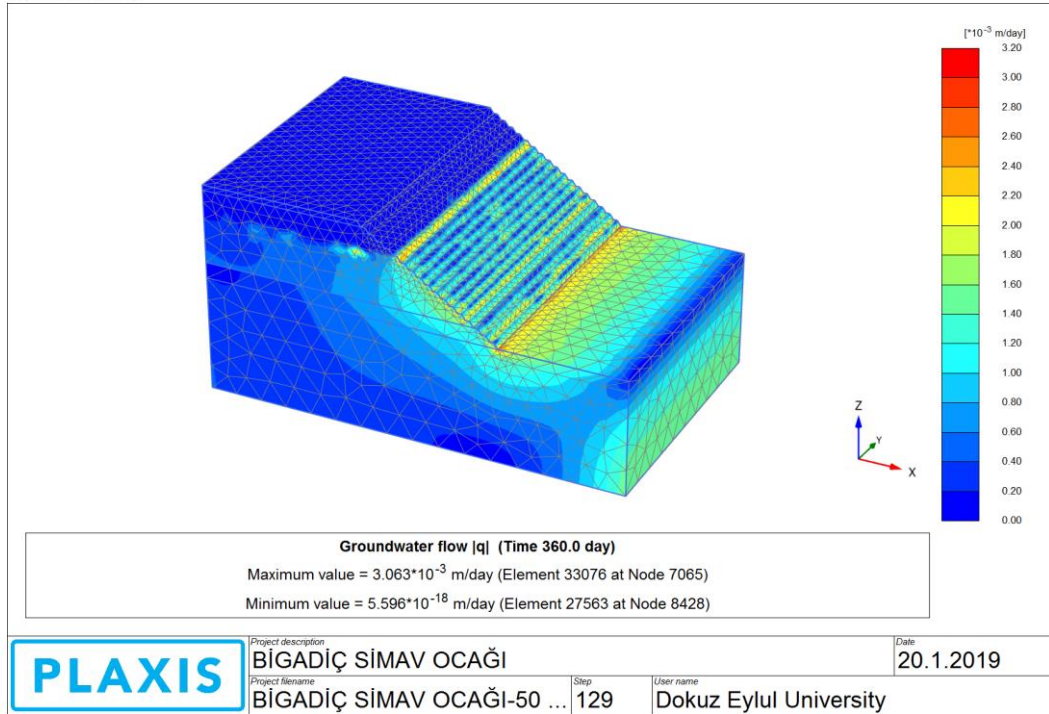
Output Version 2018.0.0.0



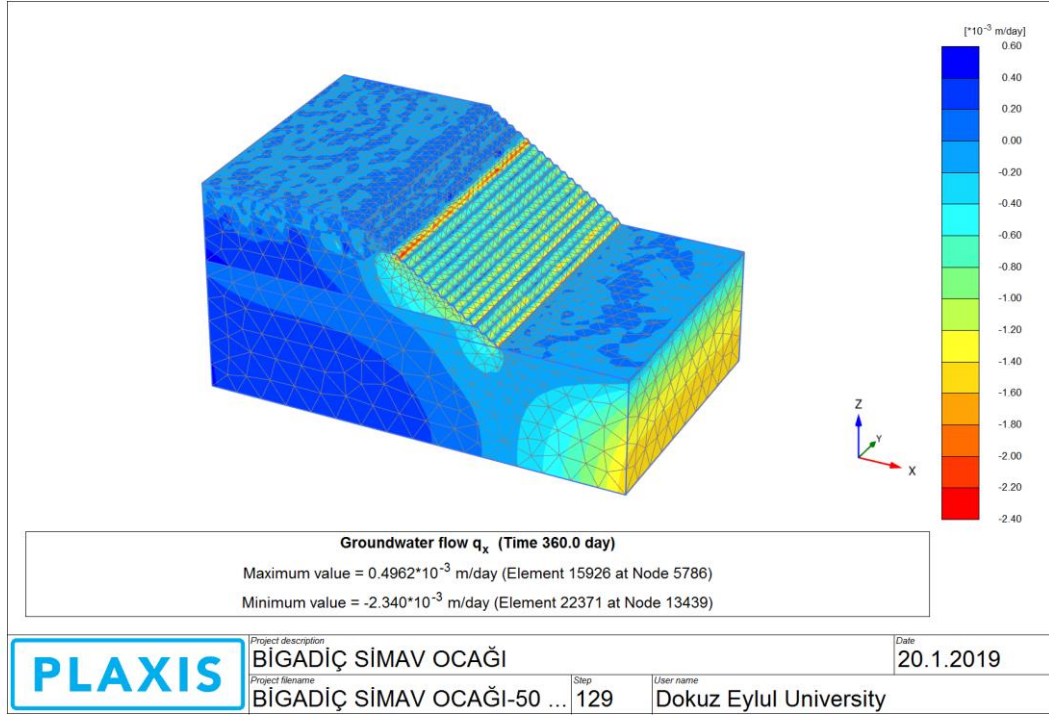
Şekil 3.28 YASS (-50 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı



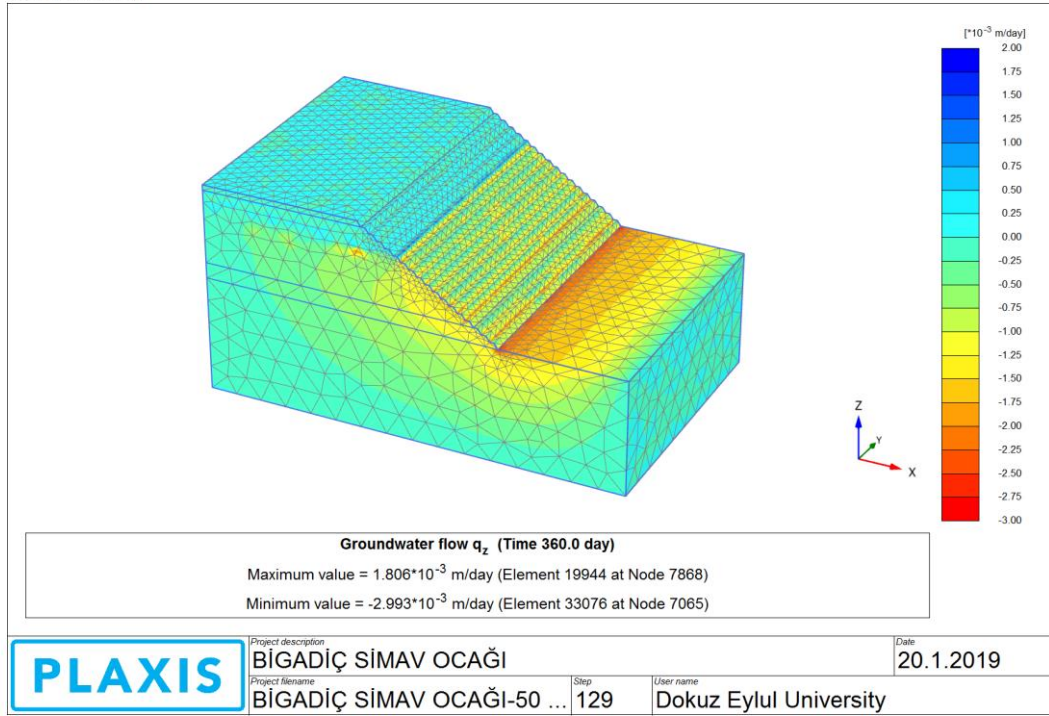
Şekil 3.29 YASS (-50 m) için elde edilen toplam gerilme miktarı



