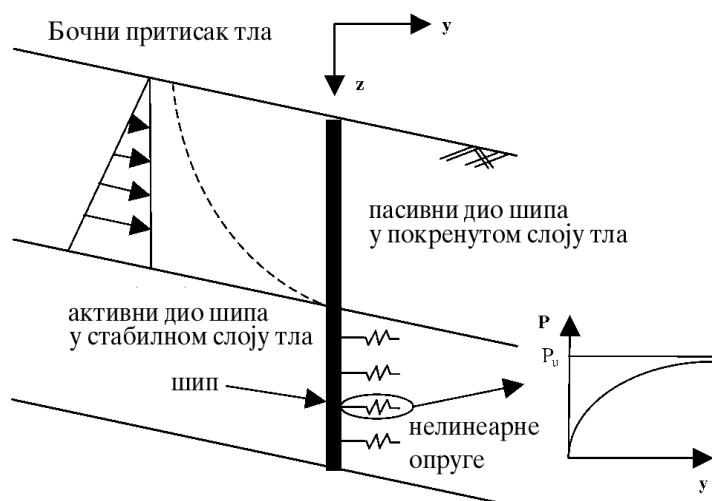




Коефицијент реакције тла се може добити коришћењем израза који је дао Весић:

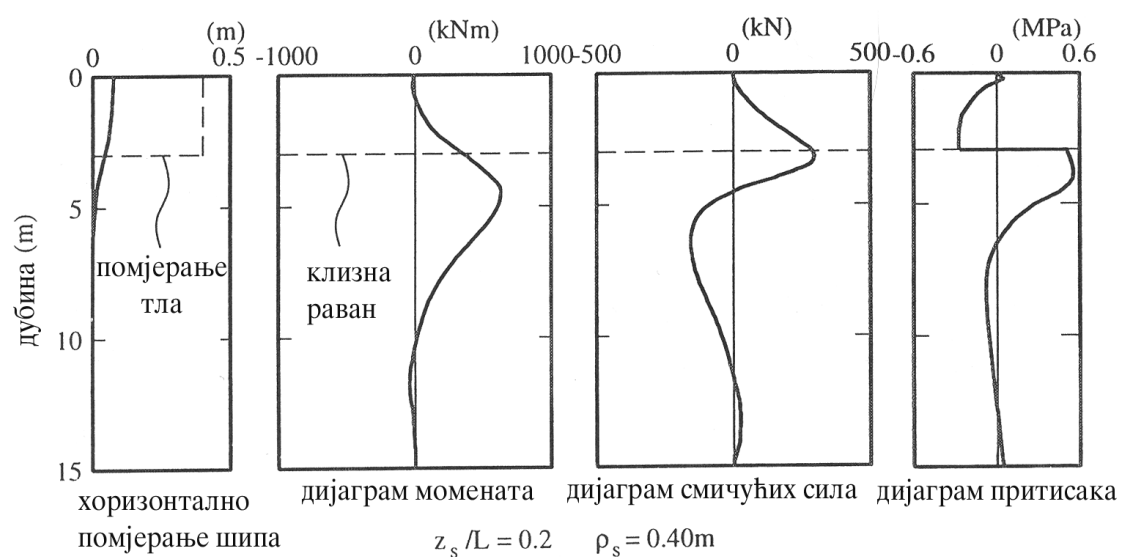
$$k_s = \frac{0.65}{d} \sqrt[12]{\frac{E_s \times d^4}{E_p I_p}} \times \frac{E_s}{1 - \nu_s^2} \quad (9a)$$

