

## Poglavlje 10

# STABILNOST KOSINA

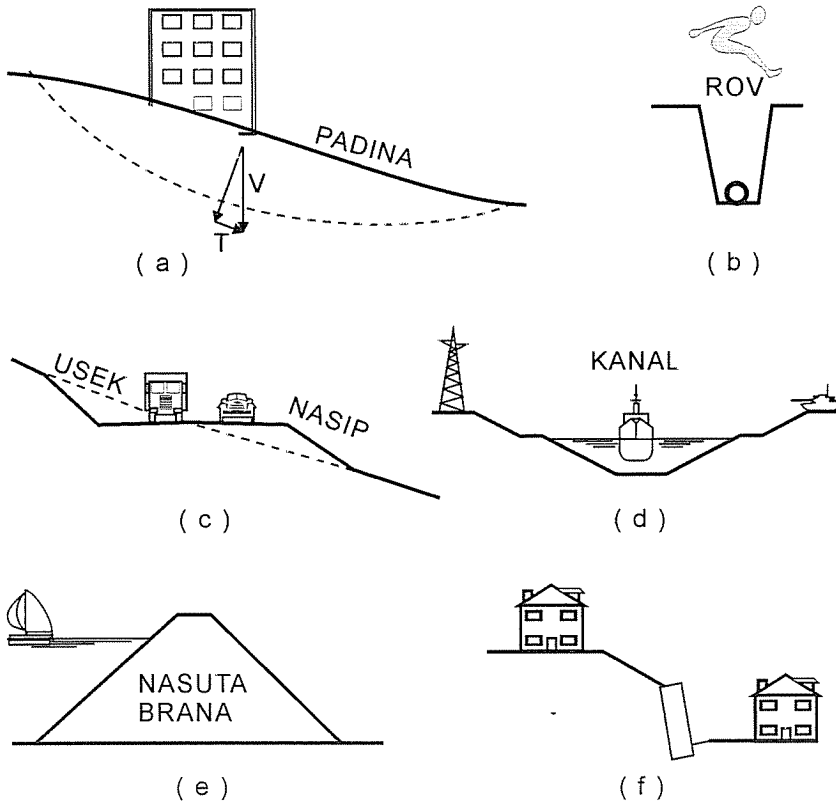
### 10.1 UVOD

Kada površina tla nije horizontalna pojavljuje se komponenta sile gravitacije koja ima tendenciju da pomeri masu tla naniže, kao što je to ilustrovano planom tla na Slici 10.1-a. Ako se duž potencijalne klizne površi pojave naponi smicanja koji su jednaki smičućoj čvrstoći, može doći do smičućeg loma tla i do velikih pomeranja mase tla iznad klizne površi, odnosno do rušenja kosine. Glavni razlozi za moguće pojave nestabilnosti ili nedovoljne sigurnosti kosina mogu se svesti na jedan ili nekoliko od sledećih uzroka:

- Konture zemljanih masa su suviše strme u odnosu na karakteristike materijala koji je sačinjavaju ili je materijal nedovoljne čvrstoće te ne može da se održi u ravnoteži pri postojećoj ili predviđenoj geometriji preseka.
- Porni pritisci su veliki, što ima odlučujući uticaj na stabilnost mase tla.
- Na masu tla su delovali, ili će delovati, neki nepovoljni spoljni uticaji, kao na primer, velika spoljna (saobraćajna) opterećenja, seizmičke inercijalne sile ili opterećenja okolnih objekata.

Problematični uslovi stabilnosti kosina prirodnih padina mogu imati izuzetan uticaj na uslove građenja objekata svih vrsta (Slika 10.1). Problem nestabilnosti kosina tla i stena se pojavljuje pri građenju na prirodnim, prethodno stabilnim padinama, ili uslovno stabilnim padinama koje se nazivaju klizištima, u građenju puteva i železnica, kanala, hidrotehničkih nasipa, nasutih brana i iskopa za temelje različitih objekata. Praktične posledice rušenja kosina mogu biti veoma različite, od katastrofalnih, zbog gubitka ljudskih života, do materijalnih, veoma štetnih ukoliko ugrožavaju sigurnost i funkcionalnost građevinskih objekata, a ponekad mogu predstavljati samo manju neprijatnost koja se lako prevaziđe (slika 10.1-b).

Ima dosta sličnosti u analizi stabilnosti potpornih konstrukcija i analizi stabilnosti kosina, ali postoji i značajna razlika (Slika 8.1-a i 8.1-c). U određivanju pritisaka na potporne konstrukcije pretpostavlja se da je u punoj meri mobilisana smičuća čvrstoća zasipa iza zida, i dopunska otpornost, koja je potrebna za ukupnu stabilnost, postiže se potpornom konstrukcijom. U slučaju kosina, sva i ukupna otpornost se ostvaruje unutar same mase tla mobilisanjem ili samo jednog dela ili čak i sve ukupno raspoložive smičuće čvrstoće, slično kao u mehanizmu nosivosti plitkih temelja (Slika 8.1-b), sa razlikom da su spoljna opterećenja relativno mala prema masi tla čija spoljna kontura je u izvesnom nagibu u odnosu na horizontalu, tako da gravitacione zapreminske sile mase tla istovremeno predstavljaju i najveći deo opterećenja.



Slika 10.1. Kosine, iskopi i nasipi

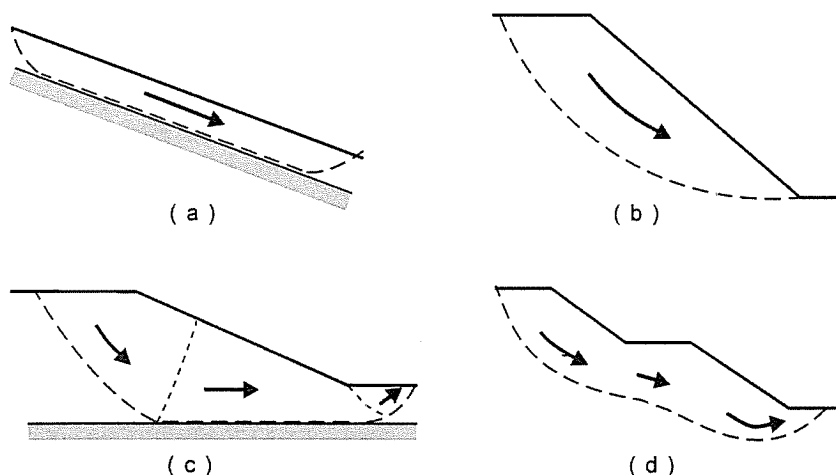
U ovom izlaganju se tretira grupa problema u kojoj se potencijalna nestabilnost može opisati kao klizanje po jednoj ili više kliznih površi, a masa tla se kreće kao celina ili kao niz od manjeg broja pojedinih blokova mase tla. Tako definisan zadatak se rešava primenom metoda granične ravnoteže. Oblici klizanja mase tla mogu se, prema obliku klizne površi koja deli pokretan od nepokretnog dela mase tla, grupisati u tri osnovne vrste prikazane na Slici 10.2.