Şekil 3.30 YASS (-50 m) için elde edilen yeraltı suyu akış hızı

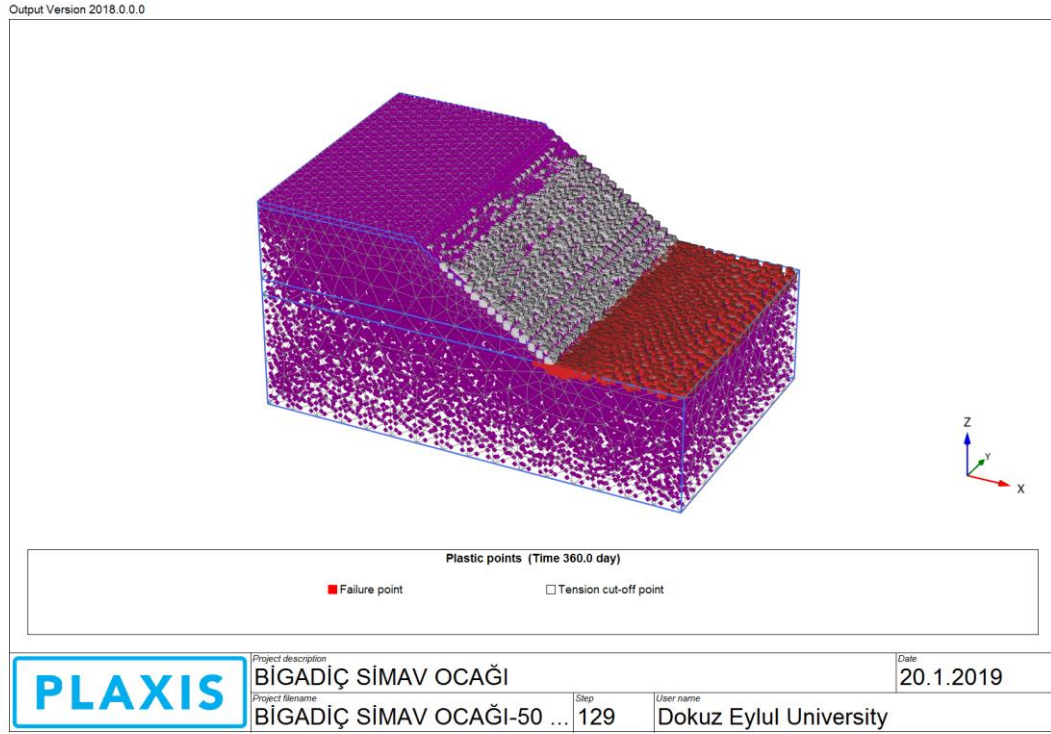


Şekil 3.31 YASS (-50 m) için elde edilen yatay yönde yeraltı suyu akış hızı



Şekil 3.32 YASS (-50 m) için elde edilen düşey yönde yeraltı suyu akış hızı

YASS (-50 m)'de gerçekleştirilen analizler sonucunda yenilme noktaları kırmızı bölgeler ve çekme gerilmesine maruz kalan şev noktaları beyaz boyalı bölgeler olarak bulunmuştur (şekil 3.33).



şekil 3.33 YASS (-50 m)'de yenilme ve ekme gerilmesi oluşan noktalar

YASS (-50 m) için zamana bağlı duraylılık analizleri tamamlandığında, elde edilen güvenlik faktörü değerinin (1,844) olduğu grlmştr (şekil 3.34).

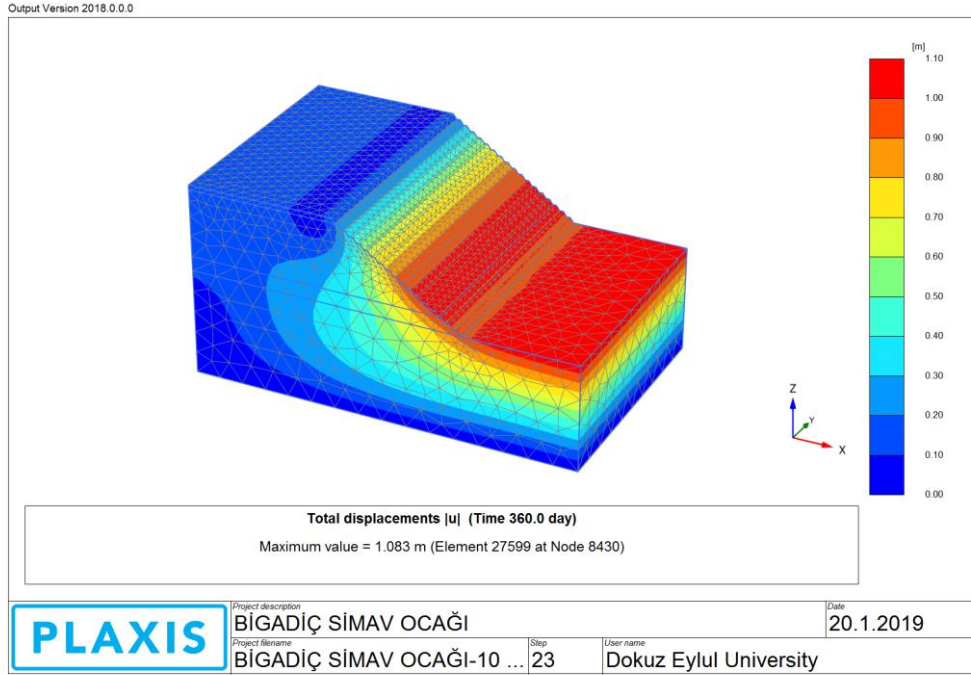
Name	Value
General	
ID	Phase_2
Start from phase	Phase_1
Calculation type	Safety
Loading type	Incremental
M_{sf}	0.1000
Pore pressure calculation	Use pres
First step	0
Last step	99
Special option	0
Deformation control parameters	
Numerical control parameters	
Reached values	
Reached total time	360.0 day
CSP - Relative stiffness	1.310E-6
ForceX - Reached total	0.000 kN
ForceY - Reached total	0.000 kN
ForceZ - Reached total	0.000 kN
Pmax - Reached max p	0.000 kN/m ²
ΣM_{stage} - Reached pha	0.000
ΣM_{weight} - Reached we	1.000
ΣM_{sf} - Reached safety	1.844