гдје су E_s – моду еластичности за тло

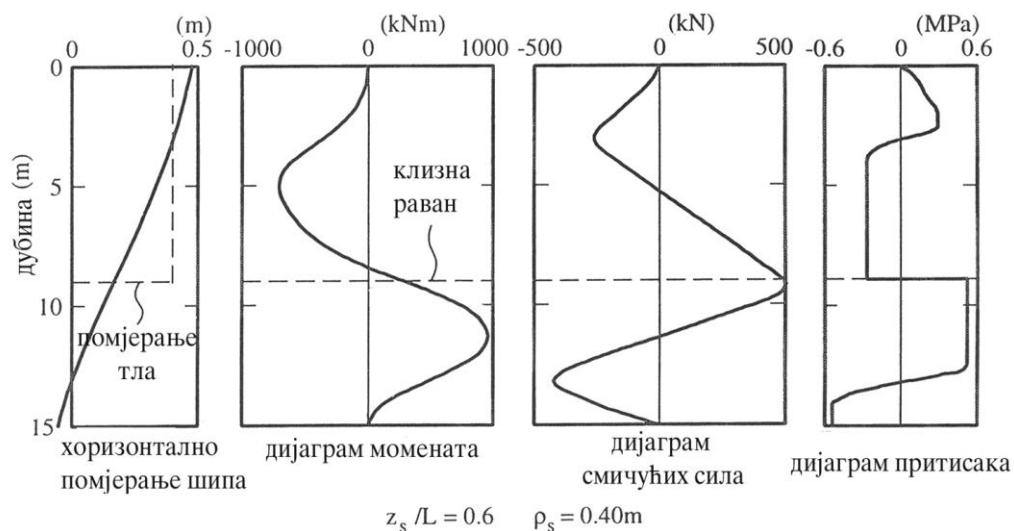
ν_s – Пуасонов коефицијент за тло

$E_p I_p$ – крутост шипа

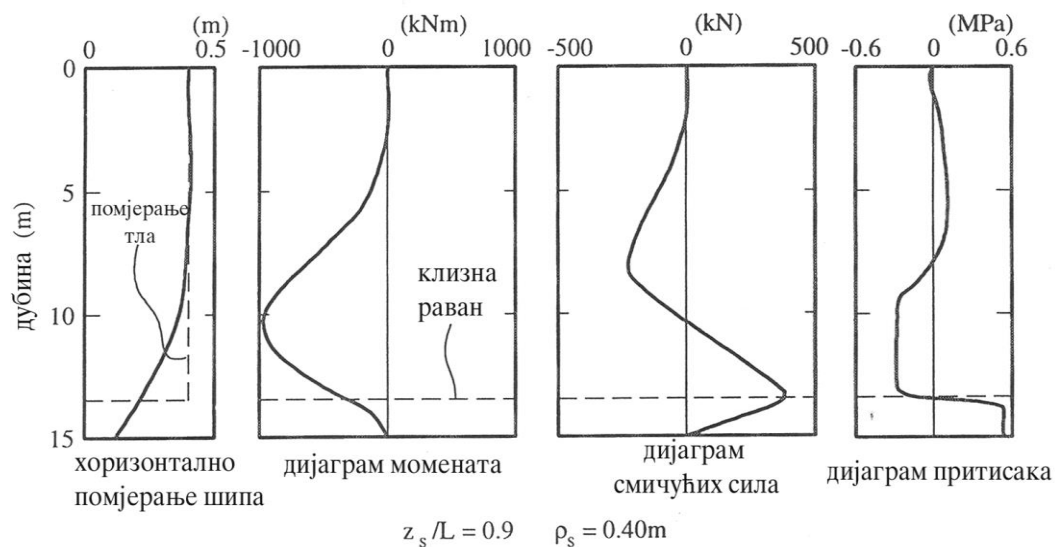
d – пречник шипа



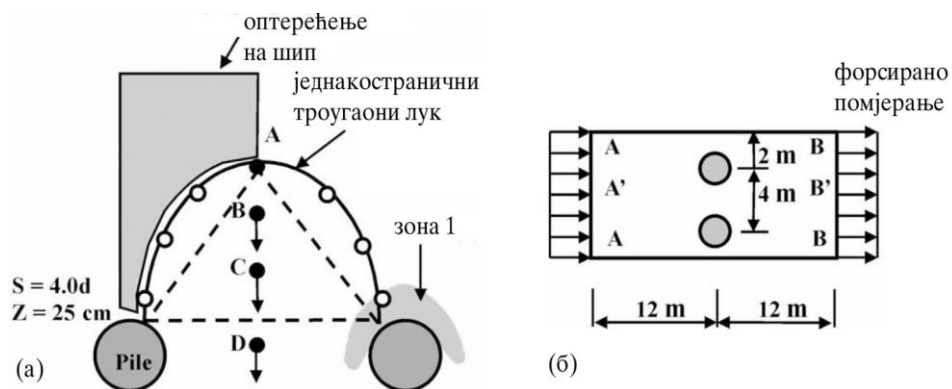
Слика 14 "Flow mode" механизам лома - пластификовано тло тече око шипа (Poulos, 1995¹)



Слика 15 "Intermediate mode" механизам лома - отпорност тла је у потпуности мобилисана дуж читаве дужине шипа (Poulos, 1995¹)



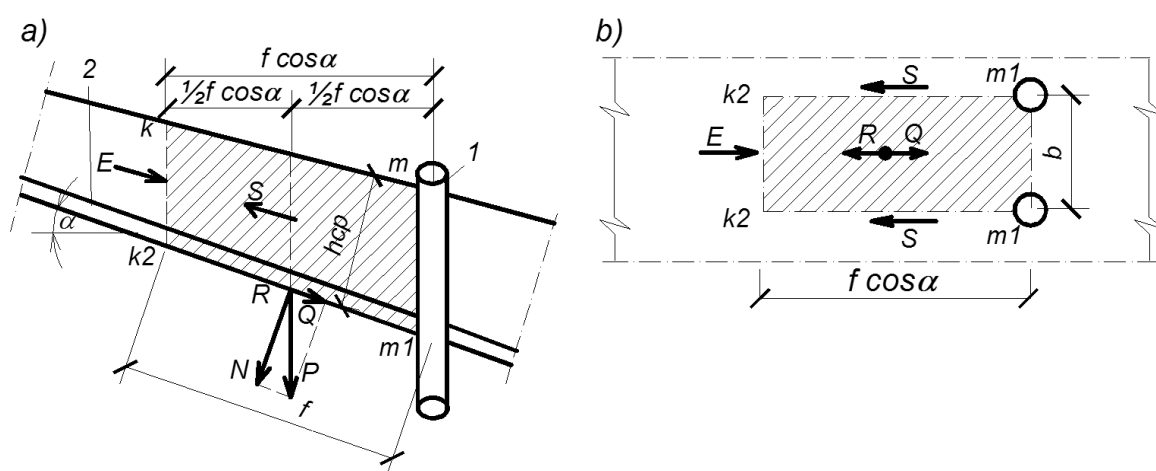
Слика 16 "Short-pile mode" механизам лома - отпорност тла је у потпуности мобилисана у стабилном слоју (Poulos, 1995¹)



Слика 44 а) Облик зоне лучног дејства код шипова за стабилизацију клизишта
б) Шема нумеричког модела за анализу лучног дејства код групе пасивних шипова (Chen и Martin, 2002)

Гинзбургова метода (Гинзбург, 1979) подразумева да је растојање између шипова ограничено условом да не дође до проласка тла између њих. Ово растојање се назива *критично растојање*. Претпоставља се да не долази до проласка тла између шипова због тога јер се између њих формирају носива тијела облика свода са двозглобним луком параболичког облика. За такав лук, оптерећен равномерно распоређеним гравитационим оптерећењем q_v , вертикална реакција је $R_v = q_v b/2$ а хоризонтална $R_h = q_v b^2/8f$, гдје је b распон лука, односно растојање шипова, док је f стријела лука односно растојање на коме је отпор помјерању тла ефективан. Вертикална реакција R_v се прихвата трењем у основи лука и кохезијом c на контакту са сусједним непокретним дјеловима тла на дужини f . Ако је нестабилни слој дебљине h_{cp} (слика 47) и са просјечним параметрима смичуће отпорности ϕ_{cp} , c_{cp} онда се вертикална реакција може представити изразом:

$$R_v = R_h \tan \phi_{cp} + c_{cp} h_{cp} f \quad (38)$$



Слика 47 Шема за прорачун критичног растојања између шипова: а- пресјек; б-основа; 1 - шип; 2-клизна површ, (Гинзбург, 1979)

Ако у једначину (38) уврстимо раније наведене изразе за вертикалну и хоризонталну реакцију, при чему је $q_v = E_{оп}$, гдје је $E_{оп}$ притисак нестабилне масе тла по јединици дужине косине онда се добија квадратна једначина чијим се решавањем добија израз за стријелу f :

$$f = \zeta b \quad (39)$$

гдје је

$$\zeta = \frac{E_{оп} + \sqrt{E_{оп}^2 - 2E_{оп} h_{cp} c_{cp} \tan \phi_{cp}}}{4h_{cp} c_{cp}} \quad (40)$$

Коефицијент бочног притиска је:

$$\xi = \frac{R_h}{R_v} = \frac{q_v b^2 / 8f}{q_v b / 2} = \frac{b}{4f} = \frac{b}{4\zeta b} = \frac{1}{4\zeta} \quad (41)$$

Коришћењем шеме приказане на слици 47, критично међурастојање шипова се одређује из услова равнотеже тоталног притиска нестабилне масе тла између шипова и смичуће отпорности по вертикалним површинама смицања кроз осе шипова. Спољашње оптерећење од притиска нестабилне масе тла на блок тла $k_2 k m m_1$, може се представити изразом:

$$E = \bar{E}_{оп} \nu b \quad (42)$$

гдје су $\bar{E}_{оп}$ – притисак по јединици дужине косине у пресеку $k-k_2$

b – растојање шипова

ν – коефицијент који представља однос слободног простора према укупном простору који је заузет потпорном конструкцијом

На основу искуства се усваја, да од пресека $m-m_1$ до пресека $k-k_2$ притисак расте линеарно према изразу:

$$\bar{E}_{оп} = E_{оп} + 0.1 \bar{E}_{оп} f \cos \alpha \quad (43)$$

Искусствено се усваја и да је средња вриједност коефицијента ν једнака 0.50, што значи да се половина оптерећења преноси директно на шипове а половина преко формираних лукова у тлу. Према горе наведеном укупно оптерећење на блок тла $k_2 k m m_1$ између шипова, тј. укупно оптерећење непосредно на свод је:

$$E = 0.5 \left(E_{оп} + 0.1 \bar{E}_{оп} f \cos \alpha \right) b \quad (44)$$

Сила смичућег отпора помјерању на вертикалној површини $k_2 k m m_1$ се може представити изразом:

$$S = E_{оп,н} \operatorname{tg} \phi_{ср} + 0.75 c_{ср} h_{ср} f \cos \alpha \quad (45)$$

