



**KAYA ŞEV STABİLİTESİ ANALİZLERİNDE FARKLI YÖNTEMLERİN  
KARŞILAŞTIRILMASI**

**Yahn Umur DOĞAN**

**YÜKSEK LİSANS TEZİ  
İNŞAAT MÜHENDİSLİĞİ ANA BİLİM DALI**

**GAZİ ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ**

**MAYIS 2019**

Yalın Umur DOĞAN tarafından hazırlanan “KAYA ŞEV STABİLİTESİ ANALİZLERİNDE FARKLI YÖNTEMLERİN KARŞILAŞTIRILMASI” adlı tez çalışması aşağıdaki jüri tarafından OY BİRLİĞİ ile Gazi Üniversitesi İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalında YÜKSEK LİSANS TEZİ olarak kabul edilmiştir.

**Danışman:** Prof. Dr. Nihat Sinan IŞIK

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı, Gazi Üniversitesi

Bu tezin, kapsam ve kalite olarak Yüksek Lisans Tezi olduğunu onaylıyorum. ....

**Başkan:** Prof. Dr. Ergün TUNCAY

Jeoloji Mühendisliği Ana Bilim Dalı, Hacettepe Üniversitesi

Bu tezin, kapsam ve kalite olarak Yüksek Lisans Tezi olduğunu onaylıyorum. ....

**Üye:** Prof. Dr. Seyhan FIRAT

İnşaat Mühendisliği Ana Bilim Dalı, Gazi Üniversitesi

Bu tezin, kapsam ve kalite olarak Yüksek Lisans Tezi olduğunu onaylıyorum. ....

Tez Savunma Tarihi: 31/05/2019

Jüri tarafından kabul edilen bu tezin Yüksek Lisans Tezi olması için gerekli şartları yerine getirdiğini onaylıyorum.

.....

Prof. Dr. Sena YAŞYERLİ

Fen Bilimleri Enstitüsü Müdürü

## ETİK BEYAN

Gazi Üniversitesi Fen Bilimleri Enstitüsü Tez Yazım Kurallarına uygun olarak hazırladığım bu tez çalışmada;

- Tez içinde sunduğum verileri, bilgileri ve dokümanları akademik ve etik kurallar çerçevesinde elde ettiğimi,
- Tüm bilgi, belge, değerlendirme ve sonuçları bilimsel etik ve ahlak kurallarına uygun olarak sunduğumu,
- Tez çalışmada yararlandığım eserlerin tümüne uygun atıfta bulunarak kaynak gösterdiğimi,
- Kullanılan verilerde herhangi bir değişiklik yapmadığımı,
- Bu tezde sunduğum çalışmanın özgün olduğunu,

bildirir, aksi bir durumda aleyhime doğabilecek tüm hak kayıplarını kabullendiğimi beyan ederim.

Yalın Umur DOĞAN

31/05/2019

# KAYA ŞEV STABİLİTESİ ANALİZLERİNDE FARKLI YÖNTEMLERİN KARŞILAŞTIRILMASI

(Yüksek Lisans Tezi)

Yalın Umur DOĞAN

GAZİ ÜNİVERSİTESİ  
FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

Mayıs 2019

## ÖZET

Her geçen gün gerçekleştirilen yeni gelişmelere rağmen geoteknik mühendisliğinin doğasında yer alan belirsizlikler nedeniyle şev stabilitesi analizleri karmaşık ve zorlu problemler olma özelliğini devam ettirmektedir. Şev stabilitesi analizlerinin gerçekleştirilmesi için göreceli olarak basit formülizasyonu, minimal girdi parametreleriyle hızlı ve kolay analiz yapılabilmesi ve dünya genelinde geniş çaplı tecrübe edinilmişliği nedeniyle limit denge analiz yöntemleri son derece yaygın olarak kullanılmaktadır. Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak gerçekleştirilen sayısal analizler ise malzemelerin gerilme-birim deformasyon davranışlarını dikkate almakta ve deformasyonlar hakkında da bilgi sunmaktadır. Bu nedenle, sayısal analizler yenilme mekanizmalarının ve kritik kayma ve/veya ayrılma yüzeylerinin belirlenmesiyle güvenlik katsayısı hesaplanması yönünden avantaj sağlamakta, dolayısıyla limit denge analiz yöntemlerine bir alternatif olarak sunulmaktadır. Bu tez çalışması kapsamında, süreksizliklerin şev yenilme mekanizmasında ana etken olduğu 3 adet vaka üzerinde limit denge, sonlu elemanlar ve ayırık elemanlar yöntemleri kullanılarak toplam 71 şev stabilitesi analizi gerçekleştirilmiştir. İncelenen süreksizlik kontrollü şev mekanizmalarında bazı denge denklemlerini ve dilimlerarası kuvvetleri ihmal etmeleri nedeniyle en düşük güvenlik katsayısını Bishop ve Düzeltilmiş Janbu yöntemleri vermiştir. Tüm denge denklemleri ve dilimlerarası kuvvetleri dikkate alan Spencer, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemleriyle ise birbirine oldukça yakın ve uyumlu sonuçlar elde edilmiştir. Sarma düşey olmayan dilimler yöntemi ise diğer limit denge yöntemlerine kıyasla %80'lere ulaşan mertebede daha yüksek güvenlik katsayıları vermiştir. Sayısal analiz sonuçlarına göre ise hem güvenlik katsayıları hem de yenilme mekanizmaları Spencer, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemleriyle uyumlu bulunmuştur. Sayısal analizlerin gerilme-birim deformasyon davranışlarını dikkate alması ve deformasyonlar hakkında bilgi sunması nedeniyle, özellikle süreksizlikler gibi yapısal elemanlar kontrollü yenilmelerin bekleneceği şev stabilitesi analizlerinde limit denge yöntemlerinin yanı sıra sayısal analiz yöntemlerinin de kullanılması, tasarım amaçlı karar verme aşamasında bu yöntemlerin karşılaştırılarak sonuca ulaşılması önerilmektedir.

Bilim Kodu : 91105

Anahtar Kelimeler : Şev stabilitesi, kaya kütlesi, geriye dönük analizler, kompleks yenilme

Sayfa Adedi : 111

Danışman : Prof. Dr. Nihat Sinan IŞIK

COMPARISON OF VARIOUS METHODS FOR THE ROCK SLOPE STABILITY  
ANALYSES  
(MSc. Thesis)

Yalın Umur DOĞAN

GAZİ UNIVERSITY

GRADUATE SCHOOL OF NATURAL AND APPLIED SCIENCES

May 2019

ABSTRACT

Despite the new improvements, slope stability problems remain as one of the most complex and challenging problems due to uncertainties in the nature of geotechnical engineering. Due to the relatively simple formulization, capability of implementing fast and easy analysis with minimum input parameters and extensive worldwide experience, limit equilibrium methods are commonly used to conduct slope stability analysis. On the other hand, numerical slope stability analyses conducted using the shear strength reduction method consider the stress-strain behavior of the materials and also provide information about deformations. Hence, they are initiated as an alternative to limit equilibrium methods as they provide an advantage in determining failure mechanisms and critical shear and separation surfaces. In this thesis, a total of 71 slope stability analyses were conducted using limit equilibrium, finite elements, and discrete elements methods on 3 different cases, which discontinuities are the main determinants. The lowest factor of safety values were estimated using Bishop and Corrected Janbu methods due to their assumptions on both interslice forces and equilibrium equations. Also, considerably close and compatible results were obtained using Spencer, Morgenstern-Price, and Sarma methods which consider all interslice forces and equilibrium equations. Furthermore, factor of safety values as much as 80% were calculated using Sarma-Non Vertical Slices method compared to the other limit equilibrium methods. According to the results obtained from numerical slope stability analyses, compatible factor of safety values and failure mechanism were obtained compared to the Spencer, Morgenstern-Price, and Sarma methods. According to the attained results, it is suggested that; numerical analysis methods should also be used in slope stability analysis as well as limit equilibrium methods, especially when discontinuity controlled failure mechanisms are expected and results obtained using these different methods should be compared at the design based deciding phase.

Science Code : 91105

Key Words : Slope stability, rock mass, back analysis, complex failure

Page Number : 111

Supervisor : Prof. Dr. Nihat Sinan IŞIK

## TEŞEKKÜR

Bu çalışmanın gerçekleştirilmesinde, engin bilgilerini ve değerli zamanını sabırla ve ilgiyle benimle paylaşan, benim için bir danışman hocadan çok daha fazlası olan Prof. Dr. Nihat Sinan IŞIK'a en içten teşekkürlerimi sunarım. Onun destekleri ve yol göstericiliği olmasaydı bu tezin gerçekleşmesi mümkün olmazdı.

Yalnızca bu çalışma kapsamında değil, tüm yüksek lisans hayatım boyunca desteklerini esirgemeyen, her sorumu sabırla ve içtenlikle cevaplayan Prof. Dr. Kemal Önder ÇETİN, Dr. H. Tolga BİLGE ve Dr. A. Anıl YUNATCI'ya teşekkürü borç bilirim.

Tüm öğrenim hayatım boyunca desteğini ve güvenini arkamda hissettiğim, her zaman yanımda olan annem Sibel DOĞAN'a ve yoğun çalışma dönemlerimde manevi desteğini hiçbir zaman esirgemeyen kardeşim Ege DOĞAN'a çok teşekkür ederim.

Bu uzun ve yorucu süreçte bana sürekli destek olan, motive eden ve yüreklendiren Gamze SÖNMEZ'e sonsuz teşekkür ederim. O olmasaydı böyle bir tezin ortaya çıkması mümkün olmazdı.

Çalışmalarım boyunca yardımını esirgemeyen, uzun telefon konuşmaları boyunca bana katlanan değerli meslektaşım ve arkadaşım Kıvanç YÜKSEL'e teşekkür ederim.

Son olarak, yalnızca yüksek lisans eğitimim boyunca değil, lisans eğitimim boyunca da bana mesleki anlamda en küçük bir bilgi katmış tüm hocalarıma teşekkür ederim.

## İÇİNDEKİLER

	Sayfa
ÖZET .....	iv
ABSTRACT.....	v
TEŞEKKÜR .....	vi
İÇİNDEKİLER .....	vii
ÇİZELGELERİN LİSTESİ.....	ix
ŞEKİLLERİN LİSTESİ.....	x
SİMGELER VE KISALTMALAR.....	xv
1. GİRİŞ.....	1
2. LİTERATÜR TARAMASI .....	3
2.1. Farklı Şev Stabilitesi Analiz Yöntemlerinin Karşılaştırılması.....	3
2.2. Süreksizlik Kontrollü Şevlerde Şev Stabilitesi .....	9
2.3. Eğim Şevleri .....	13
2.3.1. Burkulma yenilmesi .....	14
2.3.2. Kazıma yenilmesi .....	15
2.3.3. Çift düzlemsel yenilme .....	16
3. METODOLOJİ .....	21
3.1. Yenilme Kriterleri .....	21
3.1.1. Mohr-Coulomb yenilme kriteri .....	21
3.1.2. Hoek-Brown yenilme kriteri .....	22
3.1.3. Barton-Bandis yenilme kriteri .....	29
3.2. Limit Denge Yöntemi .....	33
3.2.1. Toplam gerilme analizi ( $\phi=0$ ) yöntemi .....	35
3.2.2. Basit dilimler yöntemi .....	37



	<b>Sayfa</b>
3.2.3. Basitleştirilmiş Bishop yöntemi .....	38
3.2.4. Spencer yöntemi .....	40
3.2.5. Morgenstern-Price yöntemi .....	42
3.2.6. Janbu yöntemi .....	44
3.2.7. Sarma yöntemi .....	46
3.3. Makaslama Dayanımı Azaltımı Yöntemi .....	48
3.3.1. Mohr-Coulomb yenilme kriterine göre makaslama dayanımı azaltımı yöntemi .....	50
3.3.2. Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriterine göre makaslama dayanımı azaltımı yöntemi .....	51
3.4. Kinematik Analizler .....	53
<b>4. LİMİT DENGE ANALİZLERİ VE SAYISAL ANALİZLERİN GERÇEKLEŞTİRİLMESİ .....</b>	<b>55</b>
4.1. Analizler .....	57
4.1.1. Hipotetik geometri .....	57
4.1.2. Hindistan – Jammu ve Kashmir Eyaleti Çenab Nehri sağ sahil şevi .....	61
4.1.3. Eğim şevi - çift düzlemsel yenilme mekanizması .....	78
<b>5. TARTIŞMA .....</b>	<b>93</b>
5.1. Hipotetik Geometri .....	94
5.2. Hindistan - Jammu ve Kashmir Eyaleti Çenab Nehri Sağ Sahil Şevi .....	95
5.3. Eğim Şevi – Çift Düzlemsel Yenilme Mekanizması .....	99
<b>6. SONUÇ VE ÖNERİLER .....</b>	<b>101</b>
<b>KAYNAKLAR .....</b>	<b>103</b>
<b>ÖZGEÇMİŞ .....</b>	<b>111</b>

## ÇİZELGELERİN LİSTESİ

<b>Çizelge</b>	<b>Sayfa</b>
Çizelge 2.1. Örnek problem için güvenlik katsayısı karşılaştırılması .....	4
Çizelge 2.2. Kaya şev stabilitesi analizlerinde yararlanılan sayısal yöntemlere ilişkin avantajlar ve sınırlamalar .....	5
Çizelge 3.1. Farklı tip kayalar için sağlam kaya malzeme sabiti $m_i$ değerleri.....	28
Çizelge 4.1. Marn ve kil birimlerinin malzeme parametreleri.....	57
Çizelge 4.2. Fay düzlemi için Barton-Bandis ölçütü girdi parametreleri .....	58
Çizelge 4.3. Limit denge analiz sonuçları.....	59
Çizelge 4.4. Köprü ayağı temel boyutları ve gerilmeleri.....	62
Çizelge 4.5. Dolomitik kireçtaşı malzeme özellikleri.....	63
Çizelge 4.6. Orijinal topoğrafya için statik limit denge analiz sonuçları.....	66
Çizelge 4.7. Palyeli topoğrafya için statik limit denge analiz sonuçları .....	68
Çizelge 4.8. Orijinal topoğrafya için pseudo-statik limit denge analiz sonuçları.....	69
Çizelge 4.9. Palyeli topoğrafya için pseudo-statik limit denge analiz sonuçları .....	70
Çizelge 4.10. Şev stabilitesi analiz sonuçlarının referans çalışma ile karşılaştırılması ..	78
Çizelge 4.11. Marn birimlerinin dayanım ve rijitlik parametreleri.....	79
Çizelge 4.12. Süreksizlik yüzeylerinin dayanım ve rijitlik parametreleri .....	79
Çizelge 4.13. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçları .....	81
Çizelge 4.14. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçları .....	87
Çizelge 4.15. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçlarına göre yenilme yüzeyinin yatayla yaptığı açı.....	88

## ŞEKİLLERİN LİSTESİ

Şekil	Sayfa
Şekil 1.1. Temsili şev stabilitesi problemi .....	2
Şekil 2.1. Şev geometrisi .....	3
Şekil 2.2. Palyeli şev geometrisi .....	8
Şekil 2.3. Limit denge esaslı yöntem ve modifiye makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile belirlenmiş birkaç kayma yüzeyi .....	8
Şekil 2.4. 1991 Randa Heyelanı'nın kesiti.....	11
Şekil 2.5. 1991 Randa Heyelanı jeolojik kesiti ve hidrojeolojik modeli .....	12
Şekil 2.6. Süreksiz model sonuçları. a) sayısal model için başlangıç geometrisi, b) morfolojiyi gösteren ayrık elemanlar analiz sonucu modeli .....	13
Şekil 2.7. a) Üç eklemlili burkulma, b) Euler burkulması .....	14
Şekil 2.8. a) Tamamen süreksizlik kontrollü kazıma yenilmesi, b) Kısmi süreksizlik kontrollü kazıma yenilmesi.....	15
Şekil 2.9. Çift düzlemsel şev yenilmesi geometrik analizi .....	16
Şekil 2.10. a) Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme, b) Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme .....	17
Şekil 2.11. Nathanail'e göre kinematik çift düzlemsel yenilme analizi .....	18
Şekil 2.12. Goodman ve Kieffer ve Hoek ve diğerleri tarafından tanımlanan, kaya kütlesi içerisindeki mikrosüreksizlikler boyunca aşamalı olarak gerçekleşen topuk yenilmesi .....	20
Şekil 3.1. Mohr'un yenilme zarfı ve Mohr-Coulomb yenilme kriteri .....	22
Şekil 3.2. Artan örnekleme boyutuyla sağlam kaya malzemesinden sık eklemlili kaya kütlesine geçisi gösteren idealleştirilmiş kesit .....	23
Şekil 3.3. Hoek ve diğerlerinin önermiş olduğu örselenme faktörü .....	26
Şekil 3.4. Önerilmiş iki örselenme faktörü arasındaki ilişki.....	26
Şekil 3.5. Jeolojik dayanım indeksi (GSI) abağı.....	27
Şekil 3.6. Patton'ın testere dişli örnekler üzerindeki makaslama dayanımı deneylerinin temsili geometrisi.....	30

<b>Şekil</b>	<b>Sayfa</b>
Şekil 3.7. Testere dişli örneklerin temsili $\sigma_n$ - $\tau$ grafiği .....	30
Şekil 3.8. Süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımının Schmidt çekici ile belirlenmesi.....	32
Şekil 3.9. Süreksizlik profilleri ve profillere karşılık gelen JRC değerleri.....	33
Şekil 3.10. Düşey dilimler ile bölünmüş temsili bir şev ve dairesel kayma dairesi .....	34
Şekil 3.11. Toplam gerilme analizleri için temsili şev ve kayma yüzeyi geometrisi.....	36
Şekil 3.12. Basit dilimler yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler.....	37
Şekil 3.13. Basitleştirilmiş Bishop yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler .....	38
Şekil 3.14. Spencer yöntemine göre paralel dilimlerarası kuvvetler ve bileşkesi .....	40
Şekil 3.15. Spencer yöntemine göre dairesel olmayan kayma yüzeyi için temsili koordinatlar .....	41
Şekil 3.16. Spencer yönteminde dilime etki eden tüm bilinen ve bilinmeyen kuvvetler .....	41
Şekil 3.17. Basitleştirilmiş Janbu yöntemi için $f_0$ düzelme faktörleri.....	44
Şekil 3.18. Sarma yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler .....	46
Şekil 3.19. Sarma yönteminde güvenlik katsayısının iteratif olarak hesaplanması.....	47
Şekil 3.20. Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile gerçekleştirilmiş temsili sonlu elemanlar analizi .....	50
Şekil 3.21. Temsili orijinal ve azaltılmış Mohr-Coulomb yenilme zarfları.....	51
Şekil 3.22. Temsili orijinal ve azaltılmış Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme zarfı .....	52
Şekil 3.23. Düzlemsel kayma mekanizmasının temsili geometrik gösterimi .....	53
Şekil 3.24. Düzlemsel kaymanın gerçekleşebilmesi için gereken ilk koşulun temsili geometrik gösterimi; a) duraysız, b) duraylı, c) duraylı .....	54
Şekil 4.1. Fay ve kil zayıflık zonu içeren hipotetik şevin geometrisi .....	57
Şekil 4.2. Fay ve kil zayıflık zonu içeren hipotetik şevin geometrisi .....	58
Şekil 4.3. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı.....	58

<b>Şekil</b>	<b>Sayfa</b>
Şekil 4.4. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	59
Şekil 4.5. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı .....	60
Şekil 4.6. İncelenen geometri için sonlu elemanlar analiz sonucu .....	60
Şekil 4.7. Yenilme mekanizmalarının karşılaştırılması .....	61
Şekil 4.8. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	61
Şekil 4.9. İnşaa edilecek demiryolu köprüsü temsili kesit.....	62
Şekil 4.10. Sağ sahilin orijinal ve palyelendirilmiş topoğrafyası .....	63
Şekil 4.11. Köprü inşaa alanını gösteren fotoğraf.....	64
Şekil 4.12. Sağ sahil orijinal topoğrafyası için limit denge analiz modeli .....	65
Şekil 4.13. Sağ sahil palyelendirilmiş topoğrafya için limit denge analiz modeli.....	65
Şekil 4.14. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı.....	66
Şekil 4.15. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	67
Şekil 4.16. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı.....	67
Şekil 4.17. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	68
Şekil 4.18. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı.....	69
Şekil 4.19. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	69
Şekil 4.20. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı.....	70
Şekil 4.21. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	71
Şekil 4.22. Orijinal şev geometrisi için sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı.....	71
Şekil 4.23. Palyeli şev geometrisi için sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı.....	72

<b>Şekil</b>	<b>Sayfa</b>
Şekil 4.24. Orijinal şev geometrisi için statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu .....	72
Şekil 4.25. Orijinal şev geometrisi için statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	73
Şekil 4.26. Palyeli şev geometrisi için statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu.	74
Şekil 4.27. Palyeli şev geometrisi için statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	74
Şekil 4.28. Orijinal şev geometrisi için pseudo-statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu.....	75
Şekil 4.29. Orijinal şev geometrisi için pseudo-statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	76
Şekil 4.30. Palyeli şev geometrisi için pseudo-statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu.....	77
Şekil 4.31. Palyeli şev geometrisi için pseudo-statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	77
Şekil 4.32. Çift düzlemsel yenilme mekanizması analizleri için temsili şev geometrisi.....	79
Şekil 4.33. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz modeli.....	80
Şekil 4.34. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı.....	81
Şekil 4.35. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	81
Şekil 4.36. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı .....	82
Şekil 4.37. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için yatay deformasyon kontur ve vektörleri .....	82
Şekil 4.38. Sonlu elemanlar yöntemine göre tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması .....	83
Şekil 4.39. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	83
Şekil 4.40. Dayanım azaltım faktörünün 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi.....	84

<b>Şekil</b>	<b>Sayfa</b>
Şekil 4.41. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrı elemanlar modeli .....	84
Şekil 4.42. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrı elemanlar analiz sonuçları ve deplasman vektörleri.....	85
Şekil 4.43. Güvenlik katsayısının 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi.....	85
Şekil 4.44. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz modeli.....	86
Şekil 4.45. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı.....	87
Şekil 4.46. Spencer yöntemine göre makaslama yenilmesi yüzeyinin yatayla yaptığı açı.....	88
Şekil 4.47. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri .....	88
Şekil 4.48. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı .....	89
Şekil 4.49. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için maksimum birim deformasyon konturları .....	89
Şekil 4.50. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için yatay deformasyon kontur ve vektörleri .....	90
Şekil 4.51. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması .....	90
Şekil 4.52. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrı elemanlar modeli .....	91
Şekil 4.53. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrı elemanlar analiz sonuçları ve deplasman vektörleri.....	91
Şekil 4.54. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması ve tipi....	92
Şekil 4.55. Güvenlik katsayısının marn içsel sürtünme açısı ile değişimi.....	92

## SİMGELER VE KISALTMALAR

Bu çalışmada kullanılmış simgeler ve kısaltmalar, açıklamaları ile birlikte aşağıda sunulmuştur.

Simgeler	Açıklamalar
$\Sigma$	Toplam işareti
$a_i$	i'nci dilimin moment kolu
$b_m, b_s$	Örselenme faktörüne bağlı sabitler
$c$	Kohezyon
$c'$	Efektif kohezyon
$c_{red}$	F faktörü kadar azaltılmış kohezyon
$c_u$	Drenajsız kohezyon
$d$	Kayma dairesinin derinliği
$d_f, D$	Örselenme faktörleri
$E$	Young modülü (deformasyon modülü)
$E, E_i$	i'nci dilime etki eden yatay kuvvet
$E_m$	Kaya kütlelerinin deformasyon modülü
$f_0$	Janbu güvenlik katsayısı düzeltme faktörü
$F_v, F_h$	Dilime etki eden tüm yatay ve düşey kuvvetler
$h_t$	Kayma yüzeyi üzerindeki itki çizgisinin yüksekliği
$i$	Testere dişi yüzeyinin açısı
$J_n, J_s$	Süreksizlik normal ve makaslama rijitliği
$K_0$	Sükunetteki toprak basıncı
$k_c$	Kritik yatay sismik kaysayı
$k_h, k_v$	Yatay ve düşey sismik kaysayı
$L$	Dairesel yayın uzunluğu
$L$	Şevin uzunluğu
$m_b$	Kaya kütleleri sabiti
$m_i$	Sağlam kaya malzemesi sabiti
$N$	Normal gerilme
$\phi$	İçsel sürtünme açısı
$\phi'$	Efektif içsel sürtünme açısı
$\phi_b$	Yüzey temel sürtünme açısı
$\phi_r$	Yüzey rezidüel sürtünme açısı



## Simgeler

## Açıklamalar

$\Phi_{red}$	F faktörü kadar azaltılmış içsel sürtünme açısı
Q	Dilimlerarası kuvvetlerin bileşkesi
r	Determinasyon katsayısı
r	Kayma dairesi yarıçapı
r, R	Islak ve bozunmuş yüzey Schmidt geri sıçrama değeri
S	Makaslama dayanımı
s	Kaya kütlesi özelliğine bağlı sabit
u	Boşluk suyu basıncı
v	Poisson oranı
W	Dilim veya bloğun ağırlığı
$X, X_i$	i'nci dilime etki eden düşey kuvvet
$x_b$	Dilim tabanının orta noktasının yatay koordinatı
$x_g, y_g$	Dilimin veya kütlenin ağırlık merkezinin koordinatları
$x_i, y_i$	Dilim tabanının orta noktasının koordinatları
$y_b$	Dilim tabanının orta noktasının düşey koordinatı
yQ	Bileşke kuvvetin etki ettiği noktanın düşey koordinatı
$Z_i, Z_{i+1}$	Dilime etkiyen dilimlerarası kuvvetler
$\alpha$	Kaya kütlesi karakteristiğine bağlı sabit
$\alpha_f$	Şevin eğim yönü
$\alpha_i$	i'nci dilimin tabanının eğimi
$\alpha_p$	Süreksizliğin eğim yönü
$\gamma_d$	Kuru birim hacim ağırlık
$\gamma_s$	Doymun birim hacim ağırlık
$\theta$	Dilimlerarası kuvvetlerin eğimi
$\theta_t$	İtki çizgisinin yatay ile yaptığı açı
$\lambda$	Ölçekleme sabiti
$\sigma'_1$	Maksimum asal gerilme
$\sigma'_3$	Minimum asal gerilme
$\sigma'_n$	Efektif normal gerilme
$\sigma_{ci}$	Sağlam kaya malzemesi tek eksenli sıkışma dayanımı
$\sigma_{ci}^{red}, m_b^{red}, s^{red}, \alpha^{red}$	Azaltılmış Hoek-Brown parametreleri
$\tau$	Makaslama gerilmesi
$\tau_f$	Yenilme düzlemi üzerindeki makaslama gerilmesi
$\tau_{red}$	Azaltılmış makaslama dayanımı

**Simgeler** $\Psi_f$  $\Psi_p$ **Açıklamalar**

Şevin eğim açısı

Süreksizliğin eğim açısı

**Kısaltmalar****DLA****GK****GSI****ISRM****Janbu-C****JCS****JRC****LA****LEM****RMR****RQD****Sarma-NV****SRF****SSR****Açıklamalar**

Süreksizlik Yerleşim Optimizasyonu

Güvenlik katsayısı

Jeolojik Dayanım İndeksi

Uluslararası Kaya Mekaniği Birliği

Düzeltilmiş Janbu yöntemi

Süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımı

Süreksizlik pürüzlülük katsayısı

Limit Analiz

Limit denge yöntemi

Kaya kütlesi sınıflaması

Kaya kalitesi göstergesi

Sarma Düşey Olmayan Dilimler Yöntemi

Makaslama dayanımı azaltımı faktörü

Makaslama dayanımı azaltımı

## 1. GİRİŞ

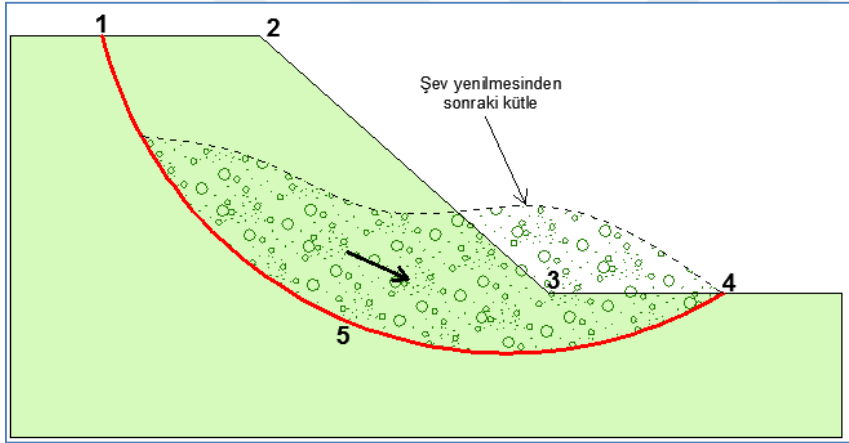
Yatay ile açı yapan her türlü yer yüzü şekli şev olarak adlandırılmaktadır. Şevler; i) düzensiz geometriye sahip doğal şevler ve ii) açık işletme şevi, dolgu şevi, pasa yığını, kazı şevleri vb. gibi düzenli geometriye sahip olan mühendislik şevleri olmak üzere iki ana başlık altında incelenmektedir. Yatay olmayan bu yer yüzü şekilleri, yer çekimi, su basıncı ve dinamik kuvvetler gibi etkenlerin etkisi altında duraylılığını kaybedebilmekte ve Şekil 1.1'de temsili olarak 12345 ile gösterilen kütle şeklinde şev stabilitesi problemlerine neden olabilmektedir.

Şev stabilitesi problemlerinin değerlendirilmesi geoteknik mühendisliği bilim dalının en önemli, zorlu ve ilgi çekici alanlarından biri olmasının yanı sıra; yüz yılı aşkın bir süredir bu alanda yapılan çalışmalar kaya ve zemin malzemelerinin kompleks davranışlarının daha iyi anlaşılması, arazi ve laboratuvar deneylerinin gerekliliklerinin ve kısıtlamalarının daha net tanımlanması, analizlerin kolay ve hızlı yapılabilmesi için bilgisayar yazılımlarının geliştirilmesi, sahada gözlenen davranışların önerilmiş analitik yöntemler ile detaylı karşılaştırılması ve daha etkin elektronik şev izleme sistemlerinin geliştirilmesi gibi açılardan da son derece önemli rol oynamaktadır.

Her geçen gün gerçekleştirilen yeni gelişmelere rağmen geoteknik mühendisliğinin doğasında yer alan belirsizlikler nedeniyle şev stabilitesi analizleri karmaşık ve zorlu problemler olma özelliğini devam ettirmektedir. Morgenstern [1] söz konusu bu belirsizlikleri: 1) model belirsizlikleri, 2) insanoğlu belirsizlikleri, ve 3) parametre belirsizlikleri olmak üzere üçe ayırmıştır. Model belirsizlikleri problemin çözümünde kullanılan analiz teknikleri ve jeolojik modele karşılık gelirken, insanoğlu belirsizlikleri öznellik ve kullanılan metod ile ilgili tecrübe eksikliği gibi etkenleri temsil etmektedir. Parametre belirsizlikleri ise makaslama dayanımı gibi parametrelerin mekansal ve zamana bağlı değişimlerini içermektedir. Bahsi geçen bu parametre belirsizlikleri kaya mekaniği bakış açısı ile ele alındığında, ampirik eşitlikler yardımı ile hesaplanan kaya kütlesi makaslama dayanımı yönünden, dolayısı ile de kaya kütlesi makaslama dayanımının hesaplanmasında kullanılan tek eksenli sıkışma dayanımı, kaya kalitesi göstergesi (Rock Quality Designation, RQD) [2], jeolojik dayanım indeksi (Geological Strength Index, GSI)

[3], süreksizlik yüzeyi pürüzlülüğü [4] vb. gibi jeolojik girdi parametreleri açısından oldukça önemlidir.

Söz konusu bu belirsizlikler nedeni ile, süreksizlik denetimli duraysızlıkların gözleneceği topoğrafyalarda veya çok fazla sayıda süreksizlik seti barındıran aşırı ayrılmış kaya şevlerinde şev stabilitesi analizleri yapılırken, kullanılan analiz yönteminin girdi parametreleri ile ne şekilde sonuç verdiği son derece önem kazanmaktadır. Değinilen bu hususlar dikkate alınarak, bu çalışma kapsamında, limit denge esaslı yöntem (Limit Equilibrium Method, LEM) ve makaslama dayanımı azaltımı (Shear Strength Reduction, SSR) yöntemi kullanılarak farklı süreksizlik kontrollü şevler için detaylı şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilmiş, elde edilen sonuçlar hem birbiri ile hem de referans çalışmalar ile karşılaştırılmıştır.



Şekil 1.1. Temsili şev stabilitesi problemi

Bu araştırma kapsamında yapılan detaylı şev stabilitesi analizleri iki adet vaka analizi ile bir adet hipotetik problemin analizini içermektedir. Söz konusu bu üç problem üzerinde farklı araştırmacıların önermiş olduğu, dünya genelinde kabul görmüş altı farklı limit denge esaslı yöntem ile makaslama dayanımı azaltımı yöntemi uygulanmıştır. Bu analizlerin gerçekleştirilebilmesi için geoteknik mühendisliği yazılımları geliştiren Kanada merkezli Rocscience firmasının son derece gelişmiş 2 boyutlu limit denge esaslı şev stabilitesi analiz yazılımı *Slide2 2018* [5] ve 2 boyutlu sonlu elemanlar yöntemi esaslı *RS2 2019* [6] yazılımları kullanılmıştır. Ayrık elemanlar esaslı sayısal analizler ise Amerika Birleşik Devletleri merkezli Itasca firmasının UDEC v4.0 [7] yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

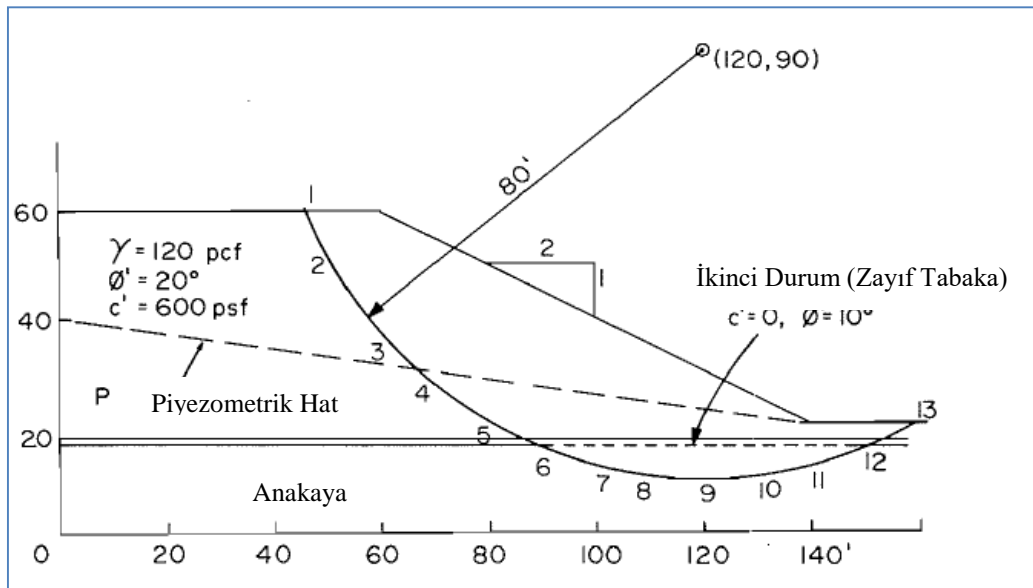
## 2. LİTERATÜR TARAMASI

Şev stabilitesi problemleri, onlarca yıldır olduğu gibi günümüzde de geoteknik mühendisliği alanında en sık karşılaşılan problemlerden birisidir. Açık ocak işletme şevlerinden pasa yığınlarına, yapı temeli kazılarında karayolu ulaşım amaçlı yarma ve dolgulara kadar oldukça çeşitli mühendislik yapılarında karşılaşılan şev stabilitesi problemleri insan hayatının yanı sıra, işletme makine ekipman güvenliği ve ekonomik kayıp yönünden de son derece önemli rol oynamaktadır.

### 2.1. Farklı Şev Stabilitesi Analiz Yöntemlerinin Karşılaştırılması

Şev stabilitesinin en doğru şekilde analiz edilebilmesi ve güvenli tasarımların yapılabilmesi amacıyla birçok farklı yöntem geliştirilmiştir. Bu farklı yöntemlerin kısıtlamaları, avantaj ve dezavantajları, kullanım kolaylıkları, güvenlik katsayısı açısından sonuçları vs. birçok araştırmacı tarafından incelenmiş ve karşılaştırılmıştır.

Fredlund ve Krahn [8] şev stabilitesi analizlerinde sıklıkla kullanılan limit denge esaslı yöntemlerden en yaygın olan altı tanesini şev geometrisinin, boşluk suyu basınçlarının ve zemin özelliklerinin değiştiği altı farklı problem üzerinde karşılaştırmışlardır. Analizlerde kullanılan ve hem dairesel hem de kompozit yenilme düzlemlerini içeren şev geometrisi Şekil 2.1'de verilmiştir.



Şekil 2.1. Şev geometrisi [8]

Bu araştırmacılar tarafından altı farklı vakaya ait analiz sonuçları Çizelge 2.1’de sunulmuştur. Çalışma sonucuna göre moment dengesi uyarınca hesaplanan güvenlik katsayıları dilimlerarası kuvvet varsayımlarına gıreceli olarak duyarsızdır. Öte yandan, kuvvet eşitliğini esas alarak hesaplanan güvenlik katsayıları dilimlerarası kuvvet varsayımlarına çok daha duyarlıdır. Ayrıca, çeşitli yöntemler kullanılarak hesaplanan güvenlik katsayıları arasındaki ilişkinin yenilme düzleminin dairesel veya kompozit olduğu durumlar için benzer olduğu görülmüştür. Karşılaştırılan altı yöntem gıreceli olarak güvenlik katsayıları arasındaki ortalama fark yaklaşık olarak % 0.1 olarak bulunmuştur [8].

Çizelge 2.1. Örnek problem için güvenlik katsayısı karşılaştırılması [8]

Vaka No.	Örnek Problem*	Basit Dilimler Yöntemi	Basitleştirilmiş Bishop Yöntemi	Spencer Yöntemi			Basitleştirilmiş Janbu Yöntemi	Geliştirilmiş Janbu Yöntemi	Morgenstern-Price Yöntemi f(x) = sabit	
				GK	$\theta$	$\lambda$			GK	$\lambda$
1	2Y:1D şev, h = 40ft (12m), $\phi' = 20^\circ$ , $c' = 600$ psf (29 kPa)	1.928	2.080	2.073	14.81	0.237	2.041	2.008	2.076	0.254
2	şev geometrisi 1 ile aynı ve $\phi' = 10^\circ$ , $c' = 0$ ince zayıf tabaka dahil ru = 0.25	1.288	1.377	1.373	10.49	0.185	1.448	1.432	1.378	0.159
3	haricinde 1 ile aynı	1.607	1.766	1.761	14.33	0.255	1.735	1.708	1.765	0.244
4	iki malzeme için ru = 0.25 haricinde 2 ile aynı	1.029	1.124	1.118	7.93	0.139	1.191	1.162	1.124	0.116
5	Piyezometrik hat haricinde 1 ile aynı	1.693	1.834	1.830	13.87	0.247	1.827	1.776	1.833	0.234
6	Piyezometrik hat haricinde 2 ile aynı	1.171	1.248	1.245	6.88	0.121	1.333	1.298	1.250	0.097

\*Dilim genişliği 0.5 ft ve doğrusal olmayan çözüm toleransı 0.001

\*\*Dilimlerarası itiş çizgisi 0.333’de kabul edilmiştir.

Coggan ve diğerleri [9] taş ocaklarındaki şev stabilitesi problemlerinin değerlendirilmesi için kullanılan farklı teknikleri karşılaştırmışlardır. Görece basit kinematik analizler, geleneksel limit denge yöntemi, istatistiksel ve olasılıksal analizler ile daha ileri seviye malzeme ve blok deformasyon modellerinin, taş ocaklarında yer alan eklemli kaya kütlelerindeki kompleks iki ve üç boyutlu stabilite analizlerinde yetersiz kaldığı, bu analizlerin sonlu elemanlar veya ayırık elemanlar yöntemleri gibi sayısal modellerle desteklenmesi gerektiği ortaya koyulmuştur. Çalışma kapsamında, kaya şev stabilitesi

analizlerinde kullanılacak sayısal yöntemler için gereken kritik parametreler ile bu yöntemlerin avantajları ve sınırlamaları Çizelge 2.2’de tartışılmıştır.

Çizelge 2.2. Kaya şev stabilitesi analizlerinde yararlanılan sayısal yöntemlere ilişkin avantajlar ve sınırlamalar [9]

Analiz Metodu	Kritik Parametreler	Avantajlar	Sınırlamalar
Sürekli Modeller (örnek: sonlu elemanlar, sonlu farklar)	Şev geometrisi, malzeme bünye kriterleri (elastik, elastoplastik vb.), yeraltısuyu karakteristikleri, yüzeylerin makaslama dayanımları, yerinde gerilme durumları	Malzeme deformasyonlarına ve yenilmesine izin verir (güvenlik katsayısı faktörleri birleştirilmiştir), kompleks davranışlar ve mekanizmalar modellenilebilir, boşluk basıncı etkileri modellenilebilir, 3D analiz yapılabilir, sünme deformasyonları ve/veya dinamik yükleme analizleri, parametre değişkenliklerinin etkileri değerlendirilebilir, bilgisayar donanım iyileştirmeleri kompleks modellerin oldukça kısa süreler içerisinde çözümlenmesine olanak sağlar	Kullanıcılar tecrübeli ve gelişmiş modelleme pratiğine sahip olmalıdır, model ve yazılım sınırlamaları hakkında bilgi sahibi olmak gereklidir (sınır etkileri, ağ kurma hataları, donanım sınırlamaları vb.), girdi verisinin kullanılabilirliği genellikle yetersizdir, model için gerekli girdi parametreleri düzenli olarak ölçülmemiştir, aşırı süresizlikli kaya etkilerinin modellenememesi, çözümlene hızı zorunluluklarından dolayı duyarlılık analizlerinde karşılaşılan zorluklar
Süresiz Modeller (örnek: ayrık elemanlar)	Şev ve süresizlik geometrisi, sağlam kaya bünye kriterleri, süresizliklerin rijitlik ve makaslama dayanımları, yeraltısuyu karakteristikleri, yerinde gerilme durumları	Blok deformasyonuna ve blokların birbirlerine göre göreceli olarak hareketine olanak sağlar, kompleks davranışlar ve mekanizmalar modellenilebilir (malzeme ve süresizlik davranışının hidro mekanik ve dinamik analizlerle birleşik modellenmesi), parametre değişimlerinin stabilite üzerindeki etkilerinin değerlendirilebilmesi	Sürekli modellerin sınırlarına ek olarak; ölçek etkilerinin farkında olunması gereklidir, temsili süresizlik geometrisinin simüle edilmesi gereklidir (aralık, devamlılık vb.), süresizlik özellikleri hakkında sınırlı veri bulunur
Hibrit Modeller	Sürekli ve süresiz modeller için gereken girdi parametrelerinin kombinasyonu	Birleşik sonlu ve ayrık eleman modelleri; sağlam kayadaki çatlakların yayılımı ile eklemli ve tabakalı kayaların parçalanmasının simüle edilmesine olanak sağlar	Kompleks problemler yüksek donanımsal hafıza kapasitesi gerektirir, göreceli olarak az kullanım tecrübesi vardır, devam eden kalibrasyonlar ve sınırlamalar gerektirir

Mahboubi ve diğerleri [10] İran’da bulunan Gotvand Barajı’nın sağ abatmanı üzerinde kinematik analizler ve limit denge yöntemi gibi geleneksel yöntemleri ve gelişmiş sayısal analiz yöntemlerini kullanarak kaya şev stabilitesi analizleri gerçekleştirmiş ve sonuçları karşılaştırmışlardır. Olasılıksal limit denge esaslı analiz sonuçlarına göre kaya şevinde genel stabilite yönünden herhangi bir problem beklenmediği ve yenilme olasılığının %0 olduğu öngörülmüştür. Ancak, ayrık elemanlar yöntemi kullanılarak yapılan stabilite analizlerinde; limit denge esaslı yöntemde belirlenemeyen ve kaya kütlelerinin içerdiği

süreksizlikler kaynaklı yüzey bloklarında yerel yenilmelerin meydana geldiği saptanmıştır. Çalışmacıların barajın sağ abatmanı üzerinde olasılıksal limit denge esaslı analizler ve ayrık elemanlar yöntemi kullanılarak yapılan analizler sonucunda elde ettikleri bu veriler, yoğun süreksizlikler içeren kaya şevlerinde problemin türüne göre farklı yöntemlerin kullanılarak değerlendirme yapılmasının önemini ve doğru yöntemin seçilmesinin gerekliliğini vurgulamıştır.

