İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ

TIRTILLI TAŞITLARIN MEKANİĞİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Makina Müh. Serdar MUMCU

Anabilim Dalı: Makina Mühendisliği

Programı: Otomotiv

Tez Danışmanı: Prof. Dr. Işık ERZİ

MAYIS 2003

<u>İSTANBUL TEKNİK ÜNİVERSİTESİ ★ FEN BİLİMLERİ ENSTİTÜSÜ</u>

TIRTILLI TAŞITLARIN MEKANİĞİ

YÜKSEK LİSANS TEZİ

Makina Müh. Serdar MUMCU
(503001505)

Tezin Enstitüye Verildiği Tarih : 5 Mayıs 2003
Tezin Savunulduğu Tarih : 29 Mayıs 2003

Tez Danışmanı : **Prof.Dr. Işık ERZİ**
Diğer Jüri Üyeleri : **Prof.Dr. İrfan YAVAŞLIOL**
Prof.Dr. Ali GÖKTAN

MAYIS 2003

ÖNSÖZ

Bu çalışmanın 1. bölümünde tırtıllı taşıtların seyir performansının tahmini için geliştirilmiş metotlardan kronolojik sırayla bahsedilmiş ve çalışmada yapılan analizden kısaca bahsedilmiştir. Bölüm 2 de ise farklı tür zeminlerin yük altındaki davranışları incelenmiş, 3. bölümde de literatürde yer alan analiz metotlarından bahsedilmiştir. 4. bölümde literatürdeki bilgisayar yardımlı analiz metotlarından söz edilmiştir. 5. ve 6. bölümde ise tırtıl altında oluşan basınç dağılımının analizi yapılmış ve dizayn parametrelerinin etkisi gösterilmiştir.

Tezin yazılması esnasında maddi manevi her türlü yardımda bulunan aileme, kaynak ve fikir alışverişinde desteğini esirgemeyen tez danışmanı hocam Prof. Dr. Işık ERZİ' ye ve tezin düzenlenmesinde fikirlerini sunan Makina Mühendisi Emre HACIBEYOĞLU ile Makina Mühendisi Serkan UZUNAY 'a teşekkür ederim.

Mayıs 2003 **Serdar MUMCU**

İÇİNDEKİLER

TABLO LİSTESİ **v**
ŞEKİL LİSTESİ **vi**
SEMBOL LİSTESİ **ix**
ÖZET **xi**
SUMMARY **xii**

1. GİRİŞ **1**

2. ZEMİN MEKANİĞİ **3**
2.1. Normal Ve Tekrarlı Yüklere Karşı Zeminlerin Cevabının Karakterizasyonu 3
2.2. Mineral Topraklı Zeminin Karakterizasyonu 3
2.2.1. Basınç-batma ilişkisi 3
2.2.2. Tekrarlı yüklere cevabı 13
2.3. Bataklık Zeminin Karakterizasyonu 15
2.3.1. Basınç-batma ilişkisi 16
2.3.2. Tekrarlı yüklere cevabı 25
2.4. Karlı Zeminin Karakterizasyonu 27
2.4.1. Karla kaplı buz tabakasının yataklama kapasitesi 29
2.4.2. Belirgin buz tabakasına sahip karla kaplı zeminin basınç-batma ilişkisi 36
2.4.3. Tekrarlı Yüklere Karşı Cevabı 38
2.5. Zeminlerin Kayma Davranışının Karakterizasyonu 39
2.5.1. Kayma Gerilmesi – Yer Değişimi İlişkisinin Karakterizasyonu 39
2.5.2. Tekrarlı Kayma Yüklerinde Zeminin Davranışı 40

3. TIRTILLI TAŞIT PERFORMANSININ TAHMİNİ İÇİN ÇÖZÜM METOTLARI **42**
3.1. Ampirik Metotlar 42
3.2. Teorik Metotlar 43
3.2.1. Plastik denge teorisi 43
3.2.2. Sonlu elemanlar metodu 43
3.3. Parametrik analiz metotları 45

4. TIRTILLI TAŞIT SEYİR PERFORMANSININ TAHMİNİ İÇİN BİLGİSAYAR YARDIMLI METOTLAR **51**
4.1. Tırtıl altındaki basınç dağılımı tahmini için yaklaşımlar 51
4.2. Tırtıl altındaki kayma gerilmesi dağılımı tahmini 53
4.3. Normal basınç dağılımının kayma gerilmesine olan etkisi 56

4.4. Seyir direnci ve seyir performansının tahmini 58
4.5. Tırtıllı Taşıt İle Zemin Arasındaki Etkileşim Bölgesinin Matematiksel Modeli 59
4.5.1. Matematiksel model 60
4.5.1.1.Tekerleklerle temas etmeyen tırtıl dilimi (a) 61
4.5.1.2.Tekerlekle temas halindeki tırtıl kısmı (b) 63
4.5.2. δ Ve h_g' nin Bulunması 64
4.5.3. Program Algoritması 66

5. TIRTILLI TAŞITLARIN ALTINDAKİ BASINÇ DAĞILIMI ANALİZİ 70
5.1. Tırtıl ve Zemin Etkileşim Bölgesinin Modellenmesi 70
5.1.1. Deforme olmuş tırtıl şekli 71
5.1.2. Şekil değiştirebilen zemin üzerindeki tırtıl-süspansiyon sisteminin geometrisi 78
5.1.3. Taşıtın düşey dengesi 82

6. SONUÇLAR VE TARTIŞMA 86
6.1. Dizayn parametrelerinin basınç dağılımına etkileri 89

KAYNAKLAR 96

ÖZGEÇMİŞ 97

TABLO LİSTESİ

Sayfa No

Tablo 2.1. Farklı mineral topraklı zeminlerde bainç-batma ilişkisini karakterize eden parametrelerin ortalama değerleri…………………..13
Tablo 2.2. A mevkiindeki bataklık için k, m_m, z_b değerleri……………………… 24
Tablo 2.3. Benzer testler B mevkisi için de yapılır ve çıkan sonuçlar Tablo 2.3’de gösterilmiştir…………………………………………… 25
Tablo 2.4. A mevkiisindeki bataklık için k_0 ve A_u değerleri……………………...26
Tablo 2.5. k_{p1}, k_{p2}, k_{z1} ve k_{z2} değerleri…………………………………………… 38
Tablo 2.6. A ve B tipi karlı zeminler için tekrarlı yükleme durumundaki parametre değerleri…………………………………………………….39
Tablo 6.1. Farklı tekerlek sayısı için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu……………………………………………………..90
Tablo 6.2. Orijinal tekerlek çapı ve % 20 oranında arttırılmış tekerlek çapı için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu……….92
Tablo 6.3. Süspansiyon sertliğinin maksimum zemin basıncına olan etkisi………93
Tablo 6.4 Orijinal tırtıl başlangıç gergisi ve % 20 oranında arttırılmış başlangıç tırtıl gergisi için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu………………………………………………………………94

ŞEKİL LİSTESİ

Sayfa No

Şekil 2.1 : 3.75 cm çapındaki dairesel levha için çıkartılan LETE kumundaki basınç-batma eğrisi……………………………………………………..6
Şekil 2.2 : 5 cm çapındaki dairesel levha için çıkartılan LETE kumundaki basınç-batma eğrisi……………………………………………………. 7
Şekil 2.3 : 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi…………………………………7
Şekil 2.4 : 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak elde edilen yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi………………………8
Şekil 2.5 : 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi…………………………………..8
Şekil 2.6 : 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç batma eğrisi…………………………………..9
Şekil 2.7 : 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan kuzey Gower bölgesindeki killi toprak için basınç-batma eğrisi………………………9
Şekil 2.8 : 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan kuzey Gower bölgesindeki killi toprak için basınç batma eğrisi……………………...10
Şekil 2.9 : 3,75 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan Grenville bölgesi toprağı için basınç-batma eğrileri…………………………...10
Şekil 2.10 : 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan Grenville bölgesi toprağı için basınç-batma eğrileri…………………………...11
Şekil 2.11 : Mineral topraklı zeminin tekrarlı normal yüklere cevabı……………...14
Şekil 2.12 : LETE kumu için başlangıç batması ile birlikte yüksüz kalma-yeniden yükleme döngüsü boyunca zemin sertliği değişimi…………..15
Şekil 2.13 : Bataklık A ‘da Dikdörtgen bir levha kullanılarak ölçülen basınç-batma ilişkisi…………………………………………………...16
Şekil 2.14 : Bataklık A ‘da Dairesel bir levha kullanılarak ölçülen basınç-batma ilişkisi…………………………………………………...17
Şekil 2.15 : Bekker tarafından 1969 yılında önerilen bataklık yüzeyi çökme mekanizması………….. ………………………………………………18
Şekil 2.16 : Wong tarafından 1979 yılında önerilen gerilmeden ötürü bataklık yüzeyinin çökme modeli……………………………………………19
Şekil 2.17 : Yüzey elemanının dengesi………………………………………….20
Şekil 2.18 : Bataklık parametresi m’ nin değişimine göre bataklık yüzeyi profili…21
Şekil 2.19 : Bataklık A için yüzey kesikliği ile elde edilen basınç-batma eğrisi…..24
Şekil 2.20 : A mevkiisindeki bataklığın tekrarlı normal yüklere karşı cevap eğrisi………………………………………………………….. 26

Şekil 2.21 : A bataklığında başlangıç batması ile birlikte yüksüz kalma yeniden yükleme döngüsü esnasındaki zemin katılığı değişimi………27
Şekil 2.22 : Petawawa bölgesinde A tipi karın profili…………………………...28
Şekil 2.23 : Petawawa bölgesinde B tipi karın profili…………………………...28
Şekil 2.24 : 5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A Tipi karın basınç-batma eğrisi………………………..31
Şekil 2.25 : 7,5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A tipi karın basınç-batma eğrisi…………………………31
Şekil 2.26 : 5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki B Tipi karın basınç-batma eğrisi………………………...32
Şekil 2.27 : 7,5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A tipi karın basınç-batma eğrisi 32
Şekil 2.28 : Dairesel ve şerit yükleme altındaki sonsuz plaka…………………….. 33
Şekil 2.29 : Yerel yataklama kapasitesi yırtıkları : (a) Yerel kesme gerilmesi yırtıkları (b) Yerel çevresel gerilme yırtıkları…………………………35
Şekil 2.30 : Petawawa bölgesindeki A tipi karın tekrarlı normal yüklere karşı cevabı………………………………………………………… 38
Şekil 2.31 : Kumlu toprağın tekrarlı kayma yüklerine cevabı……………………...41
Şekil 3.1 : Zemin deformasyonunun sonlu elemanlar analizinde kabul edilen basınç dağılım tipleri (Karafiath, 1984)……………………………….44
Şekil 3.2 : Tırtıllı taşıt performansının tahmini için basitleştirilmiş metot……….46
Şekil 3.3 : Tırtıl altında idealize edilmiş farklı tip normal basınç dağılım modelleri…………………………………………………………… 47
Şekil 3.4 : Kumda hareket eden tırtıllı taşıtın normal basınç dağılımının çeki kuvvetine etkisi……………………………………………………... 50
Şekil 4.1 : Şekil değiştirebilir zemin üzerindeki bir noktanın kayma hızı……….. 54
Şekil 4.2 : Sabit normal basınç altındaki kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi b) Değişken normal basınç altındaki kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi…………………………………………………… 57
Şekil 4.3 : Tırtıl sistemine etkiyen kuvvetler…………………………………... 57
Şekil 4.4 : Tekerlekler ile tırtıl şeklinin çizimi……………………………………61
Şekil 4.5 : Zeminle temas etmeyen tırtıl kısmına etkiyen kuvvetler……………...61
Şekil 4.6 : Zeminle temas eden tıtrıl kısmının şematik gösterimi………………...62
Şekil 4.7 : Parçalara bölme metodu……………………………………………….66
Şekil 5.1 : Tırtıllı sistemin şematik görüntüsü…………………………………… 71
Şekil 5.2 : Zeminle temas halindeki tırtıl elemanına etkiyen kuvvetler…………..72
Şekil 5.3 : İki tekerlek arasındaki tırtıl şekli……………………………………... 76
Şekil 5.4 : Ön veya arka tekerlek altındaki tırtıl şekli……………………………77
Şekil 5.5 : Tırtılın üst kısmının şematik görüntüsü………………………………..81
Şekil 5.6 : 1/50 ölçekli örnek taşıt resmi………………………………………….84
Şekil 6.1 : Çok yumuşak zemin üzerindeki (k = 350 kN/m3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı……………………………..86
Şekil 6.2 : Yumuşak zemin üzerindeki (k = 650 kN/m3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı……………………………..86
Şekil 6.3 : Orta sertlikte zemin üzerindeki (k = 2000 kN/m3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı……………………………..87

Şekil 6.4 : Sert zemin üzerindeki (k = 5000 kN/m3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı…………………………….. 88
Şekil 6.5 : Çok sert zemin üzerindeki (k = 8500 kN/m3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı……………………………..88
Şekil 6.6 : Farklı zemin sertliklerindeki göre maksimum batma eğrsi……………89
Şekil 6.7 : Tekerlek sayısının maksimum basınca etkisi…………………………..89
Şekil 6.8 : Tekerlek yarıçapının maksimum basınca etkisi………………………91
Şekil 6.9 : Başlangıç tırtıl gergisinin maksimum zemin basıncına etkisi…………95

SEMBOL LİSTESİ

A	:	Alan
$\mathbf{A_u}$	:	Tekrarlı yük cevabı parametesi
b	:	Dairesel plakanın çapı ya da diktörtgen plakanın küçük olan uzunluğu
$\mathbf{b_b}$	:	Kabuk genişliği
c	:	Zeminin kohezyon değeri
D	:	Yarıçap
E	:	Elastikiyet katsayısı
f_0	:	Buz tabakasnın kırılma direnci
h	:	Kalınlık
$\mathbf{H, H_{EF}}$	:	Tırtıl geriliminin yatay bileşeni
$\mathbf{h_g}$	:	Zemin yüzeyinden tırtılın batma miktarı
i	:	Kayma değeri
j	:	Kayma yer değiştirmesi
k	:	Zemin sertliği
$\mathbf{k_0}$	:	Tekrarlı yük cevabı parametesi
K	:	Kayma deformasyon modülü
k	:	Zemin sertliği
$\mathbf{k_s}$	:	Süspansyon yayının sertlik katsayısı
$\mathbf{k_t}$	:	Gerilme yayı aygıtının sertlik katsayısı
k_u	:	Yüksüz kalma-yeniden yükleme döngüsündeki zemin sertliği parametresi
$k_{p1}, k_{p2} k_{z1}, k_{z2}$	:	Karlı zemin parametresi
$n, k_c, k_\phi, k_c^{'}, k_\phi^{'}$	:	Zemin parametreleri
l	:	Uzunluk
L	:	Ön teker ile arka tekerin merkezleri arasındaki mesafe
$\mathbf{L_b}$	:	Kabuk uzunluğu
$\mathbf{m, m_m}$	:	Bataklık yüzeyi ve bataklık kömürü arasındaki direnç ilişkisinin parametreleri
M_0	:	Birim uzunluk başına buz tabakasının limit eğilme momenti
m	:	Destekleyici silindir sayısı
N	:	Sayı
p	:	Basınç
p_m	:	Ölçülen basınç
$\mathbf{p_u}$	:	Yüksüz kalma başladığı andaki basınç
$p^{''}$	:	Alt toprak tepkisi
P_{CO}	:	Buz tabakasının çökme yükü
p_ϖ	:	Karlı zemin parametresi
$\mathbf{p_b}$	:	Kabuk- zemin etkileşim bölgesindeki basınç
$\mathbf{R_1, R_2, R_3}$	:	Zemin tepkisi
r	:	Tekerlek yarıçapı
$\mathbf{r_s}$	:	Tahrik dişlisi yarıçapı

$\mathbf{r_t}$	:	Germe tekerleği yarıçapı
$\mathbf{R_t}$	:	Seyir direnci
$\mathbf{R_{be}}$	:	Kabuk seyir direnci
s	:	Kayma gerilmesi
$\mathbf{s_{max}}$	:	Maksimum kayma gerilmesi
$\mathbf{s_b}$	:	Kabuk- zemin etkileşim bölgesindeki kayma gerilmesi
$\mathbf{t_0}$	:	Bataklık yüzeyi tabaka kalınlığı
$\mathbf{T_0}$	:	Birim genişlik başına tırtıl başlangıç gerilmesi
$\mathbf{T_{EF}}$, $\mathbf{T_{Be}}$, $\mathbf{T_{FI}}$, $\mathbf{T_{0,}}$, $\mathbf{T_{0s}}$	:	Birim genişliği başına tırtıl gerilmesi
V	:	Tırtıl gerilmesi düşey bileşeni
Vt	:	Taşıtın teorik hızı
W	:	Yük, ağırlık
$\mathbf{x_c}$, $\mathbf{z_c}$	:	Ortak noktaların koordinatları
$\mathbf{x_m}$, $\mathbf{z_m}$	:	Tırtıl tekerleği altında minimum batmanın olduğu noktanın koordinatları
$\mathbf{x_s}$	:	Ön veya arka tekerlek merkezinin tekerleğin zemine temas ettiği noktaya olan yatay uzaklığı
x(z) veya z(x)	:	Tırtıl şekli denklemi
z_u	:	Yüksüz kalma başladığı andaki batma
z_ω	:	Karlı zemin parametresi
α, β	:	Tahrik dişlisinin veya germe tekerleği aygıtının zeminle yapmış olduğu açı
γ	:	Zeminin özgül ağırlığı
$\mathbf{\Phi}$	:	Kayma direnci açısı
$\mathbf{\Delta a}$	:	Süspansyon yayındaki toplam sıkışma veya uzama
$\mathbf{\Delta c}$	:	Gergi tekerleği aygıtının yayındaki toplam sıkışma veya uzama
$\mathbf{\Delta L_{ir}}$	:	Tırtılın zeminle temas eden kısmındaki uzunluk artış miktarı
$\mathbf{\Delta L_{rd}}$	:	Tırtılın ön ve arka tekerleklerinin uç kısımlarındaki kısalma miktarı
$\mathbf{\Lambda_I}$	:	Bir çift silindir arasındaki uzunluk
$\mathbf{\lambda_I}$	:	Bir çift silindir arasındaki yatay mesafe
$\mathbf{\varphi_c}$	:	Kesişim noktadasındaki açısal koordinat
$\mathbf{\varphi_s}$	:	Tekerleğin yatay zeminle kesişiminin açısal koordinatı
τ_r	:	Bataklık tabakanın kesme direnci

TIRTILLI TAŞITLARIN MEKANİĞİ

ÖZET

Bu çalışmada durağan koşullardaki tırtıllı taşıt altındaki basınç dağılımı analitik metot ile ifade edilmiştir. Analizden evvel tırtıllı aracın özellikle seyir halinde bulunduğu karlı, mineral topraklı ve bataklık zeminlerinin davranış özellikleri belirtilmiştir. Ayrıca literatürdeki değişik analiz metotlarından ve taşıtın seyir performansından da bahsedilmiştir. Analiz esnasında tırtıl-süspansiyon geometrisi ile önemli bir parametre olan zemin karakteristiği de hesaba katılmıştır. Hesaplama yöntemi olarak bir bilgisayar programından yararlanılmıştır. Çözüm yolunda basınç-batma ilişkisi lineer kabul edilmiş ve taşıtın tekrarlı yüklere maruz kalmadığı yani tüm tekerleklerin aynı miktarda zemine gömüldüğü kabul edilmiştir. Bu kabul sıkıştırabilmesi zor olan zeminler için geçerli olmaktadır. Sonuçlar kısmında ise en yumuşak zemin ile en sert zemin aralığındaki tırtıllı taşıt altında oluşan basınç dağılımı çıkarılmış ve yorumlanmıştır ve görülmüştür ki zemin sertleştikçe basınç dağılımı düzgünsüzleşmektedir. Ayrıca tırtıl dizayn parametrelerinden başlangıç tırtıl gergisi, tekerlek sayısı, tekerlek yarıçapı ve süspansiyon yayı parametrelerinin tekerlek altındaki basınç dağılımına olan etkileri gösterilmiştir. Görülmüştür ki tekerlek sayısının değişiminin basınç dağılımına etkisi maksimum basınç için % 20 mertebelerindedir fakat basınç dağılımı düzgünlüğüne etkisi hemen hemen yok gibidir. Sonuçlar kısmında dikkat çeken en önemli kısım başlangıç tırtıl gergisinin basınç dağılımında üniformluluğu arttırıcı etkide bulunmasıdır. Diğer tüm parametrelerin değişik değerlerinde maksimum ile minimum basınç arasındaki fark hemen hemen aynı kalmaktadır ama başlangıç tırtıl gergisi parametresindeki gerginin artımı basınç dağılımı düzgünlüğü sağlamaktadır.

MECHANİCS OF TRACKED VEHİCLES

SUMMARY

An analytical method for predicting the pressure distribution beneath a tracked vehicle under static conditions is presented. Before the analysis method the terrain characteristics, especially mineral terrain, muskeg and snowy terrain characteristics are shown. Furthermore various types of analysis methods and drawbar pull of tracked vehicles which are in the litterature are mentioned. During the analysis track-suspension geometry and another major design parameter as well as terrain characteristics are taken into consideration. For the calculation method Mathematica software is used. In the results section pressure distribution beneath a tracked vehicle is solved and commented on the most soft and most firm terrain interval. Furthermore the effects of design paramters on the pressure distribution as well as initial track tension, number of road wheels, radius of road wheels and stiffness of suspension parameters are shown. In the thesis pressure-sinkage relation is assumed lineer and the effects of repetitive loading is neglected namely sinkage of all road wheels is assumed same. This assumption is valid for small compressible terrain. In the result section it can be seen that effects of number of road wheels on the pressure distribution for the maximum pressure is % 20 but the uniformity of pressure distirbution do not change. The most interesting result is the effects of initial trac tension. For another design paramters difference between maximum and minimum pressure is closely same but increase of initial track tension make pressure distribution more uniform.

1. GİRİŞ

Tarımda ve inşaat endüstrisinde düşük hızlarda kullanılan, daha uzun tırtıl adımına sahip olan ve daha fazla sayıda ancak küçük çaplı tekerleği olan tırtıllı araçların tırtıllarının rijit basma yüzeyine sahip oldukları söylenebilir. Bu tip taşıtlarda tekerleklerin altındaki normal basınç genellikle keskin tepeler oluşturmaz. Ama tırtıllı askeri taşıtlar gibi yüksek hızlar için tasarlanan tırtıllı taşıtların rijit bir basma yüzeyine sahip oldukları varsayımı gerçekçi değildir. Yüksek çalışma hızlarını elde etmek için, hız değişimlerini ve titreşimlerini azaltmak için daha kısa tırtıl adımlarının kullanılması önemlidir. Ancak aracın büyük engelleri geçebilme kabiliyetine sahip olabilmesi için yeterli süspansiyon hareketi olan büyük tekerleklere ihtiyaç duyulur. Daha az sayıda büyük çaplı tekerleklerin ve kısa tırtıl adımlarının kullanılması sonucu, tırtılın altındaki normal basınç dağılımı dengeli olmaz ve tekerleklerin altında önemli basınç tepeleri görülür.

Wong ve Garber tarafından 1981 yılında durağan haldeki taşıtın zemindeki basınç dağılımının tahmini için bir metot geliştirilmiştir. Bu analizde tırtıllı taşıta ait tekerleklerin sayısı ve yerleşim mesafesi, başlangıç gergi kuvveti süspansiyon karakteristiği gibi tasarım özellikleri hesaba katılmıştır. Durağan haldeki taşıtın zemin ve taşıt etkileşim bölgesinin detaylı bir analizi sonucunda zemin şartları tasarım parametreleri ve durağan basınç dağılımı arasındaki iletişim bulunabilmektedir. Zeminde oluşan maksimum basınç değerinin ortalama basınç değerine (normal yükün temas alanına bölünmesi) olan oranı, değişik tipteki tırtıllı taşıtlar için maksimum batma değerleri bulunmuştur. Garber ve Wong tarafından geliştirilen bu model tırtıllı taşıtın değişik tasarım parametrelerine göre performanslarını tahmin etmekte araç olmaktadır. Yalnız bilinmelidir ki taşıt tekrarlı yüklerin etkisi altında kalmaktadır ve zeminin hareket halindeki araca olan cevabı basınç dağılımını bulurken hesaba katılmalıdır. Ayrıca kayma gerilmesi dağılımı taşıt-zemin temas bölgesinde hareketli taşıt için geliştirilmelidir. Tırtıllı taşıtların seyir performansını tahmin edebilmek için bu faktörler hesaba eklenmelidir.

Askeri tırtıllı taşıtlarda özellikle tekerlek altındaki kısımlarda basınç dağılımı üniform yapıdan uzaktadır. Sonuçta deforme olabilen zeminle temas halindeki palet deforme olmakta ve eğri şeklini almaktadır. Temas yüzeyi diğer metotlardaki gibi düz alınmamıştır. Yapılan en son analiz metotlarında ise ardışık tekerleklerden ötürü meydana gelen tekrarlı yüklerin etkisi ve bu etkiye, zeminin cevabı hesaba katılmıştır (Wong 1984).

Bu çalışmada askeri tırtıllı taşıtların statik koşullar altında tırtıl altında oluşan basınç dağılımı incelenmiştir. Analiz esnasında tırtıl-süspansiyon sistemi ile önemli bir parametre olan zemin davranışları da hesaba katılmıştır. Ayrıca tırtıl tasarım parametrelerinden başlangıç tırtıl gergisi, tekerlek sayısı, tekerlek yarıçapı ve süspansiyon yayı parametrelerinin tekerlek altındaki basınç dağılımına olan etkileri gösterilmiştir. Tezde, ikinci bölümde farklı zeminlerin davranış özellikleri incelenmiş üçüncü bölümde ise literatürde yer alan tırtıllı taşıt performansının tahmini için yapılmış çözüm metotlarından, dördüncü bölümde ise bilgisayar destekli çözüm yöntemlerinden bahsedilmiştir. Beşinci bölümde ise tırtıl altındaki basınç dağılımının analizi yapılmıştır. Sonuç kısmında taşıt basıncına dizayn parametrelerinin nasıl etkidiği saptanmış ve yorumlanmıştır.

2. ZEMİN MEKANİĞİ

2.1 NORMAL VE TEKRARLI YÜKLERE KARŞI ZEMİNLERİN CEVABININ KARAKTERİZASYONU

Taşıt hareket halinde iken zemine normal yük uygular, bu da zeminde batmaya sebebiyet vermektedir. Batma da nihayetinde seyir direncine sebep oluşturur. Sonuçta zemin elemanı her zaman için sıralı tekerleklerden dolayı tekrarlı yüklerin etkisine maruz kalmaktadır. Taşıt-zemin etkileşim bölgesindeki normal basınç dağılımının ve de taşıtın çekiş performansının tahmini için zeminin normal ve tekrarlı yüklere vermiş olduğu cevap ölçülmelidir. Bu bölümde mineral topraklı zemin, bataklık ve karlı zemin gibi farklı zeminlerin cevapları ölçülmüş ve karakterize edilmiştir. Zemin davranışının karakterizasyonundaki asıl soru farklı yükleme durumunda ki basınç-batma ilişkisi ve kayma gerilmesi-kayma yer değiştirmesi ilişkisi gibi zemin cevaplarının gerçeği tam olarak yansıttığını belirtecek bir fonksiyonun oluşturulabilmesidir. En gerçekçi yaklaşım metodu benzer şartlar sağlanarak yoldışı bir aracın zemine bir yük uygulaması ve bu yüklemeye karşı zemin cevabının ölçülmesidir. Daha sonradan da eldeki bu deneysel verilerden de yararlanılarak uygun eğrilerin dolayısıyla fonksiyonların oluşturulmasıdır.

Bu bölümde de farklı yükleme durumlarında değişik tiplerdeki zeminlerin cevaplarının karakterizasyon metotları anlatılmıştır.

2.2 MİNERAL TOPRAKLI ZEMİNİN KARAKTERİZASYONU

Kanada'nın Doğu Ontario bölgesinde bulunan verimli kumlu toprak, killi toprak ve verimli toprak üzerinde yapılan çalışmalarda zeminin normal ve tekrarlı yüklere vermiş olduğu cevaplar ölçülmüş ve karakterize edilmiştir.

2.2.1 Basınç-Batma İlişkisi

Değişik mineral topraklı zemine ait basınç-batma eğrileri Şekil 2.1'den 2.10' a kadar gösterilmiştir.

Mineral topraklı zeminler için basınç-batma eğrisine ait denklemler Bekker ve Reece tarafından ifade edilmiş denklemlerdir.

Bekker denklemi;

$$p = \left(k_c / b + k_\phi\right) z^n = k_{eq} z^n \tag{2.1}$$

Reece denklemi;

$$p = \left(c k_c^{'} + \gamma b k_\phi^{'}\right)\left(z/b\right)^n \tag{2.2}$$

p : Basınç

b : Dairesel plakanın çapı ya da diktörtgen plakanın küçük olan uzunluğu

z : Batma miktarı

c : Zeminin kohezyon değeri

γ : Zeminin özgül ağırlığı

$n, k_c, k_\phi, k_c^{'}, k_\phi^{'}$: Zemin parametreleri

2.1 ve 2.2 numaralı denklemler zeminin basınç-batma bağıntısını karakterize etmek için kullanılırken başlıca problemlerden bir tanesi zemin parametrelerinin deneysel veriler yardımıyla nasıl elde edileceğidir. Mantıklı en uygun çözüm ağırlıklı en küçük kareler metodunun uygulanmasıdır.

Örnek olarak Bekker'in önerdiği basınç-batma ilişkisi ele alınır ve her iki tarafın logaritması alınırsa 2.3 numaralı denklem elde edilir ;

$$\ln p = \ln\left(k_c / b + k_\phi\right) + n \ln z \tag{2.3}$$

Yukarıdaki denklemde p ve z deneysel yollarla ölçülmüş değerler, b ise plakanın en küçük boyutu (veya yarıçapı) olup bilinen değerlerdir. k_c, k_ϕ ve n zemin sabitleri ise deneysel verilerden yola çıkılarak tanımlanmalıdır. 2.3 denkleminin en uygun biçimde çözümü olabilmesi için en küçük kareler metodu tam olarak uygulanamamaktadır. Çünkü ölçülen değerler p ve z'dir, lnp ve lnz değildir. En küçük kareler prensibi uygulandığı zaman özellikle küçük basınç değerlerinde sapmalar çok fazla olacaktır. Dolayısıyla tüm ifadeyi ω_r ağırlık faktörü ile çarpıp aşağıdaki denklemin minimumu aranmalıdır.

$$\omega_r \left[\ln p - \ln\left(k_c/b + k_\phi\right) + n \ln z\right] \tag{2.4}$$

Tüm gözlemler için hata oranının eşit olduğu varsayımıyla ω_r ağırlık faktörü aşağıdaki gibi alınabilir (Wong, 1980) ;

$$\omega_r = p^2 \tag{2.5}$$

Dolayısıyla k_c, k_ϕ ve n değerleri için en uygun çözüm aşağıda oluşturulan fonksiyonun minimum değerinin hesaplanması ile bulunur.

$$F = \sum p^2 \left[\ln p - \ln\left(k_c/b + k_\phi\right) + n \ln z\right]^2 \tag{2.6a}$$

$$F = \sum p^2 \left[\ln p - \ln k_{eq} - n \ln z\right]^2 \tag{2.6b}$$

$$k_{eq} = k_c/b + k_\phi \tag{2.6.c}$$

F fonksiyonunu minimum yapabilmek için n ve k_{eq} ' a göre kısmi türevi alınır ve sıfıra eşitlenir.

n' ye göre F fonksiyonunun kısmi türevi alınır ve sıfıra eşitlenirse ;

$$\ln k_{eq} \sum p^2 \ln z + n \sum p^2 (\ln z)^2 = \sum p^2 \ln p \ln z \tag{2.7}$$

k_{eq} ' a göre F fonksiyonunun kısmi türevi alınır ve sıfıra eşitlenirse ;

$$\ln k_{eq} \sum p^2 + n \sum p^2 \ln z = \sum p^2 \ln p \tag{2.8}$$

2.7 ve 2.8 numaralı denklemlerin kendi aralarında çözümlenip "n ve $\ln k_{eq}$" değerlerinin yalnız bırakılmasıyla 2.9 ve 2.10 numaralı denklemler elde edilir;

$$n = \frac{\sum p^2 \sum p^2 \ln p \ln z - \sum p^2 \ln p \sum p^2 \ln z}{\sum p^2 \sum p^2 (\ln z)^2 - \left(\sum p^2 \ln z\right)^2} \tag{2.9}$$

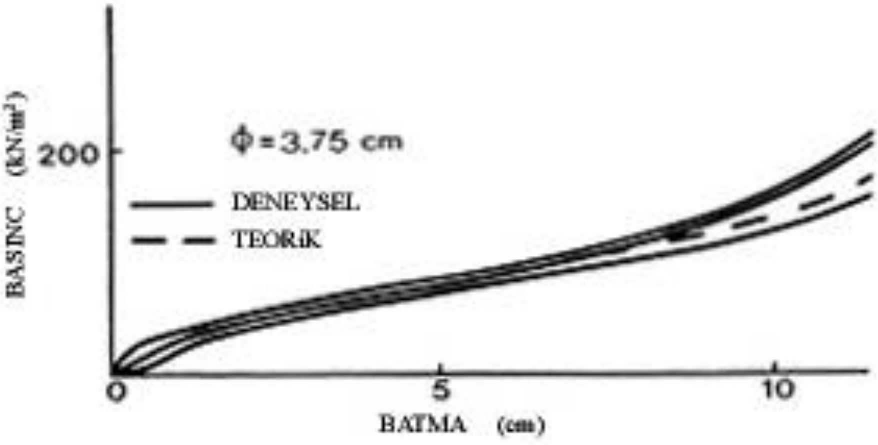
$$\ln k_{eq} = \frac{\sum p^2 \ln p - n \sum p^2 \ln z}{\sum p^2} \tag{2.10}$$

Ayrıca belirtilmelidir ki iki farklı plaka genişliği için yapılan ölçümler sonucunda çıkan iki farklı n değerinin ortalaması alınır ve sonuç yazılır.