гдје је $E_{оп,н}$ укупна бочна сила на површину $k_2 k m m_1$ која се добија по изразу:

$$E_{оп,н} = \xi \frac{E_{оп} b}{2} = \frac{1}{4 \zeta} \frac{E_{оп} b}{2} = \frac{E_{оп} b}{8 \zeta} \quad (46)$$

На основу овог слиједи да је

$$S = \frac{E_{оп} b}{8 \zeta} \operatorname{tg} \phi_{ср} + 0.75 c_{ср} h_{ср} f \cos \alpha \quad (47)$$

Коришћењем услова равнотеже добија се

$$E = 2S = 0.5 \left(E_{оп} + 0.1 \bar{E}_{оп} f \cos \alpha \right) b = 2 \left(\frac{E_{оп} b}{8 \zeta} \operatorname{tg} \phi_{ср} + 0.75 c_{ср} h_{ср} f \cos \alpha \right) \quad (48)$$

Трансформацијом горњег израза добија се коначно израз за критично растојање шипова

$$b = \frac{6\zeta^2 c_{cp} h_{cp} \cos \alpha - E_{оп} (2\zeta - \operatorname{tg} \phi_{cp})}{0.2 E_{оп} \zeta^2 \cos \alpha} \quad (49)$$

Треба напоменути да овај израз даје унутрашње, "чисто" растојање шипова. Због различитих уведених претпоставки изведени израз је полуемпиријског карактера. Такође, за неvezано тло ($c=0$) израз је неодређен, али по Гинзбургу то није велики недостатак јер природна тла обично садрже одређени проценат глиновитих честица тј. посједују одређену вриједност кохезије. За потпорну конструкцију која се састоји од више редова шипова, растојање између редова $\bar{f}$ не треба да буде мање од растојања f тј. $\bar{f} \geq f = \zeta b$, да би потпорна конструкција радила као једна цјелина. Пошто је по правилу $\zeta \geq 1$, онда треба да је $\bar{f} \geq b$.

У једначини (49) не фигурише пречник шипа који је битан параметар јер дио притиска тла који прима шип расте са порастом пречника. Такође, растојање добијено по једначини не зависи од типа потпорне конструкције тј. да ли се ради о паралелном или цик-цак распореду шипова у више редова. У вези са претходно наведеним, Семенов (1989) је модификовао оригиналну једначину дефинисањем коефицијент ν на следећи начин:

$$\nu = (b - R d_s) / b \quad (50)$$

гдје су b – осовинско међурастојање шипова

d_s – условна ширина шипа

R – коефицијент

Коефицијент R се усваја на основу претпоставке да цик-цак распоред, гдје су шипови у два сусједна реда хоризонтално смакнути за величину s , смањује оптерећење на носиви свод (лук). У складу са овом претпоставком коефицијент R треба да је једнак јединици за паралелан распоред шипова ($s=0$ или $s=b$) односно треба да има максималну вриједност за $s=b/2$. Наведене услове задовољава коефицијент R дефинисан на следећи начин:

$$R = 1 + s(b - s) / b^2 \quad (51)$$

Замјеном израза за коефицијент ν у Гинзбургову једначину (48) (умјесто вриједности 0.5) и након одређених трансформација добија се модификовани израз за критично растојање шипова. Овај израз је такође полуемпиријског карактера и зато га треба користити у комбинацији са другим сличним формулама ради боље процјене везе између пречника, међурастојања и распореда шипова при пројектовању потпорних конструкција.

Изворном Гинзбурговом једначином такође није узета у обзир могућност лома тла у опорцима лука тј. на контакту тла и носивог елемента - шипа. Гинзбург (1991) је зато

предложио да се за максимални дозвољени притисак P_{all} на контакту покренуто тло-шип користи формула Маслова:

$$p_{all} = \frac{\pi\gamma(d \operatorname{tg} \phi + z + c / \gamma \operatorname{tg} \phi)}{\operatorname{ctg} \phi + \phi - \pi/2} \quad (52)$$

Даље се стање граничне равнотеже тла на контакту са површином шипа представља изразом:

$$E_{ls} b_{cr} = p_{all,av} h d \quad (53)$$

гдје су E_{ls} – притисак покренуте масе тла по јединици дужине клизишта

h – дебљина нестабилног слоја тла

d – пречник шипа или димензија потпорног елемента управно на правац клизања

z – дубина на којој је одређен максимални дозвољени притисак на тло

$p_{all,av}$ – максимални дозвољени притисак на дубини $h/2$

Замјеном (52) у (53) добија се израз за критично растојање потпорних елемената с обзиром на носивост тла на котанкту тло-шип :

$$b_{cr} = \frac{\pi\gamma h d (d \operatorname{tg} \phi + h/2 + c / \gamma \operatorname{tg} \phi)}{E_{ls} (\operatorname{ctg} \phi + \phi - \pi/2)} \quad (54)$$

При пројектовању потпорних конструкција се користи минимална вриједност од вриједности добијених једначинама (49) и (54).

Једначина 49 важи за такво стање тла гдје се могу формирати носећа тијела (сводови). За случај пластичног стања тла, критично растојање се одређује из услова пластичног истискивања тла између шипова услед дејства критичног притиска. Након анализе формула неколико аутора, Гинзбург (1979) је предложио израз за срачунавање критичног притиска заснован на испитивањима R. Hill-a:

$$\sigma_{kp} = 2c_{cp} \left(1 + \frac{\pi}{2}\right) \frac{d}{b} \quad (55)$$

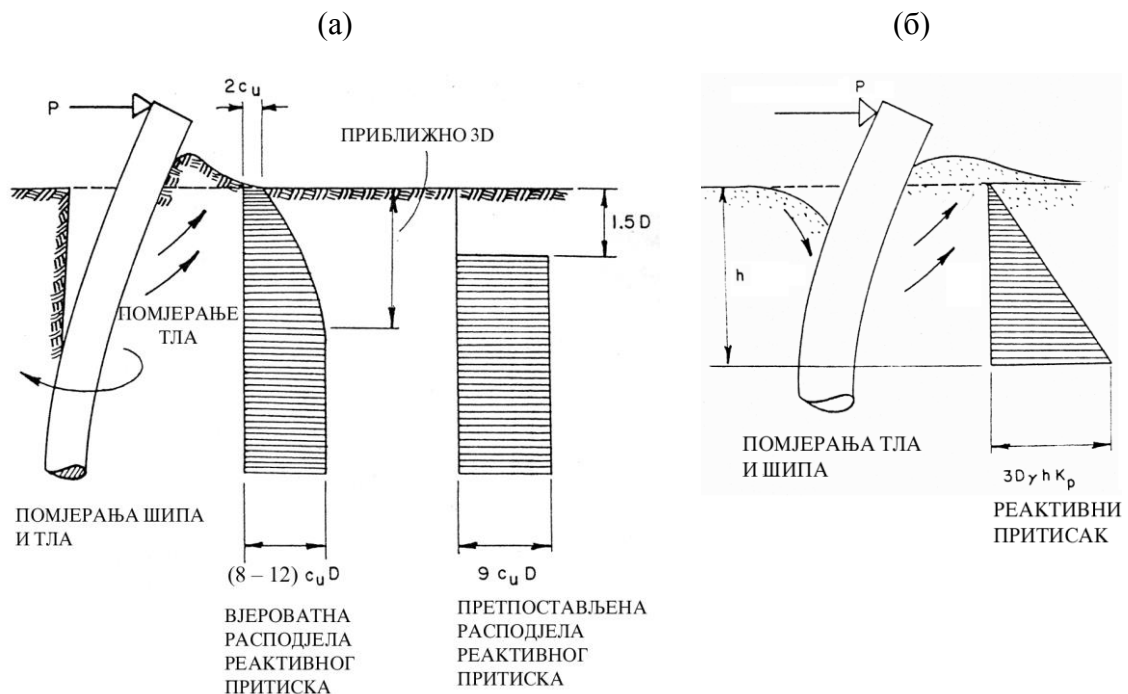
До истискивање тла између шипова може доћи, ако је притисак у тлу, у разматраном пресеку већи од критичног притиска срачунатог по горњој формули. У том случају, уз претпоставку да је притисак у тлу равномјерно распоређен по висини разматраног пресека, важи израз:

$$\sigma_{kp} = \frac{E_{оп}}{h_{cp}} \quad (56)$$

Комбинацијом израза (55) и (56) се добија једначина за потребно растојање између шипова по теорији пластичности:

$$b = \frac{2h_{cp}dc_{cp}(1+\pi/2)}{E_{оп}} \quad (57)$$

На основу сопствених моделских испитивања коришћењем центрифуге и оскултације конкретних потпорних конструкција, Гинзбург је дао приближну подјелу тла на двије групе, с обзиром на примјену теорије лучног дејства (једначина 49) и теорије пластичности (једначина 57), респективно. У прву групу спадају: пјескови, дробина, глине и глиновита тла са индексом течења $I_L < 0.4$ и углом унутрашњег трења $\phi > 4$, полуокамењене глине и полураспаднуте стијене (трошни кречњаци, пјешчари, аргилити, алевролити и сл.). У другу групу спадају глине и глиновита тла са индексом течења $I_L > 0.4$ и углом унутрашњег трења $\phi < 4$, тла са већим садржајем тресета, иловаче и прослојака прашине, као и тла прве групе у условима динамичког или земљотресног дејства.



Слика 20 а)Расподјела реактивних притисака за тло са кохезијом
б)Расподјела реактивних притисака за тло без кохезије (Broms, 1964a; 1964b)

Метода Brinch Hansen

Brinch Hansen (1961) разматра активни шип попречног пресека $B \times L$ изложен дејству хоризонталне силе H (управно на страницу В). Претпоставља се да је шип довољно јак да се у њему не могу јавити пластични зглобови. У тренутку лома шип ротира као

круто тијело око тачке на дубини D_r . Изнад центра ротације, активни притисци су са лијеве, а пасивни са десне стране шипа, док је испод центра ротације ситуација обрнута. Резултантни притисак (пасивни минус активни) на дубини D се може срачунати помоћу израза:

$$e^D = \bar{q}K_q^D + cK_c^D \quad (21)$$

гдје су $\bar{q}$ - ефективни притисак на дубини D

c - кохезија

K_q^D, K_c^D - коефицијенти притиска

У извођењу израза за коефицијенте K_q^D, K_c^D , Brinch Hansen зависно од дубине, разматра три случаја: притисци на површини терена ($D=0$), притисци на умјереним дубинама и притисци на великим дубинама ($D=\infty$). Користећи чињеницу да су притисци на површини терена једнаки уобичајеним активним/пасивним, изведени су коефицијенти K_q^0, K_c^0 . За довољно мале дубине, разматрањем равнотеже пасивне Ранкинове призме добија се израз за притисак:

$$e = \bar{q}K_q^0 \left[1 + \frac{D}{B} \frac{K_0 \sin \phi}{\sin(45 + \phi/2)} \right] + cK_c^0 \left[1 + \frac{D}{B} 2 \sin(45 + \phi/2) \right] \quad (22)$$

гдје је K_0 - коефицијент притиска тла у миру. За велике дубине равни лома су хоризонталне, па се пасивни притисци на шип изводе разматрањем носивости дубоког тракастог темеља по изразу:

$$b = \frac{1}{2} \gamma B N_\gamma d_\gamma + (c + \bar{q} \tan \phi) N_c d_c + \bar{q} \quad (23)$$

$$d_c = 1 + 0.35 : \left[\frac{B}{D} + \frac{0.6}{1 + 7 \tan^4 \phi} \right] \quad (24)$$

За случај великих дубина у једначини 23 се изоставља први и задњи члан, у другом члану се ефективни вертикални притисак $\bar{q}$ замјењује са хоризонталним притиском у миру $K_0 \bar{q}$ и на крају, у једначини 24 се ставља да је $D=\infty$. Модификоване једначине имају облик:

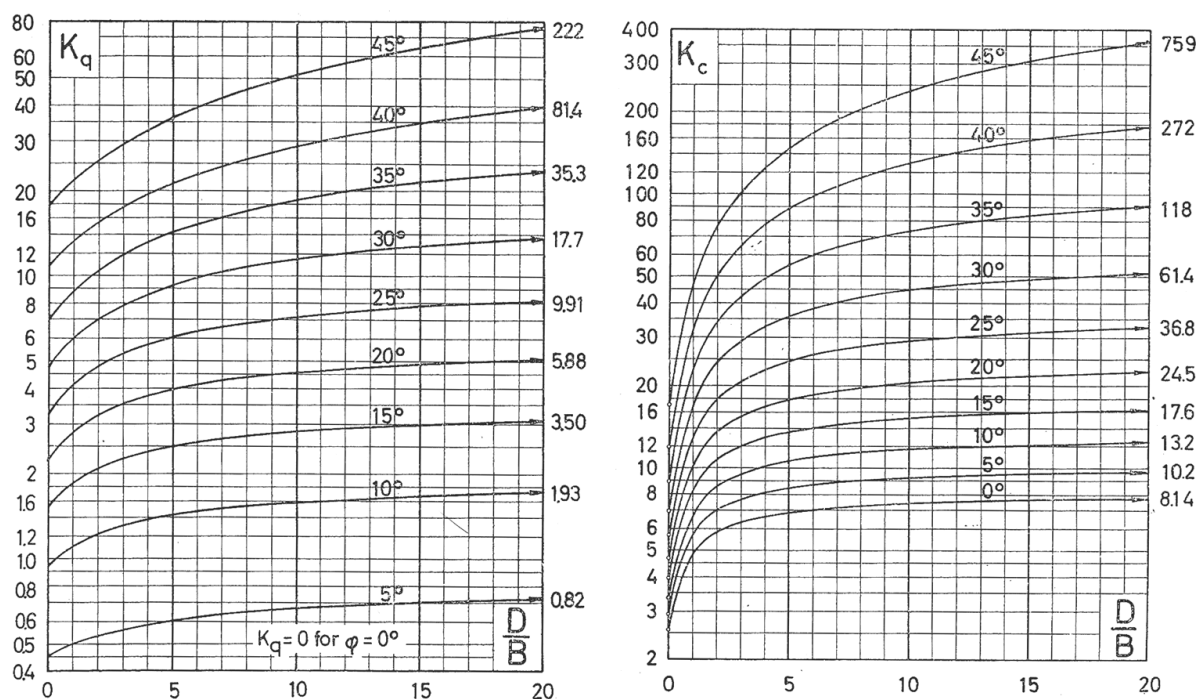
$$e^\infty = (c + \bar{q}K_0 \tan \phi) N_c d_c^\infty = \bar{q}K_q^\infty + cK_c^\infty \quad (25)$$