1. *Ravne ili planarne klizne površi* (Slika 10.2-a) se pojavljuju najčešće ako se na nekoj manjoj dubini pojavljuje sloj manje čvrstoće, koji je paralelan sa površinom terena, ili po granicama između osnovne stene i zemljanog materijala iznad nje tako da je i mehanizam pomeranja jednostavna translacija.

2. *Kružno cilindrične klizne površi* (Slika 10.2-b) su karakteristične za kosine homogenog tla. Pomeranje mase tla ograničeno jednom sfernom školjkastom kliznom površi koja je u jednom vertikalnom preseku približno kružnog, a u drugom elipsoidnog oblika, sa relativno malim distorzijskim deformacijama unutar rotirajućeg kliznog tela.

3. *Složene klizne površi* se obično pojavljuju u nehomogenom tlu ili u homogenom pri izvesnoj, obično skokovitoj promeni nagiba terena (Slika 10.2-c i 10.2-d). Formira se

klizna površ ograničavajući klizno telo čija pomeranja u znatnoj meri odstupaju od mehanizma jednostavne translacije ili čiste rotacije kliznih masa. Na slici 10.2-c prikazano je klizno telo koje se sastoji od dva veća i jednog manjeg dela, tri klizna bloka. Centralni blok se pomera translatorno po približno horizontalnoj kliznoj ravni, drugi, aktivni blok u gornjem delu kosine trpi pretežno rotaciona pomeranja sa velikim i lokalizovanim distorzijskim deformacijama u kontaktu sa centralnim blokom, a treći, pasivni blok u nožičnom delu kosine se pomera koso na više. Moguća su i složena pomeranja predominantno translacione prirode, ali po kliznoj površi sa promenljivim i ne monotonim nagibom, pri čemu brzine i pravci pomeranja mogu biti takve prirode da se pojavljuju znatne deformacije unutar kliznog tela (Slika 10.2-c i d).



Slika 10.2. Vrste kliznih površi

Nestabilnosti zemljanih i stenskih masa mogu se pojavljivati u velikom broju razolikih oblika. Mogućnosti predviđanja ovih pojava, ocena mogućih brzina pomeranja i veličina područja koje će tome biti izložena u slučaju pojava nestabilnosti, nisu podložna jednoj jedinstvenoj i jednostavnoj metodologiji, niti samo jednoj tehničkoj disciplini. Ovde će se tretirati samo ona grupa problema koja spada u područje mehanike tla, a može se opisati kao klizanje po jednoj ili više kliznih površi. Masa tla se kreće kao celina, iako se može sastojati od nekoliko pojedinačnih masa tla u međusobnom kontaktu. Problemi nestabilnosti stenskih masa su podložni analizi po metodologiji koja je srodna principima mehanike tla. Drugi oblici rušenja tla, kao što su zemljane lavine, i tečenja, ne mogu se, pri sadašnjem stanju veštine, analizirati konvencionalnim postupcima mehanike tla. Jedina zaštita od ovih oblika nestabilnosti zemljanih masa se sastoji u identifikaciji problema, koji se dalje tretira praktičnim preventivnim merama.

Postoji veoma mnogo predloga raznih autora za klasifikaciju oblika nestabilnosti zemljanih masa, a ima mišljenja i da je kompletna klasifikacija nemoguća (Faure 1999). Identifikacija problema omogućava i nalaženje praktičnog rešenja u konkretno datim okolnostima, pri čemu je, u slučaju prirodnih ili već izvedenih kosina, potrebno

ustanoviti "aktivnost kosine" koja izražava veličinu i brzinu njenog pomeranja. Varnes (1958) daje sledeću klasifikaciju brzina klizanja kosina:

|                         |                                  |
|-------------------------|----------------------------------|
| Ekstremno sporo puzanje | do 6 cm/godišnje,                |
| Veoma sporo puzanje     | 6 do 150 cm/godišnje,            |
| Sporo klizanje          | 1.5 m/godišnje do 1.5 m/mesečno, |
| Srednje brzo klizanje   | 1.5 m/mesečno do 1.5 m/dan,      |
| Brzo klizanje           | 1.5 m/dan do 0.3 m/min,          |
| Veoma brzo              | 0.3 m/min do 3 m/sec,            |
| Ekstremno brzo          | preko 3 m/sec.                   |

Neka rušenja se događaju veoma brzo, u naizgled stabilnim kosinama, bez prethodno vidljivih znakova upozorenja, dok se u nekim drugim slučajevima, pojave nestabilnosti odvijaju veoma sporo i kroz nekoliko različitih faza. Oblici klizanja, odnosno stanja kosina, mogu se klasifikovati u nekoliko faza aktivnosti:

1. Stabilna kosina. Pomeranja se nisu događala u prošlosti, a nema ih ni sada.
2. Potencijalno nestabilna kosina. Pomeranja su se događala u prošlosti, a sada ih nema. Takvo "umireno" klizište u prirodnim okolnostima se može aktivirati nepromišljenom ljudskom aktivnošću. Nažalost, dešava se često.
3. Rana faza rušenja. Pojava puzanja, sa ili bez longitudinalnih zatežućih pukotina na površini terena. Brzina pomeranja se kreće između 5 mm i 1,5 m/god. Zajednička pojava za mnoge kosine koja može trajati godinama pa i vekovima.
4. Srednja faza rušenja. Progresivna pojava pukotina i lokalnih zarušavanja kod kružno-cilindričnih kliznih površi, blokovi se počinju odvajati kod planarnih klizanja, širina i dubina zatežućih pukotina se povećava. Brzine pomeranja rastu i do 5 cm/dan, dolazi do ubrzanja pomeranja, naročito za vreme i nakon padavina, a usporavaju se u toku suvih ili sušnih perioda. Na pomeranja mogu uticati eventualne poplave, ukoliko se padine nalaze pored vodenog toka, kao i pojava zemljotresa.
5. Delimično ili totalno rušenje. Veća masa tla ili deo nestabilne mase se pomerio u nov privremeni položaj, ostavljajući iza sebe ožiljak, škarpu.
6. Potpuno rušenje. Cela nestabilna masa se pomerila u novi konačni položaj krećući se brzinom od oko 1 m/min u slučaju rotacionog klizanja. Planarna klizanja stenskih masa mogu dostizati i brzine između 20 i 60 km/čas do strahovite brzine reda 300 km/čas. Ovako velike brzine su rezultat kretanja kliznog tela preko toplotom stvorenog "jastuka" od vodene pare koji eliminiše trenje.