Şekil 3.34 YASS (-50 m)'de ulaşılan güvenlik faktörü değeri

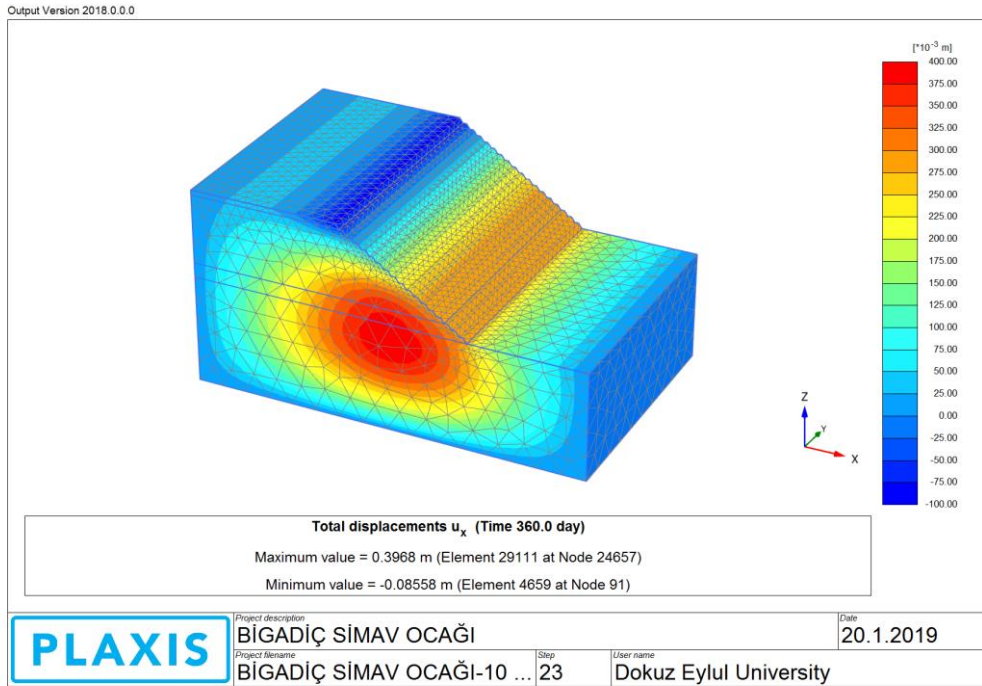
3.3.3 YASS (-100 m) için Gerçekleştirilen Nümerik Analiz Sonuçları

YASS (-100) için şevde yapılan zamana bağlı analizler sonucunda toplam deformasyon miktarı maksimum 1,083 m olarak bulunmuştur (Şekil 3.35). Yatay deformasyon minimum -0,08558 m'den, maksimum 0,3968 m'ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.36). Düşey deformasyon ise minimum -0,1995 m'den, maksimum 1,083 m'ye sonuçlanmıştır (Şekil 3.37). Şekil 3.38 üzerinde efektif gerilmeler ve Şekil 3.39'da toplam gerilmeler gösterilmektedir.

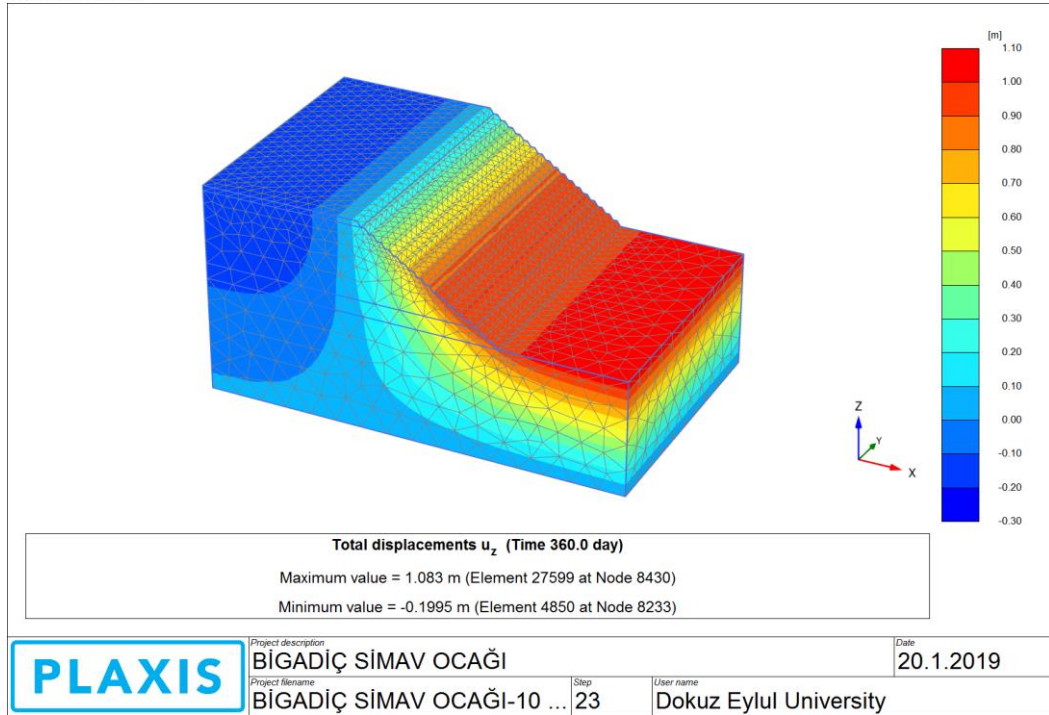
Şekil 3.40'ta yeraltı suyu akışı hızının minimum ve maksimum değerleri (m/gün) olarak bulunmuştur. YASS (-100 m)'de yatay ve düşey su akış hızı sırasıyla Şekil 3.41 ve Şekil 3.42'de gösterildiği gibi bulunmuştur.



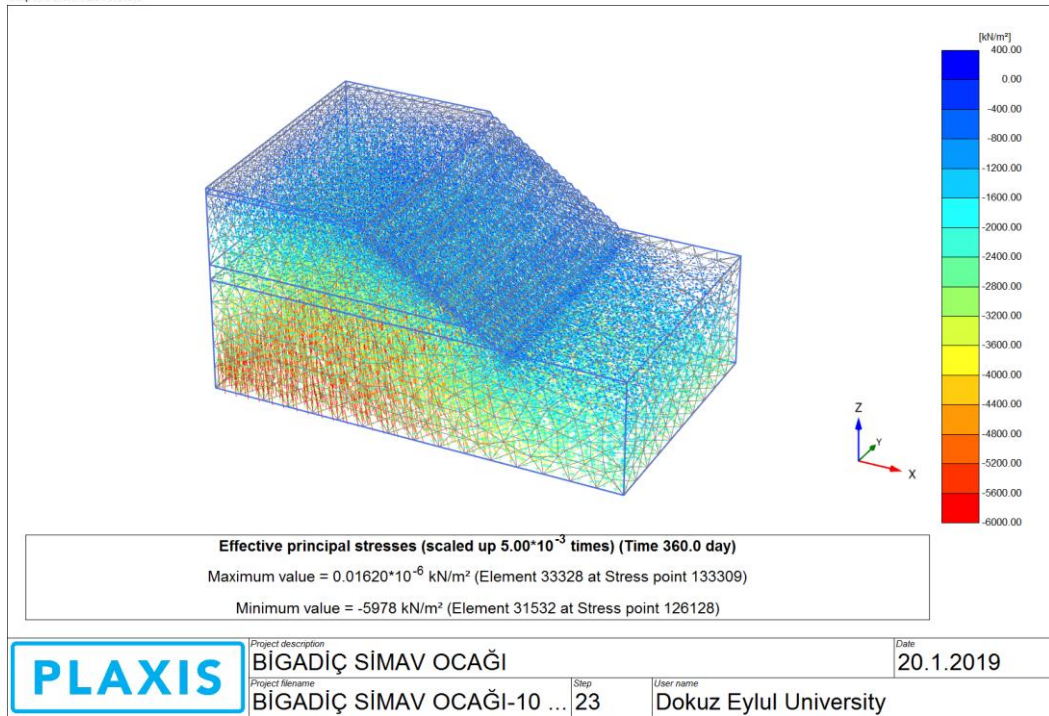
Şekil 3.35 YASS (-100 m) için elde edilen toplam deformasyon miktarı