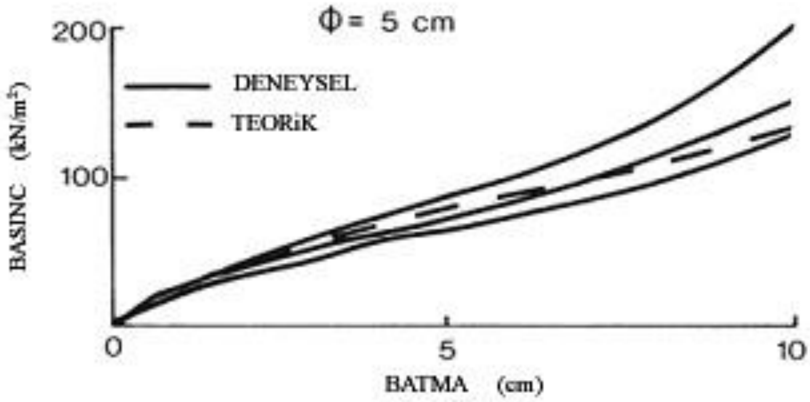
$$n_{av} = \frac{(n)_{b=b_1} + (n)_{b=b_2}}{2} \tag{2.11}$$

Elde edilen n_{av} değeri daha sonra 2.10 numaralı denklemde k_{eq} değerinin tayini için n değerinin yerine konulur ;

$$\ln k_{eq} = \frac{\sum p^2 \ln p - n_{av} \sum p^2 \ln z}{\sum p^2} \tag{2.12}$$



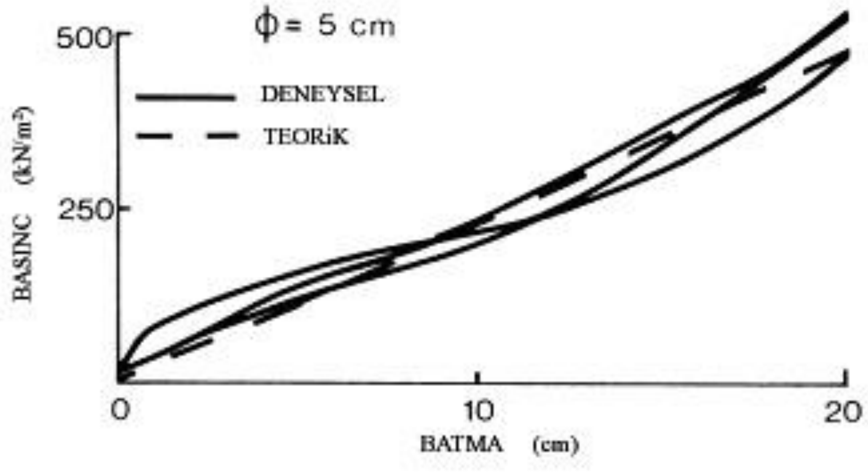
Şekil 2.1 3.75 cm çapındaki dairesel levha için çıkartılan LETE kumundaki basınç-batma eğrisi



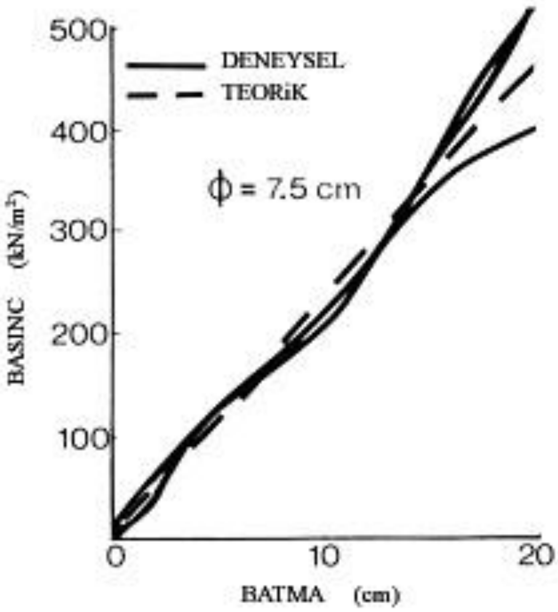
Şekil 2.2 5 cm çapındaki dairesel levha için çıkartılan LETE kumundaki basınç-batma eğrisi

İki farklı plaka genişliği b_1 ve b_2 alınarak bulunan k_{eq} değerleri denklem 2.1 de yerine konur ve k_c değeri hesaplanır ;

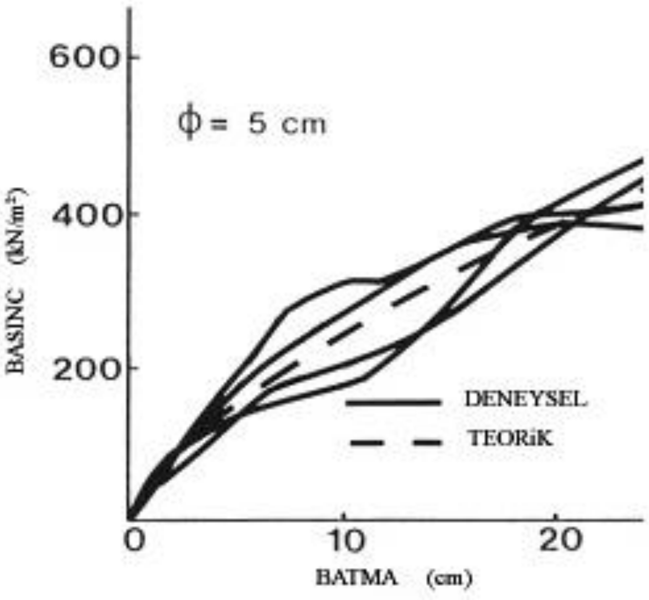
$$k_c = \frac{(k_{eq})_{b=b_1} - (k_{eq})_{b=b_2}}{b_2 - b_1} b_1 b_2 \tag{2.13}$$



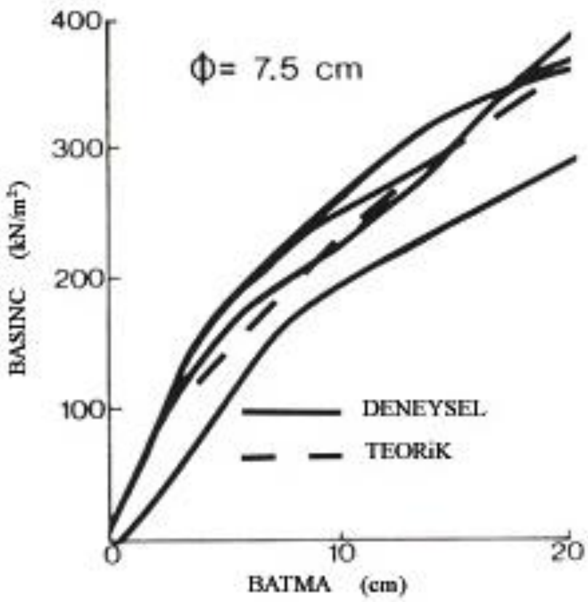
Şekil 2.3 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi



Şekil 2.4 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi



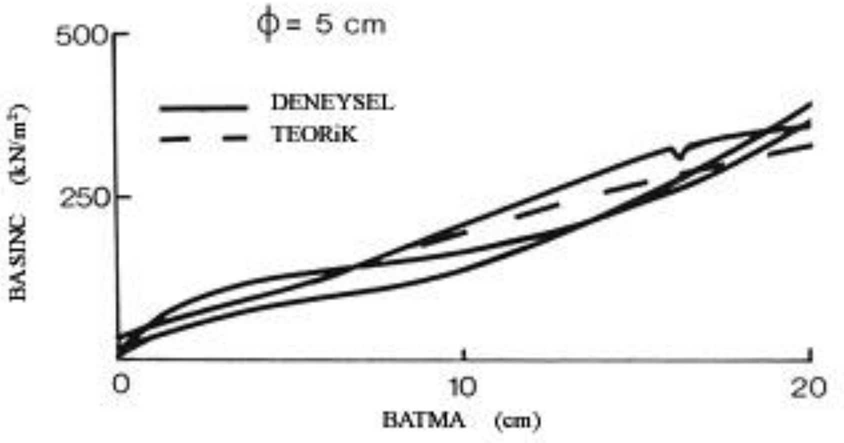
Şekil 2.5 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi



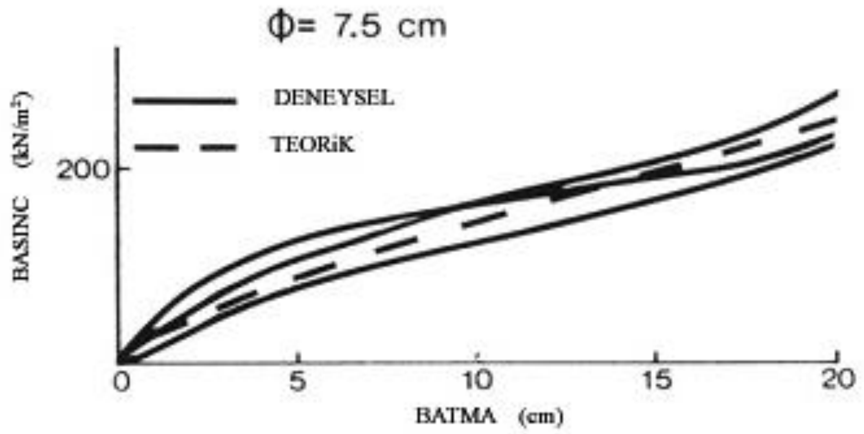
Şekil 2.6 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan yüksek arazideki kumlu toprak için basınç-batma eğrisi

$b = b_1$ için bulunan k_c değeri denklem 2.1 de yerine konulursa, buradan k_ϕ değeri hesaplanır ;

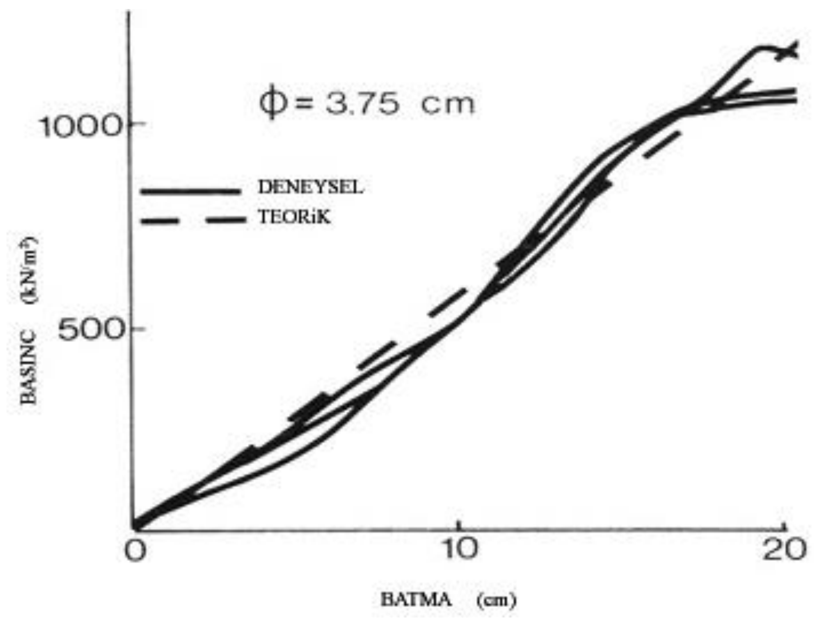
$$k_{\phi} = \left(k_{eq}\right)_{b=b_1} - \frac{\left(k_{eq}\right)_{b=b_1} - \left(k_{eq}\right)_{b=b_2}}{\mathrm{b}_2 - b_1}\mathrm{b}_2 \tag{2.14}$$



Şekil 2.7 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan kuzey Gower bölgesindeki killi toprak için basınç-batma eğrisi



Şekil 2.8 7,5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan kuzey Gower bölgesindeki killi toprak için basınç-batma eğrisi



Şekil 2.9 3,75 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan Grenville bölgesi toprağı için basınç-batma eğrileri

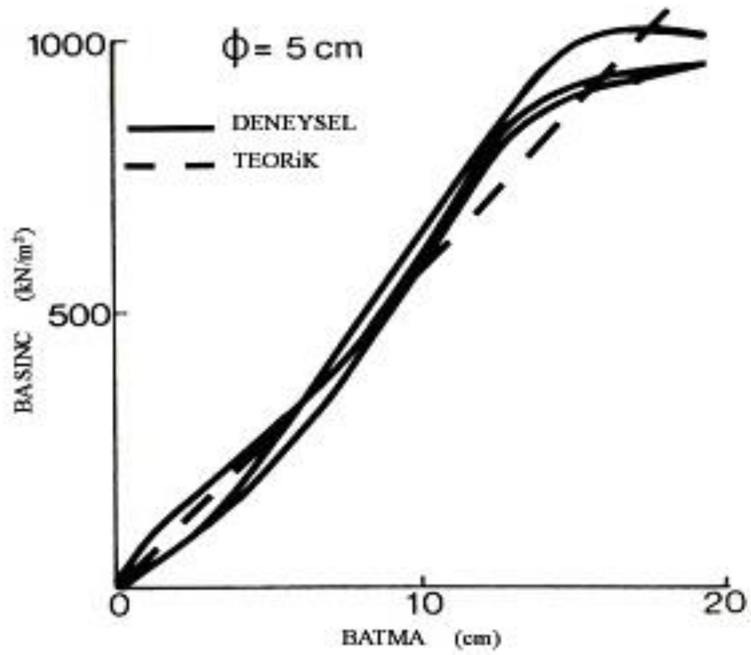
Deneysel veriler ile teorik veriler arasındaki uyumu değerlendirmek amacıyla ε parametresi kullanılır ;

$$\in = 1 - \frac{\sqrt{\sum (p_m - p_{cl})^2 / (N-2)}}{\sum p_m / N} \tag{2.15}$$

p_m : Ölçülen basınç

p_{cl} : Hesaplanan basınç N : Veri sayısı

Şekil 2.10



Şekil 2.11 5 cm çapındaki dairesel levha kullanılarak çıkartılan Grenville bölgesi toprağı için basınç-batma eğrileri

ε, 1' e eşit olduğu zaman uygunluk mükemmel demektir. Belirli bir zemin üzerinde yapılan testler sonucunda k_c, k_ϕ *ve* n ifadelerinin ortalama değerleri ve standart sapmaları hesaplanır ve yazılır. Böylelikle normal yüklere zeminin vermiş olduğu cevabın tam istatiksel tanımı çıkartılmış olur.

Aynı yaklaşım metodu 2.2 numaralı denklem ile ifade edilen Reece denklemi için de uygulanabilir. Bu denklemde $c, \gamma, k_c^{'}, k_\phi^{'}$ toprak sabitleridir. Reece denkleminin sabitlerinin kendi aralarında kombine edilmesi ile aşağıdaki denklem 2.16 elde edilir ;

$k_c^{''} = ck^{'}$ *ve* $k_\phi^{''} = \gamma k_\phi^{'}$ olmak üzere

$$p = \left(k_c^{''} + bk_\phi^{''}\right)\left(z/b\right)^n \tag{2.16a}$$

$$k_{eq}^{'} = k_c^{''} + bk_\phi^{''} \tag{2.16b}$$

Aynı şekilde en uygun n ve $k_{eq}^{'}$ $(k_{eq}^{'} = k_c^{''} + bk_\phi^{''})$ değerlerinin çözümü için ağırlıklı en küçük kareler metodu uygulanır ve sonuçta aşağıdaki ifadeler elde edilir ;

$$n = \frac{\sum p^2 \sum p^2 \ln p \ln(z/b) - \sum p^2 \ln p \sum p^2 \ln(z/b)}{\sum p^2 \sum p^2 \ln(z/b)^2 - \left[\sum p^2 \ln(z/b)\right]^2} \qquad (2.17)$$

$$\ln k_{eq}^{'} = \frac{\sum p^2 \ln p^2 - n \sum p^2 \ln(z/b)}{\sum p^2} \qquad (2.18)$$

$$n_{av} = \frac{(n)_{b=b_1} + (n)_{b=b_2}}{2} \qquad (2.19)$$

2.19 numaralı denklemde n yerine n_{av} yazılırsa ;

$$\ln k_{eq}^{'} = \frac{\sum p^2 \ln p^2 - n_{av} \sum p^2 \ln(z/b)}{\sum p^2} \qquad (2.20)$$

İki farklı plaka genişliği b_1 ve b_2 alınarak bulunan $k_{eq}^{'}$ değerleri denklem (2.16b) de yerine konur ve $k_c^{''}, k_\phi^{''}$ değerleri hesaplanır ;

$$k_\phi^{''} = \frac{(k_{eq})_{b=b_1} - (k_{eq})_{b=b_2}}{b_1 - b_2} \qquad (2.21)$$

$$k_\phi^{''} = (k_{eq}^{'})_{b=b_1} - \frac{(k_{eq}^{'})_{b=b_1} - (k_{eq}^{'})_{b=b_2}}{\mathrm{b}_1 - b_2}\,\mathrm{b}_1 \qquad (2.22)$$

Elde edilen sonuçlar doğrultusunda görülmüştür ki hem Bekker hem de Reece denklemleri mineral topraklı zemin için basınç-batma ilişkisini doğru bir şekilde karakterize etmektedir. İki denkleminde deneysel verilerle doğruluk yüzdesi hemen hemen aynı orandadır [1].

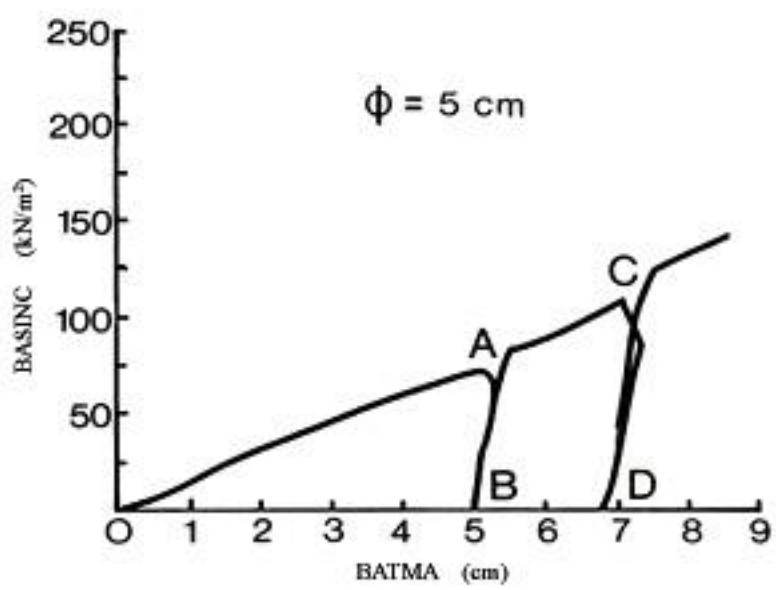
Tablo 2.1 Farklı mineral topraklı zeminlerde baınç-batma ilişkisini karakterize eden parametrlerin ortalama değerleri

Zemin Tipi	Bekker denklemi için sabitler			Reece denklemi için sabitler			Uygunluk %	Islaklık yoğunluğu (kg/m^3)	Nem içeriği %
	N	k_c (kN/m^{n+1})	k_{fi} (kN/m^{n+2})	n	$k''c$ (kN/m^2)	k''_{fi} (kN/m^3)			
LETE Kumu	0.705	6.94	505.8	0.705	39.1	779.8	95.3	1600	
	0.611	1.16	475.0	0.611	28.2	1066	94.5		
	0.804	3.93	599.5	0.804	16.9	879.6	93.8		
	0.728		1348	0.728	18.3	2393	88.8		
	0.578	9.08	2166	0.578	197	4365	89.2		
	0.781	47.8	6076	0.781	229.7	8940	89.8		
	0.806	155.9	4526	0.806	413.5	5420	88.1		
Yüksek arazideki kumlu toprak	1.10	74.6	2080	1.10	42.0	1833	87.7	1557	51.6
	0.97	65.5	1418	0.97	77.4	1464	92.0	1542	49.2
	1.00	5.7	2293	1.00	5.3	2283	94.8	1570	49.1
	0.74	26.8	1522	0.74	121.7	2092	95.1	1519	44.3
	1.74	259.0	1643	1.74	-0.9	763	86.0	1696	50.0
	0.85	3.3	2529	0.85	42.4	3270	87.5	1471	28.6
	0.72	59.1	1856	0.72	231.4	2323	84.2	1592	34.3
	0.77	58.4	2761	0.77	214.1	3626	86.6	1559	35.1
	1.09	24.9	3573	1.09	6.7	2982	91.9	1716	31.2
	0.70	70.6	1426	0.70	279.3	1317	94.3	1470	27.3
	0.75	55.7	2464	0.75	213.6	3244	89.4	1526	32.6
Rubicon kumlu toprak	0.66	6.9	752	0.66	63.3	1176	92.6	1561	43.3
	0.65	10.5	880	0.65	88.2	1358	97.0	1588	44.2
Kuzey Gower killi toprak	0.73	41.6	2471	0.73	121.2	-4.2	88.8	1681	45.8
	0.85	6.8	1134	0.85	27.0	1430	90.0	1597	52.0
Grenville toprak	1.01	0.06	5880	1.01	-1.3	5814	87.4	1326	24.1
	1.02	66.0	4486	1.02	55.3	4292	89.1	1339	18.2

2.2.2 Tekrarlı Yüklere Cevabı

Taşıt henüz deforme olmamış zemin üzerinde hareket halinde iken, zemin elemanı ilk olarak tırtıllı taşıtın ön tekerleğinin uyguladığı normal yükün etkisine maruz kalır. Bu tekerlek çalışma zeminini terk ettiği zaman zemin elemanı üzerindeki yük azalır. Daha sonra ise arkadan gelen tekerlek çalışma bölgesindeki zemine tekrardan yük uygular. Böylelikle zemin elemanı tekrarlı yüklerin etkisi altında kalır. Bu yükleme-yüksüz kalma-yeniden yükleme döngüsü son tekerlek zemin elemanının üzerinden geçip terk edene kadar sürer. Hareket halindeki taşıt altındaki basınç dağılımın tahmini, dolayısıyla batma miktarı ve seyir direncinin hesabı için tekrarlı yüklere karşı zemin cevabının ölçülmesi gerekmektedir.

Şekil 2.11 tekrarlı yüklerin etkisi altındaki mineral topraklı zeminin cevabını göstermektedir (Wong, 1984). Görülmektedir ki OA eğrisi boyunca basınç batma ile artmaktadır. Plaka tarafından zemine uygulanan yük A noktasında düşmektedir, basınç-batma ilişkisi ise AB eğrisini izlemektedir. B noktasında yük tekrar uygulandığında, basınç-batma ilişkisi yüksüz kalma esnasında izlediği yolun benzerini izler. Tekrar yüklemenin başlaması ile birlikte basınç-batma eğrisi OAC eğrisini izler. Sonraki yüksüz kalma- yeniden yükleme döngüsü, CD eğrisi gibi, bir öncekinin aynısıdır (örnek AB).



Şekil 2.12 Mineral topraklı zeminin tekrarlı normal yüklere cevabı

Yapılan gözlemler sonucunda, mineral topraklı zeminin tekrarlı yüklere cevabı idealleştirilmiş ve yüksüz kalma- yeniden yükleme boyunca ki basınç-batma ilişkisi (AB ve BA gibi) Wong tarafından 1984 yılında aşağıdaki gibi tanımlanmıştır;

$$
\begin{aligned}
p &= \left(\frac{k_c}{b} + k_\phi\right) z_u^n - k_u (z_u - z) \\
&= k_{eq} z_u^n - k_u (z_u - z) \\
&= p_u - k_u (z_u - z)
\end{aligned}
\tag{2.23}
$$

p_u : Yüksüz kalma başladığı andaki basınç

z_u : Yüksüz kalma başladığı andaki batma

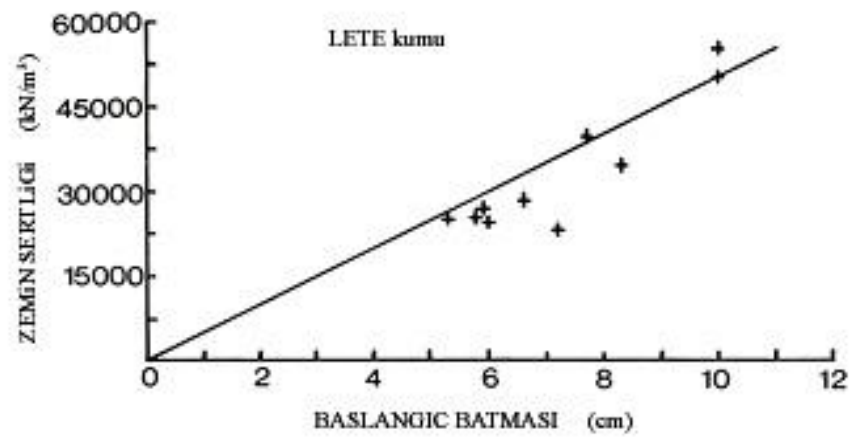
k_u : AB doğrusunun eğimini gösteren basınç-batma parametresi

Bilinmektedir ki yüksüz kalma veya yeniden yükleme durumundaki k_u zemin sertliği yüksüz kalmanın başladığı andaki batma miktarını gösteren z_u 'nun bir fonksiyonudur. Aralarındaki ilişki şu şekilde ifade edilebilir ;

$$k_u = k_0 + A_u z_u \tag{2.24}$$

k_0 *ve* A_u parametrik ifadeler olup deneysel verilerden elde edilebilirler.

Şekil 2.12 LETE kumundaki k_u *ve* z_u arasındaki bağıntıyı göstermektedir. Elde edilen verilerden yola çıkılarak $k_0 = 0$ *ve* $A_u = 503000\ kN/m^4$ bulunmuştur.



Şekil 2.13 LETE kumu için başlangıç batması ile birlikte yüksüz kalma-yeniden yükleme döngüsü boyunca zemin sertliği değişimi

2.3 BATAKLIK ZEMİNİN KARAKTERİZASYONU

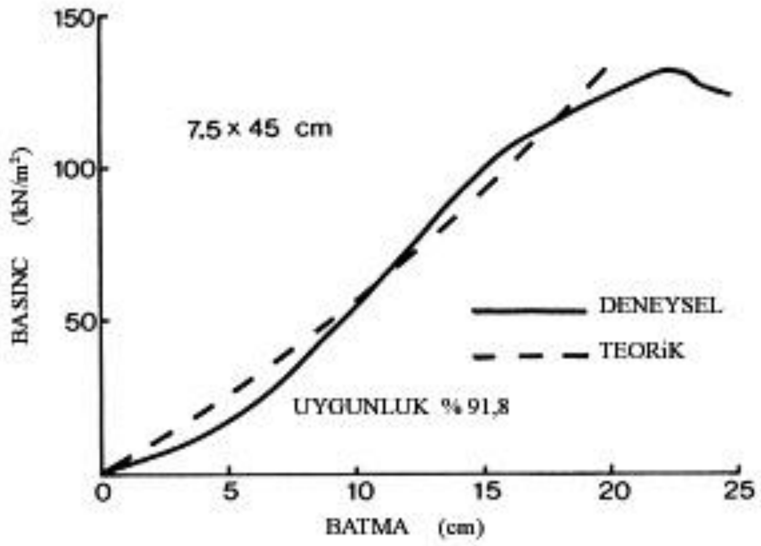
İki farklı bataklık üzerinde (Petawawa bölgesinde ,Ontario, Kanada) zeminin normal yüklere ve tekrarlı yüklere nasıl bir cevap verdiği ölçülmüş ve değerlendirilmiştir. Test Petawawa sahasında, Ottawa'nın yaklaşık 180 km kuzeybatısında, Ontario şehrinde A ve B mevkiilerinde yapılmıştır.

A mevkiisinin özelliği yüksek miktarda su içermesi, tanecik boyutlarının küçük ve yumuşak olması, zemin yüzeyinin altında bataklık kömürü içeren bölgenin zayıf olmasıdır. Ayrıca toprak yüzeyi sazlıkla kaplıdır. Yüzey ormanlık olmamakla birlikte kolayca ezilebilir bir özelliğe sahiptir. Bu mevkii taşıtlar tarafından kolaylıkla rahatsız edilebilecek kırılgan bir yüzeye sahip bir bataklık bölgesidir.

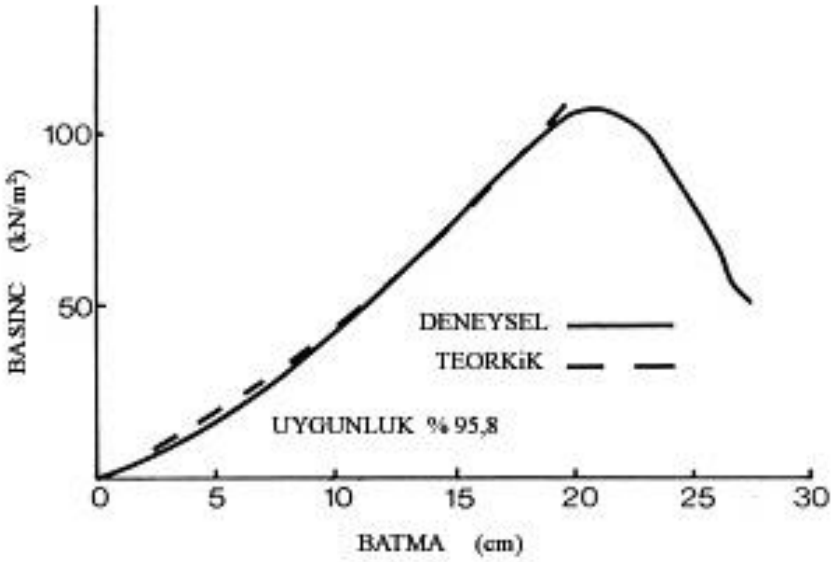
B mevkiisinin özelliği ise zemin yüzeyindeki bitkilerin az miktarda çalılık, otluk, sazlık, yosundan oluşmasıdır. Zemin yüzeyi engebeli ve göreceli olarak serttir. Su ise test ensasında zeminden 20 cm aşağıda bulunmuştur.

2.3.1 Basınç-Batma İlişkisi

Basınç-batma bağıntısının bulunması için $3{,}75 \times 22{,}5 \times 30$ ve $7{,}5 \times 45cm$ ebatlarında diktörtgen plakalar ve de 10,15,20 cm çapında dairesel plakalar kullanılmıştır. Bataklık yüzeyine uygulanan yükle orantılı batma miktarını bulmak amacıyla iki farklı içe sızma oranı uygulanmıştır; 2,5 ve 10 cm/s. Şekil 2.13 ve 2.14 de A mevkiisinde dörtgen ve dairesel plakalar kullanılarak 2,5 cm/s içeri sızma hızındaki basınç-batma ilişkisi çıkarılmıştır. Şekilden de görüldüğü üzere bataklık yüzey tabakasında kritik basınç noktası vardır (Wong 1982). Grafikte batma değerinin kırılma gösterdiği noktadaki değere kritik batma değeri denir. Kritik batma değerinin ötesinde A mevkisindeki bataklık sızma direnci düşmekte ve yüzey altında yükü taşıyan tabakanın dayanma direnci de göreceli olarak azalmaktadır.