Lavine ili tečenja tla se mogu razviti i iz gore opisanih oblika klizanja kosina ili se mogu pojaviti prvi, rani oblici, ali se totalni i konačni oblici rušenja često mogu dogoditi odjednom i bez prethodnog upozorenja. Osim gore opisanih oblika nestabilnosti prirodnih padina, koji se ponekad mogu događati izuzetno brzo, u našim uslovima se ređe pojavljuju tečenja sipkih nevezanih materijala pod dejstvom gravitacije, sa ili bez učešća podzemne vode, i pomeranja znatnih količina zemljanih materijala, koje nošene intenzivnom bujicom vode, mogu ugroziti saobraćajnicu ili naselje. Oblici bujicom nošenog zemljanog materijala bi se mogli analizirati primenom metodologije mehanike fluida, a ovde se ne razmatraju.

## 10.2 METODE PRORAČUNA STABILNOSTI KOSINA

Problem analize stabilnosti zemljanih masa se svodi na određivanje odnosa između raspoložive smičuće čvrstoće i prosečnog smičućeg napona ili mobilisane čvrstoće, koja je potrebna da hipotetičko klizno telo održi u ravnoteži. Taj indeks relativne stabilnosti, koji je na konzistentan način prvi opisao Bishop (1955), naziva se "*faktor sigurnosti*", i definiše se kao:

$$F_s = \frac{\tau_f}{\tau_m} \quad (10.1)$$

gde je:  $\tau_f$  smičuća čvrstoća tla,

$\tau_m$  prosečna veličina smičućih napona na kliznoj površi potrebna da održi hipotetično klizno telo u ravnoteži, ili mobilisana smičuća čvrstoća:

$$\tau_m = \frac{\tau_f}{F_s} \quad (10.2)$$

Ovde se u izrazu (10.1) pojavljuje veličina smičuće čvrstoće tla  $\tau_f$ , kao fundamentalna inženjerska osobina materijala, (u brojitelju), uz problem određivanja smičućih napona  $\tau_m$ , koji deluju u masi ili po konturama mase tla u okvirima mehanizma hipotetičke nestabilnosti, (u imenitelju), da bi se odredila nepoznata veličina faktora sigurnosti  $F_s$ . Opterećenje mase tla se sastoji od sopstvene težine mase tla (uvek), pornih pritisaka (često), spoljnih opterećenja (stalnih ili povremenih) i inercijalnih sila zemljotresa (slučajno ili povremeno). Nabrojana opterećenja treba da su u ravnoteži sa normalnim i smičućim naponima po svakoj kliznoj površi koja bi mogla ograničavati potencijalni mehanizam loma. U inženjerskim metodama granične ravnoteže u mehanici tla podrazumeva se da je faktor sigurnosti  $F_s$  definisan izrazom (10.1) konstantna veličina duž klizne površi. Pri tome je neophodno unapred definisati moguće mehanizme hipotetičkog loma i odrediti klizno telo ograničeno kliznom površi, za koje se dobija merodavna minimalna vrednost faktora sigurnosti  $F_s$ , koja za najnižu, fizički prihvatljivu granicu, ima vrednost od 1.0. Iako je problem trodimenzionalan, ovde će se razmatrati samo ravni problemi granične ravnoteže.

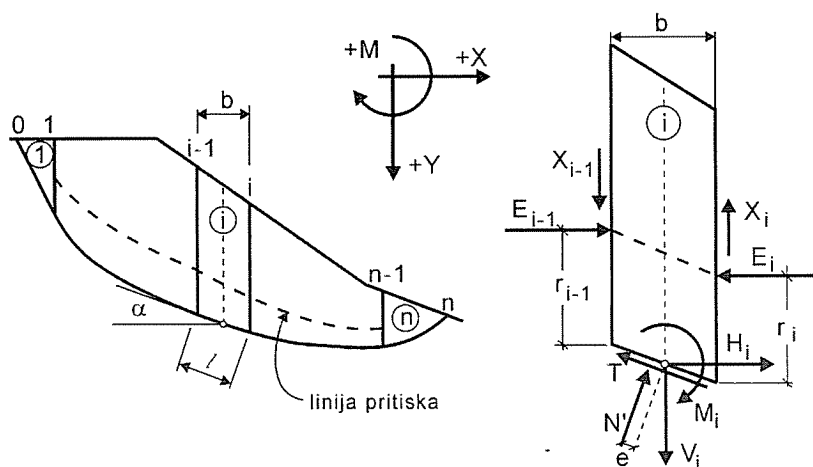
U načelu, sve metode usmerene na određivanje faktora sigurnosti kosina mogu se, sasvim uslovno, podeliti na tačne i približne. *Tačne metode* su one koje zadovoljavaju sve uslove ravnoteže uvođenjem različitih pretpostavki bez zanemarivanja pojedinih komponenti spoljnih i unutarnjih sila. *Približne metode* su one koje ili zanemaruju pojedine sile i/ili ignorišu neke uslove ravnoteže.

Od postojećih metoda granične ravnoteže u ravni, one koje koriste podelu hipotetičkog kliznog tela iznad klizne površi na lamele su najpogodnije za računarsko programiranje i rešavanje opšteg problema stabilnosti. Izdvojena lamela sa silama koje na nju deluju prikazana je na Slici 10.3. Presek kliznog tela se vertikalnim presecima podeli na  $n$  lamela, tako da broj međulamelnih preseka iznosi  $n-1$ . Pri tome se pretpostavlja da su na krajevima kliznog tela, tj. u presecima 0 i  $n$  presečne sile jednake nuli. Ukoliko smičuća čvrstoća zavisi od normalnog napona, raspored unutarnjih sila je od primarne važnosti za određivanje veličina normalnih napona po kliznoj površi od

koje zavisi čvrstoća tla u osnovi svake lamele. Imajući u vidu izraz (10.2) i pretpostavljajući da se rezultante sile koje deluju na osnovu jedne lamele, koja sadrži pripadajući deo klizne površi dužine  $l$  brojno jednaka površini, za jediničnu dužinu kliznog tela merenog upravno na posmatranu ravan, može se uspostaviti veza:

$$T = \frac{S}{F_s} \quad (10.3)$$

gde je  $S$  sila raspoloživog smičućeg otpora tla u osnovi lamele.