$$d_c^\infty = 1.58 + 4.09 \tan^4 \phi$$

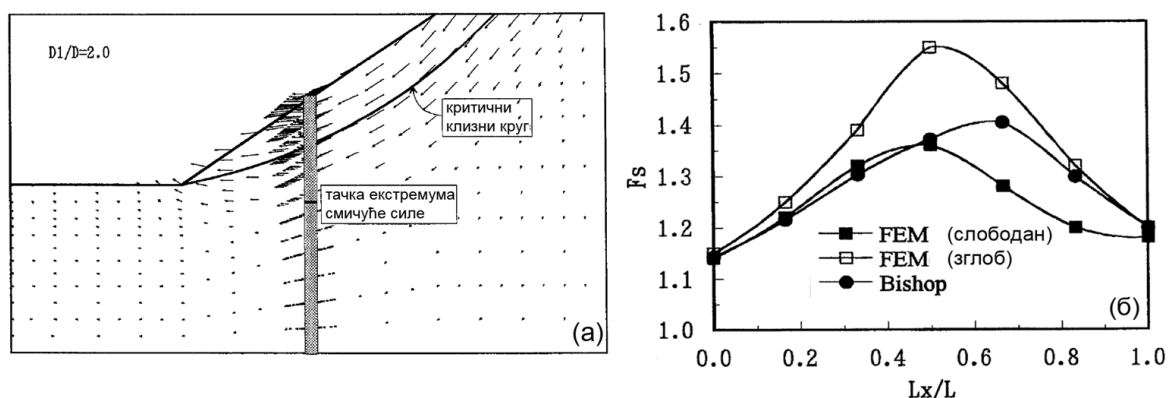
Коефицијенти притиска за велике дубине су онда:

$$K_c^\infty = N_c d_c^\infty, \quad K_q^\infty = K_c^\infty K_0 \tan \phi \quad (26)$$

На крају, Brinch Hansen је објединио све горе наведене изразе у два израза општег типа који дају расподеле K_q^D , K_c^D по дубини. На слици 19 су приказане криве за K_q^D , K_c^D у функцији од односа D/B и угла унутрашњег трења (вриједности код стрелица десно су за $D=\infty$). Christensen (1961) је спровео серију моделских испитивања на дрвеним шиповима у пијеску, ради утврђивања њихове бочне отпорности и верификације Brinch Hansen-ове теорије. Резултати тестова су показали да се коришћењем Brinch Hansen-ових израза добијају резултати који су на страни сигурности, под условом да се користи угао унутрашњег трења који одговара равном стању деформација.



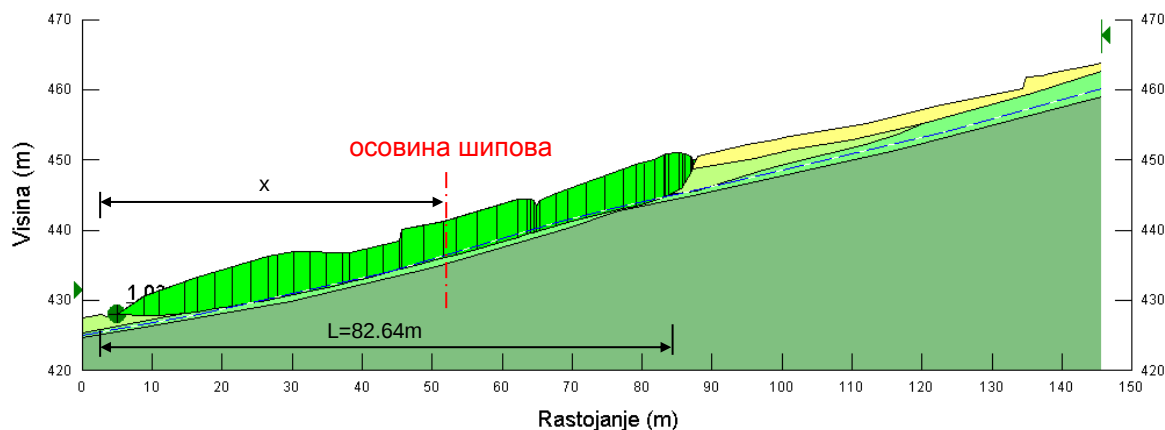
Слика 19 Дијаграми за одређивање коефицијената K_q^D , K_c^D (Brinch Hansen, 1961)



Слика 54 а) Вектори помјерања чворова услед редукције смичуће отпорности и критични клизни круг пронађен Бишоповом упрошћеном методом
б) Утицај позиције шипа на фактор сигурности за $D_1=3d$, $E_p=60\text{GPa}$ (Cai и Ugai, 2000)

3.2. Прорачун стабилности клизишта и потпорне конструкције

За прорачун стабилности косине је коришћен програм SLOPE/W. Прорачун је спроведен за профил 1-1 методом Моргенстерн-Прајса, са константним нагибом резултанте међуламеларних сила (слика 57).



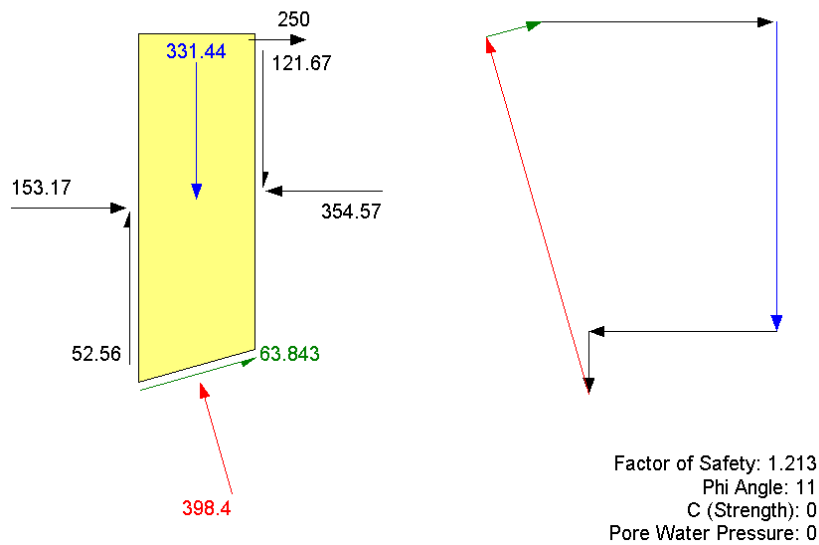
Слика 57 Модел клизишта у програму SLOPE/W за рачунски профил 1-1

Пошто нису били доступни резултати лабораторијских испитивања, повратна анализа је била једини начин за процјену параметара смичуће отпорности за клизну површину. Из услова да је коефицијент сигурности приближно $F_s=1.0$ добијени су просјечни параметри смичуће отпорности за клизну раван тј. за елувијум флиша $c=0$, $\phi=11^\circ$. За делувијум, параметри смичуће отпорности су преузети из извјештаја о геотехничким истраживањима: $c=14 \text{ kPa}$, $\phi=25^\circ$.

У оквиру овог нумеричког примјера анализирана је потпорна конструкција сачињена од једног реда шипова постављеног на растојању x од ножице клизишта. Шипови су пречника 0.90m са слободним врховима.