Şekil 2.14 Bataklık A ‘da Dikdörtgen bir levha kullanılarak ölçülen basınç-batma ilişkisi



Şekil 2.15 Bataklık A ‘da Dairesel bir levha kullanılarak ölçülen basınç-batma ilişkisi

Bataklığın yataklama kapasitesinin hesabı için şekil 2.15 de gösterildiği üzere Bekker tarafından 1969 yılında yükleme alanının çevresi boyunca etkili olan kesme direnci baz alınarak bataklık yüzeyinin kırılması modellenmiştir. Buna göre dairesel plak için uygulanan basınç ifadesi şekilden de görüleceği üzere şu şekilde tanımlanır;

$$p_p = \frac{2\pi b t_0 \tau_r + \pi b p^{"}}{\pi b^2} \tag{2.25}$$

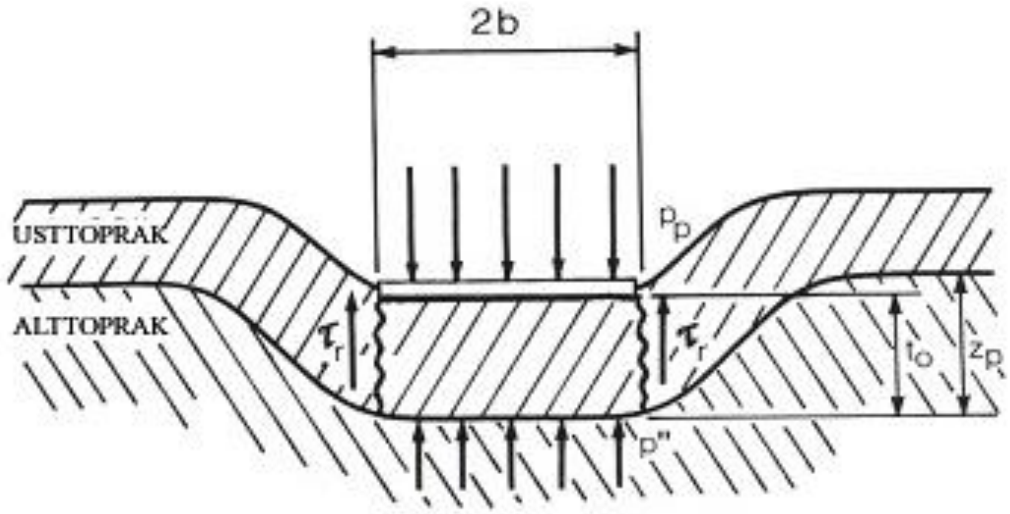
b : Plaka çapı

t_0 : Yüzey tabaka kalınlığı

τ_r : Tabakanın kayma direnci

$p^{"}$: Alt tabaka direnci ve sabit kabul edilmiştir.

Yüzey tabakasının gerilme direnci kesme direncine oranla oldukça düşüktür. Dolayısıyla bataklık düşey yüke maruz kaldığı vakit, gerilmeye bağlı yüzey tabakasının çökmesi belirgin olarak görülür. Buna uygun bir matematik model Wong tarafından 1979 yılında gerçekleştirilmiştir. Ve bu model yardımıyla uygulanan basınç tahmin edilebilir.



Şekil 2.16 Bekker tarafından 1969 yılında önerilen bataklık yüzeyi çökme mekanizması

Bu modelin formülize edilmesi esnasında bataklığın iki tabakadan oluştuğu kabul edilmiştir. Birincisi lifli bileşimli yüzey tabakası, ikincisi ise lifli olmayan yüzey altı tabakadır. Yüzey tabakası ince zarımsı bir yapı gibi idealize edilmiştir.

Yani yüzeye teğet boyunca gerilme kuvveti uygulanmakta ve bu kuvvet hiçbir şekilde eğme direnci uygulamamaktadır. Yüzey altı tabakası tortusu ise düşey doğrultudaki şekil değişimi direncine bir katkıda bulunmaktadır. Wong tarafından 1979 yılında önerilen model şekil 2.16'da gösterilmiştir. Kritik batma değerine kadar ki yük-batma bağıntısının ifadesi bu model ile ifade edilebilmektedir. L uzunluğundaki ve b genişliğindeki dikdörtgen plaka için (l>>b) problem iki boyutlu düşünülebilir. Yüzey tabakası elemanının denge denklemi şekil 2.17' den ;

$$dH = 0 \tag{2.26}$$

ve

$$dV = -q.dx \tag{2.27}$$

V : Yüzey tabakasının T gerilme kuvvetinin (yükleme plakasının birim uzunluktaki) düşey bileşeni

H : Yüzey tabakasının T gerilme kuvvetinin (yükleme plakasının birim uzunluktaki) yatay bileşeni

q : Yüzey altı tortu tabakasının yüzey tabakasına uyguladığı basınç.

dH = 0 denklemi gerilme kuvvetinin yatay bileşenin noktadan noktaya değişmediği göstermektedir ve değeri yükleme şartlarına göre değişmektedir.

$$q = k(z_0 - z) \tag{2.28}$$

k : Yüzey altı tortu tabakasının katılık katsayısı

z_0 : Yükleme plakasının çökmesi

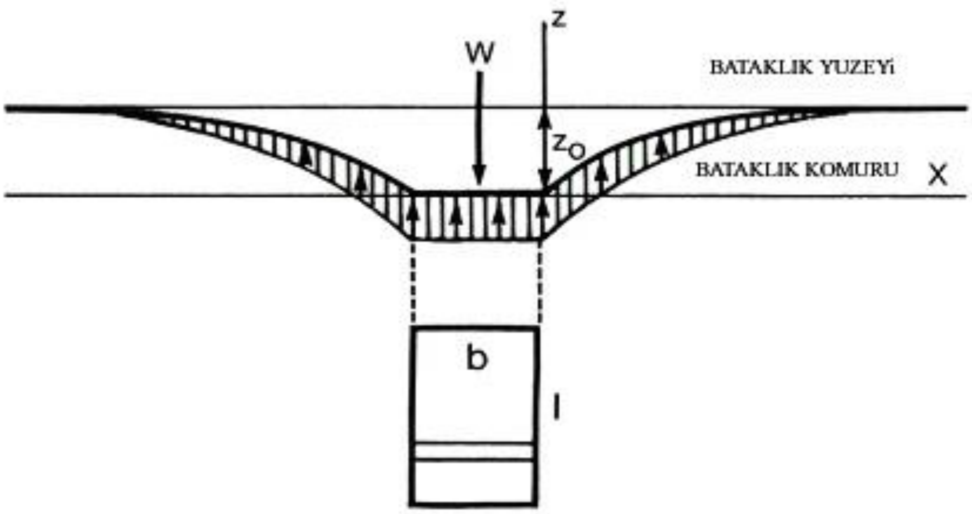
Tabaka yüzey tabakasına teğet boyunca kuvveti ilettiğinden ötürü gerilme kuvvetinin düşey bileşeninin yatay bileşenine oranı ;

$$\frac{V}{H} = \frac{dz}{dx} \tag{2.29}$$

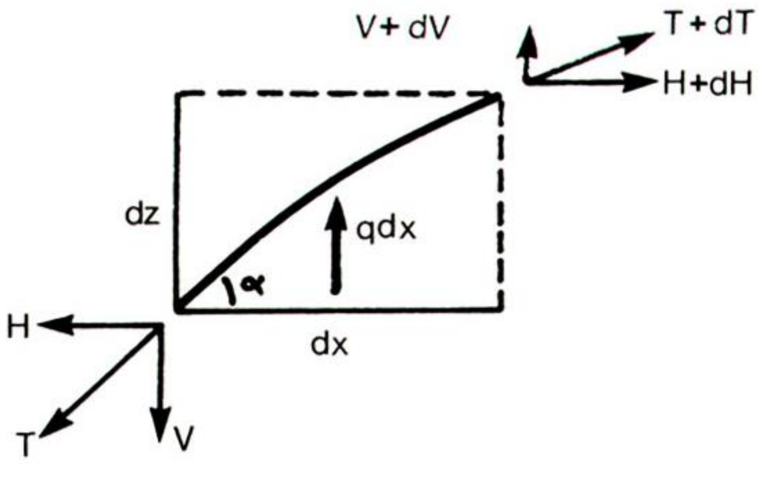
z(x) : Tabaka profilinin fonksiyonu

2.29 denkleminin x' e göre türevi alınarak ;

$$\frac{dV}{dx} = \frac{dH}{dx} \cdot \frac{dz}{dx} + H \cdot \frac{d^2 z}{dx^2}$$ elde edilir.



Şekil 2.17 Wong tarafından 1979 yılında önerilen gerilmeden ötürü bataklıkyüzeyinin çökme modeli



Şekil 2.18 Yüzey elemanının dengesi

2.26'dan 2.29'a kadarki denklemlerin kombine edilmesi ile 2.30 denklemi elde edilir.

$$H \cdot \frac{d^2 z}{dx^2} = k(z - z_0) \tag{2.30}$$

$\bar{x} = x/z_0$ *ve* $\bar{z} = z/z_0$ birimsiz ifadeleri tanımıyla ;

$$\frac{H}{kz_0^2} \cdot \frac{d^2 \bar{z}}{d\bar{x}^2} = \bar{z} - 1 \tag{2.31}$$

Gözlemler doğrultusunda farklı batma değerlerindeki tabaka profili uygulanan çeşitli yüklerin sonucu benzer olmaktadır. Yani $\frac{H}{kz_0^2}$ sabittir.

$\frac{H}{kz_0^2} = m^2$ yazılarak

$$m^2 \cdot \frac{d^2 \bar{z}}{d\bar{x}^2} = \bar{z} - 1 \tag{2.32}$$

m, yüzey tabakası normal yükü ile yüzey altı tabaka arasındaki cevabın parametresi olarak karakterize edilir.

Boyutsuz 2.32 diferansiyel denkleminin sonucu ;

$$\bar{z}(\bar{x}) = C_1 \exp(\bar{x}/m) + C_2 \exp(-\bar{x}/m) + 1 \tag{2.33}$$

C_1 ve C_2 integral sabitleri olup sınır koşullarına bağlı olmaktadırlar. Şartlar doğrultusunda sınır koşulları $\bar{x} = 0$ *ve* $\bar{z} = 0$ olmaktadır.

$$\lim_{x \to \infty} \bar{z} = 1 \tag{2.34a}$$

$$\lim_{x \to \infty} = \frac{d\bar{z}}{d\bar{x}} = 0 \tag{2.34b}$$

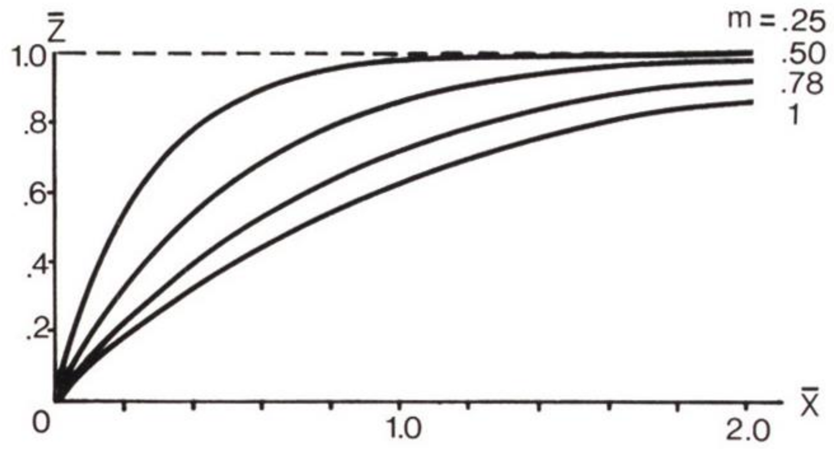
Yukarıdaki sınır şartlarının 2.33 denkleminde uygulanması ile ;

$C_1 = 0$ ve $C_2 = -1$ elde edilir.

Yük altındaki yüzey tabakasının profili şu şekilde ifade edilir.

$$\bar{z}(\bar{x}) = 1 - \exp(-\bar{x}/m) \tag{2.35}$$

Şekil 2.18' de çeşitli m değeri için tabaka profilleri gösterilmiştir.



Şekil 2.19 Bataklık parametresi m' nin değişimine göre bataklık yüzeyi profili

Şekil 2.18' den l>>b için yükleme plakasının denge denklemi ;

$$W = blq\big|_{x=0} + 2lV\big|_{x=0} \tag{2.36}$$

W : Plakaya uygulanan yük

2.36 denkleminin sağ tarafındaki ifadenin ilk terimi zemin altı tabakanın plakaya uyguladığı düşey kuvvet, ikinci terim ise yüzey tabakasındaki gerilme kuvvetinin düşey bileşenidir.

2.28 denkleminden;

$$q\big|_{x=0} = kz_0 \tag{2.37}$$

2.29 ve 2.35 denklemlerinden;

$$V\big|_{x=0} = H \cdot \left.\frac{dz}{dx}\right|_{x=0} = H \cdot \left.\frac{d\bar{z}}{d\bar{x}}\right|_{\bar{x}=0} = kmz_0^2 \tag{2.38}$$

Yukarıdaki ifadeleri 2.36 denkleminin içine atarsak 2.39 numaralı denklem elde edilir.

$$W = kz_0 lb + 2mkz_0^2 l \tag{2.39}$$

Denklemin her iki tarafı uygulama alanına bölünerek bataklık zemin için basınç-batma bağıntısı elde edilir.

$$\begin{aligned} p = W/bl &= kz_0 + 2mkz_0^2/b \\ &= kz_0 + 2m_m\, z_0^2/b \end{aligned} \tag{2.40}$$

p : Basınç

$m_m = m.k$

Yukarıda anlatılan teori yükleme alanı genişliği b ile uzunluğu l arasında önemli fark olduğu zamanki durumları kapsamaktadır. Bu durumda b genişliği boyunca etkiyen gerilme kuvvetinin düşey bileşeni hesaba katılmalıdır. Bataklık için modifiye edilmiş yük-batma bağıntısı ;

$$\begin{aligned} W &= kz_0 A + 2mkz_0^2 (l + b) \\ &= kz_0 A + m_m z_0^2 \end{aligned} \tag{2.41}$$

A : Yükleme plakasının alanı

L : Yükleme plakasının çevresi

2.41 denklemi herhangi bir yükleme alanı için basınç-batma ilişkisi dairesel levha için yeniden yazılırsa ;

$$\begin{aligned} p &= kz_0 + m_m z_0^2 \, L/A \\ &= kz_0 + 4m_m z_0^2 / D_h \end{aligned} \tag{2.42}$$

$D_h = 4A/L$: Plaka çapı

En küçük kareler metodu kullanılarak k ve m_m değerleri basınç-batma eğrisinden bulunabilir. Çok miktarda yük-batma ölçümleri, değişik şekillerdeki ve boyuttaki plakalar kullanılarak ortalama k ve m_m değerleri ve kritik batma z_b değeri ile A mevkisindeki bataklık için tüm bu değerlerin standart sapmaları hesaplanmış ve Tablo 2.2'de gösterilmiştir.

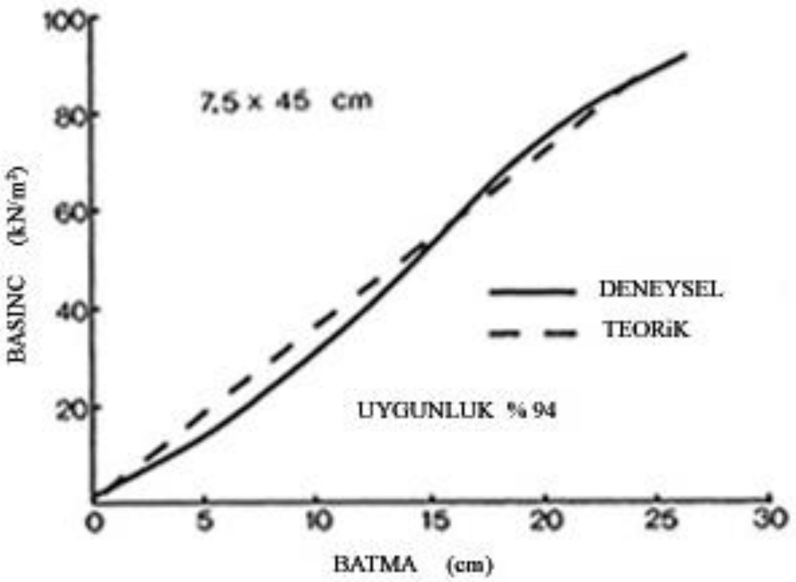
Zemin altı bataklık tabakasının katılığını tespitlemek için ve metodun doğruluğunu sağlamak için yüzey tabakası yaklaşık 30 cm derinliğinde kesilmektedir. Yük bataklık yüzeyine uygulandığı vakit batma miktarı ölçülür. Şekil 2.19'da kesik yüzey tabakasına ilişkin basınç-batma eğrisi çizilmiştir. En küçük kareler metodu kullanılarak ölçülen eğriye uygun doğrusal denklem çıkartılır. Bu doğrusal denklemin eğimi de yüzey altı bataklık tabakasının katılığını vermektedir .

Tablo 2.2 A mevkiindeki bataklık için k, m_m, z_b değerleri

Plaka şekli	Plaka boyutu (cm)	Sızma hızı (cm/s)	*k*	m_m	z_b	Yüzeyi kesilerek ölçülmüş bataklık kömürü sertliği

			(kN/m³)		(kN/m³)		(cm)		(kN/m³)	
			Ortalama değer	**S.S.**	**Ortalama değer**	**S.S.**	**Ortalama değer**	**S.S.**	**Ortalama değer**	**S.S.**
Dairesel	R = 5	2.5	407	212	97	31	20	2	410	59
		10	471	203	112	40	17	2		
	r = 7.5	2.5	374	108	92	30	21	1	424	95
		10	488	197	60	19	19	2		
	r = 10	2.5	290	107	51	16	23	2	339	83
		10	393	121	45	28	21	1		
Dikdörtgen	3.75 x 22.5	2.5	451	17	76[1]	26[1]	23	2		
					88[2]	30[2]				
		10	612	201	48[1]	9[1]	23	3		
					56[2]	10[2]				
	5 x 30	2.5	278	91	46[1]	18[1]	25	2	490	113
					54[2]	21[2]				
	7.5 x 45	2.5	338	172	45[1]	34[1]			302	104
					53[2]	40[2]				
		10	530	48	44[1]	8[1]				
					51[2]	10[2]				

1- 2.42 denklemiyle elde edilenler 2- 2.40 denlemiyle elde edilenler



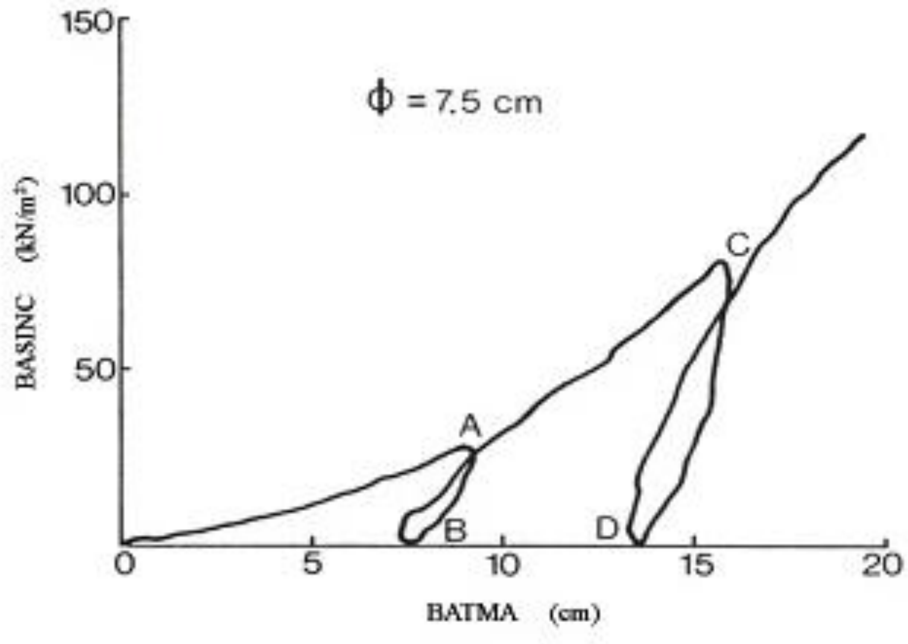
Şekil 2.20 Bataklık A için yüzey kesikliği ile elde edilen basınç-batma eğrisi

Tablo 2.3 Benzer testler B mevkisi için de yapılır ve çıkan sonuçlar Tablo 2.3' de gösterilmiştir.

Plaka şekli	Plaka boyutu	Sızma hızı	*k*		*m_m*		*z_b*		Yüzeyi kesilerek ölçülmüş bataklık kömürü sertliği	
			(kN/m^3)		(kN/m^3)		(cm)		(kN/m^3)	
	(cm)	(cm/s)	Ortalama değer	S.S.	Ortalama değer	S.S.	Ortalama değer	S.S.	Ortalama değer	S.S.
Dairesel	r = 5	2.5	954	431	99	65	21	3	860	339
		10	1243	228	99	40	22	6		
	r = 7.5	2.5	762	77	97	64	19	2	555	105
Dikdörtgen	5 x 30	2.5	835	382	83[1]	57[1]				
					97[2]	67[2]				

2.3.2 Tekrarlı Yüklere Cevabı

Taşıt hareket halinde iken zemin sıralı tekerleklerin yüklerine maruz kalmaktadır. Şekil 2.20 tekrarlı yüklerin etkisi altındaki bataklık için yük-batma eğrisinin genel özelliklerini ifade eder. Bataklığa yük ilk kez uygulandığı vakit yük-batma ilişkisi şekil 2.20 de gösterildiği gibi OA doğrusu gibi olur. A noktasında yük azaldığı zaman yük-batma ilişkisi AB doğrusunu izler. AB doğrusunun eğimi yüksüz kalma durumunda bir miktar zeminin elastiklikten ötürü geri dönmesini göstermektedir. B noktasında yük yeniden uygulandığında yük-batma ilişkisi yüksüz kalma durumundan farklı bir yön çizmektedir. Bu da yüksüz kalma- yeniden yükleme döngüsünde bir miktar histeresizin varolduğunu göstermektedir. Bir sonraki tekerleğin zemini ezmesinden ötürü oluşan yeniden yükleme durumunda ise nihai batma miktarı bulunmuş olur (AC yolu). İkinci yüksüz kalma- yeniden yükleme döngüsü C noktasında başlar ve birincisi ile aynı özellikleri gösterir. Şekil 2.20'deki OA eğrisi boyunca ki gibi bataklık zemini tekrarlı artan yüklerin etkisine maruz kaldığı zaman basınç-batma bağlantısı 2.40 veya 2.42 numaralı denklemler ile tanımlanır. Yüksüz batma değeri z_u kritik batma değeri z_b 'den az olduğu zaman, yüksüz kalma veya yeniden yükleme durumunda ise basınç-batma ilişkisi (AB veya CD gibi) denklem 2.23 ile ifade edilir [1].



Şekil 2.21 A Mevkiisindeki bataklığın tekrarlı normal yüklere karşı cevap eğrisi

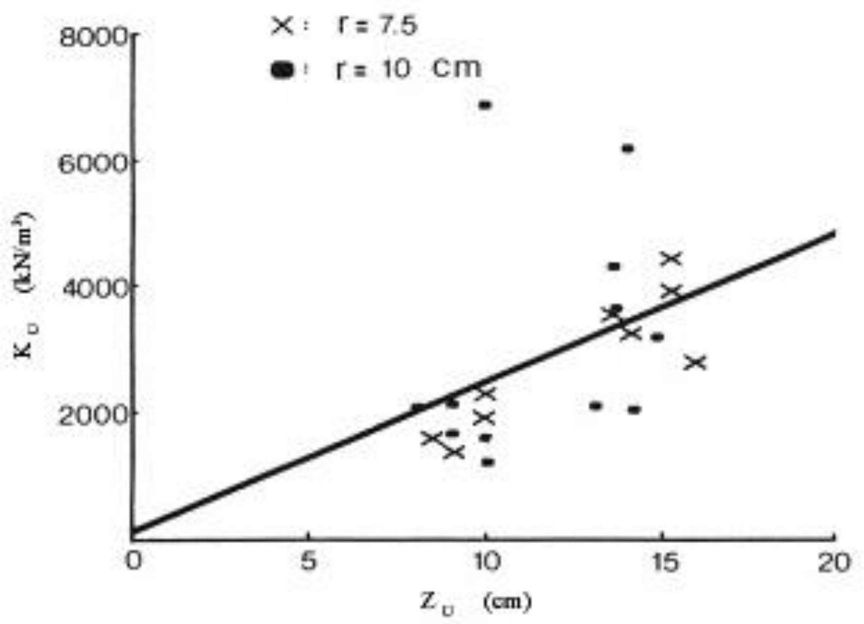
Ayrıca gözlemlenmiştir ki bataklıktaki basınç-batma ilişkisinin k_u sabit değeri, z_u ile değişmektedir. Şekil 2.21'de A mevkisi için dairesel plakalar kullanılarak test sonuçları grakik halinde sunulmuştur. k_u ile z_u arasındaki bağıntı z_u kritik batma değeri z_b 'den küçük olduğu zaman

$$k_u = k_0 + A_u z_u$$

A mevkisi için k_0 ve A_u değerleri çözülmüş ve Tablo 2.4 de değişik plakalar için değerleri gösterilmiştir.

Tablo 2.4 A mevkiisindeki bataklık için k_0 ve A_u değerleri

Plaka	K_0 (kN/m³)	A_u (kN/m⁴)	% 95 Doğruluklu A_u için Limitler
dairesel plaka r = 7.5 ve 10 cm	123	23540	en yüksek 23610 en düşük 23480
Dikdörtgen plaka 5 x 30 ve 7.5 x 45 cm	334	25430	en yüksek 25520 en düşük 25340



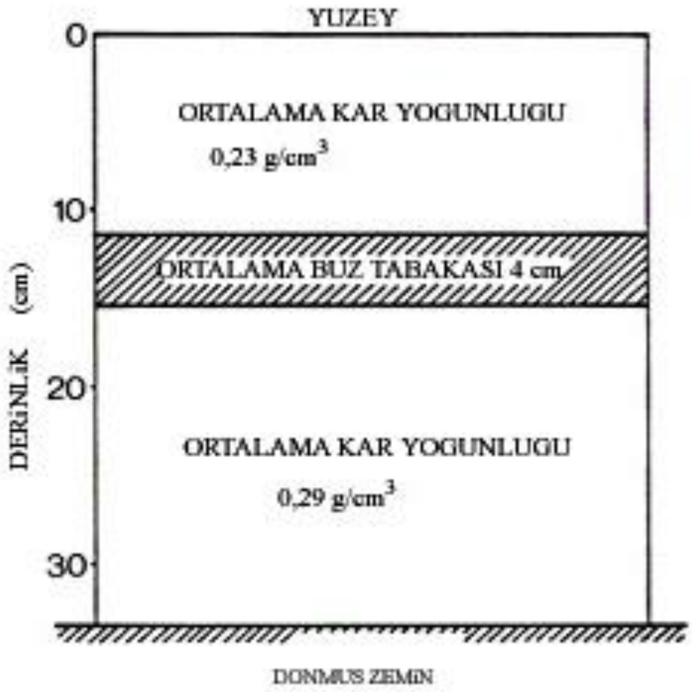
Şekil 2.22 A bataklığında başlangıç batması ile birlikte yüksüz kalma – yeniden yükleme döngüsü esnasındaki zemin katılığı değişimi

2.4 KARLI ZEMİNİN KARAKTERİZASYONU

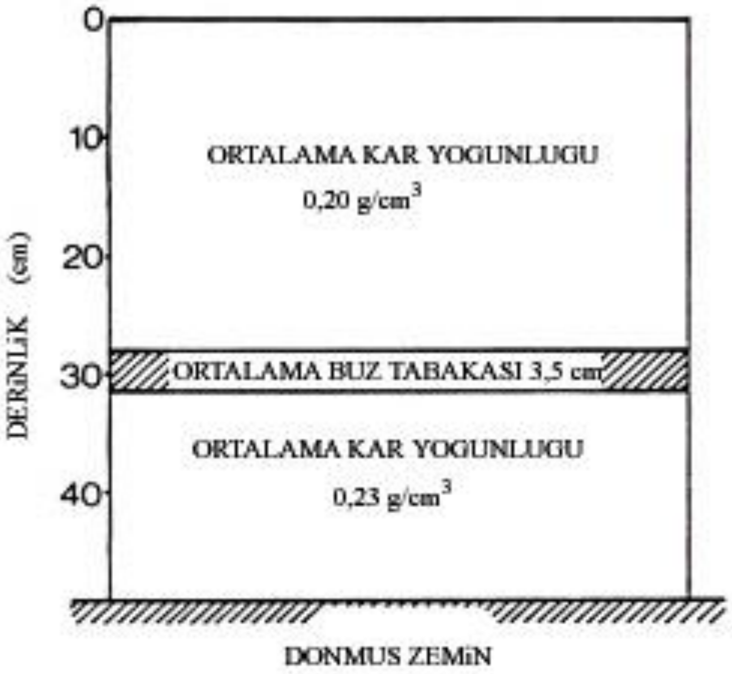
Kanada'nın Ontario şehrinde Petawawa bölgesindeki karla kaplı zeminin mekanik özellikleri ölçülmüş, karakterize edilmiştir ve sonuçları bu bölümde ele alınmıştır.

Ilık kuzey bölgelerinde zemin üzerindeki kar kış mevsiminde "erime-donma" döngüsüne maruz kalmaktadır. Dolayısıyla dayanımı oldukça fazla olan buz tabakası, yukarıda biriken karın altında oluşmaktadır. Şekil 2.22 ve 2.23 karla kaplı zeminin profillerini ifade etmektedir (Petawawa A ve B).

Görülmektedir ki, yüzeyin belli miktardaki derinliğinde buz tabakası önemli bir şekilde var olmaktadır. Karlı zemin üzerindeki taşıt hareketliliğine bakış açısı doğrultusunda buz tabakasının yataklama kapasitesi ve karla kaplı zeminin basınç-batma karakteristikleri önemli yer tutmaktadır. Aşikardır ki, taşıt tarafından zemine uygulanan düşey yük, buz tabakasının yataklama kapasitesinden az ise, taşıt buz tabakasının üzerinde hareket edecektir. Aksi durumda yani eğer taşıtın zemine uyguladığı düşey yük buz tabakasının yataklama kapasitesinden büyük ise buz tabakası kırılacak, dolayısıyla taşıt daha çok zemine batacak, bu da daha fazla hareket direncine sebebiyet verecektir. Taze ve sinterli kar örneklerine ait sıkışma özellikleri literatürde bulunmaktadır. Ama buz tabakası içeren üstü karla kaplı zeminin yük-şekil değiştirme özellikleri yeterli miktarda araştırmalara konu olmamıştır. Bu bölümde karla kaplı buz tabakasının yataklama kapasitesi ile basınç-batma karakteristikleri incelenmektedir [1].



Şekil 2.23 Petawawa bölgesinde A tipi karın profili



Şekil 2.24 Petawawa bölgesinde B tipi karın profili

2.4.1 Karla Kaplı Buz Tabakasının Yataklama Kapasitesi

Karla kaplı A ve B zeminleri için basınç-batma eğrileri bevametre kullanılarak çıkarılmıştır. A ve B zeminleri için şekil 2.24 ve 2.25'de gösterilen eğriler 5 ve 7.5 cm çapındaki dairesel levhalar ve zemin içine sızma hızı 2.5 cm/sn kullanılarak elde edilmiştir. Eğrilerden de görüldüğü gibi basınç ilk olarak azar azar batma ile birlikte yükselmekte, plaka altındaki belli sınırlar dahilinde bulunan kar deforme olmaktadır. Gözlemlenmektedir ki bu deformasyon az veya çok tek yönlü olmaktadır. Plaka altındaki karla kaplı deformasyon bölgesinin alt sınırı buz tabakasına ulaştığı vakit basınç batmanın artması ile birlikte hızla yükselmektedir. Uygulanan basınç belli bir derecede olduğu zaman buz tabakası çökmekte, bu da ani düşüşe sebep olmaktadır. Buz tabakası çöktükten sonra buz tabakası altındaki karın deformasyonu artmaktadır. Plaka karla kaplı kısmın donmuş zeminine yaklaştıkça basınç yeniden aniden yükselir ve basınç-batma eğrisi şekil 2.24'de görüldüğü gibi asimptot şeklini alır. Şekil 2.26'da görüldüğü üzere bu eğilim karla kaplı B mevkiisi zemininde basınç-batma eğrisi için bu kadar aşikar değildir. Çünkü kar tortusunun derinliği plakanın maksimum içe sızmasından çok daha fazladır.