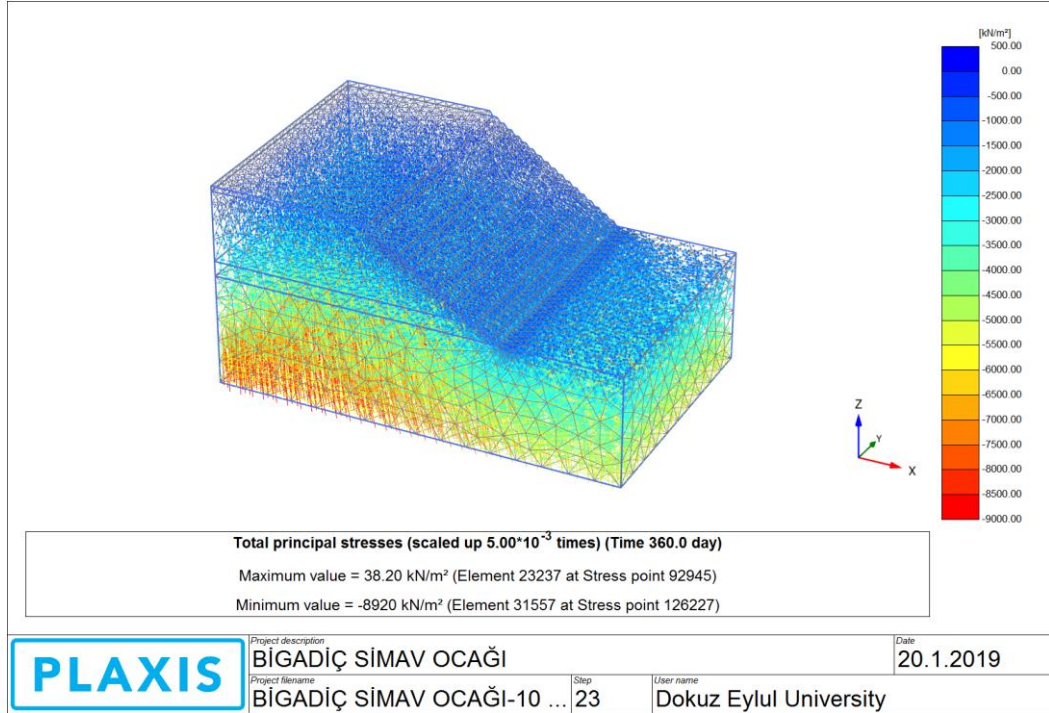
Şekil 3.36 YASS (-100 m) için elde edilen yatay deformasyon miktarı



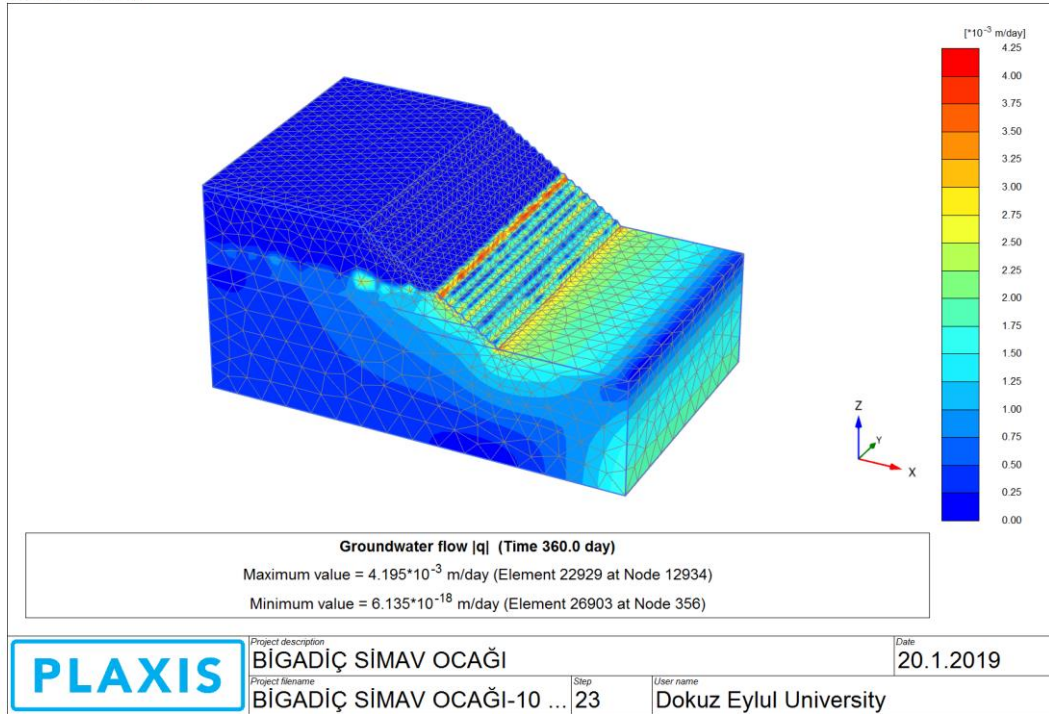
Şekil 3.37 YASS (-100 m) için elde edilen düşey deformasyon miktarı