Slika 10.3. Sile na karakterističnoj lameli

Pretpostavljajući linearnu vezu između smičuće čvrstoće i efektivnog normalnog napona, izraz (10.3) se može napisati i u obliku:

$$T = \frac{N' \tan \phi' + c'l}{F_s} \quad (10.4)$$

tako da je faktor sigurnosti

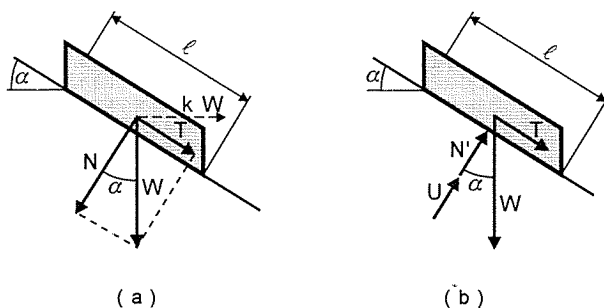
$$F_s = \frac{N' \tan \phi' + c'l}{T} \quad (10.5)$$

Sile koje deluju na pojedinačnu lamelu izdvojenu iz kliznog tela proizvoljnog oblika i veličine koje definišu njihove položaje a figurišu u uslovima ravnoteže su:

| Nepoznate veličine:                                 | broj  |
|-----------------------------------------------------|-------|
| $N'$ normalne efektivne sile u osnovi svake lamele  | $n$   |
| $T$ smičuće sile u osnovi lamele                    | $n$   |
| $r$ položaji normalnih komponenti međulamelnih sila | $n-1$ |
| $E$ veličine normalnih komponenti međulamelne sile  | $n-1$ |
| $X$ veličine smičućih komponenti međulamelnih sila  | $n-1$ |
| $e$ ekscentriciteti normalnih sila u osnovi lamele  | $n$   |

Ukupno nepoznatih  $6n-3$

Za rešenje problema na raspolaganju su tri uslova ravnoteže za svaku lamelu, jer zbir horizontalnih sila, zbir vertikalnih sila i zbir momenata moraju biti jednaki nuli, i uslov o mobilisanoj čvrstoći, iz kojeg je dobijena veza (10.4) između smičuće i normalne sile u osnovi lamele, što daje ukupno svega  $4n$  jednačina i jednu novu nepoznatu  $F_s$ , prema izrazu (10.5). Pošto je, u opštem slučaju za svako  $n > 1$ , broj uslovnih jednačina manji od broja nepoznatih,  $(6n - 3 + 1) = (6n - 2) > 4$  problem je statički neodređen. Da bi zadatak bio rešiv, moraju se uvesti dopunske pretpostavke, tako da se dobijaju približna rešenja, a samo su za neke specijalne, jednostavnije slučajeve, takve pretpostavke nepotrebne. Tako, na primer, ukoliko bi se klizno telo sastojalo samo od jedne lamele, broj nepoznatih je jednak broju uslovnih jednačina, tako da se veličina faktora sigurnosti može izračunati bez dopunskih pretpostavki iz uslova ravnoteže jedne lamele, tj. bloka na kosoj ravni (Slika 10.4).



Slika 10.4. Blok na kosoj ravni

**BLOK NA KOSOJ RAVNI.** Na kontaktu bloka težine  $W$  i kose ravni, pretpostavljajući najjednostavniji slučaj da ne postoji ni kohezija ni porni pritisak, (Slika 10.4-a), već samo trenje opisano uglom  $\phi$ , maksimalni smičući otpor je  $S = N \tan \phi$ . Normalna sila je  $N = W \cos \alpha$ , a sila smicanja je  $T = W \sin \alpha$ . Na osnovu izraza (10.5) faktor sigurnosti je jednostavno:

$$F_s = \frac{S}{T} = \frac{N \tan \phi}{W \sin \alpha} = \frac{\tan \phi}{\tan \alpha} \quad (10.6)$$

Ako se, međutim, razmotri opštiji slučaj, (Slika 10.4-b), kada na kontaktu između bloka i kose ravni deluje porni pritisak  $u$ , čija je rezultanta  $U = ul$ , a smičući otpor sadrži i komponentu kohezije  $c'l$ , efektivna normalna sila na kontaktu je:

$$N' = N - U = W \cos \alpha - ul \quad (10.7)$$

a raspoloživi smičući otpor:

$$S = (W \cos \alpha - ul) \tan \phi' + c'l \quad (10.8)$$

tako da izraz za faktor sigurnosti ima oblik:

$$F_s = \frac{(W \cos \alpha - ul) \tan \phi' + c'l}{W \sin \alpha} \quad (10.9)$$

Izrazi (10.6) i (10.9) se lako mogu proširiti unošenjem spoljnih opterećenja i njihovim rastavljanjem na komponente, tako da se komponenta upravna na kosu ravan dodaje sili  $N'$ , a paralelna sa njom se sabere sa  $T$ . Na primer, ako na blok prikazan na Slici 10.4-a deluje horizontalna inercijalna sila zemljotresa veličine  $k_x W$ , sile na kontaktu su:

$$N = W \cos \alpha - k_x W \sin \alpha \quad (10.10)$$

$$T = W \sin \alpha + k_x W \cos \alpha \quad (10.11)$$

tako da se za faktor sigurnosti, nakon zamene u (10.5) i sređivanja dobija:

$$F_s = \frac{1 - k_x \tan \alpha}{\tan \alpha + k_x} \tan \phi \quad (10.12)$$

S obzirom da je najmanja granična veličina faktora sigurnosti  $F_s = 1$ , pri kojoj bi blok počeo da se pomera, ili bio na granici da se pomeri, u ovakvim uslovima se može odrediti veličina horizontalnog kritičnog ubrzanja  $k_c$ . Izjednačavanjem desne strane gornjeg izraza sa 1 i rešavanjem po  $k_x = k_c$  dobija se izraz za kritično horizontalno ubrzanje bloka na kosoj ravni u obliku:

$$k_c = \frac{\tan \phi - \tan \alpha}{1 + \tan \phi \tan \alpha} \quad (10.13)$$

Ako na blok na kosoj ravni deluje horizontalno ubrzanje veće od kritičnog, doći će do pomeranja bloka niz kosu ravan. Veličina pomeranja će zavisiti od veličine prekoračenja ubrzanja, oblika pulsa ubrzanja i njegovog trajanja.