Gözle görülür bir buz tabakasına sahip karlı zeminde buz tabakasının çökmesine sebep olan yükün miktarı taşıtın hareketliliğinin tahmininde önemli yer tutmaktadır. Buz tabakasının yataklama kapasitesi, dairesel ve şerit yükleme alanları durumundaki kırılmanın bulunabilmesi için metotlar Meyerhoff (1960) tarafından plastik teorisi kökenli olarak geliştirilmiştir. Düzgün dağılımlı kalınlığa sahip dairesel kesitli geniş bir buz katmanının üstüne nihai kütleden çok daha az konsantre hafif yükleme yapıldığı zaman, katmanın gerilimi ve yansıması ince elastik ve sonsuz uzunlukta bir plaka gibi düşünülebilir. Buz tabakasına uygulanan yük belli bir seviyeye çıktığı zaman yükleme alanı altındaki buz tabakasının eğilmesinden dolayı oluşan gerilimler buzun esneklik mukavemetine eşit olur ve şekil 2.28'den de görüldüğü gibi radyal gerilmelerden ötürü tabakanın dip kısmında çatlaklar oluşur. Ayrıca yükün atması ile birlikte, çatlaklar uzunluk boyunca artmakta ve tabakanın çevresel doğrultusu boyuncaki (örneğin şekil 2.28'deki CDE yayı) gerilimi buzun esneklik mukavemetine eşit oluncaya ve tabakanın uç kısmında çevresel doğrultuda gerilme kırığı oluşana dek sürmektedir. Buradan da buz tabakasının nihai yataklama kapasitesi veya kırılma yükü elde edilir. Kabuller altında buz tabakası ince, rijit, ideal plastik ve sonsuz ebatlarda plaka kabul edilmiştir. Çevresel doğrultuda oluşan gerilme çatlakları dairesel temas alanı için aşağıdaki gibi tanımlanmıştır (Meyerhoff, 1960).

$$P_{CO} = 3{,}3\pi(1+6r/b)M_0 \;\left(0.02 < r/b < 0.2\; için\right) \tag{2.43}$$

P_{CO} : Yıkılma yükü

r : Temas alanı yarıçapı

b : Çatlak yarıçapı

M_0 : Birim uzunluk başına buz tabakasının limit eğilme momenti

$M_0 = f_0 h^2/4$

f_0 : Buz tabakasının kırılma direnci

h : Buz tabakasının kalınlığı

b yarıçapı buz tabakasının L karakteristik uzunluğu cinsinden ifade edilirse (Meyerhoff, 1960) ;

$$L = \left[\frac{E \cdot h^3}{12(1-\mu^2)k} \right]^{1/4} \quad (2.44)$$

E : Buz tabakasının elastikiyet katsayısı

μ : Buz tabakasının Poisson katsayısı

k : Buz tabakasını destekleyen maddenin katılığı

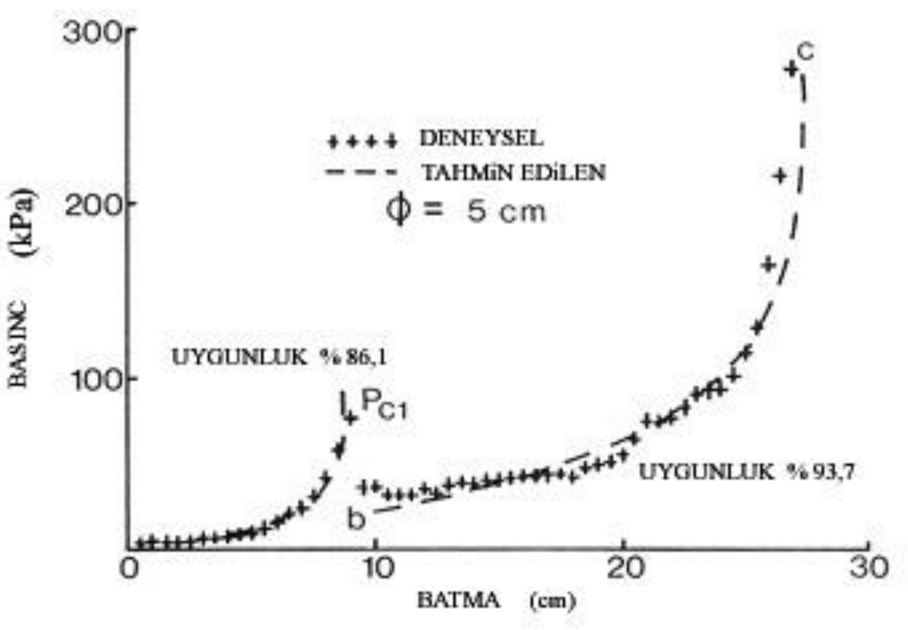
Yaklaşık bir tahminle etkili b yarıçapı 3.9 L alınabilir (Meyerhoff ,1960). 2.43 denklemi yeniden yazılarak ;

$$P_{CO} = 3{,}3\pi(1+3r/2L)M_0 \ \left(0.05 < r/L < 1\, için \right) \quad (2.45)$$

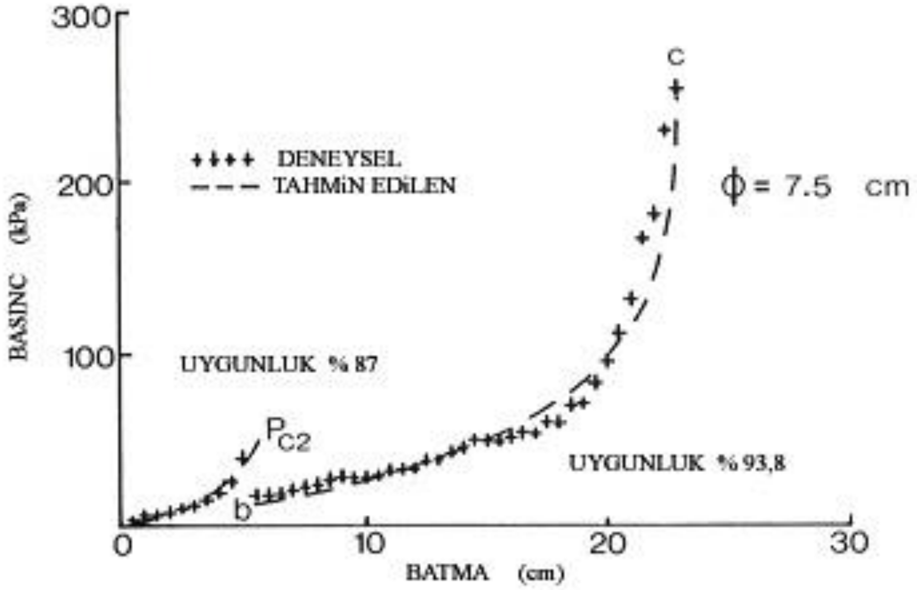
Benzer yaklaşımla şerit yük alanı için ;

$$P_{CO} = \frac{3.6M_0}{L - a/2} \ \left(0 < a/L < 1\, için \right) \quad (2.46)$$

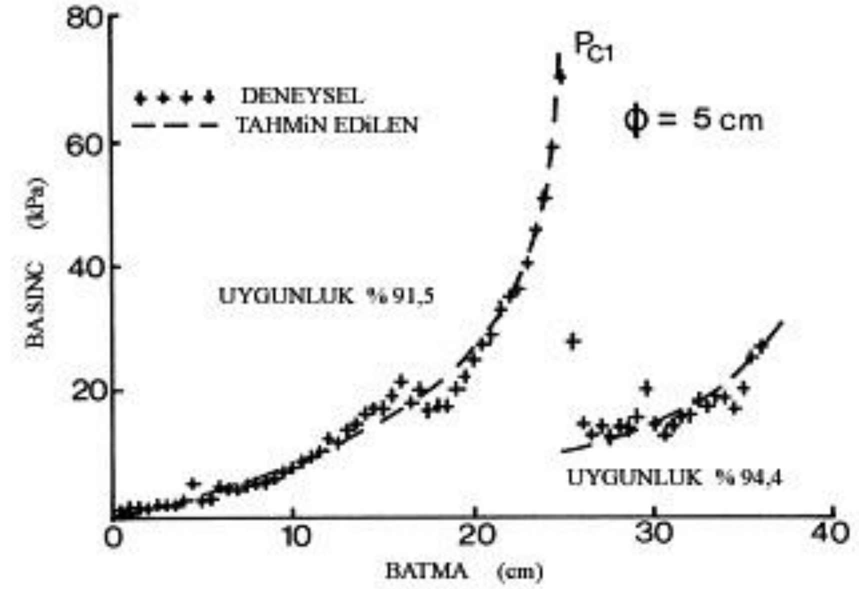
a : Yükleme alanının yarı genişliği



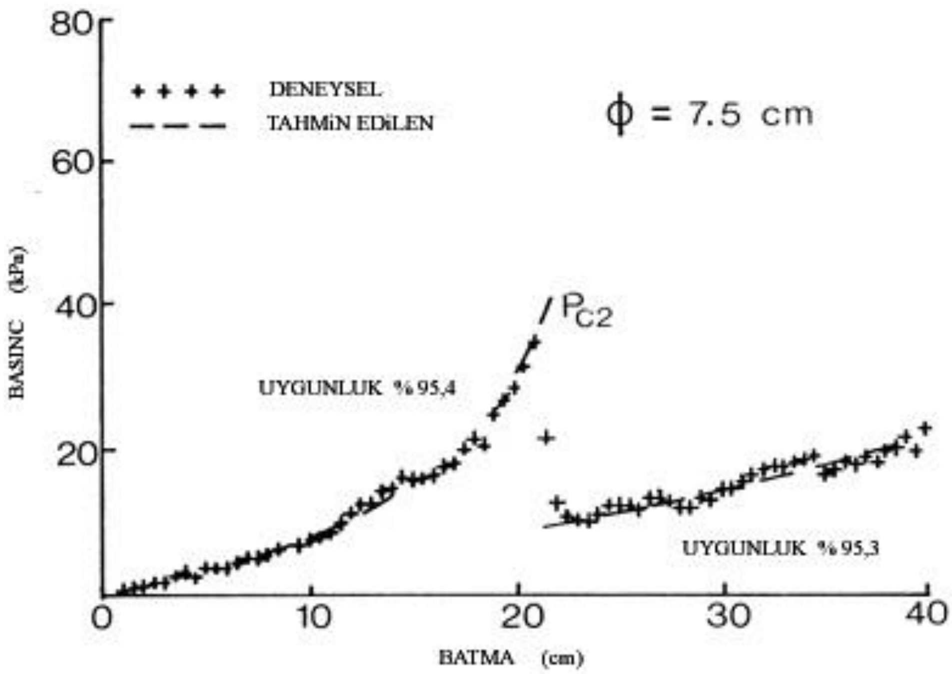
Şekil 2.25 5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A Tipi karın basınç-batma eğrisi



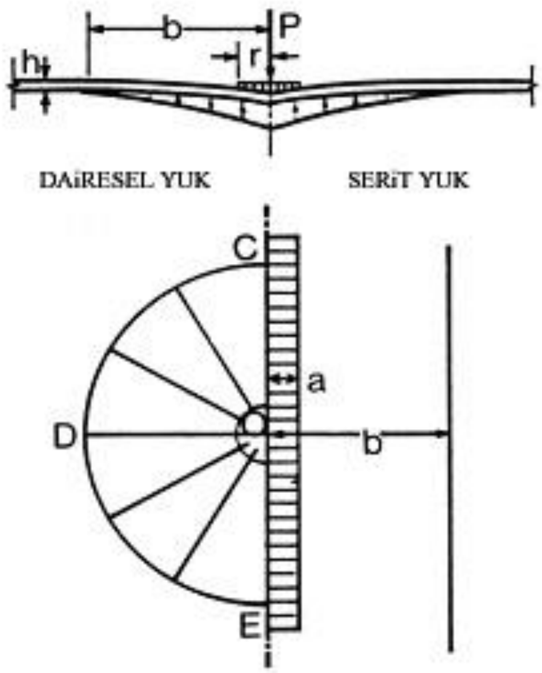
Şekil 2.26 7,5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A tipi karın basınç-batma eğrisi



Şekil 2.27 5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki B Tipi karın basınç-batma eğrisi



Şekil 2.28 7,5 cm çapında dairesel plaka kullanılarak çıkartılan Petawawa bölgesindeki A tipi karın basınç-batma eğrisi



Şekil 2.29 Dairesel ve şerit yükleme altındaki sonsuz plaka (Meyerhoff, 1960)

Karlı zeminin içindeki buz tabakasının çökme yükünün bulunması için yukarıda anlatılan denklemler uygulandığında bilinilmelidir ki buz tabakası üzerindeki yük plaka tarafından sıkıştırılmış kara iletilmektedir. Dolayısıyla buz tabakası üzerindeki yük alanının tam ebadını bulmak kolay olmamaktadır. Ama saha çalışmalarından da daha evvelden görüldüğü üzere plaka altındaki kar tek yönlü deformasyonlara maruz kalmaktadır. Dolayısıyla buz tabakasının yükleme alanı levha alınabilir. Ayrıca buz tabakası üstündeki karın ağırlığı da tabaka yüzeyinde fazladan bir basınç olarak isimlendirilen ek bir basınç oluşturur. Ama genelde temiz karın yoğunluğu göreceli olarak azdır. Bundan dolayı eğer buz tabakası üzerindeki kar eğer çok derin değilse buz tabakasının çökmesindeki ek basınç etkisi ihmal edilebilir.

2.45 ve 2.46 denklemleri L ve M_0 parametrelerini içermektedir. Bu iki parametre iki farklı yarıçaptaki levha kullanılarak basınç-batma değerleri incelenerek bulunabilir. Şekil (2.24-2.27)'de r_1 ve r_2 yarıçapları için, çökme basınçları P_{C1} *ve* P_{C2} çizilmiştir.

$$P_{C1} = \pi r_1^2 p_{c1} \tag{2.47}$$

$$P_{C1} = \pi r_2^2 p_{c2} \tag{2.48}$$

2.45 denklemi yukarıdaki denklemlerle uyarlanırsa;

$$P_{C1} = 3.3\pi(1 + 3r_1/2L)M_0 \tag{2.49}$$

$$P_{C2} = 3.3\pi(1 + 3r_2/2L)M_0 \tag{2.50}$$

L ve M_0 değerleri yalnız bırakılırsa ;

$$L = \frac{3}{2}\left(\frac{P_{C2}r_1 - P_{C1}r_2}{P_{C1} - P_{C2}}\right) \tag{2.51}$$

$$M_0 = \frac{P_{C1}}{3.3\left[1 + r_1\left(P_{C1} - P_{C2}\right)/\left(P_{C2}r_1 - P_{C1}r_2\right)\right]} \tag{2.52}$$

Şekil (2.24 - 2.27)' deki test sonuçları doğrultusunda L ve M_0 değerleri A ve B tipi karla kaplı buz tabakası için 16.7 cm ve 40.2 N, ve 26.1 cm ve 41.2 N 'dur.

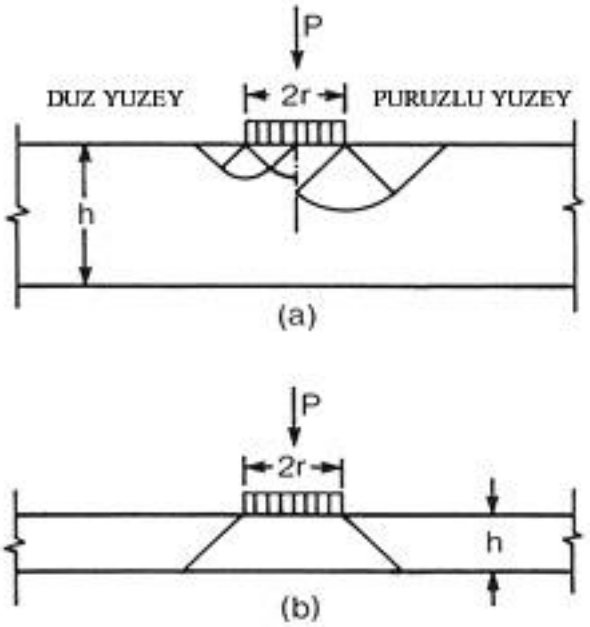
L ve M_0 değerleri saptandıktan sonra karla kaplı belirli bir zemindeki buz tabakası için 2.45 denklemi çökme yükünün tahmini için kullanılır ve r yarıçapındaki yükleme alanındaki p_{co} çökme basıncı;

$$p_{co} = \frac{3.3\pi\left(1 + 3r/2L\right)M_0}{\pi r^2} \quad \left(0.05 < r/L < 1\, için\right) \tag{2.53}$$

Benzer şekilde L ve M_0 değerleri değerleri kullanılarak birim uzunluktaki buz tabakası başına çökme basıncı 2.46 denklemi kullanılarak şerit yükleme alanı için;

$$p_{co} = \frac{3.6M_0}{\left(2aL - a^2\right)} \quad \left(0 < a/L < 1\, için\right) \tag{2.54}$$

Belirtilmelidir ki yukarıda yapılan analizde yükler yeteri derecede geniş bir alana yayılı kabul edilmiştir, dolayısıyla yerel kesme gerilmeleri ihmal edilmiştir. Küçük bir temas alanı ise ya yerel kesme gerilmesi yırtıklarına ya da yerel çevresel gerilme yırtıklarına sebep olur (Meyerhoff, 1960).



Şekil 2.30 Yerel yataklama kapasitesi yırtıkları : (a) Yerel kesme gerilmesi yırtıkları (b) Yerel çevresel gerilme yırtıkları

r yarıçapında dairesel alandaki ve buz tabakasının kalınlığının r yarıçapından büyük olduğu durumlarda nihai basınç aşağıdaki gibi ifade edilmektedir.

$$P_{us} = 2.85\pi r^2 f_0 \quad - \quad 3.07\pi r^2 f_0 \tag{2.55}$$

2.55 denkleminin alt limiti temas yüzeyinin düz olduğu durumda, üst limiti ise temas yüzeyinin pürüzlü olduğu durumlarda geçerli olmaktadır. Yerel kesme gerilmesi yetersizliğinden sakınmak için P yükü altında aşağıdaki gibidir ;

$$r = 0.33(P/f_0)^{1/2} \quad (r/h < 0.2 \; için) \tag{2.56}$$

Eğer temas yarıçapı r buz tabakası kalınlığından beş kat daha büyükse, yerel kesme yırtıkları direnci r/h oranının artması ile azalmaktadır. r = h olduğu zaman çevresel gerilme yırtıkları meydana gelebilir ve son yük P_{ut} hesaplanabilir.

$$P_{ut} = (2r + h)\pi h f_0 \tag{2.57}$$

Yerel çevresel gerilme yırtıklarından kaçınmak için P yükü altındaki minimum r yarıçapı aşağıdaki gibidir;

$$r = P/2\pi h f_0 - h/2 \ \ (for \ r \geq h) \tag{2.58}$$

Benzer yaklaşımlarla şerit yükleme alanındaki yerel kesme yırtıkları veya yerel çevresel gerilme yırtıklarından ötürü oluşan nihai yük bulunabilir.

Önceki analiz sonuçları göstermektedir ki yük altındaki buz tabakasının çökme mekanizmasının saptanması için çevresel gerilme çatlaklarından dolayı oluşan P_{co} yükü hesaplanabilir ve yerel kesme yırtıklarından dolayı oluşan nihai yük P_{us} veya yerel çevresel gerilme yırtıklarından dolayı oluşan nihai P_{ut} ile karşılaştırılır. Bunlardan küçüğü buz tabakasının çökmesi için gereken yükü verecektir.

A ve B tipi karla kaplı buz tabakasının h , L ve M_0 değerleri 5 ve 7.5 cm olmak üzere iki farklı yarıçaptaki dairesel yükleme alanlarında saptanmıştır. Ve çevresel gerilme çatlaklarından ötürü buz tabakası çöker ve yataklama kapasitesi 2.45 denklemi ile ifade edilir.

2.4.2 Belirgin Buz Tabakasına Sahip Karla Kaplı Zeminin Basınç-Batma İlişkisi

Bir önceki bölümde karla kaplı buz tabakasının yatak kapasitesi tahmin edilmeye çalışılmıştı. Hareket halindeki taşıtın batışının tahmini için buz tabakasının kırılmadan önceki ve sonraki halinide içeren karlı zeminin basınç-batma ilişkisinin çıkarılması gerekmektedir.

Şekil (2.24 - 2.27)’deki sonuçlardan da görüldüğü üzere buz tabakasının kırılma öncesi ve sonrası basınç-batma ilişkisi eksponensiyel fonksiyon şeklinde tanımlanabilir.

$$z = z_\omega \left[1 - \exp\left(-p/p_\omega\right)\right] \tag{2.59}$$

$$p = p_{\omega}\left[-\ln\left(1 - z/z_{\omega}\right)\right] \tag{2.60}$$

p, basıncı z de batmayı belirtmektedir. p_{ω} ve z_{ω} ise ampirik ifadeler olup değerleri karlı zeminin fiziksel ve yapısal özelliklerine bağlı değişmektedir. z_{ω} basınç-batma eğrisinin asimptotunu ifade etmektedir ve yukarıdaki 2.59 ve 2.60 denklemlerinde z batması için, orijinal kar yüzeyi orijin seçilmiştir.

En uygun p_{ω} ve z_{ω} değerlerinin tayini için en küçük kareler metodu uygulanmıştır. Şekil (2.24 - 2.27)'deki uygun eğriler bu metod kullanılarak elde edilmiştir, deneysel veriler göstermektedir ki levha boyutu basınç-batma bağıntısında önemli bir etkiye sahip olmaktadır. Örneğin 7.5 cm yarıçapındaki levha için basınç-batma eğrisinin bc bölümü (Şekil 2.25) 5cm yarıçapındaki levhanınkine (Şekil 2.24) göre daha düşük batmada limite yaklaşır. Bu durum aynı batma değerinde geniş plaka altındaki karlı zeminin deformasyon bölgesinin en alt sınırının daha küçük boyuttaki plakaya göre daha evvelden donmuş zemine vardığı anlamına gelmektedir.

İki farklı plaka kullanılarak yapılan test sonuçları doğrultusunda p_{ω} ve z_{ω} ampirik ifadeleri şu şekilde ifade edilir ;

$$p_{\omega} = k_{p1} + rk_{p2} \tag{2.61}$$

$$z_{\omega} = k_{z1} + k_{z2}/r \tag{2.62}$$

r, plaka yarıçapı $k_{p1}, k_{p2} k_{z1}, k_{z2}$ ise karlı zeminin fiziksel özelliklerine bağlı parametrelerdir.

Daha evvelden de belirtildiği gibi özel bir plaka boyutu için basınç-batma eğrisinden p_{ω} *ve* z_{ω} değerleri elde edilir. $k_{p1}, k_{p2} k_{z1}, k_{z2}$ değerleri iki farklı boyuttaki plakalar kullanılarak hesaplanan p_{ω} *ve* z_{ω} değerlerinden elde edilebilir.

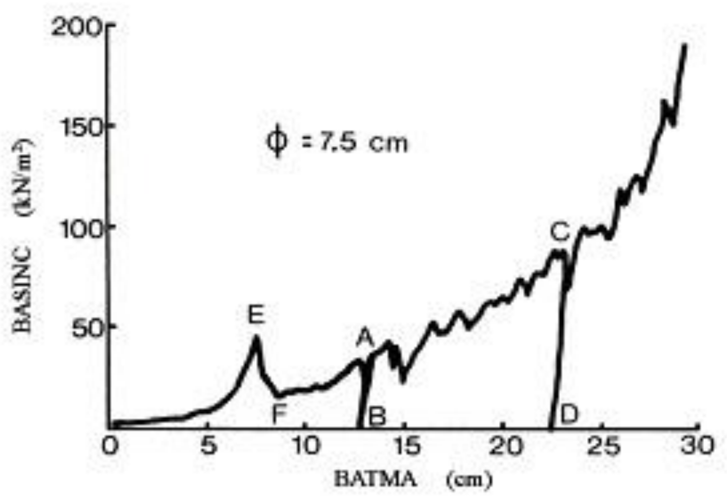
Tablo 2.5 k_{p1}, k_{p2}, k_{z1} ve k_{z2} değerleri

Karla kaplı zemin	A	B

Basınç-batma eğrisi bölümü	Buz tabakası kırılmadan önce	Buz tabakası kırıldıktan sonra	Buz tabakası kırılmadan önce	Buz tabakası kırıldıktan sonra
k_{p1} (kPa)	3.18	52.71	16.3	10.8
k_{p2} (kPa/cm)	2.34	-0.48	0	0
k_{z1} (cm)	0.85	14.21	24.8	41
k_{z2} (cm^2)	39.69	67.34	0	0

2.4.3 Tekrarlı Yüklere Karşı Cevabı

Şekil 2.30'da karlı zeminin tekrarlı yüklere olan cevabı gösterilmiştir. Şekil 2.11'deki mineral zemine ait eğri ile görülmektedir ki çok büyük benzerlik göstermektedir. Ayrıca 2.23 ve 2.24 denklemleri karlı zeminin basınç-batma bağıntısının tahmini için yüksüz kalma- tekrar yükleme döngüsü boyunca geçerli olmaktadır (Wong, 1984)



Şekil 2.31 Petawawa bölgesindeki A tipi karın tekrarlı normal yüklere karşı cevabı

Şekil 2.32

Şekil 2.33

Tablo 2.6 A ve B tipi karlı zeminler için tekrarlı yükleme durumundaki parametre değerleri

Parametreler	Petawawa A tipi kar	Petawawa B tipi kar
K_0 (kN/m^3)	0	0

A_u (kN/m^4)	109,600	25,923

2.5 ZEMİNLERİN KAYMA DAVRANIŞININ KARAKTERİZASYONU

Taşıt hareket halinde iken zemin yüzeyine kayma yüklemesi uygular. Yoldışı araçların çekiş performansını tespit edebilmek için kayma gerilmesi - kayma yer değişiminin değişik zeminlerdeki normal basıncının ve kayma mukavemetinin ölçülmesi gerekmektedir. Bu kısımda özellikle mineral toprak, bataklık ve karlı zemin gibi tırtıllı taşıtın yol aldığı zeminler için kayma davranışı incelenmiştir.

2.5.1 Kayma Gerilmesi – Yer Değişimi İlişkisinin Karakterizasyonu

Zemine ait kayma gerilmesi-yer değişimi bağınıtısının bilinmesi yol dışı zeminde araca ait itme-kayma bağınıtısının tahimini açısından oldukça önemlidir. Sonuç olarak kayma gerilmesi- yer değişimi bağıntısının tespiti için birçok metod sunulmuştur. Gevrek, kırılgan zeminlerde kayma gerilmesi-yer değişimi grafiğinde maksimum kayma gerilmesi tepecik gösteriyor ise bu durum Bekker tarafından 1956 yılında aşağıdaki formül ile ifade edilmiştir.

$$\frac{s}{s_{max}} = \frac{\exp\left[-K_2+\sqrt{K_2^2-1}\right]\cdot K_1 j - \exp\left[-K_2-\sqrt{K_2^2-1}\right]\cdot K_1 j}{\exp\left[-K_2+\sqrt{K_2^2-1}\right]\cdot K_1 j_0 - \exp\left[-K_2-\sqrt{K_2^2-1}\right]\cdot K_1 j_0} \qquad (2.63)$$

s, s_{max} : Kayma gerilmesi, maksimum kayma gerilmesi

j, j_0 : Kayma yer değiştirmesi , s_{max} da kayma yer değiştirmesi

K_1, K_2 : Ampirik sabitler.

Şekil değiştirebilen zeminler özellikle kumlu toprak için Bekker'in ifadesi içinde sadece bir sabit içeren Janosi ve Hanamoto (1961) tarafından bulunan ve pratikte daha çok kullanılabilir bir ifade şekline dönüştürülmüştür.

$$\frac{s}{s_{max}} = 1-\exp\left(\frac{-J}{K}\right) \qquad (2.64)$$

K : Kayma deformasyonu modulu

Bataklık için kayma gerilmesi-yer değişimi ifadesi ;

$$\frac{s}{s_{\max}} = (J/K_{\omega})\exp(1 - J/K_{\omega}) \qquad (2.65)$$

Karlı zemin için kayma gerilmesi-yer değişimi ifadesi ;

$$\frac{s}{s_{\max}} = K_r\left[1 + \left[1/\left(K_r(1 - 1/e)\right) - 1\right]\exp(1 - j/K_{\omega})\right]\left[1 - \exp(-j/K_{\omega})\right] \qquad (2.66)$$

K_{ω} *ve* K_r sabitler

Farklı basınç değerlerinde ölçülen kayma gerilmesi- yer değiştirme eğrileri baz alınarak maksimum kayma gerilmesi ve normal basınç değeri arasındaki bağıntı 2.67 numaralı Mohr- Coulomb denklemi ile ifade edilmiştir.

$$s_{\max} = c + p \cdot tg\phi \qquad (2.67)$$

s_{max} : Maksimum kayma gerilmesi

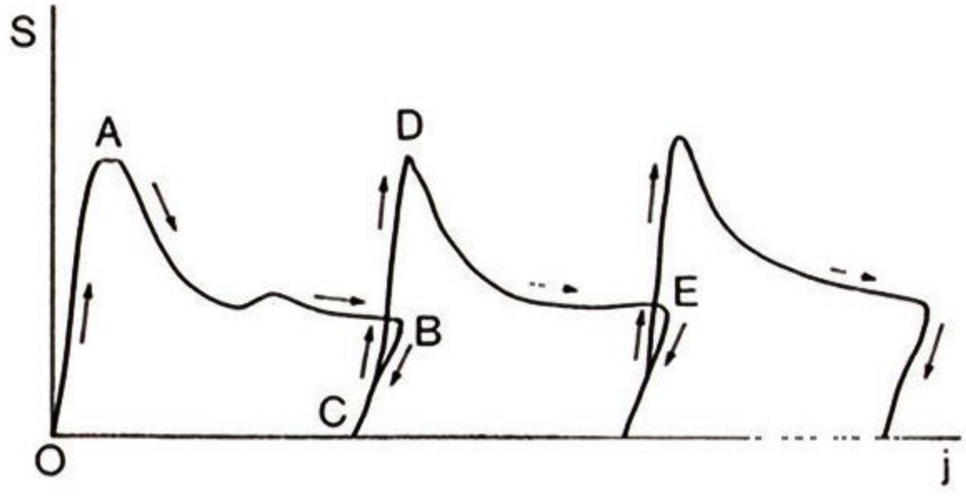
p : Normal basınç değeri

c : Kohezyon veya adezyon değeri

Φ : Kayma direnci açısı

2.5.2 Tekrarlı Kayma Yüklerinde Zeminin Davranışı

Yoldışı bir zeminde tırtıllı bir taşıt düz bir hat üzerinde hareket ederken zemin ardışık tekerleklerin sebep olduğu tekrarlı kayma yüklerine maruz kalmaktadır. Taşıt-zemin temas bölgesindeki kayma değeri dağılımını daha doğru şekilde tahmin edebilmek için zeminin tekrarlı kayma yüklerine cevabı bilinmelidir. Şekil 2.31 kuru kumun sabit yük altındaki tekrarlı kayma yüküne olan cevabını göstermektdir. Şekle göre kayma yüklemesi B noktasından sıfıra inmekte C noktasında tekrar yüklenmekte ve CDE aralığında yeniden yükleme yapılmış olup OAB aralığındaki kayma gerilmesi- yerdeğişimi ile benzerlik göstermektedir. Şekilden de görüleceği üzere verilen basınç değeri için aniden maksimum kayma gerilmesi elde edilmemiştir. Maksimum gerilme elde edilene kadar bir miktar yer değiştirmesi olmaktadır [1].