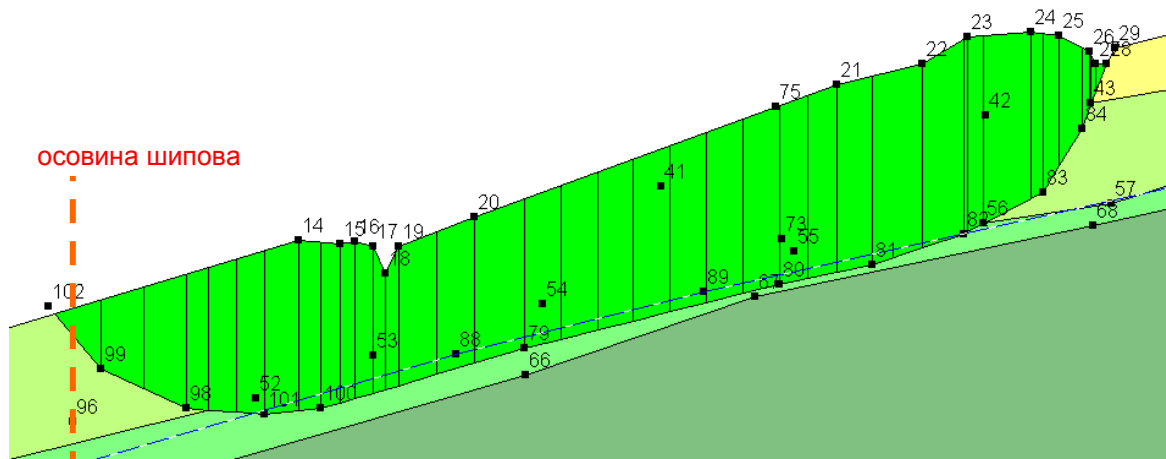
Утицај шипова на стабилност клизишта је моделиран постављањем хоризонталне концентрисане силе на трећини висине одговарајуће ламеле. Прорачун је спроведен за вриједности односа $x/L=0.2, 0.33, 0.50, 0.60, 0.67, 0.70, 0.80$ и 0.90 . Пробањем је утврђено да хоризонтална сила, потребна да повећа коефицијент сигурности клизишта на 1.20 , не зависи од односа x/L и износи $E_{OP}=250 \text{ kN/m'}$. Фактор сигурности не зависи од положаја реда шипова јер је клизиште планарно. Такође, за $x/L > 0.75$ се јавља међуламеларна сила затезања што указује на могућност одвајања дијела клизног тијела испод осовине реда шипова. За даљи прорачун је усвојен положај шипова $x=50\text{m}$ ($x/L=0.60$). За усвојени положај реда шипова, равнотежа ламеле на мјесту шипа је приказана на слици 58.

Slice 22 - Morgenstern-Price Method

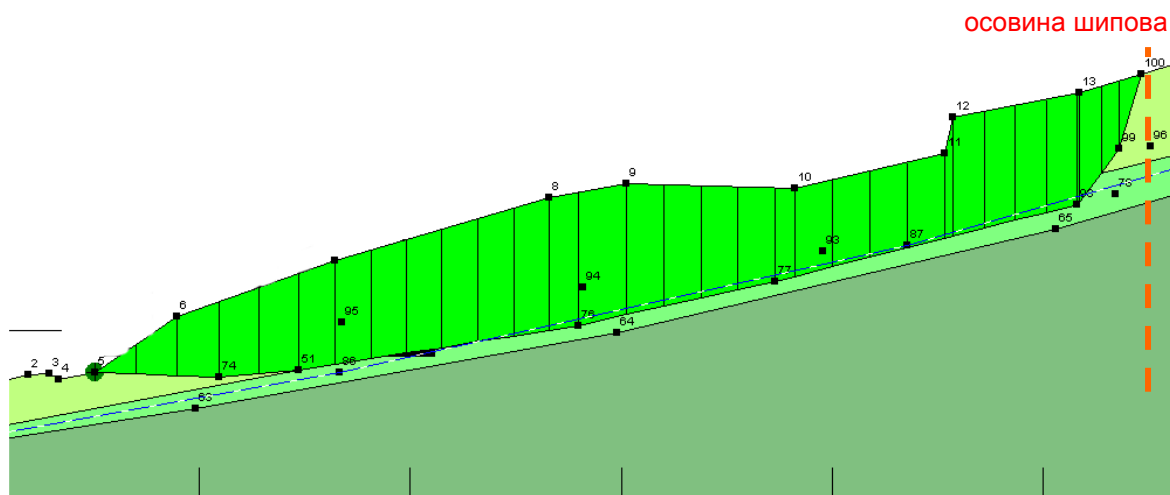


Слика 58 Силе за ламелу лоцирану непосредно уз предвиђени ред шипова

Даље је спроведена контрола потенцијалних клизних тијела изнад и испод усвојене позиције реда шипова. За клизно тијело изнад реда шипова (слика 59) срачунати фактор сигурности је 1.47. Фактор сигурности је вјероватно и већи, јер се за вриједност угла унутрашњег трења делувијума $\phi=25^\circ$, јављају проблеми са конвергенцијом, па је за прорачун коришћена вриједност $\phi=21^\circ$. За клизно тијело испод реда шипова (слика 60) срачунати фактор сигурности је 1.25



Слика 59 Контрола стабилности потенцијалног клизног тијела изнад реда шипова.
Добијени фактор сигурности је $F_s=1.47$



Слика 60 Контрола стабилности потенцијалног клизног тијела испод реда шипова ($F_s=1.25$)

Сила притиска на шипове тј. сила бочног отпора шипова ће се срачунати коришћењем методе Brinch Hansen и методе Ito-Matsui. Дебљина нестабилног слоја је 5.50м. Параметри тла у нестабилном слоју коришћени за прорачун су: $\gamma=21\text{kN/m}^3$, $c=14\text{kPa}$, $\phi=25^\circ$. Прорачун бочних притисака према Brinch Hansen-а је извршен у програму Excel при чему су притисци (означени са e) срачунати за тачку на површини терена и за тачку на контакту стабилног и нестабилног слоја (табела 1).

Табела 1

D	$q=\sigma_v$	B	D/B	Kq^0	Kc^0	dc^∞	Nc	Kq^∞	Kc^∞	K0	a_q	a_c	Kq	Kc	e
0	0	0.9	0.000	3.29	5.6339	1.773	20.721	9.8932	36.7454	0.58	0.1	0.3	3.3	5.6	79
5.5	116	0.9	6.111	3.29	5.6339	1.773	20.721	9.8932	36.7454	0.58	0.1	0.3	6.4	26	1099

Претпостављајући линеарну расподелу притисака, укупна сила на шип при мобилисаном бочном отпору тла је $F_{bh}=1/2 \times (79+1099) \times 5.5 \times 0.90=2916\text{ kN}$. Потребно осовинско међурастојање шипова је $s_{min}=F_{bh}/E_{оп}=2916/250=11.7\text{m}$

Коришћењем програма Excel спроведен је прорачун бочног отпора по методи Ito-Matsui за различита међурастојања шипова. На примјер, за осовинско међурастојање шипова $s=D_1=3.0\text{m}$ прорачун је дат у табели 2.