Stead ve diğerleri [11] limit denge esaslı yöntem ile sayısal modelleme yöntemlerini karşılaştırdıkları çalışmalarında; kaya şev stabilite analizlerinde maksimum kesinliği ve güvenliği sağlamak amacıyla iki yöntemin de avantajlarından yararlanılmasının önemini belirtmişler ve limit denge esaslı yöntem ile sayısal modellerin birlikte kullanılmasını önermişlerdir. Bununla birlikte çalışmacılar, laboratuvar deneylerinden ve saha çalışmalarından elde edilen girdi parametrelerinin doğruluğunun özenle teyit edilmesinin gerekliliğini belirtmişler, bu sayede kullanılan modellerin sonuçlarına güvenin artacağını vurgulamışlardır.

Ureel ve Momayez [12] ise Stead ve diğerlerinin [11] çalışmasına benzer olarak yaptıkları çalışmada kaya şev stabilite analizlerinde limit denge esaslı yöntem ile sayısal modellerden sonlu elemanlar, sonlu farklar ve ayrık elemanlar yöntemlerinin avantajları, kullanım pratikleri ve sınırlarını karşılaştırmışlardır. Çalışmacılar, bazı sınırlamaları olmasına rağmen limit denge esaslı yöntemin kaya şev stabilitesi analizlerinde kritik kayma dairesinin ve güvenlik katsayısının tahmin edilmesinde hızlı ve pratik bir yöntem olduğunu, açık ocak maden işletmelerinde maden sahasının güvenliğinin sağlanması ve maksimum cevher çıkartılması aşamalarında kritik rol oynadığını belirtmişlerdir. Ancak, kaya malzemelerinde gözlenen heterojenliğe de bağlı olarak problemin sürekli veya süreksiz sayısal modellerle de detaylı olarak analiz edilmesi gerektiğinin önemini vurgulamışlardır. Çalışmacılar ayrıca, görece büyük birim deformasyonların oluşması muhtemel büyük ölçekli ve kompleks kaya şev stabilite analizlerinde sonlu farklar yönteminin tercih edilmesini, ayrık elemanlar yönteminin ise küçük ölçekli süreksizliklerin modellenmesinde kullanılmasını önermişlerdir.

Hammah ve diğerleri [13] limit denge esaslı yöntem ile makaslama dayanımı azaltımı yönteminin şev stabilitesi analizlerindeki performanslarını karşılaştırdıkları bir çalışma gerçekleştirmişlerdir. Tek bir malzeme içeren homojen şev ile aynı geometriye sahip üç



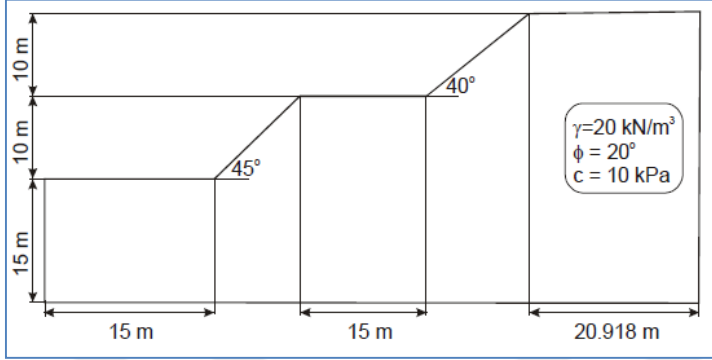
farklı malzeme içeren şevin iki farklı yöntem kullanılarak incelendiği ve sonuçların karşılaştırıldığı çalışmadan elde edilen sonuçlara göre;

- i) birden çok malzeme içeren modelde tüm malzemeler için aynı Young Modülü (E) değerinin kullanıldığı,
- ii) malzemeler için tek bir Poisson oranı değeri varsayıldığı,
- iii) dilatasyon açısı değerinin 0 (sıfır) kabul edildiği,
- iv) pik sonrası davranışın elastik-mükemmel plastik olduğunun kabul edildiği durumlarda limit denge esaslı yöntem ile makaslama dayanımı azaltımı yönteminin aynı güvenlik katsayısı değerlerini verdiği belirtilmiştir. Bununla birlikte, çalışmacıların, literatürde raporlanmış olan 33 farklı şeve ait limit denge esaslı analiz sonuçlarını makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile yapılan sayısal analiz sonuçları ile karşılaştırmaları sonucunda; iki yöntemin de birbirlerine oldukça yakın sonuçlar verdiği ve benzer yenilme mekanizmalarını işaret ettiği belirtilmiştir.

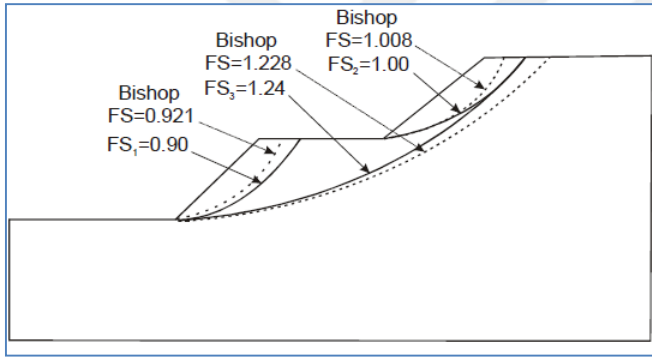
Cala ve Flisiak [14] kompleks geometriler ve jeolojik yapılar içeren şevlerde, limit denge esaslı yöntem ile makaslama dayanımı azaltımı yönteminin performanslarını karşılaştırmışlardır. Çalışmacılar, basit geometriye sahip homojen şevlerde karşılaştırılan iki yöntemin birbiri ile son derece yakın sonuçlar verdiğini, ancak, şev geometrisi ve jeolojik yapı karmaşıklıkça söz konusu bu iki yöntemin kayda değer mertebede farklı sonuçlara işaret edebildiği ve makaslama dayanımı azaltımı yönteminin karmaşık geometrilere karşı daha hassas olduğu sonucuna varmışlardır.

Bu araştırmacılar ayrıca, klasik makaslama dayanımı yönteminin “en zayıf halka” yaklaşımı ile çalışarak sadece en kritik güvenlik katsayısı veren yüzeyi belirlediği ve bunun klasik makaslama dayanımı azaltımı yönteminin en önemli sınırlaması olduğunu belirtmişlerdir. Bu nedenle çalışmacılar, sonlu elemanlar yöntemi ile çalışan *FLAC* [15] yazılımı bünyesinde bulunan, en düşük güvenlik katsayısı veren yüzeyin bulunmasından sonra dahi makaslama dayanımı azaltımına devam ederek başka kritik yüzeylerin de bulunmasına olanak sağlayan “modifiye makaslama dayanımı azaltımı” yöntemi ile limit denge esaslı yöntemi karşılaştırdıkları şev stabilitesi analizleri gerçekleştirmişlerdir. Palyeli bir şev geometrisi (Şekil 2.2) üzerinde gerçekleştirilen analizlerde belirlenen kritik kayma daireleri Şekil 2.3’te gösterilmiştir. Bu analizlere göre, ilk olarak Şekli 2.3’te FS<sub>1</sub> ile gösterilen şevin alt kısmındaki duraysızlık tespit edilmiştir. Klasik makaslama dayanımı

azaltımı yönteminin sınırlandırıldığı bu durumda, modifiye makaslama dayanımı dayanımı azaltımı yöntemi çalışmaya devam ederek başka olası kayma yüzeylerinin tespit edilmesine olanak sağlamıştır.



Şekil 2.2. Palyeli şev geometrisi [14]



Şekil 2.3. Limit denge esaslı yöntem ve modifiye makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile belirlenmiş birkaç kayma yüzeyi [14]

Buna göre çalışmacılar, limit denge esasına dayanan Bishop yöntemi ile modifiye makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak bulunan kritik kayma yüzeyi geometrilerinin ve güvenlik katsayılarının birbirleri ile son derece uyumlu olduğu sonucuna varmışlardır. Çalışmacılar ayrıca, büyük birim deformasyonlar içeren veya fiziksel duraysızlıkların meydana geleceği problemlerde, ilksel deformasyonların ve bunları takip eden deformasyonların tüm hesaplama süreci boyunca aktif olacağı (ihmal edilmeyeceği) sonlu farklar yönteminin kullanılmasını önermişlerdir. Klasik makaslama dayanımı azaltımı yönteminin sınırlandıracağı, birden fazla kritik yenilme düzleminin belirlenmesi gereken şev stabilitesi analizlerinde ise *FLAC* [15] yazılımı bünyesinde bulunan modifiye makaslama dayanımı azaltımı yönteminin kullanılmasının önemi de çalışma kapsamında vurgulanmıştır.

Griffiths ve Lane [16] yaptıkları çalışmada, sonlu elemanlar yönteminin şev stabilitesi analizlerinde kullanım alanlarından ve avantajlarından bahsetmişlerdir. Çalışma kapsamında, serbest yüzey ve baraj stabilitesinin de araştırılmasını içeren çeşitli şevler üzerinde sonlu elemanlar yöntemi ile limit denge esaslı yöntemin karşılaştırması yapılmıştır. Çalışmacılar öncelikle, hiç boşluk suyu basıncı içermeyen, bir başka deyişle toplam ve efektif gerilmelerin eşit olduğu şevler üzerinde analizler yapmışlar, daha sonra homojen olmayan drenajsız kil şevlerde stabilite analizleri gerçekleştirmişlerdir. Son olarak, gözenek suyu basınçlarının dikkate alındığı tamamen veya kısmen su altındaki şevlerde analizler gerçekleştirilmiştir. Çalışma sonucunda, sonlu elemanlar yönteminin elastik-mükemmel plastik gerilme-birim deformasyon bünye modelleri ile birlikte kullanıldığında şevlerin güvenlik katsayılarının hesaplanmasında oldukça güvenilir sonuçlar verdiği belirtilmiştir. Ayrıca, sonlu elemanlar yöntemi ile hesaplanan güvenlik katsayısının, analizler öncesinde varsayılmış olan belirli bir mekanizmaya bağlı kalınmadan daha doğal olarak belirlenebilmesinin avantajı vurgulanmıştır.

Leshchinsky ve Ambauen [17] yaptıkları çalışmada, limit denge esaslı yöntem ile limit denge yönteminde yer alan kısıtlamalara ve varsayımlara gereksinim duymadan kritik yenilme mekanizmasının ve stabilitesinin hesaplanmasında kullanılan limit analiz (Limit Analysis, LA) yöntemini karşılaştırmışlardır. Limit analiz yöntemi, zemini mükemmel plastik malzeme şeklinde modellemekte ve ilintili akma kuralına riayet etmektedir [18]. Çalışma kapsamında, limit analiz yönteminin statik denge formülizasyonunda veya kayma yüzeyleri belirlenmesinde limit denge yöntemi kadar varsayım gerektirmemesinin avantajı vurgulanmıştır. Ayrıca, limit analiz yönteminin özel bünye modelleri gerektirmemesi, sezgisel olmayan yakınsama sorunlarıyla ilgilenmemesi ve deplasmanları dikkate almaması nedeniyle sonlu elemanlar veya sonlu farklar yöntemlerine göre daha basit bir yöntem olduğu üzerinde durulmuştur. Çalışma sonucunda, limit analiz yönteminin dünya çapında kabul görmüş limit denge esaslı yöntem ile uyumlu sonuçlar verdiği ve yaygın olarak kabul görmüş olan şev stabilitesi yöntemlerine bir alternatif olarak düşünülebileceği belirtilmiştir.

## **2.2. Süreksizlik Kontrollü Şevlerde Şev Stabilitesi**

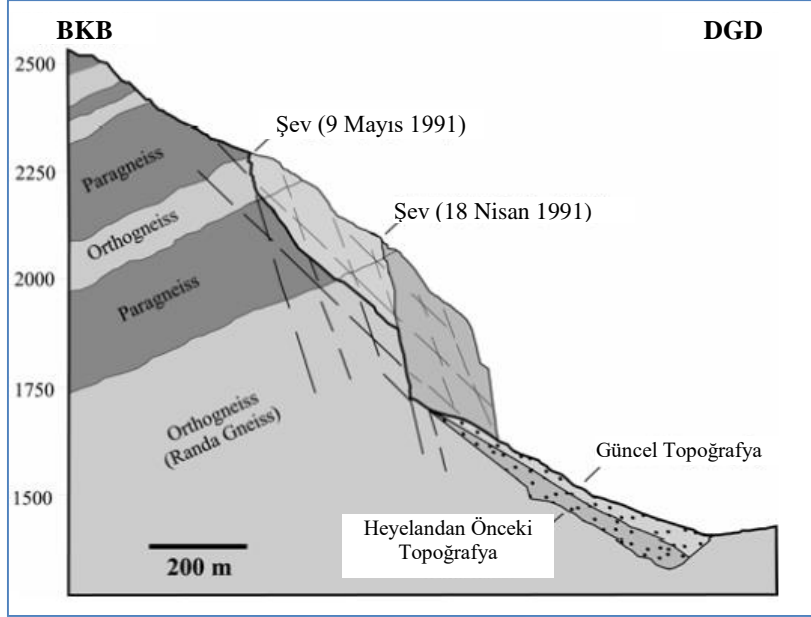
Süreksizliklerin oluşturduğu zayıflık düzlemleri özellikle kaya şevlerinde şev stabilitesi problemleri açısından son derece önemli rol oynamaktadır. Söz konusu bu zayıflık

düzlemlerinin yeterince araştırılmadığı ve şev stabilitesi analizlerinde dikkate alınmadığı durumlarda hem can kaybı hem de ekonomik kayıp potansiyeli artmakta, oldukça kritik sonuçları olan şev stabilitesi problemleri yaşanmaktadır. Bu nedenle, birçok araştırmacı süreksizlik kontrollü şevlerde süreksizlik yüzeylerinin şev stabilitesine etkisini detaylı bir şekilde araştırmıştır.

Wright ve Duncan [19] Ekim 1961'de Amerika Birleşik Devletleri'nin Texas Eyaleti'ndeki Waco Barajı inşaatı sırasında Pepper Şeyl Formasyonu üzerinde teşkil edilmiş baraj dolgusunda gerçekleşen heyelanı araştırmışlardır. Araştırma kapsamında Pepper Şeyl Formasyonu'nun aşırı konsolide ve yüksek fisürlü yapısına dikkat çekilmiş, ayrıca formasyonun baraj dolgusunun eksenini kesen iki adet fay düzlemi içerdiği belirtilmiştir. Araştırma bulguları heyelanın Pepper Şeyl'inin yaklaşık 3 mm aralıklı, yatay yönde yüksek devamlılığa sahip, az pürüzlü yüzeyler içeren aşırı anizotropik yapısı nedeniyle gerçekleştiğini ortaya çıkarmıştır. Birim üzerinde gerçekleştirilen incelemelerde, yatay düzlemler boyuncaki dayanımın, düşey örnekler üzerinde yapılmış olan testler ile bulunan dayanımın yaklaşık %40'ı mertebesinde olduğu sonucuna varılmıştır. Stroman ve diğerleri [20] ise aynı birim üzerinde gerçekleştirdikleri çalışmada, Pepper Şeyl'inin aşırı anizotropik yapısı nedeniyle birimin içerisinde ve sınırlarında baraj dolgusunun oluşturduğu yüksek gerilmeler altında aşırı boşluk suyu basıncının oluştuğunu belirtmişlerdir. Araştırmacıların zayıflık düzlemlerinin düşük dayanımını ve aşırı boşluk suyunun etkisini dikkate alarak yapmış oldukları analizlerin, gözlenen yenilme ile uyumlu şev stabilitesi problemlerine işaret ettiği sonucuna varılmıştır.

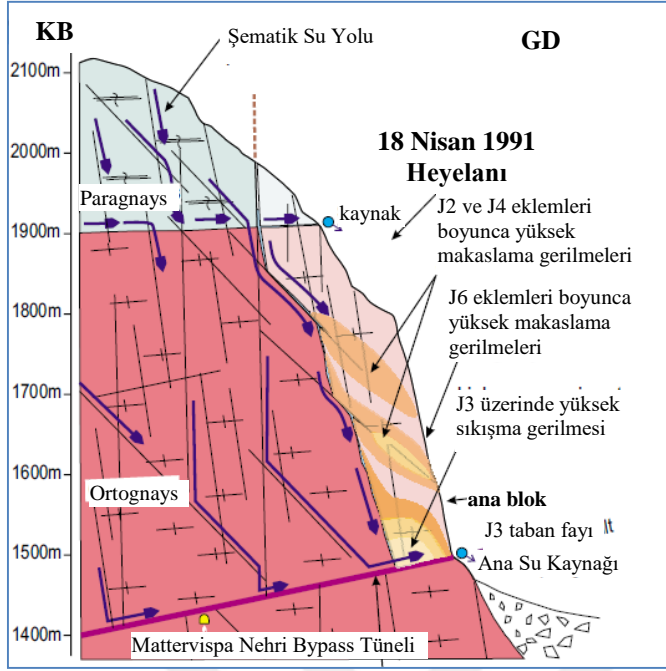
Sartori ve diğerleri [21] İsviçre'nin Matter Vadisi'nde yer alan Randa kasabası yakınında 18 Nisan 1991 ve 9 Mayıs 1991 tarihlerinde iki ayrı yenilme halinde gerçekleşen Randa Heyelanı'nın kinematik özelliklerini araştırmışlardır. Matter Vadisi, Alp Dağları sisteminin en derin erozyonal vadilerinden biri kabul edilen, U-şekilli, 60°-90° arasında değişen eğimlere sahip 400-600 metre mertebelerine ulaşan yamaçlar içeren oldukça derin bir buzul vadisidir [21]. Vadi boyunca hakim litoloji genellikle Randa ortognaysı olarak tanımlanmış birimlerden oluşmakta [22], söz konusu bu ortognays birimlerini ise direkt olarak paragnays birimleri üzerlemektedir (Şekil 2.4). Araştırma kapsamında, heyelanın gerçekleştiği yamaç üzerinde birbirine yaklaşık olarak dik 3 ana eklem seti ile 2 adet daha az eğimli alt eklem seti tanımlanmıştır. Ancak, yamaç üzerindeki en önemli 2 süreksizlik düzleminin; 1) Alpin Orojenezi sırasında meydana gelmiş olan 30/030 yönelimli ve 500

metreden fazla devamlılığa sahip vadi tabanında yer alan fay ile 2) ortognays ile paragnays birimleri arasında yer alan birimler arası süreksizlik düzlemi olduğu belirtilmiştir.



Şekil 2.4. 1991 Randa Heyelanı'nın kesiti [23]

Çalışma kapsamında ayrıca, mevcuttaki kısıtlı hidrojeolojik veriye dayanarak şematik bir hidrojeolojik model önerilmiştir (Şekil 2.5). Bu modele göre su drenajı, çoğunlukla araştırmacıların J2, J4 ve J6 olarak adlandırmış olduğu, ortognays birimi içerisinde yoğun olarak yer alan 3 ana eklem seti boyunca gerçekleşmektedir. Ayrıca, paragnays ve ortognays birimleri arasında yer alan kontak yüzeyinin permeabilite sınırı olarak davrandığı, araştırmacıların J3 olarak adlandırdığı taban fayının ise akıklüdü oluşturarak ana su kaynağı seviyesinde yükselmeye neden olduğu belirtilmiştir. Bunlara ek olarak, Matteredispa Nehri by-pass çalışmaları sırasında yapılan gözlemlerde, süreksizlikler boyunca gerçekleşen su sirkülasyonunun neden olduğu minerolojik alterasyonun süreksizlik yüzeylerinde içsel sürtünme açısı değerlerinin düşmesine neden olduğu belirlenmiştir [24]. Sartori ve diğerleri [21] yukarıdaki bilgiler ışığında, Nisan ayında gerçekleşen yoğun kar erimesi sonucu yamaç topuğundaki süreksizliklerde su basıncı miktarının aşırı artarak topukta süreksizlikler boyunca yenilmeye neden olduğunu ve 2 mekanizmalı heyelanın süreksizlikler kontrollü gerçekleştiğini vurgulamışlardır.

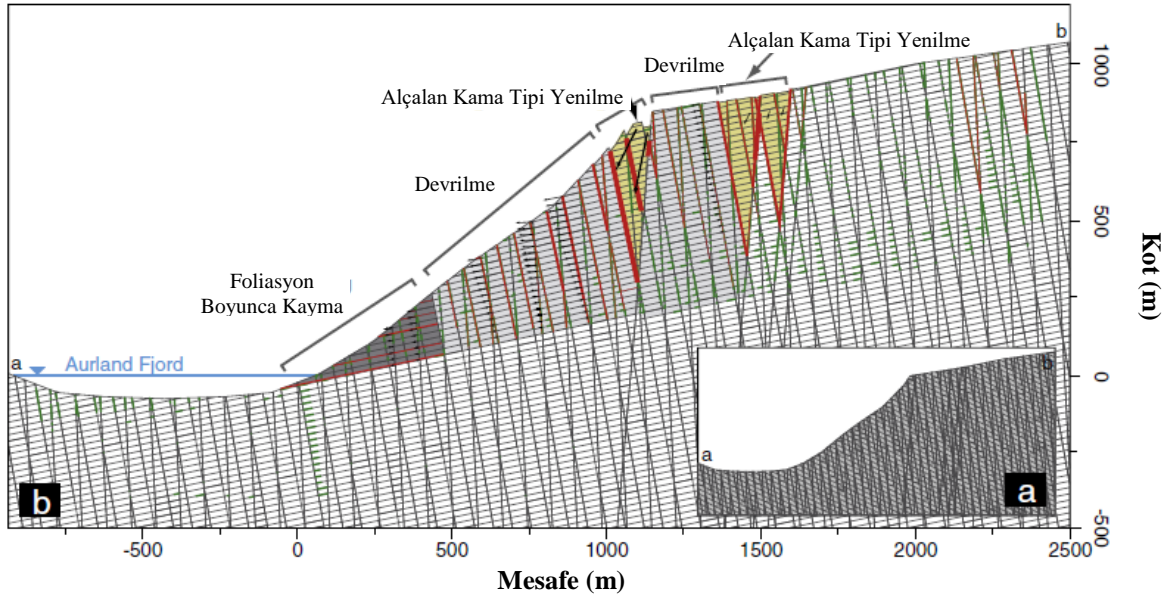


Şekil 2.5. 1991 Randa Heyelanı jeolojik kesiti ve hidrojeolojik modeli [21]

Kainthola ve diğerleri [25] yaptıkları çalışmada, Hindistan'ın Mahabaleshwar kasabası yakınlarında yer alan 20-45 m arasında değişen yüksekliklerdeki eklemliler bazalt ve kil-çakıl boyutunda daneler içeren lateritten oluşan yol yarmalarının duraylılığını ayrık elemanlar yöntemini kullanarak incelemişlerdir. Çalışmada, bölgenin iklimi nedeniyle yüksek miktarda yağış aldığı mevsimlerde hem bazalt-laterit birimleri sınırındaki süreksizlik boyunca, hem de eklemliler bazalt birimlerinin eklemliler boyunca yenilmelerin meydana geldiği belirtilmiştir. Bunun yanı sıra, yüksek yağış dönemlerinde süreksizlikler boyunca sızan suyun birimlerin dayanımlarını olumsuz yönde etkilediği ve dayanımı azalan birimlerin şev stabilitesi açısından kritik rol oynadığı vurgulanmıştır.

Strouth ve Eberhardt [26] Amerika Birleşik Devletleri'nin Washington Eyaleti'nde bulunan Newhalem Kasabası yakınlarında meydana gelen kaya kaymasını inceledikleri çalışma kapsamında geri analizler gerçekleştirmişlerdir. Gerçekleştirdikleri geri analizlerden elde ettikleri verileri gelişmiş lazer görüntüleme araçları ile birlikte kullanan çalışmacılar, aynı bölgede yer alan, duraysızlık potansiyeline sahip iki kütlelerin varlığını ortaya koymuşlardır. 3 adet süreksizlik takımı içeren bu kütlelerin, eklem takımlarının oluşturduğu süreksizlikler boyunca düzlemsel ve kama tipi kayma açısından kritik olduğu ve bölgede yer alan karayolu açısından risk teşkil ettiği belirlenmiş, gerekli önlemlerin alınması gerektiği önerilmiştir.

Böhme ve diğerleri [27] Norveç'in Flam Kasabası yakınlarında bulunan Stampa bölgesindeki kaya şevlerinin stabilitesini incelemişlerdir (Şekil 2.6). Çalışmacılar, bölgede gözlemlenen kaya şev duraysızlıklarının kaledoniyen orojenezi sırasında oluşmuş fillit birimlerindeki foliasyonlar ile kaya birimleri içerisinde bölgedeki yoğun tektonizma sonucu oluşmuş olan eklem setleri boyunca gerçekleştiğini ortaya koymuşlardır. Ayrıca çalışma kapsamında, birimlerin farklı yönelimlere sahip yoğun süreksizlikler içermesi nedeniyle şev duraysızlıklarının tek bir mekanizma ile açıklanamayacağı, yenilmelerin devrilme, düzlemsel kayma ve alçalan kama tipi kayma bileşenlerini birlikte içeren kompleks bir mekanizma ile gerçekleştiği belirtilmiştir.



Şekil 2.6. Süreksiz model sonuçları. a) sayısal model için başlangıç geometrisi, b) morfolojiyi gösteren ayırık elemanlar analiz sonucu modeli [27]

### 2.3. Eğim Şevleri

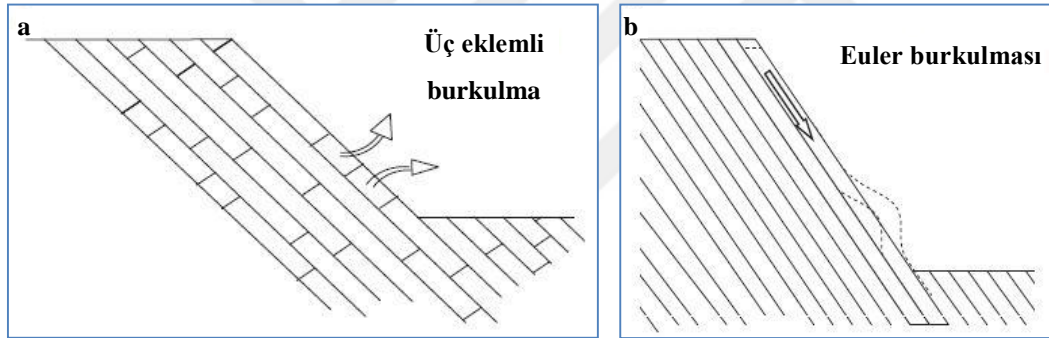
Eğim şevleri ana süreksizlik veya eklem takımı ile aynı (veya yaklaşık aynı) eğim ve eğim yönüne sahip doğal veya insan yapımı şevler olarak adlandırılır. Süreksizlik eğimi şev eğimi ile aynı olduğundan dolayı süreksizlik günlenmez, bu nedenle eğim şevlerinin geleneksel kinematik yöntemler ile değerlendirilmesi olanaksız hale gelir [28].

Eğim şevleri için geoteknik literatürde; i) burkulma (buckling), ii) kazıma (ploughing) ve iii) çift düzlemsel (bi-planar) olmak üzere üç farklı yenilme mekanizması tanımlanmıştır. Ayrıca, söz konusu bu mekanizmalar ana süreksizlik veya eklem takımı haricinde

duraysızlık lehine ikinci bir süreksizliğin olup olmamasına bağlı olarak; i) tamamen süreksizlik kontrollü ve ii) kısmi süreksizlik kontrollü olmak üzere iki alt yenilme mekanizması şeklinde incelenmektedir. Bu tez çalışması kapsamında çift düzlemsel yenilme mekanizması incelenecek olsa da burkulma ve kazıma türü yenilme mekanizmalarına da kısaca değinilecektir.

### 2.3.1. Burkulma yenilmesi

Burkulma tipi yenilme mekanizması ince bir kaya tabakasının yüksek gerilmeler altında elastik olarak deforme olması, eğilmesi ve en sonunda kırılması şeklinde gerçekleşmektedir. Literatürde, duraysızlık lehine ikinci bir süreksizliğin olduğu burkulma mekanizması “üç eklemlilik burkulma”, ikinci bir süreksizliğin olmadığı burkulma mekanizması ise “Euler burkulması” olarak adlandırılmaktadır (Şekil 2.7).



Şekil 2.7. a) Üç eklemlilik burkulma, b) Euler burkulması [29]

Chen ve diğerleri [30] Euler burkulmasının genellikle tek bir kaya tabakasındaki yenilmeye özgü olduğunu, ancak doğal şevlerde birden fazla tabakanın yenilmeye uğrayabileceğinin göz önüne alınması gerektiğini belirtmişlerdir. Cavers [31] ise birbirini dik olarak kesen süreksizlik setlerinin bulunduğu eğim şevlerindeki burkulma mekanizmasını üç eklemlilik burkulma olarak tanımlamıştır. Çalışmacı ayrıca yenilmenin genellikle ana süreksizlikler içerisinde dönme hareketini başlatacak su basıncı olması durumunda tetiklendiğini ifade etmiştir.

Çeşitli kömür madenlerinde gerçekleştirilen çalışmalar burkulma yenilmelerinin orta-dik eğimli şevlerde gerçekleştiğini göstermektedir [32,33]. Serra de Renobales [34] İspanya’da bulunan bir açık ocak kömür madenindeki 80 m yüksekliğinde, 45 derece eğimli, ince

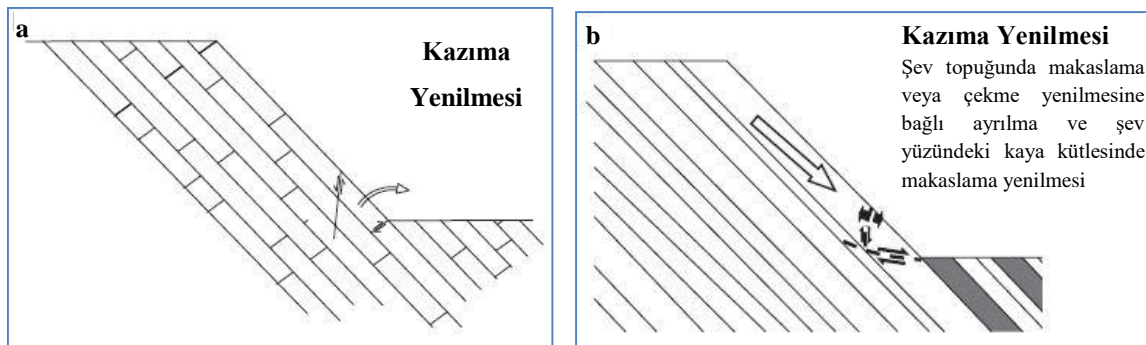


tabakalı sedimanter birimlerden oluşmuş şevin topuk bölgesinden burkularak yenilmeye uğradığını ifade etmiştir. Brawner [35] ise Kanada'nın British Columbia Eyaleti'nde yer alan Line Creek Kömür Madeni'ndeki 125 m yüksekliğinde, ince tabakalı şeyl birimlerinden oluşan 35-45 derece eğimli şevin burkularak yenildiğini tanımlamıştır. Bu çalışmalar, kayda değer yüksekliklere ulaşan, ince ve zayıf sedimanter tabakalar içeren maden şevlerinde burkulma yenilmesinin göz önünde bulundurulması gerektiğini göstermiştir.

Watters ve Inghram [36] ile Watters ve Roberts [37] yaptıkları çalışmalarda buzul yükün kalkması ve eksfoliasyon süreci sonucu oluşmuş ince granit katmanları içeren doğal şevlerde burkulma yenilmesi gerçekleştiğini belirtmişlerdir. Bu çalışmalar, burkulma yenilmesinin yalnızca tabakalı sedimanter kayalarda görülmediğini ortaya koymuştur.

### 2.3.2. Kazıma yenilmesi

Eğim şevlerinde gözlenen kazıma tipi yenilme üç eklemlili burkulma mekanizmasından farklı olarak şevi dik biçimde kesen süreksizliğin 90 dereceden büyük açıda eğime sahip olduğu durumlarda gerçekleşmektedir. Kazıma yenilmesi eğimli süreksizliğin üzerinde yer alan ince kaya tabakasının oluşturduğu aktif kuvvetlerin, süreksizliğin altında yer alan pasif blok ile süreksizliğin çekme özelliklerinden ve makaslama dayanımından üstün geldiği durumlarda meydana gelmektedir. Yenilme mekanizması altta yer alan pasif bloğun şev yüzeyinin dışına doğru hareketi ve üstteki aktif bloğun alttaki bloğun altına doğru girmesi şeklinde gözlenmektedir (Şekil 2.8).



Şekil 2.8. a) Tamamen süreksizlik kontrollü kazıma yenilmesi, b) Kısmi süreksizlik kontrollü kazıma yenilmesi [29]

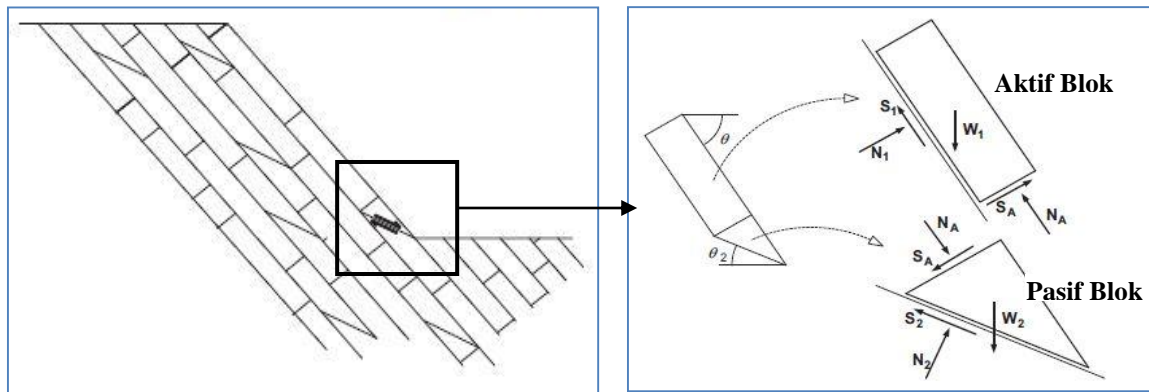
Calder ve Blackwell [38] Kanada'nın British Columbia eyaletinde yer alan Brenda Madeni'nde gerçekleşen yenilmeyi kazıma tipi yenilme olarak tanımlamışlardır. Coulthardt ve diğerleri [39] ise Güney Avustralya'nın Leigh Creek bölgesinde gerilmeye kaynaklı meydana gelmiş olan maden şevi yenilmesinin mekanizmasını kısmi süreksizlik kontrollü kazıma yenilmesi olarak tanımlamışlardır.

Stead ve Eberhardt [40] maden ocağının taban zemini ve örtü yükü tarafından oluşturulan çevre gerilmesi nedeniyle alt bloğun yerine kenetleneceğini, bu nedenle kazıma tipi yenilmenin şev topuğunda görülmesinin mümkün olmadığını belirtmişlerdir.

Dawson ve diğerleri [41] kömür madenleri üzerindeki gözlemleri sonrasında kazıma tipi yenilmelerin kalınlığı 5 metreden az kaya tabakalarında ve şev yüksekliğinin üstten %40-%60'luk kısımlarında oluşacağını önermişlerdir. Hawley ve diğerleri [32] ise kazıma tipi yenilmelerin analizlerinde limit denge esaslı yöntemin kullanılabilceğini belirtmişlerdir.

### 2.3.3. Çift düzlemsel yenilme

Çift düzlemsel yenilme mekanizması Şekil 2.9'da gösterildiği gibi aktif ve pasif blok olmak üzere iki ayrı blok içermektedir. Bu nedenle bu tip yenilme mekanizması literatürde aktif-pasif şev yenilmesi olarak da adlandırılmaktadır.

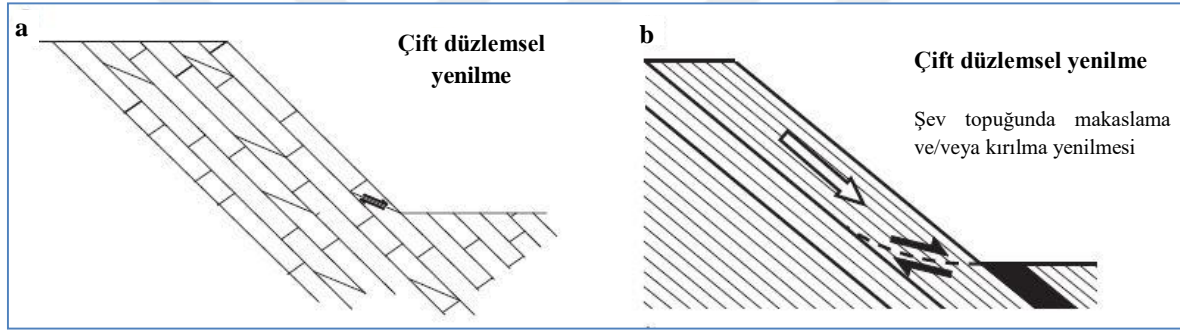


Şekil 2.9. Çift düzlemsel şev yenilmesi geometrik analizi [29]

Yenilme geometrisinin aktif blok olarak adlandırılan kısmı şev eğimi ile aynı eğime sahip süreksizlik veya süreksizlik takımı ile sınır oluşturmakta ve bu düzlem üzerinde hareket etmektedir. Aktif blok, şev aşağı hareketi nedeniyle daha duraylı olan pasif blok üzerinde

bir yük oluşturmaktadır. Oluşan bu yük sonucu pasif blok duraylılığını kaybetmekte ve yenilme meydana gelmektedir.

Literatürde yer alan vaka geçmişi incelendiğinde, çift düzlemsel yenilme mekanizmasının pasif blokta gerçekleşen “topuk yenilme mekanizması”na bağlı olarak iki ana türde gerçekleştiği görülmektedir. Bunlar; i) şev aşağı yönde, şevin eğiminden daha düşük eğime sahip herhangi bir süreksizliğin şev yüzeyinde günlendiği yani şev dışına eğimli süreksizlik içeren tamamen süreksizlik kontrollü yenilme mekanizması (Şekil 2.10a) ve ii) aktif bloğun oluşturduğu yükler nedeniyle şev topuğunda yer alan kaya kütlelerinin makaslama ve/veya kırılma sonucu yenildiği kısmi süreksizlik kontrollü yenilme mekanizması (Şekil 2.10a) olarak tanımlanmaktadır.



Şekil 2.10. a) Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme, b) Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme [29]

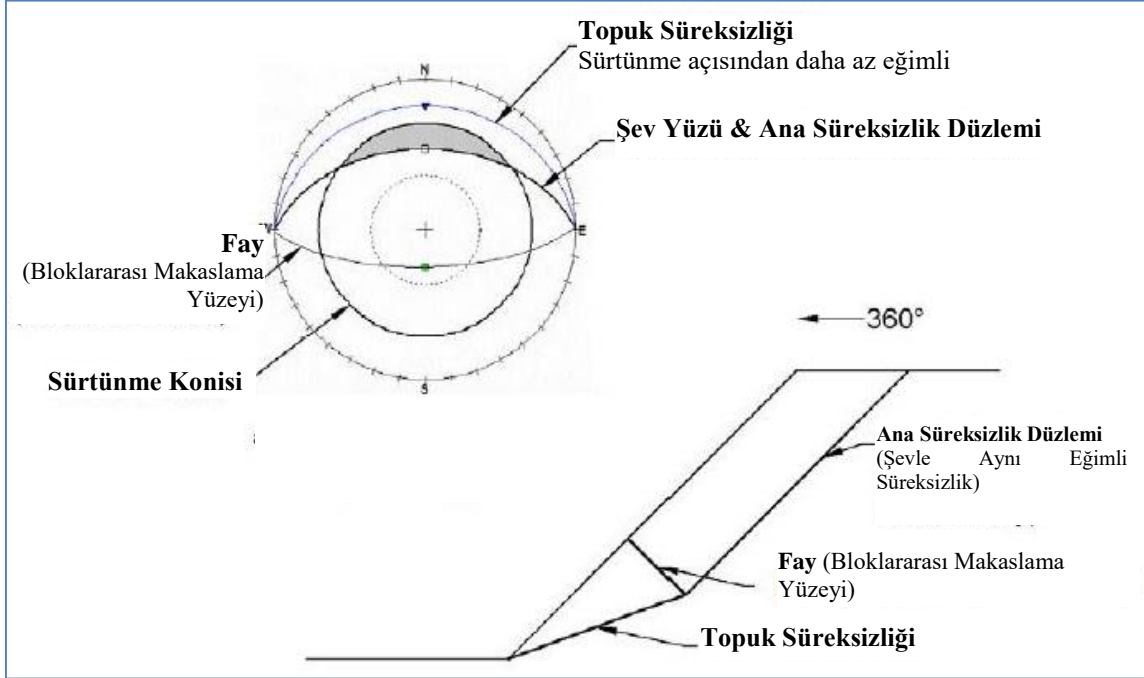
### Şev dışına eğimli süreksizlik

Bu tip yenilme mekanizması Şekil 2.10a’da da gösterildiği üzere şev aşağı yönde, şevin eğiminden daha düşük eğime sahip, ana süreksizlik veya süreksizlik takımını kesen herhangi bir süreksizliğin şev yüzeyinde günlendiği durumlarda gerçekleşmektedir. Pasif bloğun üzerinde hareket ettiği, şev dışına eğimli bu süreksizliğin şev yüzeyinde günlenebilmesi nedeni ile yenilme hızlı bir şekilde gerçekleşme eğilimindedir. Bu tip bir çift düzlemsel şev yenilmesinin kinematik olarak gerçekleşebilmesi için aşağıdaki üç koşulun gerçekleşmesi gerekmektedir (Şekil 2.11) [42].

- 1) Aktif bloğun alt kenarı, pasif kamanın alt kenarından daha dik eğime sahip olmalıdır.
- 2) Pasif bloğun alt kenarı şev yüzünde günlenebilir ancak günlenecek süreksizliğin sürtünme

açısından daha düşük eğime sahip olmalıdır.

3) Aktif ve pasif bloğu ayıran düzlemsel bir süreksizlik elemanı olmalıdır.



Şekil 2.11. Nathanail'e [42] göre kinematik çift düzlemsel yenilme analizi

Brawner ve diğerleri [35] Kanada'nın British Columbia Eyaleti'ndeki kömür madenlerinde tabaka düzlemlerinin düşük açılarla şev dışına eğilmediği birçok çift düzlemsel yenilme vakası tanımlamışlardır. Çalışmacılar, kaya tabakalarının rijit kütleler olarak hareket ettiği ve kaymanın ötelenmeli olduğu varsayımlarına dayanarak, taban şevleri için limit denge tekniğini kullanan duraylılık abakları geliştirmişlerdir.

Hawley ve diğerleri [32] bir kömür madeninde şev dışına eğimli bir süreksizlik içeren çift düzlemsel yenilme mekanizması tanımlamışlardır. Eberhardt ve Stead [43] düşük eğimli süreksizliğin tabakalanma ile  $15^\circ$  veya daha az eğimli açı yaptığı durumlarda, aktif ve pasif blok arasındaki çekme yenilmesi ve deformasyonun kaymanın kinematik olarak gerçekleşmesine olanak sağladığını önermişlerdir.