Şekil 2.34 Kumlu toprağın tekrarlı kayma yüklerine cevabı

3. TIRTILLI TAŞIT PERFORMANSININ TAHMİNİ İÇİN ÇÖZÜM METOTLARI

3.1 AMPİRİK METOTLAR

Rowland tarafından 1972 yılında geliştirilen metot tırtıllı taşıtın performansının tahmini için maksimum basınç değerinin hesaplanmasını önermiştir. Ve böylelikle özellikle yumuşak zemin üzerindeki yol dışı taşıtın performansı hesaplanabilmektedir. Tırtıllı taşıtta tekerlek altındaki maksimum basınç şu şekilde ifade edilmiştir ;

$$MMP = \frac{1{,}26W}{2n_r A_l b\sqrt{t_t D}}\, kPa \tag{3.1}$$

W : Taşıt ağırlığı , kN

n_r : Bir tırtıldaki tekerlek sayısı

A_l : Temas yüzey alanı , m^2

t_t : Tırtıl uzunluğu , m

b : Tırtıl genişliği , m

D : Tekerlek yarıçapı , m

Dikkat edilmelidir ki Rowland'ın bu metodunda zemin karakteristiği hesabın içine katılmamıştır dolayısıyla maksimum basınç değeri zeminden bağımsız olmaktadır. Gerçekte tırtıl altındaki basınç dağılımı zemin karakteristiğine oldukça bağlıdır. Sonuçta bu ampirik formül tırtıllı taşıt teknolojisinin gelişimi için yetersiz kalmaktadır, taşıtın performansı hakında yeterli bilgi vermemektedir. Sadece taşıtın gider ya da gitmez sorusuna yanıt verir, peroformansı hakkında bilgi vermemektedir.

3.2 TEORİK METOTLAR

3.2.1 Plastik Denge Teorisi

Plastik denge teorisi bazı taşıt-zemin etkileşiminin fiziğini anlamakta ön bir anlamayı sağlar. Fakat bilinmelidir ki bu teorinin uygulanması uygulamada arazide ki taşıt hareketini değerlendirmek ve tahmin etmek açısından birçok sınırlama getirmektedir. Plastik denge teoremi zeminin rijid, mükemmel plastik malzeme davranışı gösterdiği kabulünden yola çıkılarak uygulanmaktadır. Yani zemin belli bir gerilimde şekil değiştirmeye başlayıncaya kadar hiç deforme olmamaktadır. Bundan sonra, artık gerilme sabit kalırken zeminin direnci hızla artmaktadır. Yoğun toprak rijit, mükemmel plastik malzeme davranışı gösterirken, yol dışı araçlar daha çok sıkışabilen yumuşak zeminlerde hareket etmektedir, dolayısıyla bu zeminler rijit, mükemmel plastik malzeme davranışından farklı yapıdadır. Sonuç olarak taşıt yükünden dolayı oluşan batma bölgesi teoremin kabulünden ötürü benzer mantıkla çözülemez. Böylelikle pratikte plastik denge teoremi ile geliştirilen taşıt hareketini tahmin metotları sınırlı kalmaktadır. Dahası plastik denge teoremi esasen taşıt tarafından batma olmaksızın zemine uygulanan maksimum yükün tahmini ile ilgilenmektedir. Sonuç olarak taşıt çekiş performansı açısından önemli olan yük altındaki zemin deformasyonu ölçümü tahmin edilememektedir.

3.2.2 Sonlu Elemanlar Metodu

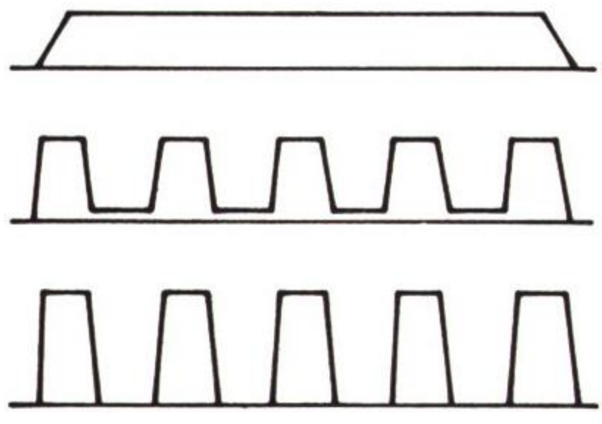
Sonlu elemanlar metodunda, zemin ağlardan oluşmuş elemanlar sistemi olarak tanımlanmıştır. Zemin-taşıt probleminin analizinde genelde üçgen eleman kullanılmıştır.

Sonlu elemanlar metodu bilinen yükleme koşullarında kompleks problemleri çözebilmektedir. Bu yöntem her bir elemana birbirlerinden farklı mekanik özellik imkanı tanımakta, böylece nolineer homojen olmayan denklemlerin çözümü kolaylaşmaktadır.

Karışık problemlerin analizinde sonlu elemanlar metodunun avantajları olurken aynı zamanda pratikte taşıt hareketinin uygulamalarında bazı sınırlamalar getirmektedir. Bu metodu taşıt-zemin etkileşimi probleminde çözebilmek için sınır şartlarındaki yer değiştirme ve gerilim değerlerinin tanımlanması gerekmektedir.

Wong (1977) tarafından ifade edildiği üzere hareket halinde iken taşıt-zemin etkileşim bölgesindeki gerilme dağılımı bilinirse taşıtın performansı tam olarak ifade edilmektedir. Bu sonuçtan da yola çıkılarak taşıta ait seyir direnci, çekiş performansı kayma gerilmesinin temas bölgesi boyunca integre edilmesi ile kolayca bulunabilir. Sonuç olarak zemin deformasyonu bilgisine de ihtiyaç duyulmamaktadır. Diğer taraftan temas bölgesindeki yer değiştirme sınır koşulları sonlu elemanlar metodunda çözümü başlatmak için gerekli bir bilgi olduğundan dolayı taşıtın zeminle temas bölgelerindeki zeminin ezilme bilgileri detaylı olarak bilinmelidir. Zemin deformasyonu zemin şartlarına ve taşıt tasarımına bağlı olduğundan dolayı gerçekçi bir çözüm için sınırlarda ayrıntılı yer değiştirme değerleri bilinmelidir. Bu durum arazide hareket eden taşıt performansının tahminini uygulanamaz hale sokmaktadır (Wong 1977).

Sonlu elemanlar tekniği ile tırtıllı taşıtın seyir direnci ve batmasını tahmin edebilmek için metot geliştirilmiştir (Karafiath 1984). Bunun için giriş bilgisi olarak normal doğrultudaki basınç dağılımları şekilde gösterildiği gibi girilmelidir. Bu metot da asıl sorun olan taşıt tasarımı ile basınç dağılımının nasıl değiştiği bulunamamaktadır. Dolayısıyla çözüm gerçekçi olamamaktadır.



Şekil 3.1 Zemin deformasyonunun sonlu elemanlar analizinde kabul edilen basınç dağılım tipleri (Karafiath, 1984)

Dahası sonlu elemanlar metodu zemine ait bağıntılara da giriş bilgisi olarak ihtiyaç duymaktadır ki bu bağıntıları ifade etmek oldukça güçtür. Ayrıca elastiklik modülü, Poisson oranı ve diğer zeminin mekanik özellikleri, gerilme derecesi, yükleme geçmişi, yanal baskı ve diğer faktörler ile değişiklik göstermektedir. Sonlu elemanlar metodunda analizi kolaylaştırmak amacıyla zeminin gerilim-direnç ve direnç katılığı bu metallerin davranışını gösterdiği gibi kabul edilmiştir. Fakat çok az bazı zeminler için bu kabul geçerli olmaktadır. Çünkü taşıt daha çok yumuşak zemin üzerinde hareket etmektedir

Ayrıca sonlu elemanlar metodu kökenli bir çok metot da tırtıllı sistem tamamiyle elastik bir kayış gibi modellenmiştir. Tırtıllı sistemin biçimi, tekerleklerin yerleşimi başlangıç gergisi ve de süspansiyon karakteristiği gibi önemli sayıdaki tasarım özellikleri göz önüne alınmamıştır. Fakat bilinmektedir ki bu tasarım parametreleri tırtıllı taşıtın performansında önemli etkiye sahiptir (Wong 1984, Wong 1986a, Wong ve Preston Thomas, 1986a, 1988).

Yukarıda da belirtildiği üzere tırtıllı taşıtın performansının tahmini için varolan birçok metodun kullanışsızlığı sebebiyle bu metotların pratikte kullanımı özellikle taşıt tasarımı ve gelişimi açısından oldukça sınırlı kalmaktadır. Sonlu elemanlar metodu eğer taşıt-zemin etkileşim bölgesindeki sınır gerilme şartları bilinir ve zemine ait bağıntılar gerçekçi şekilde tanımlanırsa, taşıt yükünün sebep olduğu zemin ezilmesi ile bağlantılı zemine ait gerilme ve direnç değerlerini tahmin etmek için geliştirilmiştir.

3.3 PARAMETRİK ANALİZ METOTLARI

Tırtıllı taşıt performans analizindeki en çok bilinen metotlardan biri Bekker (1956) tarafından geliştirilmiş olan metottur. Bu metot da zemin ile temas halindeki tırtılın rijit basma uyguladığı kabul edilmiştir. Eğer tırtılın ağırlık merkezi ortada ise Şekil 3.2'de gösterildiği gibi normal basınç dağılımı düzgün yayılı farz edilmektedir. Diğer taraftan taşıtın ağırlık merkezi ota noktanın gerisinde yer alıyorsa trapezoid formlu çökme dağılımı eğrsi kabul edilmektedir. Bu kabuller doğrultusunda bevametre ile elde edilen basınç-batma verileri ile tırtılın zemine batması tahmin edilebilir.

Bekker'in basınç-batma ilişkisini gösteren bağıntının kullanımı ile düzgün temaslı basınç kabuluyle tırtıl için z_o çökmesi;

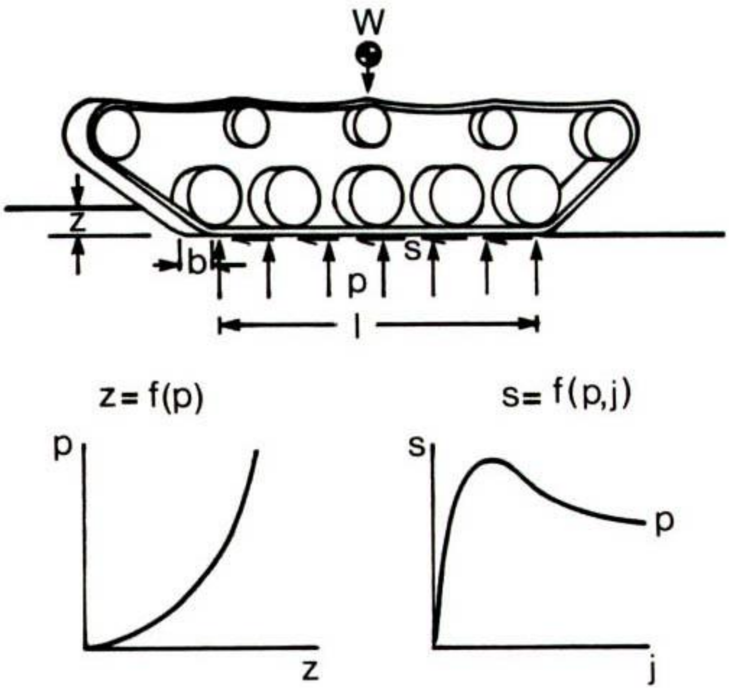
$$z_0 = \left(\frac{p}{k_c/b + k_\phi} \right)^{1/n} = \left(\frac{W/bl}{k_c/b + k_\phi} \right)^{1/n} \tag{3.2}$$

p : Normal basınç

W : Normal yük

b : Tırtılın araziyle temas olduğu genişlik

l : Tırtılın araziyle temasta olduğu uzunluk



Şekil 3.2 Tırtıllı taşıt performansının tahmini için basitleştirilmiş metot

Araziyi sıkıştırarak b genişliğinde, l uzunluğunda ve z_0 derinliğinde bir iz yaratmak için yapılan iş miktarı;

$$İş = bl\int_0^{z_0} p\,dz = bl\int_0^{z_0} \left(k_c/b + k_\phi\right) z^n\,dz \qquad (3.3a)$$

$$İş = bl\left(k_c/b + k_\phi\right)\left(\frac{\left(z_0\right)^{n+1}}{n+1}\right) \qquad (3.3b)$$

z_0 yerine denklem 3.2' deki batma miktarı konulursa iş tanımı;

$$İş = \frac{bl}{(n+1)\left(k_c/b + k_\phi\right)^{1/n}} \cdot \left(\frac{W}{bl}\right)^{\frac{n+1}{n}} \qquad (3.4)$$

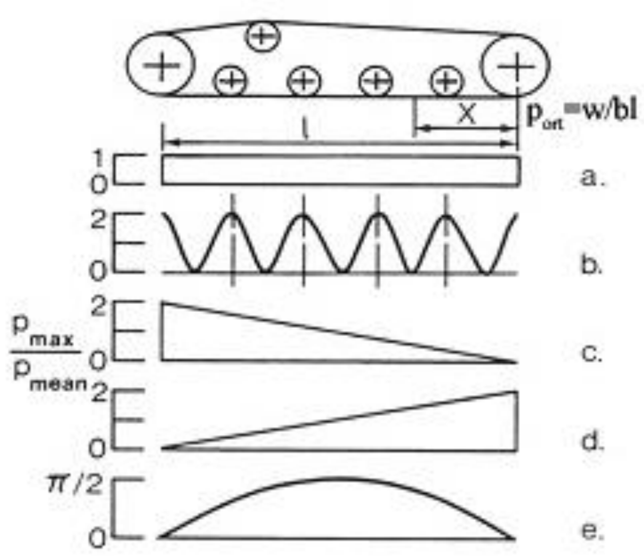
Tırtılın yatay doğrultuda l uzunluğu kadar hareket ettirilmesi durumunda arazinin sıkışması nedeniyle oluşan $\left(R_c\right)$ hareket direnci kuvveti tarafından yapılan iş l uzunluğunda bir iz yapmak için düşey yönde yapılan işe eşitlenebilir.

$$R_c l = \frac{bl}{(n+1)\left(k_c/b + k_\phi\right)^{1/n}} \cdot \left(\frac{W}{bl}\right)^{\frac{n+1}{n}} \qquad (3.5)$$

bu ifadeden hareket direnci $\left(R_c\right)$;

$$R_c = \frac{b}{(n+1)\left(k_c/b + k_\phi\right)^{1/n}} \cdot \left(\frac{W}{bl}\right)^{\frac{n+1}{n}} \qquad (3.6)$$

Eğer normal basınç üniform dağılmış ve kayma gerilmesi-yer değiştirme ilişkisi basit eksponansiyel bir denklem olan denklem 2.67 ile ifade edilirse, çeki kuvveti F şu şekilde ifade edilir ;



Şekil 3.3 Tırtıl altında idealize edilmiş farklı tip normal basınç dağılım modelleri

$$F = b\int_0^l \left(c + \frac{W}{bl}\tan\phi \right)\left(1 - e^{-ix/K}\right)dx \tag{3.7a}$$

$$= \left(Ac + W\tan\phi\right)\left[1 - \frac{K}{il}\left(1 - e^{il/K}\right)\right] \tag{3.7b}$$

A : Temas alanı

b : Tırtıl temas genişliği

l : Tırtıl temas uzunluğu

c : Kohezyon

ϕ : Kayma direnci açısı

K : Kayma deformasyon modülü

i : Tırtıl kayma değeri

W : Düşey yük

Şayet tırtıl temas uzunluğu boyunca normal basınç dağılımı üniform şekilde yayılmadıysa 3.7 denklemindeki basınç ifadesi kaymanın fonksiyonu şeklinde yazılır ve çeki kuvveti hesaplanır. Örneğin Şekil 3.3b'deki sinüsoidal basınç dağılımı kabulu için ;

$$p = \frac{W}{bl}\left(1 + \cos\frac{2n\pi x}{l}\right) \tag{3.8}$$

Sürtünmeli zemin üzerinde temas uzunluğu boyuncaki kayma gerilmesi dağılımı;

$$s = \frac{W}{bl}\tan\phi\left(1 + \cos\frac{2n\pi x}{l}\right)\left(1 - e^{-ix/K}\right) \tag{3.9}$$

Sonuçta kaymanın bir fonksiyonu olarak çeki kuvvetinin ifadesi;

$$F = b\int_0^l \frac{W}{bl}\tan\phi\left(1 + \cos\frac{2n\pi x}{l}\right)\left(1 - e^{-ix/K}\right)dx$$

$$= W\tan\phi\left[1 + \frac{K}{il}\left(e^{-il/K} - 1\right) + \frac{K\left(e^{-il/K} - 1\right)}{il\left(1 + 4n^2K^2\pi^2/i^2l^2\right)}\right] \tag{3.10}$$

Normal basınç dağılımının Şekil 3.3c'deki gibi olması durumunda normal basınç dağılımının tanımı;

$$p = \frac{2W}{bl}\frac{x}{l} \tag{3.11}$$

Kaymanın bir fonksiyonu olarak çeki kuvvetinin ifadesi;

$$F = W\tan\phi\left[1 - 2\left(\frac{K}{il}\right)^2\left(1 - e^{-il/K} - \frac{il}{K}e^{-il/K}\right)\right] \tag{3.12}$$

Normal basınç dağılımının Şekil 3.3d'deki gibi olması durumunda normal basınç dağılımının tanımı;

$$p = \frac{2W}{bl}\frac{(l-x)}{l} \tag{3.13}$$

kaymanın bir fonksiyonu olarak çeki kuvvetinin ifadesi;

$$F = 2W\tan\phi\left[1-\frac{K}{il}\left(1-e^{-il/K}\right)\right] - W\tan\phi\left[1-2\left(\frac{K}{il}\right)^2\left(1-e^{-il/K}-\frac{il}{K}e^{-il/K}\right)\right] \tag{3.14}$$

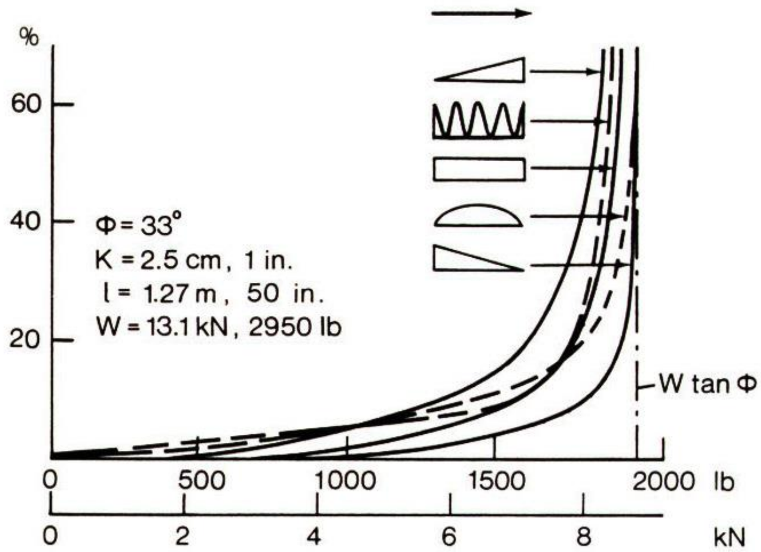
Normal basınç dağılımının Şekil 3.3e'deki gibi olması durumunda normal basınç dağılımının tanımı;

$$p = \frac{W}{bl}\frac{\pi}{2}\sin\left(\frac{\pi x}{l}\right) \tag{3.15}$$

Maksimum basınç p_{max} görüldüğü üzere $(\pi/2)(W/bl)$'e eşittir. Kaymanın bir fonksiyonu olarak çeki kuvvetinin ifadesi;

$$F = W\tan\phi\left[1-\frac{\left(e^{-il/K}-1\right)}{2\left(1+i^2l^2/\pi^2K^2\right)}\right] \tag{3.16}$$

Şekil 3.4, yukarıda da anlatıldığı gibi değişik türdeki basınç dağılımları için tırtıllı taşıtın çeki kuvvetini göstermektedir (Wills 1963).



Şekil 3.4 Kumda hareket eden tırtıllı taşıtın normal basınç dağılımının çeki kuvvetine etkisi

4. TIRTILLI TAŞIT SEYİR PERFORMANSININ TAHMİNİ İÇİN BİLGİSAYAR YARDIMLI METOTLAR

Tırtıllı taşıt performansını bulabilmek için yapılmış ve bir önceki bölümde anlatılan metotların bazıları ampirik ifadeli ya da gerçekçilikten uzak kabuller ile yazılmış metotlardır. Tarım makinaları ve askeri taşıtlar değişik tip zeminlerde hareket etmektedir. Dolayısıyla tırtıllı taşıtların gelişimi ve dizaynı için etraflı ve gerçekçi bir matematik model geliştirilmelidir.

Taşıt performansının tahmini için olabildiğince iyi bir matematik model kurulmalıdır ki bu model Wong, Garber ve Preston-Thomas tarafından 1984 yılında ve Wong ile Preston-Thomas tarafından 1986, 1987,1988 yılında yapılmıştır. Bu model taşıta ait birçok önemli tasarım parametrelerini içermektedir ; tırtıl sistemi biçimi, tekerlek sayısı, tekerlek çapı, tırtıl boyutu, başlangıç tırtıl gergisi, tırtıl elastikiyet katsayısı, süspansiyon karakteristiği, ağırlık merkezi yeri, taşıt kabuk şekli, tahrik dişlisi, döndürülen dişli ve destekleyen silindirlerin bulunma düzeni gibi. Zemin karakterine ait basınç-batma, kayma karakteristiği ve tekrarlı yüklerin zemine etkisi de hesaba katılmıştır. Model taşıt-zemin temas bölgesindeki normal basınç dağılımını, kayma gerilmesi dağılımını, taşıt seyir direncini ve taşıtın seyir performansını tırtıl kayması fonksiyonu cinsinden bulmayı sağlar. Modelin en önemli özelliklerinden bir tanesi, mineral toprak, bataklık ve karlı zemin gibi değişik tip zeminlerde geçerli olmasıdır.

4.1 TIRTIL ALTINDAKİ BASINÇ DAĞILIMI TAHMİNİ İÇİN YAKLAŞIMLAR

Tırtıllı taşıt ideal sert zemine bırakıldığı zaman tırtıl zemin üzerinde düz bir şekilde (hiç deforme olmadan) durur. Tersi durumunda tırtıllı taşıt deforme olabilecek bir zeminde seyir halinde iken tırtıl tarafından uygulanan normal yük zeminde şekil değişikliğine sebep olur. Ardışık iki tekerlek arasındaki tırtıl dilimi yükü kaldırır ve sonuçta şekil değiştirir ve eğri şeklini alır. Arka tekerlek ile ön tekerlek arasındaki tırtılın yumuşak zemindeki toplam uzunluğu tırtıl sert bir zemine bırakıldığı zamanki uzunluğuna göre artmaktadır. Bu da tırtılın ön kısmında , dolayısıyla da tırtıl gergisinde değişikliğe sebep olmaktadır.

Ayrıca belirtilmelidir ki tırtıllı taşıt düz bir hat üzerinde hareket ettiği zaman tırtıl altındaki zemin parçası ilk olarak ön tekerlek tarafından uygulanan yükün etkisine maruz kalır. Ön tekerlek geçtiği zaman, zemin parçası üzerindeki yük serbest kalır. İkinci tekerlek o zemin parçası üzerinden geçtiği vakit yük yeniden uygulanır. Böylelikle bu zemin parçası ardışık tekerleklerin tekrarlı yüklerine maruz kalır. Yükleme-yüksüz kalma-yeniden yükleme döngüsü son tekerlek o zemin parçası üzerinden geçinceye kadar devam eder. Hareket eden tırtıllı taşıtın altındaki normal basınç dağılımının tahmini için, basınç- batma ilişkisi ve zeminin tekrarlı yüklere olan cevabı bilinmelidir.

Zemin karakteristikleri bilindiği zaman, normal basınç dağılımı tahmini zeminle temas halindeki şekil değiştirmiş tırtılın saptanmasına indirilmiştir.

Bilinen başlangıç model CTVPM olup 1984 yılında geliştirilmiştir, ve aşağıdaki kabuller doğrultusunda analiz yapılmıştır (Wong, 1984).

a)Trtıl bir kayışa eşdeğer kabul edilmiştir. Bu kabul lastik- kayış tırtıl ve tırtıl temas yüzeyi küçük olan özelikle savaş taşıtları için kabul edilebilir.

b)Tırtıl uzamıyor kabul edilmiştir.

c)Tekerlek altındaki tırtılın zemine batmasın tanımında tekerleklerin birbirlerinden bağımsız hareket eden süspansiyonların etkisi ihmal edilmiştir, bu demektir ki tekerlekler gövdeye rijit bağlanmış ve ilk tekerleklerin tırtıl sistemi davranışı ile oluşan batması sonraki tekerleklerin batmasınıda tanımlamaktadır.

1985 yılında Wong ve Preston- Thomas tarafından NTYPM-85 modeli geliştirilmiştir. Bu model de tırtıl artık uzayabilir kabul edilmiş, tırtıl gergisinin uzunluk doğrultusundaki direnci hesaba katılmıştır. Uzunluk doğrultusundaki tırtıl elastikiyeti tırtıldaki gergi dağılımını etkilemekte ve dolayısıyla değişik zeminler üzerinde taşıt performansını etkilemektedir.

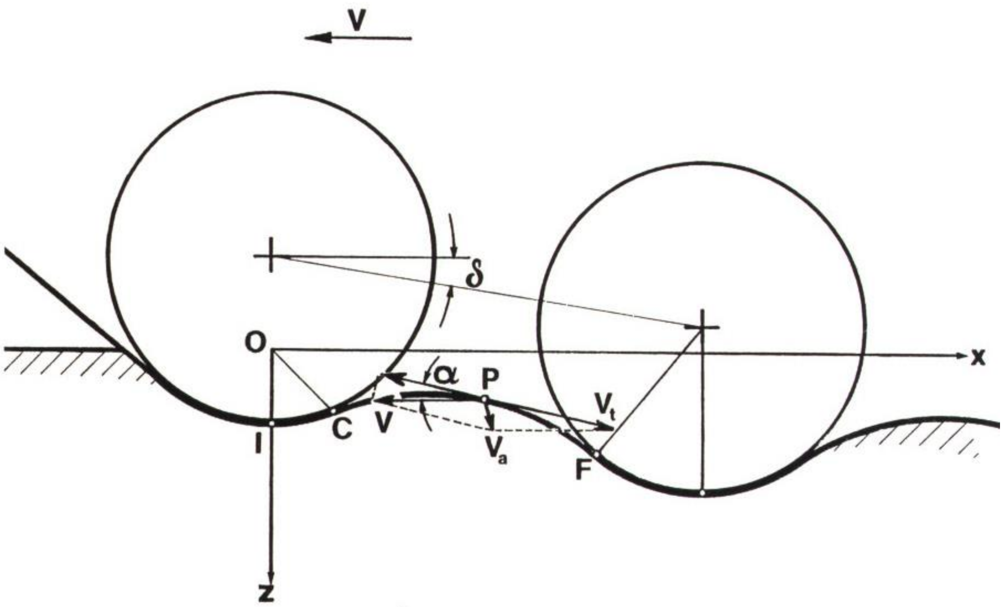
Kar gibi fazla sıkışabilen zemin üzerinde iki tekerlek arasındaki tırtılın kabuk kısmı zemin yüzeyi ile temas edecektir ve taşıt ağırlığının bir kısmının taşınmasını sağlayacaktır. Bu durum tırtıllar tarafından taşınan yükü azaltacak ama tam zıt yönde de taşıtın çekişini etkiyecektir. Kabuk teması toplam seyir direncini arttıracaktır, kabuk direnci. NTVPM-85 modelinde kabuk-zemin karakteristiği de hesaba katılmıştır.

Bilinen en yeni yöntem ise Wong ve Preston- Thomas tarafından 1988 yılında geliştirilmiş olan NTVPM- 86 modelidir. Bu modelde tekerlekler gövdeye rijit bağlanmamış kabul edilmiştir ve süspansiyon karakteristikleri de hesaba katılmıştır. Ayrıca tırtılın nolineer gergi- uzama karakteristiği de hesaba katılmıştır

Yukarıdaki kabuller doğrultusunda, tırtıl-zemin etkileşim bölgesi analiz edilmiş ve tırtıl sistemine etki eden moment ve kuvvet denge denklemleri ile tırtılın toplam uzunluğunun korunmasına ait denklem takımları elde edilmiştir. Bu denklem takımlarının çözümü tekerleklerin batmasını, taşıtın eğimini, tırtıl gergisini ve zeminle temas eden tırtıl şeklinin sonuçlarını verir. Buradan, hareket halindeki tırtıllı taşıtın altındaki normal basınç dağılımı bulunabilir.

4.2 TIRTIL ALTINDAKİ KAYMA GERİLMESİ DAĞILIMI TAHMİNİ

Tırtıllı taşıtın seyir performansı normal basınç ve kayma gerilmesi dağılımı ile yakından alakalıdır. Geçen bölümde normal basınç dağılımı kayma gerilmesi etkisi ihmali ile hesaplanmıştı. Bu bölümde ise elastik tırtılın kayma durumu analiz edilecek ve kayma gerilimi dağılımı tahmini metodu geliştirilecektir. Bundan önceki kısımda zeminin tekrarlı kayma yüklerine karşı nasıl cevap verdiği incelenmişti. Belirtilen zemin üzerinde, zemin-taşıt etkileşim bölgesindeki kayma gerilmesi noktası kayma yer değiştirmesinin fonksiyonu olup kaymanın veya yeniden kaymanın başladığı noktadan itibaren ölçülmektedir. Elastik tırtıl altındaki kayma dağılımı şekilde gösterildiği gibidir.



Şekil 4.1 Şekil değiştirebilir zemin üzerindeki bir noktanın kayma hızı

$$V_J = V_t - V\cos\alpha \tag{4.1a}$$

$$= r\omega - r\omega(1-i)\cos\alpha \tag{4.1b}$$

$$= r\omega[1-(1-i)\cos\alpha] \tag{4.1c}$$

r : Tahrik dişlisi yarıçapı

ω : Tahrik dişlisi açısal hızı

i : Tırtılın kayma değeri

α : Yatay ile P noktası arasındaki açı

V_t : Taşıtın teorik hızı ($V_t = r\omega$)

V : Taşıtın asıl hızı

Taşıtın kayma yer değiştirmesi j'nin tanımı ;

$$j = \int_0^t r\omega\left[1-(1-i)\cos\alpha\right]dt \qquad (4.2a)$$

$$j = \int_0^l r\omega\left[1-(1-i)\cos\alpha\right]\frac{dl}{r\omega} \qquad (4.2b)$$

$$j = \int_0^l \left[1-(1-i)\frac{dx}{dl}\right]dl \qquad (4.2c)$$

$$j = l-(1-i)x \qquad (4.2d)$$

l : P noktası ile kaymanın (veya yeniden kaymanın) başladığı nokta ile arasındaki mesafe

x : P noktası ile ilk kaymanın (veya yeniden kaymanın) başladığı nokta ile arasındaki yatay mesafe

Eğer kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi 2.64 numaralı denklem ile ifade edilirse s(x) şu şekilde bulunur;

$$s(x) = \left[c + p(x)tg\phi\right]\left[1-\exp\left(-\frac{(l-(1-i)x)}{K}\right)\right] \qquad (4.3)$$

Yukarıdaki denklem yardımıyla tırtıl altındaki kayma gerilimini tahmin etmek için bazı hususlara dikkat edilmelidir.

1) Daha önceden de belirtildiği gibi hareketli tırtıl altındaki zemin ardışık tekerleklerin sebep olduğu tekrarlı normal yüklerin etkisi altındadır. Dolayısıyla zemin elemanı sürtünme özelliklerinden dolayı tekrarlı kayma yüklerine maruz kalmaktadır. Daha evvelki tekrarlı kayma yüklerine karşı zeminin verdiği cevap incelenmişti. Bu doğrultuda tırtıl altındaki değişik kısımlarında kayma gerilmesi dağılımı bulunur.