Табела 2

z	γ	σ_v	K0	Ka	σ_{ha}	ϕ	ϕ [rad]	c	d	D1	D2	Ito-Matsui kN/m' šipa
0	21	0	0.58	0.406	-17.8	25	0.43633	14	0.9	3	2.1	52.2
5.5	21	116	0.58	0.406	29.04	25	0.43633	14	0.9	3	2.1	357.0

Укупна сила на шип је $F_M=1/2 \times (52+357) \times 5.5 =1125\text{ kN}$, док је сила по јединици дужине клизишта $E_{im}=1125/3=375\text{kN/m}' > 250\text{ kN/m}'=E_{оп}$. На сличан начин је спроведен прорачун и за остала међурастојања шипова (табела 3).

Табела 3

d [m]	D1 [m]	D2 [m]	D1/d	p1 [kPa]	p2 [kPa]	F [kN]	F/D1 [kN/m]
0.9	1.80	0.90	2.0	150.8	834.7	2710	1506
0.9	2.25	1.35	2.5	84.7	514.3	1647	732
0.9	2.70	1.80	3.0	60.9	399.0	1265	468
0.9	3.00	2.10	3.3	52.2	357.0	1125	375
0.9	3.15	2.25	3.5	49.0	341.3	1073	341
0.9	3.60	2.70	4.0	41.9	306.9	959	266
0.9	4.05	3.15	4.5	37.2	284.3	884	218
0.9	4.50	3.60	5.0	33.9	268.2	831	185

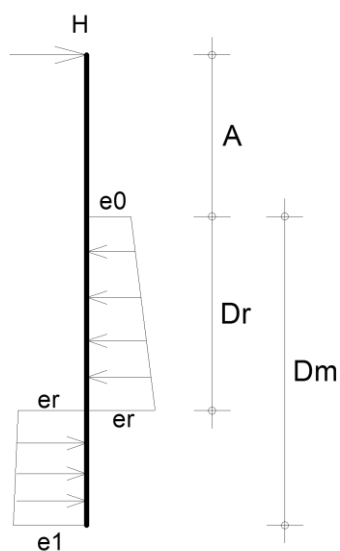
Потребно минимално растојање шипова је одређено из услова формирања носећих лукова у тлу, према Гинзбурговој формули (49). За улазне параметре: $\phi_{cp}=25^\circ$, $c_{cp}=14\text{kPa}$, $E_{OP}=250\text{ kN/m}$, $h_{cp}=5.50\text{m}$, $d=0.90$, $\alpha=20^\circ$ добија се критично унутрашње растојање шипова $b_{cr}=3.24$, односно потребно међуосовинско растојање $s_{cr}=4.1\text{m}$. *За даљи прорачун се усваја вриједност међурастојања шипова $s=3.0\text{m}$.* Према Гинзбургу овом међурастојању одговара бочна сила од 360 kN/m , док према Brinch Hansen-у и Ito-Matsui бочне отпорности износе 972kN/m односно 375 kN/m , респективно. Сличност резултата по методама Гинзбург и Ito-Matsui је, по мишљењу аутора овог рада, случајна јер су методе засноване на различитим претпоставкама, тј. на ефекту лучног дејства и истискивању пластификованог материјала кроз отвор, респективно. У односу на ове методе, вриједност бочне отпорности по Brinch Hansen-у је значајно већа јер су обухваћена два механизма лома која доприносе носивости: отпорност пасивне призме за мање дубине и носивост тракастог темеља, за веће дубине.

У циљу контроле усвојене дубине укопавања шипова у стабилни слој, потребно је одредити дозвољену бочну силу коју може да прихвати шип, тако да не буду прекорачени дозвољени притисци у тлу стабилног слоја. Параметри тла у стабилном слоју флиша коришћени за прорачун притисака по Brinch Hansen-у су: $\gamma=25\text{kN/m}^3$, $c=250\text{ kPa}$, $\phi=30^\circ$.

Парцијални коефицијенти сигурности су $F_{sc} = F_{s\phi} = 2.00$ па су мобилисане вриједности параметара смичуће отпорности:

$$c_m = \frac{c}{F_{sc}} = \frac{250}{2.00} = 125\text{kPa}, \quad \phi_m = \arctan\left(\frac{\tan 30^\circ}{2}\right) = 16^\circ \quad (66)$$

Прорачун је спроведен према шеми приказаној на слици 61а (ознаке према Brinch Hansen, 1961), уз претпоставку мобилизације дозвољених притисака дуж читаве дужине шипа у стабилном слоју. Усвајајући даље да резултанта притисака H дјелује на трећини висине нестабилног слоја ($A=1/3 \times 5.5=1.83\text{m}$), притисци у стабилном слоју су прорачунати табеларно уз помоћ програма Excel. На слици 61б је приказан примјер прорачуна за дубину укопавања шипа у стабилни слој $D_m=3.5\text{m}$.



(a)

D	γ	q	B	D/B	Kq	Kc	e [kPa]
5.5	21	116	0.9	6.111	2.85	15	2175
6.24	21	131	0.9	6.932	2.92	15	2273
6.98	21	147	0.9	7.753	2.98	15	2364
7.72	21	162	0.9	8.573	3.04	16	2450
7.72	21	162	0.9	8.573	3.04	16	2450
8.14	21	171	0.9	9.049	3.06	16	2498
8.57	21	180	0.9	9.524	3.09	16	2545
9	21	189	0.9	10.000	3.12	16	2591

$$A=1.83\text{m} \quad e_0=2175 \text{ kPa}$$

$$D_m=3.5\text{m} \quad e_r=2450 \text{ kPa}$$

$$D_r=2.216 \quad e_1=2591 \text{ kPa}$$

(б)

Слика 61 а) Шема за прорачун дозвољене бочне силе на шип

б) Прорачун дозвољених напона у стабилном слоју по Brinch-Hansen-у за $D_m=3.5\text{m}$

Дубина центра ротације D_r је добијена пробањем тако да се приближно задовољи услов да је сума момената резултанте дијаграма реактивног притиска у нападној тачки силе H једнака нули. Затим се из услова равнотеже хоризонталних сила добија дозвољена бочна сила на шип. На примјер, за дубину укопавања у стабилни слој $D_m=3.5\text{m}$, са линеарном апроксимацијом дијаграма притисака добија се:

$$\begin{aligned} \Sigma M &= 2175 \times 2.216 \times (1.83 + 2.216/2) + 1/2 \times (2450 - 2175) \times 2.216 \times (1.83 + 2/3 \times 2.216) - \\ &- 2450 \times 1.284 \times (1.83 + 2.216 + 1.284/2) - 1/2 \times (2591 - 2450) \times 1.284 \times (1.83 + 2.216 + 2/3 \times 1.284) = \\ &= 14160.5 + 1007.7 - 14747.5 - 443.74 = -23.20 \text{ kNm} \end{aligned} \quad (67)$$

Из услова равнотеже хоризонталних сила се добија дозвољена бочна сила на шип :