Iako opis mase nestabilnog dela kosine tla blokom na kosoj kliznoj ravni, na prvi pogled, ne predstavlja dobru aproksimaciju opšteg slučaja koji podrazumeva zakrivljene klizne površi, kasnije će se pokazati da se i klizno telo, ograničeno proizvoljnom kliznom površi, može aproksimativno preslikati na ekvivalentni blok na kosoj ravni. Osim toga, rešenja za planarne klizne površi direktno slede iz takve aproksimacije.

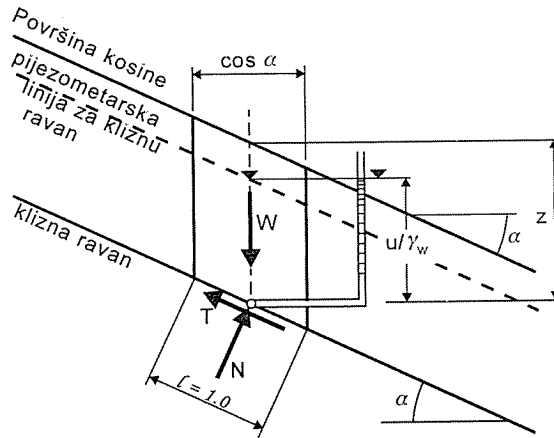
### 10.3 PLANARNE KLIZNE POVRŠI

Planarne ili ravne klizne površi, (Slika 10.2-a i Slika 10.5), koje su relativno plitke u odnosu na dužinu kliznog tela i paralelne ravnoj nagnutoj površini terena, mogu se tretirati kao klizna tela beskonačne dužine, tako da se uticaji na krajevima zanemare. Obe komponente međulamelnih sila u vertikalnim preseccima su konstantne duž kliznog tela, tako da je razlika odgovarajućih komponenti za svaku lamelu jednaka nuli, te se njihove veličine ne pojavljuju u uslovima ravnoteže vertikalne lamele. Ova činjenica svodi problem uslova ravnoteže na relativno jednostavan ranije rešen zadatak uslova ravnoteže sila koje deluju na blok koji se nalazi na kosoj ravni.

Ako se posmatra lamela prikazana na Slici 10.5, čija je dužina merena u pravcu klizne površi jednaka jedinici, tako da je njena širina  $\cos \alpha$ , a  $W = \gamma z \cos \alpha$  je težina lamele. Totalna normalna sila u osnovi lamele za jediničnu površinu klizne površi je:

$$N = \sigma_n = W \cos \alpha = \gamma z \cos^2 \alpha \quad (10.14)$$





Slika 10.5. Planarna klizna površ

Maksimalna raspoloživa sila smičućeg otpora u osnovi lamele jednaka je smičućoj čvrstoći duž klizne površi:

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u) \tan \phi' = c' + (\gamma z \cos^2 \alpha - u) \tan \phi' \quad (10.15)$$

Smičuća sila u osnovi lamele potrebna da održi lamelu u ravnoteži, koja je jednaka mobilisanoj smičućoj čvrstoći duž klizne površi, je:

$$\tau_m = W \sin \alpha = \gamma z \sin \alpha \cos \alpha \quad (10.16)$$

Unošenjem izraza (10.15) i (10.16) u izraz (10.1) dobija se izraz za faktor sigurnosti za beskonačno dugu kosinu:

$$F_s = \frac{c' + (\gamma z \cos^2 \alpha - u) \tan \phi'}{\gamma z \sin \alpha \cos \alpha} \quad (10.17)$$

Iz ove veze, koja predstavlja opšte rešenje za planarnu kliznu površ, može se izvesti izraz za  $F_s$  za nekoliko specijalnih slučajeva. Kada je kohezija  $c' = 0$  ili je odnos  $c'/(\gamma z)$  zanemarljiva veličina, i filtracija podzemne vode je paralelna kosini i kliznoj površi, prema Slici 10.6-a, veličina pornog pritiska je

$$u = m z \gamma_w \cos^2 \alpha \quad (10.18)$$

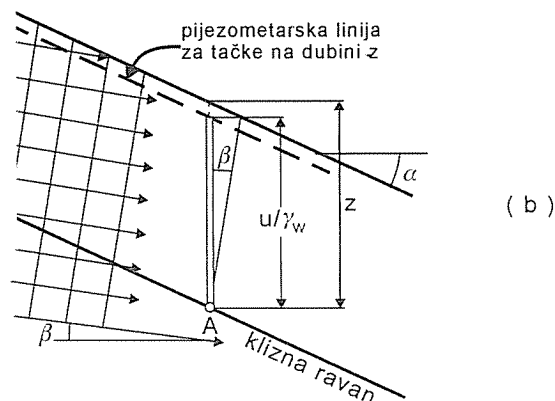
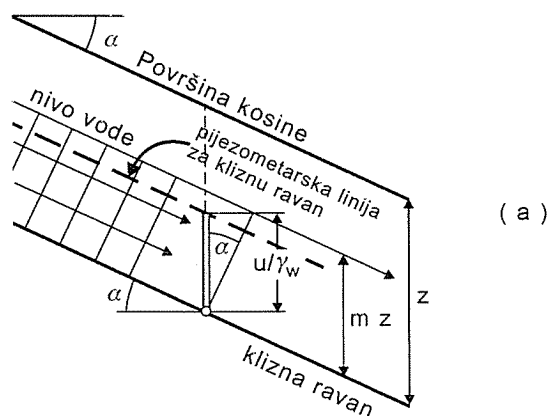
što zamenom u izraz (10.17) daje:

$$F_s = \left( 1 - m \frac{\gamma_w}{\gamma_z} \right) \frac{\tan \phi'}{\tan \alpha} \quad (10.19)$$

U izrazu (10.19) je, radi jednostavnosti, zanemarena eventualna razlika između jediničnih težina tla iznad i ispod nivoa vode. U slučaju sitnozrnih materijala, takva razlika je zanemarljiva, jer se materijal zasiti vodom i iznad nultog pijeziometarskog nivoa kapilarnim penjanjem. Ukoliko se nivo vode poklapa sa površinom kosine, a

filtracija je i dalje paralelna sa površinom kosine, u gornjem izrazu je  $m = 1$ , tako da izraz za faktor sigurnosti postaje:

$$F_s = \left(1 - \frac{\gamma_w}{\gamma_z}\right) \frac{\tan \phi'}{\tan \alpha} = \frac{\gamma'}{\gamma_z} \frac{\tan \phi'}{\tan \alpha} \quad (10.20)$$