2) Bilindiği üzere tırtıl altındaki normal basınç dağılımı nadiren düzgün dağılmaktadır. Zemindeki kayma gerilmesi-kayma yer değiştirmesi ilişkisine ait değerler genellikle sabit normal basınç altında ölçülmüştür. Değişken normal basınç altındaki kayma gerilmesi tahmini için izlenebilecek yol şöyledir. Şekil de kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi idealize edilmiş (kesikli adımlar) normal basınçlarda tanımlanmıştır. Buna karşın pratikte tırtıl altındaki normal basınç devamlı bir şekilde değişmektedir. Bu değişme miktarı küçük adımlarla ifade edilebilir. Şekil 4.2(a) dan görüleceği üzere p_1, p_2, p_3 normal basınç değerindeki kayma-yer değiştirme eğrileri gösterilmiştir. Eğer tırtıl dilimindeki normal basınç 0'dan p_3'e eşit adımlarla artarsa p_3'den 0'a düşüşü de aynı adımlarla olacaktır. Tırtıl dilimi altındaki kayma gerilmesi değişimi $0S_1S_2S_3$ rotasını izleyecektir.

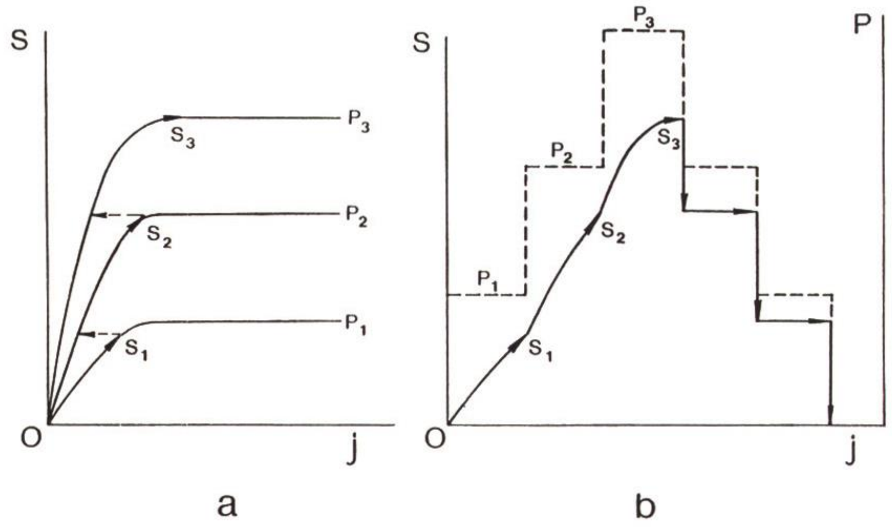
3) Koheziv ve sürtünme özelliklerini bir arada barındıran zemin yüzeyinde kayma etkisi iki bileşene ayrılabilir. Bunlardan birisi sürtünme olup normal basınç ve kayma yer değişimine bağlıdır. Diğeri ise kohezyon (veya adezyon) olup normal basınca bağlı değildir, kayma yer değişimi ile alakalıdır.

4.3 NORMAL BASINÇ DAĞILIMININ KAYMA GERİLMESİNE OLAN ETKİSİ

Önceki bölümlerde yapılan analitik metotlu çalışmalarda normal basınç dağılımının çözümü için düşük kayma değerlerinde kayma gerilimi etkisi ihmal edilmişti. Yüksek kayma değerlerinin vukuu olduğu durumlarda zemin-tırtıl etkileşim bölgesinde kayma etkisi belirleyici olur, varlığı çeki kuvvetini etkiler. Tekerlekler arasındaki tırtıl dilimi şekli tırtıl gergisine bağlı olduğundan ötürü normal basınç dağılımı kayma etkisinin varlığından etkilenmektedir. Daha evvelden de belirtildiği gibi zemin-tırtıl arasındaki kayma etkisi temas bölgesi boyunca değişim göstermektedir. Dolayısıyla tırtıla gelen gergi kuvveti bir tırtıl diliminde diğerine değişim göstermektedir. C ve F noktaları arasında etkiyen kayma etkisi dağılımı tekerlek altındaki tırtıl dilimine oranla göreceli olarak az olduğundan ötürü CF dilimi boyunca tırtıl gergisindeki değişiklik oldukça küçüktür. Dolayısıyla CF tırtıl dilimi boyunca ortalama bir gergi kuvveti almak kabul edilebilir. Bu kabulleri izleyerek belli bir kayma değerinde normal basınç ve kayma etkisinin dağılımı için iteratif bir çözüm yolu üretilmiştir;

a) Kayma gerilimi etkisi yok iken normal basınç dağılımı çözümü

b) Normal basınç dağılımı bilinerek verilen kayma değerinde kayma gerilimi dağılımının bulunması

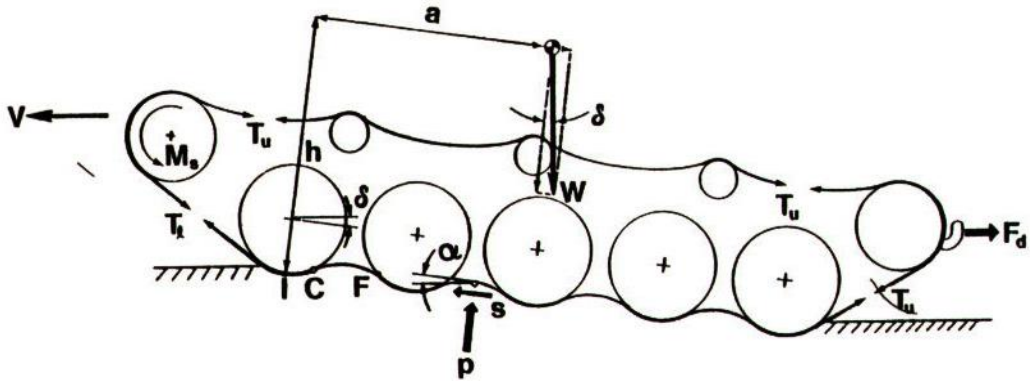


Şekil 4.2 Sabit normal basınç altındaki kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi b) Değişken normal basınç altındaki kayma gerilmesi-yer değiştirmesi ilişkisi

c) Kayma etkisi dağılımı baz alınarak çeki kuvveti, kayma etkisinin zemine temas eden tüm yüzey boyunca integre edilmesi ile bulunur ve iki tekerlek arasındaki (C ve F noktaları gibi) gerilimler farkı hesaplanır (Şekil 4.1). İki tekerlek arasındaki her bir tırtıl dilimi için ortalama tırtıl gergisi bulunr..

d) Tırtıl dilimindeki ortalama gergi kullanılarak iteratif çözüm yolu başlatılır ve böylece normal basınç dağılımı yeniden hesaplanır. Kuvvet, moment dengesi ve de tırtılın toplam uzunluğunun korunup korunmadığınının sağlaması yapılır. Eğer şartlar sağlanmazsa yeni değerler seçilir (Buna arka tekerleğin gerisinde de bulunan T gergi kuvveti de dahil). Gergi değişmesi eğer gerekli ise tüm gergi kuvvetlerinin belirli değerde azaltılması veya arttırılması gerekmektedir. Tahrik dişlisi ile ön tekerelek arasındaki tırtıl gergisi 0‘a düşerse gevşeklikte hesaba katılmalıdır.

e) Bu yöntem kabul edilebilir derecede çözüm elde edilene kadar sürer.



Şekil 4.3 Tırtıl sistemine etkiyen kuvvetler

Ayrıca kayma geriliminin normal yüke olan etkisi de hesaba katılmalıdır. Şu da bilinmelidir ki kayma etkisinin varlığı sadece normal basıncı etkilemez. Toplam batmaya da neden olmaktadır. Zemine göre eğer kayma-batma belirleyici bir rol oynarsa bu da hesaba katılmalıdır.

4.4 SEYİR DİRENCİ VE SEYİR PERFORMANSININ TAHMİNİ

Normal basınç ve kayma gerilimi dağılımı verilen kayma değerinde saptanmış ise çekiş performansı tahmin edilebilir. Yol dışı taşıtların seyir performansı kayma değerinin fonksiyonuna bağlı olarak tanımlanabilir.

Dış hareket direnci ;

R_T : Zemin ile tırtıl arasında etkiyen normal basıncın yatay bileşeni

$$R_T = 2b\int_0^{L_T} p\sin\alpha \cdot d\alpha \tag{4.4}$$

b : Tırtıl genişliği

L_T : Zeminle temas eden toplam tırtıl uzunluğu

p : Normal basınç

α : Tırtıl elemanı ile yatay arasındaki açı

Eğer tırtılın zemine gömülmesi taşıtın zeminle olan boşluğundan daha fazla ise tırtılın kabuk kısmı yer ile temas edecektir ve toplam seyir direncine kabuk direnci adı verilen etkisi olacaktır R_{be}. Bu etki normal basıncın ve kayma gerilmesinin yatay bileşenleri olmak üzere iki kısımda incelenir.

$$R_{be} = b_b \left[\int_0^{l_b} p_b \sin \alpha_b dl + \int_0^{l_b} s_b \cos \alpha_b dl \right] \tag{4.5}$$

L_b : Kabuk uzunluğu

b_b : Kabuk genişliği

p_b : Kabuk-zemin etkileşim bölgesindeki basınç

s_b : Kabuk-zemin etkileşim bölgesindeki kayma gerilmesi

Taşıtın çeki kuvveti F, zeminle temas eden tırtıla etkiyen kayma gerilmesinin yatay bileşenidir. İki tırtıllı taşıt için F;

$$F = 2b \int_0^{Lt} s.\cos \alpha .dl \tag{4.6}$$

Normal basınç p ve kayma gerilmesi s kayma değerinin fonksiyonudur, dolayısıyla seyir direnci R_t , kabuk direnci R_{be} (eğer varsa) ve çeki kuvveti F kayma değeri ile değişmektedir.

Bilinmelidir ki çeki kuvveti F dişten geçen tırtılın kaymasına bağlı olarak hesaplanmaktadır. Özellikle uzun dişli tırtıllarda toplam itme tırtılın diğer tarafının dikey yüzeyinin kayma hareketine bağlıdır. Birim tırtıl uzunluğuna gelen maksimum kayma kuvveti $S_{\upsilon \max}$, Reece (1964) tarafından şöyle tanımlanmıştır.

$$S_{\upsilon \max} = 4c.h.\sin^2\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right) + 2.h.z_m \gamma .\tan\left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2}\right)\cos\left(\frac{\pi}{2} - \phi\right) \tag{4.7}$$

c : Zeminin kohezyon (yüzey gerilimi) direnci

γ : Zeminin yoğunluğu

ϕ : Zeminin kayma direnci açısı

h : Diş yüksekliği

z_m : Diş ortalama batması

Dişlerin çekiye olan etkisi;

$$F_v = \int_0^{L_t} S_v \cos\alpha dl \tag{4.8}$$

Taşıtın seyir performansı F_d (çeki kuvveti–hareket direnci) aşağıdaki gibi tanımlanır;

$$F_d = F + 2F_v - R_t - R_{be} \tag{4.9a}$$

$$= 2b\int_0^{L_t} s\cos\alpha dl + 2\int_0^{L_t} S_v \cos\alpha dl - 2b\int_0^{L_t} p\sin\alpha dl - b_b\left[\int_0^{L_b} p_b \sin\alpha_b dl + \int_0^{L_b} s_b \cos\alpha_b dl\right] \tag{4.9b}$$

4.5 TIRTILLI TAŞIT İLE ZEMİN ARASINDAKİ ETKİLEŞİM BÖLGESİNİN MATEMATİKSEL MODELİ

4.5.1 Matematiksel Model

Kabuller

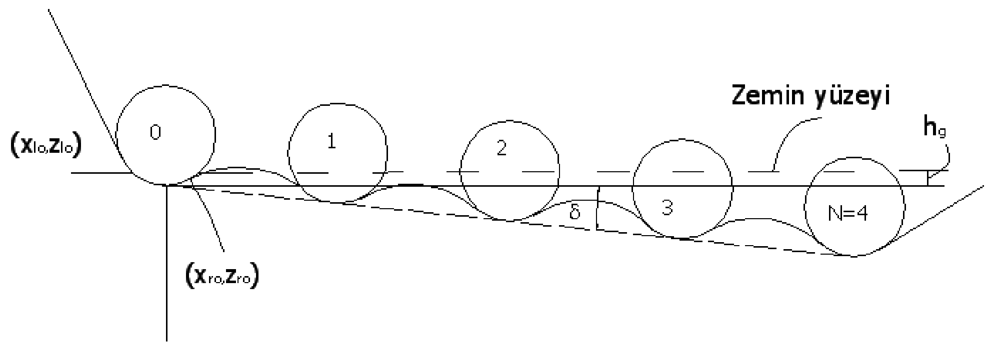
- Tırtıl esnek ve uzamayan bir kayış gibi modellenmiştir.

- Tekerlekler altındaki tırtılın zemine batmasındaki süspansiyon etkisi ihmal edilmiştir.

- Kayma gerilmesinin neden olduğu batma etkisi de önemsiz kabul edilmiştir.

Şekilde tekerlekler ve tırtıl kısımları gösterilmiştir. Taşıt tekerleklerinin altından geçen teğet çizilmiştir (Bu modelde süspansiyonların etkisi ihmal edilmiş olup dolayısıyla tekerlekler düz bir hat üzerinde yer almaktadır). Ön tekerleğe teğet nokta orijin olarak kabul edilmiştir. x ekseni yatay ve sağa doğru pozitif, y ekseni ise düşey ve aşağı doğru pozitif seçilmiştir. Taşıtın zeminle yapmış olduğu açı δ ile tanımlanmıştır. h_g ise zemin yüzeyinden içeri doğru orijinden olan batma miktarıdır.

Taşıtın δ, h_g değerleri bilinmemektedir ve taşıtın hareketi ile değişmektedir. Bu iki bilinmeyeni iteratif çözüm metodu ile seçebiliriz ve her iterasyonda her ikisi için de gerçek sonuca doğru yaklaşılır [2].



Şekil 4.4 Tekerlekler ile tırtıl şeklinin çizimi

z zeminin içine tırtılın batmasını temsil eder. z = z(x) : tırtılın şekli

z(x) tekerleklerle temas eden ve etmeyen tırtıl kısmı olmak üzere iki kısımda incelenir.

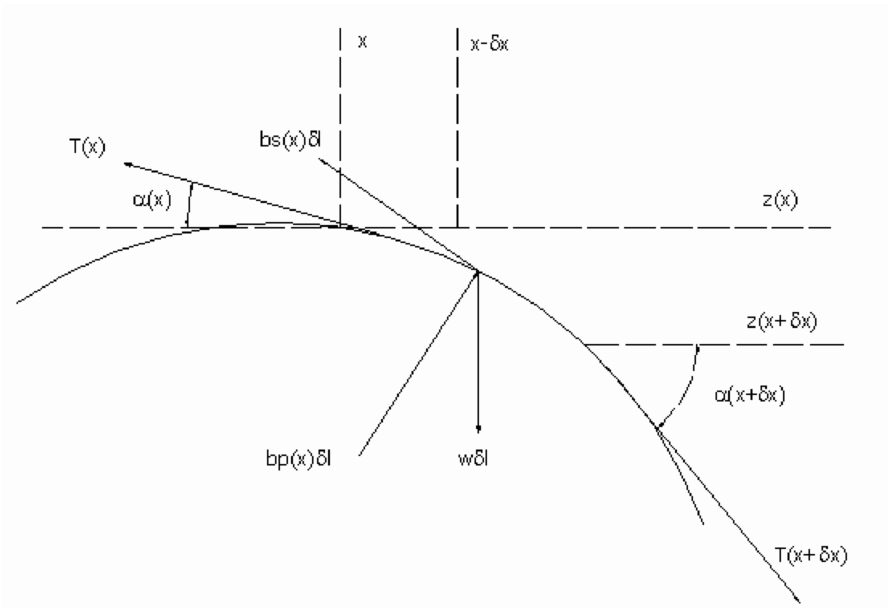
4.5.1.1 Tekerleklerle temas etmeyen tırtıl dilimi (a)

δl uzunluğundaki diferansiyel bir tırtıl dilimine etkiyen kuvvetler

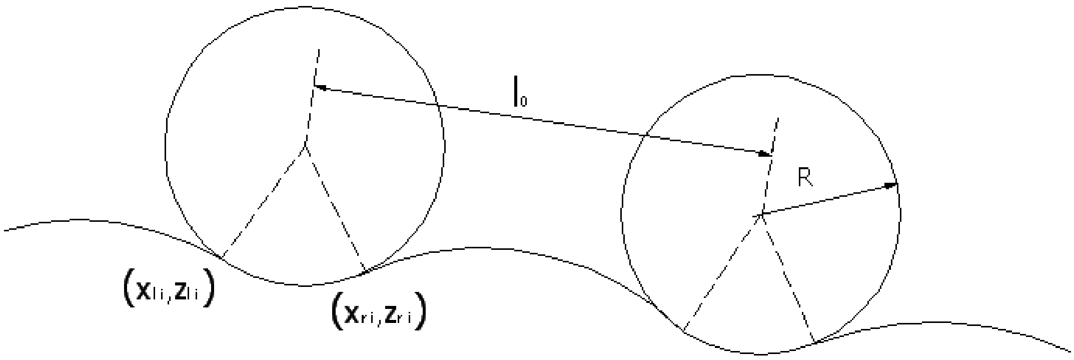
b : Tırtıl genişliği

w : Birim uzunluk başına ağırlık

α(x) : Eğim



Şekil 4.5 Zeminle temas etmeyen tırtıl kısmına etkiyen kuvvetler



Şekil 4.6 Zeminle temas eden tıtrıl kısmının şematik gösterimi

T(x) ve T(x+δx) , tırtıla teğet gerilme değerleri

bp(x)δl , normal kuvvet

bs(x) δl , teğet kuvvet

wδl , düşey kuvvet

Tırtıla teğet doğrultudaki kuvvetlerin dengesi;

$$-T(x)-bs(x)\delta l+T(x+\delta x)\cos\{\alpha(x+\delta x)-\alpha(x)\}+w\delta l\sin\alpha(x)=0 \tag{4.10}$$

ayrıca

$$\frac{dl}{dx}=\sqrt{1+\left(z^{'}\right)^{2}} \tag{4.11}$$

$$\sin\alpha(x)=\frac{dz}{dl} \tag{4.12}$$

Buradan T(x) gergisinin x ‘e göre türevi alınırsa 4.13 denklemi elde edilir.

$$\frac{dT}{dx}-bs(x)\sqrt{1+\left(z^{'}\right)^{2}}+wz^{'}=0 \tag{4.13}$$

normal doğrultudaki kuvvet dengesi;

$$bp(x)\delta l-T(x+\delta x)\sin\{\alpha(x+\delta x)-\alpha(x)\}-w\delta l\cos\alpha(x)=0 \tag{4.14}$$

ve de

$$\frac{dl}{d\alpha}=\frac{\left(1+\left(z^{'}\right)^{2}\right)^{3/2}}{z^{''}} \tag{4.15}$$

ifadesi kullanılarak

$$Tz^{''}-bp(x)\left(1+\left(z^{'}\right)^{2}\right)^{3/2}+w\left(1+\left(z^{'}\right)^{2}\right)=0 \tag{4.16}$$

denklemi elde edilir.

4.13 ve 4.16 denklemleri yardımıyla iki tekerlek arasındaki tırtıl şekli z(x) ve tırtıl gergisi T(x), p(x) basıncı bilinirken tanımlanabilir.

4.5.1.2 Tekerlekle temas halindeki tırtıl kısmı (b)

Birbiri ile aynı çapa sahip N+1 (0…..N'e kadar numaralandırılmış) adet tekerlek olduğu varsayılmıştır. Şekil 4.6'da gösterildiği üzere birbirini izleyen iki tekerlek merkezi arasındaki mesafenin de l_0 olduğu belirtilmiştir. Dolayısıyla i. tekerleğe ait (x_i,z_i) merkez koordinatları ifadesi;

$$(x_i, z_i) = (R\sin\delta + il_0\cos\delta, -R\cos\delta + il_0\sin\delta) \tag{4.17}$$

i = 0……..N

Tırtıl şekli ;

$$z(x) = \sqrt{R^2 - (x - il_0\cos\delta - R\sin\delta)^2} + il_0\sin\delta - R\cos\delta \tag{4.18}$$

x_{l_i} : i. tekerlek ile tırtıl arasındaki en soldaki temas noktası

x_{r_i} : i. tekerlek ile tırtıl arasındaki en sağdaki temas noktası

$x_{l_i} \le x \le x_{r_i}$ için tekerlek altındaki tırtıl gergisi T(x) ifadesi (a) durumundaki 4.13 denklemi ile ifade edilir. Orijin noktalarının seçiminden ötürü z ve z_u , $z - h_g$ ve $z - h_g$ ile yer değiştirilmiştir.

$$p(x) \equiv p(z(x)) = \begin{cases} k(z - h_g)^n \text{.................................} z \ge z_u & \text{(4.19a)} \\ k(z_u - h_g)^n - k_u(z_u - z) \text{...............} z \le z_u & \text{(4.19b)} \end{cases}$$

z_u : Tekerleğin en alt kısmının x ekseninden zemine doğru oluşan maksimum batması

Tırtılın geri kalan kısımları incelenirse, örneğin, tahrik dişlisi üzerinden destekleyici silindirler ve gergi tekerleğinden arka tekerleğe kadar olan kısmın çalışma esnasında dış kuvvet olarak etkileri yok farz edilmiştir. (a) durumu için birim uzunluk başına tırtıl ağırlığı toplam taşıt ağırlığı zemin kuvvetleri ve de çeki kuvveti gibi kuvvetler yanında ihmal edilebilir. Ayrıca gergi tekerleğinin etkisi de ihmal edilmektedir.

Bu kabuller altında bu model tam olarak tırtıl şeklini ifade eder ve tırtıla etkiyen önemli kuvvetleri ifade eder.

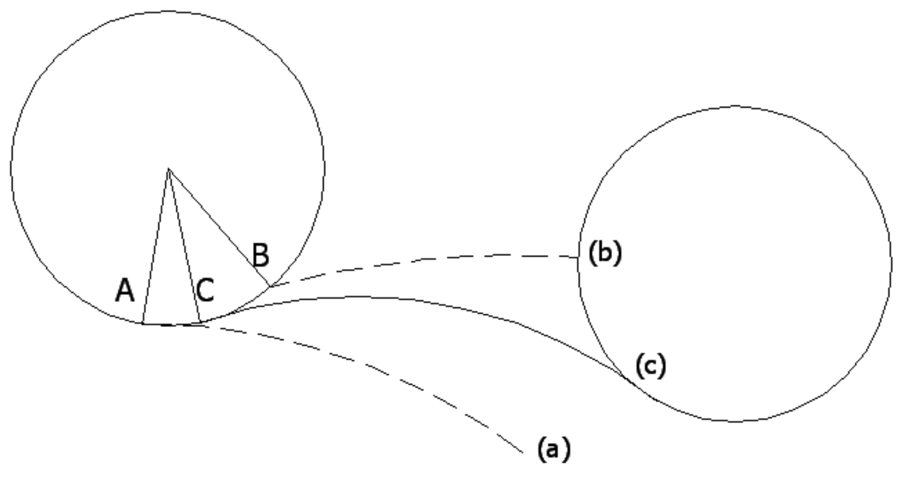
4.5.2 δ Ve h_g' nin Bulunması ;

δ (hareketli taşıtın eğimi)ve h_g (ön tekerleğin maksimum batması) çözüm için bilinmesi gereken iki değişkendir. Her iki değerde hız, ivme, çeki kuvveti gibi değerlerle değişmektedir. Verilen δ ve h_g değerleri için tırtılın batması z(x) , basınç p(x) = p(z(x)) ve kayma gerilmesi s(x) = s(z(x)) her noktada bulunur. Daha sonra toplam düşey ve yatay kuvvetler ve uygun nokta civarındaki kuvvetlerin momenti hesaplanır. Eğer δ ve h_g iterasyon değişkenleri için, seçilen toplam düşey kuvvet ağırlığa eşit, toplam yatay kuvvet çeki kuvvetine eşit ve toplam momentte sıfıra eşit çıkıyorsa δ ve h_g doğru seçilmiştir. Tabii ki belli bir hata oranı doğrultusunda çıkan sonuçlar doğru kabul edilebilir.

Yukarıda da anlatıldığı, üzere tırtıl şekli ve tırtıldaki kuvvetlerin her değer için saptanması ile düşey denge, yatay denge ve toplam momentin sıfıra eşit olma koşulu sağlanmış olur. Dolayısıyla diferansiyel denklemlerden oluşan sistem takımını çözmek için hangi aralıklar arasında etkin olduğununun saptanması gerekmektedir. Bu aralıklar tırtıl gergisi ve tırtıl şekli tarafından saptanmakta ve çözümün bir parçası olmaktadırlar.

Tırtılın tekerlekle temas halindeyken yönetici denklemleri 4.13 ve 4.18 numaralı denklemlerdir. Taşıtın ön kısmından başlayarak tırtılın düz bir hat üzerinde olduğu, tahrik dişlisine teğet olduğu kabulü yapılarak ilk tekerleğe teğet olarak geldiği varsayılır. Tırtılın ilk tekerleğe temas ettiği koordinatlar $\left(x_{l_0}, z_{l_0}\right)$ ve x_{l_0} noktasındaki türevi $z'\left(x_{l_0}\right)$ basit geometrik ifadelerle tanımlanabilir. Başlangıç tırtıl gergisi $T\left(x_{l_0}\right)$ tasarım değişkeni olarak verilmiştir. İlk tekerlek altındaki durumu ifade eden denklem takımının çözümü (4.13 numaralı denklem) için gerekli olan başlangıç değerleri bilinmektedir. Başlangıç değer problemi için dördüncü dereceden Runge-Kutta metodu uygulanılmıştır.

Diferansiyel denklemin geçerli olduğu aralığın bitiş noktası (tırtılın tekerleğe temas ettiği son nokta) hala bilinmemektedir. Tırtılın eğme momentini taşımadığı kabulü ile bilinir ki tırtıl, tekerleği teğet bir şekilde terk etmektedir. Bu çıkış noktası tırtılın bir sonraki tekerleğe teğet şekilde değecek şekilde seçilmelidir. İlk tekerlekten tırtılın ayrılma noktası tahmini olarak seçilmektedir. Şekil 4.7'den de görüldüğü gibi eğer A noktası seçilirse tırtıl bir sonraki tekerleğe dokunmamaktadır. Eğer B noktası seçilirse bir sonraki tekerleğe teğet bir şekilde olmadan dokunmaktadır. Eğer C noktası seçilirse tırtıl bir sonraki tekerleğe teğet olmakta ve doğru nokta bulunmuş olmaktadır. Doğru noktanın tayini için bisection-shooting metodu uygulanmaktadır. Böylelikle tekerleğe temas eden tırtılın sol temas noktası ile sağ temas noktası seçilir. Bu iki noktanın ortalama değeri hesaplanır ve başlangıç değeri olarak tayin edilir. 4.13 ve 4.18 numaralı denklemlerin geçerli olduğu bu ortak nokta için çözüm yapılır. Aynı zamanda diğer aralık için (tırtılın tekerlek ile temas etmediği bölge) 4.13 ve 4.16 numaralı denklemler çözülür. Bu seçilen nokta (a) noktası ise bir sonraki tekerleğe tamamen temas etmez eğer (b) ise diğer tekerleğe temas eder ama teğet değil [2]. Bu hesaplama metodu tırtıl bir sonraki tekerleğe verilmiş bir tolerans değerinde teğet olarak temas edecek şekilde devam eder.



Şekil 4.7 Parçalara bölme metodu

Bu süreç tüm tekerlekler için yapılır. Sonunda gene tırtılın son tekerleği teğet bir şekilde terk ettiği kabul edilir ve taşıtın arka kısmında gergi tekerleğine tırtılın düz bir çizgi formu ile gittiği kabul edilir.

Böylelikle tırtıl son tekerleği terk ettiği vakit tırtıla etkiyen tüm kuvvetler, tırtılın sahip olduğu şekil bilinmektedir. Buradan sonuçta oluşan yatay kuvvet hesaplanır ki bu aslında çeki kuvvetidir. Sonuçta oluşan düşey kuvvet hesaplanır ve toplam kütleden olan sapması bulunur, uygun bir nokta etrafında moment hesaplanır ve sıfırdan olan sapması hesaplanır. Eğer sapmalar tolerans aralığından uzakta çıkarsa δ ve h_g yeniden seçilir.

4.5.3 Program Algoritması

1) Giriş verileri

Kayma değeri IGLIP

Taşıt eğimi başlangıç tahmini PROBX

Batma için başlangıç tahmini PROBY

2) PROBX ve PROBY değişkenleri ile FUNC fonksiyonunun minimize edilmesi

3) Çıkış değerleri

Eğim ve batma değerlerinin doğruluğunun kontrolü

FUNC fonksiyonunun minimumu

Çeki kuvveti

FUNC fonksiyonu

0. Girdiler

kayma, IGLIP;

eğim, PROBX;

batma, PROBY;

1. Verilen kayma değeri, eğim ve batma için zemin tarafından uygulanan taşıta uygulanan kuvvetin saptanması için aşağıdaki yol izlenmesi.

1.1İlk tekerlekle temas eden tırtıl kısmı ile ilk ile ikinci tekerlek arasındaki tırtıl kısmının düşünülmesi. Taşıtın ön kısmının LEFT arka kısmının ise RİGHT ile çağırılması.

(a) Tırtıl ile zemin arasındaki, tekerleğin tırtılla soldan son temas noktasının PLEFT saptanması

(b) BİSECT fonksiyonunun (aşağıda belirtilmiş) mantığına dayanarak tırtılın tekerleği terk ettiği noktanın saptanması, PLEAVE, ve bir sonraki tekerleğe temas noktasının saptanması, PTOUCH.

(c) PSTART noktasından PLEAVE noktasına kadar tekerlekle temas bölgesindeki ((b) durumu) tırtıl üzerindeki kuvvetler çözümü için diferansiyel denklemin sayısal olarak integre edilmesi.

(d)) PLEAVE noktasından PTOUCH noktasına kadar tekerlekle temas etmeyen bölgedeki ((a) durumu) tırtıl üzerindeki kuvvetlerin çözümü için diferansiyel denklemin sayısal olarak integre edilmesi

1.2 PTOUCH noktasının PSTART noktası ile yer değiştirilmesi ile son tekerleğe ulaşana dek 1.1(b) ’den 1.1(d) ‘ye adımların tekrarlanması.

1.3 Son tekerleğin en sol noktasındaki PTOUCH noktasından kuvvetlerin sıfır olduğu noktaya kadar tekerlekle temas etmeyen bölgedeki ((b) durumu) tırtıl üzerindeki kuvvetlerin çözümü için diferansiyel denklemlerin sayısal olarak integre edilmesi.

1.4 Toplam düşey kuvvetin bulunması, FVERT;

Toplam yatay kuvvetin bulunması, FHOR;

Taşıtın ağırlık merkezi etrafındaki toplam momentinin hesaplanması, MOMENT

Taşıtın ağırlığının saptanması, WEİGHT, ağırlık merkezi etrafındaki momentin saptanması, MWEİGHT.

Çeki kuvveti, FHOR, kuvvetinin ağırlık merkezi etrafındaki momentinin saptanması, MDDRAWBAR.

Fonksiyonun, FUNC, değerinin saptanması, eşittir (FVERT-WEİGHT)^2 + (MOMENT – MWEİGHT - MDDRAWBAR)^2

BİSECT fonksiyonu

Girdiler

Tekerleğin en soldaki başlangıç noktası, PSTART.

Aşağıdakilerin seç;

2.1 PLEFT noktası ki (tekerleğin tırtılın soldan ilk temas noktası) bu noktanın arzulanan nokta olması istenir.

2.2 PRİGHT noktası ki (tekerleğin tırtılla sağdan son temas noktası) bu noktanın arzulanan nokta olması istenir.

3. PLEFT ve PRİGHT noktalarının orta değerinin hesaplanması, PMİD.

4. PSTART noktasından PMİD noktasına kadar tekerlekle temas bölgesindeki ((b) durumu) tırtıl üzerindeki kuvvetler çözümü için diferansiyel denklemin sayısal olarak integre edilmesi.

5. PMİD noktasından aşağıdaki durum elde edilene kadar tekerlekle temas etmeyen bölgedeki ((a) durumu) tırtıl üzerindeki kuvvetlerin çözümü için diferansiyel denklemin sayısal olarak integre edilmesi.

5.1 Eğer tırtıl bir sonraki tekerleğin altından geçiyorsa (hiçbir şekilde temas yoksa) PMİD noktası çok solda demektir.

O halde PLEFT noktasındaki değerle PRIGHT noktasındaki değeri yer değiştir ve 4. adıma git.