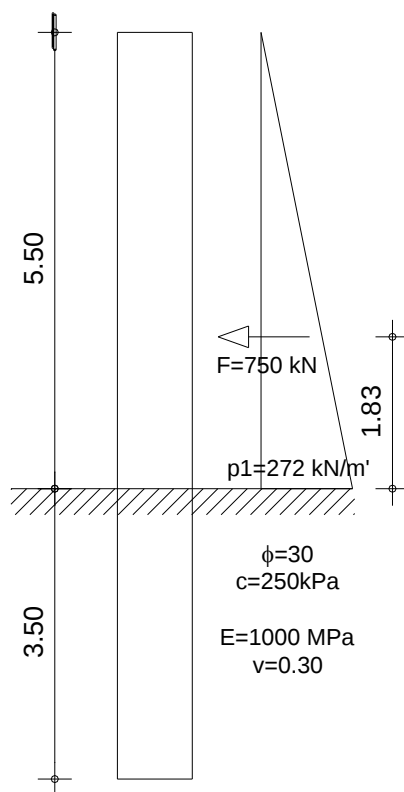
$$H = 1/2 \times (2450 + 2175) \times 2.216 \times 0.90 - 1/2 \times (2591 + 2450) \times 1.284 \times 0.90 = 1699.4 \text{ kN} \quad (68)$$

Одговарајућа бочна отпорност по јединици дужине клизишта је $E_{sp}=1717/3=572 \text{ kN/m}$. На сличан начин је бочна отпорност срачуната за различите вриједности дубине укопавања, при чему су резултати сумирани у табели 4.

Табела 4

D_m [m]	D_r [m]	ΔM [kNm]	H [kN]	H/s [kN/m]
1.0	0.560	0.01	213	71
1.5	0.870	-15	429	143
2.0	1.195	8.25	701	234
2.5	1.530	9.96	1014	338
3.0	1.869	-15.72	1343	448
3.5	2.216	-0.88	1702	567
4.0	2.566	7.16	2084	695

Прорачунска шема коришћења за димензионисање шипова је приказана на слици 62. Шип се рачуна као активни шип, оптерећен бочном силом потребном за постизање фактора сигурности клизишта од 1.20, тј. $F = E_{OP} \times s = 250 \times 3 = 750 \text{ kN}$. Ова сила је нанесена облику троугаоног расподијељеног оптерећења на дијелу шипа у нестабилном слоју тла. Дубина укопавања шипа у стабилну подлогу флиша је 3.50м. Коришћена је метода коначних елемената тј. програм SAP 2000 при чему је материјал стабилног слоја моделиран еластичним опругама - Винклеров модел (слика 63а) .



Слика 62 Шема за прорачун шипа

Коефицијент реакције тла је добијен коришћењем Весићевог израза (9а). За $E_s = 1000 \text{ MPa}$, $\nu_s = 0.30$, $d = 0.90 \text{ m}$, $E_p = 30 \text{ GPa}$, $I_p = 0.0322 \text{ m}^4$ добија се:

$$k_s = \frac{0.65}{0.90} \sqrt[12]{\frac{1000 \times 0.9^4}{30000 \times 0.0322}} \times \frac{1000000}{1 - 0.30^2} = 778867 \text{ kN/m}^3 \quad (69)$$

Крутост опруга се добија као:

$$k = k_s \times d \times l \quad (70)$$

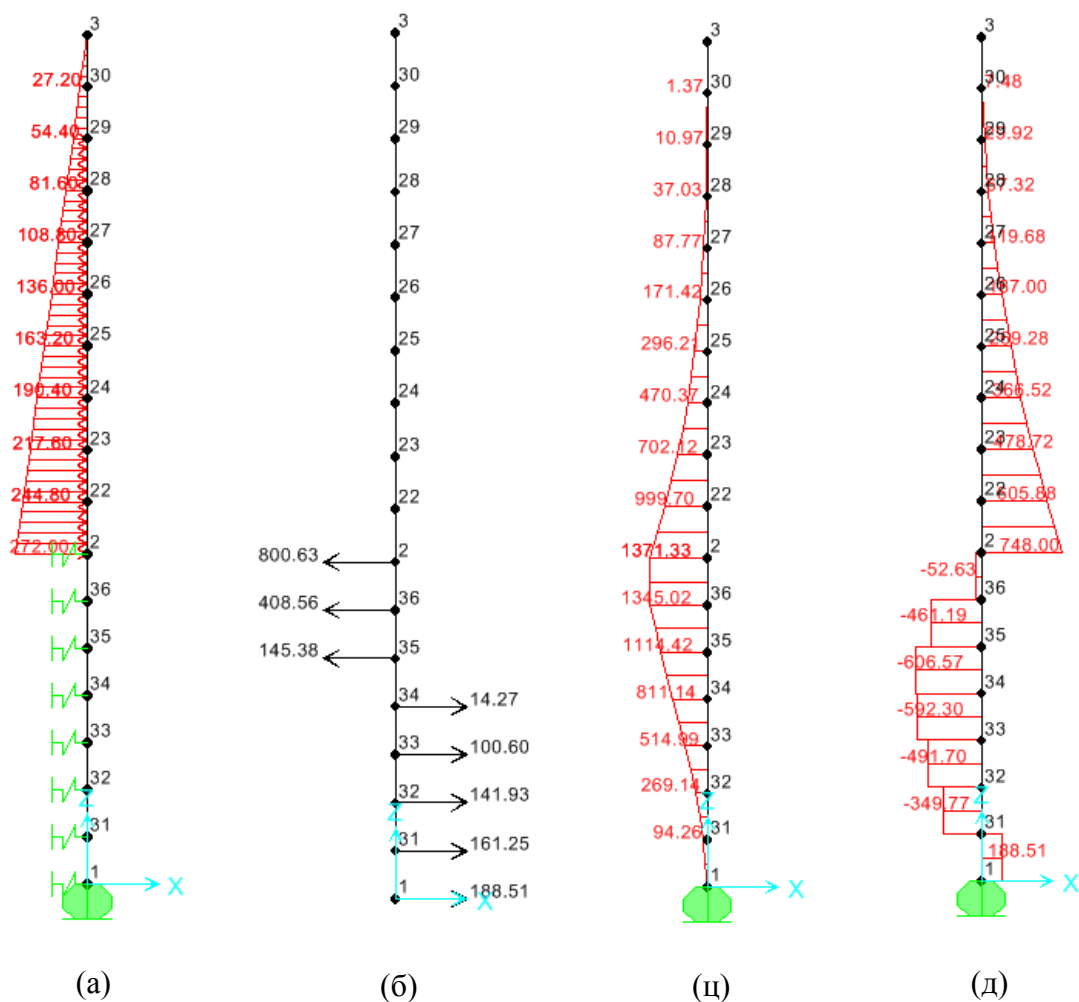
гдје су d – пречник шипа

l – растојање између опруга

За $l = 0.50 \text{ m}$ добија се $k = 778867 \times 0.90 \times 0.50 = 350490 \text{ kN/m'}$.

Резултати МКЕ анализе показују да је максимални напон у тлу у чвору 2 (слика 63б). Реакција у чвору 2 је 800.63 kN па је одговарајући напон $p_2 = 800.63 / (0.50 \times$

0.90)=1779 kPa мањи од дозвољеног напона $\sigma_2=2175$ kPa. Дијаграми момената савијања и смичућих сила у шипу су приказани на сликама 63ц и 63д. Максимални момент савијања је 1371 kNm, док је максимална смичућа сила на контакту стабилног и нестабилног слоја и износи 748kN. Помјерање врха шипа је 2.54cm.



Слика 63 а) Модел у програму SAP 2000; б) Реакције опруга;
 ц) Дијаграм момената савијања; д) дијаграм смичућих сила у шипу