Slika 10.6. Planarna klizna površ, paralelna filtracija

Ukoliko je filtracija vode takva da se strujnice pojavljuju na površini kosine, kao što je to pokazano na Slici 10.6-b, može se veličina pornog pritiska izraziti koristeći veličinu ugla  $\beta$  koji zaklapa strujnica sa horizontalom. Pretpostavljajući lokalnu kvadratnu strujnu mrežu, kakva je u slučaju izotropnog tla, ekvipotencijala zaklapa isti ugao  $\beta$  sa vertikalom, tako da se lako može pokazati da je veličina pornog pritiska linearna funkcija dubine tačke merene od površine kosine data izrazom:

$$u = \gamma_w z \frac{\cos \alpha \cos \beta}{\cos(\alpha - \beta)} \quad (10.21)$$

Ponekad je pogodno definisati *koeficijent pornog pritiska*  $r_u$  kao odnos između veličine pornog pritiska i težine stuba tla nad jedinicom horizontalne površine u okolini posmatrane tačke u obliku

$$r_u = \frac{u}{\gamma z} = \frac{u b}{W} \quad (10.22)$$

tako da se izraz za  $F_S$ , (10.17), uz pretpostavku da je  $c' = 0$ , može napisati u nešto jednostavnijem obliku:

$$F_S = \left( 1 - \frac{r_u}{\cos^2 \alpha} \right) \frac{\tan \phi'}{\tan \alpha} \quad (10.23)$$

Gornji izraz ukazuje na linearnu zavisnost između koeficijenta pornog pritiska i faktora sigurnosti. Ako je porni pritisak jednak nuli, tj.  $r_u = 0$ , izraz za faktor sigurnosti postaje identičan izrazu (10.6) za blok na kosoj ravni. Ako se u definiciju koeficijenta pornog pritiska (10.22) unese veličina pornog pritiska u funkciji pravca filtracije u području površine kosine prema izrazu (10.21), dobija se:

$$r_u = \frac{\gamma_w \cos \alpha \cos \beta}{\gamma_z \cos(\alpha - \beta)} \quad (10.24)$$

što se, u opštem slučaju, može uneti u izraz (10.23).

U specijalnom slučaju, kada je pravac filtracije iz zaleđa površine kosine horizontalan, tada je:

$$r_u = \frac{\gamma_w}{\gamma_z} \quad (10.25)$$

te je faktor sigurnosti kosine od nevezanog tla:

$$F_S = \left( 1 - \frac{\gamma_w}{\gamma_z} \frac{1}{\cos^2 \alpha} \right) \frac{\tan \phi'}{\tan \alpha} \quad (10.26)$$

Na osnovu gornjeg izraza, kao i izraza (10.20), za tipičnu vrednost odnosa jedinične težine vode i jedinične težine tla  $\gamma_w/\gamma_z$  sledi da kosina izložena filtraciji vode ima oko dva puta manji faktor sigurnosti nego kosina bez pritiska porne vode. To znači i da kosina u kojoj nema pornih pritisaka ima granični nagib  $\alpha = \phi'$ , a ukoliko postoji filtracija prema Slici 10.6-b, granični nagib je  $\alpha \approx \phi'/2$ .

Gore navedeni izrazi (10.17), (10.19), (10.20) i (10.23), iako sasvim jednostavni, imaju relativno visoku tačnost, ukoliko su ispunjeni uslovi za koje su izvedeni, te ih treba upotrebljavati za plitka klizna tela, plitka translaciona klizišta i za uslove lokalne stabilnosti granularnih i nevezanih kosina. Treba uočiti, na primer, da prema izrazima (10.19), (10.21) i (10.23) faktor sigurnosti ne zavisi ni od dubine klizne površi, niti od visine kosine, odnosno od veličine normalnog napona, jer je pretpostavljeno da ugao smičuće otpornosti za efektivne napone ne zavisi od veličine napona.

U slučaju da se koristi nelinearni kriterij loma, prvo se odredi efektivni normalni napon na kliznoj površi čija je veličina:

$$\sigma'_n = \gamma z \cos^2 \alpha - u = \gamma z (\cos^2 \alpha - r_u) \quad (10.27)$$

a zatim se izračuna veličina  $\phi'$  za taj efektivni normalni napon, koja se kao konstantna veličina može direktno koristiti u gore navedenim izrazima. Za hiperbolički kriterij loma (5.43) i  $c' = 0$ , opšti izraz za planarnu kliznu površ (10.17) ima oblik:

$$F_s = \frac{\gamma z \cos^2 \alpha - u}{\gamma z \sin \alpha \cos \alpha} \tan \left( \phi'_B + \frac{\Delta \phi'}{1 + (\gamma z \cos^2 \alpha) / p_N} \right) \quad (10.28)$$

Ako se u gornji izraz unese koeficijent pornog pritiska  $r_u$ , izraz sada postaje:

$$F_s = \frac{1 - r_u / \cos^2 \alpha}{\tan \alpha} \tan \left( \phi'_B + \frac{\Delta \phi'}{1 + \gamma z (\cos^2 \alpha - r_u) / p_N} \right) \quad (10.29)$$

Gornji izraz ukazuje da za konstantne veličine koeficijenta pornog pritiska faktor sigurnosti opada sa dubinom klizne površi  $z$ . Ako se pretpostavi da za kosine male visine proizvod  $\gamma z$  teži nuli, a da za veoma visoke kosine teži beskonačnosti, granične vrednosti faktora sigurnosti se nalaze u granicama:

$$R_\alpha \tan \phi'_B < F_s < R_\alpha \tan (\phi'_B + \Delta \phi') \quad (10.30)$$

gde je  $R_\alpha = (\cos^2 \alpha - r_u) / (\sin \alpha \cos \alpha) > 0$ , što sadrži i uslov o maksimalnoj fizički mogućoj veličini koeficijenta pornog pritiska  $r_u < \cos^2 \alpha$ , očigledan u izrazu (10.27).

U posebnom slučaju, ukoliko je  $r_u = 0$ , faktor sigurnosti kosine sa nagibom  $\alpha$  može se kretati u granicama:

$$\frac{\tan \phi'_B}{\tan \alpha} < F_s < \frac{\tan (\phi'_B + \Delta \phi')}{\tan \alpha} \quad (10.31)$$

## 10.4 KRUŽNO-CILINDRIČNE KLIZNE POVRŠI

Kružno-cilindrične klizne površi (Slika 10.2-b) kosina sa nehomogenim ili homogenim tlom u razmatranom preseku analiziraju se, u načelu, metodama lamela prema Slici 10.7. Presek kružno-cilindrične klizne površi se vertikalnim presecima izdela na lamele širine  $b$ , tako da je dužina osnove lamele  $l$ . Pretpostavlja se da su lamele dovoljno uske, tako da se luk osnove lamele zamenjuje tetivom. Za svaku lamelu se spoljni uticaji zamene odgovarajućim silama.