5.2 Eğer tırtıl bir sonraki tekerlek ile temas halinde ise (ama teğet değil) PMİD noktası çok sağda demektir.

O halde PRIGHT noktasındaki değerle PMİD noktasındaki değeri yer değiştir ve 4. adıma git.

5.3 Eğer tırtıl bir sonraki tekerlek ile noktasal temas halinde ise (örneğin, belirli bir tolerans aralığında tekerlek ile temas ettiği noktada tekerleğe teğet ise) PMİD noktası doğrudur.

O halde PLEAVE ile temas noktası PTOUCH ‘u çağır.

6. FUNC fonksiyonu için döngüyü tekrarla;

PLEAVE;

PTOUCH;

5. TIRTILLI TAŞITLARIN ALTINDAKİ BASINÇ DAĞILIMI ANALİZİ

Bu çalışmada, taşıt ağırlığı, tırtıl boyutları, başlangıç tırtıl gergisi, tekerleklerin sayısı ve yerleşimi, süspansiyon karakteristiği gibi tırtıllı taşıta ait dizayn özellikleri hesaba katılmıştır. Zeminin lineer basınç-batma ilişkisi çalışmaya eklenmiştir. Tırtıl esnek ve uzamaz bir kayış gibi kabul edilmiştir. Ayrıca taşıt ağırlık merkezinin tam ortada olduğu kabul edilmiştir. Bu şekilde tırtıl altındaki statik basınç dağılımı çıkarılmıştır. Statik basınç dağılımının tespiti taşıtının performansının farklı dizayn parametrelerine göre değişim göstermesini özellikle batma ve seyir direncinin nasıl farklılık gösterdiğini anlamayı sağlar.

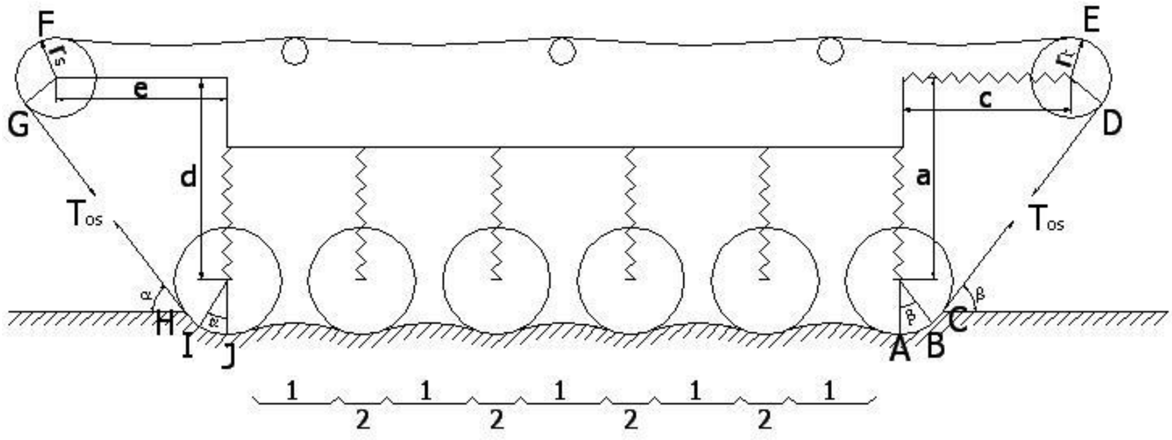
5.1 TIRTIL VE ZEMİN ETKİLEŞİM BÖLGESİNİN MODELLENMESİ

Tırtıllı bir taşıt sert zemine bırakıldığında tırtıl şekil değişim göstermez lakin taşıt deforme olabilecek bir zemine bırakıldığı zaman tekerlekler arasındaki tırtıl zeminin yükünü kaldırır ve sonuç olarak tırtıl şekil değiştirerek eğri şeklini alır, ön ve arka tekerlekler arasındaki, tırtılın uzunluğu artar [3]. Tırtıl uzamayan bir kayış gibi modellendiğinden ötürü toplam boyu sabit kalmalıdır. Dolayısıyla aracın diğer kısımlarının uzunluğunda azalmalıdır. Bunun sonucunda da tırtıl gergisi değişecek ve de düşey yaylarda uzama veya kısalma meydana gelecektir.

Zemin-tırtıl sisteminin analizinin öncelikli sorularından biri özellikle batma ve basınç dağılımı ile tırtıl şeklinin bulunmasıdır. Bu da tırtıl-asılış sistemi geometrisindeki değişiklikler ve de düşey denge denkleminin hesaba katılmasıyla bulunabilir. Yani basınç dağılımının tespiti için tırtıl-asılış sistemi çözümde kullanılmalıdır. Tırtıl asılış sistemi ile elde edilen denklem takımlarının çözümü tırtıl şeklinin bulunması dolayısıyla da zemindeki basınç dağılımının bulunmasını sağlar. Tırtıl şekli aynı zamanda, taşıt ağırlığı, tırtıl boyutları, tırtıl başlangıç gergisi, tekerlek sayısı ve yerleşimi, asılış karakteristikleri gibi dizayn özelliklerine ve de tabi ki zemin özelliklerine bağlıdır [4].

5.1.1 Deforme Olmuş Tırtıl Şekli

Şekil değiştirmiş tırtıl sadece zemine temas eden ve de hem zemine hem de tekerleklere temas eden kısımlar olmak üzere 2 kısımda incelenebilir. Şekil 5.1 de gösterildiği gibi 1. kısım sadece zeminle temas kısım olup 2. kısım ise tekerleğin sahip olduğu şekli alır.



Şekil 5.1 Tırtıllı sistemin şematik görüntüsü

Tırtılın esnek ve uzamayan bir yay kabulü ile 1. kısım için denge denklemleri;

s : kayma gerilimi $s \approx 0$

$$\frac{dV}{dx} = p, \quad H + dH - H = 0 \Rightarrow H = sbt \tag{5.1}$$

$$\frac{V}{H} = \frac{dz}{dx} \tag{5.2}$$

H = Birim uzunluk başına T tırtıl gergisinin yatay bileşeni;

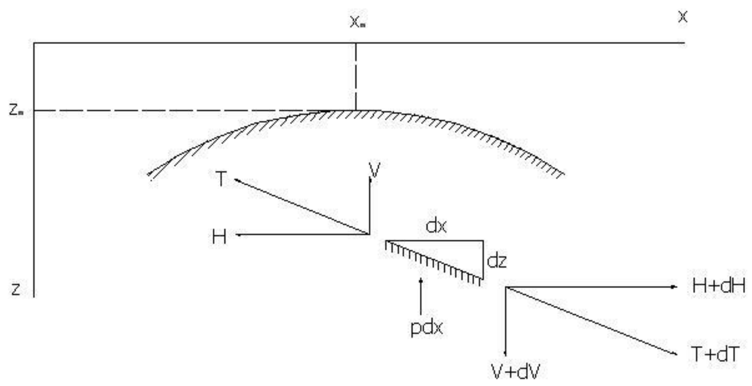
V = Birim uzunluk başına tırtıl gergisinin düşey bileşeni;

p = Birim alan başına düşey zemin reaksiyonu;

z(x) = Tırtıl eğri denklemi;

Zemin tepkisi dik olarak farz edilmiştir. Bu kabul daha çok zemine düz temas eden durum için geçerlidir. Taşıtın her türlü zeminde almış olduğu maksimum eğim 15˚ yi geçmediğinden ötürü bu varsayım kabul edilebilmektedir.

Bu çalışmada basınç-batma ilişkisi Bekker'in formülü olan denklem 5.3 ile ifade edilmiştir;



Şekil 5.2 Zeminle temas halindeki tırtıl elemanına etkiyen kuvvetler

$$p = kz^n \tag{5.3}$$

Denklem 5.2'nin türetilmesi ve de 5.1 ve 5.2 denklemlerinin kullanılmasıyla 1.kısmı ifade tırtıl şekil eğrisinin yönetici denklemi bulunmaktadır.

$$\frac{d\left(\frac{V}{H}\right)}{dx} = \frac{d\left(\frac{dz}{dx}\right)}{dx} \Rightarrow \frac{dV}{dx.H} = \frac{d^2z}{dx^2} \Rightarrow p = H\frac{d^2z}{dx^2} \tag{5.4a}$$

$$H\frac{d^2z}{dx^2} = kz^n \tag{5.4b}$$

Denklem 5.4b ikinci dereceden bir diferansiyel denklemdir ve sadece n=0 ve n=1 için analitik bir sonuç vermektedir. Herhangi bir n değeri için elde edilecek olan sonuç $t(z) = \dfrac{dz}{dx}$ tanımı ile şu olmaktadır.

$$\frac{d\left(\frac{dz}{dx}\right)}{dx} = \frac{dt(z)}{dx} \Rightarrow \frac{dt(z)}{dz} \cdot \frac{dz}{dx} = \frac{dt(z)}{dz} \cdot t(z) \tag{5.5a}$$

$$H \frac{dt(z)}{dz} t(z) = kz^n \tag{5.5b}$$

Tırtılın 1. kısmı ($x_{,m}$ z_m) koordinatlarında minimum batma göstermektedir. (Şekil 5.1 ve 5.2 den görüleceği gibi)

$$t^2 . \frac{H}{2k} = \frac{z^{n+1} - z_m^{n+1}}{n+1} \Rightarrow t^2 = \frac{2k}{(n+1)H} \cdot \left(z^{n+1} - z_m^{n+1}\right) \tag{5.6}$$

$$t = \frac{dz}{dx} = \mu \sqrt{\frac{2k}{n+1} \cdot z^{n+1} - z_m^{n+1}} \tag{5.7}$$

Şekil 2 den de görüleceği üzere ;

$x<x_m$ ve $x=x_m$ ise denklemin eksi taraflısı

$x>x_m$ ve $x=x_m$ ise denklemin artı taraflısı

$$dx = dz . \left[\mu \sqrt{\frac{(n+1)H}{2k}} \right] \cdot \frac{1}{\sqrt{z^{n+1} - z_m^{n+1}}} \tag{5.8}$$

$$F(z, z_m) = \frac{1}{\sqrt{z^{n+1} - z_m^{n+1}}} \tag{5.9}$$

x_m'den x'e kadar denklem 5.8 integre edilerek denklem 5.11 ve 5.12 elde edilir.

$$\int_{x_m}^{x} dx = \left[\mu \sqrt{\frac{(n+1)H}{2k}} \right] \cdot \int_{z_m}^{z} F(z, z_m) dz \tag{5.10}$$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{(n+1)H}{2k}} \cdot \int_{z_m}^{z} F(z, z_m) dz \qquad (5.11)$$

(-) $x<x_m$ ve $x=x_m$ için

(+) $x>x_m$ ve $x=x_m$ için

Böylelikle tırtılın 1. kısmı diye nitelendirilen iki tekerlek arasındaki kısmı $n \geq 0$ için simetrik iki bölümden oluşan bir eğri şeklinde genel olarak ifade edilir. Bu simetrik iki kısım (x_m, z_m) noktasında birbirlerine düzgün bir şekilde bağlanmaktadır (Şekil 5.2). Aşağıda da n=0 ve n=1 için z(x) fonksiyonunun eğrileri çıkarılmıştır.

$n = 0$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{H}{2k}} \cdot \int_{z_m}^{z} \frac{1}{\sqrt{z - z_m}} dz \qquad (5.12a)$$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{H}{2k}} \cdot 2\sqrt{z - z_m} \Rightarrow \left((x(z) - x_m) \sqrt{\frac{2k}{H}} \right)^2 = \left(2\sqrt{z - z_m}\right)^2 \qquad (5.12b)$$

$$(x(z) - x_m)^2 \frac{k}{2H} = z(x) - z_m \qquad (5.12c)$$

parabolik fonksiyon

$$z(x) = z_m + \frac{k}{2H} (x(z) - x_m)^2 \qquad (5.12d)$$

$n = 1$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{H}{k}} \cdot \int_{z_m}^{z} \frac{1}{\sqrt{z^2 - z_m{}^2}} dz \qquad (5.13a)$$

$$z = z_m chu \tag{5.13b}$$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{H}{k}} \int du \tag{5.13c}$$

$$x(z) = x_m \ \mu \sqrt{\frac{H}{k}} arcch\left(\frac{z}{z_m} \right) \tag{5.13d}$$

$$ch\left((x(z) - x_m)\sqrt{\frac{k}{H}} \right) = \left(\frac{z}{z_m} \right) \tag{5.13e}$$

kosin fonksiyon

$$z(x) = z_m ch\left((x(z) - x_m)\sqrt{\frac{k}{H}} \right) \tag{5.13f}$$

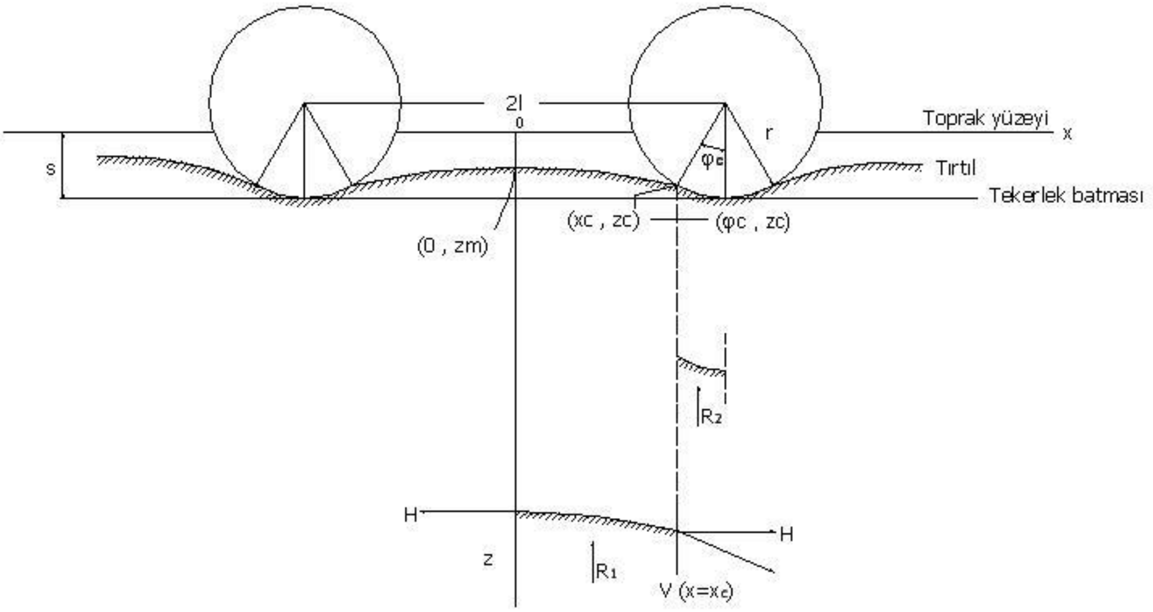
Denklem 5.12d ve 5.13f den görüldüğü üzere tırtılın şekli (z(x)) yatay tırtıl gerginliği H ve de minimum koordinatlar x_m ve z_m üç bilinmeyen parametreye bağlıdır.

Daha evvelden belirtildiği gibi taşıtın ağırlık merkezinin tırtılın tam ortasında olduğu kabul edilmişti, dolayısıyla aynı aralıklarla yerleştirilmiş tekerleklerin batmaları aynı olacak ve de tırtılın alacağı şekil periyodik bir fonksiyonla ifade edilecektir.

Şekil 5.3'de merkezlerinin arasındaki uzaklık 2l olarak temsil edilen tırtılın aldığı şekil şematik olarak gösterilmiştir.

Tırtılın tekerlekler altındaki 2. kısmı olarak tanımlanan tarafı tekerleğin haiz olduğu şekle sahiptir. Şekil 5.3'den de görüleceği üzere 2. kısım ifade eden denklemler aşağıdaki gibidir.

$$x(\varphi) = \mu(l - r \cdot Sin\varphi)$$
$$z(\varphi) = r \cdot Cos\varphi - r + s \qquad (5.14)$$



Şekil 5.3 İki tekerlek arasındaki tırtıl şekli

(-) sol teker , (+) sağ teker

Tırtıl düz ve elastik bir kayış kabul edildiğinden tırtılın 1. kısmını temsil eden denklem ile 2. kısmını temsil eden denklemin kesişim noktalarında koordinatlar ve eğimleri aynı olmalıdır. Yani;

φ_c ve z_c çakışma noktası koordinatları olmak üzere

$$x_{1,c} = x_{2,c}, z_{1,c} = z_{2,c} \qquad (5.15)$$

$$\left.\frac{dx(\varphi)}{dz(\varphi)}\right|_{\varphi=\varphi_c} = \left.\frac{dx(z)}{dz}\right|_{z=z_c} \tag{5.16}$$

$$l - r \cdot Sin\varphi_c = \sqrt{\frac{(n+1)H}{2k}} \int_{z_m}^{z_c} F(z, z_m) \tag{5.17}$$

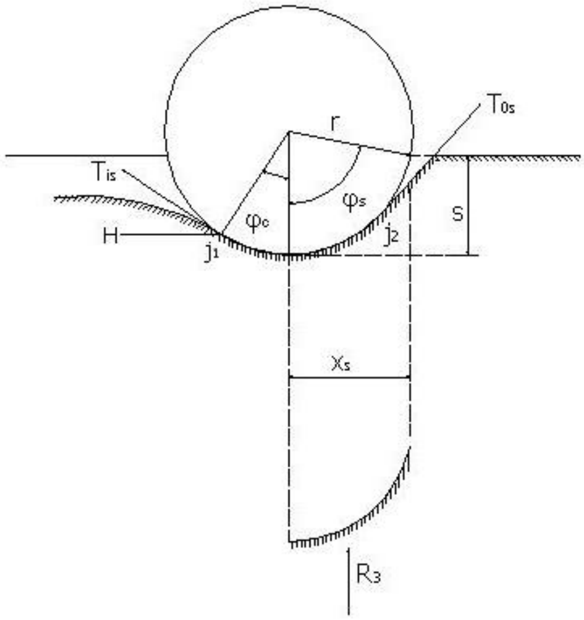
$$r \cdot Cos\varphi_c - r + s = z_c \tag{5.18}$$

$$Cot\varphi_c = \sqrt{\frac{(n+1)H}{2k}} F(z, z_m) \tag{5.19}$$

5.11 ve 5.14 numaralı denklemler, (5.17-5.19) numaralı denklemler A ve J noktaları arasındaki zeminle temas eden tırtıla ait denklemleri ifade eder (Şekil 5.1). A ve J noktaları arasındaki tırtıl eğrisi fonksiyonu periyodik bir fonksiyon olduğuna göre H,z_m,z_c, φ_c tüm tırtıl kısımları için ortak olmaktadır.

Zeminle temas halindeki tırtıl AJ dilimi ve de AJ dilimi dışındaki AC ve HJ diliminden oluşmaktadır (Şekil 5.1).

AC ve HJ diliminin taşıt ağırlığını karşılamaya olan katkıları göreceli olarak AJ dilimine oranla oldukça azdır.AB ve IJ tekerlek şeklini alırken BD ve GI bölümleri düz kabul edilebilir. Ön ve arka tekerleklerdeki birim tırtıl genişliğindeki j_1 çakışma noktasındaki T_{is} tırtıl gergisi, j_2 çakışma noktasındaki birim tırtıl genişliğindeki T_{0s} gergisine eşit olmaktadır (Şekil 5.4).



Şekil 5.4 Ön veya arka tekerlek altındaki tırtıl şekli

5.1.2 Şekil Değiştirebilen Zemin Üzerindeki Tırtıl-Süspansiyon Sisteminin Geometrisi

$$T_{is} = T_{0s} = \frac{H}{\cos\varphi_c} \tag{5.20}$$

Problemi ele alışımız tarzına göre tahrik dişlisine bir tork uygulanmadığı kabul edilmiştir. Dolayısıyla BE ve FI tırtıl dilimlerinde tırtıl gergisi sabit kabul edilmiştir. (Şekil 5.1). Deforme olabilecek bir zeminde $T_{BE} = T_{FI} = T_{0s}$

Sert bir zeminde ise $T_{BE} = T_{FI} = T_0$ ‘dır. (T_0 = başlangıç tırtıl gergisi)

Tırtılın yerle teması sonucu oluşan deformasyon gerilmede bir artıma sebebiyet verir. Bu artımda süspansiyon yaylarında bir baskı oluşturur. Gergi tekerleği aygıtının yayında da aynı etki görülür. Bağımsız süspansiyonlu tekerlekler için ön ve arka tekerleklerdeki yaylardaki kompresyon diğerlerinden ayrılır. Gene de tüm yaylardaki uzama-sıkışma miktarının aynı olduğu kabul edilebilir. Dolayısıyla düşey asılış yaylarındaki toplam sıkışma veya uzama miktarı Δa şu şekilde ifade edilmektedir (Şekil 5.1).

k_s : Düşey asılış yay sisteminin toplam sertlik katsayısı b : Tırtıl genişliği

α : Tahrik dişlisi tarafındaki yatay zemin ile tırtıl arasındaki açı ,

β : Germe tekerleği tarafındaki yatay zemin ile tırtıl arasındaki açı

α_0 , β_0 sert zemin açıları

$$k_s \Delta a = b\left[T_{0s}(\sin\alpha + \sin\beta) - T_0(\sin\alpha_0 + \sin\beta_0)\right] \tag{5.21}$$

Germe tekerleği yayının tırtıl şekil değişimine olan etkisi de denklem 5.22 ile ifade edilmektedir

Δc : Gergi tekerleği aygıtı yayındaki toplam değişim

k_t : Gergi tekerleği aygıtı yayının toplam sertlik katsayısı

$$k_t \Delta c = b\left[T_{0s}(1+\cos\beta) - T_0(1+\cos\beta_0)\right] \tag{5.22}$$

Araç deforme olan bir zemin üzerinde hareket ediyorsa tırtıl şekil değiştirir ve A-J arasındaki uzunluğu artar.AB-IJ arasındaki uzunluk ise yaylar ve gergi tekerleği aygıtı yayındaki değişimden ötürü kısalır. Tırtılı uzamaz kabul ettiğimizden ötürü uzunluk sabit kalmaktadır.

$\Delta L_{rd} = AB - IJ$ tırtılındaki kısalma

$$\Delta L_{rd} = \Delta AE + \Delta EF + \Delta FJ \tag{5.23}$$

Δ: tanıtılan tırtıl dilimindeki toplam uzunluktaki düşme miktarı

Şekil 5.1'deki notasyondan ve geometriden yararlanarak AE, FJ,c,e için aşağıdaki denklemler elde edilmektedir (Denklem 5.24, 5.25, 5.26, 5.27).

$$AE = AB + BD + DE$$

$$AE = \frac{\left[a - r_t \cos\beta + r\cos\beta\right]}{\sin\beta} + r\beta + r_t(\pi - \beta) \tag{5.24}$$

$$FJ = \frac{\left[d + (r - r_s)\cos\alpha\right]}{\sin\beta} + r\alpha + r_s(\pi - \alpha) \tag{5.25}$$

$$c = \frac{\left[a + (r - r_t)\cos\beta\right]}{\tan\beta} \tag{5.26}$$

$$e = \frac{\left[d + (r - r_s)\cos\alpha\right]}{\tan\alpha} \tag{5.27}$$

ΔAE, ΔFJ , Δc ve Δe değişimleri;

$$\Delta AE = AE\big|_{a_0,\beta_0} - AE\big|_{a,\beta} \tag{5.28}$$

$$\Delta FJ = FJ\big|_{d_0,\alpha_0} - FJ\big|_{d,\alpha} \tag{5.29}$$

$$\Delta c = c\big|_{a_0,\beta_0} - c\big|_{a,\beta} \tag{5.30}$$

$$\Delta e = e\big|_{d_0,\alpha_0} - e\big|_{d,\alpha} = 0 \tag{5.31}$$

a_0, α_0 , β_0 ve d_0 tırtıllı taşıt sert bir zemine bırakıldığı zaman asılış-tırtıl sisteminde oluşan geometrik büyüklükler olup değerleri bilinmektedir. a, α , β ve d ise taşıt deforme olabilen bir zemine bırakıldığı taktirde asılış-tırtıl sisteminin geometrisidir ve değerleri bilinmemektedir. Denklem 5.31 tahrik dişlisinin taşıt gövdesine rijit olarak bağlandığının ifadesidir.

Sonuçta aşağıdaki geometrik bağıntılar elde edilir.

$$d_0 = a_0 + r_t - r_s \tag{5.32a}$$

$$d = a + r_t - r_s \tag{5.32b}$$

$$a = a_0 - \Delta a \tag{5.32c}$$

Tırtılın üst tarafındaki EF kısmı tahrik dişlisi, germe tekerleği ve destekleyici silindirler tarafından desteklenmektedir. Herhangi iki destekleyici silindir arasındaki uzunluk Λ_i ile sembolize edilmekte ve 5.34 bağıntısıyla ifade edilmektedir.

$$\Lambda_i = \frac{2bH_{EF}}{\rho} sh \frac{\rho \lambda_i}{2bH_{EF}} \tag{5.33}$$

H_{EF} = T_{EF} nin yatay bileşeni

$\rho =$ Birim uzunluk başına tırtıl ağırlığı

$\lambda_i =$ İki destekleyici silindir arasındaki mesafe

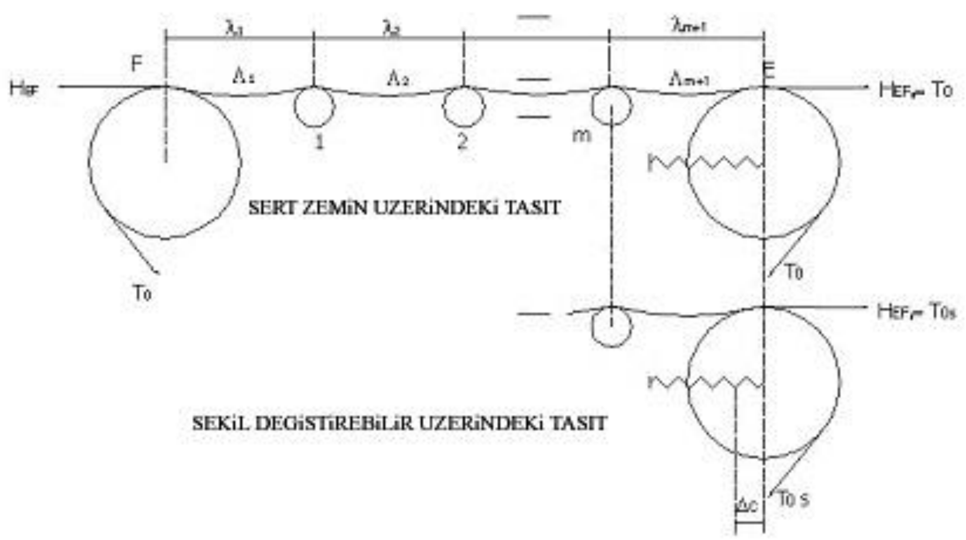
Tırtılın EF kısmının toplam uzunluğunun ifadesi ;

$$\text{EF}=\sum_{i=1}^{m+1} \Lambda_i = \frac{2bH_{EF}}{\rho} \sum_{i=1}^{m+1} sh \frac{\rho \lambda_i}{2bH_{EF}} \tag{5.34}$$

Deforme bir zeminde $H_{EF} = T_{0s}$

Sert bir zeminde $H_{EF} = T_0$

m = Destekleyici silindir sayısı



Şekil 5.5 Tırtılın üst kısmının şematik görüntüsü

Gergi tekerleği hareketli olduğundan ötürü λ_{m+1}, Δc kadar kısalmaktadır. Dolayısıyla EF tırtılındaki toplam ΔEF değişmesinin matematiksel ifadesi;

$$\Delta EF = \frac{2b}{\rho}\left[T_0\sum_{i=1}^{m+1} sh\frac{\rho\lambda_i}{2bT_0} - \left(T_{0s}\sum_{i=1}^{m} sh\frac{\rho\lambda_i}{2bT_{0s}} + T_{0s}sh\frac{\rho(\lambda_{m+1}-\Delta c)}{2bT_{0s}}\right)\right] \tag{5.35}$$

N = Bir tırtıldaki toplam tekerlek sayısı

AJ bölgesinde tırtıl toplam 2.(N-1) tane aynı bölümlerden oluşmaktadır.

ΔL_{ir} = A ve J noktaları arasındaki uzama miktarının matematiksel ifadesi;

$$\Delta L_{ir} = 2(N-1)\left[\int_{z_m}^{z_c}\sqrt{1+\left(\frac{dx}{dz}\right)^2}\cdot dz + r\varphi_c - l\right] \tag{5.36}$$

Tırtıl uzamayan esnek bir kayış gibi modelliğinden ötürü toplam uzunluğu sabit kalmaktadır. Tırtılın AB-IJ kısmındaki toplam uzunluğundaki ΔL_{rd} azalması AJ kısmındaki toplam ΔL_{ir} uzunluk artımına eşit olmalıdır (Şekil 5.1). 5.36 numaralı denklem ve de 5.8 eşitliğinin de ifade içerisinde kullanılmasıyla toplam tırtıl uzunluğunun korunmasını ifade eden 5.37 numaralı denklem elde edilmektedir.

$$\Delta L_{ir} = 2(N-1)\left[\int_{Z_m}^{z_c} \sqrt{1+\frac{(n+1)H}{2k} F^2(z, z_m)} \cdot dz + r\varphi_c - l\right] = \Delta L_{ir} = \Delta AE + \Delta EF + \Delta FJ \tag{5.37}$$

5.1.3 Taşıtın Düşey Dengesi

Zeminin düşey doğrultudaki tepkisi (Şekil 5.3) $(0,x_c)$ aralığındaki R_1 tepkisi, (x_c,l) aralığındaki R_2 tepkisini içerir. $(0,x_c)$ aralığındaki tırtılın düşey dengesinden R_1 tepkisinin çakışma noktası olan x_c' deki tırtıl gergisinin V düşey bileşenine eşit olduğu ifade edilebilir (Şekil 5.3).

$$R_1 = bV\Big|_{x=x_c} = bH\tan\varphi_c \tag{5.38}$$

Denklem 5.3 ve 5.14'ün kullanımı ile R_2 tepkisi ;

$$R_2 = b\int_0^A p.dA = bkr\int_0^{\varphi_c} p.d\varphi = bkr\int_0^{\varphi_c} f(\varphi, s).d\varphi \tag{5.39}$$

$$f(\varphi, s) = (r\cos\varphi - r + s)^n \cos\varphi \tag{5.40}$$

AJ kısmının dışında oluşan R_3 tepkisi AJ aralığındaki tepki kuvvetinin yanında göreceli olarak oldukça az olmaktadır. Matematiksel ifadesi (Şekil 5.4);

$$R_3 = b\int_0^A p.dA = bkr\int_0^{\varphi_s} p.d\varphi = bkr\int_0^{\varphi_s} f(\varphi, s).d\varphi \tag{5.41}$$

x_s ve φ_s parametrelerinin gösterimi Şekil 5.4 den anlaşılmaktadır.

$$\varphi_s = \begin{cases} \arccos(1 - s/r) \rightarrow s/r \leq 1 \; için \\ \pi/2 \rightarrow s/r \geq 1 \; için \end{cases} \tag{5.42}$$

W taşıtın ağırlığı olmak üzere taşıtın düşey denge denkleminin matematiksel ifadesi (5.38-5.42) denklemlerinin 5.43 numaralı denklemin içine atılmasıyla elde edilir.

$$W = 4[(N-1)(R_1 + R_2) + R_3] \qquad (5.43)$$

$$W = 4\left[(N-1)\cdot\left(bH\tan\varphi_c + bkr\int_0^{\varphi_c} f(\varphi,s)d\varphi\right) + bkr\int_0^{\varphi_s} f(\varphi,s)d\varphi\right] \qquad (5.44)$$

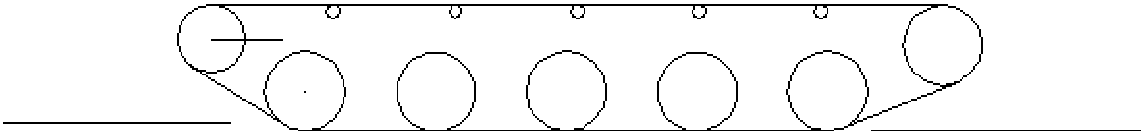
$$\frac{W}{4bkr} = (N-1)\left[\frac{HTan\varphi_c}{kr} + \int_0^{\varphi_c} f(\varphi,s)d\varphi\right] + \int_0^{\varphi_s} f(\varphi,s)d\varphi \qquad (5.45)$$

Bu denklem ‘n’ in tam sayı değerleri için analitik olarak çözülebilir.