#### Şev topuğundaki kaya kütlelerinin yenilmesi

Şev topuğundaki kaya kütlelerinin yenilmesi nedeniyle gerçekleşen çift düzlemsel şev duraysızlığı, aktif bloğun ağırlığı nedeniyle pasif blok üzerinde oluşturduğu yükler

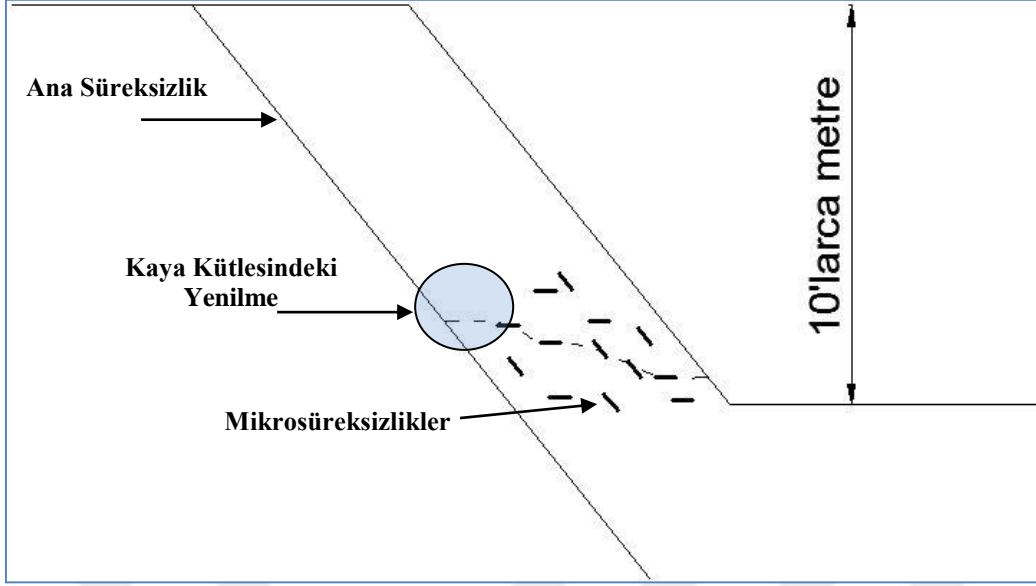
sonucunda pasif bloğun tabanındaki kaya kütlesi içerisinde makaslama yenilmesi gerçekleştiği durumlarda ortaya çıkmaktadır. Bu tip yenilmenin gerçekleşmesi kaya kütlesinin makaslaşma dayanımı ile doğrudan ilişkilidir. Hungr ve Evans [44] şev topuğunda gerçekleşen intakt kaya yenilmelerini masif doğal kaya şevlerinde gerçekleşen en yıkıcı yenilme mekanizması olarak tanımlamışlardır. Çalışmacılar, yüksek eğimlere sahip ince tabakalı sedimanter kaya ve yapraklanmalı metamorfik kaya şevlerinin, şev topuğunda gerçekleşen makaslama yenilmesine daha elverişli olduğunu belirtmişlerdir.

Alejano ve diğerleri [45] bir taş ocağındaki iki farklı şev üzerinde yaptıkları çalışmada, kıvrımlı ve yoğun tabakalı kireçtaşı ile fillitten oluşan şevlerin topuklarında makaslama yenilmesi kaynaklı şev duraysızlığı problemi tanımlamışlardır.

Eberhardt ve diğerleri [46] marn, kumtaşı ve konglomera ardalanmasından oluşan eğim şevinde meydana gelmiş yenilmenin geri analizini gerçekleştirmişlerdir. Çalışmacılar, yenilmenin marn birimlerindeki ayrışma nedeniyle oluşan mukavemet azalımı nedeniyle gerçekleştiğini ve marn kaya kütlesi içerisindeki farklı ayrışma katmanları boyunca makaslama yenilmesi şeklinde meydana geldiğini belirtmişlerdir.

Stacey ve diğerleri [47] Elkford, British Columbia yakınlarında yer alan Westar Greehills Madeni'nde gerçekleşen yenilmeyi inceledikleri çalışmalarında yenilmenin şev topuğundaki zayıf intakt kaya tabakasında gerçekleşen makaslama yenilmesi sonucu çift düzlemsel yenilme mekanizması şeklinde meydana geldiğini belirlemişlerdir.

Goodman ve Kieffer [48] eğim şevlerinin topuğunda gözlenen kaya kütlesi yenilmesinin, intakt kaya içerisindeki mikrosüreksizlik yapıları ve kaya köprüleri boyunca aşamalı olarak kırılma ve parçalanma şeklinde gerçekleşerek kopma yüzeyinin şev yüzeyine ulaştığı -günlendiği- durumda meydana gelebileceğini belirtmişlerdir. Hoek ve diğerleri [49] de eğim şevlerinin topuğunda benzer bir mekanizmayı tanımlamışlardır (Şekil 2.12).



Şekil 2.12. Goodman ve Kieffer [48] ve Hoek ve diğerleri [49] tarafından tanımlanan, kaya kütlesi içerisindeki mikrosüreksizlikler boyunca aşamalı olarak gerçekleşen topuk yenilmesi

Fisher ve Eberhardt [50] çift düzlemsel yenilme mekanizması içeren eğim şevlerinde malzemenin içerdiği mekanik parametre belirsizliğinin stabilite analizlerine etkisini araştırmışlardır. Çalışmacılar, çift düzlemsel yenilme mekanizmasında jeolojik girdi parametrelerinin etkisinin, şev eğimi ve şev içerisindeki aktif kaydırıcı kuvvetlerin aktarılması ile doğrudan ilişkili olduğunu belirtmişlerdir. Çalışmacılar ayrıca, daha az eğimli eğim şevlerinde şevin eğimi ile paralel kayma yüzeyinin makaslama dayanımının kritik olduğunu, daha dik eğimli eğim şevlerinde ise şevin üst kısmından şev topuğuna iletilen yüklerin daha fazla olması nedeniyle şev topuğundaki malzemenin içsel makaslama dayanımının daha fazla önem arz ettiğini vurgulamışlar.

### 3. METODOLOJİ

#### 3.1. Yenilme Kriterleri

##### 3.1.1. Mohr-Coulomb yenilme kriteri

Mohr-Coulomb yenilme kriteri Charles-Augustine de Coulomb'un 1776'da yaptığı çalışmalar sonucunda ortaya çıkmış, 1900 yılında Christian Otto Mohr tarafından geliştirilerek daha genel bir teori halini almıştır. Labuz ve Zang [51] Mohr-Coulomb yenilme kriterini "ortanca asal gerilmenin etkilerinin ihmal edildiği asal gerilmeler uzayında, izotropik malzemenin yenileceği koşulları tanımlayan doğrusal eşitlikler bütünü" olarak tanımlamışlardır.

Yenilme kriterinde Coulomb'un [52] koşulu, araştırmacının sürtünme hipotezini kullanan, bir düzlem üzerinde yenilmeye sebep olacak kritik normal gerilme ve makaslama gerilmesi kombinasyonunun belirlenmesi amaçlı doğrusal bir yenilme zarfı esasına dayanmaktadır. Mohr'un [53] koşulu ise yenilmenin yalnızca en büyük ve en küçük asal gerilmelere bağlı olduğu varsayımına dayanmakta, yenilmenin gerçekleşeceği normal gerilme ve makaslama gerilmesi kombinasyonunu oluşturacak asal gerilmelerin belirlenmesi için Mohr çemberlerini kullanmaktadır.

Mohr'un [53] ifade ettiği yenilme düzlemi üzerindeki normal gerilme ve makaslama gerilmesi arasındaki fonksiyonel ilişki şu şekilde ifade edilir;

$$\tau_f = f(\sigma) \quad (1)$$

Burada,

$\tau_f$  = yenilme düzlemi üzerindeki makaslama gerilmesi

$\sigma$  = yenilme düzlemi üzerindeki normal gerilme

Eş. 1. ile tanımlanan yenilme düzlemi eğri bir çizgiyi ifade etmektedir (Şekil 3.1). Çoğu zemin mekaniği probleminde ise yenilme düzlemi üzerindeki makaslama gerilmesini Coulomb'un [52] önerdiği şekilde normal gerilmenin doğrusal bir fonksiyonu olarak ifade

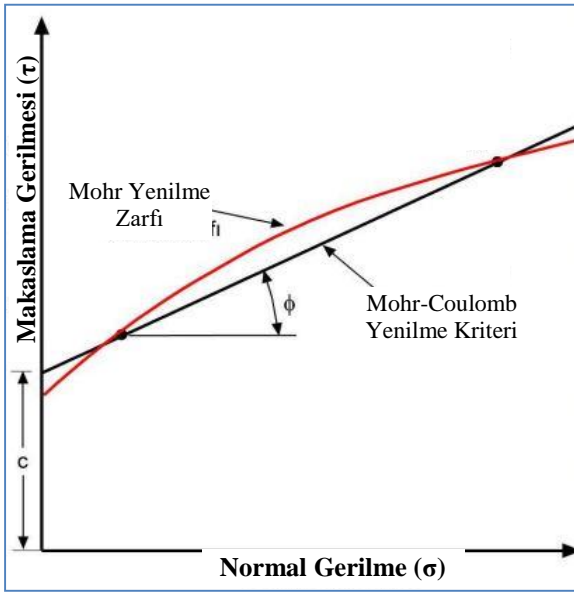
etmek yeterlidir (Şekil 3.1). Bu fonksiyon Mohr-Coulomb yenilme kriteri şeklinde isimlendirilir ve aşağıdaki şekilde ifade edilir;

$$\tau_f = c + \sigma \tan\phi \quad (2)$$

Burada,

$c$  = kohezyon

$\phi$  = içsel sürtünme açısı

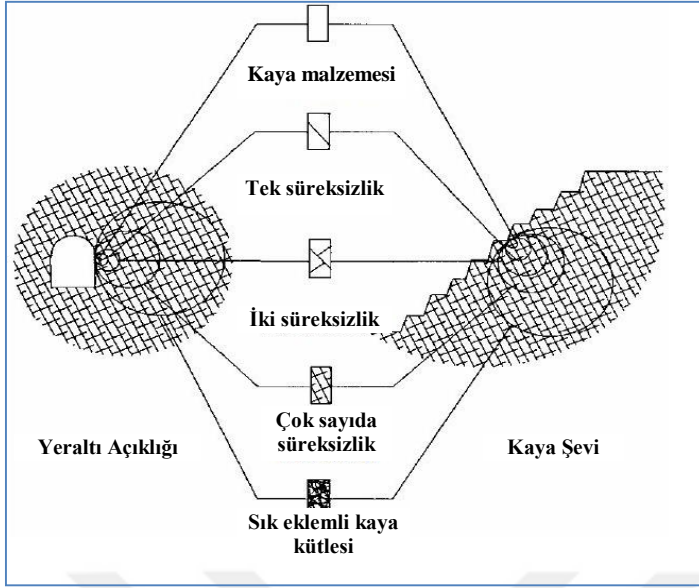


Şekil 3.1. Mohr'un [53] yenilme zarfı ve Mohr-Coulomb yenilme kriteri

### 3.1.2. Hoek-Brown yenilme kriteri

Kaya mühendisliği uygulamalarında, kaya şevlerinin, yeraltı açıklıklarının veya derin kazıların duraylılığı çevre kayanın bir bütün olarak davranışıyla doğrudan ilişkilidir. Kaya kütleleri, çeşitli jeolojik süreksizlikler (eklem, tabakalanma, şistozite, fay, makaslama zonu vb.) ile bunların tarafından ayrılmış sağlam kaya bloklarının (kaya malzemesi) birlikteliğinden oluşurlar. Kaya kütlelerindeki süreksizliklerin aralığı veya sıklığı, farklı süreksizlik takımlarının sayısı ve planlanan mühendislik yapısının boyutları, incelenen kayanın davranışı hakkında karar verilmesinde rol oynayan en önemli faktörlerdir [54]. Şekil 3.2'de bir yeraltı açıklığı ve bir şevde, süreksizlik içermeyen sağlam kaya malzemesinden kaya kütlelerine geçiş gösterilmiştir.





Şekil 3.2. Artan örnekleme boyutuyla sağlam kaya malzemesinden sık eklemli kaya kütlelerine geçişini gösteren idealleştirilmiş kesit [55]

Hoek ve Brown [56] 1980 yılında, kaya ortamı içerisinde gerçekleştirilecek kazıların tasarımında kaya kütlelerinin kazıdan dolayı uyarılmış gerilmeler altındaki davranışını değerlendirmek amaçlı ampirik bir yenilme kriteri geliştirmişlerdir. Çalışmacıların önerdiği bu yenilme kriteri, kaya kütlelerinin belirli gerilmeler altında gelişen doruk dayanımını, gerilme-birim deformasyon davranışını ve yenilme anındaki asal gerilmelerin ilişkisini kapsamaktadır.

İlk olarak 1980 yılında önerilen kriter, zaman içerisinde hem Prof. Hoek ve Prof. Brown tarafından hem de farklı araştırmacılar tarafından yeniden çalışılmış, 2002 yılında günümüzde de halen kullanılmakta olan son halini [3] almıştır. Bu tez kapsamında kriterin son hali sunulacak olsa da kriterin geçirmiş olduğu önemli değişikliklere de yer verilmiştir.

Hoek [57] kriterin 1980 yılında önerilen ilk halinin ardından, 1983 yılında, Dr. Bray tarafından önerilmiş olan kriterin yenilme anında normal ve makaslama gerilmeleri ile olan ilişkisini ve anizotropik yenilme davranışını dikkate aldığı yeni versiyonunu geliştirmiştir. Ardından Hoek ve Brown [58], yeni yeraltı suyu sınıflandırmasının ve eklem yönelim düzeltmesinin önerildiği değiştirilmiş RMR [59] modeli ile  $m$  ve  $s$  sabitlerinin ilişkisini kritere eklemiştir. Ayrıca, deformasyon modülünün ( $E$ ) hesaplanmasında [60] “örselenmiş” ve “örselenmemiş” kaya kütlelerinin ayrımı önerilmiştir.

Hoek ve diğeri [61] 1992 yılında aşırı ayrılmış kaya kütlelerinin çekme dayanımlarının sıfır olacağı unsurunu dikkate alacak şekilde kriteri değiştirmişlerdir. Ayrıca, normal ve makaslama gerilmelerinin hesaplanmasında Balmer'ın [62] yönteminden yararlanılmıştır.

Hoek [63] ilk olarak 1980 yılında önerilen orijinal kriter ile geliştirilmiş kriteri birleştirerek 1994 yılında Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriterini önermiştir. Ayrıca, RMR'ın çok zayıf kaliteli kaya kütlelerindeki eksikliklerini ortadan kaldırmak için "Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI)" önerilmiştir. Hoek ve diğeri [64] tarafından örselenmiş ve örselenmemiş kaya kütlesi kavramları ortadan kaldırılmış, örselenmenin genellikle mühendislik çalışmaları nedeniyle tetiklendiği ve bu nedenle GSI değerinin düşürülmesi gerektiği önerilmiştir.

Kriter içerisinde önerilen mühendislik parametreleri de zaman içerisinde geliştirilmiş ve değişikliğe uğramıştır. Sönmez ve Ulusay [65] kaya kütlesi için bir örselenme faktörü önermişlerdir. Çalışmacılar ayrıca GSI değerlerinin daha iyi belirlenebilmesi için çalışmalar yapmışlardır. Kriter üzerine son değişiklikler Sönmez ve Ulusay [66] ve Hoek ve diğeri [3] tarafından sunulmuş, GSI abağının son hali Hoek ve diğeri [3] tarafından önerilmiştir.

Hoek [63] tarafından orijinal kriter ile geliştirilmiş kriterin birleşimi olarak önerilmiş Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriteri şu şekilde ifade edilebilir;

$$\sigma'_1 = \sigma'_3 + \sigma_{ci} \left( m_b \frac{\sigma'_3}{\sigma_{ci}} + s \right)^a \quad (3)$$

Burada,

- $\sigma'_1$  ve  $\sigma'_3$  sırasıyla maksimum ve minimum asal gerilmeler
- $\sigma_{ci}$  sağlam kaya malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanımı
- $m_b$  kaya kütlesi için  $m$  Hoek-Brown sabitinin değeri
- $s$  ve  $a$  kaya kütlesinin özelliklerine bağlı sabitler

Kaya kütlesinin özelliğine bağlı  $s$  parametresi 0 ile 1 aralığında değişmektedir. Bu değer sağlam kaya malzemesi için 1 iken, kenetlenme etkisinin makaslama veya aşınma etkileriyle kısmen kaybolduğu, çekme gerilmesi sıfır olan zayıf kaliteli kaya kütleleri için 0

değerini almaktadır. Kaya kütlelerinin özelliğine bağlı bir diğer sabit olan  $a$  parametresi ise kaya kütlesi dayanımının sıkı kenetlenmiş köşeli kaya parçaları tarafından kontrol edildiği iyi kaliteli kaya kütleleri için 0.5 olarak kullanılmaktadır.

Boyutsuz  $a$  parametresi Hoek ve diğerlerinin [3] önerdiği ifade ile;

$$a = \frac{1}{2} + \frac{1}{6} \left( e^{\frac{GSI}{15}} - e^{-\frac{20}{3}} \right) \quad (4)$$

veya Sönmez ve Ulusay'ın [66] önerdiği ifade ile bulunabilir.

$$a = 0.5 \quad (GSI \geq 30)$$

$$a = 0.65 - \left( \frac{GSI}{200} \right) \quad (GSI < 30) \quad (5)$$

Kaya kütlesi sabitleri  $m_b$  ve  $s$  için Sönmez ve Ulusay'ın [65] önermiş olduğu eşitlikler şu şekildedir;

$$\frac{m_b}{m_i} = \exp\left(\frac{GSI-100}{b_m}\right) \quad (6)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI-100}{b_s}\right) \quad (7)$$

Burada  $b_m$  ve  $b_s$  örselenme faktörü  $d_f$  'e bağlı olup aşağıdaki eşitlikler yardımıyla hesaplanabilir;

$$b_m = 3.14 \ln\left(\frac{d_f}{d_f+340(1-d_f)}\right) + 28 \quad (8)$$






$$b_s = 0.67 \ln\left(\frac{d_f}{d_f+340(1-d_f)}\right) + 9 \quad (9)$$

Hoek ve diğerlerinin [3] kaya kütlesi sabitleri  $m_b$  ve  $s$  önermiş olduğu eşitlikler ise aşağıdaki şekildedir;

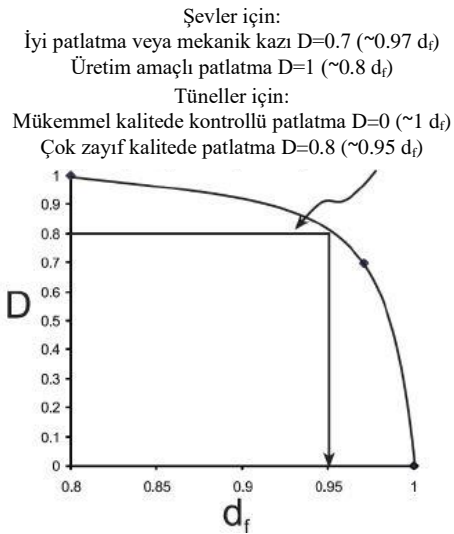
$$m_b = m_i \exp\left(\frac{GSI-100}{28-14D}\right) \quad (10)$$

$$s = \exp\left(\frac{GSI-100}{9-3D}\right) \quad (11)$$

Burada, Hoek ve diğerlerinin [3] önermiş olduğu  $D$  örselenme faktörü Şekil 3.3'te verilen tablodan seçilebilmektedir. İki örselenme faktörünün birbiri ile olan ilişkisi ise Şekil 3.4'te verilmiştir.

Kaya kütesinin görünümü	Kaya kütesinin tanımı	Önerilen $D$ değeri
	Tünel açma makinesiyle mükemmel nitelikte kontrollü yapılan patlatma veya kazı bir tüneli çevreleyen sınırlı kaya kütesinde en az örselenmeye neden olur.	$D=0$
	Zayıf nitelikteki kaya kütlelerinde mekanik veya elle kazı (patlatma yapılmadan) çevre kaya kütesinde en az örselenmeye neden olur. Sıkışma problemlerinin önemli taban kabarmasına sebep olduğu durumlarda, fotoğrafta görüldüğü gibi kalıcı bir taban kemeri kurulmadıkça örselenme şiddetli olabilir.	$D=0$ $D=0.5$ Taban kemeri yok
	Sert kaya tüneline çok zayıf nitelikte patlatma çevre kaya kütesinde 2 veya 3 m genişliğinde şiddetli yerel hasara sebep olmaktadır.	$D=0.8$
	İnşaat mühendisliği yamaçlarında küçük ölçekte patlatmalar, özellikle sol taraftaki fotoğrafta gösterildiği gibi kontrollü patlatma yapılıyorsa, kaya kütesinde az zarara neden olmaktadır. Bununla birlikte, gerilme rahatlaması bir miktar örselenmeye neden olmaktadır.	$D=0.7$ İyi patlatma $D=1.0$ Zayıf patlatma
	Çok büyük açık işletme maden şevleri ağır üretim patlatmalarından dolayı ve de örtü tabakasının kaldırılmasından kaynaklanan gerilme rahatlaması nedeniyle önemli örselenmeye uğramaktadır. Bazı yumuşak kayalarda kazı sökerek ve küremlerle yürütülebilmektedir ve şevlerde hasar derecesi daha azdır.	$D=1.0$ Üretim amaçlı patlatma $D=0.7$ Mekanik kazı

Şekil 3.3. Hoek ve diğerlerinin [3] önermiş olduğu örselenme faktörü



Şekil 3.4. Önerilmiş iki örselenme faktörü arasındaki ilişki [66]

Hoek ve diğerlerinin [3] önermiş olduğu, kaya yapısına ve yüzey koşullarına bağlı olarak belirlenen GSI değeri ise Şekil 3.5'te verilen tablo yardımıyla bulunabilir.

JEOLJİK DAYANIM İNDEKSİ		SÜREKSİZLİK YÜZEY KOŞULLU	
Kaya kütleinin yapısını ve yüzey koşullarını tanımlayan harf kodları belirlenerek uygun kutu seçilir ve ortalama Jeolojik Dayanım İndeksi (GSI)'nin değeri abaktaki konturlardan tayin edilir.			
YAPI		AZALAN YÜZEY KALİTESİ	
	<b>SAĞLAM VEYA MASİF-</b> Kayaç malzemesi veya geniş aralıklı birkaç süreksizlik içeren masif kaya kütleisi	90	UYGULANMAZ
	<b>BLOKLU-</b> 3 ortogonal süreksizlik setinin oluşturduğu kübik bloklu, çok iyi kenetlenmiş, örselenmemiş kaya kütleisi	80	
	<b>ÇOK BLOKLU-</b> Dört veya daha fazla sayıda süreksizlik setinin keşimiyle oluşmuş çok yüzeyli-köşeli bloklar içeren, kısmen örselenmiş kaya kütleisi	70	
	<b>BLOKLU/ÖRSELENMİŞ-</b> Birbirini kesen çok sayıda süreksizliğin oluşturduğu köşeli bloklar içeren, kıvrımlanmış ve/veya faylanmaya maruz kalmış kaya kütleisi	60	
	<b>PARÇALANMIŞ-</b> Köşeli ve yuvarlak kayaç parçalarının birlikteliğinden oluşan, zayıf kenetlenmiş, aşırı derecede kırıklı kaya kütleisi	50	
	<b>FOLİASYONLU-LAMİNALİ-MAKASLANMIŞ</b> İnce laminalı veya foliasyonlu ve makaslanmış zayıf kayaçlar. Diğer süreksizlik setlerine oranla daha egemen olan sık aralıklı şistozite yüzeyleri kayaçta bloklanmanın gelişmesini önlemiştir.	40	
		30	
		20	
		10	
			UYGULANMAZ

Şekil 3.5. Jeolojik dayanım indeksi (GSI) abağı [65]

Hoek [63] tarafından farklı tip kayalar için önerilmiş olan sağlam kaya malzemesi parametresi “m<sub>i</sub>” Çizelge 3.1 yardımıyla bulunabilir.

Çizelge 3.1. Farklı tip kayalar için sağlam kaya malzeme sabiti  $m_i$  değerleri.

Kayaç Türü	Sınıf	Grup	Yapı			
			İri	Orta	İnce	Çok ince
SEDİMANTER	Klastik		Konglomera 21(3)	Kumtaşı 17(2) ← Şist → 10(3)	Silttaşı 7(2)	Kiltası 4(2)
		Organik		← Tebeşir → 7(2) ← Kömür → 8-21		
	Klastik olmayan	Karbonat	Breş 20(2)	Sparitik Kireçtaşı 10(5)	Mikritik Kireçtaşı 8(3)	
		Kimyasal		Jips 10(2)	Anhidrit 12(2)	
METAMORFİK	Yapraklanmamış		Mermer 9(3)	Hornfels 19(4)	Kuarsit 20(3)	
	Hafif yapraklanmış		Migmatit 29(3)	Amfibolit 26(6)		
	Yapraklanmış		Gnays 28(5)	Şist 10(3)	Fillit 7(3)	Sleyt 7(4)
MAGMATİK	Açık		Granit 32(3) Granodiyorit 29(3) Diyorit 25(5)		Riyolit 25(5) Dasit 25(3) Andezit 25(5)	Obsidiyen 25(3)
		Koyu	Gabro 27(3) Norit 20(5)	Dolerit 16(5)	Bazalt 25(5)	
	Piroklastik		Aglomera 19(3)	Breş 19(5)	Tüf 13(5)	

\* Parantez içerisindeki değerler standart sapmayı ifade etmektedir.

Hoek ve Brown [58] beş veya daha fazla üç eksenli sıkışma dayanımı test sonucunun bulunduğu durumlarda, kaya malzemesinin tek eksenli sıkışma dayanımının ( $\sigma_{ci}$ ) ve Hoek-Brown malzeme sabitinin ( $m_i$ ) aşağıdaki eşitlikler yardımıyla hesaplanabileceğini belirtmişlerdir.

$$\sigma_{ci}^2 = \frac{\sum y}{n} - \left[ \frac{\sum xy - (\sum x \sum y/n)}{\sum x^2 - ((\sum x)^2/n)} \right] \frac{\sum x}{n} \quad (12)$$

$$m_i = \frac{1}{\sigma_{ci}} \left[ \frac{\sum xy - (\sum x \sum y/n)}{\sum x^2 - ((\sum x)^2/n)} \right] \quad (13)$$

Burada  $x = \sigma'_3$ ,  $y = (\sigma'_1 - \sigma'_3)^2$  olup, n değeri  $\sigma'_1$  ve  $\sigma'_3$  veri çifti sayısını ifade etmektedir.

Yukarıdaki istatistiksel değerlendirmenin determinasyon katsayısı ise aşağıdaki eşitlik ile hesaplanmaktadır.

$$r^2 = \frac{[\sum xy - (\sum x \sum y/n)]^2}{[\sum x^2 - ((\sum x)^2/n)] [\sum y^2 - ((\sum y)^2/n)]} \quad (14)$$

Kaya kütlesinin deformasyon modülü aşağıdaki ifadeler yardımıyla hesaplanmaktadır.

$$E_m(GPa) = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \sqrt{\frac{\sigma_{ci}}{100}} \cdot 10^{((GSI-10)/40)} \quad (\sigma_{ci} \leq 100 \text{ MPa}) \quad (15)$$

$$E_m(GPa) = \left(1 - \frac{D}{2}\right) \cdot 10^{((GSI-10)/40)} \quad (\sigma_{ci} > 100 \text{ MPa}) \quad (16)$$

Ayrıca, Balmer [62] eşitlikleri kullanılarak normal gerilmeler ve makaslama gerilmeleri asal gerilmeler cinsinden hesaplanabilir.

$$\sigma'_n = \frac{\sigma'_1 + \sigma'_3}{2} - \frac{\sigma'_1 - \sigma'_3}{2} \cdot \frac{\frac{d\sigma'_1}{d\sigma'_3} - 1}{\frac{d\sigma'_1}{d\sigma'_3} + 1} \quad (17)$$

$$\tau = (\sigma'_1 - \sigma'_3) \cdot \frac{\sqrt{\frac{d\sigma'_1}{d\sigma'_3}}}{\frac{d\sigma'_1}{d\sigma'_3} + 1} \quad (18)$$

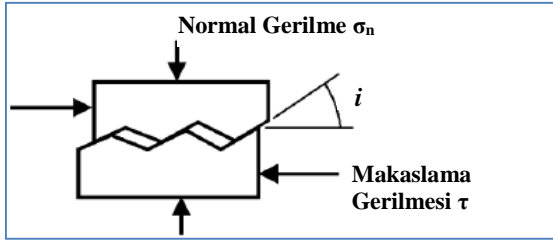
Burada,

$$\frac{d\sigma'_1}{d\sigma'_3} = 1 + am_b(m_b\sigma'_3/\sigma_{ci} + s)^{a-1} \quad (19)$$

### 3.1.3. Barton-Bandis yenilme kriteri

Bir süreksizlik yüzeyinin temel içsel sürtünme açısını belirlemek için kesilmiş kaya yüzeyleri üzerinde yapılan deneyler kullanılmaktadır. Ancak, kaya kütlesi içerisindeki doğal süreksizlikler hiçbir zaman temel sürtünme açısını belirlemek için kullanılan kesilmiş yüzeyler kadar pürüzsüz değildir. İncelenen yüzey boyunca görülen ondülasyonlar ve çıkıntılar doğal süreksizlik yüzeyinin makaslama dayanımını büyük ölçüde etkiler.

Patton [67] Şekil 3.6’da gösterilen temsili modeldeki gibi testere dişi şekilli örnekler üzerinde gerçekleştirdiği makaslama dayanımı deneylerinde süreksizlik yüzeylerindeki pürüzlülüklerin makaslama dayanımı üzerindeki etkisini açıklamıştır. Bu örneklerde gerçekleşen makaslama deformasyonunun eğimli yüzeyler boyunca yukarı doğru bir hareket şeklinde gerçekleştiği ve örneğin hacminde bir artışa neden olduğu belirlenmiştir.



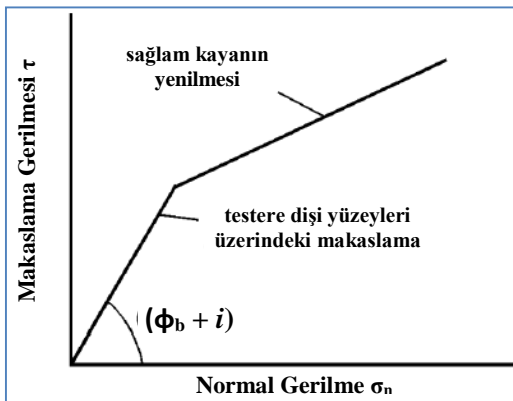
Şekil 3.6. Patton [67]’in testere dişli örnekler üzerindeki makaslama dayanımı deneylerinin temsili geometrisi

Patton [67]’in makaslama deneylerini gerçekleştirdiği testere dişli örneklere ait makaslama dayanımı şu şekilde ifade edilebilir;

$$\tau = \sigma_n \tan(\phi_b + i) \quad (20)$$

Burada  $\phi_b$  yüzeyin temel sürtünme açısını,  $i$  ise testere dişi yüzeyinin açısını ifade etmektedir.

Patton [67]’in gerçekleştirmiş olduğu deneylere ait temsili normal gerilme-makaslama gerilmesi grafiği Şekil 3.7’deki gibi gösterilebilir.



Şekil 3.7. Testere dişli örneklerin temsili  $\sigma_n$ - $\tau$  grafiği [67]



Patton [67]'in önermiş olduğu eşitlik, makaslama deplasmanının eğimli “testere dişi” yüzeyleri üzerinde kayma şeklinde gerçekleştiği düşük normal gerilmeler için uygulanabilir olsa da, yüksek normal gerilmelerde sağlam kaya malzemesinin dayanımı aşılacağı ve testere dişlerinin parçalanmasına yol açacağı için makaslama dayanımı davranışı, yüzeyin sürtünme dayanımını ifade etmek yerine sağlam kaya malzemesinin dayanımı ile ilgili olacaktır. Hem bu nedenle, hem de Patton [67]'in yaklaşımının normal gerilmelerdeki artışlar sonucu makaslama dayanımındaki değişikliklerin kademeli gerçekleştiğini yansıtmaması nedeniyle Barton [68,69] doğal kaya süreksizliklerinin davranışını incelemiş ve Eş. 20'nin şu şekilde yeniden yazılabileceğini ifade etmiştir;

$$\tau = \sigma_n \tan \left( \phi_b + JRC \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right) \quad (21)$$

Burada, JRC süreksizlik pürüzlülük katsayısını, JCS ise süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımını ifade etmektedir.

Barton doğrusal olmayan bu dayanım kriterini literatürde raporlanmış olan süreksizlik dayanımı verileri kullanarak geliştirmiştir. Daha sonra, Barton ve Choubey [70] farklı derecelerde ayrılmış 130 kaya süreksizliği üzerinde gerçekleştirdikleri direk makaslama deneyi sonuçlarına göre eşitliği şu şekilde revize etmişlerdir;

$$\tau = \sigma_n \tan \left( \phi_r + JRC \log_{10} \left( \frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right) \quad (22)$$

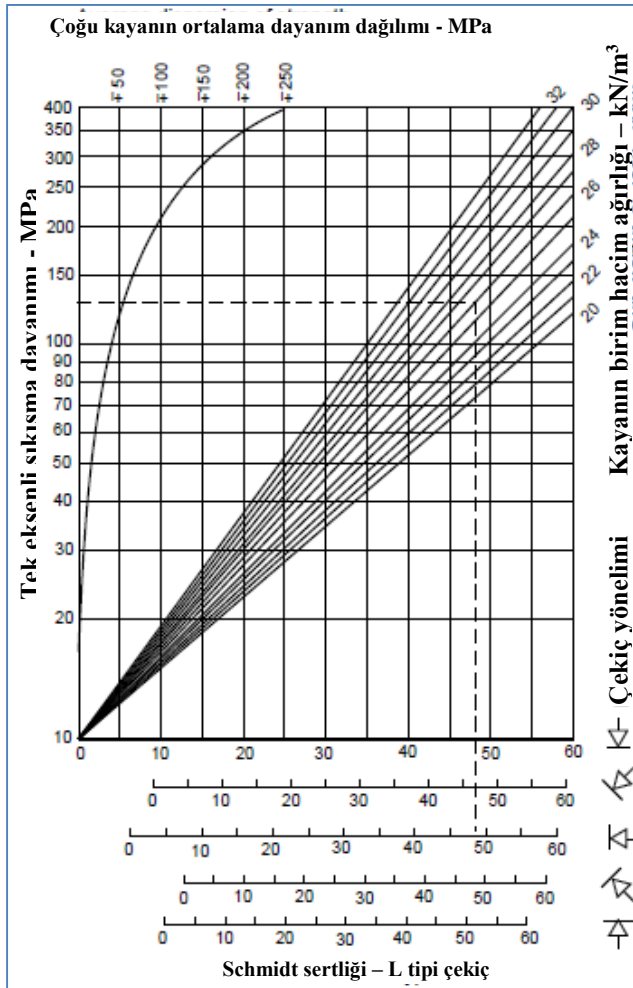
Burada,  $\phi_r$  rezidüel sürtünme açısını ifade etmektedir ve Barton ve Choubey [70]'in önerdiği üzere şu şekilde ifade edilir;

$$\phi_r = (\phi_b - 20) + 20(r/R) \quad (23)$$

Burada, r ıslak ve bozunmuş süreksizlik yüzeyinin Schmidt çekici sıçrama sayısını, R ise kuru ve bozunmamış süreksizlik yüzeyinin Schmidt çekici sıçrama sayısını belirtmektedir. Barton ve Bandis [71] dayanım kriterini yeniden değerlendirerek daha fazla kaya süreksizliği incelemiş ve eğim testinin süreksizliklerin doruk makaslama dayanımının

bulunmasında kullanılabileceğini önermişlerdir. Eş. 22 ve Eş. 23'te, Barton ve Bandis [71]'in önermiş olduğu dayanım kriterinin en son versiyonun bir parçasıdır.

Süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımının Schmidt çekici kullanılarak hesaplanması yöntemi Deere ve Miller [72] tarafından önerilmiştir. ISRM (Uluslararası Kaya Mekaniği Birliği) [73] ise 1978 yılında süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımlarının tahmin edilmesinde önerilen yöntemleri yayınlamıştır. Süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımı, L-tipi Schmidt çekici kullanılarak Şekil 3.8'de verilen abak yardımıyla ampirik olarak hesaplanabilmektedir.

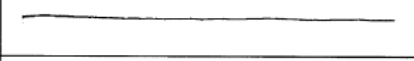
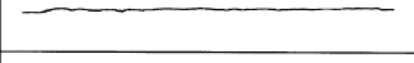

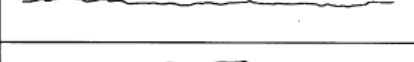

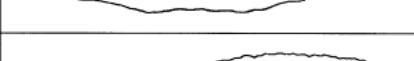
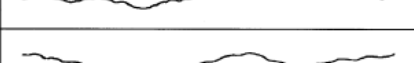
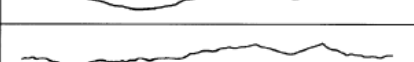

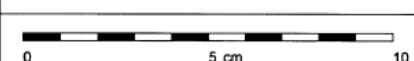



Şekil 3.8. Süreksizlik yüzeyi sıkışma dayanımının Schmidt çekici ile belirlenmesi

Schmidt çekici deneyi yapılırken çekici süreksizlik yüzeyine dik bir şekilde uygulanmalı, süreksizlik yüzeyi serbest kaya parçacıklarından arındırılmalı ve daha tutucu sonuçlar elde etmek için deney yapılan süreksizlik yüzeyi doygun koşullarda olmalıdır. Süreksizlik

yüzeyinin önlenemez şekilde kuru olduğu koşullarda bu durum test sonuçlarında belirtilmelidir. ISRM [73] testin her bir süreksizlik için, her darbe süreksizlik yüzeyinin yeni bir noktasına uygulanacak şekilde toplam 20 kere yapılmasını ve test sonucu olarak en yüksek 10 okumanın ortalamasının alınmasını önermiştir. Daha sonra, bu ortalama Schmidt çekici deneyi sonucu ile kayanın birim hacim ağırlığı kullanılarak Şekil 3.8’de sunulan abak yardımıyla süreksizlik yüzeyinin tek eksenli sıkışma dayanımı (JCS) ampirik olarak hesaplanır.

Süreksizlik pürüzlülük katsayısı (JRC) ise süreksizlik yüzeyinin görünümünün, Barton ve Choubey [70] tarafından önerilen ve Şekil 3.9’da verilen tablodaki standart profiller ile karşılaştırılması ile bulunur. Süreksizlik yüzeyinin görünümü görsel olarak bu tablodaki profiller ile karşılaştırılır ve süreksizlik yüzeyine en yakın profil seçilir.

	JRC = 0 - 2
	JRC = 2 - 4
	JRC = 4 - 6
	JRC = 6 - 8
	JRC = 8 - 10
	JRC = 10 - 12
	JRC = 12 - 14
	JRC = 14 - 16
	JRC = 16 - 18
	JRC = 18 - 20
	

Şekil 3.9. Süreksizlik profilleri ve profillere karşılık gelen JRC değerleri [70]

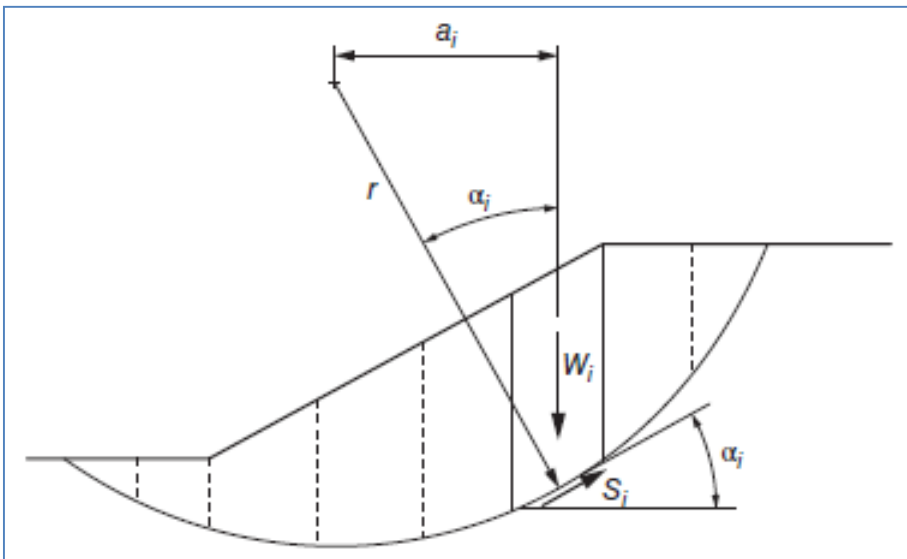
### 3.2. Limit Denge Yöntemi

Bir şevin duraylılığını araştırmak için, statik denge denklemleri kullanılarak kaymaya karşı kuvvetlerin kaydırıcı kuvvetlere oranı hesaplanmakta ve bu oran güvenlik katsayısı olarak isimlendirilmektedir. Makaslama dayanımı açısından güvenlik katsayısı şu şekilde ifade edilebilir;

$$F = \frac{s}{\tau} \quad (24)$$

Burada,  $s$  malzemenin makaslama dayanımını,  $\tau$  ise potansiyel yenilme düzlemi boyunca gelişecek makaslama gerilmesini temsil etmektedir. Makaslama gerilmesinin makaslama dayanımına eşit olduğu durumlarda güvenlik katsayısı “1” olacak, yani başka bir deyişle şev limit denge durumunda olacaktır. Bu hesaplamaların gerçekleştirilmesi için kullanılan yöntem *limit denge yöntemi* adı verilmektedir.

Limit denge analiz yöntemlerinde, statik dengenin sağlanması için kullanılan iki farklı yaklaşım bulunmaktadır. Bazı yöntemler, incelenen kütle alttan varsayılan bir kayma düzlemi ve üstten şev yüzeyi ile sınırlandırılmış yekpare bir serbest kütle olarak ele almaktadır. Denge denklemleri bu yekpare kütle için yazılmakta ve çözülmektedir. Sonsuz şev yöntemi ve toplam gerilme analizi yöntemi ( $\phi=0$  yöntemi) söz konusu bu tek serbest cisim yaklaşımına örnek olarak gösterilebilir. Diğer yöntemlerde ise incelenen kütle düşey, yatay veya eğimli dilimlere bölünmekte ve denge denklemleri her bir dilim için ayrı ayrı yazılmakta ve çözülmektedir. İncelenen kütle dilimlere bölünerek limit denge analizlerinin gerçekleştirildiği bu yaklaşım ise dilimler yöntemi olarak adlandırılmaktadır. Dilimler yöntemi analizleri için düşey dilimlere bölünmüş temsili bir şev geometrisi Şekil 3.10’da sunulmuştur. Basitleştirilmiş Bishop metodu [74] ve Spencer metodu [75] dilimler yöntemine örnek olarak gösterilebilir.



Şekil 3.10. Düşey dilimler ile bölünmüş temsili bir şev ve dairesel kayma dairesi [76]

Burada,

$W_i$ :  $i$ 'nci dilimin ağırlığı

$a_i$ : dilimin ağırlık merkezi ile dairenin merkezi arasındaki yatay uzaklık (moment kolu)

$\alpha_i$ : dilim tabanının eğimi

$S_i$ :  $i$ 'nci dilimin tabanındaki makaslama kuvveti

$r$ : dairenin yarıçapı

Limit denge yönteminde; i) düşey yöndeki kuvvetlerin dengesi, ii) yatay yöndeki kuvvetlerin dengesi ve iii) herhangi bir noktadaki momentlerin dengesi olmak üzere üç adet statik denge durumu bulunmaktadır. Tüm limit denge yöntemleri güvenlik katsayısı hesaplamak için bu statik denge yöntemlerinden en az birini kullanmaktadır. Hem tek serbest cisim yaklaşımında, hem de dilimler yaklaşımında denge denklemlerinin sayısından daha fazla bilinmeyen (kuvvetler, kuvvetlerin etki noktası, güvenlik katsayısı vb.) olması nedeniyle güvenlik katsayısının hesaplanması istatistiksel olarak mümkün olmamaktadır. Bu nedenle, denklemlerin ve bilinmeyenlerin dengesinin sağlanması için bazı varsayımların yapılması gerekmektedir. Farklı araştırmacıların önermiş olduğu yöntemler statik dengenin sağlanması için farklı varsayımlar yapmaktadır.

Bu tez kapsamında yapılan çalışmalarda dilimler yaklaşımını esas alan yöntemler kullanılmıştır. Limit denge analizlerinde yaygın olarak kullanılan, farklı araştırmacıların önermiş olduğu bu yöntemler detaylı olarak incelenecektir. Ayrıca, konu bütünlüğünün sağlanması amacıyla, bu tez çalışması kapsamında kullanılmamış olan tek serbest cisim yaklaşımlarından toplam gerilme analizi yöntemine de ( $\phi=0$  yöntemi) kısaca değinilecektir.

### 3.2.1. Toplam gerilme analizi ( $\phi=0$ ) yöntemi

Toplam gerilme analizi yöntemi kullanılması son derece basit bir yöntem olup, kayma yüzeyinin dairesel bir yay olduğu kabulüne dayanır ve güvenlik katsayısı dairenin merkezine etkileyen kuvvetlerin moment dengesine göre hesaplanır. Yöntemin ilkel bir biçimi ilk olarak 1916 yılında Petterson [77] tarafından kullanılmış olsa da, yöntem ilk olarak Fellenius [78,79] tarafından formülize edilmiştir. Yöntemde seviye oluşturan malzemelerin içsel sürtünme açıları sıfır "0" kabul edilir. Bu nedenle, kayma yüzeyi

boyunca oluşacak makaslama dayanımının tek bileşeni kohezyon olacak, makaslama dayanımının hesaplanmasında drenajsız kohezyon “ $c_u$ ” ( $\phi_u=0$ ) değeri esas alınacaktır. Bu sebeple yöntem  $\phi=0$  yöntemi olarak da adlandırılmaktadır. Ayrıca, söz konusu yöntem literatürde İsveç Dilim Yöntemi, Dairesel Yay Yöntemi ve Drenajsız Analiz Yöntemi olarak da isimlendirilmektedir.