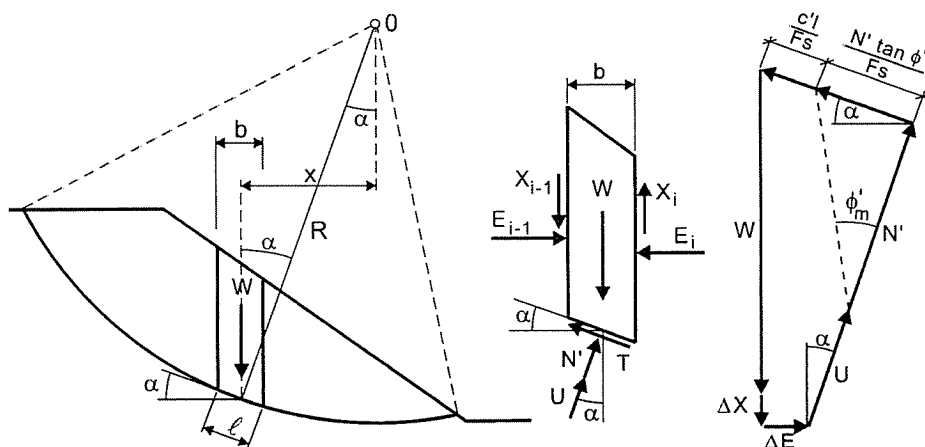
Mobilisana smičuća čvrstoća je ukupna raspoloživa smičuća čvrstoća podeljena sa faktorom sigurnosti, odnosno:

$$\tau_m = \frac{\tau_f}{F_s} = \frac{1}{F_s} \left[ c' + (\sigma'_n - u) \tan \phi' \right] \quad (10.32)$$

Smičuća sila u osnovi lamele je:

$$T = \tau_m l = \frac{1}{F_s} \left[ c' l + (N - u l) \tan \phi' \right] \quad (10.33)$$

gde je  $N$  totalna normalna sila koja deluje na osnovu lamele.



Slika 10.7. Kružno-cilindrična klizna površ, efektivni naponi

Uslov ravnoteže sume momenata po lamelama za centar kruga  $O$ , uz izostavljanje indeksa radi kraćeg pisanja, može se izraziti u obliku:

$$\sum W x = \sum T R = \frac{R}{F_s} \sum [c' l + (N - u l) \tan \phi'] \quad (10.34)$$

tako da se za faktor sigurnosti dobija:

$$F_s = \frac{R \sum [c' l + (N - u l) \tan \phi']}{\sum W x} \quad (10.35)$$

U prethodnom izrazu figuriše nepoznata veličina totalne normalne sile  $N$  u osnovi lamele. Plan sila koje deluju na jednu lamelu prikazan je na Slici 10.7, desno. Iz projekcija sila na pravac upravan na kliznu površ dobija se:

$$N = (W + X_{i-1} - X_i) \cos \alpha - (E_{i-1} - E_i) \sin \alpha \quad (10.36)$$

Uvode se pretpostavke da je:  $\Delta X = X_{i-1} - X_i = 0$

i da je:  $\Delta E = E_{i-1} - E_i = 0$

što je ekvivalentno potpunom zanemarivanju međulamelnih sila, tako da je totalna normalna sila u osnovi lamele  $N = W \cos \alpha$ . Zamenom ove veličine u izraz (10.35), a imajući u vidu da je  $x = R \sin \alpha$ , dobija se izraz za faktor sigurnosti:

$$F_s = \frac{\sum [c' l + (W \cos \alpha - u l) \tan \phi']}{\sum W \sin \alpha} \quad (10.37)$$

Navedeni postupak izvođenja i izraz za  $F_s$  naziva se *metodom Fellenius-a*, koja se kod nas često pominje i kao "Švedska metoda" i zasniva se na zanemarivanju obe komponente međulamelnih sila. U frikcionim sistemima, kod kojih postoje i znatnije veličine pornih pritisaka, primenom (10.37) dobijaju se konzervativni rezultati, sa faktorima sigurnosti znatno manjim od onih koji bi se dobili tačnijim postupcima. Razlika je

reda veličine desetine procenata, pri čemu je greška veća ukoliko klizni krugovi imaju veći centralni ugao i veće porne pritiske. Greška može biti i preko 50%. Ova metoda, inače veoma intenzivno primenjivana do šezdesetih godina, sada se relativno retko koristi u rešavanju važnijih zadataka u praksi. Uspeh metode tokom više decenija njene ranije primene proističe iz činjenice da su faktori sigurnosti po ovoj metodi manji od onih koji se dobijaju tačnijim metodama, tj. na strani sigurnosti. Rezultati su često takvi da se pokušaji objektivnije racionalne ocene stabilnosti kosina potpuno kompromituju.

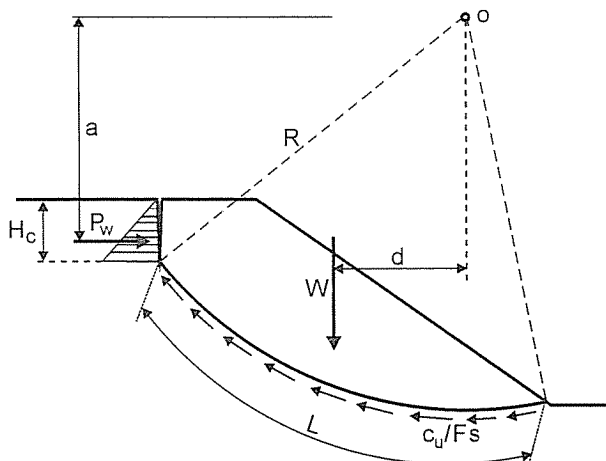
Izraz (10.37) je jednostavan za primenu, ali daje korektno rezultate samo kada smičuća čvrstoća ne zavisi od veličine normalnih napona na kliznoj površi, što je slučaj samo u analizi stabilnosti mase vodom zasićenog sitnozrnog tla u nedreniranim uslovima. Ako se u izraz (10.35) umesto  $c'$  stavi  $c_u$  i umesto  $\phi'$  unese da je  $\phi' = \phi_u = 0$ , dobija se osnovna jednačina takozvane " $\phi_u = 0$ " metode, koja ima oblik:

$$F_s = \frac{\sum c_u l}{\sum W \sin \alpha} = \frac{R \sum c_u l}{\sum W x} \quad (10.38)$$

Ukoliko se nedrenirana kohezija u celokupnom preseku može aproksimirati konstantnom vrednošću i uz pretpostavku da se u gornjem delu kosine pojavi vertikalna pukotina i ona napuni vodom, izraz za faktor sigurnosti, prema oznakama na Slici 10.8, može se napisati u obliku:

$$F_s = \frac{c_u L R}{W d + P_w a} \quad (10.39)$$

Momenti spoljnih opterećenja se takođe pojavljuju u imenitelju izraza (10.39), a u brojitelju figuriše samo momenat nedrenirane smičuće otpornosti duž klizne površi.