Tüm bu denklemlerden sonra elimizde bilinmeyen olarak $\varphi_c, s, z_m, z_c, H, T_{0s}, \alpha, \beta, \Delta a, \Delta c$ değişkenler ve de 5.17, 5.18, 5.19, 5.20, 5.21, 5.22, 5.30, 5.31, 5.37, 5.45 numaralı denklemler vardır. Çözüm esnasında n zemin parametresi 1 alınmıştır. Ve $\Delta c = 0$ alınmıştır. Yani gergi tekerleği aygıtının taşıt gövdesine rijit bağlandığı kabul edilmiştir.

5.17-5.19 denklemleri tırtıl ile tekerlek kesişme noktasının koordinatlarını ve kesişme noktasındaki teğet eşitliğini belirtmektedir. 5.20 numaralı denklem temas alanı dışındaki tırtıl gergisini, 5.21 ve 5.22 numaralı denklemler sırasıyla düşey süspansiyon yaylarındaki uzama veya sıkışmayı ve gergi tekerleği aygıtı yayındaki uzama veya sıkışma miktarını ifade etmektedir. 5.30 ve 5.31 numaralı denklemler tırtıl-süspansiyon sisteminin geometrik parametrelerinin ilişkisini göstermektedir. 5.37 numaralı denklem toplam tırtıl boyu sabitliğini 5.45 numaralı denklem ise taşıt düşey dengesini belirtmektedir.

ÖRNEK TAŞIT



Şekil 5.6 1/50 ölçekli örnek taşıt resmi

Taşıtta tahrik dişlisi taşıtın arka tarafında gergi tekerleği aygıtı ise taşıtın ön tarafında bulunup gövdeye rijit bağlanmıştır.

W : Taşıt ağırlığı, 370 kN

b : Tırtıl genişliği, 0,57 m

L : Arka tekerlek ile ön tekerlek merkezleri arasındaki mesafe, 4,38 m

r : Tekerlek yarıçapı, 0,335 m

N : Tekerlek sayısı, 5

α_0 : Tahrik dişlisi tarafındaki yatay yüzey ile tırtıl arasındaki açı, 22°

β_0 : Gergi tekerleği tarafındaki yatay yüzey ile tırtıl arasındaki açı, 28,5°

a_0 : Gergi tekerleği merkezi ile tekerlek merkezi arasındaki düşey uzaklık, 0,335 m

r_s : Tahrik dişlisi yarıçapı, 0,335 m

r_t : Gergi tekerleği yarıçapı, 0,285 m

k_s : Bir tırtılın süspansiyon yaylarının toplam sertliği, 1075 kN/m

k_t : Bir tırtılın gergi tekerleği aygıtı yayının toplam sertliği, ∞

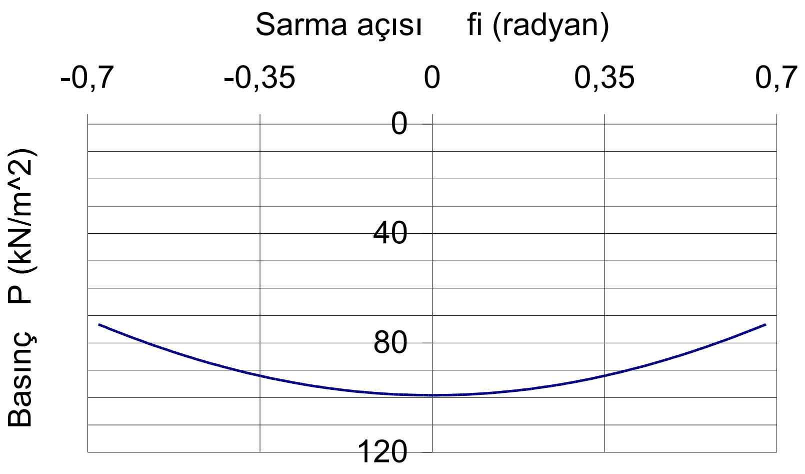
ρ : Birim tırtıl genişliği başına tırtıl ağırlığı, 0,9 kN/m

m : Destekleyici silindir sayısı, 5

T_0 : Birim tırtıl genişliği başına başlangıç tırtıl gergisi, 25 kN/m

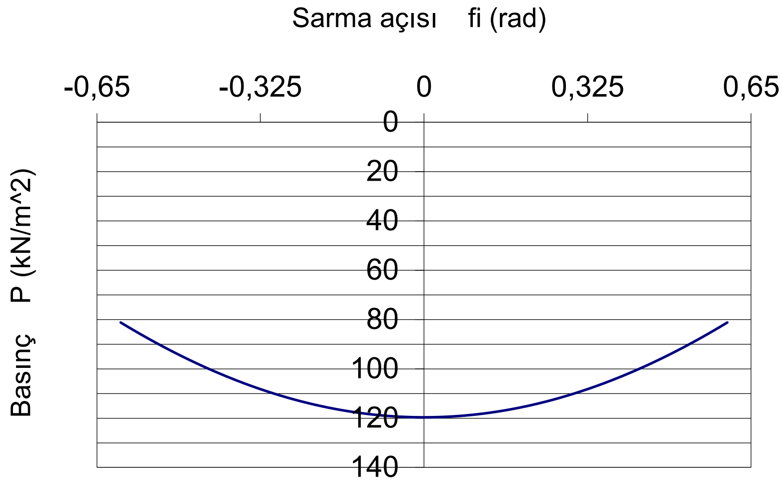
Dizayn parametrelerinde de görüleceği üzere gergi tekerleği aygıtı yayının toplam katılığının sonsuz alınması aygıtın gövdeye rijit olarak bağlandığı anlamına gelmektedir, dolayısıyla aygıtın yayındaki Δc toplam yer değiştirme sıfıra eşit olacaktır. Böylelikle bilinmeyen sayısı 10’dan 9’a düşmüş olmakta denklem sayısı ise 10’dur. Çözüm esnasında görülmüştür ki toplam tırtıl uzunluğu sabitliğini ifade eden 5.37 numaralı denklem kullanılmadan çözüm elde edilmektedir. Bu durumla birlikte 5.21, 5.22, 5.30 ve 5.31 numaralı denklemler 5.17, 5.18, 5.19, 5.20 ve 5.45 numaralı denklemlerden bağımsız halde gelmektedirler. Bu dört denklem bilgisayar programı yardımıyla çözülüp bilinmeyenlerden $\alpha, \beta, \Delta a, T_{0s}$ bulunur. Elde edilen bu dört değer daha sonra 5.17, 5.18, 5.19, 5.20 ve 5.45 numaralı denklemlerin içine konur ve diğer beş bilinmeyen $\varphi_c, s, z_m, z_c, H$ yine bilgisayar programı yardımıyla çözülür.

6. SONUÇLAR VE TARTIŞMA



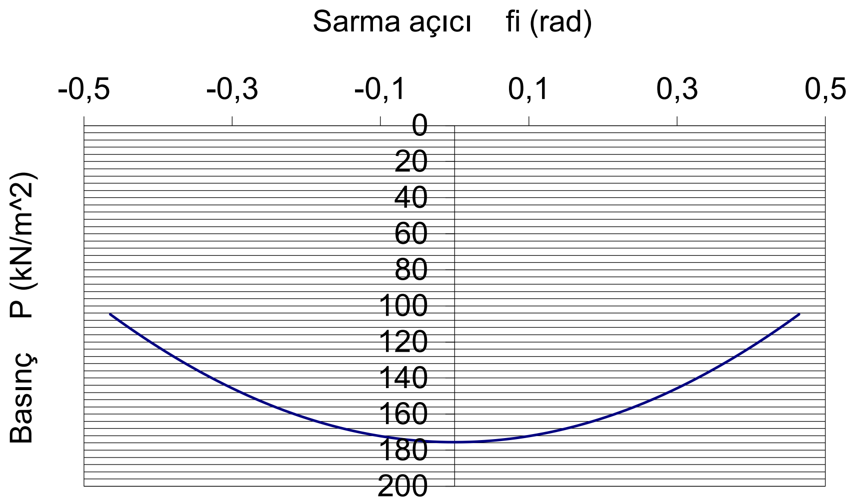
Şekil 6.1 Çok yumuşak zemin üzerindeki (k = 350 kN/m^3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı

Çok yumuşak zemin üzerinde bulunan taşıtın tekerleğinin altında oluşan maksimum basınç 99,75 kN/m^2 , minimum basınç ise 73,22 kN/m^2 dir. Aradaki en büyük basınç farkı 26,33 kN/m^2 olup basınç dağılımı oldukça düzgündür. Maksimum sarma açısı, 38,9° dir. Tüm tekerleklerin batması eşit alındığından ötürü tekerleğin sağında ve solundaki sarma açıları aynıdır.



Şekil 6.2 Yumuşak zemin üzerindeki (k = 650 kN/m^3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı

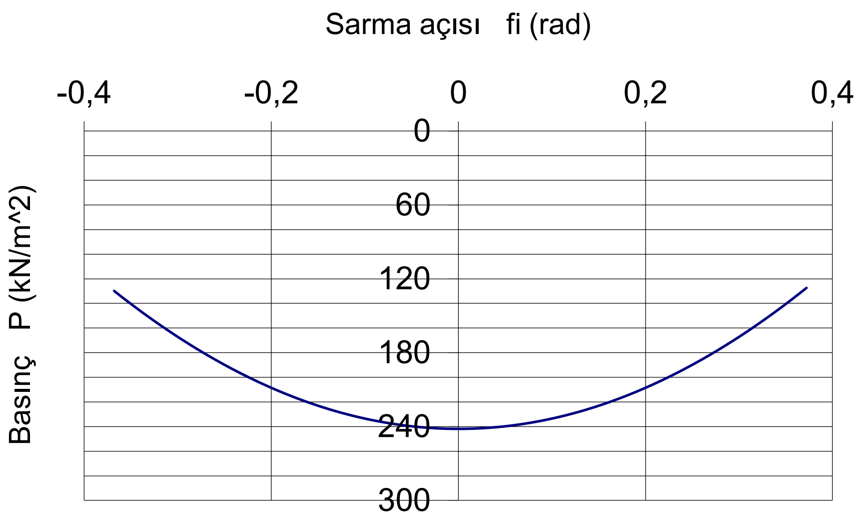
Yumuşak zemin üzerinde bulunan taşıtın tekerleğinin altında oluşan maksimum basınç 119,61 kN/m^2 , minimum basınç ise 81,26 kN/m^2 dir. Aradaki en büyük basınç farkı 38,35 kN/m^2 olup basınç dağılımı oldukça düzgündür. Maksimum sarma açısı, 34,55° dir. Tüm tekerleklerin batması eşit alındığından ötürü tekerleğin sağında ve solundaki sarma açıları aynıdır.



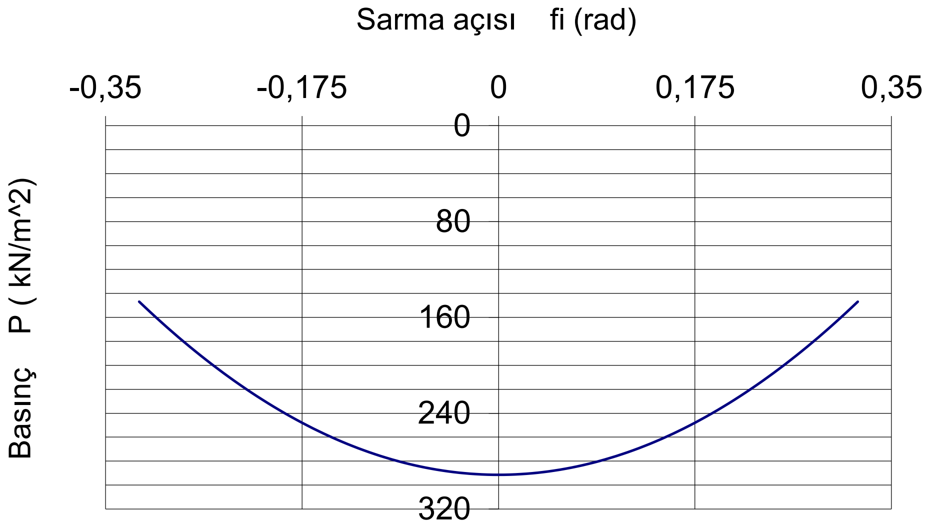
Şekil 6.3 Orta sertlikte zemin üzerindeki (k = 2000 kN/m^3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı

Orta sert zemin üzerinde bulunan taşıtın tekerleğinin altında oluşan maksimum basınç 175,51 kN/m^2 , minimum basınç ise 104,57 kN/m^2 dir. Aradaki en büyük basınç farkı 70,94 kN/m^2 olup basınç dağılımı eğriden de anlaşılacağı üzere üniformluluktan uzaklaşmaktadır. Maksimum sarma açısı, 26,62° dir. Tüm tekerleklerin batması eşit alındığından ötürü tekerleğin sağında ve solundaki sarma açıları aynıdır.

Sert zemin üzerinde bulunan taşıtın tekerleğinin altında oluşan maksimum basınç 241,95 kN/m^2 , minimum basınç ise 129,86 kN/m^2 dir. Aradaki en büyük basınç farkı 112,09 kN/m^2 olup basınç dağılımı eğriden ve basınç farkından da anlaşılacağı üzere düzgünlükten uzaklaşmaktadır. Doğal olarak zemin sertleştikçe maksimum sarma açısı da küçülmektedir, 21,1°. Tüm tekerleklerin batması eşit alındığından ötürü tekerleğin sağında ve solundaki sarma açıları aynıdır.

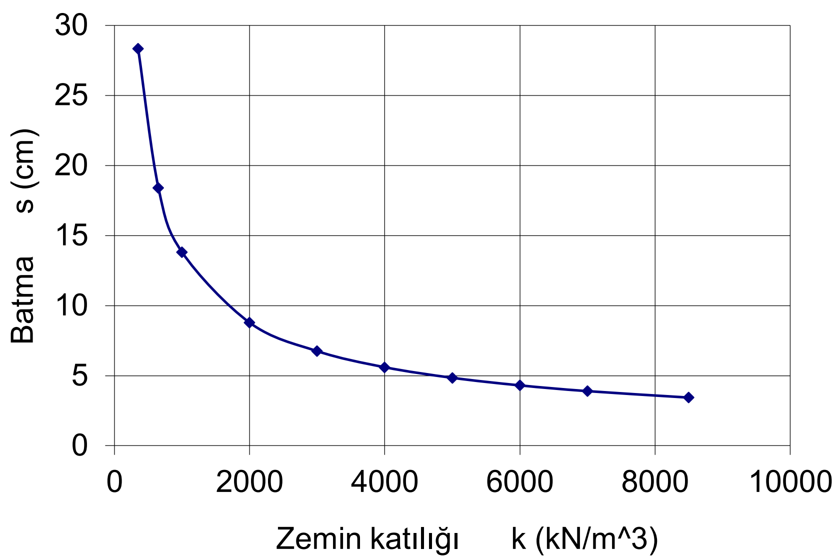


Şekil 6.4 Sert zemin üzerindeki ($k = 5000$ kN/m^3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı



Şekil 6.5 Çok sert zemin üzerindeki (k = 8500 kN/m^3) tırtılın tekerlekle temas eden bölümündeki basınç dağılımı

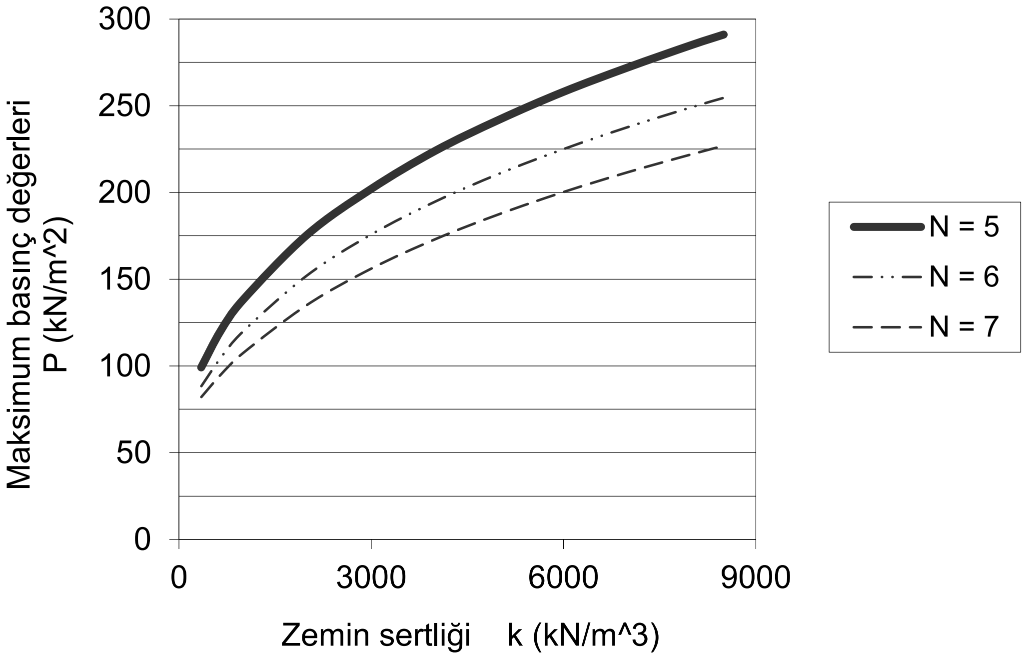
Çok sert zemin üzerinde bulunan taşıtın tekerleğinin altında oluşan maksimum basınç 291,32 kN/m^2 , minimum basınç ise 146,80 kN/m^2 dir. Aradaki en büyük basınç farkı 144,52 kN/m^2 olup basınç dağılımı eğriden ve basınç farkından da anlaşılacağı üzere düzgün değildir uzaklaşmaktadır. Zemin sertleştikçe maksimum sarma açısı da küçüleceğinden ötürü sarma açısı 18,34° dir. Tüm tekerleklerin batması eşit alındığından ötürü tekerleğin sağında ve solundaki sarma açıları aynıdır.



Şekil 6.6 Farklı zemin sertliklerindeki maksimum batma eğrisi

Görüleceği üzere zemin sertleştikçe tırtılın zemine batması gittikçe azalmaktadır. Örneğin en yumuşak zemin olarak nitelendirilmiş k = 350 kN/m^3 için tırtılın zemine maksimum batması 28,33 cm olup en sert zemin olarak nitelendirilmiş k = 8500 kN/m^3 için bu değer 3,42 cm'dir.

6.1 DİZAYN PARAMETRELERİNİN BASINÇ DAĞILIMINA ETKİLERİ



Şekil 6.7 Tekerlek sayısının maksimum basınca etkisi

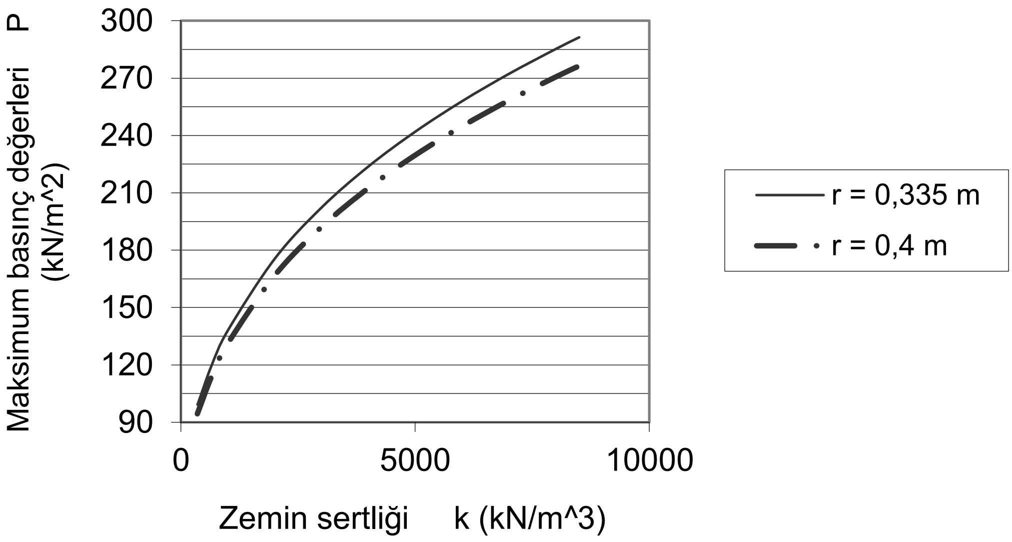
Tablo 6.1 Farklı tekerlek sayıları için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu

TEKERLEK SAYILARININ BASINÇ DAĞILIMINA ETKİSİ		N=5	N=6	N=7
k=350 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	99,1573	88,4169	82,1762

	P_{min} kN/m^2	73,2211	69,6146	68,1971
k=650 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	119,6420	104,5850	94,9237
	P_{min} kN/m^2	81,2652	75,0930	71,9447
k=1000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	138,0890	119,8900	107,4760
	P_{min} kN/m^2	88,9904	80,9984	76,2233
k=2000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	175,5340	152,2180	135,2390
	P_{min} kN/m^2	104,5760	94,3911	87,0915
k=3000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	202,3160	175,7830	156,1130
	P_{min} kN/m^2	115,1590	104,1110	95,7350
k=4000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	223,7830	194,7460	173,0850
	P_{min} kN/m^2	123,2550	111,6780	102,7130
k=5000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	241,9810	210,8400	187,5450

	P_{min} kN/m^2	129,8670	117,8910	108,5310
k=6000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	257,9310	224,9490	200,2410
	P_{min} kN/m^2	135,4910	123,1830	113,5210
k=7000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	272,2220	237,5920	211,6270
	P_{min} kN/m^2	140,4030	127,8080	117,8970
k=8000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	285,2290	249,1010	221,9940
	P_{min} kN/m^2	144,7780	131,9280	121,8000
k=8500 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	291,3350	254,5030	226,8600
	P_{min} kN/m^2	146,8010	133,8340	123,6060

Ele alınan taşıt orijinalde 0,335 m yarıçaptan oluşan 5 tekerleğe sahiptir. Tekerlek sayısının tekerlek altındaki basınç dağılımına olan etkisini saptamak amacıyla tekerlek yarıçapı, ön ve arka tekerlek merkezi arasındaki uzaklık ve de diğer tüm parametreler sabit tutularak tekerlek sayısı 6 ve 7’ ye çıkarılmıştır. Ve görülmüştür ki tekerlek sayısı arttıkça maksimum basınç ve minimum basınç azalmaktadır. Örnek olarak k = 2000 kN/m^3 zemin sertliğinde maksimum basınç değeri orijinal taşıtta 175,53 kN/m^2 iken tekerlek sayısı 7’ ye çıktığı zaman bu değer 135, 23 kN/m^2 ye düşmüştür. Ve maksimum basınçtaki azalma oranı % 17-23 aralığındadır. Minimum basınçtaki azalma oranı ise % 6-10 aralığındadır. Fakat tablo ve grafikten de okunacağı üzere maksimum ile minimum basınç arasındaki fark yine hemen hemen aynı kalmaktadır, yani basınç dağılımındaki düzgünlüğe etkisi fazla yoktur.



Şekil 6.8 Tekerlek yarıçapının maksimum basınca etkisi

Tekerlek yarıçapının tekerlek altındaki maksimum basınca etkisini saptamak için orijinal yarıçapı 0,335 m olan tekerlek çapı yaklaşık % 20 oranında arttırılarak 0,4 m' ye çıkarılmıştır. Tablo ve grafiklerden de görüleceği üzere maksimum basınç her zemin sertliğinde 0,4 m tekerlek çapı için ortalama % 5 oranında azalmaktadır. Minimum basınç değerinde ise bu değer % 8-10 arasıdır. Maksimum ile minimum basınç arasındaki fark yine hemen hemen aynı kalmaktadır, yani basınç değerleri aşağı çekilmekte ama dağılım gene aynı düzgünlükte kalmaktadır.

Tablo 6.2 Orijinal tekerlek çapı ve % 20 oranında arttırılmış tekerlek çapı için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu

		Tekerlek yarıçapı r = 0,335 m	**Tekerlek yarıçapı r = 0,4 m**
k = 350 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	99,1573	94,4731
	P_{min} kN/m^2	73,2211	68,0952
k = 650 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	119,642	113,786
	P_{min} kN/m^2	81,2652	74,5862
k = 1000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	138,089	131,257
	P_{min} kN/m^2	88,9904	81,1966
k = 2000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	175,534	166,788
	P_{min} kN/m^2	104,576	94,9513
k = 3000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	202,316	192,188
	P_{min} kN/m^2	115,159	104,371

k = 4000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	223,783	212,529
	P_{min} kN/m^2	123,255	111,576
k = 5000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	241,981	229,763
	P_{min} kN/m^2	129,867	117,456
k = 6000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	257,931	244,86
	P_{min} kN/m^2	135,491	122,452
k = 7000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	272,222	258,382
	P_{min} kN/m^2	140,403	126,814
k = 8000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	285,229	270,687
	P_{min} kN/m^2	144,778	130,696
k = 8500 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	291,335	276,462
	P_{min} kN/m^2	146,801	132,491

Tablo 6.3 Süspansiyon sertliğinin maksimum zemin basıncına olan etkisi

FARKLI SÜSPANSİYON YAYLARININ ETKİSİ		**k_s= 700 kN/m**	**k_s= 1075 kN/m**	**k_s= 1400 kN/m**	**k_s= 2800 kN/m**
k=350 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	99,5147	99,1573	99,1584	99,1603
	P_{min} kN/m^2	73,2229	73,2211	73,2203	73,2189
k=650 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	119,639	119,642	119,643	119,645
	P_{min} kN/m^2	81,2676	81,2652	81,2641	81,2624
k=1000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	138,085	138,089	138,09	138,093
	P_{min} kN/m^2	88,9933	88,9904	88,9891	88,9869
k=2000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	175,53	175,534	175,536	175,538
	P_{min} kN/m^2	104,58	104,576	104,575	104,571
k=5000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	241,978	241,981	241,983	241,986
	P_{min} kN/m^2	129,874	129,867	129,865	129,86

K=6 000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	257,927	257,931	257,933	257,935
	P_{min} kN/m^2	135,498	135,491	135,488	135,482
k=7 000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	272,218	272,222	272,224	272,226
	P_{min} kN/m^2	140,41	140,403	140,4	140,394
k=8 000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	285,225	285,229	285,231	285,234
	P_{min} kN/m^2	144,786	144,778	144,774	144,768
K=8 500 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	291,33	291,335	291,336	291,339
	P_{min} kN/m^2	146,809	146,801	146,797	146,791

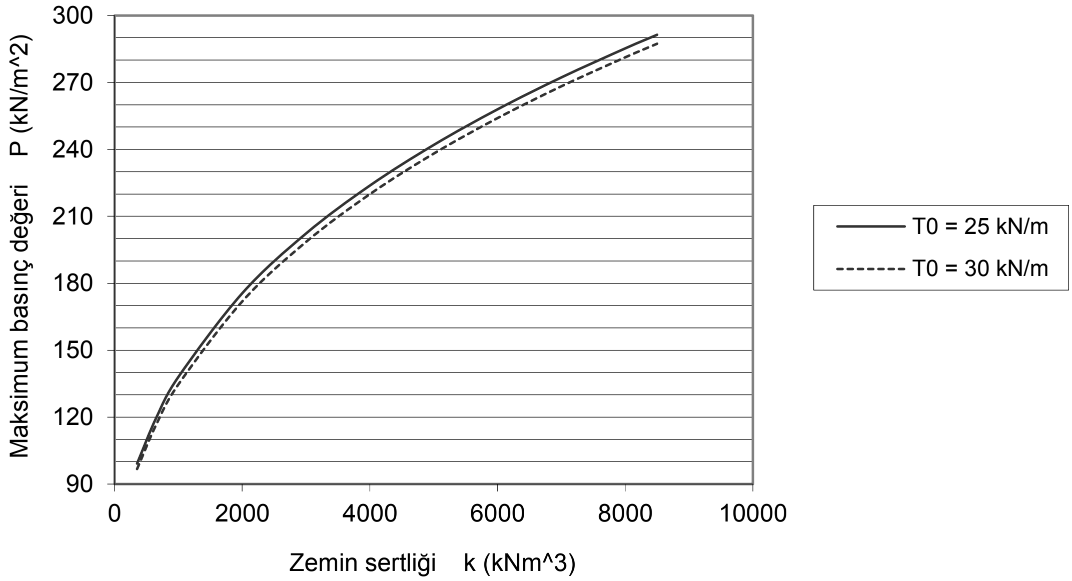
Orijinal taşıtta süspansiyon yayının sertliği 1075 kN/m' dir. Yay sertliğinin etkisini ölçmek amacıyla 3 değişik yay sertliği kullanılmıştır. Analiz durağan tırtıllı taşıt için yapıldığından aşikardır ki çıkan değerler birbirine çok yakın olmaktadır, etki onbinler ile yüzbinler mertebesindedir.

Tablo 6.4 Orijinal tırtıl başlangıç gergisi ve % 20 oranında arttırılmış başlangıç tırtıl gergisi için tekerlek altındaki maksimum ile minimum basınç tablosu

BİRİM GENİŞLİK BAŞINA TIRTIL GERGİSİNİN %20 ARTTIRILMASININ ETKİSİ		**Birim genişlik başına başlangıç tırtıl gergisi T_0 = 25 kN/m**	**Birim genişlik başına başlangıç tırtıl gergisi T_0 = 30 kN/m**
k = 350 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	99,1573	96,7899
	P_{min} kN/m^2	73,2211	74,7816
k = 650 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	119,642	116,665

	P_{min} kN/m^2	81,2652	83,3088
k = 1000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	138,089	134,795
	P_{min} kN/m^2	88,9904	91,5099
k = 2000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	175,534	171,939
	P_{min} kN/m^2	104,576	108,263
k = 3000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	202,316	198,615
	P_{min} kN/m^2	115,159	119,746
k = 4000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	223,783	220,015
	P_{min} kN/m^2	123,255	128,553
k = 5000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	241,981	238,164
	P_{min} kN/m^2	129,867	135,755
k = 6000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	257,931	254,071

	P_{min} kN/m^2	135,491	141,881
k = 7000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	272,222	268,326
	P_{min} kN/m^2	140,403	147,235
k = 8000 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	285,229	281,303
	P_{min} kN/m^2	144,778	152,004
k = 8500 kN/m^3	P_{max} kN/m^2	291,335	287,394
	P_{min} kN/m^2	146,801	154,21



Şekil 6.9 Başlangıç tırtıl gergisinin maksimum zemin basıncına etkisi

Tablo değerlerinden okunacağı üzere her zemin zemin sertliği için maksimum basınç değeri yaklaşık 4 kN/m^2 azalmaktadır. Asıl önemli olan ise minimum basınç değerlerinde özellikle zemin sertleştikçe azalma değilde artma olmasıdır. Yani maksimum ile minimum basınç arasındaki fark gittikçe azalmakta dolayısıyla basınç dağılımı diğer dizayn parametrelerinin etkisinden farklı olarak düzgün dağılım göstermektedir.

KAYNAKLAR

[1] **Wong J.Y., 1989.** Terramechanics and Off-Road Vehicles

[2] **D.J. van Wyk, J. Spoelstra and J.H. de Klerk 1996**. Mathematical modelling of the interaction between a tracked vehicle and the terrain, *Appl. Math. Modelling*, 20, 838-845

[3] **Garber, M. and Wong, J.Y., 1981**. Prediction of Ground Pressure Distribution Under Tracked Vehicles – I. An Analitical method for Predicting Ground Pressure Distribution, *Journal of Terramechanics*, 18, 1-23

[4] **Garber, M. and Wong, J.Y., 1981.** Prediction of Ground Pressure Distribution Under Tracked Vehicles –II. Effects of Design Parameters of The Track-Suspension System On Ground Pressure Distribution, *Journal of Terramechanics*, 18, 71-79

ÖZGEÇMİŞ

Serdar MUMCU 1978 yılında İstanbul'da doğdu. Ortaokul ve lise öğrenimini 1996 yılında Galatasaray Lisesinde tamamladı. 2000 yılında İstanbul Teknik Üniversitesinde Makina Mühendisliği Bölümünden mezun oldu. Ve 2001 yılından itibaren de İstanbul Teknik üniversitesi Makina Mühendisliği Bölümü Otomotiv Anabilim Dalında yüksek lisans eğitimini sürdürmektedir.