Toplam gerilme analizleri için temsili şev ve kayma yüzeyi geometrisi Şekil 3.11’de verilmiştir. Bu yöntemde güvenlik katsayısı ise şu şekilde hesaplanmaktadır;

$$F = \frac{cLr}{Wa} \quad (25)$$

Burada,

W: kayma yüzeyinin üzerinde kalan kütlein ağırlığı

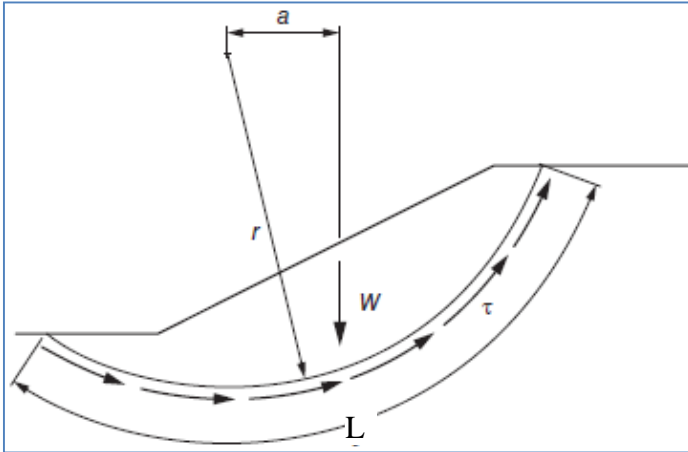
a: kütlein ağırlık merkezi ile dairenin merkezi arasındaki yatay uzaklık (moment kolu)

L: dairesel yayın uzunluğu

r: dairenin yarıçapı

c: kayma yüzeyi boyunca drenajsız kohezyon (drenajsız makaslama dayanımı)

Toplam gerilme analizi yöntemi moment statik denge eşitliğini sağlamasının yanı sıra, dolaylı olarak tüm statik denge eşitliklerini sağlamaktadır. Yöntem içsel sürtünme açısı değerinin sıfır ve kayma dairesinin dairesel olduğu varsayımlarını kullanarak istatistiksel açıdan kesin bir çözüm elde etmektedir. Ancak yöntemde denge durumuna etki edebilecek bilinmeyen kuvvetler için herhangi bir varsayım yapılmamaktadır.



Şekil 3.11. Toplam gerilme analizleri için temsili şev ve kayma yüzeyi geometrisi [76]

Eş. 25’te sunulan eşitlik kohezyon değerinin kayma yüzeyi boyunca eşit olduğu durumlar için verilmiştir. Ancak, kohezyon değerinin kayma yüzeyi boyunca değiştiği durumlarda kayma yüzeyi  $\Delta L_i$  uzunluğunda daha küçük parçalara bölünerek yüzey boyunca oluşacak toplam makaslama dayanımı şu şekilde hesaplanabilir;

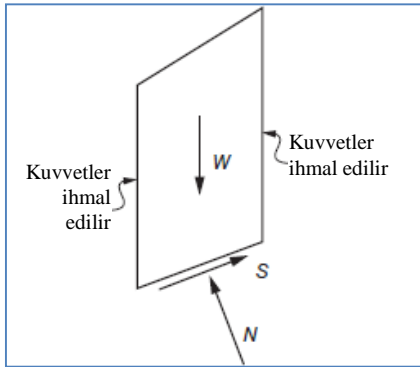
$$cL = \sum c_i \Delta L_i \quad (26)$$

### 3.2.2. Basit dilimler yöntemi

İlk olarak Fellenius [80] tarafından geliştirilen basit dilimler yöntemi, dilimlerin yan taraflarında oluşacak kuvvetleri ihmal eden bir limit denge yöntemidir. Yöntem literatürde “İsveç dilimler yöntemi” olarak da isimlendirilmektedir. Basit dilimler yöntemine göre bir dilime etki eden kuvvetler temsili olarak Şekil 3.12’de gösterilmiştir. Buna göre dilim tabanına etki eden normal kuvvet (N) şu şekilde ifade edilebilir;

$$N = W \cos \alpha$$

(27)



Şekil 3.12. Basit dilimler yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler [76]

Basit dilimler yöntemi yalnızca moment denge eşitliğini sağlamakta, kayma yüzeyinin dairesel olduğunu varsaymakta ve dairenin merkezine etki eden momentlerin toplanması ile çözüme ulaşmaktadır. Yöntem güvenlik katsayısının doğrudan hesaplanmasına izin vermekte, diğer dilimler yöntemleri gibi iteratif çözümlere ihtiyaç duymamaktadır. Kayma yüzeyinin  $\Delta L$  uzunluğunda dilimlere bölünmesi ve yüzeye etki eden makaslama dayanımlarının efektif gerilmeler cinsinden ifade edilmesi durumunda güvenlik katsayısı şu şekilde hesaplanır;

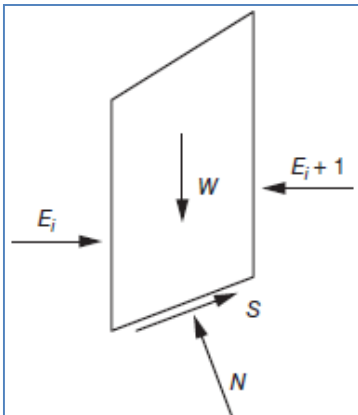
$$F = \frac{\Sigma(c' + \sigma' \tan \phi') \Delta L}{\Sigma W \sin \alpha} \quad (28)$$

Basit dilimler yönteminde dilim kenarlarındaki kuvvetlerin ihmal edilmesi nedeniyle boşluk suyu basınçlarına karşı hareket edecek herhangi bir kuvvet oluşmamaktadır. Bu nedenle, boşluk suyu basınçları arttıkça ve kayma yüzeyi dikleştikçe ( $\alpha$  açısı arttıkça) gerçekçi olmayacak kadar düşük, hatta negatif efektif normal gerilmeler ( $\sigma'$ ) ortaya çıkmaktadır. Söz konusu bu hatayı ortadan kaldırmak için Turnbull ve Hvorslev [81] dilim tabanındaki boşluk suyu basıncını dikkate alan ve dilim ağırlığının efektif dilim ağırlığı cinsinden kullanılmasını öneren bir yöntem geliştirmişlerdir.

### 3.2.3. Basitleştirilmiş Bishop yöntemi

Bishop [74] önermiş olduğu yöntemde dilimin kenarlarına etki eden kuvvetlerin yalnızca yatay olduğunu varsaymıştır. Düşey yöndeki dengenin sağlanması için ise bu yönde etki eden kuvvetlerin toplanması gerekmektedir. Basitleştirilmiş Bishop yöntemine göre bir dilime etki eden kuvvetler temsili olarak Şekil 3.13'de gösterilmiştir. Söz konusu bu temsili dilim için düşey yöndeki kuvvetler çözümlendiğinde, bu yöndeki kuvvet eşitliği şu şekilde ifade edilir;

$$N \cos \alpha + S \sin \alpha - W = 0 \quad (29)$$



Şekil 3.13. Basitleştirilmiş Bishop yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler [76]

Burada,  $E_i$   $i$ 'nci dilime etki eden yatay kuvveti temsil etmektedir.



Basitleştirilmiş Bishop yöntemi kayma yüzeyinin dairesel olduğunu ve dilimler arasında yatay kuvvetlerin etki ettiğini varsaymaktadır. Yöntem hem kayma dairesinin merkezindeki moment dengesini hem de her bir dilime etki eden düşey kuvvetlerin dengesini sağlamaktadır. Kayma yüzeyinin  $\Delta L$  uzunluğunda dilimlere bölüdüğü ve kayma yüzeyine etki eden gerilmelerin efektif gerilmeler cinsinden ifade edildiği durum için, dairenin merkezindeki moment eşitliğine göre güvenlik katsayısı şu şekilde ifade edilir;

$$F = \frac{\sum \left[ \frac{c' \Delta L \cos \alpha + (W - u \Delta L \cos \alpha) \tan \phi'}{\cos \alpha + (\sin \alpha \tan \phi')/F} \right]}{\sum W \sin \alpha} \quad (30)$$

Burada,  $u$  boşluk suyu basıncını ifade etmektedir.

Güvenlik katsayısının toplam gerilmeler veya efektif gerilmeler cinsinden türetilmesinin arasındaki tek fark, kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama dayanımının toplam veya efektif gerilmeler cinsinden ifade edilmesidir. Güvenlik katsayısının toplam gerilmeler cinsinden ifade edilmesi için gereken eşitlik basit bir şekilde efektif gerilme makaslama dayanım parametrelerinin ( $c'$  ve  $\phi'$ ) toplam gerilme eşdeğerleri ( $c$  ve  $\phi$ ) ile değiştirilmesi ve boşluk suyu basıncının ( $u$ ) sıfır kabul edilmesi ile elde edilebilir. Dolayısıyla, Basitleştirilmiş Bishop yöntemi için toplam gerilmeler cinsinden güvenlik katsayısı şu şekilde ifade edilebilir;

$$F = \frac{\sum \left[ \frac{c \Delta L \cos \alpha + W \tan \phi}{\cos \alpha + (\sin \alpha \tan \phi)/F} \right]}{\sum W \sin \alpha} \quad (31)$$

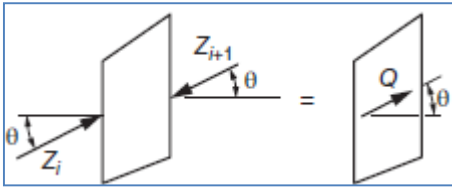
Bishop [74], analizlerin efektif gerilmeler cinsinden gerçekleştirildiği ve boşluk suyu basınçlarının göreceli olarak yüksek olduğu durumlarda yöntemin basit dilimler yöntemine göre iyileştirilmiş sonuçlar verdiğini göstermiştir. Ayrıca, Basitleştirilmiş Bishop yönteminin tüm statik denge eşitliklerini sağlamamasına rağmen, tüm statik denge eşitliklerini sağlayan yöntemlerle kıyaslandığında oldukça tutarlı sonuçlar verdiği belirtilmiştir [82]. Wright ve diğerleri [83] ise Basitleştirilmiş Bishop yöntemi ile elde edilen güvenlik katsayısı değerlerinin, gerilmelerin bağımsız olarak hesaplandığı sonlu elemanlar yöntemleri kullanılarak hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ile uyumlu

olduğunu (yaklaşık %5 farklılık sınırları içerisinde) belirtmişlerdir. Yöntemin en önemli kısıtlaması ise kayma yüzeylerinin dairesel yüzeyler ile sınırlandırılmış olmasıdır.

### 3.2.4. Spencer yöntemi

Spencer [84] ilk olarak dilimler arası kuvvetlerin paralel olduğu varsayımına dayanan ve hem yatay ve düşey kuvvetler dengesi eşitliklerini hem de moment dengesi eşitliğini sağlayan bir yöntem önermiştir. Birbirine paralel dilimlerarası kuvvetlerin eğimi ise denge eşitlikleri çözümlerinde bir bilinmeyen olarak yer almaktadır. Spencer [84]'ın yöntemi ayrıca normal kuvvetlerin her dilimin tabanının orta noktasına etki ettiğini varsaymaktadır. Yöntem ilk başta dairesel kayma yüzeyleri için önerilmiş olsa da, Spencer [75] daha sonra yöntemi dairesel olmayan kayma yüzeyleri için de kullanılabilir şekilde genişletmiştir.

Spencer yönteminde ilk olarak genel kuvvetler dengesini ve tüm kayan kütle için moment dengesini temsil eden eşitlikler; i) güvenlik katsayısı (F) ve ii) dilimlerarası kuvvetlerin eğimi ( $\theta$ ) bilinmeyenleri için çözümlenmelidir. Spencer yöntemine göre bir dilime etki eden dilimlerarası paralel kuvvetler ve bu kuvvetlerin bileşkesi temsili olarak Şekil 3.14'de gösterilmiştir.



Şekil 3.14. Spencer yöntemine göre paralel dilimlerarası kuvvetler ve bileşkesi [76]

Spencer yöntemine göre kuvvet eşitliği denklemi şu şekilde ifade edilebilir;

$$\sum Q_i = 0 \quad (32)$$

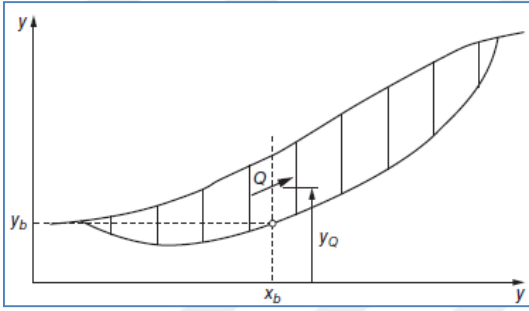
Burada, Q dilimin sağından ve solundan etki eden  $Z_i$  ve  $Z_{i+1}$  dilimlerarası kuvvetlerinin bileşkesini temsil etmektedir ve şu şekilde ifade edilir;

$$Q_i = Z_i - Z_{i+1} \quad (33)$$

Moment eşitliği ise momentlerin herhangi bir rastlantısal nokta için toplanması ile bulunabilir. Momentlerin Kartezyen koordinat sisteminde orijine göre alınması durumunda moment dengesi için eşitlik şu şekilde ifade edilir;

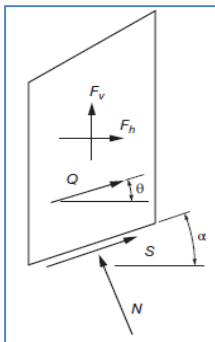
$$\sum Q(x_b \sin \theta - y_Q \cos \theta) = 0 \quad (34)$$

Burada,  $x_b$  dilim tabanının orta noktasının yatay koordinatını,  $y_Q$  ise Q bileşke kuvvetinin etki ettiği noktanın düşey koordinatını temsil etmektedir. Dairesel olmayan kayma düzlemi için  $x_b$  ve  $y_Q$  noktalarının yerlerini gösteren temsili koordinat düzlemi Şekil 3.15'te sunulmuştur.



Şekil 3.15. Spencer yöntemine göre dairesel olmayan kayma yüzeyi için temsili koordinatlar [76]

Spencer yöntemine göre bir dilime etki eden tüm yatay ve düşey kuvvetler temsili olarak Şekil 3.16'da gösterilmiştir. Söz konusu şekilde gösterilen  $F_h$  ve  $F_v$  değerleri sırasıyla dilimin ağırlığı, sismik kuvvetler, yüzeydeki yayılı yükler nedeniyle oluşan kuvvetler vb. dilime etki eden tüm bilinen yatay ve düşey kuvvetleri temsil etmektedir.



Şekil 3.16. Spencer yönteminde dilime etki eden tüm bilinen ve bilinmeyen kuvvetler [76]

Dilimin tabanına etki eden tüm paralel ve dik kuvvetlerin toplanması şu iki denge eşitliği ile ifade edilir;

$$N + F_v \cos \alpha - F_h \sin \alpha - Q \sin(\alpha - \theta) = 0 \quad (35)$$

$$S + F_v \sin \alpha + F_h \cos \alpha + Q \cos(\alpha - \theta) = 0 \quad (36)$$

Eş. 35 ve Eş. 36 ile verilen iki kuvvet eşitliği denklemi, Mohr-Coulomb eşitliği cinsinden makaslama kuvveti ile birleştirilerek yeniden düzenlendiğinde şu şekilde ifade edilir;

$$Q = \frac{-F_v \sin \alpha - F_h \cos \alpha - (c' \Delta L / F) + (F_v \cos \alpha - F_h \sin \alpha + u \Delta L) (\tan \phi' / F)}{\cos(\alpha - \theta) + [\sin(\alpha - \theta) \tan \phi' / F]} \quad (37)$$

Eş. 37 ile verilen Q değeri Eş. 32 ve Eş. 34 ile gösterilen denge eşitlikleri yerine yazıldığı takdirde  $F$  ve  $\theta$  olmak üzere iki bilinmeyenli iki denklem oluşmaktadır. Söz konusu bu iki denklemi çözmek için deneme-yanılma metodu kullanılmakta ve bu iki denklem kabul edilebilir yakınsama düzeyine ulaşana kadar  $F$  ve  $\theta$  değerleri mükerrer olarak denenmektedir. Bu değerlerin söz konusu iki denklemi yakınsadığı noktada güvenlik katsayısı ( $F$ ) elde edilmektedir.

### 3.2.5. Morgenstern-Price yöntemi

Morgenstern ve Price [85] 1965 yılında tüm denge eşitliklerini sağlayan, hem dairesel hem de dairesel olmayan kayma yüzeyleri ve farklı makaslama dayanım özellikleri için kullanılabilen bir dilimler yöntemi geliştirmişlerdir. Yöntem dilimler arasındaki makaslama kuvvetlerinin normal kuvvetler ile ilişkili olduğunu ve şu şekilde ifade edilebileceğini varsayar;

$$X = \lambda f(x) E \quad (38)$$

Burada,

$X$  ve  $E$  = sırasıyla dilimler arasındaki düşey ve yatay kuvvetler

$\lambda$  = diğer bilinmeyenlerle birlikte değerlendirilen, bilinmeyen ölçekleme faktörü

$f(x)$  = her dilim sınırında kurallarla belirlenmiş, varsayılan bir fonksiyon

Ayrıca, Morgenstern-Price yönteminde dilim tabanına etkiyen normal kuvvetlerin dilim tabanındaki yeri de doğrudan veya dolaylı olarak varsayılmaktadır. Morgenstern ve Price [86]'ın önermiş olduğu orijinal formülizasyonda, her bir dilim boyunca etkiyen gerilmelerin  $f(x)$  fonksiyonu doğrusal olacak şekilde değiştiği varsayılmaktadır. Bu varsayım, normal gerilme dağılımlarının ve dilim tabanına etki eden normal kuvvetlerin yerlerinin dolaylı olarak belirlenmesini sağlamaktadır. Bir diğer yöntemde ise  $f(x)$  fonksiyonu için değişken değerler kullanılmakta ve dilim tabanına etki eden normal kuvvetlerin yeri doğrudan varsayılmaktadır. Bu yaklaşımda normal kuvvetlerin tipik olarak dilim tabanının orta noktasına veya dilimin kütle merkezinin dilim tabanı üzerindeki izdüşüm noktasına etkidiği varsayılmaktadır.

Morgenstern-Price yönteminde çözülmesi gereken bilinmeyenler; i) güvenlik katsayısı ( $F$ ), ii) ölçekleme faktörü ( $\lambda$ ), iii) dilim tabanındaki normal kuvvetler ( $N$ ), iv) dilimlerarası yatay kuvvetler ( $E$ ) ve v) dilimlerarası kuvvetlerin etkidiği noktalardır. Dilimlerarası kuvvetlerin düşey bileşeni ( $X$ ) ise söz konusu bilinmeyenler hesaplandıktan sonra Eş. 38 yardımıyla belirlenebilmektedir.

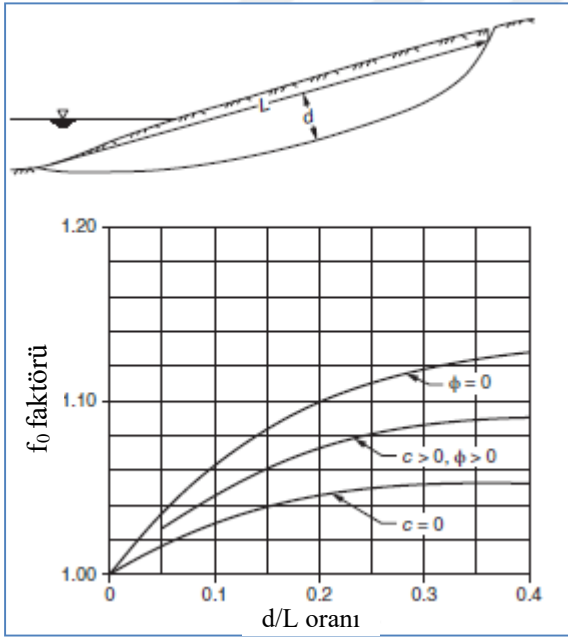
Morgentern-Price yöntemi Spencer yönteminden daha önce geliştirilmiştir. Yöntemler arasındaki fark, Spencer yönteminde tek bilinmeyen dilimlerarası kuvvetlerin eğimi iken, Morgenstern-Price yönteminde yanal kuvvetler için bir dağılım fonksiyonu varsayılmakta ve ölçekleme faktörü ( $\lambda$ ) bilinmemektedir. Eğer Morgenstern-Price yöntemindeki dağılım fonksiyonu sabit olarak varsayılırsa, sonuçlar Spencer yöntemi ile aynı sonuçları verecektir.

Seçilen  $f(x)$  fonksiyonunun güvenlik katsayısına etkisi oldukça sınırlı olsa da fonksiyon için; i) sabit (Spencer yöntemi ile aynı), ii) trapezoid (soldan sağa doğrusal değişen), iii) yarım sinüs (solda ve sağda sıfır "0", dilim ortasında en yüksek), iv) kesilmiş sinüs (solda ve sağda sıfırdan farklı, dilim ortasında en yüksek) vb. seçeneklerden birini kullanmak mümkündür. Yöntem ileri derecede bilgisayar çözümü gerektirdiğinden ve elle çözülemediğinden, bu yöntemi içeren bilgisayar programları  $f(x)$  fonksiyonu için yukarıdaki fonksiyon seçeneklerini ve bunların yanında kullanıcı tanımlı fonksiyon seçeneğini tercih edebilme olanağını kullanıcılara sunmaktadır.

### 3.2.6. Janbu yöntemi

Janbu [87] tarafından 1954 yılında dairesel olmayan kayma düzlemleri için, dilimlerarası kuvvetlerin yatay olduğu ve dilimler arasında makaslama gerilmesi olmadığı varsayımına dayanan Basitleştirilmiş Janbu yöntemi önerilmiştir. Söz konusu bu yöntem yalnızca kuvvet denge eşitliklerini sağlamakta, moment denge eşitliğini sağlamamaktadır. Bu nedenle, Basitleştirilmiş Janbu yöntemi tüm denge eşitliklerini sağlayan diğer yöntemlere göre daha düşük güvenlik katsayıları vermektedir. Bu durumun etkisini dikkate alarak Janbu ve diğerleri [88] güvenlik katsayısının daha makul değerlere yükseltilmesi için bir düzeltme faktörü ( $f_0$ ) önermişlerdir. Şevin uzunluğu ( $L$ ) ve kayma dairesinin derinliğine ( $d$ ) bağlı olarak önerilen bu düzeltme faktörü farklı malzeme tipleri için Şekil 3.17'de sunulan abak yardımıyla seçilebilir. Bu durumda düzeltilmiş güvenlik katsayısı şu ifade ile elde edilir;

$$F = f_0 \cdot F_0 \quad (39)$$



Şekil 3.17. Basitleştirilmiş Janbu yöntemi için  $f_0$  düzeltme faktörleri [76]

Şekil 3.17'de düzeltme faktörü ( $f_0$ ) için sunulan eğriler ise şu eşitlik ile ifade edilmektedir;

$$f_0 = 1.0 + b_1 \left[ \frac{d}{L} - 1.4 \left( \frac{d}{L} \right)^2 \right] \quad (40)$$

Burada,

$$\phi = 0 \text{ eğrisi için } b_1 = 0.31$$

$$c = 0 \text{ eğrisi için } b_1 = 0.69$$

$$c > 0, \phi > 0 \text{ eğrisi için } b_1 = 0.50$$

Janbu [89] daha sonra 1973 yılında hem kuvvetler denge eşitliklerini hem de moment denge eşitliğini sağlayan Genelleştirilmiş Janbu yöntemini geliştirmiştir. Bu yöntemde dilimlerarası kuvvetlerin düşey bileşeni, moment dengesi için yazılan şu diferansiyel denklem ile ifade edilir;

$$X = -E \tan \theta_t + h_t \frac{dE}{dX} \quad (41)$$

Burada,  $X$  ve  $E$  sırasıyla dilimlerarası düşey ve yatay kuvvet bileşenlerini,  $h_t$  kayma yüzeyi üzerindeki itki çizgisinin yüksekliğini ve  $\theta_t$  ise itki çizgisinin yatay ile yaptığı açığı temsil etmektedir. İtki çizgisi ise dilimin sağında ve solunda yer alan dilimlerarası yatay kuvvetlerin etkidiği noktalar arasında çizilen hayali bir çizgiyi ifade etmektedir. Genelleştirilmiş Janbu yönteminde itki çizgisinin yeri kullanıcı tarafından varsayılmaktadır.

$dE/dX$  türevi ise sayısal olarak yaklaşık olup dilimlerarası kuvvetlerin farkları şeklinde şu şekilde yeniden yazılabilir;

$$X = -E \tan \theta_t + h_t \frac{E_{i+1} - E_{i-1}}{X_{i+1} - X_{i-1}} \quad (42)$$

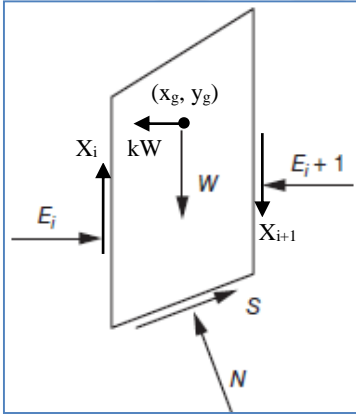
Ancak Eş. 42 ile verilen eşitlik moment dengesini kesin bir şekilde sağlamamakta, yalnızca Eş. 41 ile verilen eşitlik moment dengesini kesin olarak sağlamaktadır.

Genelleştirilmiş Janbu yönteminde güvenlik katsayısı, Spencer yöntemine benzer şekilde kuvvet eşitliklerinin başarılı bir şekilde çözümlenmesi ile hesaplanır. Bunun için ilk olarak dilimlerarası kuvvetlerin yatay olduğu varsayılır ve bilinmeyen güvenlik katsayısı ile yatay kuvvetler ( $E$ ) bulunur. Bulunan ilk yatay kuvvetler seti kullanılarak Eş. 42 yardımıyla dilimlerarası makaslama kuvvetleri ( $X$ ) hesaplanır. Hesaplanan bu yatay ve düşey kuvvet değerleri ile kuvvet eşitlikleri yeniden çözülür. Bu işlem, bilinmeyen güvenlik katsayısının

ve dilimlerarası yatay kuvvetlerin hesaplanması ile her seferinde yeniden belirlenmiş dilimlerarası makaslama kuvvetlerinin elde edilmesi şeklinde çözüm yakınsayana kadar (güvenlik katsayısında belirgin bir değişiklik görülmezene kadar) tekrarlanır. Çözümün yakınsadığı noktada elde edilen güvenlik katsayısı nihai güvenlik katsayısını vermektedir.

### 3.2.7. Sarma yöntemi

Sarma [90] önermiş olduğu yöntemde dilimin ağırlık merkezine yatay bir sismik katsayının ( $k$ ) etkidiğini varsaymakta, yöntem incelenen şev için limit denge koşulunu sağlayacak kritik yatay sismik katsayiyı belirleme esasına dayanmaktadır. Sarma yöntemine göre bir dilime etki eden kuvvetler temsili olarak Şekil 3.18’de gösterilmiştir.



Şekil 3.18. Sarma yöntemine göre dilime etki eden kuvvetler

Sarma yöntemi ilk olarak sismik duraylılık analizleri için geliştirilmiş olup, bu amaçlı analizlerde diğer yöntemlere kıyasla daha kullanışlı olmaktadır. Ancak yöntem statik limit denge analizleri için de kullanılabilir. Yöntemde yatay sismik katsayı ( $k$ ) bilinmeyen olarak yer almakta, güvenlik katsayısının ise bilindiği varsayılmaktadır. Sarma yöntemi hem yatay ve düşey kuvvetler dengesi eşitliklerini hem de moment dengesi eşitliğini sağlamaktadır.

Sarma yönteminde dilimler arasındaki makaslama kuvvetleri dilim tabanındaki makaslama kuvveti ( $S$ ) ile ilişkili olup, Morgenstern-Price yöntemine benzer olarak şu şekilde ifade edilir;

$$X = \lambda f(x)S \quad (43)$$



Burada,

$X$  = dilimler arasındaki makaslama kuvvetleri

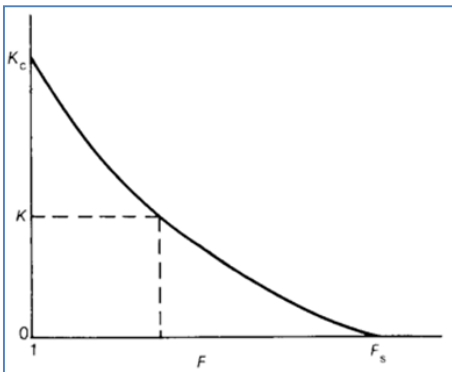
$\lambda$  = bilinmeyen ölçekleme faktörü

$f(x)$  = her dilim sınırında kurallarla belirlenmiş, varsayılan bir fonksiyon

$S$  = dilim tabanındaki makaslama kuvveti

Dilim tabanındaki makaslama kuvveti ( $S$ ), dilim tabanı boyunca malzemenin toplam veya efektif makaslama dayanım parametrelerine ( $c$ ,  $c'$  ve  $\phi$ ,  $\phi'$ ) ve sürtünmeli malzemelerde ( $\phi$ ,  $\phi' > 0$ ) dilimlerarası yatay kuvvetlere ( $E$ ) bağlıdır. Ayrıca, efektif gerilme analizlerinde makaslama dayanımı dilim sınırlarındaki boşluk suyu basınçlarına da bağlıdır.

Sarma yönteminde yatay sismik katsayı veya diğer bilinmeyenler doğrudan hesaplanabilmekte, hesaplamalar için herhangi bir iteratif çözüm veya deneme-yanılma işlem süreci gerekmemektedir. Bunun için genellikle güvenlik katsayısı 1.0 olarak kabul edilmekte ve limit denge durumu için kritik yatay sismik katsayı ( $k_c$ ) hesaplanmaktadır. Güvenlik katsayısının hesaplanması için ise farklı güvenlik katsayısı değerleri mükerrer defa varsayılarak bu değerlere karşılık gelen yatay sismik katsayı belirlenmektedir. Bu işlem hedeflenen yatay sismik katsayıya ulaşana kadar iteratif olarak tekrarlanmaktadır. Sismik yük içermeyen, yani statik durumdaki şev analizleri için hedeflenen yatay sismik katsayı sıfırdır (0). Yatay sismik katsayının sıfır olduğu durumdaki güvenlik katsayısı değeri statik şev için nihai güvenlik katsayısı değerini vermektedir. Güvenlik katsayısının hesaplanması için iteratif olarak gerçekleştirilen bu hesaplama süreci grafiksel olarak Şekil 3.19'da sunulmuştur.



Şekil 3.19. Sarma yönteminde güvenlik katsayısının iteratif olarak hesaplanması

Sarma [91] daha sonra dolguların ve şevlerin duraylılık analizleri ile ilgi yaptığı çalışmasında incelenen kütlenin yalnızca düşey dilimler ile değil, farklı açılara sahip dilim sınırları içeren düşey olmayan dilimler ile de ayrılabilceğini belirtmiştir. Bu yöntem literatürde “Sarma – Düşey Olmayan Dilimler Yöntemi” (bu tez çalışması kapsamında bundan sonra Sarma-NV olarak anılacaktır) adı ile anılmaktadır.

Sarma yönteminde dilimler arasındaki makaslama kuvvetlerinin hesaplanabilmesi için dilim tabanındaki makaslama kuvvetinin ( $S$ ) belirlenmesi gerektiğinden, birkaç malzeme sınırı ve kompleks boşluk suyu basıncı dağılımları içeren görece karmaşık şevlerde yöntem de karmaşık hale gelmektedir. Ayrıca sürtünmeli malzemelerde ( $\phi, \phi' > 0$ ), dilimlerarası yatay kuvvetlerin dilim kenar sınırları boyunca hangi oranda dağıtılacağı hakkında da ek varsayımlar yapılması gerekmektedir. Bunlara ek olarak, makaslama dayanımlarının efektif gerilmeler cinsinden temsil edildiği durumlarda dilim sınırları boyunca oluşacak boşluk suyu basınçlarının da göz önünde bulundurulması gerekmektedir. Söz konusu bu koşullar yöntemin karmaşık şev stabilitesi analizlerinde pratik olarak kullanımını kısıtlamaktadır.

### 3.3. Makaslama Dayanımı Azaltımı Yöntemi

Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi, limit denge yönteminin aksine dilim kuvvetleri veya kayma yüzeyi ile ilgili varsayımlar gerektirmeyen, gerilme-birim deformasyon ilişkilerini dikkate alan ve deformasyonlar hakkında da bilgi sağlayan gelişmiş bir sayısal şev stabilitesi analiz yöntemidir. Yöntem hem sonlu elemanlar hem de ayırık elemanlar esaslı sayısal analizlerde kullanılabilir. Elasto-plastik bünye modeli ilişkilerini kullanan yöntemin en yaygın varsayımı ise malzemenin elastik-mükemmel plastik davranış göstermesidir.

Ayrık elemanlar yöntemi, süreksizlik veya süreksizlikler içeren kaya malzemelerinin davranışlarını simüle etmek için kullanılan gelişmiş bir sayısal analiz yöntemidir. Ayrık elemanlar yönteminde incelenecek geometri ayırık bloklar bütünü olarak oluşturulur, bloklar arasındaki sınır koşulları ise süreksizlik olarak tanımlanır. Oluşturulan bloklar litolojik malzemeleri temsil etmekte ve incelenen malzemenin davranışına göre farklı bünye modelleri kullanılarak tanımlanabilmektedir. Bloklar arasındaki sınır koşulları olarak tanımlanan süreksizlikler için ise ayrı ayrı veya tüm süreksizlik setine uygulanacak

şekilde süreksizlik özellikleri tanımlanabilir. Süreksizlikler boyunca oluşabilecek yüksek mertebede deplasmanların ve blokların dönme hareketinin modellenebilmesi nedeniyle ayırık elemanlar yöntemi ile karmaşık geometrilerin ve doğrusal olmayan bünye modellerinin sayısal analizi mümkün olmaktadır.

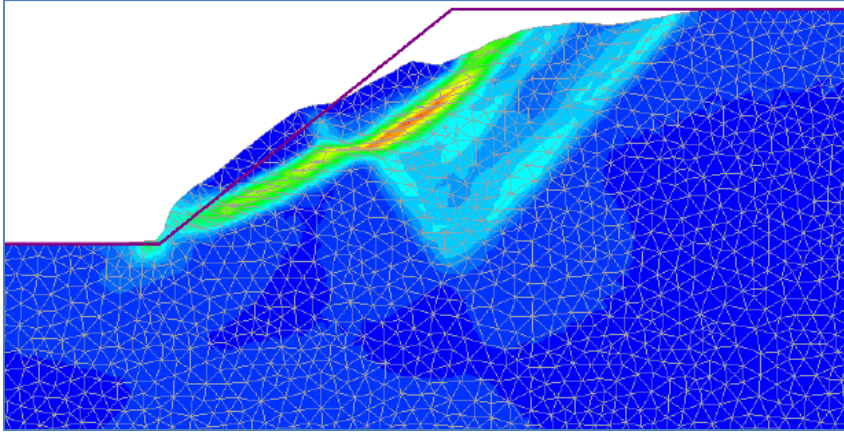
Sonlu elemanlar yönteminde ise incelenen geometri sonlu eleman adı verilen, birbirine düğüm noktaları ile bağlı çok sayıda basit ve küçük alt bölgelere bölünerek çözüm yapılmaktadır. Sonlu elemanlar arasındaki gerilme ve deformasyon aktarımları ise kısmi diferansiyel denklemler kullanılarak sağlanmaktadır. Gerilme ve birim deformasyon değişimlerini dikkate alması, gelişmiş malzeme bünye modellerinin ve sınır koşullarının tanımlanabilmesi nedeniyle karmaşık ve çok aşamalı mühendislik problemleri sonlu elemanlar yöntemi ile kolay ve hızlı bir şekilde analiz edilebilmektedir.

Zienkiewicz ve diğerleri [92] 1975 yılında sonlu elemanlar analizleri için şev duraylılık koşulunu ifade eden güvenlik katsayısı kavramıyla aynı yaklaşıma sahip olan makaslama dayanımı azaltım metodunu geliştirmişlerdir. Bu tarihten sonra makaslama dayanımı azaltımı yönteminin farklı yaklaşımları sayısal analiz yöntemleri için uygulanmıştır.

Sayısal analiz yöntemlerinde yenilmenin tanımlanması için farklı araştırmacılar farklı kavramlar önermişlerdir. Duncan ve Dunlop [93] sonlu elemanlar analizlerinde olası yenilme yüzeyi boyunca hesaplanan gerilmelerin güvenlik katsayısının hesaplanmasında doğrudan kullanıldığı limit makaslama kavramını geliştirmişlerdir. Bu kavrama göre güvenlik katsayısı, limit denge analizlerine benzer bir şekilde yenilme yüzeyi boyunca oluşacak makaslama dayanımının sonlu elemanlar analizleriyle hesaplanan gerilmelerin oranı olarak ifade edilmektedir. Snitbhan ve Chen [94] yenilmenin şev yüzeyinde gerçekleşen yatay deplasmanlar ile tanımlandığı şev çizginin şişmesi kavramını önermişlerdir. Bu yaklaşıma göre şev yüzeyinde gerçekleşecek yatay deplasmanlar için bir maksimum izin verilebilir değer tanımlanmakta ve yatay deplasmanların bu sınırı aşması durumunda şevin yenildiği kabul edilmektedir. Zienkiewicz [95] ise sayısal analiz modeli çözümünün belirlenen sayıda iterasyon sonucunda istenilen tolerans değerine ulaşmaması, hiçbir gerilme dağılımının yenilme kriterini sağlamaması veya sayısal analiz modellerindeki düğümsel elemanlarda deplasmanlardaki hızlı artışı çözümün yakınsamaması kavramı olarak tanımlanmıştır.

Makaslama dayanımı azaltımı yönteminde öncelikle şevi oluşturan malzemelerin makaslama dayanımları bir faktör kadar düşürülür, ardından şev modeli çözülür. Model çözümünün analizlerde belirtilen tolerans sınırları içerisinde sonuca yakınsaması halinde malzemelerin makaslama dayanımları daha fazla düşürülerek model yeniden çözülür. Bu işlem model çözümünün sonuca yakınsamadığı ana kadar tekrarlanır. Model çözümünün sonuca yakınsamadığı durum şevin yenilmiş olduğunu ifade etmektedir. Şev yenilmesinin gerçekleştiği durumdaki makaslama dayanımı azaltımı faktörü ise limit denge analizlerinde ifade edilen güvenlik katsayısını temsil etmektedir.

Makaslama dayanımı yöntemi kullanılarak gerçekleştirilmiş bir sonlu elemanlar modeli çözümü, deforme olmuş sonlu elemanlar ağları ve toplam deplasman konturları ile birlikte temsili olarak Şekil 3.20’de verilmiştir.



Şekil 3.20. Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile gerçekleştirilmiş temsili sonlu elemanlar analizi

### 3.3.1. Mohr-Coulomb yenilme kriterine göre makaslama dayanımı azaltımı yöntemi

Şevi oluşturan malzemenin Mohr-Coulomb yenilme kriterine göre tanımlandığı durumlarda, kriter için tanımlanmış makaslama dayanım parametreleri olan kohezyon ( $c$ ) ve içsel sürtünme açısı ( $\phi$ ) bir “ $F$ ” faktörü kadar azaltılacaktır. Buna göre efektif gerilmeler cinsinden azaltılmış makaslama dayanım parametreleri şu şekilde ifade edilebilir;

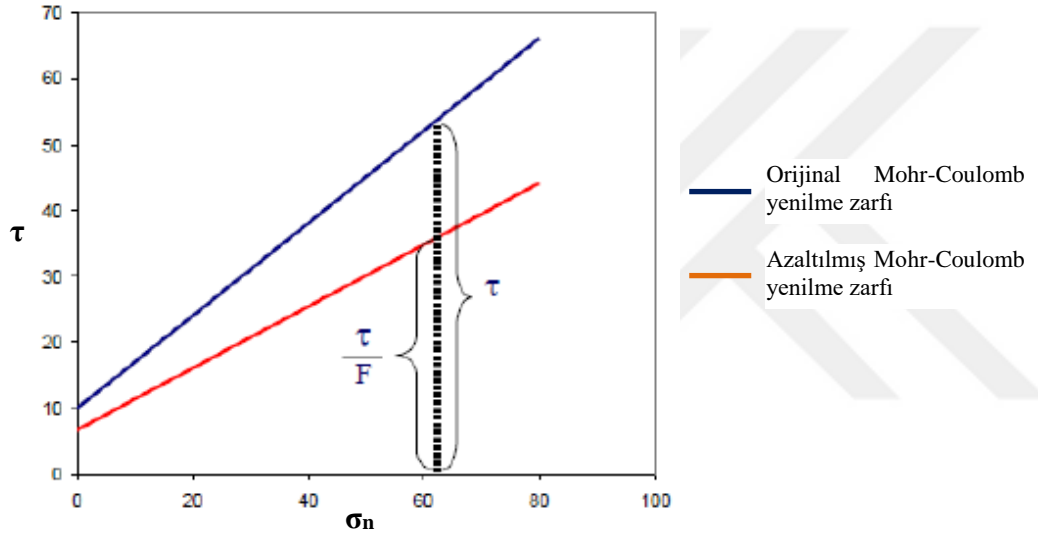
$$c'_{red} = \frac{c}{F} \quad (44)$$

$$\phi'_{red} = \arctan\left(\frac{\tan\phi}{F}\right) \quad (45)$$

Burada,  $c'_{red} = F$  faktörü kadar azaltılmış kohezyon,  $\phi'_{red} = F$  faktörü kadar azaltılmış içsel sürtünme açısı değerini ifade etmektedir. Buna göre efektif gerilmeler cinsinden azaltılmış Mohr-Coulomb makaslama dayanımı eşitliği şu şekilde ifade edilir;

$$\tau_{red} = c_{red} + \sigma' \tan \phi'_{red} \quad (46)$$

Burada,  $\tau_{red}$  azaltılmış makaslama dayanımını temsil etmektedir. Orijinal Mohr-Coulomb ve azaltılmış Mohr-Coulomb yenilme zarflarına ait temsili normal-makaslama gerilme grafiği Şekil 3.21'de sunulmuştur.



Şekil 3.21. Temsili orijinal ve azaltılmış Mohr-Coulomb yenilme zarfları

### 3.3.2. Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriterine göre makaslama dayanımı azaltımı yöntemi

Literatürde, makaslama dayanımı yöntemi kullanılarak şev stabilitesi analizleri genel olarak Mohr-Coulomb yenilme kriteri ile sınırlı kalmaktadır. Ancak, kaya kütleleri için en yaygın olarak kullanılan dayanım modeli Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteridir. Shukra ve Baker [96] makaslama dayanımı azaltımı yönteminin doğrusal olmayan dayanım zarfları için kullanılabilirliğini incelemiştir. Hammah ve diğerleri [97] ise Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteri için kullanılacak bir makaslama dayanımı azaltımı yaklaşımı geliştirmişlerdir. Araştırmacılara göre Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteri için makaslama dayanımı analiz adımları şu şekilde sıralanır;

- i) Makaslama dayanımı zarfı bir  $F$  faktörü kadar azaltılır
- ii) Azaltılmış zarfa karşılık gelen yeni dayanım modeli parametreleri belirlenir
- iii) Yeni parametreler geleneksel sayısal elasto-plastik analizlerde kullanılır

Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriterinin bir  $F$  faktörü kadar azaltılması için Eş. 18'de verilen makaslama dayanımı eşitliği  $F$  faktörüne bölünür. Bu durumda, azaltılmış yeni Genelleştirilmiş Hoek-Brown dayanım kriteri eşitliği şu şekilde ifade edilir;

$$\tau_{red} = \frac{\tau_{orig}}{F} = (\sigma_1 - \sigma_3) \frac{\sqrt{1 + am_b^{red} \left( m_b^{red} \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}^{red}} + s^{red} \right)^{a^{red}-1}}}{2 + am_b^{red} \left( m_b^{red} \frac{\sigma_3}{\sigma_{ci}^{red}} + s^{red} \right)^{a^{red}-1}} \quad (47)$$

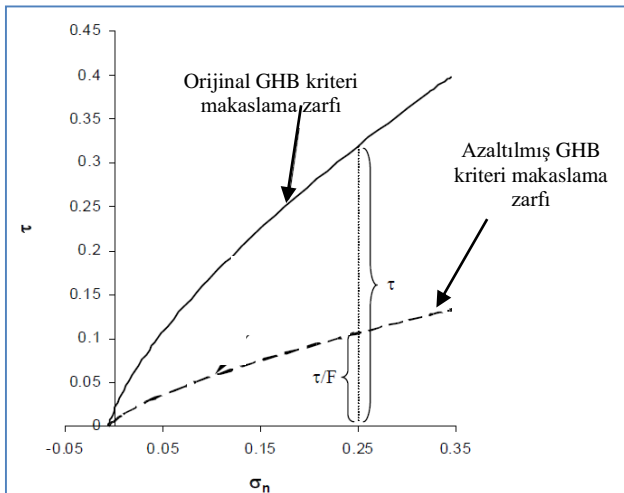
Burada,

$\tau_{red} = F$  faktörü kadar azaltılmış makaslama zarfı

$\tau_{orig}$  = orijinal makaslama zarfı

$\sigma_{ci}^{red}, m_b^{red}, s^{red}, a^{red}$  azaltılmış Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteri parametreleri

Eş. 3'de verilen  $\sigma_1$  eşitliği Eş. 47'de yerine yazılarak azaltılmış Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteri parametreleri ve Eş. 17'de verilen normal gerime ( $\sigma_n$ ), belirtilmiş olan bir en düşük asal gerilme ( $\sigma_3$ ) için hesaplanabilir. Genelleştirilmiş Hoek-Brown kriteri için  $F$  faktörü kadar azaltılmış makaslama zarfının temsili geometrik gösterimi ise Şekil 3.22'de sunulmuştur.