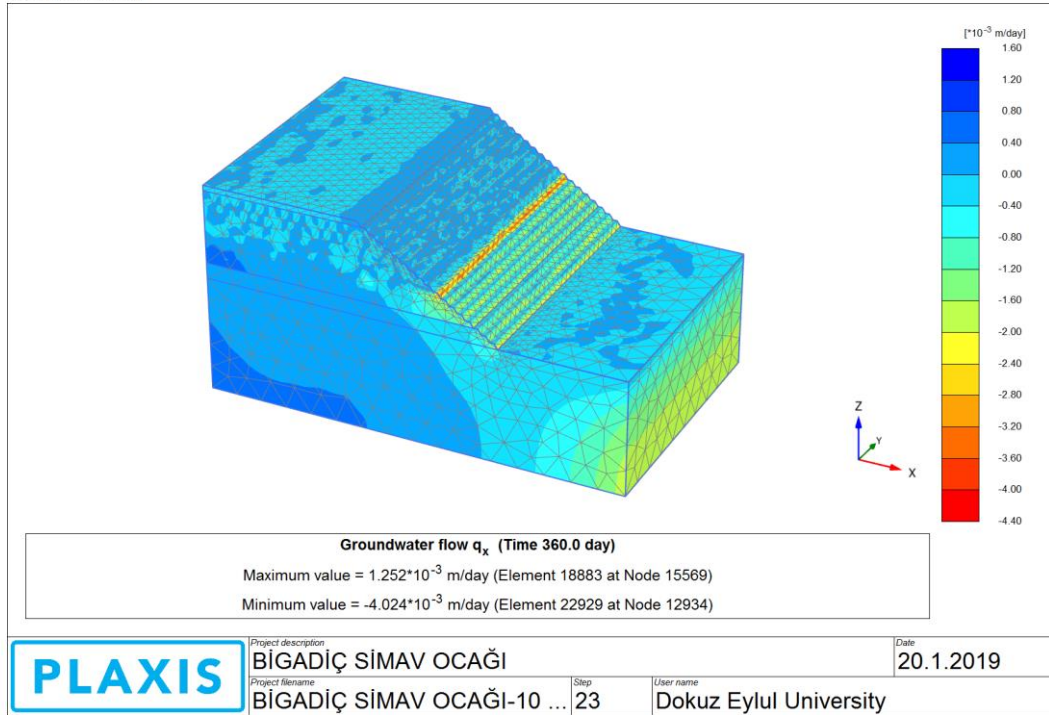
Şekil 3.38 YASS (-100 m) için elde edilen efektif gerilme miktarı



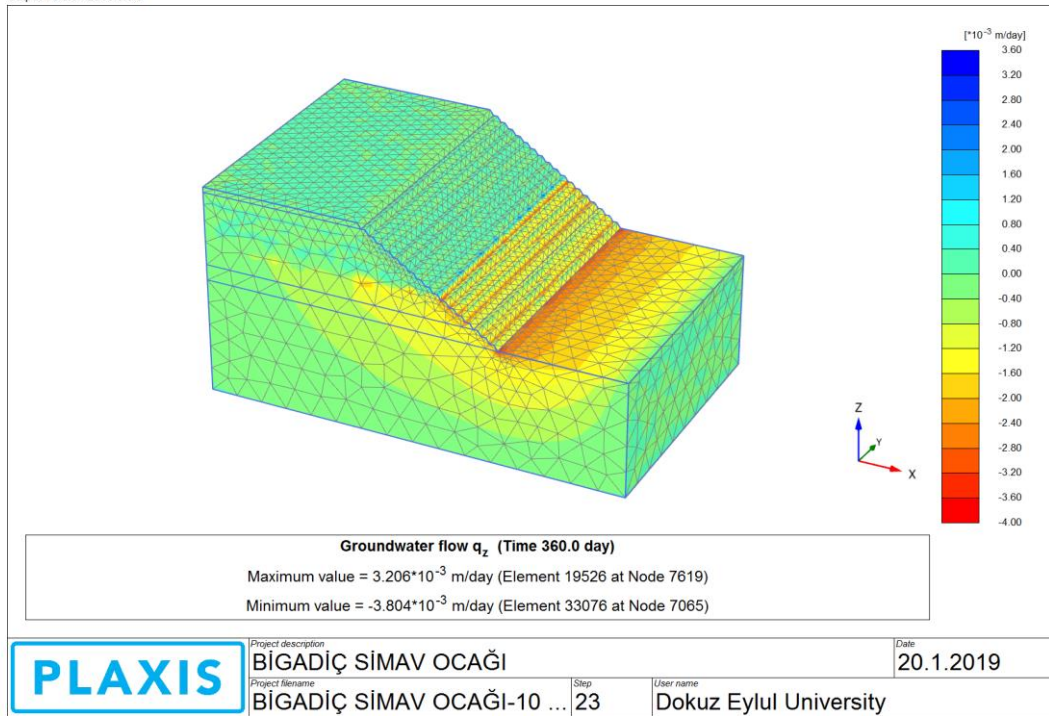
Şekil 3.39 YASS (-100 m) için elde edilen toplam gerilme hızı



Şekil 3.40 YASS (-100 m) için elde edilen yeraltı suyu akışı hızı

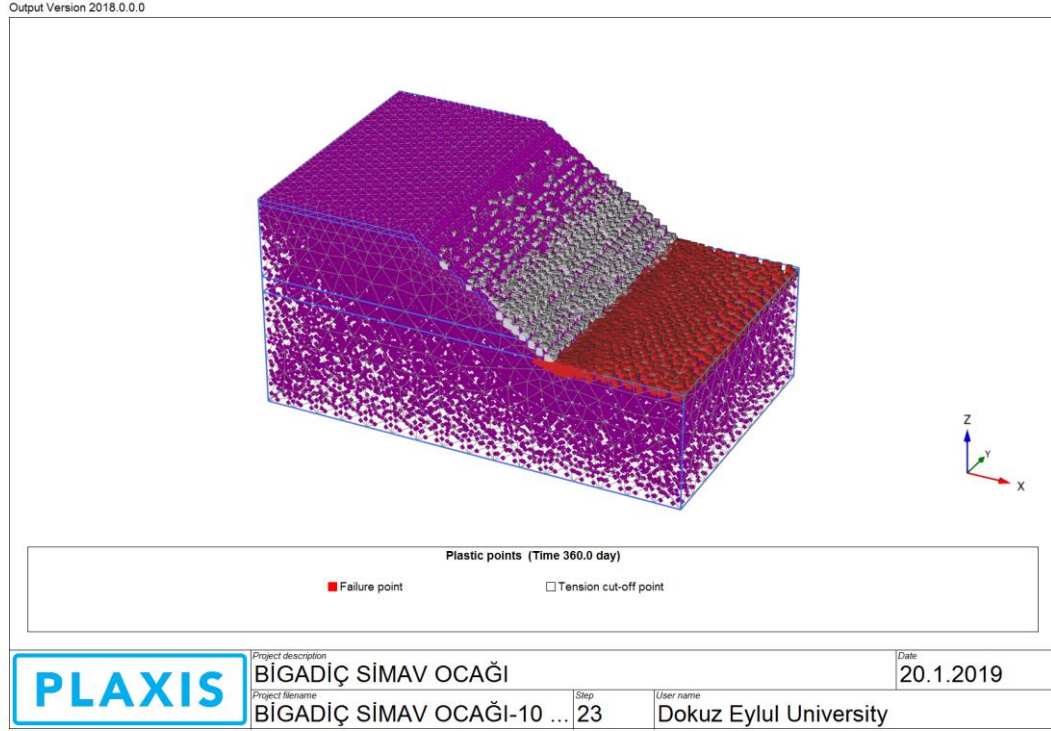


Şekil 3.41 YASS (-100 m) için elde edilen yatay yönde yeraltı suyu akışı hızı



Şekil 3.42 YASS (-100 m) için elde edilen düşey yönde yeraltı suyu akışı hızı

YASS (-100 m)'de gerçekteştirilen analizler sonucunda yenilme noktaları kırmızı bölgeler ve çekme gerilmesine maruz kalan şev noktaları beyaz boyalı bölgeler olarak bulunmuştur (Şekil 3.43).