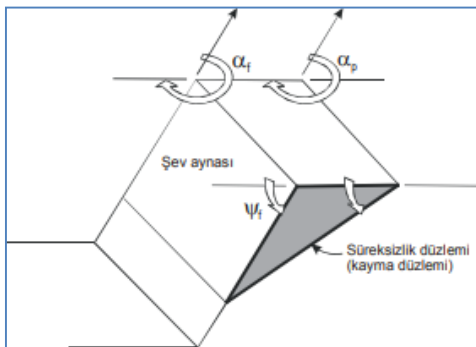


Şekil 3.22. Temsili orijinal ve azaltılmış Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme zarfı [97]

### 3.4. Kinematik Analizler

Kaya şevlerinin duraylılığının değerlendirilmesi için en yaygın olarak kullanılan yöntemlerden biri kinematik analiz yöntemidir. Kinematik analizlerde, şev duraysızlığına neden olabilecek süreksizlikler gibi yapısal elemanların yönelim verileri stereonet yardımıyla ve 2 boyutlu projeksiyon tekniği ile değerlendirilerek yapısal elemanlar kaynaklı bir şev duraysızlığı problemi için ön değerlendirme yapılır. Kinematik analiz yöntemleri süreksizliklerin sayısına ve yönelimlerine bağlı olarak; i) düzlemsel kayma, ii) kama tipi kayma ve iii) devrilme olmak üzere 3 ana mekanizma olarak ayrılır. Bu çalışma kapsamında herhangi bir kinematik analiz gerçekleştirilmemiş olmasına rağmen, çalışma içerisinde sunulmuş olan eğim şevlerinin kinematik olarak değerlendirilemeyeceği belirtilmiştir. Bu nedenle, söz konusu eğim şevlerinin olası bir düzlemsel kayma mekanizması için kinematik olarak değerlendirilememesinin açıklanması amacıyla düzlemsel kayma koşullarına kısaca değinilecektir.

Düzlemsel kayma tipi yenilmenin gerçekleşebilmesi için 2 ana koşulun sağlanması gerekmektedir. Bunlardan ilki şevin eğim açısının süreksizliğin eğim açısından büyük olması, süreksizliğin eğim açısının da süreksizlik yüzeyindeki içsel sürtünme açısı değerinden büyük olması koşuludur. Şevin eğim açısının süreksizliğin eğim açısından büyük olmadığı durumlarda süreksizlik şev yüzeyini kesmeyecek, bir başka deyişle süreksizlik şev yüzeyinde günlenmeyecek, bu nedenle kinematik olarak düzlemsel kaymanın gerçekleşmesi mümkün olmayacaktır. Düzlemsel kayma tipi yenilmenin gerçekleşebilmesi için gerekli diğer ana koşul ise süreksizliğin eğim yönünün şevin eğim yönü ile  $\pm 20$  derece sınırları arasında kalma koşuludur. Bu iki koşulun temsili geometrik (Şekil 3.23) ve matematiksel gösterimi aşağıda sunulmuştur.



Şekil 3.23. Düzlemsel kayma mekanizmasının temsili geometrik gösterimi [33]

Düzlemsel kayma koşulları;

i)  $\psi_f > \psi_p > \phi$

ii)  $\alpha_p = \alpha_f \pm 20$

Burada,

$\psi_f$  = şevin eğim açısı

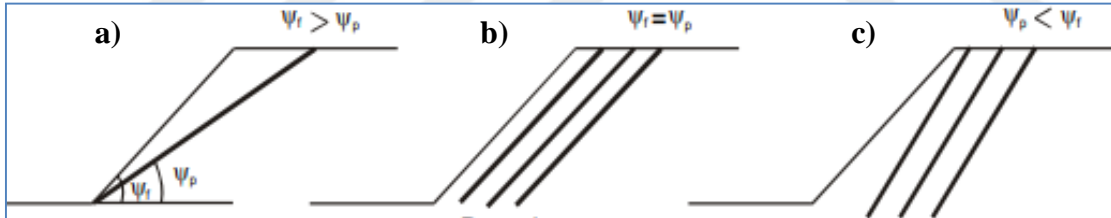
$\psi_p$  = süreksizliğin eğim açısı

$\phi$  = süreksizlik içsel sürtünme açısı

$\alpha_f$  = şevin eğim yönü

$\alpha_p$  = süreksizliğin eğim yönü

Düzlemsel kaymanın gerçekleşebilmesi için gerekli ilk koşulun geometrik gösterimi ise Şekil 3.24'te sunulmuştur. Buna göre, eğim şevlerinde ana süreksizlik veya eklem takımının eğimi şev eğimi ile aynı olduğundan dolayı süreksizlik günlenmez, bu nedenle eğim şevlerinde düzlemsel kayma tipi duraysızlık beklenmez.



Şekil 3.24. Düzlemsel kaymanın gerçekleşebilmesi için gereken ilk koşulun temsili geometrik gösterimi; a) duraysız, b) duraylı, c) duraylı [33]



#### 4. LİMİT DENGE ANALİZLERİ VE SAYISAL ANALİZLERİN GERÇEKLEŞTİRİLMESİ

Limit denge analizleri hem kritik kayma düzleminin hem de incelenen şev geometrisi için güvenlik katsayısının belirlenmesi amacıyla dünya çapında son derece yaygın şekilde kullanılmaktadır. Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi ile birlikte sayısal analizler ise gerilme-birim deformasyon ilişkilerini dikkate alması ve deformasyonlar hakkında da bilgi sağlaması nedeniyle kabul görmüş ve kullanımı yaygınlaşmıştır. Şev duraysızlığı problemlerinin araştırılmasında iki yaklaşım da kullanılmakta ve farklı geometriler için sonuçları sıklıkla karşılaştırılmaktadır.

Bu tez çalışması kapsamında iki boyutlu limit denge analizleri ve makaslama dayanımı azaltımı yöntemi yardımıyla sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Limit denge analizleri Kanada merkezli Rocscience firmasının 2 boyutlu limit denge esaslı şev stabilitesi yazılımı olan *Slide2 2018* [5] yazılımı kullanılarak, sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler yine Rocscience firmasının 2 boyutlu sonlu elemanlar yazılımı *RS2 2019* [6] kullanılarak, ayırık elemanlar esaslı sayısal analizler ise Amerika Birleşik Devletleri merkezli Itasca firmasının 2 boyutlu UDEC v4.0 [7] yazılımı kullanılarak gerçekleştirilmiştir.

Çalışma kapsamında bir adet hipotetik problem ile iki adet vaka analizi geometrisi kullanılmıştır. Şev geometrileri hem farklı araştırmacıların önermiş olduğu limit denge yöntemleri ile hem de sayısal yöntemler ile incelenmiştir. Ayrıca bir vaka analizinde, referans kaynakta belirtildiği üzere depremlerin yarattığı sismik ivmelerin etkilerinin değerlendirilmesi amacıyla pseudo-statik analizler gerçekleştirilmiştir.

Çalışma kapsamında hipotetik problem için 8 adet limit denge ve 1 sonlu elemanlar analizi, iki adet vaka analizi için ise 54 adet limit denge, 6 adet sonlu elemanlar analizi ve 2 adet ayırık elemanlar analizi olmak üzere 62 adet şev stabilitesi analizi gerçekleştirilmiştir. İncelenen 3 adet şev geometrisi için toplam 71 adet şev stabilitesi analizi gerçekleştirilmiştir.

Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizmasının incelendiği vaka analizinde önceden belirlenmiş kayma yüzeyi için güvenlik katsayısı hesaplanmış ve farklı yöntemler kullanılarak belirlenen güvenlik katsayıları karşılaştırılmıştır. Kısmen

süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizmasında ise yenilmenin süreksizlik yüzeyinin takip edip şev topoğunda makaslama yenilmesi şeklinde gerçekleşeceği durum için en kritik güvenlik katsayısı belirlenmeye çalışılmıştır. Çalışma kapsamında incelenen diğer şev geometrilerinde ise farklı yöntemler ile en düşük güvenlik katsayısı ve yenilme mekanizması belirlenmeye çalışılmış, sonuçlar karşılaştırılmıştır.

Tez çalışması kapsamında gerçekleştirilen limit denge analizlerinde süreksizlik kontrollü kaya veya ayrılmış kaya şevleri inceleneceğinden dolayı problemin doğası gereği kayma yüzeyinin dairesel olmayacağı varsayılmıştır. Dairesel olmayan kayma yüzeylerinin araştırılması için *Slide2 2018* [5] yazılımı içerisinde bulunan ve gelişmiş bir sezgisel yüzey arama yöntemi olan “cuckoo search” seçeneğinden yararlanılmıştır. Limit denge analizlerinde Bishop, Morgenstern-Price, Spencer, Düzeltilmiş Janbu (bu tez çalışması kapsamından bundan sonra Janbu-C olarak anılacaktır), Sarma ve Sarma-NV yöntemi kullanılmıştır.

Limit denge analizleri Bishop, Morgenstern-Price, Spencer, Janbu-C ve Sarma yöntemleri için dilim sayıları sabit ve 50 dilim olarak gerçekleştirilmiştir. Sarma-NV yöntemi için ise düşey olmayan dilimlerin sayısının limit denge analizlerine etkisinin değerlendirilmesi amacıyla dilim sayıları farklı sayılarda seçilmiştir. Güvenlik katsayısının hesaplanması aşamasında gerçekleştirilecek maksimum iterasyon sayısı tüm yöntemler için sabit ve 75 olarak belirlenmiştir. İterasyonların yakınsaması için gereken tolerans değeri ise Bishop, Morgenstern-Price, Spencer ve Janbu-C yöntemleri için 0.005 olarak, Sarma-NV yöntemi için ise *Slide2 2018* [5] yazılımının bu yöntem için sınırlamaları nedeniyle 0.0001 olarak kullanılmıştır. Morgenstern-Price yöntemi için gereken dilimler arası kuvvet fonksiyonu ise yarım-sinüs olarak seçilmiştir.

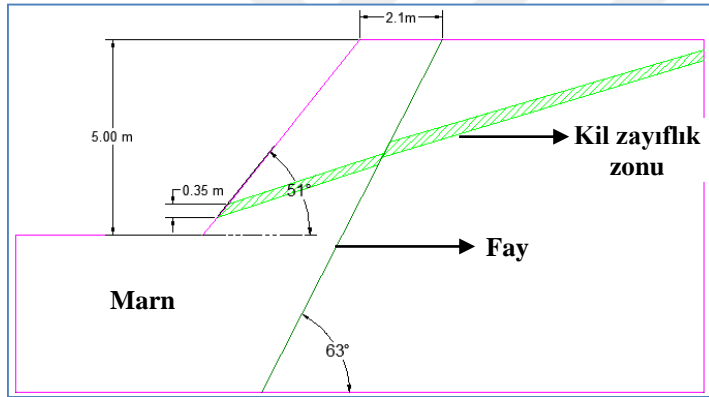
Sayısal analizlerde ise çözümün yakınsaması için gereken maksimum iterasyon sayısı 500 olarak belirlenmiştir. İterasyonların yakınsaması için gereken tolerans değeri tüm analizler için 0.001 olarak kullanılmıştır. Makaslama dayanımı azaltımı yönteminde her bir adımda kullanılacak dayanım azaltım faktörü için tolerans değeri ise 0.01 olarak seçilmiştir. Süreksizlikler ve düzlemsel yapılar için elastisite modülü ve Poisson oranı tanımlanması gereken durumlarda ise Griffiths ve Lane [16]’in önerdiği şekilde Poisson oranı ( $\nu$ ) 0.3, Young Modülü ( $E$ ) ise 10000 kPa olarak varsayılmıştır. Tüm sayısal analiz modellerinde sükunetteki toprak basıncı  $K_0 = 0.5$  olarak kabul edilmiştir.

Çalışma kapsamında incelenen şevleri oluşturan zemin ve kaya malzemeleri için Mohr-Columb ve Genelleştirilmiş Hoek-Brown yenilme kriterleri kullanılmıştır. Hipotetik problemde tanımlanmış olan fay yüzeyinin dayanımı ise Barton-Bandis yenilme kriteri kullanılarak tanımlanmıştır.

## 4.1. Analizler

### 4.1.1. Hipotetik geometri

Yüksek devamlılıklı bir süreksizlik düzlemi ve görece düşük dayanımlı kil zayıflık zonu içeren, marn biriminden oluşan bir şev geometrisinin limit denge ve sonlu elemanlar yöntemleriyle şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilmiştir. Söz konusu şevin temsili geometrisi Şekil 4.1’de verilmiştir.



Şekil 4.1. Fay ve kil zayıflık zonu içeren hipotetik şevin geometrisi

Şekil 4.1’de sunulmuş olan şev geometrisini oluşturan marn ve kil birimleri için limit denge ve sayısal analizlerde kullanılan malzeme parametreleri Çizelge 4.1’de, fay düzlemi için Barton-Bandis ölçütü girdi parametreleri ise Çizelge 4.2’de verilmiştir.

Çizelge 4.1. Marn ve kil birimlerinin malzeme parametreleri

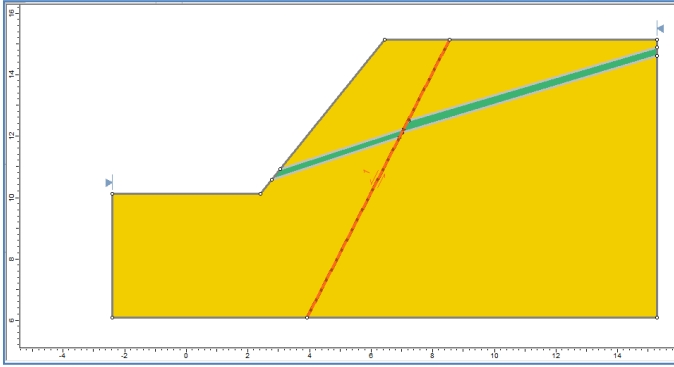
Malzeme Özelliği	Marn	Kil
Birim Hacim Ağırlık ( $kN/m^3$ )	25	18
Kohezyon ( $kPa$ )	68	4.5
İçsel Sürtünme Açısı ( $^{\circ}$ )	27	30
Poisson Oranı	0.35	0.33
Young Modülü ( $E$ ) ( $kPa$ )	75000	6500

Çizelge 4.2. Fay düzlemi için Barton-Bandis ölçütü girdi parametreleri

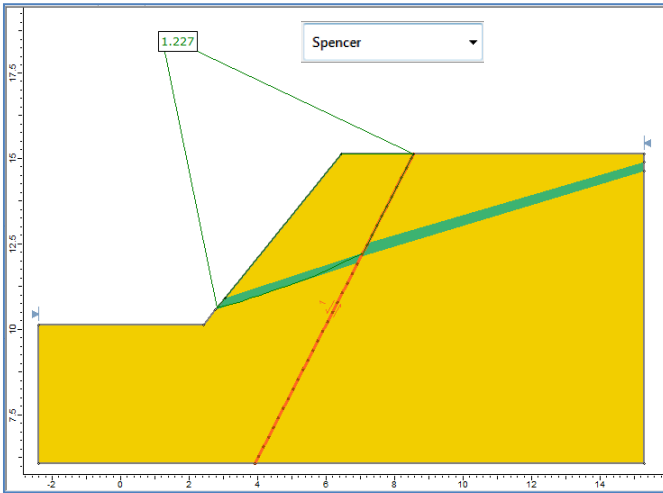
Fay Düzlemi Özelliği (Barton-Bandis)	Değer
JRC	3
JCS (kPa)	37000
$\phi_r$ (°)	22

### Limit denge analizleri

Şekil 4.1’de verilmiş olan geometri için potansiyel kayma yüzeyinin dairesel olmayacağı varsayılmış, dairesel olmayan kayma yüzeyleri için limit denge analizi gerçekleştirilmiştir. Geometrinin limit denge analiz modeli Şekil 4.2’de, Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.3’te ve farklı yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.3’te sunulmuştur.



Şekil 4.2. Fay ve kil zayıflık zonu içeren hipotetik şevin geometrisi

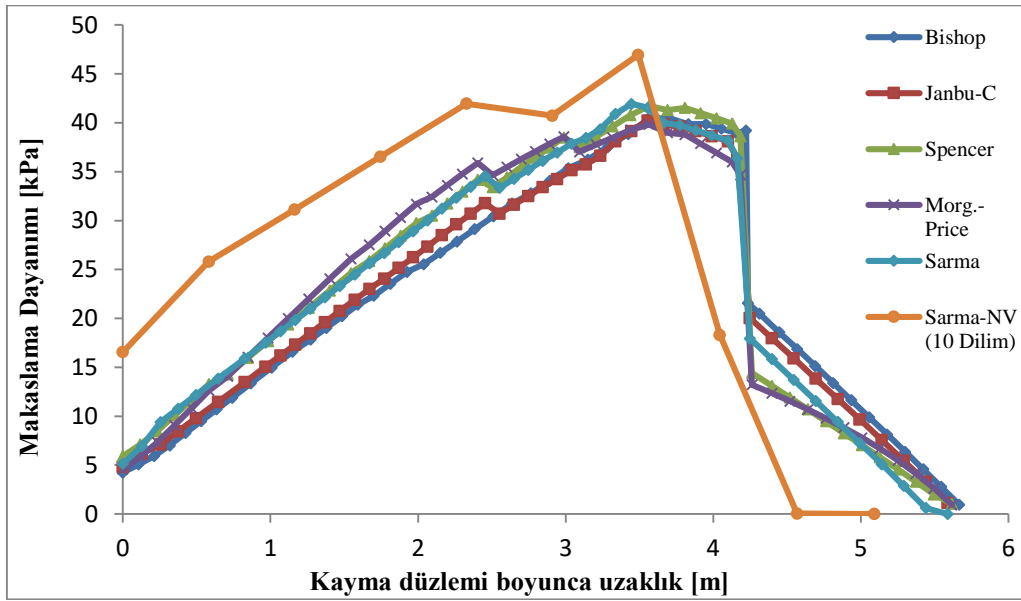


Şekil 4.3. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.3. Limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Bishop	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (2 Dilim)	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)
GK	1.14	1.16	1.22	1.23	1.21	2.03	2.15	Geçersiz

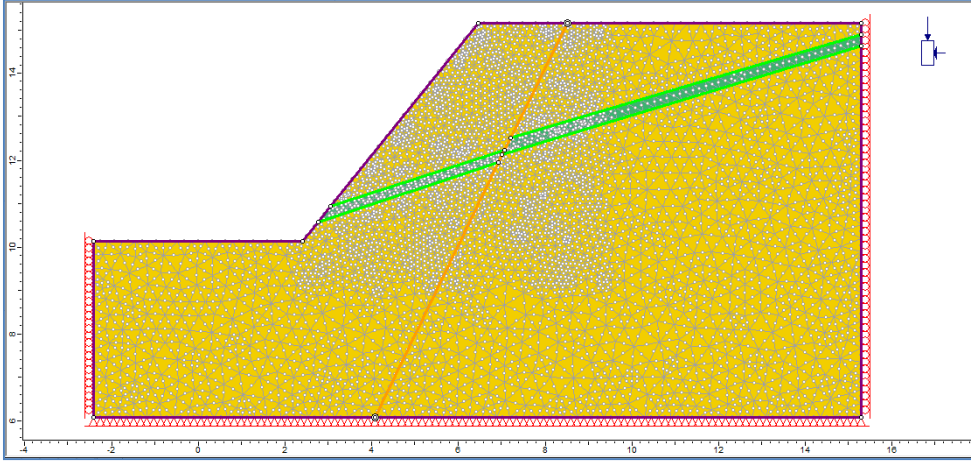
Söz konusu geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.4'te sunulmuştur.



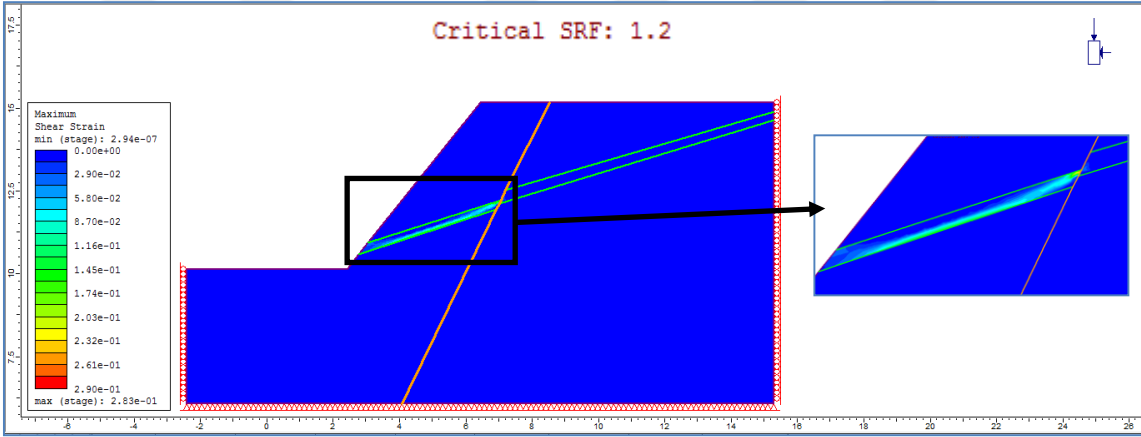
Şekil 4.4. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

#### Sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler

Şekil 4.1'de sunulmuş olan geometri için makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Sayısal analizler için kullanılan sonlu elemanlar ağı Şekil 4.5'te, maksimum makaslama birim deformasyon konturlarını da gösteren sonlu elemanlar modeli sonucu Şekil 4.6'da sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizleri sonucunda dayanım azaltım faktörü veya bir başka deyişle güvenlik katsayısı 1.2 olarak bulunmuştur.

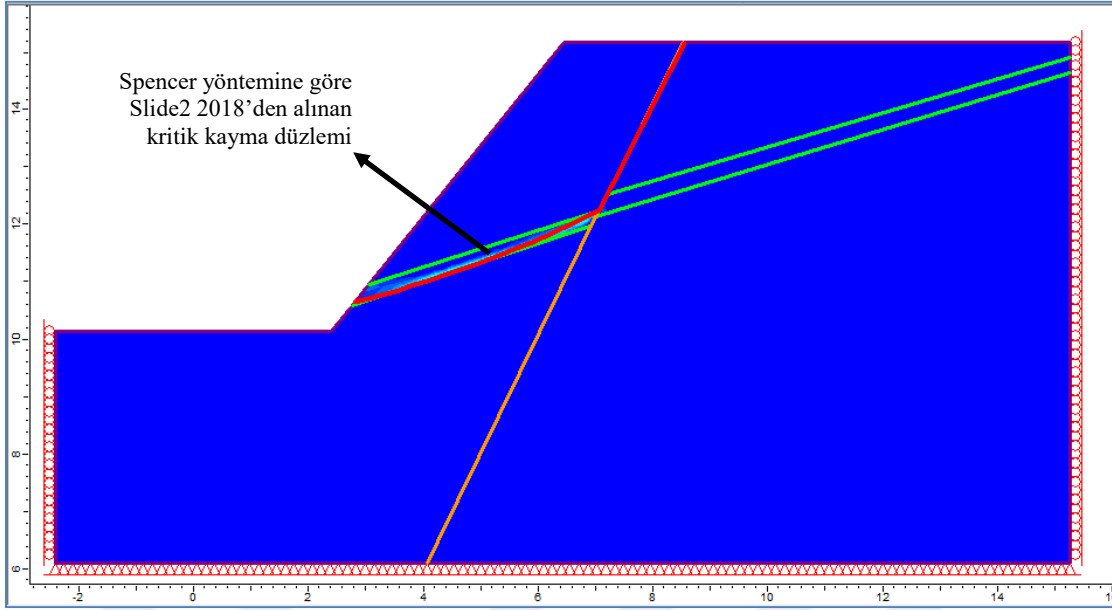


Şekil 4.5. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı

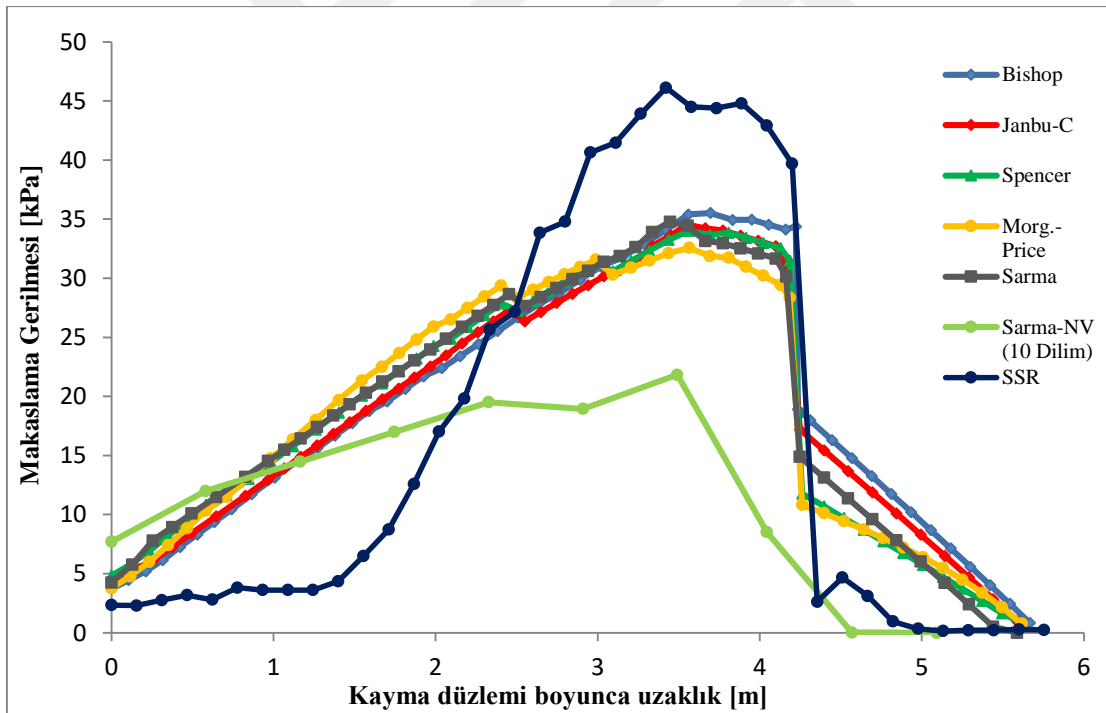


Şekil 4.6. İncelenen geometri için sonlu elemanlar analiz sonucu

İncelenen geometri için gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen yenilme mekanizmasının limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyi ile karşılaştırılması Şekil 4.7’de sunulmuştur. Bununla birlikte, sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.8’de verilmiştir.



Şekil 4.7. Yenilme mekanizmalarının karşılaştırılması

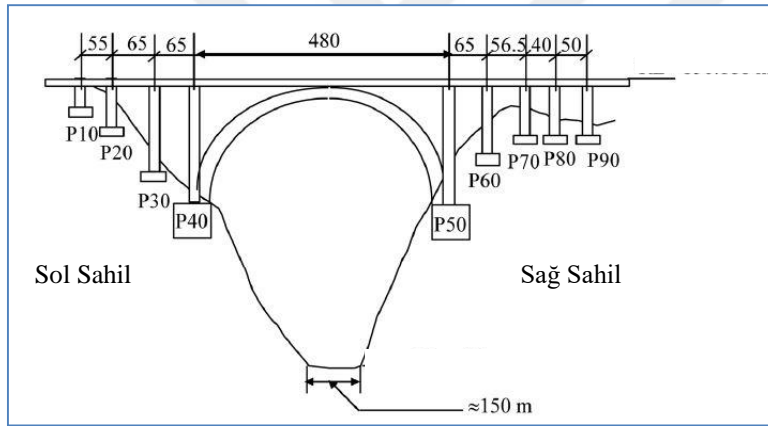


Şekil 4.8. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

#### 4.1.2. Hindistan – Jammu ve Kashmir Eyaleti Çenab Nehri sağ sahil şevi

Hindistan'ın Jammu ve Kashmir eyaletinde inşa edilmesi planlanan demiryolu hattının Çenab Nehri üzerinden geçeceği kısımda köprü yapılması planlanmaktadır. Latha ve

Garaga [98] yaptığı çalışmada, söz konusu köprünün 5 adet ayağının oturacağı sağ sahil sevi üzerinde limit denge ve sonlu farklar yöntemleri ile şev stabilitesi analizleri gerçekleştirmişlerdir. Bu tez çalışması kapsamında, araştırmacıların şev stabilitesi analizleri gerçekleştirmiş olduğu Çenab Nehri sağ sahili kesitinden yararlanılmış, geometri üzerinde hem doğal şev için hem de köprü ayaklarının inşaa edileceği durum için şev stabilitesi analizleri limit denge ve sonlu elemanlar esaslı makaslama dayanımı azaltımı yöntemleri kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar referans kaynaktaki belirtilen sonlu farklar ve limit denge şev stabilitesi analiz sonuçları ile karşılaştırılmıştır. Demiryolu köprüsünün inşaa edileceği vadinin geometrisini ve köprü ayaklarının lokasyonunu gösteren temsili kesit Şekil 4.9’da verilmiştir. Sağ sahilde inşaa edilecek köprü ayaklarının temel boyutları ve zemine uygulayacakları toplam gerilmeler ise Çizelge 4.4’te sunulmuştur.



Şekil 4.9. İnşaa edilecek demiryolu köprüsü temsili kesiti [98]

Çizelge 4.4. Köprü ayağı temel boyutları ve gerilmeleri

Köprü Ayağı No.	Temel Boyutu (m x m)	Temel Gerilmesi (kPa)
P50	28 x 36	374.86
P60	11 x 9.5	588.00
P70	11 x 6.5	409.00
P80	11 x 6.5	415.00
P90	11 x 6.5	317.00

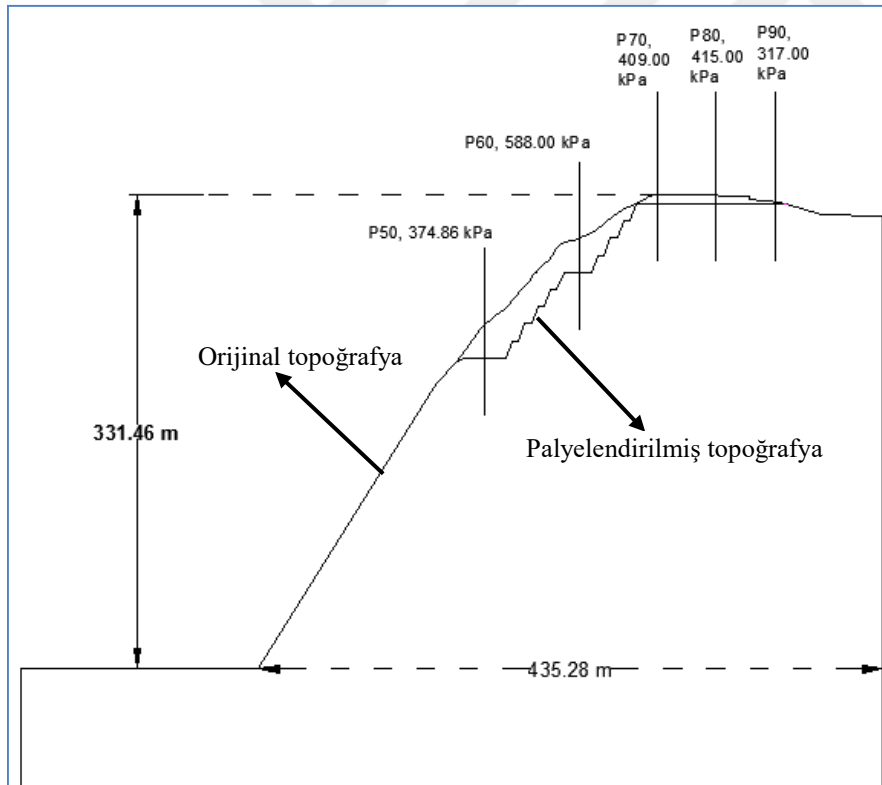
Demiryolu köprüsünün inşaa edileceği lokasyon yüksek miktarda ayrışmış dolomitik kireçtaşından oluşmaktadır. Bölgede gerçekleştirilen saha çalışmaları ve dolomitik kireçtaşı örnekleri üzerinde gerçekleştirilen laboratuvar deneyleri sonucunda elde edilen



malzeme parametreleri Çizelge 4.5'te verilmiştir. Şev stabilitesi analizlerinin gerçekleştirileceği sağ sahilin orijinal topoğrafyası ile köprü ayaklarının inşaatı için palyelendirilmiş topoğrafyası temsili olarak Şekil 4.10'da sunulmuştur. Köprü inşaatının gerçekleştirileceği vadiye ait fotoğraf ise Şekil 4.11'de verilmiştir.

Çizelge 4.5. Dolomitik kireçtaşı malzeme özellikleri

Malzeme Özelliği	Dolomitik Kireçtaşı
Birim Hacim Ağırlık ( $kN/m^3$ )	27.1
Tek Eksenli Sıkışma Dayanımı (MPa)	115
Poisson Oranı ( $\nu_i$ )	0.15
Young Modülü ( $E_i$ ) (GPa)	4.34
Hoek-Brown Parametresi " $m_b$ "	0.59
Hoek-Brown Parametresi " $s$ "	0.00127
Hoek-Brown Parametresi " $a$ "	0.5



Şekil 4.10. Sağ sahilin orijinal ve palyelendirilmiş topoğrafyası

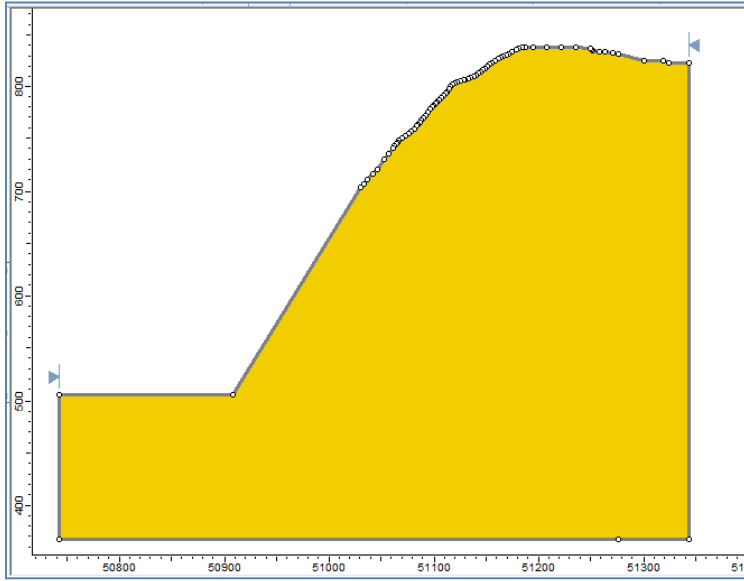


Şekil 4.11. Köprü inşaa alanını gösteren fotoğraf [98]

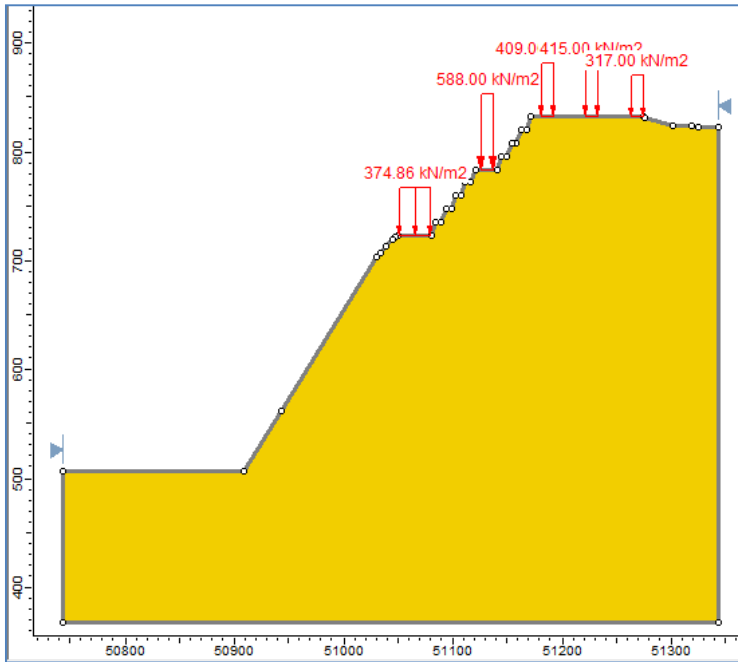
Latha ve Garaga [98] ayrıca inceleme sahasının Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği'ne [99] göre 5. Derece Deprem Bölgesi içerisinde yer aldığını belirtmişlerdir. Bu nedenle, incelenecek şevin sismik yükler altındaki duraylılığının incelenmesi amacıyla Okabe [100] ve Mononobe ve Matsuo [101]'nin önermiş olduğu pseudo-statik yaklaşım ile sismik şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilmiştir. Pseudo-statik analizler, deprem sırasındaki yer hareketlerinin şeve sabit statik yatay ve düşey yükler uygulanarak simule edilmesi şeklinde gerçekleştirilmektedir. Yenilmeye uğrayacak kütlelerin ağırlık merkezine etkiyecek yatay ve düşey sismik kuvvetler sırasıyla  $F_h$  ve  $F_v$  ile ifade edilmekte ve kütlelerin ağırlığının pseudo-statik sismik katsayılarla çarpılması ile elde edilmektedir. Yatay ve düşey sismik katsayılar sırasıyla  $k_h$  ve  $k_v$  ile temsil edilmektedir. Pseudo-statik şev stabilitesi analizlerinde düşey sismik katsayı ( $k_v$ ) hem kaydırıcı kuvvetleri hem de kaymaya karşı koyan kuvvetleri azalttığı için güvenlik katsayısı üzerinde fazla etkisi bulunmamaktadır. Bu nedenle, pseudo-statik şev stabilitesi analizlerinde  $k_v$  ihmal edilebilmektedir. Ancak, bu çalışma kapsamında gerçekleştirilecek olan analizlerde referans çalışma ile uyumlu olarak  $k_v$  dikkate alınacaktır. Stabilite analizi gerçekleştirilen alan Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği'ne [99] göre 5. Derece Deprem Bölgesi içerisinde yer aldığından dolayı  $k_h$  değerinin 0.31 olarak kabul edilmesi önerilmiştir [98]. Ayrıca,  $k_v$  değerinin de yine Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği'nin [99] önerdiği şekilde  $k_h$ 'nin 2/3'ü olarak 0.2 kabul edilebileceği belirtilmiştir [98].

### Limit denge analizleri

Şekil 4.10’da sunulmuş olan Çenab Nehri sağ sahili orijinal ve palyelendirilmiş geometrileri için hem statik hem de pseudo-statik limit denge analizleri gerçekleştirilmiştir. Orijinal geometrinin limit denge analiz modeli Şekil 4.12’de, palyelendirilmiş ve köprü ayakları modellenmiş geometrinin limit denge analiz modeli ise Şekil 4.13’te sunulmuştur.



Şekil 4.12. Sağ sahil orijinal topoğrafyası için limit denge analiz modeli

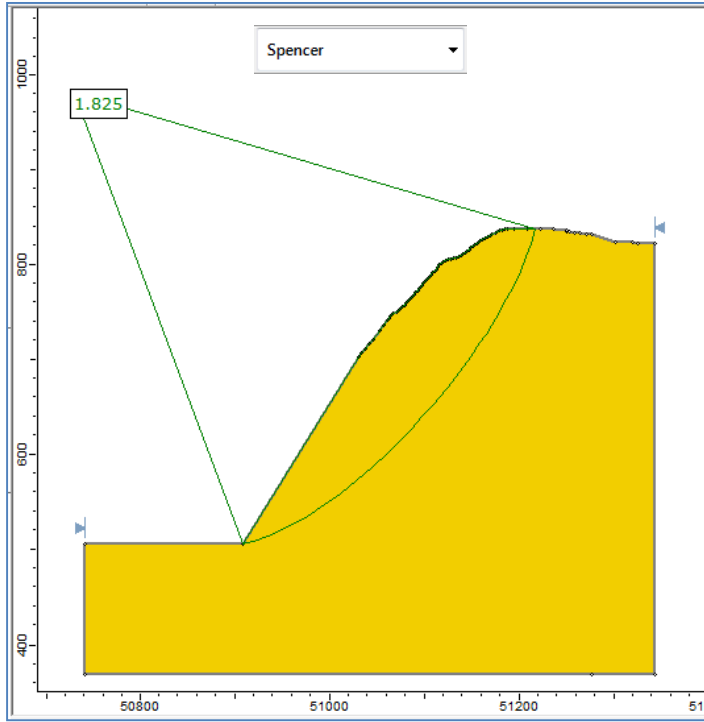


Şekil 4.13. Sağ sahil palyelendirilmiş topoğrafya için limit denge analiz modeli

## Statik analizler

### Orijinal topoğrafya

Çenab Nehri üzerinde demiryolu köprüsünün inşaa edileceği bölge için Şekil 4.12’de verilen orijinal topoğrafya modeli kullanılarak limit denge analizleri gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen analizler sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.14’te, farklı yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.6’da sunulmuştur.

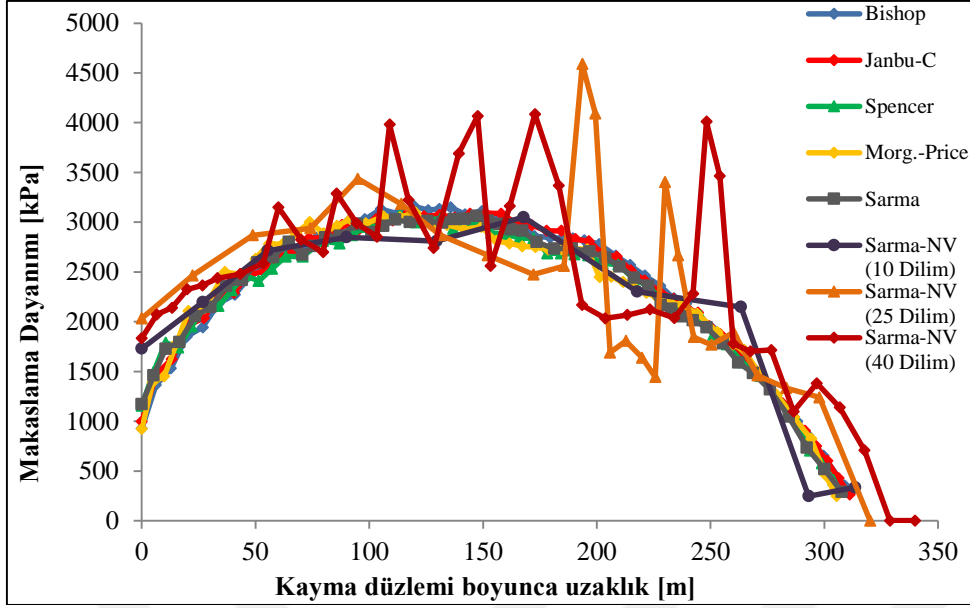


Şekil 4.14. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.6. Orijinal topoğrafya için statik limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Bishop	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	1.78	1.80	1.80	1.83	1.80	1.93	1.92	1.92

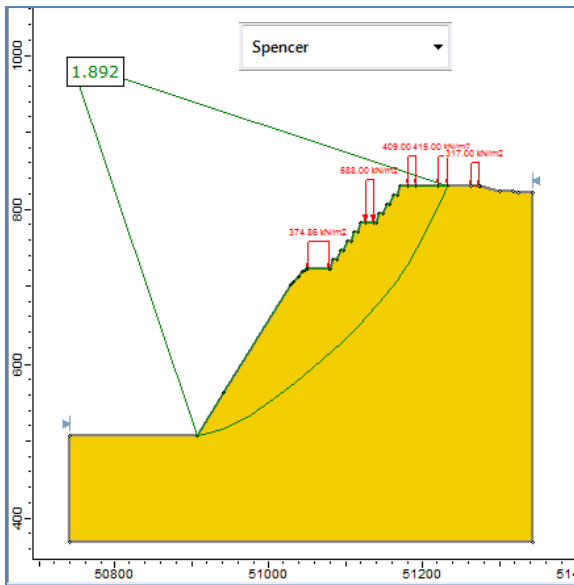
Söz konusu geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.15’te sunulmuştur.