Şekil 3.43 YASS (-100 m)'de yenilme ve çekme gerilmesi noktaları

YASS (-100 m) için zamana bağılı duraylılık analizleri tamamlandığında, elde edilen güvenlik faktörü değerinin (1,852) olduğu görülmüştür (Şekil 3.44).

Name	Value
General	
ID	Phase_2
Start from phase	Phase_1
Calculation type	Safety
Loading type	Incremental
M_{sf}	0.1000
Pore pressure calculation	Use pressure
First step	11
Last step	110
Special option	0
Deformation control parameters	
Numerical control parameters	
Reached values	
Reached total time	0.000 day
CSP - Relative stiffness	0.02289E-3
ForceX - Reached total	0.000 kN
ForceY - Reached total	0.000 kN
ForceZ - Reached total	0.000 kN
Pmax - Reached max p	0.000 kN/m ²
ΣM_{stage} - Reached phase	0.000
ΣM_{weight} - Reached weight	1.000
ΣM_{sf} - Reached safety	1.852

Şekil 3.44 YASS (-100 m) için ulaşılan güvenlik faktörü

BÖLÜM DÖRT

SONUÇLAR

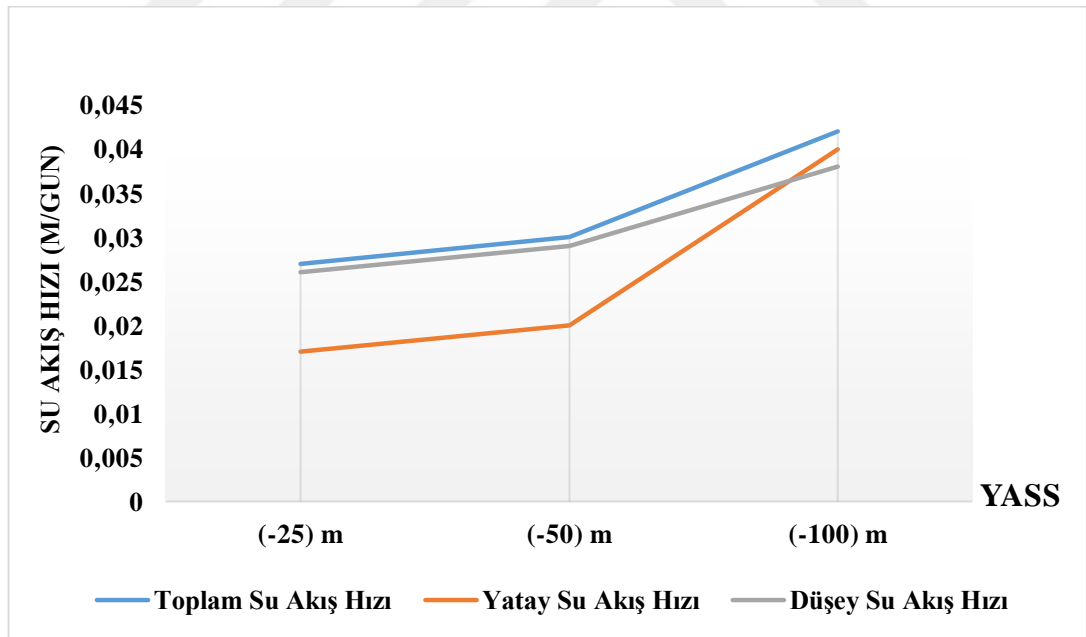
Yeraltı sularının açık ocaklarda duraylılığa etkilerinin araştırılması konusu kapsamında öncelikle bir şevin duraylılığına etki eden parametreler ortaya konulmuştur. Şev stabilitesine etki eden parametreler; jeolojik, jeoteknik ve hidrojeolojik ve dizayn faktörleri olmak üzere iki başlık altında toplanmaktadır. Jeolojik, jeoteknik ve hidrojeolojik faktörlerden biri olan yeraltı suyu koşullarının bir şevin duraylılığına nasıl etki ettiği ise bu çalışmanın ana konusunu oluşturmuştur.

Yeraltı suları, şevde su basıncını arttırarak dayanımını azaltır. Başka bir deyişle yeraltı sularının varlığı kaya kütlelerinde kohezyonu, içsel sürtünme açısını ve yüzey boyunca etkiyen normal gerilme kuvvetlerini düşürmektedir. Şev duraysızlığı, çalışma şartlarında tehlike yarattığından çalışılan saha kontrol altında tutulmalıdır. Bunun için çeşitli ön uyarılar sahada görülebilse de daha karmaşık mühendislik çalışmaları gereklidir. Öncelikle sahanın jeolojik ve jeoteknik özellikleri çok iyi bir şekilde bilinmelidir. Daha sonra ise saha gözlemlenerek, analizler yapılmalı ve gereken tedbirler probleme yönelik olarak alınmalıdır.

Şevde duraysızlık sebebinin yeraltı suları olduğu saptandığı takdirde, yapılacak tedbir çalışmalarında sahadaki kaya malzemesinin hidrolik iletkenlik değeri (K), en az kayıcın jeolojik özellikleri ve içerdiği süreksizlikler kadar önem taşımaktadır. Hidrolik iletkenlik değeri basitçe Darcy Kanunu'ndan türemiş bir eşitliğe sahip olup, birim alana düşen debi miktarı olarak tanımlanmaktadır. Hidrolik iletkenlik değeri homojen ve izotropik özellikler içeren on üç farklı değerde tanımlanmıştır. Fakat bu değerlerin tek bir tanesini bir maden sahası için kullanmak çok mümkün değildir. Pratikte en az dört farklı kaya malzemesi veya toprak için birleştirilmiş değerlere ihtiyaç duyulur. Yapılan nümerik analizler bu bilgiler temel alınarak yapılmış ve sonuçlar elde edilmiştir.

Yeraltı su seviyesinin (-25 m) olduğu durum için yatay deformasyon miktarı 29 cm iken, bu modelde oluşan efektif gerilme miktarı 5,3 MPa ve toplam gerilme miktarı 9,02 MPa olarak tahmin edilmektedir. Bu modeldeki su akışlarına bakıldığında sırasıyla toplam, yatay ve düşey su seviyesi değişimleri 0,027 m/gün (şev topuğunda), 0,017 m/gün ve 0,026 m/gün olarak gerçekleşmiştir. Bu modelin hesaplanan güvenlik faktörü 1,842'dir.