Şekil 4.15. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

#### Palyeli topoğrafya

Çenab Nehri sağ sahili üzerinde inşaa edilmesi planlanan köprü ayaklarının teşkil edildiği durum için limit denge analizleri Şekil 4.13'te sunulan topoğrafya kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.16'da, farklı yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.7'de sunulmuştur.

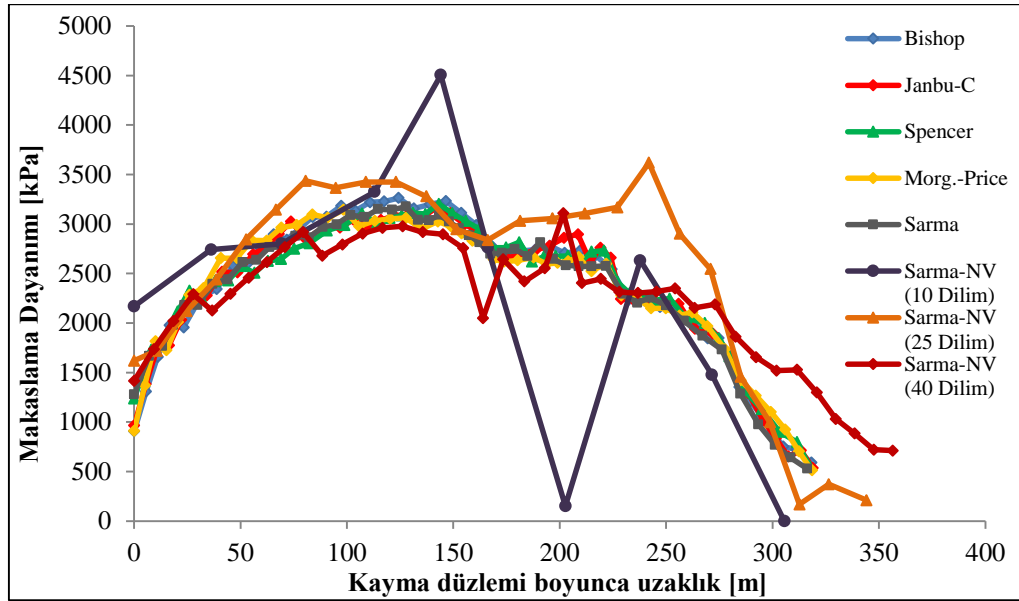


Şekil 4.16. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.7. Palyeli topoğrafya için statik limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Bishop	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	1.85	1.86	1.86	1.89	1.87	1.98	2.00	2.01

İlgili geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.17’de sunulmuştur.

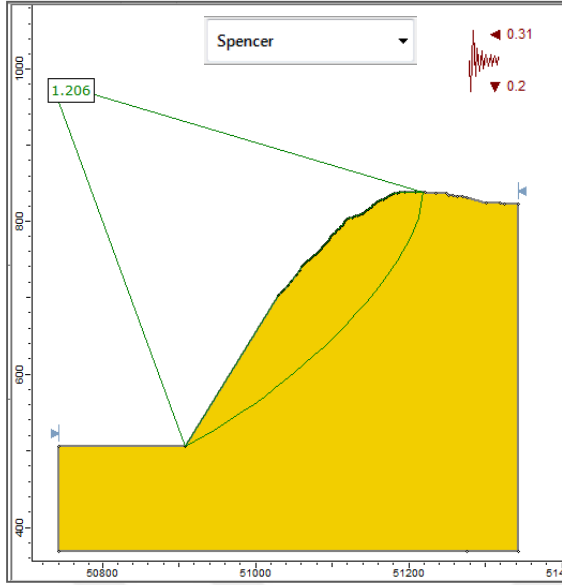


Şekil 4.17. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

### *Pseudo-statik analizler*

#### Orijinal topoğrafya

Demiryolu köprüsünün inşaa edilmesi planlanan bölge referans çalışmada da belirtildiği üzere yüksek sismik aktivitenin gözleendiği bir alanda yer almaktadır. Bu nedenle, yine referans çalışmada belirtildiği üzere Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği’nin [99] önermiş olduğu  $k_h=0.31$  ve  $k_v=0.2$  değerleri kullanılarak orijinal şev için pseudo-statik analizler gerçekleştirilmiştir. Pseudo-statik analizler sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.18’de, farklı araştırmacıların önermiş olduğu yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.8’de sunulmuştur.

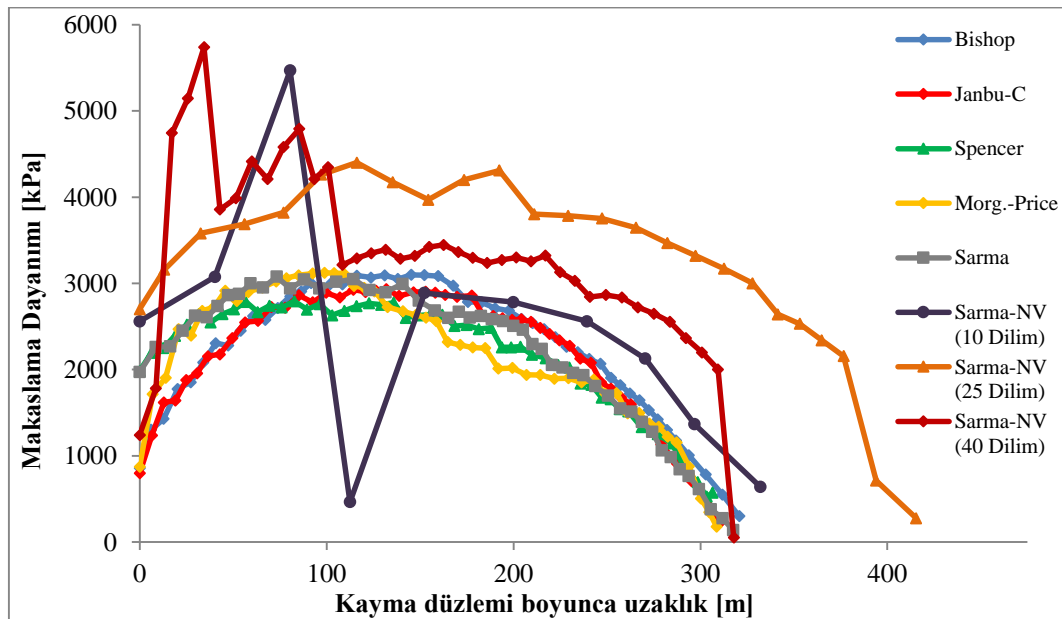


Şekil 4.18. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.8. Orijinal topoğrafya için pseudo-statik limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Bishop	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	1.19	1.13	1.17	1.21	1.19	1.36	1.31	1.41

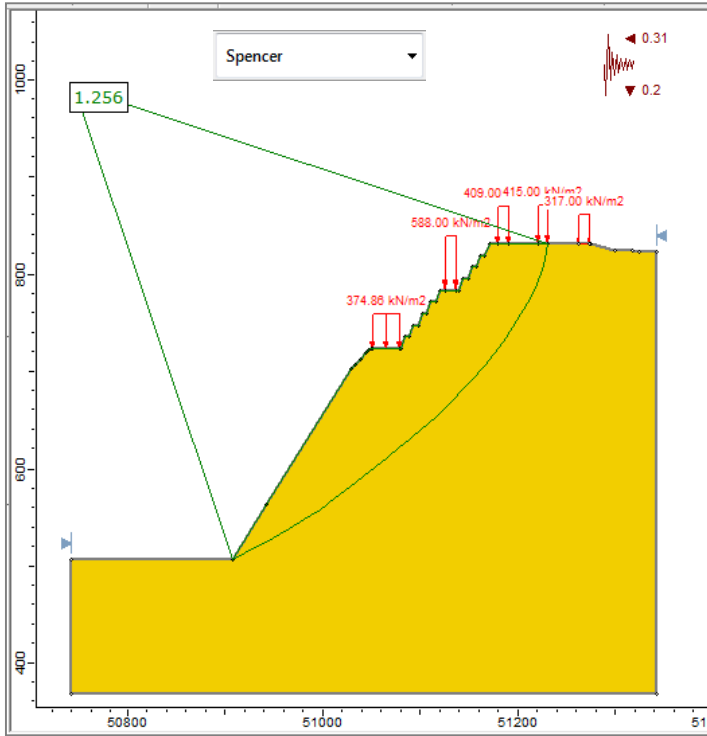
Söz konusu geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.19'da verilmiştir.



Şekil 4.19. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

### Palyeli topoğrafya

Köprü ayaklarının inşaa edildiği durum için de pseudo-statik limit denge analizleri gerçekleştirilmiştir. Palyeli şev geometrisi için gerçekleştirilen pseudo-statik analizler sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.20’de, farklı araştırmacıların önermiş olduğu yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.9’da sunulmuştur.



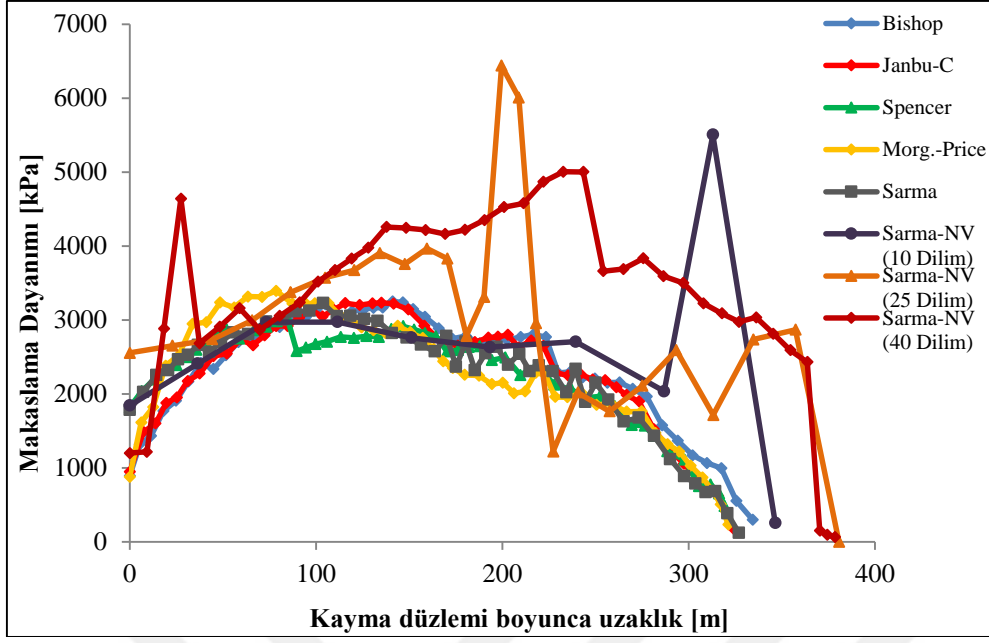
Şekil 4.20. Spencer yöntemine göre kritik kayma dairesi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.9. Palyeli topoğrafya için pseudo-statik limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Bishop	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	1.24	1.18	1.22	1.27	1.24	1.36	1.45	1.45

İlgili geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.21’de verilmiştir.

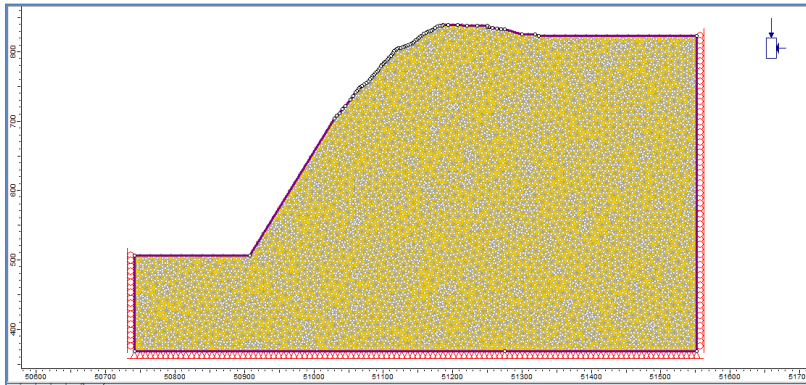




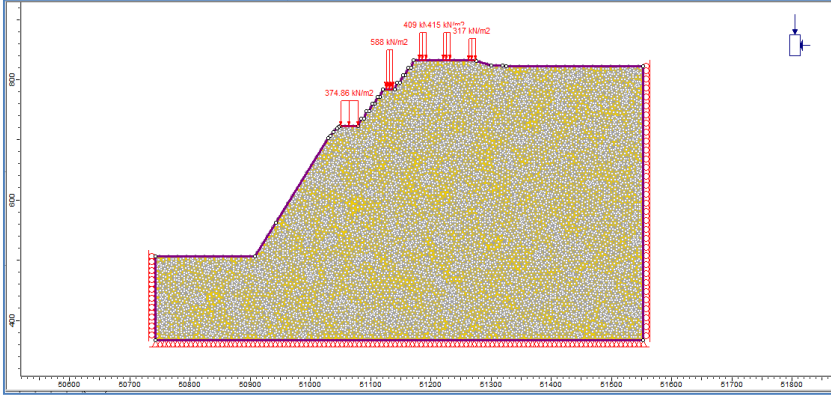
Şekil 4.21. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

#### Sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler

Planlanan demiryolu köprüsü inşaatının gerçekleştirileceği Çenab Nehri sağ sahil kesiti için şev stabilitesi analizleri hem statik hem depremlı durum için makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak da gerçekleştirilmiştir. Sonlu elemanlar analizlerinde gerilme dağılımlarının sınır koşullarından etkilenmemesi için düşey sınırlar limit denge analiz modellerine kıyasla x eksenı yönünde bir miktar uzatılmıştır. Orijinal geometri ve köprü ayaklarının inşaa edileceği palyeli geometri için gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı analizlerde kullanılan sayısal analiz modelleri ve sonlu elemanlar ağırları sırasıyla Şekil 4.22 ve Şekil 4.23'te sunulmuştur.



Şekil 4.22. Orijinal şev geometrisi için sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı

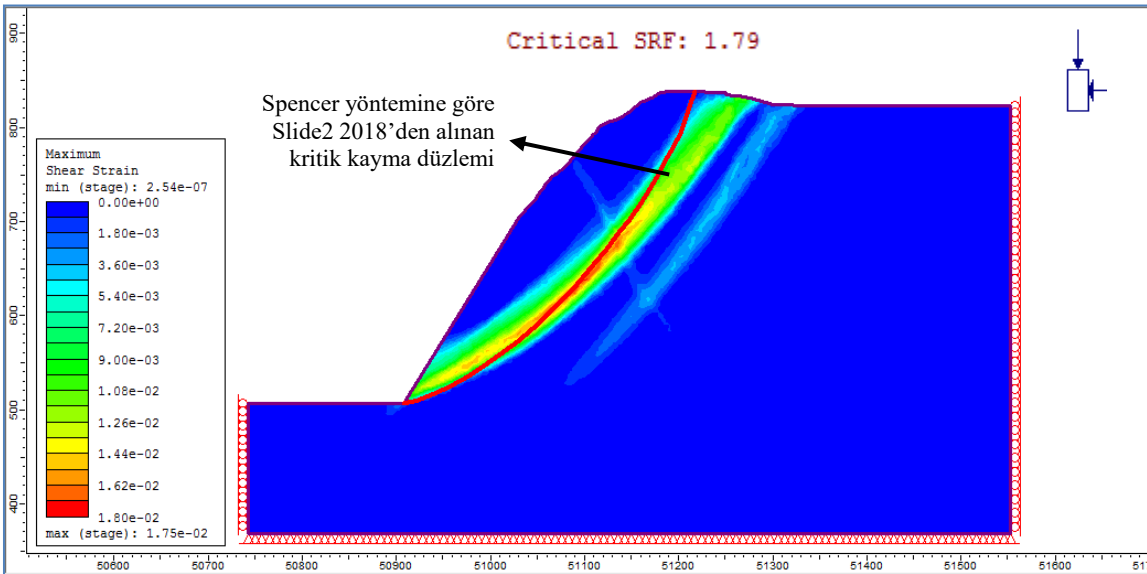


Şekil 4.23. Palyeli şev geometrisi için sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı

### Statik analizler

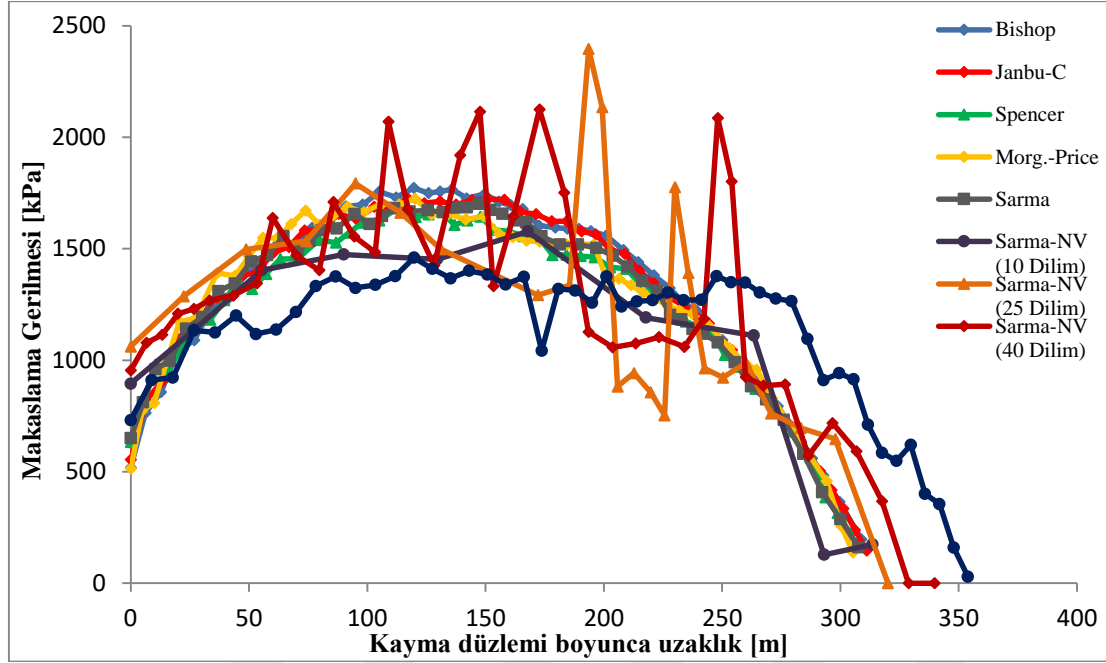
#### Orijinal topoğrafya

Şekil 4.22’de sunulmuş olan orijinal topoğrafya için maksimum makaslama birim deformasyon konturlarını da gösteren sonlu elemanlar esaslı sayısal analiz sonucu Şekil 4.24’te verilmiştir. Orijinal şev için statik durumda gerçekleştirilmiş olan limit denge analizleri sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma dairesinin, sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen yenilme mekanizması ile karşılaştırılması da yine Şekil 4.24’te sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizleri sonucunda dayanım azaltım faktörü veya bir başka deyişle güvenlik katsayısı 1.79 olarak bulunmuştur.



Şekil 4.24. Orijinal şev geometrisi için statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu

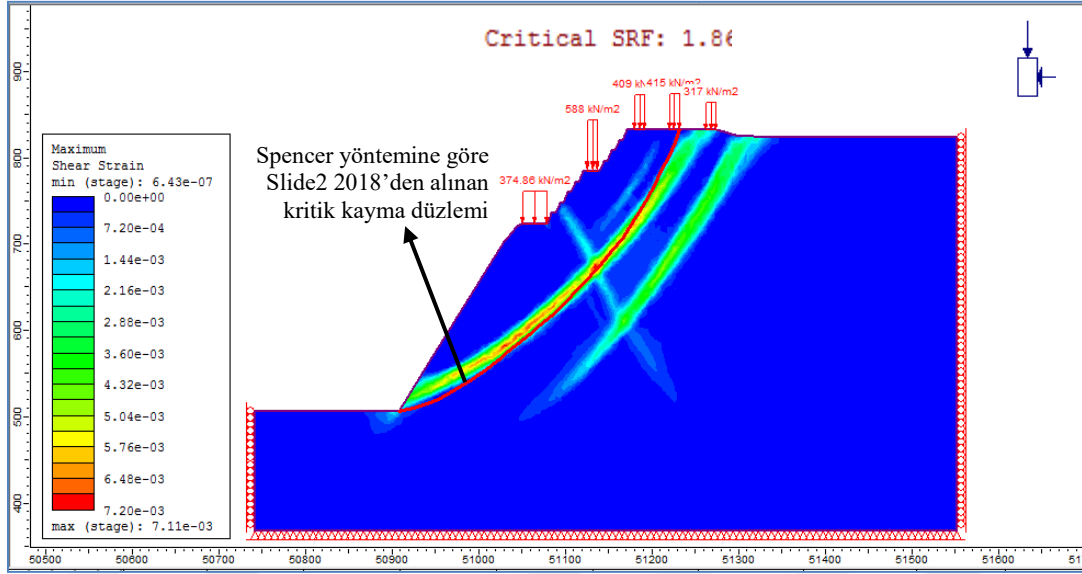
Ayrıca, sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.25'te verilmiştir.



Şekil 4.25. Orijinal şev geometrisi için statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

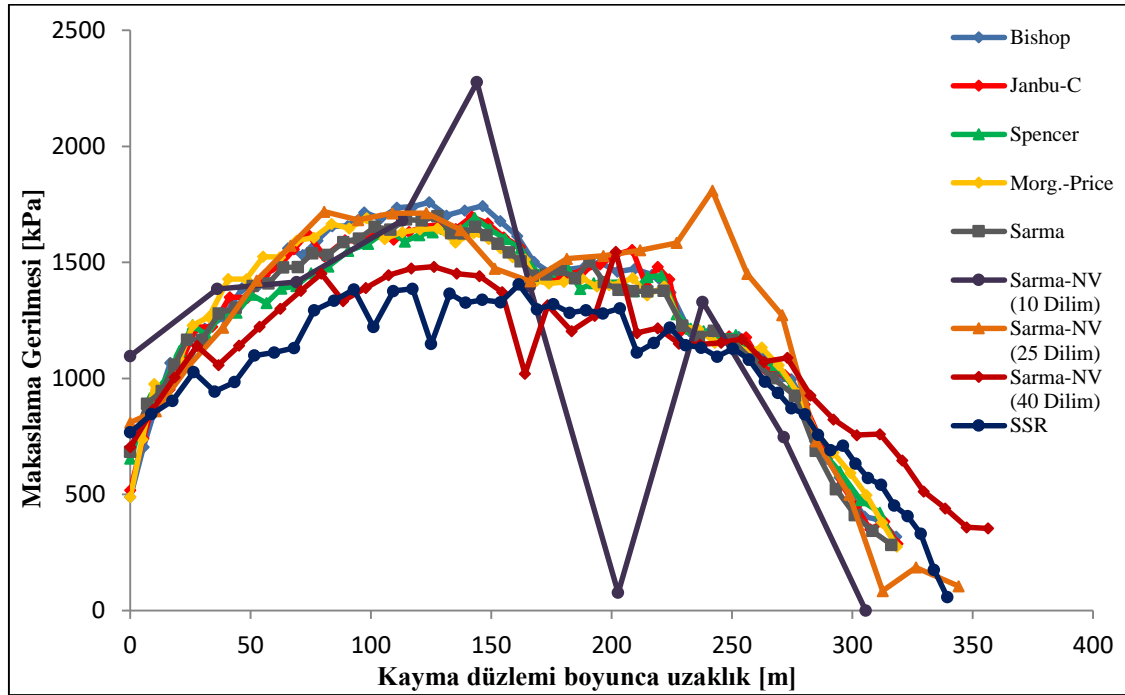
### Palyeli topoğrafya

Şekil 4.23'te sunulmuş olan palyeli topoğrafya için maksimum makaslama birim deformasyon konturlarını da gösteren sonlu elemanlar esaslı sayısal analiz sonucu Şekil 4.26'da sunulmuştur. Palyeli şev geometrisi için statik durumda gerçekleştirilmiş olan limit denge analizleri sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma dairesinin, sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen yenilme mekanizması ile karşılaştırılması da yine Şekil 4.26'da sunulmuştur. Sonlu elemanlar analizleri sonucunda dayanım azaltım faktörü ise 1.86 olarak bulunmuştur.



Şekil 4.26. Palyeli şev geometrisi için statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu

Bununla birlikte, sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.27'te verilmiştir.

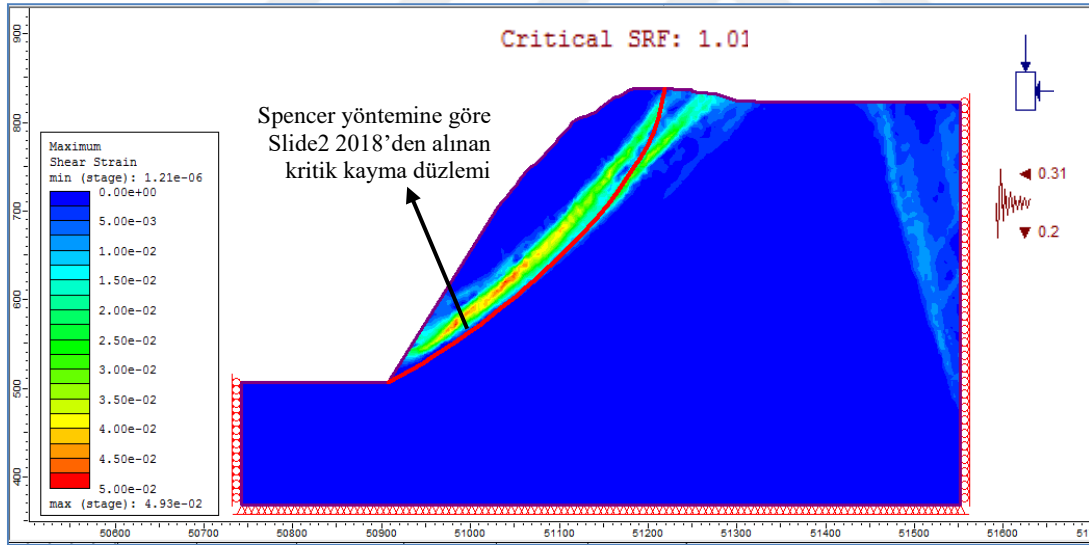


Şekil 4.27. Palyeli şev geometrisi için statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

## Pseudo-statik analizler

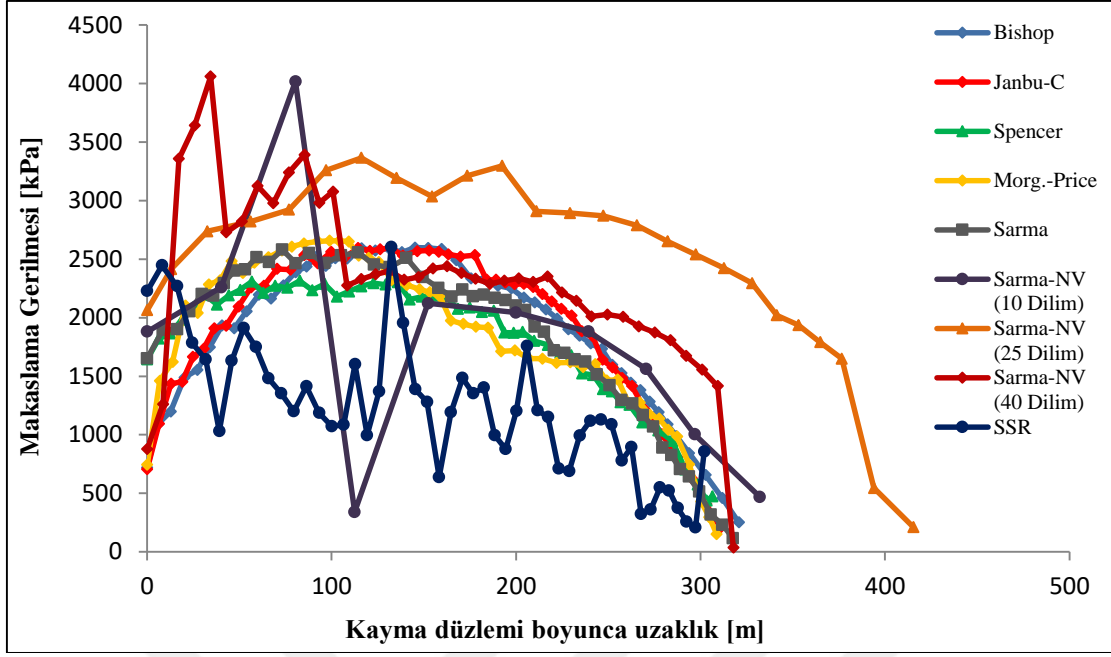
### Orijinal topoğrafya

Demiryolu köprüsünün inşaa edilmesi planlanan bölgenin mevcut durumdaki orijinal topoğrafyası için Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği'nin [99] söz konusu bölge için önermiş olduğu  $k_h=0.31$  ve  $k_v=0.2$  değerleri kullanılarak pseudo-statik analizler gerçekleştirilmiştir. Orijinal topoğrafya üzerinde gerçekleştirilen pseudo-statik analizler sonucunda maksimum makaslama birim deformasyon konturlarını da gösteren sonlu elemanlar esaslı sayısal analiz sonucu Şekil 4.28'de verilmiştir. Ayrıca, orijinal şev için gerçekleştirilmiş olan pseudo-statik limit denge analizleri sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma dairesinin, sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen yenilme mekanizması ile karşılaştırılması da yine Şekil 4.28'de sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizleri sonucunda dayanım azaltım faktörü 1.01 olarak bulunmuştur.



Şekil 4.28. Orijinal şev geometrisi için pseudo-statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu

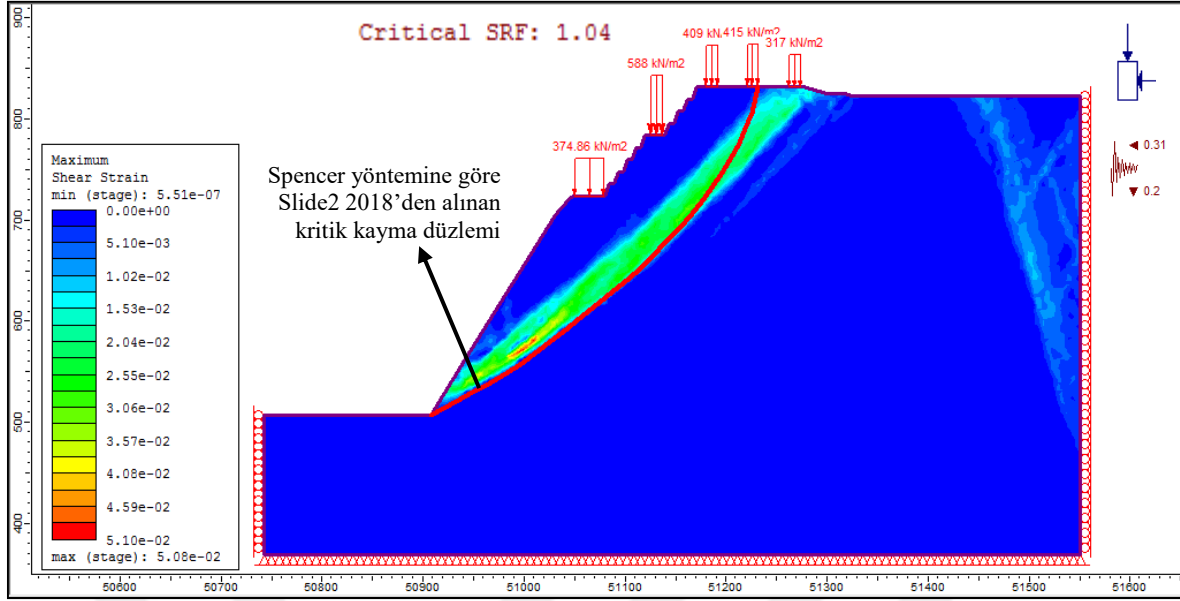
Ayrıca, sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.29'da verilmiştir.



Şekil 4.29. Orijinal şev geometrisi için pseudo-statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan maksaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

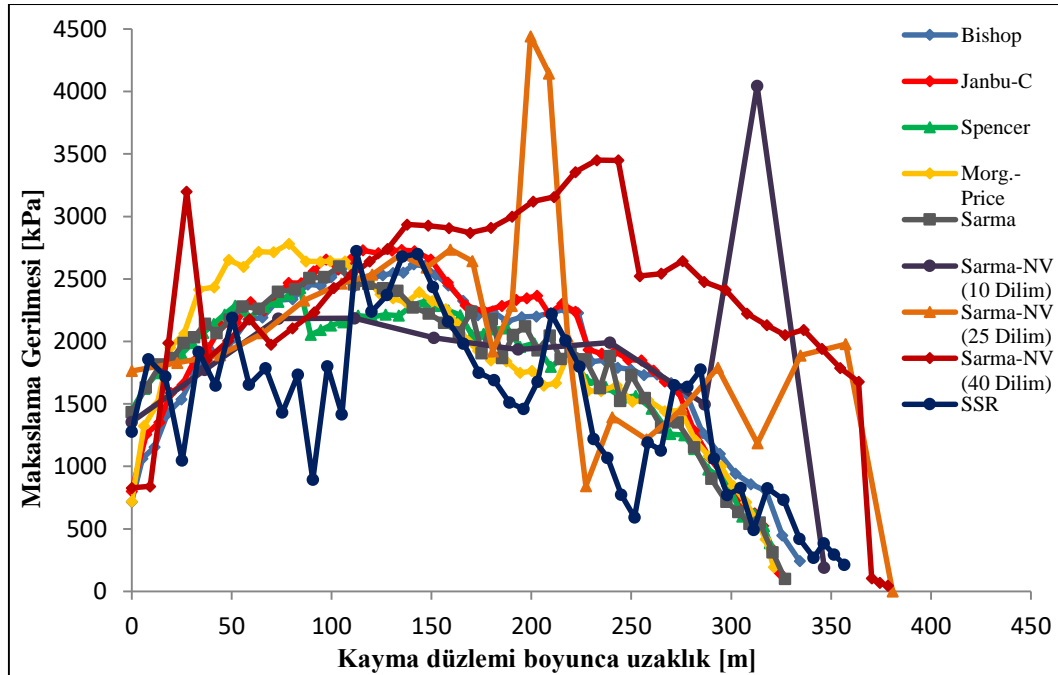
#### Palyeli topoğrafya

Demiryolu köprü ayaklarının inşaa edileceği palyeli topoğrafya için yine Hindistan Standartları Deprem Yönetmeliği'nin [99] söz konusu bölge için önermiş olduğu  $k_h= 0.31$  ve  $k_v= 0.2$  değerleri kullanılarak pseudo-statik analizler gerçekleştirilmiştir. Palyeli topoğrafya üzerinde gerçekleştirilen pseudo-statik analizler sonucunda maksimum maksaslama birim deformasyon konturlarını da gösteren sonlu elemanlar esaslı sayısal analiz sonucu Şekil 4.30'da verilmiştir. Ayrıca, palyeli şev için gerçekleştirilmiş olan pseudo-statik limit denge analizleri sonucunda Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma dairesinin, sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen yenilme mekanizması ile karşılaştırılması da yine Şekil 4.30'da sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizleri sonucunda dayanım azaltım faktörü 1.04 olarak bulunmuştur.



Şekil 4.30. Palyeli şev geometrisi için pseudo-statik durumda sonlu elemanlar analiz sonucu

Bununla birlikte, sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.31'de verilmiştir.



Şekil 4.31. Palyeli şev geometrisi için pseudo-statik durumda kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

Orijinal ve palyeli topoğrafyalar için hem statik hem de pseudo-statik durum dikkate alınarak gerçekleştirilen limit denge ve sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarının, referans çalışmada gerçekleştirilmiş olan limit denge ve sonlu farklar esaslı şev stabilitesi analiz sonuçları ile karşılaştırılması Çizelge 4.10'da verilmiştir.

Çizelge 4.10. Şev stabilitesi analiz sonuçlarının referans çalışma ile karşılaştırılması

Yöntem	Orijinal Topoğrafya		Palyeli Topoğrafya	
	Statik	Pseudo-Statik	Statik	Pseudo-Statik
<i>Bishop</i>	1.78	1.19	1.85	1.24
<i>Janbu-C</i>	1.80	1.13	1.86	1.18
<i>Spencer</i>	1.83	1.21	1.89	1.27
<i>Morg.-Price</i>	1.80	1.17	1.86	1.22
<i>Sarma</i>	1.80	1.19	1.87	1.24
<i>Sarma-NV (10 Dilim)</i>	1.93	1.36	1.98	1.36
<i>Sarma-NV (25 Dilim)</i>	1.92	1.31	2.00	1.45
<i>Sarma-NV (40 Dilim)</i>	1.92	1.41	2.01	1.45
<i>SSR (Sonlu Elemanlar)</i>	1.79	1.01	1.86	1.04
<i>Referans Çalışma (Limit Denge - SLOPE/W)</i>	1.92	---*	1.83	1.13
<i>Referans Çalışma (FLAC)</i>	1.88	---*	1.90	1.02

\* Referans çalışmada orijinal topoğrafya için pseudo-statik analiz gerçekleştirilmemiştir.

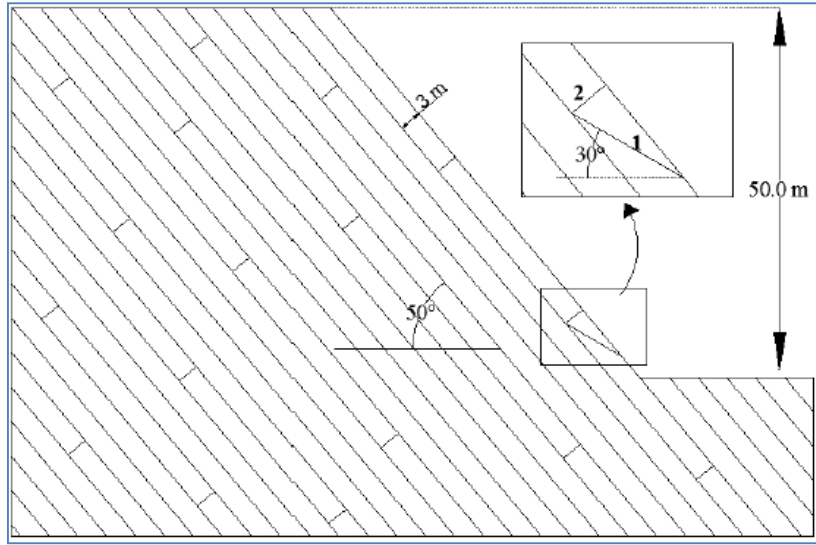
#### 4.1.3. Eğim şevi - çift düzlemsel yenilme mekanizması

Eğim şevleri Bölüm 2 kapsamında da detaylı olarak değinildiği üzere, ana süreksizlik veya eklem takımı ile aynı (veya yaklaşık aynı) eğim ve eğim yönüne sahip doğal veya insan yapımı şevler olarak tanımlanmaktadır. Eğim şevlerinde süreksizlik eğimi ile şev eğiminin aynı olmasından dolayı süreksizlik şev yüzeyinde günlenmemekte, dolayısı ile eğim şevlerinin kinematik analizlerinde herhangi bir şev duraysızlığı riski saptanmamaktadır. Ancak, yine Bölüm 2 kapsamında incelenen geçmiş çalışmalar, eğim şevlerinde geleneksel kinematik analizler ile belirlenemeyen farklı yenilme mekanizmalarının varlığını ortaya koymuştur.

Bu tez çalışması kapsamında, eğim şevleri için literatürde tanımlanmış yenilme mekanizmalarından biri olan çift düzlemsel yenilme mekanizması limit denge, sonlu elemanlar ve ayırık elemanlar yöntemleri kullanılarak incelenecektir. İnceleme kapsamında hem yenilmenin tamamen süreksizlikler boyunca gerçekleşeceği tamamen süreksizlik



kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması, hem de topukta makaslama yenilmesi nedeniyle duraysızlığın gerçekleştiği kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilecektir. İnceleme için kullanılacak şev geometrisi Alejano ve diğerlerinin [29] yapmış olduğu çalışmadan değiştirilerek alınmıştır. Söz konusu şev için temsili geometri Şekil 4.32’de sunulmuştur. Şev geometrisini oluşturan marn birimlerinin rijitlik ve dayanım parametreleri Çizelge 4.11’de, süreksizlik yüzeylerinin dayanım ve rijitlik parametreleri ise Çizelge 4.12’de sunulmuştur.



Şekil 4.32. Çift düzlemsel yenilme mekanizması analizleri için temsili şev geometrisi

Çizelge 4.11. Marn birimlerinin dayanım ve rijitlik parametreleri

Birim	c (kPa)	$\phi$ (°)	$\gamma$ (kN/m <sup>3</sup> )	Young Modülü (MPa)	Poisson Oranı
Marn	75	32	25	50	0.32

Çizelge 4.12. Süreksizlik yüzeylerinin dayanım ve rijitlik parametreleri

Süreksizlik	Eğim (°)	c (kPa)	$\phi$ (°)	Jn* (GPa/m)	Js** (GPa/m)
Tabaka	50	0	30	10	1
Eklem 1	30	0	40	10	1
Eklem 2	Tabakaya Dik	0	40	10	1

\*Süreksizlik yüzeyindeki normal gerilmeye bağlı süreksizlik normal rijitliği

\*\*Süreksizlik yüzeyindeki makaslama gerilmesine bağlı süreksizlik makaslama rijitliği

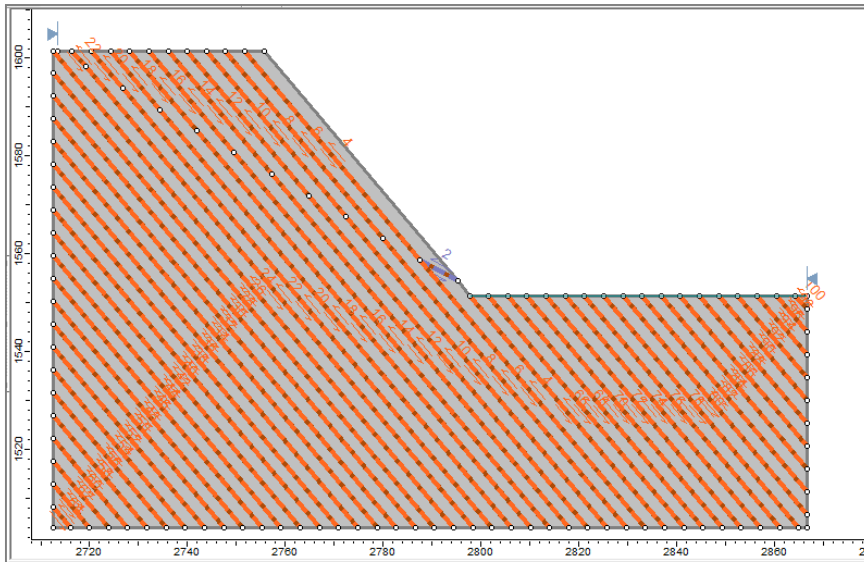
Buna göre, çift düzlemsel yenilme mekanizması analizleri gerçekleştirilecek şev geometrisi 50° eğime sahip bir şev ve şeve paralel marn tabakalarından oluşmaktadır.

Yenilmenin yalnızca süreksizlikler boyunca gerçekleşeceği tamamen süreksizlik kontrollü yenilme mekanizması analizlerinde modellenecek şev topuğundaki daha düşük eğimli süreksizliğin eğimi ise  $30^\circ$ 'dir. Kısmi süreksizlik kontrollü yenilme mekanizmasında ise mekanizmanın doğası gereği yenilme topukta yer alan kaya kütlesi içerisindeki makaslama veya parçalanma yenilmesi nedeniyle gerçekleşecek, bu nedenle Şekil 4.32'de verilmiş olan 1 ve 2 numaralı süreksizlikler modellenmeyecektir.