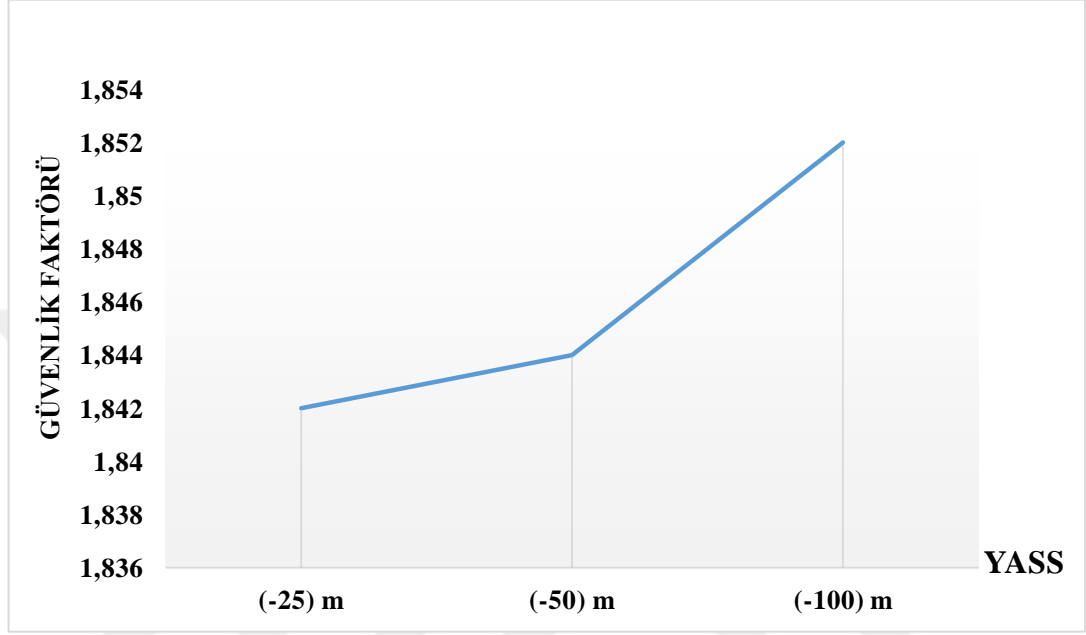
Yeraltı su seviyesinin (-50 m) olduğu durum için yatay deformasyon 32 cm iken, efektif ve toplam gerilmeler sırasıyla 5,53 MPA ve 8,98 MPa olarak belirlenmiştir. Yeraltı su seviyesinin (-50 m)'de olduğu durum için sırasıyla toplam, yatay ve düşey su seviyesi değişimleri 0,03 m/gün (Şev topuğunda ve 50. m'de), 0,02 m/gün ve 0,029 m/gün (şev topuğunda) olarak gerçekleşmiş ve bu modelde hesaplanan güvenlik faktörü 1,844 olmuştur.



Şekil 4.1 YASS değişimlerine göre toplam, yatay ve düşey su akış hızı grafikleri

(-100) m'de yeraltı su seviyesi için yapılan zamana bağlı akış analizinde yatay deformasyon miktarı 39 cm iken, efektif gerilme 5,97 MPa ve toplam gerilme 8,92

MPA olarak tahmin edilmiştir. Sırasıyla toplam, yatay ve düşey su seviyesi değişimleri 0,042 m/gün (Şev topuğunda 100 m'de), 0,040 m/gün (100 m'de) ve 0,038 m/gün olarak belirlenmiştir. Bu modelde hesaplanan güvenlik faktörü 1,852 olmuştur.



Şekil 4.2 YASS değişimlerine göre güvenlik faktörü grafiği

Bütün bu sonuçlar incelendiğinde, açık işletmenin içinde bulunduğu jeolojik birimlerin geçirimsizliklerinin önemli etkisi olduğu görülmüştür. Yeraltı su seviyesi düştükçe yatay deformasyonların ve efektif gerilmelerin arttığı ancak toplam gerilmelerin ise düştüğü görülmektedir. Bunlara ek olarak, yeraltı suyunun akışları incelendiğinde, genel şev topuğunda ve yeraltı suyu seviyesinde en yüksek değerlere ulaştığı görülmektedir. Yeraltı su seviyesindeki düşüş ile güvenlik faktöründe artış olmaktadır. Güvenlik faktöründeki bu artış, birimlerin geçirimsizlikleri ile ilgilidir. Daha fazla geçirimsizliğe sahip jeolojik birimlerde su seviyesindeki değişiklik güvenlik faktörünü daha çok etkileyecektir.

KAYNAKLAR

Abramson, L.W., Lee, T.S., Sharma, S. ve Boyce, G.M. (2001). *Slope stability and stabilization methods*. New York: John Wiley and Sons.

Akbulut, İ. (2012). *Şev Duraylılığı*. Maden Tetkik ve Arama Genel Müdürlüğü, Eğitim Serisi, 42, 4-16.

Aksoy, C. O., Geniş, M., Aldaş, G.G., Özacar, V., Özer, S.C. ve Yılmaz, Ö. (2012). A comparative study of the determination of rock mass deformation modulus by using different empirical approaches. *Engineering Geology*, 131-132, 19-28.

Aksoy C.O., Uyar G.G., Özçelik Y. (2016). Comparison of Hoek-Brown and Mohr-Coulomb failure criterion for deep open coal mine slope stability. *Structural Engineering and Mechanics*, 60 (5), 809- 828.

Aksoy, C.O. ve Kömürlü, E. (2017). Temel Madencilik Bilgileri. *Bölüm 1 Temel Kaya Mekaniği* (1. Baskı) içinde (61-65). Ankara: MAYEB Basın Yayın.

Albatineh, N.(2006). *Slope stability analysis using 2d and 3d methods*. M. Sc. Thesis, University of Akron, USA.

Aliyazıcıoğlu, Ş., Kesimal, A., Erçikdi, B., Cihangir, ve F., Karaman, K.(2015). Sondaj ve kimyasal analiz verileri kullanılarak bir kireçtaşı ocağının 3-boyutlu cevher modellemesi. *MÜHJEO'2015: Ulusal Mühendislik Jeolojisi Sempozyumu*, Trabzon, 351-356.

Anagnosti, P. (1969). Three dimensional stability of fill dams. *Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, Mexico, 275-280.

- Anderson, M. G. ve Richards, K. S. (1987). *Slope stability: geotechnical engineering and Geomorphology* (4th ed.). New York: John Wiley and Sons.
- Atkinson, L.C. (2000). The role and mitigation of groundwater in slope stability. *Slope Stability in Surface Mining*, 427-434.
- Atkinson, T. (1989). Economic and geotechnical factors in slope design. *Geotechnical Engineering*, University of Nottingham, 4, 12-18.
- Atkinson, T., 1977. Surface Mining. *De ingénieur*, 89, 28-29.
- Azzouz, A. S. ve Baligh, M. M. (1976). *Design charts for three-dimensional stability of cohesive slopes subjected to surcharge loads*. Massachusetts Institute of Technology, Department of Civil Engineering, Constructed Facilities Division.
- Azzouz, A. S. ve Baligh, M. M. (1978). *Three-dimensional stability of slopes*. Massachusetts Institute of Technology Report, R78-8, 595.
- Azzouz, A. S. ve Baligh, M. M. (1983). Loaded areas on cohesive slopes. *Journal of the Geotechnical Engineering*, 109 (5), 724-729.
- Azzouz, A. S. and Baligh, M. M. ve Ladd, C. C. (1981). Three-dimensional stability analyses of four embankment failures. *Proceedings of the 10th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 3, 343-346
- Baligh, M., ve Azzouz, A. S. (1975). End effects on stability of cohesive slopes. *Journal of the Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 101, 1105-1117.
- Bishop, A. W. (1955). The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. *Geotechnique*, 5 (1), 7-17.