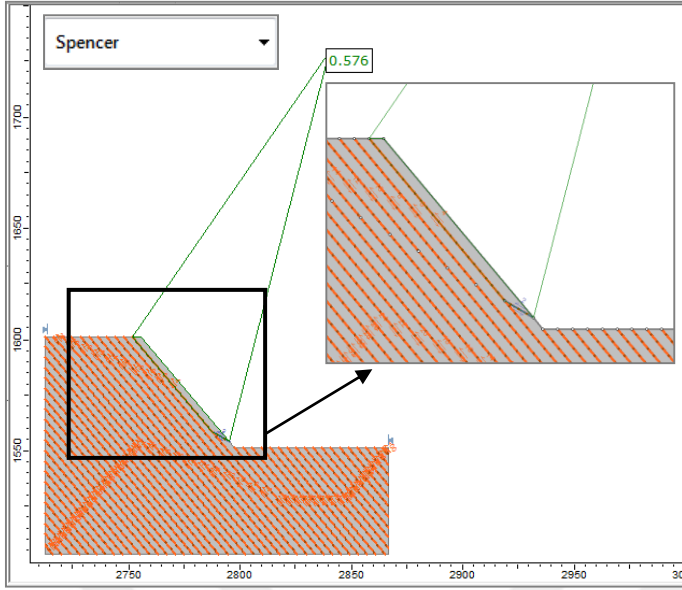
### Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması

#### *Limit denge yöntemi esaslı analizler*

Şekil 4.32'de temsili olarak sunulan çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analizleri gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen analizlerde, limit denge esaslı yazılımların kısıtlamalarından dolayı Şekil 4.32'de 2 numaralı eklem olarak gösterilmiş olan tabakaya dik eklem dikkate alınmamıştır. Geometrinin limit denge analiz modeli Şekil 4.33'te, Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.34'te ve farklı yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.13'te sunulmuştur.



Şekil 4.33. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz modeli

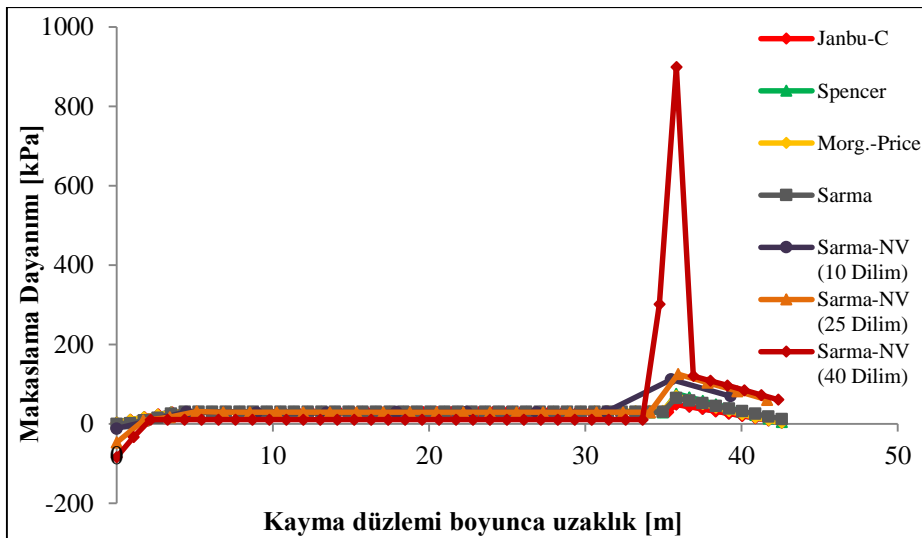


Şekil 4.34. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.13. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	0.55	0.56	0.58	0.58	0.96	0.96	0.96

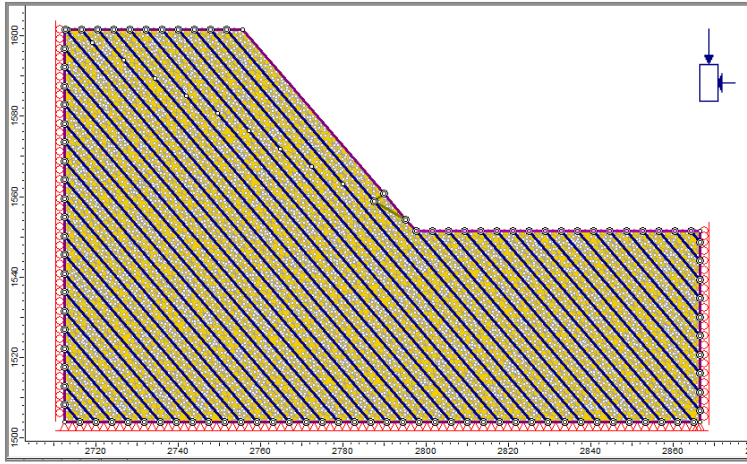
Söz konusu geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.35'te sunulmuştur.



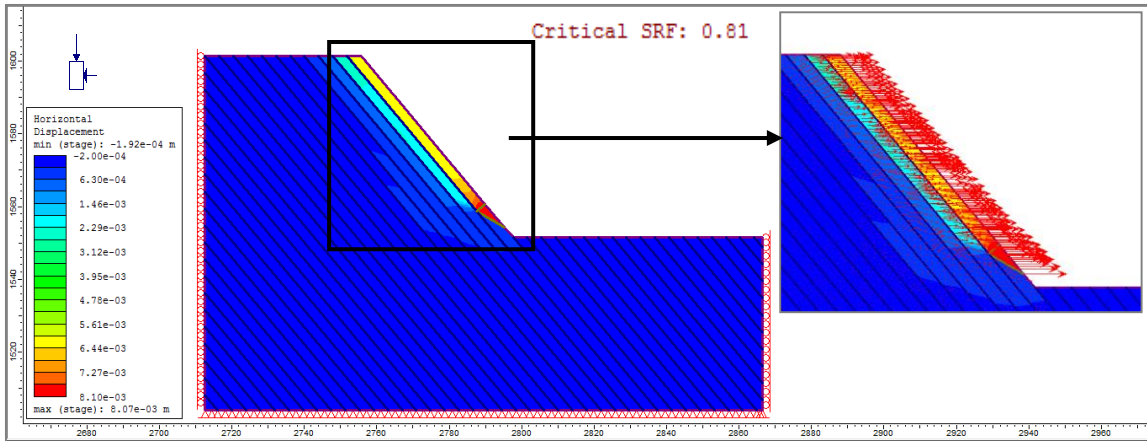
Şekil 4.35. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

### Sonlu elemanlar yöntemi esaslı sayısal analizler

Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Sayısal analizler için kullanılan sonlu elemanlar ağı Şekil 4.36'da, yatay deplasman kontur ve vektörlerini gösteren sonlu elemanlar modeli sonucu ise Şekil 4.37'de sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizi sonucunda dayanım azaltım faktörü 0.81 olarak bulunmuştur.

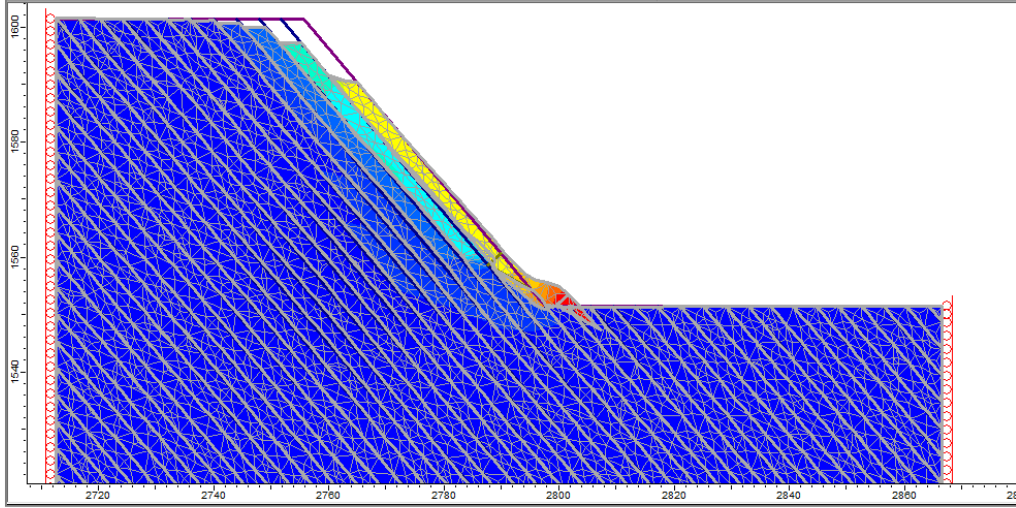


Şekil 4.36. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı



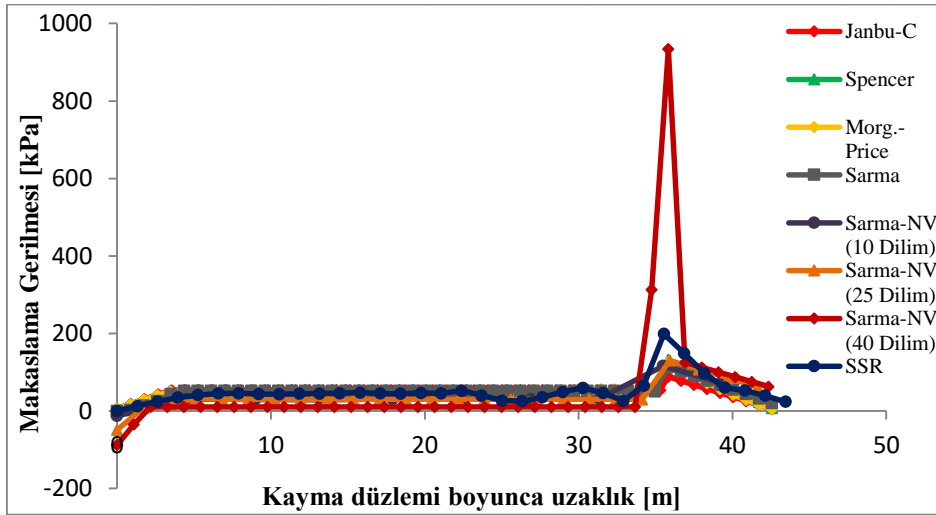
Şekil 4.37. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için yatay deplasman kontur ve vektörleri

Gerçekleştirilen sonlu elemanlar analizlerinde yenilme mekanizması, deforme olmuş sınır elemanları, sonlu elemanlar ağları ve deplasman konturları ile Şekil 4.38'de gösterilmiştir.



Şekil 4.38. Sonlu elemanlar yöntemine göre tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması

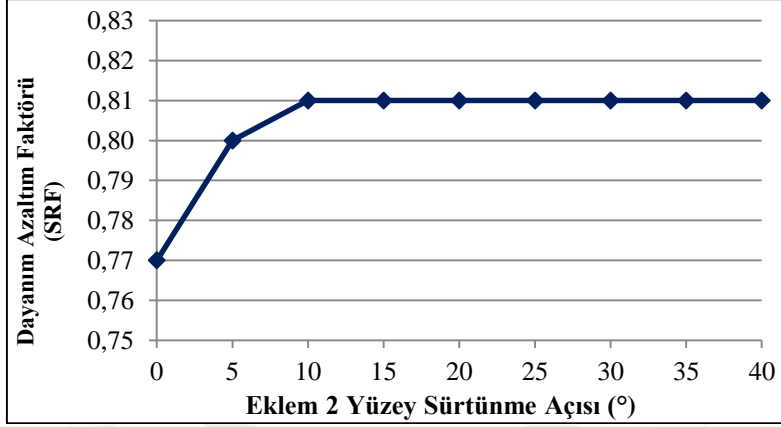
Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için gerçekleştirilmiş olan sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.39’da sunulmuştur.



Şekil 4.39. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

Ayrıca, Şekil 4.32’de 2 numaralı eklem olarak tanımlanmış olan tabakaya dik eklemın dayanım azaltım faktörüne veya bir başka deyişle güvenlik katsayısına etkisinin araştırılması amacıyla 2 numaralı eklem yüzeyi için sürtünme açısı ( $\phi$ )  $0^\circ$  ile  $40^\circ$  aralığında ve  $5^\circ$  aralıklarla değişecek şekilde hassasiyet analizleri gerçekleştirilmiştir.

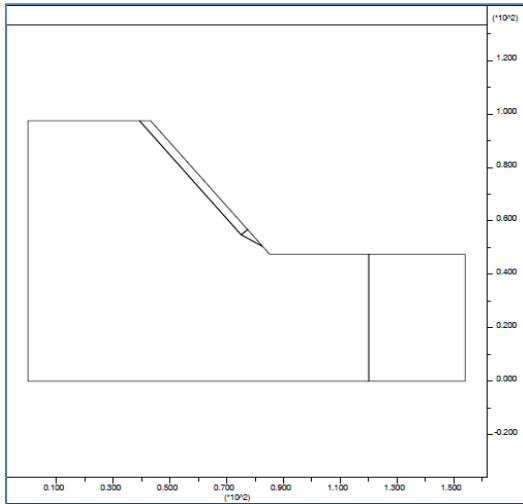
Buna göre, dayanım azaltım faktörünün 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi Şekil 4.40'da verilmiştir.



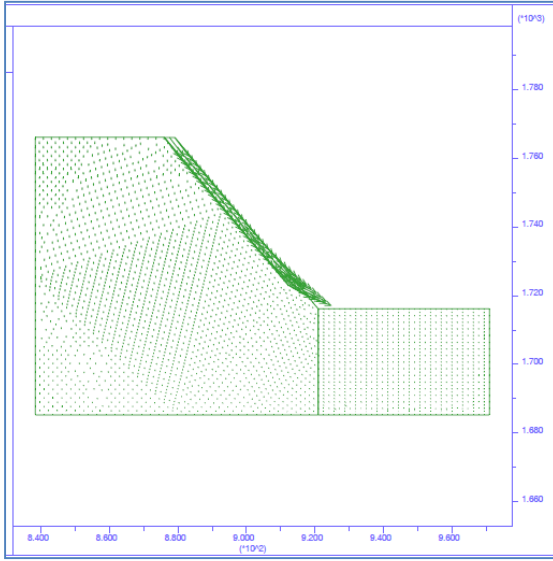
Şekil 4.40. Dayanım azaltım faktörünün 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi

#### *Ayrık elemanlar yöntemi esaslı sayısal analizler*

Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar esaslı sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen sayısal analizler için kullanılan ayrık elemanlar modeli Şekil 4.41'de, deplasman vektörlerini de gösteren ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçları ise Şekil 4.42'de sunulmuştur. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için gerçekleştirilen ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçlarına göre incelenen şev geometrisinin güvenlik katsayısı 0.83 olarak bulunmuştur.

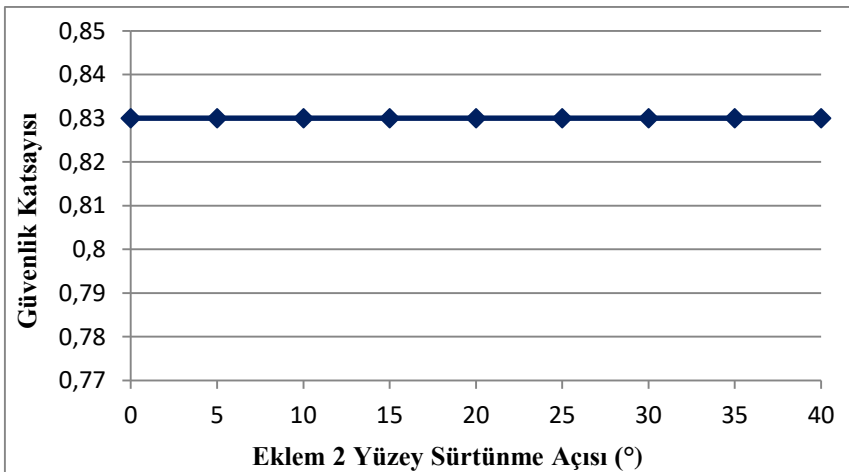


Şekil 4.41. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar modeli



Şekil 4.42. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar analiz sonuçları ve deplasman vektörleri

Bununla birlikte, Şekil 4.32’de 2 numaralı eklem olarak tanımlanmış olan tabakaya dik eklemün güvenlik katsayısına etkisinin araştırılması amacıyla 2 numaralı eklem yüzeyi için sürtünme açısı ( $\phi$ )  $0^\circ$  ile  $40^\circ$  aralığında ve  $5^\circ$  aralıklarla değişecek şekilde ayrık elemanlar analizleri gerçekleştirilmiştir. Güvenlik katsayısının 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi Şekil 4.43’de verilmiştir.



Şekil 4.43. Güvenlik katsayısının 2 numaralı eklem yüzeyi sürtünme açısı ile değişimi

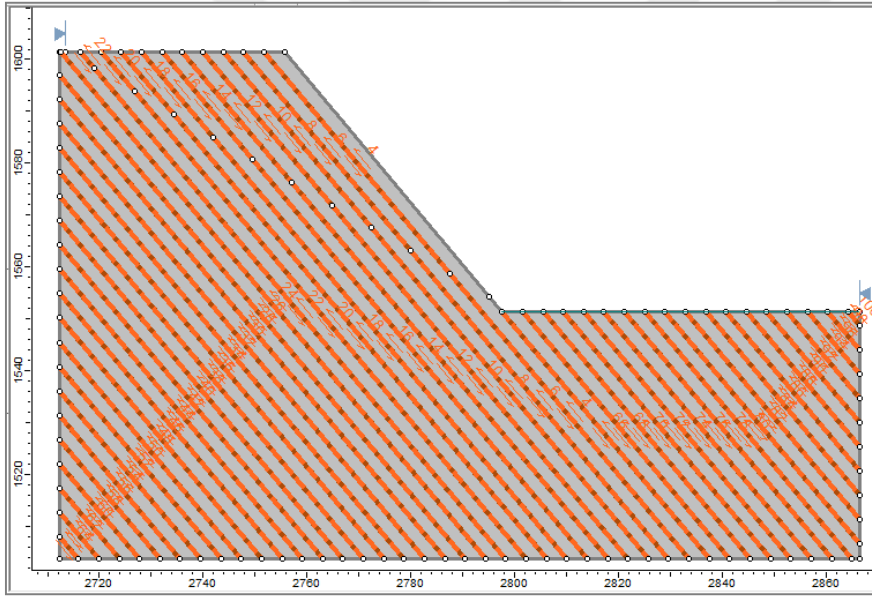
#### Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması

Yenilmenin şev topuğunda yer alan kaya malzemesi içerisinde makaslama veya parçalanma yenilmesi sebebiyle gerçekleşeceği kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel

yenilme mekanizması için şev stabilitesi analizleri limit denge, sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar yöntemleri kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen analizlerde Şekil 4.32’de verilmiş olan geometri kullanılmış, ancak mekanizmanın doğası gereği ilgili şekilde 1 ve 2 numaralı süreksizlikler olarak tanımlanmış süreksizlikler modellenmemiştir.

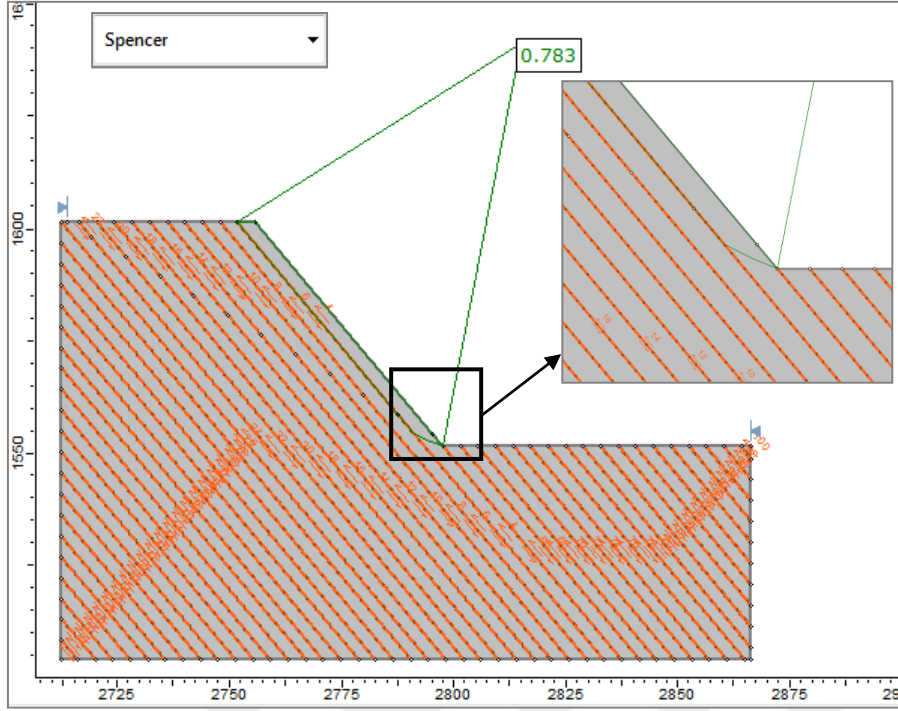
#### *Limit denge yöntemi esaslı analizler*

Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için gerçekleştirmiş olan limit denge analizlerinde kullanılan limit denge analiz modeli Şekil 4.44’te, Spencer yöntemine göre elde edilen kritik kayma düzlemi ve güvenlik katsayısı Şekil 4.45’te ve farklı yöntemlere göre hesaplanan güvenlik katsayısı değerleri ise Çizelge 4.14’te sunulmuştur.



Şekil 4.44. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz modeli



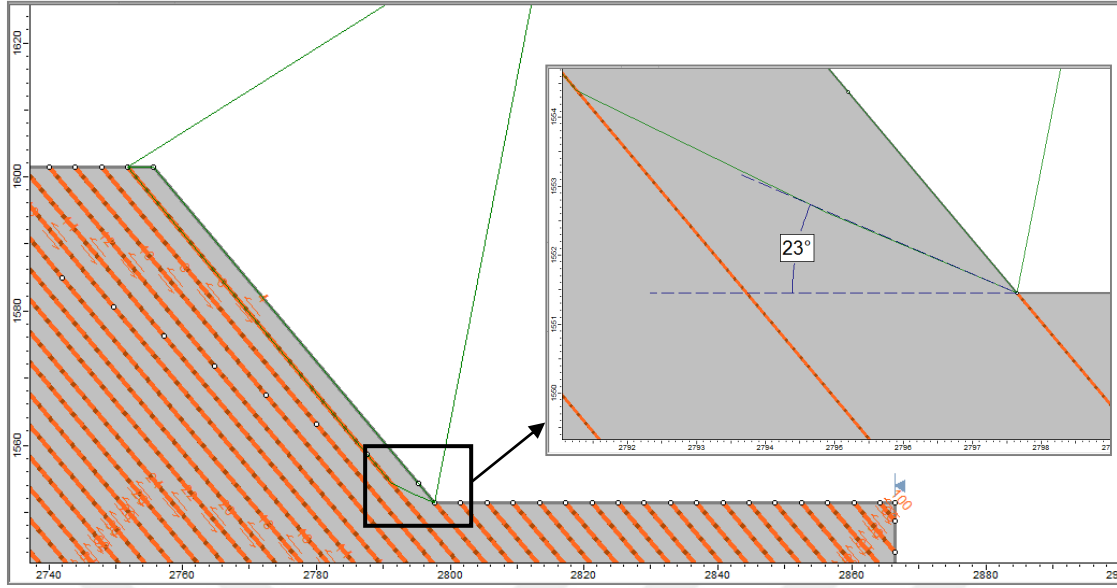


Şekil 4.45. Spencer yöntemine göre kritik kayma yüzeyi ve güvenlik katsayısı

Çizelge 4.14. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçları

Yöntem	Janbu-C	Morgenstern-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
GK	0.66	0.70	0.78	0.75	0.86	0.96	0.96

Bununla birlikte, limit denge analiz sonuçlarına göre elde edilen kritik yenilme yüzeyleri uyarınca şev topuğunda makaslama yenilmesinin gerçekleşmesi beklenen yüzeylerin yatayla yaptığı açılar incelenmiştir. Spencer yöntemine göre şev topuğunda makaslama yenilmesinin gerçekleşmesi beklenen yüzeyin yatayla yaptığı açı temsili olarak Şekil 4.46'da, tüm limit denge analiz yöntemlerine göre elde edilen ilgili açılar ise Çizelge 4.15'te sunulmuştur.

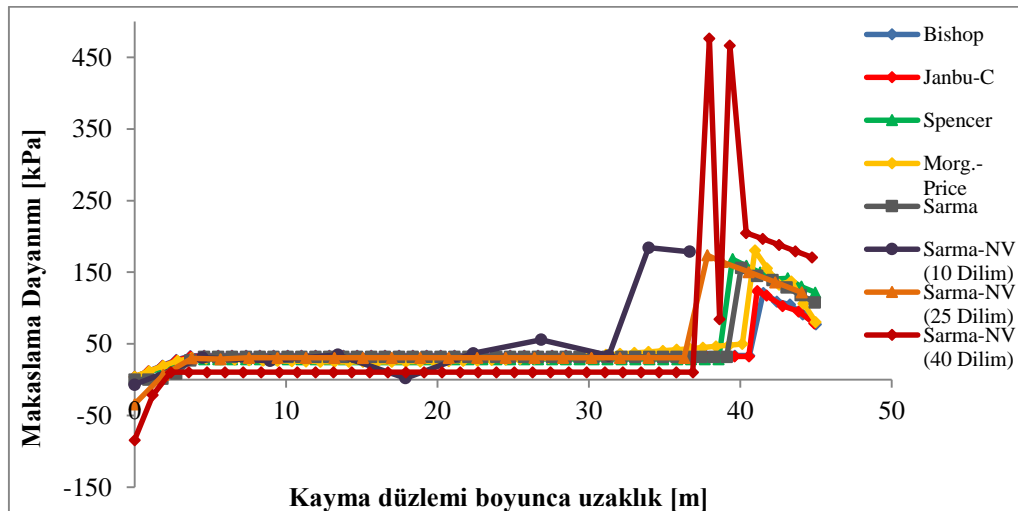


Şekil 4.46. Spencer yöntemine göre makaslama yenilmesi yüzeyinin yatayla yaptığı açı

Çizelge 4.15. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge analiz sonuçlarına göre yenilme yüzeyinin yatayla yaptığı açı

Yöntem	Janbu-C	Morg.-Price	Spencer	Sarma	Sarma-NV (10 Dilim)	Sarma-NV (25 Dilim)	Sarma-NV (40 Dilim)
Makaslama Yenilme Açısı (°)	8	12	23	22	18	29	27

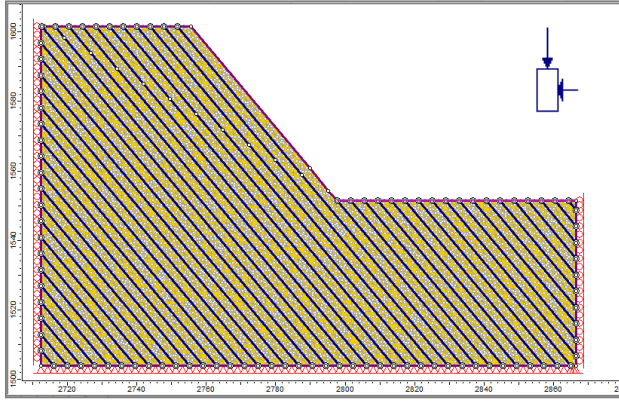
Söz konusu geometri için, farklı araştırmacılar tarafından önerilen limit denge analiz yöntemlerine göre dilim tabanlarında hesaplanan makaslama dayanım değerleri ise Şekil 4.47’de verilmiştir.



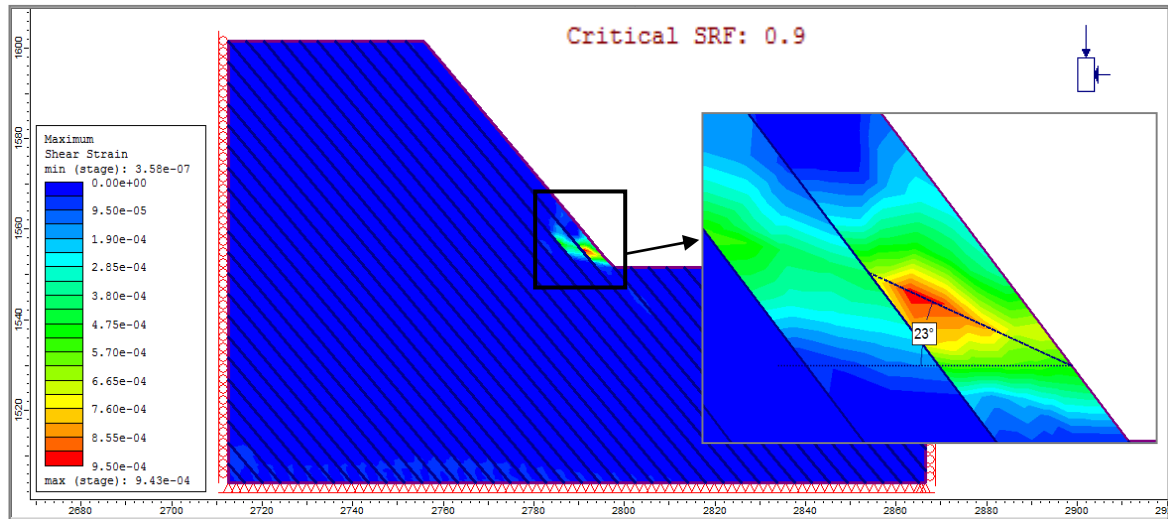
Şekil 4.47. Kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki makaslama dayanım değerleri

### Sonlu elemanlar yöntemi esaslı sayısal analizler

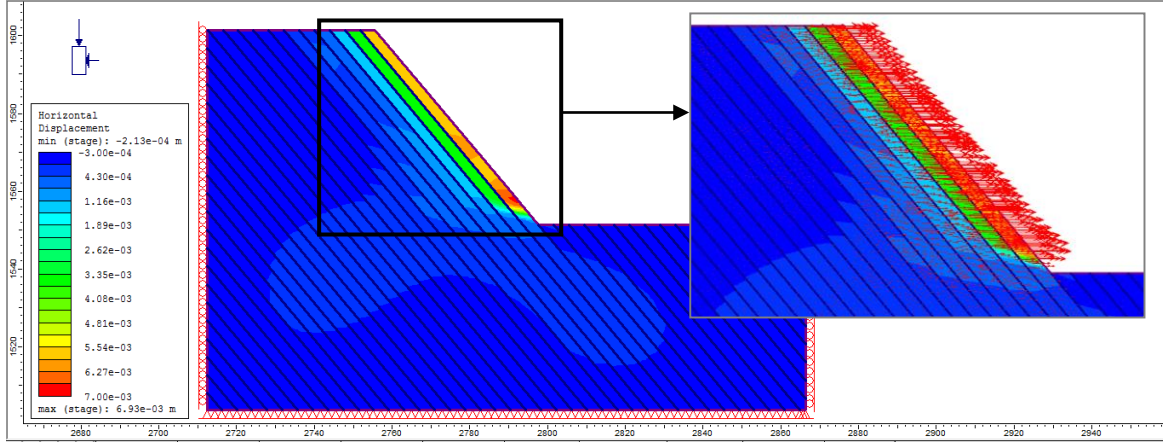
Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak sonlu elemanlar esaslı sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Sayısal analizler için kullanılan sonlu elemanlar ağı Şekil 4.48’de, maksimum makaslama birim deformasyon konturlarını gösteren analiz sonuçları Şekil 4.49’da, yatay deplasman kontur ve vektörlerini gösteren sonlu elemanlar analiz sonucu ise Şekil 4.50’de sunulmuştur. Söz konusu sonlu elemanlar analizi sonucunda dayanım azaltım faktörü 0.9 olarak bulunmuştur. Maksimum makaslama birim deformasyon sonuçları incelendiğinde ise elde edilen kayma yenilmesi yüzeyinin yatayla yaklaşık 23°’lik açı yaptığı belirlenmiştir.



Şekil 4.48. Sayısal analizlerde kullanılan sonlu elemanlar ağı

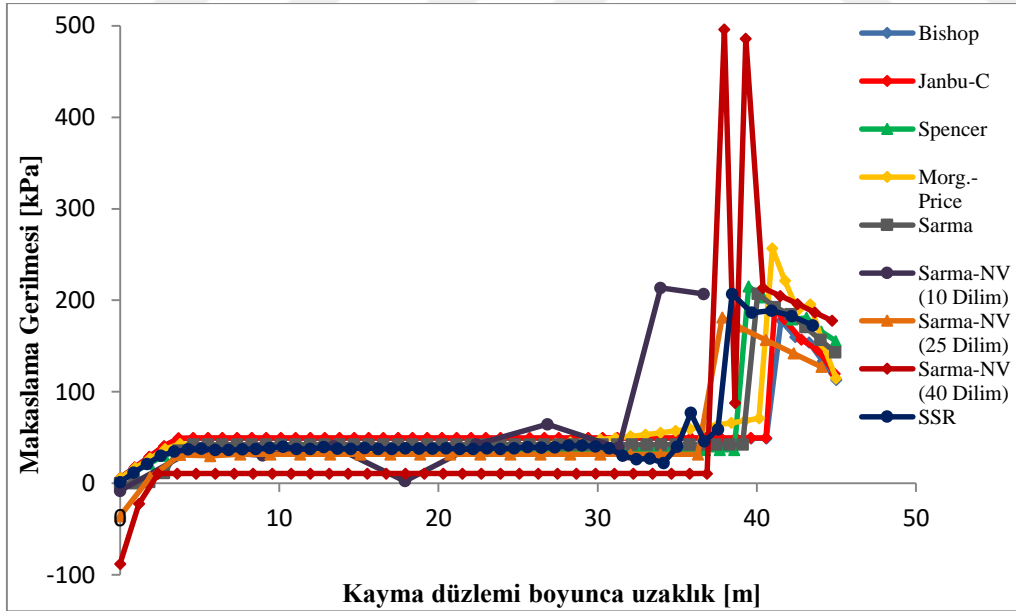


Şekil 4.49. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için maksimum birim deformasyon konturları



Şekil 4.50. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için yatay deformasyon kontur ve vektörleri

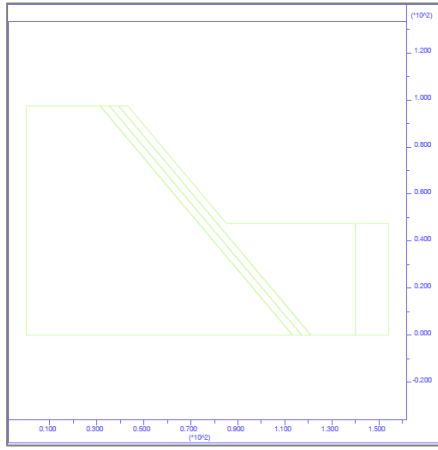
Bunlarla birlikte, kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için gerçekleştirilmiş olan sonlu elemanlar analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin, limit denge analizlerinden elde edilen kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri ile karşılaştırılması ise Şekil 4.51’de sunulmuştur.



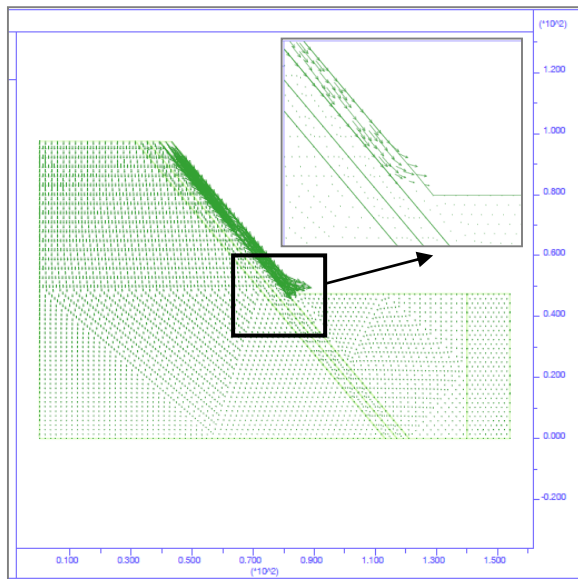
Şekil 4.51. Kayma yüzeyleri boyunca oluşan makaslama gerilmelerinin karşılaştırılması

### *Ayrık elemanlar yöntemi esaslı sayısal analizler*

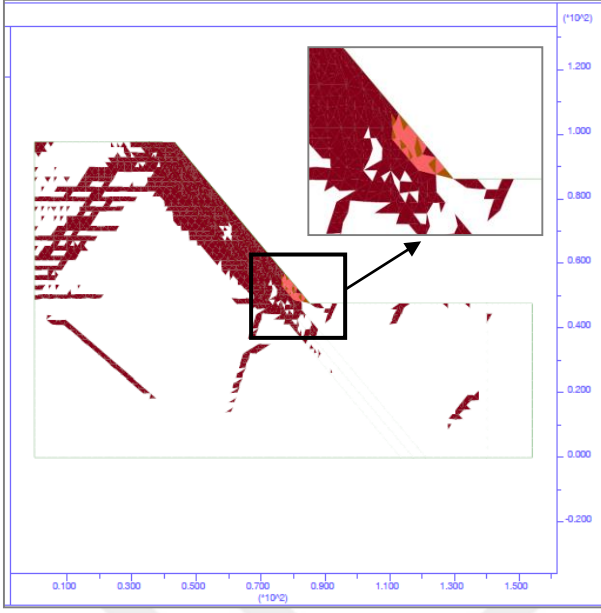
Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar esaslı sayısal analizler gerçekleştirilmiştir. Gerçekleştirilen sayısal analizler için kullanılan ayrık elemanlar modeli Şekil 4.52’de, deplasman vektörlerini de gösteren ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçları Şekil 4.53’de, şev topoğundaki yenilme mekanizmasını ve tipini gösteren analiz sonuçları ise Şekil 4.54’te sunulmuştur. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için gerçekleştirilen ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçlarına göre incelenen şev geometrisinin güvenlik katsayısı 0.82 olarak bulunmuştur.



Şekil 4.52. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar modeli

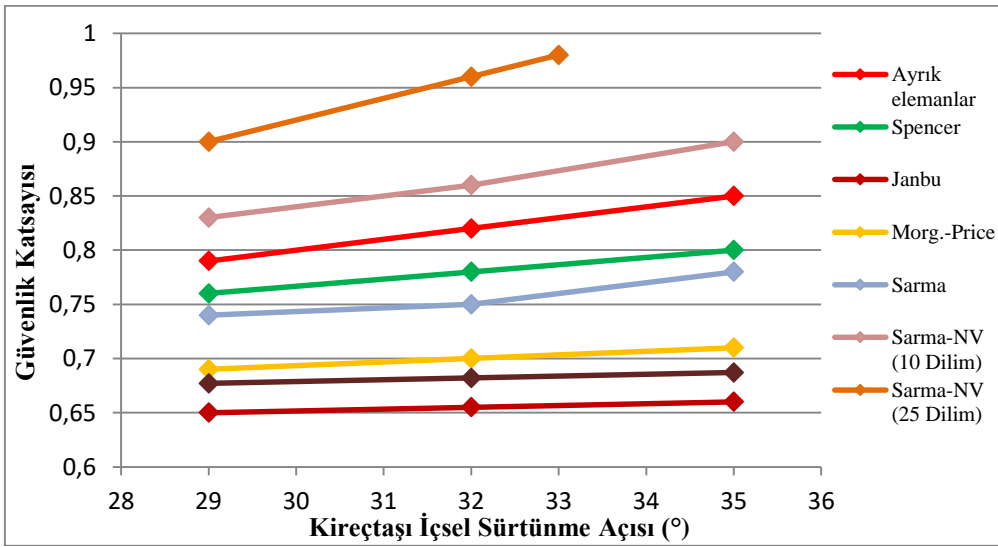


Şekil 4.53. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için ayrık elemanlar analiz sonuçları ve deplasman vektörleri



Şekil 4.54. Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması ve tipi

Ayrıca, şev topuğundaki makaslama yenilmesinin meydana geldiği marn birimi için tanımlanmış olan makaslama dayanım parametrelerinden içsel sürtünme açısı değerinin, incelenen mekanizmanın güvenlik katsayısına etkisinin belirlenmesi amacıyla hassasiyet analizleri gerçekleştirilmiştir. Marn birimi için başlangıçta  $32^\circ$  olarak tanımlanmış olan içsel sürtünme açısı değeri  $3^\circ$ 'lük alt ve üst bant değerleri aralığında incelenmiş, güvenlik katsayısının birimin içsel sürtünme açısı değeriyle değişimi Şekil 4.55'te verilmiştir.



\* Sarma-NV yöntemi için 25 dilim ve 40 dilim analiz sonuçları birebir aynı sonucu vermiştir. Ayrıca, bu iki yöntemde marn birimleri için  $33^\circ$  içsel sürtünme açısından yüksek değerlerde geçerli kayma yüzeyi elde edilememiştir.

Şekil 4.55. Güvenlik katsayısının marn içsel sürtünme açısı ile değişimi

## 5. TARTIŞMA

Bu bölümde, Bölüm 4 kapsamında detaylı olarak sunulmuş olan limit denge, sonlu elemanlar ve ayırık elemanlar esaslı şev stabilitesi analizlerine ait sonuçlar verilecektir. İncelenen hipotetik vakada bir fay düzlemi ve kil zayıflık zonu içeren şev geometrisi için farklı araştırmacıların önerdiği limit denge ve sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilmiştir. Hindistan'ın Jammu ve Kashmir Eyaleti'nde bulunan Çenab Nehri sağ sahilinde gerçekleştirilen şev stabilitesi analizlerinde ise hem statik hem de pseudo-statik durumlar için limit denge ve sonlu elemanlar esaslı yöntemlerden yararlanılmıştır. Eğim şevlerinde gözlenen çift düzlemsel yenilme mekanizmasının araştırıldığı şev stabilitesi analizlerinde ise hem tamamen süreksizlik kontrollü yenilme mekanizması için hem de kısmi süreksizlik kontrollü yenilme mekanizması için limit denge, sonlu elemanlar ve ayırık elemanlar esaslı analizler gerçekleştirilmiştir. Limit denge esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarının karşılaştırılmasında dairesel ve dairesel olmayan yenilme mekanizmaları için kullanılabilen, tüm dilimler arası kuvvetleri ve denge denklemlerini dikkate alan Spencer yöntemi sonuçları referans değer olarak kullanılmıştır.

### 5.1. Hipotetik Geometri

Bir fay düzlemi ve kil zayıflık zonu içeren marn biriminden oluşmuş şevin incelendiği hipotetik vakada, elde edilen limit denge analiz sonuçlarına göre en düşük güvenlik katsayısını Spencer yöntemine oranla %7.3 mertebesinde daha tutucu sonuç ile Bishop yöntemi vermiştir. Dairesel olmayan ve süreksizlik kontrollü bir kayma yüzeyinin incelendiği problemde söz konusu sapma, hem kayma yüzeyinin dairesel olduğunu hem de dilimlerarası kuvvetlerin yalnızca yatay yönde etki ettiğini varsayan Bishop yönteminin göz önünde bulundurulduğu durum için olasıdır. Yalnızca kuvvet denge eşitliklerini sağlayan ve dilimlerarası makaslama kuvvetlerini dikkate almayan Janbu-C yöntemi ise incelenen problem için %5.7 daha düşük güvenlik katsayısı değeri vermiştir. Tüm denge denklemlerini sağlayan ve dilimlerarasındaki yatay ve düşey kuvvetleri dikkate alan Morgenstern-Price yöntemi ise %0.8 mertebesinde sapma ile Spencer yöntemiyle son derece benzer güvenlik katsayısı değeri vermiştir. Güvenlik katsayısını dilimlerin ağırlık merkezine bir kritik ivme etkidiğini varsayarak iteratif yöntemler ile hesaplayan Sarma yönteminde ise %1.6 sapma payı ile Spencer yöntemine kıyasla benzer güvenlik katsayısı

değeri elde edilmiştir. Kayma yenilmesine uğrayacak kütlelerin düşey olmayan dilimlere bölünerek incelenebileceğini öneren Sarma-NV yöntemine göre ise limit denge analizleri gerçekleştirilen geometrinin sırasıyla 2 ve 10 dilime bölünerek incelendiği durumlarda sırasıyla %65 ve %74.8 oranında daha yüksek güvenlik katsayıları elde edilmiştir. Sarma-NV yöntemine göre incelenecek kütlelerin 10 dilimden daha fazla dilime bölündüğü durumlarda geçerli bir kayma yüzeyi elde edilememiştir.

Limit denge analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyleri için her bir dilim tabanındaki kayma dayanımı değerleri incelendiğinde Sarma-NV yöntemi dışındaki tüm yöntemlerin birbiri ile uyumlu ve ortalama %4 - %8 aralığında yakın değerler verdiği belirlenmiştir. İncelenen kütlelerin Sarma NV yöntemi ile 10 dilime bölünerek analizlerin gerçekleştirildiği durumda ise dilim tabanlarındaki kayma dayanımı değerleri kil zayıflık zonu boyunca %10.2 - %40.8 aralığında daha yüksek, süreksizlik düzlemi boyunca ise %6.9 - %21.4 aralığında daha düşük değerler vermektedir.