- Brinkgreve, R.B.J. ve Vermeer, P.A. (2001). Plaxis 3D tunnel. *Users Manual*. Balkema, Rotterdam.
- Chen, R. H. (1981). *Three-dimensional slope stability analysis*. Joint Highway Research Project. JHRP- 81-17, Purdue University, Indiana.
- Chen, R. H. ve Chameau, J. L. (1983). Three-dimensional limit equilibrium analysis of slopes. *Geotechnique*, 33 (1), 31-40.
- Cornforth, D.H. (2005). *Landslides in practice: investigation, analysis and remedial/preventative options in soils*. New York: John Wiley and Sons.
- Denby, B. (1983). *Shear strength assessment in mine slope design*. Ph.D. Thesis, University of Nottingham, UK.
- Duncan, J. M., Wright, S. G. ve Brandon, T. L. (2014). *Soil strength and slope stability*. New York: John Wiley and Sons.
- Fellenius, W. (1936). Calculation of the stability of earth dams. *Transactions, 2nd Congress Large Dams*, Washington, DC, 4, 445-462.
- Fredlund, D. G. ve Krahn, J. (1977). Comparison of slope stability methods of analysis. *Canadian Geotechnical Journal*, 14 (3), 429-439.
- Helvacı, C. (1995). Stratigraphy, mineralogy and genesis of the Bigadiç borate deposits, Western Turkey. *Economic Geology*, 90 (5), 1237-1260.
- Highland, L.M. ve Bobrowsky, P. (2008). *The landslide handbook: a guide to understanding landslides*. Virginia: U.S. Geological Survey, 129.
- Hoek, E., Bray, J.W. (1977). Rock slope engineering. *Chapter 6 Groundwater flow* (3. Baskı) içinde (127-148). London: Taylor and Francis.

- Hoek, M. ve Diederichs, M. S. (2006). Empirical estimation of rock mass modulus. *International Journal Of Rock Mechanics And Mining Sciences*, 43 (2), 203-215.
- Hovland, H. J. (1977). Three-dimensional slope stability analysis method. *Journal of the Geotechnical Engineering and Geoenvironmental Engineering*, ASCE, 103 (9), 971-986.
- Hungr, O. (1987). An extension of Bishop's simplified method of slope stability analysis to three dimensions. *Geotechnique*, 37 (1), 113-117.
- Hungr, O., Salgado, F.M. ve Byrne, P. M. (1989). Evaluation of a three-dimensional method of slope stability analysis. *Canadian Geotechnical Journal*, 26 (4), 679-686.
- Janbu, N. (1957). Earth pressure and bearing capacity calculations by generalized procedure of slices. *Proceedings of 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 2, 207- 212.
- Janbu, N. (1973). *Slope stability computations, Embankment dam engineering casagrande volume*, New York: John Wiley and Sons.
- Janbu, N., Bjerrum, L., ve Kjaernsli, B. (1956). Soil mechanics applied to some engineering problems. *Norwegian Geotechnical Institute*, 16, 5-26.
- Kızıl, M. ve Köse, H. (1995). *Açık işletmelerde şev stabilitesi*. İzmir: DEU Mühendislik Fakültesi Yayını.
- Kopacsy, J. (1957). Three dimensional stress distribution and slip surface in earth work at rupture. *Proceedings of 4th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*, 1, 339-342.

- Lambe, T.W. ve Whitman, R.W.(1969). *Soil mechanics*. New York: John Wiley and Sons.
- Leshchinsky, D., ve Huang, C. (1992). Generalized three-dimensional slope-stability analysis. *Journal of the Geotechnical Engineering*, 118 (11), 1748-1764.
- Leshchinsky, D., Baker, R. ve Silver, M. L. (1985). Three-dimensional analysis of slope stability. *International Journal for Numerical and analytical Methods in Geomechanics*, 9 (2), 199-223.
- Morgenstern, N. R. ve Price, V. E. (1965). The analysis of the stability of general slip surface. *Geotechnique*, 15 (4), 289-290.
- Morgenstern, N.R. ve Price, V.E. (1967). A numerical method for solving the equations of stability of general slip surfaces. *The Computer Journal*, 9 (4), 388-393.
- Palmer, M.R. ve Helvacı, C. (1997). The boron isotope geochemistry of the neogene borate deposits of western Turkey. *Geochimica et Cosmochimica Acta*, 61 (15), 3161-3169.
- Pulat, H.F. (2009). *An experimental and anaşytical study of various soil slopes in laboratory conditions*. M. Sc. thesis, Izmir Institute of Technology, İzmir.
- Rao, S. (1980). *A study of time dependent stability of excavated slopes in surface coal mining*. Phd Thesis, University of Nottingham, UK.
- Sarma, S. K. ve Bhave, M. V. (1974). Critical acceleration versus static factor of safety in stability analysis of earth dams and embankments. *Geotechnique*, 24 (4), 661-665.

- Sarma, S. K. (1973). Stability analysis of embankments and slopes. *Geotechnique*, 23 (3), 423-433.
- Singh, R. H. ve Atkins, A.S. (1984). Application of analytical solutions to simulate some mine inflow problems in underground coal mining. *International Journal Of Mine Water*. 3 (4), 1-27.
- Singh, R.N. ve Ghose, A.K. (2006). *Engineered rock structures in mining and civil construction*. USA: CRC Press.
- Spencer, E. (1967). A method of analysis of the stability of embankments assuming parallel interslice forces. *Geotechnique*, 17 (1), 11-26.
- Thomas, L. J. (1979). *An introduction to mining* (3rd Ed). Methuen of Australia, ISBN 0454 00087 I, 466.
- Varnes, D.J. (1978). Slope movement types and processes. *Special report*, 176, 11-33.
- Walton, G. ve Atkinson, T. (1978). Some geotechnical considerations in the planning of surface coal mines. *Transactions of the Institution of Mining and Metallurgy Section A-Mining Industry*, 87, 147-171.
- Walton, G. ve Taylor, R.K. (1978). Likely constraints on the stability of excavated slopes due to underground coal workings. *Proceedings of Conference on Rock Engineering*, April 1977, P.B. Atwell (Editor), University of Newcastle, 329-49.
- Whitman, R. V., ve Bailey, W. A. (1967). Use of computers for slope stability analysis. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, ASCE, 93 (4), 475-498.

Wright, S. G., Kulhawy, F. H., ve Duncan, J. M. (1973). Accuracy of equilibrium slope stability analysis. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, 99 (10), 783-791.