İncelenen geometrinin makaslama dayanımı azaltımı tekniği kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analiz sonucuna göre ise, sonlu elemanlar esaslı yöntem ile elde edilen kritik kayma yüzeyinin limit denge esaslı yöntemler ile elde edilen kayma yüzeyleri ile benzer geometride olduğu ve aynı yenilme mekanizmasına işaret ettiği belirlenmiştir. Sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analiz sonucuna göre elde edilen güvenlik katsayısı Spencer yöntemine göre %2.5, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemlerine göre ise sırasıyla %1.67 ve %0.83 daha tutucu sonuçlar elde edilmiştir. Söz konusu yöntem Bishop ve Janbu-C yöntemlerine göre ise sırasıyla %5 ve %3.33 daha yüksek güvenlik katsayısı değeri vermiştir. Sonlu elemanlar esaslı analiz sonuçları Sarma-NV 2 ve 10 dilim yöntemleri ile kıyaslandığında ise Sarma-NV 2 dilim için %69.2, Sarma NV 10 dilim için ise %79.2 daha tutucu sonuç verdiği belirlenmiştir.

Sonlu elemanlar ve limit denge analizleri sonucunda elde edilen kritik kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri incelendiğinde ise Sarma-NV yöntemi dışındaki limit denge yöntemlerine göre elde edilen değerlerin birbiri ile uyumlu olduğu ve maksimum %6.4 farkla sonuçlar verdiği belirlenmiştir. Sarma-NV 10 dilim yöntemine göre ise diğer limit denge yöntemleri ile kıyasla %308 mertebesine kadar daha az makaslama gerilme değerleri elde edilmektedir. Sonlu elemanlar yöntemine göre elde



edilen kayma gerilmeleri değerleri ise kritik kayma yüzeyi boyunca yer yer maksimum %252 oranında daha düşük, yer yer ise %39.3 oranında daha yüksek olarak elde edilmiştir.

## 5.2. Hindistan - Jammu ve Kashmir Eyaleti Çenab Nehri Sağ Sahil Şevi

Hindistan'ın Jammu ve Kashmir Eyaleti'nde yer alan Çenab Nehri üzerinde inşaa edilmesi planlanan demiryolu köprüsü için nehrin sağ sahili üzerinde orijinal topoğrafya ve köprü ayaklarının teşkil edileceği palyeli topoğrafya için şev stabilitesi analizleri hem statik durum hem de pseudo-statik durumda limit denge ve sonlu elemanlar yöntemleri kullanılarak gerçekleştirilmiştir. Elde edilen sonuçlar referans çalışmada elde edilmiş limit denge ve sonlu farklar analiz sonuçlarıyla da karşılaştırılmıştır.

Aşırı ayrılmış homojen dolomitik kireçtaşından oluşan şev üzerinde gerçekleştirilen statik limit denge analiz sonuçlarına göre orijinal topoğrafya için Bishop yöntemi Spencer yöntemine göre %2.7, Janbu-C, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemleri ise yine Spencer yöntemine kıyasla %1.6 daha tutucu sonuçlar vermiştir. İncelenen şev her ne kadar kaya biriminden oluşuyor olsa da, söz konusu kaya biriminin yüksek miktarda ayrılmış ve homojen yapıya sahip olması nedeniyle yenilme mekanizması dairesel veya neredeyse dairesel kayma düzlemi şeklinde elde edilmiştir. Bu nedenle, kayma düzleminin dairesel olduğunu varsayan Bishop yöntemi ve yalnızca kuvvet denge denklemlerini dikkate alan Janbu-C yöntemi de tüm denge eşitliklerini dikkate alan yöntemlerle son derece yakın sonuçlar vermekte ve benzer yenilme mekanizmalarına işaret etmektedir. Öte yandan, Sarma-NV yöntemine göre analizlerin incelenen kütlenin 10, 25 ve 40 dilime bölünerek gerçekleştirildiği limit denge analiz sonuçlarına göre ilgili yöntem %4.9 - %5.6 aralığında daha yüksek güvenlik katsayıları vermektedir. Orijinal topoğrafya için statik durumda gerçekleştirilen limit denge analizlerine göre Spencer yöntemi ile elde edilen güvenlik katsayısı, referans çalışmada farklı bir yazılım ile gerçekleştirilen limit denge analiz sonuçları ve sonlu farklar yöntemi esaslı analiz sonuçları ile karşılaştırıldığında sırasıyla %4.9 ve %2.7 farkla daha tutucu sonuçlar vermektedir. Limit denge analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki kayma dayanımları incelendiğinde ise Sarma-NV yöntemleri dışındaki yöntemlerin birbiriyle oldukça uyumlu ve yakın sonuçlar verdiği belirlenmiştir. Sarma-NV yönteminde ise hem dilim taban uzunluklarındaki hem de dilimlerin düşey olmaması nedeniyle dilimlerarası kuvvetlerin

dağılımındaki farklılıklar nedeniyle dilim tabanlarındaki makaslama dayanımlarında %41 mertebesine varan farklar ortaya çıkmıştır.

İncelenen problemde palyeli topoğrafya için gerçekleştirilen limit denge analizlerinde Spencer yöntemi referans olarak alındığında Bishop yöntemi %2.1, Janbu-C ve Morgenstern-Price yöntemleri %1.6, Sarma yöntemi ise %1.1 oranında daha tutucu sonuçlar vermiştir. Bununla birlikte, Sarma-NV yöntemine göre incelenen kütlenin 10, 25 ve 40 dilime bölüdüğü şev stabilitesi analizlerinde elde edilen güvenlik katsayılarının dilim sayılarına göre sırasıyla %4.8, %5.8 ve %6.3 oranında daha yüksek değerler verdiği belirlenmiştir. Spencer yöntemine göre elde edilen güvenlik katsayısı değerleri ise referans çalışmada elde edilen limit denge analiz sonucuna göre %3.2 daha yüksek, referans çalışmada elde edilen sonlu farklar analizi sonucuna göre ise %0.5 daha tutucu sonuç vermektedir. Limit denge analizleri sonucunda elde edilen kayma yüzeyleri boyunca dilim tabanlarındaki kayma dayanımları incelendiğinde ise Sarma-NV yöntemleri dışındaki yöntemlerin birbiriyle %2.4 mertebesinde yakın sonuçlar verdiği belirlenmiştir. Sarma-NV yöntemlerinde ise hem diğer limit denge yöntemlerine göre daha farklı bir kayma yüzeyi, hem de dilim taban uzunluklarındaki büyük farklar nedeniyle %1430 mertebesine varan farklar elde edilmiştir.

İncelenen problemde orijinal topoğrafya için statik durumda makaslama dayanımı azaltımı tekniği kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı analiz sonuçları Spencer yöntemi ile elde edilen kayma yüzeyi ile son derece benzer bir yenilme mekanizmasını işaret etmektedir. Ayrıca, sonlu elemanlar esaslı analiz sonuçları Spencer yöntemi ile oldukça uyumlu olmak üzere %2.2 oranında daha tutucu sonuç vermiştir. Bunlara ek olarak, söz konusu sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarının, referans çalışmadaki limit denge ve sonlu farklar yöntemleri kullanılarak elde edilen güvenlik katsayılarına kıyasla sırasıyla %7 ve %5 oranlarında daha tutucu değerler verdiği belirlenmiştir.

Palyeli topoğrafya için statik durumda makaslama dayanımı azaltımı tekniği kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı analiz sonuçlarına göre ise söz konusu yöntemin Spencer yöntemi ile %1.6 yakınlıkta ve oldukça uyumlu sonuç verdiği belirlenmiştir. Ayrıca, sonlu elemanlar esaslı analiz sonucunda elde edilen kritik kayma yüzeyi, Spencer yöntemi ile elde edilen kritik kayma yüzeyi ile son derece uyumludur. Bunun yanında, söz

konusu sonlu elemanlar esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarının referans çalışmadaki limit denge yöntemine göre %1.6 oranında daha yüksek, yine referans çalışmadaki sonlu farklar yöntemine göre ise %2.2 oranında daha tutucu sonuç verdiği belirlenmiştir.

Orijinal topoğrafya için gerçekleştirilen pseudo-statik limit denge analiz sonuçlarına göre en düşük güvenlik katsayısı ise Spencer yöntemine kıyasla %6.6 daha tutucu sonuç veren Janbu-C yöntemi ile elde edilmiştir. Bishop, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemleri ise Spencer yöntemine göre sırasıyla %1.7, %3.3 ve %1.7 oranında daha tutucu sonuçlar vermiştir. Sarma-NV yöntemi kullanılarak 10, 25 ve 40 dilim sayısı için elde edilen güvenlik katsayısı değerlerinin Spencer yöntemi ile elde edilen güvenlik katsayısına oranla %8.3 – %16.5 arasında daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Referans çalışma kapsamında orijinal topoğrafya için pseudo-statik analizler gerçekleştirilmediği için referans çalışma ile herhangi bir karşılaştırma yapılamamıştır.

Palyeli topoğrafya için gerçekleştirilen pseudo-statik limit denge analiz sonuçlarına göre ise en düşük güvenlik katsayısını yine Janbu-C yöntemi vermiştir. Janbu-C yöntemine göre elde edilen güvenlik katsayısının Spencer yöntemine kıyasla %7.1 oranında daha tutucu olduğu belirlenmiştir. Bishop, Morgenstern-Price ve Sarma yöntemleri ile ise Spencer yöntemine göre sırasıyla %2.4, %3.9 ve %2.4 oranında daha tutucu sonuçlar elde edilmiştir. Sarma-NV yöntemi kullanılarak 10, 25 ve 40 dilim sayısı için gerçekleştirilen limit denge analiz sonuçları ise Spencer yöntemine oranla %7.1 – %14.2 aralığında daha yüksek güvenlik katsayısı değerleri vermiştir. Bununla birlikte, palyeli topoğrafya için gerçekleştirilen pseudo-statik limit denge analiz sonuçları referans çalışmadan elde edilen limit denge analiz sonuçlarına oranla %8.4 - %11.1 aralığında daha yüksek güvenlik katsayısı değerleri vermektedir.

İncelenen problemde orijinal topoğrafya için makaslama dayanımı azaltımı tekniği kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı pseudo-statik analiz sonuçları limit denge esaslı analiz sonuçlarına göre %11.9 - %19.8 aralığında daha tutucu sonuç vermiştir. Öte yandan, referans çalışma kapsamında orijinal topoğrafya için pseudo-statik analizler gerçekleştirilmediği için herhangi bir karşılaştırma yapılamamıştır. Orijinal topoğrafya için gerçekleştirilen pseudo-statik analizler sonucunda elde edilen kritik kayma yüzeyleri boyunca oluşacak makaslama gerilmeleri karşılaştırıldığında ise Sarma-NV yöntemi dışındaki limit denge yöntemlerinin birbirleri ile uyumlu ve yakın değerler verdiği

belirlenmiştir. Sonlu elemanlar analizi sonucunda elde edilen kritik kayma yüzeyi boyunca oluşacak makaslama gerilmelerinin ise söz konusu limit denge yöntemlerine kıyasla yer yer %100 mertebesinde daha düşük değerler verdiği belirlenmiştir. Sarma-NV yöntemlerinde ise hem diğer limit denge yöntemlerine göre daha farklı bir kayma yüzeyi, hem de dilim taban uzunluklarındaki büyük farklar nedeniyle %270 mertebesine varan farklarda makaslama gerilmeleri elde edilmiştir.

Öte yandan, palyeli topoğrafya için makaslama dayanımı azaltımı tekniği kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı pseudo-statik analiz sonuçları ise limit denge esaslı analiz sonuçlarına göre %13.5 - %22.1 aralığında daha tutucu sonuçlar vermiştir. Bununla birlikte, palyeli topoğrafya için gerçekleştirilen sonlu elemanlar esaslı pseudo-statik analiz sonuçlarından elde edilen güvenlik katsayısının, referans çalışmadaki limit denge esaslı analiz sonuçlarından elde edilen güvenlik katsayısına oranla %8.7 daha tutucu, referans çalışmadaki sonlu farklar yöntemi ile elde güvenlik katsayısına oranla %1.9 daha yüksek olduğu belirlenmiştir.

### **5.3. Eğim Şevi – Çift Düzlemsel Yenilme Mekanizması**

Eğim şevlerinde gözlenen yenilme mekanizmalarından hem tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması hem de kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge, sonlu elemanlar ve ayırık elemanlar esaslı şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilmiştir.

Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarına göre en düşük güvenlik katsayısı Janbu-C yöntemi ile elde edilmiştir. Bu yöntem Spencer yöntemine kıyasla %5.2 oranla daha tutucu sonuç vermiştir. Morgenstern-Price yönteminin ise Spencer yöntemine kıyasla %3.4 oranında daha tutucu sonuç verdiği belirlenmiştir. Limit denge analiz yöntemlerinden Sarma yöntemi ise tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için Spencer yöntemi ile aynı güvenlik katsayısı değerini vermiştir. Sarma-NV yöntemleri için 10, 25 ve 40 dilim ile gerçekleştirilen analiz sonuçlarının ise diğer yöntemlere kıyasla %53.4 – %74.5 oranında daha yüksek güvenlik katsayısı verdiği sonucuna ulaşılmıştır. Tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için farklı limit denge yöntemleri ile elde edilen kritik kayma düzlemleri için dilim tabanlarındaki makaslama

dayanımları karşılaştırıldığında, Sarma-NV yöntemleri hariç diğer yöntemlerin birbiri ile son derece uyumlu ve yakın değerler verdiği belirlenmiştir. Öte yandan, Sarma-NV 10, 25 ve 40 dilim analiz sonuçlarına göre dilim tabanlarındaki makaslama dayanımı değerlerinin diğer limit denge analiz yöntemlerine kıyasla %92 mertebesinde daha yüksek olduğu belirlenmiştir. Sarma-NV 25 dilim yöntemi için bir dilim tabanında elde edilen makaslama dayanım değeri diğer yöntemlere kıyasla %1281 mertebesinde daha yüksek olarak belirlenmiştir.

Tamamen süreksizlik kontrollü sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçlarına göre ise; sonlu elemanlar esaslı analiz sonucunda elde edilen güvenlik katsayısı değerinin Spencer yöntemine göre %28.4 oranında, ayrık elemanlar esaslı analiz sonucunda elde edilen güvenlik katsayısı değerinin ise Spencer yöntemine göre %30.1 oranında daha yüksek sonuç verdiği belirlenmiştir. Öte yandan, tamamen süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için aktif ile pasif blok arasında yer alan süreksizliğin yüzey sürtünme açısının güvenlik katsayısına etkisi değerlendirilmiştir. Elde edilen sonlu elemanlar analiz sonuçlarına göre; söz konusu süreksizliğin yüzey sürtünme açısının  $0^{\circ}$  -  $10^{\circ}$  arasında değiştiği değerlerde güvenlik katsayısı doğrusal olmayan şekilde arttığı,  $10^{\circ}$  ve üstündeki yüzey sürtünme açısı değerlerinde ise sabit kaldığı belirlenmiştir. Bununla birlikte, söz konusu süreksizliğin yüzey sürtünme açısındaki değişimin ayrık elemanlar esaslı analiz sonuçlarından elde edilen güvenlik katsayısına etkisinin olmadığı sonucuna varılmıştır.

Kısmi süreksizlik kontrollü çift düzlemsel yenilme mekanizması için limit denge esaslı şev stabilitesi analiz sonuçlarına göre en düşük güvenlik katsayısı ise Spencer yöntemine kıyasla %15.4 daha tutucu sonuç veren Janbu-C yöntemi ile elde edilmiştir. Morgenstern-Price ve Sarma yöntemlerinin ise Spencer yöntemine göre sırasıyla %10.3 ve %3.8 oranında daha tutucu sonuç verdiği belirlenmiştir. Öte yandan, Sarma-NV 10 dilim yönteminin Spencer yöntemine kıyasla %10.3, Sarma-NV 25 ve 40 dilim yöntemlerinin ise Spencer yöntemine kıyasla %23.1 oranında daha yüksek güvenlik katsayısı değeri verdiği belirlenmiştir. Bununla birlikte, limit denge ve sonlu elemanlar analizleri sonucunda belirlenen kritik kayma yüzeyleri boyunca elde edilecek makaslama dayanımları ve oluşacak makaslama gerilmeleri karşılaştırıldığında Sarma-NV yöntemleri dışındaki limit denge yöntemleri ve sonlu elemanlar yöntemi sonuçlarının birbiri ile uyumlu ve benzer sonuçlar verdiği sonucuna ulaşılmıştır. Sarma-NV 10, 25 ve 40 dilim yöntemleri ise söz

konusu diğerk yöntemlere kıyasla %120 mertebesine varan farklarla daha yüksek değerkler vermektedir.

Kısmi süreksizlik kontrollü sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçlarına göre ise; sonlu elemanlar esaslı analiz sonucunda elde edilen güvenlik katsayısı değerkinin Spencer yöntemine göre %13.3 oranında, ayrık elemanlar esaslı analiz sonucunda elde edilen güvenlik katsayısı değerkinin ise Spencer yöntemine göre %4.9 oranında daha yüksek sonuç verdiğı belirlenmiştir. Öte yandan, sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz sonuçlarına göre şev topuğunda yenilmenin gözlendiğı kritik yüzeyin yatayla yaklaşık 22° - 23° açı yaptığı, bu değerkin limit denge esaslı Spencer ve Sarma yöntemlerine göre elde edilen kritik kayma yüzeylerinin yatayla yaptığı açılarla aynı sonuçları verdiğı belirlenmiş, söz konusu yöntemlerin aynı yenilme mekanizmasına işaret ettiğı sonucuna varılmıştır. Bununla birlikte, yenilmenin kısmi olarak şev topuğundaki malzeme içerisinde makaslama ve/veya parçalanma şeklinde gerçekleşeceğı kısmi süreksizlik kontrollü yenilme mekanizmasında, şev topuğunda yer alan malzemenin içsel sürtünme açısının güvenlik katsayısına etkisi değerlendirilmiştir. Söz konusu değerlendirme sonucunda güvenlik katsayısının hem limit denge analizlerinde, hem de sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı sayısal analizlerde şev topuğundaki malzemenin içsel sürtünme açısı değeriyle doğrusal olarak arttığı belirlenmiştir.

## 6. SONUÇ VE ÖNERİLER

Bu tez çalışması uyarınca, şev stabilitesi analizlerinde kullanılan limit denge, sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı yöntemler için elde edilen sonuçlar dikkate alınarak bazı önerilerde bulunulacaktır.

Şev stabilitesi analizlerinin gerçekleştirilmesi için göreceli olarak basit formülizasyonu, minimal girdi parametreleri ile hızlı ve kolay analiz yapılabilmesi ve dünya genelinde geniş çaplı tecrübe edinilmişliği nedeniyle limit denge analiz yöntemleri son derece yaygın olarak kullanılmaktadır. Limit denge esaslı analiz yöntemi ile şev stabilitesi analizleri gerçekleştirilirken denge denklemlerinin hesaplanabilmesi için birtakım varsayımların yapılması gerekmekte, analiz sonuçları büyük ölçüde söz konusu bu varsayımların ne kadar gerçekçi olduğuna bağlı olmaktadır. Bu tez çalışması kapsamında elde edilen sonuçlara göre, Spencer ve Morgenstern-Price yöntemleri tüm denge denklemlerini sağlaması ve bütün dilimlerarası kuvvetleri dikkate alması nedeniyle her türlü yenilme yüzeyi ve litoloji için kullanılabilir. Öte yandan, şev duraysızlığının süreksizlikler gibi yapısal elemanlar kontrolünde gerçekleşeceği problemlerde, tüm yenilme biçimlerinin ve dilimlerarası kuvvetlerin göz önünde bulundurulamaması nedeniyle diğer yöntemler dikkatli kullanılmalıdır.

Makaslama dayanımı azaltımı yöntemi kullanılarak gerçekleştirilen sonlu elemanlar ve ayrık elemanlar esaslı sayısal analiz yöntemleri ise malzemelerin gerilme-birim deformasyon davranışlarını dikkate alması ve deformasyonlar hakkında da bilgi sunması nedeniyle yenilme mekanizmalarının ve kritik kayma ve/veya ayrılma yüzeylerinin belirlenmesi ile güvenlik katsayısı hesaplanması yönünden avantaj sağlamakta, dolayısı ile limit denge analiz yöntemlerine bir alternatif olarak sunulmaktadır. Bu nedenle, özellikle süreksizlikler gibi yapısal elemanlar kontrollü yenilmelerin bekleneceği şev stabilitesi analizlerinde limit denge yöntemlerinin yanı sıra sayısal analiz yöntemlerinin de kullanılması, tasarım amaçlı karar verme aşamasında bu yöntemlerin karşılaştırılarak sonuca ulaşılması önerilmektedir.

Ayrıca, bu tez çalışması kapsamında farklı yöntemler kullanılarak gerçekleştirilen şev stabilitesi analizleri sonucunda elde edilen sonuçlar uyarınca sunulacak sonuç ve öneriler şu şekildedir:

- Limit denge analiz yöntemlerinden Bishop yöntemi, kayma yüzeyinin dairesel olduğunu varsayması ve yalnızca yatay dilimlerarası kuvvetleri dikkate alması nedeniyle öngörülen kayma yüzeyinin dairesel olmayacağı süreksizlik kontrollü şev geometrilerinde dikkatli kullanılmalıdır.
- Yalnızca kuvvet denge eşitliklerini sağlayan ve dilimlerarası makaslama kuvvetlerini dikkate almayan Janbu-C yönteminin ise uygulanan düzeltme katsayısına rağmen diğer yöntemlere göre daha tutucu sonuçlar verdiği göz önünde bulundurulmalıdır.
- Sarma'nın şev stabilitesi analizlerinde incelenen kütlenin düşey olmayan dilimlere bölünerek limit denge analizlerinin gerçekleştirilebileceğini önerdiği Sarma-NV yönteminin kullanımı, birkaç malzeme ve farklı dayanım modelleri içeren karmaşık şev geometrilerinde göreceli olarak karmaşık hale gelmektedir. Ayrıca yöntem, içsel sürtünme açısının sıfırdan farklı olduğu malzemeler için dilimlerarasındaki toplam normal kuvvetlerin hangi oranda dağıtılacağı konusunda ek varsayımlar gerektirmektedir. Bunlara ek olarak, incelenen kütlenin düşey olmayan dilimlerle bölündüğü durumlarda dilim yan yüzeylerinin eğimli olmasından dolayı dilimlerarası kuvvetlerin dağılımı da karmaşık hale gelmektedir. Bunlardan dolayı, yöntem karmaşık geometrilerde yüksek güvenlik katsayısı değerleri vermekte, bazı durumlarda geçerli kayma yüzeyi üretememektedir. Bu nedenle, Sarma-NV yöntemi karmaşık geometrilerde kullanılmamalıdır.
- Sayısal analiz yöntemleri ile şev stabilitesi analizleri gerçekleştirirken kullanılan bilgisayar yazılımlarının girdi parametreleri ve sınırlamaları iyi bilinmelidir.



## KAYNAKLAR

1. Morgenstern, N. R. (1995). "Managing risk in geotechnical engineering," *10<sup>th</sup> Pan-American Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering*. Guadalajara, s. 102-126.
2. Bieniawski, Z. T. (1989). *Engineering rock mass classifications: a complete manual for engineers and geologists in mining, civil and petroleum engineering*. New York: Wiley
3. Hoek, E., Carranza-Torres, C., and Corkum, B. (2002). "Hoek-Brown criterion – 2002 edition," *NARMS-TAC Conference*. Toronto, s. 267-273.
4. Hoek, E. (1998). "Reliability of Hoek-Brown estimates of rock mass properties and their impact on design," *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 35, No. 1, s. 63-68
5. Slide2 2018 (2018). 2 boyutlu limit denge yöntemi esaslı bilgisayar programı. Rocscience Inc. Toronto.
6. RS2 2019 (2018). 2 boyutlu sonlu elemanlar yöntemi esaslı bilgisayar programı. Rocscience Inc. Toronto.
7. UDEC v4.0 – The Universal Distinct Element Code, 2004. 2 boyutlu ayırık elemanlar yöntemi esaslı bilgisayar programı. Itasca Consulting Group. Minneapolis, Minnesota.
8. Fredlund, D. G., and Krahn, J. (1977). "Comparison of slope stability methods of analysis," *Can. Geotech. J.*, vol. 14, no. 3, s. 429-439
9. Coggan, J. S., Stead, D., and Eyre, J. M. (1998). Evaluation of techniques for quarry slope stability assessment. *Transactions of the Institutions of Mining and Metallurgy, Section B: Applied Earth Science*, Vol. 107. B139-B147.
10. Mahboubi, A., Aminpour, M., and Noorzad, A. (2008). Conventional and advanced numerical methods of rock slope stability analysis, a comparison study, Gotvand Dam right abutment (Iran) case study. *The 12<sup>th</sup> Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics*, 1-6 October 2008, Goa, India.
11. Stead, D., Eberhardt, E., and Coggan, J. (2006). Developments in the characterization of complex rock slope deformation and failure using numerical modeling techniques. *Engineering Geology*, 83(1-3), s. 217-135.
12. Ureel, S., Momayez, M. (2014). An Investigation of the Limit Equilibrium Method and Numerical Modeling for Rock Slope Stability Analysis. In *Rock Mechanics and Its Applications in Civil, Mining, and Petroleum Engineering*, s. 218-227.
13. Hammah, R. E., Yacoub, T. E., Corkum, B., and Curran, J. H. (2005). A comparison of finite element slope stability analysis with conventional limit-equilibrium investigation. *Proc., the 58<sup>th</sup> Canadian Geotechnical and 6<sup>th</sup> Joint IAH-CNC and CGS Groundwater Specialty Conferences*, Saskatoon, Saskatchewan, Canada. s. 46-54

14. Cala, M. ve Flisiak, J. (2003). Complex geology slope stability analysis by shear strength reduction. *Proc., the 3<sup>rd</sup> International Symposium, FLAC and Numerical Modeling in Geomechanics*. Sudbury, Ontario. s. 17-26
15. FLAC – *Fast Lagrangian Analysis of Continua*, Sonlu farklar yöntemi esashi bilgisayar programı. Itasca Consulting Group. Minneapolis, Minnesota.
16. Griffiths, D. V., ve Lane, P. A. (1999). Slope stability analysis by finite elements. *Geotechnique* 49, No. 3, s. 387-403.
17. Leshchinsky, B., ve Ambauen, S. (2015). Limit equilibrium and limit analysis: comparison of benchmark slope stability problems. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. ASCE Vol. 141, Issue 10.
18. Yu, H. S., Salgado, R., Sloan, S. W., Kim, J. M. (1998). Limit analysis versus limit equilibrium for slope stability. *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*. ASCE Vol. 125, Issue 10, s. 915-918
19. Wright, S. G., ve Duncan, J. M. (1972). Analysis of Waco Dam Slide. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 98, Issue 9, s. 869-877
20. Stroman, W. R., Beene, R. R. W., ve Hull, A. M. (1984). Clay Shale Foundation Slide at Waco Dam, Texas. *International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*. 4.
21. Sartori, M., Baillifard, F., Jaboyedoff, M., ve Rouiller, J. D. (2003). Kinematics of the 1991 Randa rockslides (Valais, Switzerland). *Natural Hazards and Earth System Sciences*, Vol. 3, s. 423-433.
22. Bearth, P. (1964). Blatt N<sup>0</sup> 1328 Randa mit Erklärungen. *Geologischer Atlas der Schweiz*, Schweizerische Geologische Kommission.
23. Wagner, A. (1991). *Bergsturz Grossgufur Randa: Etude structurale et geomecanique*. Unpublished report number 91.35, CRSFA, Sion, 16 and annexes. s. 32-43
24. Girod, F. (1999). *Alteration meteorique de roche granitique en milieu alpin: le cas de l'orthogneiss associe a l'eboulement de Randa*. PhD Thesis, Universite de Lausanne, Lausanne, 207.
25. Kainthola, A., Singh, T. H., Singh, P. K. (2014). Stability investigation of road cut slope in basaltic rockmass, Mahabaleshwar, India. *Geoscience Frontiers*, s 1-9
26. Strouth, A., Eberhardt, E. (2009). Integrated back and forward analysis of rock slope stability and rockslide runout at Afternoon Creek, Washington. *Canadian Geotechnical Journal*, Vol. 46, s. 1116-1132.
27. Böhme, M., Hermanns, L. R., Oppikofer, T., Fischer, L., Bunkholt, S. S. H., Eiken, T., Pedrazzini, A., Derron, M. H., Jaboyedoff, M., Blikra, L. H., Nilsen, B. (2012). *Analyzing complex rock slope deformation at Stampa, western Norway, by integrating geomorphology, kinematics and numerical modeling*. *Journal of Engineering Geology*, Vol. 154, s. 116-130.

28. Hoek, E., and Bray, J. (1974). *Rock Slope Engineering. Institute of Mining and Metallurgy, 1<sup>st</sup> Edition.* Spon Press, New York
29. Alejano, L. R., Ferrero, A. M., Ramirez-Oyanguren, P., Alvarez Fernandez, M. I. (2011). Comparison of limit equilibrium, numerical and physical models of wall slope stability. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, Vol. 48, s. 16-26.
30. Chen, G., Langsheng, W., and Tianbinong, L. (1991). On the deformation starting criterion of sliding-bending model in dip slope. *Sixth International Symposium on Landslides*, Christchurch, New Zealand, Feb. 10-14, 1992, Vol. 6, s. 355-360.
31. Cavers, D. S. (1981). Simple methods to analyze buckling of rock slopes. *Rock Mechanics & Rock Engineering*, Vol. 14, s. 87-104.
32. Hawley, P. M., Martin, D. C., and Acott, C. P. (1986). Failure mechanics and design considerations for footwall slopes. *CIM Bulletin*, Vol. 79, No. 896, s. 47-53.
33. Norrish, N. I., and Duncan Wyllie, C. (1997). "Rock Slope Stability Analysis" In: *Turner, K., and Schluster, R., Eds., Landslides Investigation and Mitigation.* Washington D.C, Transportation Research Board, s. 391-425.
34. Serra de Renobales, T. (1987). Strata buckling in footwall slopes in coal mining. *Congress of International Society of Rock Mechanics*, Montreal, s. 527-531.
35. Brawner, C. O., Pentz, D. L., and Sharp, J. C. (1971). Stability studies of a footwall slope in layered coal deposits. *Proc. 13<sup>th</sup> US Symposium on Rock Mechanics*, s. 329-365.
36. Watters, R. J., and Inghram, B. J. (1983). Buckling failure of granite slabs in natural rock slopes as an indications of high residual stresses. *Idaho Transportation Department, Division of Highways*, Boise, Idaho, USA, s. 83-96
37. Watters, R. J., and Roberts, K. (1995). The Kaiser effect and it's applications to slope instability. *5<sup>th</sup> Conference on Acoustic Emission/Microseismic Activity in Geologic Structures and Materials.* Pennsylvania State University: Trans Tech. Publications, s. 233-242.
38. Calder, P. N., and Blackwell, G. H. (1980). Investigation of a complex rock displacement at Brenda Mines. *Canadian Mining & Metallurgical Bulletin*, August 1980, s. 1-10.
39. Coulthard, M. A., Lucas, D. S., and Fuller, P. G. (2004). Application of UDEC to a stress-related mine slope failure at Leigh Creek, South Australia. In: *Proc. First International UDEC/3DEC Symposium*, Bochum, Germany. Balkema; s.289-296.
40. Stead, D., and Eberhardt, E. (1997). Developments in the analysis of footwall slopes in surface coal mining. *Engineering Geology*, Vol. 46, No. 1, s. 41-61.
41. Dawson, R. F., Bagnall, A. S., and Barron, K. (1983). Rock anchor support systems at Smoky River Coal Limited. *Annual General Meeting of the Canadian Institute of Mining*, Grand Cache, Alberta, s. 22

42. Nathanail, C. P. (1996). Kinematic analysis of active/passive wedge failure using stereographic projection. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Vol. 33, No. 4, s. 405-407.
43. Eberhardt, E., and Stead, D. (1998). Mechanisms of slope instability in thinly bedded surface mine slopes. *Proc: 8<sup>th</sup> International Congress of the International Association for Engineering Geology and the Environment*, Vancouver, BC, Canada, Sept. 21-25, 2018, Vol.8, No. 5, s. 3011-3018.
44. Hungr, O., and Evans, S. G. (2004). The occurrence and classification of massive rock slope failures. *Felsbau*, Vol. 22, No. 2, s. 1-12.
45. Alejano, L. R., Garcia-Bastante, F., Alonso, E., and Gomez-Marquez, I. (2001). Stability analysis and design of quarry slopes with the help of numerical modeling. *In: Proc. EUROCK 2001*, Espoo, Finland, Rotterdam: Balkema; 2001.
46. Eberhardt, E., Thuro, K., and Luginbuehl, M. (2005). Slope instability mechanisms in dipping interbedded conglomerates and weathered marls, the 1999 Rufi Landslide, Switzerland. *Engineering Geology*, Vol. 77, No. 1-2, s. 35-56.
47. Stacey, P. F., Bjornson, B., and Parsons, D. (1990). Mining implications of footwall movement at the Westar Greenhills operation. *Mine Planning and Equipment Selection*, Calgary, s. 411-412.
48. Goodman, R. E., and Kieffer, S. D. (2000). Behavior of rock in slopes. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 126, No. 8, s. 675-684.
49. Hoek, E. (2000). *Rock Engineering Course Notes by Evert Hoek (2000 Edition)*. North Vancouver, B. C., s. 313.
50. Fisher, B. R., and Eberhardt, E. (2012). Assessment of parameter uncertainty associated with dip slope stability analyses as a means to improve site investigations. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, Vol. 138, No. 2, s. 166-173.
51. Labuz, J. F., and Zang, A. (2012). Mohr-Coulomb failure criterion. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, Vol. 45, s. 975-979.
52. Coulomb, C. A. (1776). Sur une application des regles maximis et minimis a quelques problems de statique, relatives a l'architecture. *Acad. Sci. Paris Mem. Math. Phys* 7, s. 343-382.
53. Mohr, O. (1900). Welche Umstande bedingen die Elastizitatsgrenze und den Bruch eines Materials. *Zeit des Ver Deut. Ing.*, Vol. 44, s. 1524-1530.
54. Ulusay, R. (2010). Uygulamalı Jeoteknik Bilgiler. *TMMOB Jeoloji Mühendisleri Odası yayınları*, Vol. 38, Genelleştirilmiş ve Genişletilmiş 5. Baskı, Haziran 2010, Ankara, s. 126
55. Hoek, E., and Brown, E. T. (1997). Practical estimates of rock mass strength. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, Vol. 34, No. 8, s. 1165-1186.

56. Hoek, E., and Brown, E. T. (1980). Empirical Strength Criterion for Rock Masses. *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, Vol. 106, No. GT9, s. 1013-1035.
57. Hoek, E. (1983). Strength of jointed rock masses, 1983 Rankine Lecture. *Geotechnique*, Vol. 33, No. 3, s. 187-223.
58. Hoek, E., and Brown, E. T. (1988). The Hoek-Brown failure criterion – a 1988 update. *In Rock Engineering for Underground Excavations, Proc: 15<sup>th</sup> Canadian Rock Mechanics Symposium* (Edited by Curran, J. C.), s. 31-38. Toronto, Dept. of Civil Engineering, University of Toronto.
59. Bieniawski, Z. T. (1976). Rock mass classification in rock engineering. *In Exploration for Rock Engineering, Proc. of the Symposium*, (Edited by Bieniawski, Z. T.), s. 97-106.
60. Serafim, J. L., and Pereira, J. P. (1983). Consideration of the geomechanical classification of Bieniawski. *Proc: International Symposium on Engineering Geology and Underground Construction*, Lisbon 1(II), s. 33-44.
61. Hoek, E., Wood, D., and Shah, S. (1992). A modified Hoek-Brown criterion for jointed rock masses. *Proc: Rock Characterization, Symp. Int. Soc. Rock Mech.: EUROCK '92*, (Edited by Hudson, J. A.), s. 209-214. London, Britain, Geotechnical Society.
62. Balmer, G. (1952). A general analytical solution for Mohr's envelope. *American Society of Testing Materials*, Vol. 52, s. 1260-1271.
63. Hoek, E. (1994). Strength of rock and rock masses. *ISRM News Journal*, Vol.2, No. 2, s. 4-16.
64. Hoek, E., Kaiser, P. K., and Bawden, W. F. (1995). Support of underground excavations in hard rock. Rotterdam, Balkema, 1995, s. 215.
65. Sönmez, H., and Ulusay, R. (1999). Modifications to the geological strength index (GSI) and their applicability to stability of slopes. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, Vol. 36, No. 6, s. 743-760.
66. Sönmez, H., and Ulusay, R. (2002). A discussion on the Hoek-Brown failure criterion and suggested modification to the criterion verified by slope stability case studies. *Yerbilim*, Vol. 26, s. 77-99.
67. Patton, F. D. (1966). Multiple modes of shear failure in rock. *Proc. 1<sup>st</sup> Congress of International Society of Rock Mechanics*, Lisbon, s. 509-513.
68. Barton, N. R. (1973). Review of a new shear strength criterion for rock joints. *Engineering Geology*, vol. 7, s. 287-332.
69. Barton, N. R. (1976). The shear strength of rock and rock joints. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts*, vol. 13, no. 10, s. 1-24.

70. Barton, N. R., and Choubey, V. (1977). The shear strength of rock joints in theory and practice. *Rock Mechanics*, vol. 10, no. 1-2, s. 1-54.
71. Barton, N. R., and Bandis, C. S. (1990). Review of predictive capabilities of JRC-JCS model in engineering practice. In: *Proc. International Symposium on Rock Joints*, Loen, Norway, (editors Barton, N. R., and Stephanson, O.), Rotterdam: Balkema, s. 603-610.
72. Deere, D. U., and Miller, R. P. (1966). Engineering classification and index properties of rock. *Technical Report No. AFNL-TR-65-116*, Albuquerque, New Mexico: Air Force Weapons Laboratory.
73. International Society for Rock Mechanics Commission on Standardization of Laboratory and Field Tests, 2007. Suggested Method for Determination of the Schmidt Rebound Hardness. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* s. 107-108
74. Bishop, A. W. (1955). The use of the slip circle in the stability analysis of slopes. *Geotechnique*, vol. 5, no. 1, s. 7-17.
75. Spencer, E. (1973). Thrust line criterion in embankment stability analysis. *Geotechnique*, vol. 23, no. 1, s. 85-100.
76. Duncan, J. M., Wright, S. G., and Brandon, T. L. (2014). *Soil Strength and Slope Stability*. Second Edition, New Jersey: John Wiley and Sons
77. Petterson, K. E. (1955). The early history of circular sliding surfaces. *Geotechnique*, vol. 5, no. 4, s. 275-296.
78. Fellenius, W. (1918). Kaj-och jordrasen i Göteborg. *Tek. Tidskr. V. U.*, vol. 48, s. 17-19.
79. Fellenius, W. (1922). Staten Jarnjvagens Geotekniska Comission.
80. Fellenius, W. (1927). Erdstatische Berechnungen mit Reibung und Kohasion.
81. Turnbull, W. J., and Hvorslev, M. J. (1967). Spacial problems in slope stability. *Journal of Soil Mechanics and Foundations Division*, vol. 93, no. SM4, s. 499-528.
82. Duncan, J. M., and Wright, S. G. (1980). The accuracy of equilibrium methods of slope stability analysis. *Engineering Geology*, vol. 16, no. 1, s. 5-17.
83. Wright, S. G., Kulhawy, F. H., and Duncan, J. M. (1973). Accuracy of equilibrium slope stability analyses. *Journal of the Soil Mechanics and Foundation Division*, vol. 99, no. SM10, s. 783-791.
84. Spencer, E. (1967). A method of analysis of the stability of embankments assuming parallel interslice forces. *Geotechnique*, vol. 17, s. 11-26.
85. Morgenstern, N. R., and Price, V. E. (1965). The analysis of the stability of general slip surfaces. *Geotechnique*, vol. 15, no. 1, s. 79-93.

86. Morgenstern, N. R., and Price, V. E. (1967). A numerical method for solving the equations of stability of general slip surfaces. *Computer Journal*, vol. 9, no. 4, s. 388-393.
87. Janbu, N. (1954). Application of composite slip surface for stability analysis. In: *European Conference on Stability of Earth Slopes, Stockholm*, vol. 3, s. 43-49.
88. Janbu, N., Bjerrum, B., and Kjaernsli, L. (1956). Soil mechanics applied to some engineering problems. *Norwegian Geotechnical Institute, Oslo, Publ. 16, Chapter 1*.
89. Janbu, N. (1973). Slope stability computations. *Embankment-Dam Engineering, Casagrande Volume*, Publ. Wiley&Sons, Inc., s. 47-86
90. Sarma, S. K. (1973). Stability analysis of embankments and slopes. *Geotechnique*, vol. 23, no. 3, s. 423-433.
91. Sarma, S. K. (1979). Stability analysis of embankments and slopes. *Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE*, vol. 105, no. GT12, s. 1511-1524.
92. Zienkiewicz, O. C., Humpheson, C., and Lewis, R. W. (1975). Associated and non-associated visco-plasticity and plasticity in soil mechanics. *Geotechnique*, vol. 25, no. 4, s. 671-689.
93. Duncan, J. M., and Dunlop, P. (1969). Slopes in stiff-fissured clays and shales. *Journal of Soil Mechanics & Foundations Division, ASCE*, vol. 95, no. SM2, s. 467-492.
94. Snitbhan, N., and Chen, W. F. (1976). Finite element analysis of large deformation in slopes. *Numerical Methods in Geomechanics (three volume book)*, vol. 2 (edited by Desai, C. S.), ASCE, New York, s. 744-756.
95. Zienkiewicz, O. C. (1971). *The finite element method in engineering science*. London and New York: McGraw-Hill
96. Shukra, R., and Baker, R. (2003). Mesh geometry effects on slope stability calculation by FLAC strength reduction method – linear and non-linear failure criteria. In *Proceedings of the 3<sup>rd</sup> International FLAC Symposium* (eds Brummer, R., et al.) Sudbury, Ontario, Canada, s. 109-116.
97. Hammah, R. E., Yacoub, T. E., and Corkum, B. C. (2005). The Shear Strength Reduction Method for the Generalized Hoek-Brown Criterion. *The 40th U.S. Symposium on Rock Mechanics (USRMS): Rock Mechanics for Energy, Mineral and Infrastructure Development in the Northern Regions*, American Rock Mechanics Association, Alaska Rocks, Alaska.
98. Latha, G. M., and Garaga, A. (2010). Stability analysis of a rock slope in Himalayas. *Geomechanics and Engineering*, vol. 2, no. 2, s. 125-140.
99. IS 1893 (2002). *Criteria for earthquake resistant design of structures*. Bureau of Indian Standards, New Delhi, India.
100. Okabe, S. (1926). General theory of earth pressure. *Journal of Japanese Society of Civil Engineers*, vol. 12, no. 1, s. 311.

101. Mononobe, N., and Matsuo, H. (1929). On the determination of earth pressures during earthquakes. *Proceedings of World Engineering Conference*, Tokyo, Japan, vol. IX, paper no. 388, s. 177-185.





## ÖZGEÇMİŞ

### Kişisel Bilgiler

Soyadı, adı : DOĞAN, Yalın Umur  
 Uyuğu : T.C.  
 Doğum tarihi ve yeri : 14.09.1991, Ankara  
 Medeni hali : Bekar  
 Telefon : 0 (505) 589 71 56  
 e-mail : yalindogan@live.com



### Eğitim

Derece	Eğitim Birimi	Mezuniyet Tarihi
Yüksek lisans	Gazi Üniversitesi / İnşaat Mühendisliği	Devam ediyor
Lisans	Hacettepe Üni. / Jeoloji Mühendisliği	2014
Lise	Ayrancı Anadolu Lisesi	2009

### İş Deneyimi

Yıl	Yer	Görev
2017-Halen	GeoDestek Zemar Proje Ltd. Şti.	Jeoloji Mühendisi
2016-2017	Envy Enerji ve Çevre Yatırımları A.Ş	CBS Mühendisi

### Yabancı Dil

İngilizce

### Yayımlar

1. Dogan, Y. U., Işık, N. S. (2019). Çift Düzlemsel Yenilme Mekanizmalarının Limit Denge ve Sayısal Analiz Yöntemleri Kullanılarak Karşılaştırılması, Bayburt Üniversitesi Fen Bilimleri Dergisi, Cilt 2, Sayı 1.

### Hobiler

Futbol, Yüzme, Doğa Sporları





*GAZİ GELECEKTİR..*