Slika 10.8. Klizni krug u zasićenoj glini - totalni naponi

Ovo je jedno od tačnih rešenja jer je rezultat dobijen bez dopunskih pretpostavki o rasporedu unutarnjih sila ili raspodele normalnih napona po kliznoj površi, zahvaljujući

činjenici da je u ovom slučaju smičuća čvrstoća u osnovi lamele konstantna i nezavisna od normalnog napona, te prema tome, ne zavisi ni od raspodele međulamelnih sila.

Ukoliko smičuća čvrstoća zavisi od trenja, korektan raspored veličina i rasporeda međulamelnih sila je od primarne važnosti za određivanje veličina normalnih napona po kliznoj površi od koje zavisi čvrstoća tla u osnovi svake lamele. Ovaj zadatak je praktično teže rešiti nego što to na prvi pogled izgleda. Razmatrajući konvencionalnu metodu Feleniusa, Bishop (1955) daje znatno poboljšanje metode proračuna za kružno cilindrične klizne površi uvođenjem uticaja komponenti međulamelnih sila na raspodelu efektivnih normalnih napona duž klizne površi.

Projektovanjem sila prikazanih na Slici 10.7 na vertikalni pravac i rešavajući dobijemo izraz po  $N'$ , dobija se:

$$N' = \frac{W + X_{i-1} - X_i - u l \cos \alpha - c' l \sin \alpha / F_s}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \phi' / F_s} \quad (10.40)$$

Ako se ima u vidu da se izraz (10.37) može napisati i kao:

$$F_s = \frac{\sum [c' l + N' \tan \phi']}{\sum W \sin \alpha} \quad (10.41)$$

i da je  $l = b / \cos \alpha$ , zamenjivanje izraza (10.40) u (10.41), nakon sređivanja, daje Bišopov "rigorozan" izraz:

$$F_s = \frac{\sum [c' b + (W + X_{i-1} - X_i - u b) \tan \phi']}{\sum W \sin \alpha} \frac{1}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \phi' / F_s} \quad (10.42)$$

gde se, radi kraćeg pisanja, koristi oznaka:

$$m_\alpha = \frac{1 / \cos \alpha}{1 + \tan \alpha \tan \phi' / F_s} = \frac{1}{\cos \alpha + \sin \alpha \tan \phi' / F_s} \quad (10.43)$$

Vrednosti za  $F_s$  i  $\Delta X = X_{i-1} - X_i$  za svaku lamelu koje zadovoljavaju jednačinu (10.42) predstavljaju "rigorozno" rešenje problema. Uzmimo za prvu aproksimaciju da je  $X_i = 0$  za svaku lamelu, tako da je  $\Delta X = 0$ , jedina nepoznata ostaje  $F_s$  koja figuriše sa obe strane znaka jednakosti, sa desne strane znaka jednakosti je u izrazu za  $m_\alpha$ , tako da se ne može eksplicitno izraziti. Rešenje za  $F_s$  se nalazi iterativnim postupkom koji je ukratko opisan kasnije.

Bišop, razmatrajući mogućnost uključivanja smičućih komponenti međulamelnih sila, zaključuje da se tada moraju zadovoljiti uslovi da je  $\sum \Delta X = 0$  i  $\sum \Delta E = 0$ . Potrebno je naći skupove međulamelnih sila  $E_i$  i  $X_i$  tako da se, na primer, položaj napadnih tačaka u međulamelnim presecima unapred zada, (recimo, na donjoj trećini visine međulamelnog preseka), i da se pri tome zadovolje odgovarajuće jednakosti. Numerički testovi ukazuju da je red veličine uticaja ovakvog strožijeg tretiranja uslova ravnoteže na  $F_s$  reda veličine oko 1 %. Uvođenjem smičućih komponenti međulamelnih sila povećava se složenost računskog postupka za jedan red veličine, te Bishop predlaže da se u praktičnoj primeni koristi "rutinski metod" koji podrazumeva zanemarivanje razlika vertikalnih komponenti međulamelnih sila u izrazu (10.42), odnosno primenu izraza:

$$F_s = \frac{\sum [c' b + (W - u b) \tan \phi'] m_\alpha}{\sum W \sin \alpha} \quad (10.44)$$

Može se lako pokazati da su na ovaj način vertikalne komponente međulamelnih sila u celini zanemarene ali su horizontalne komponente implicitno obuhvaćene u izvođenju osnovnog izraza. Poređenja ove metode sa opštijim postupcima, koji zadovoljavaju sve uslove ravnoteže u ravni, pokazala su da je greška praktično zanemarljiva, tako da se rutinski metod generalno smatra korektnim postupkom za primenu u praksi za analizu stabilnosti po kružno-cilindričnim kliznim površima.

U opštijem slučaju kada je kosina delimično potopljena i kada na klizno telo deluju linijska opterećenja, jednako podeljeno opterećenje i inercijalne sile zemljotresa, osnovni izraz (10.44) može se napisati u opštijem obliku:

$$F_s = \frac{\sum [c' b + (R_v - u_s b) \tan \phi'] m_\alpha}{\sum (R_v \sin \alpha + M_x)} \quad (10.45)$$

gde je za svaku lamelu

$$R_v = W + W' + R_y + p b + k_y (W + W_z)$$

$$M_x = R_x y_r / R + k_x y_z (W + W_z) / R$$

$R_x$  rezultanta horizontalnih sila,

$R_y$  rezultanta vertikalnih linijskih sila,

$u_s$  porni nadpritisak iznad hidrostatičkog nivoa delimično potopljene kosine,

$p$  podeljeno vertikalno opterećenje,

$k_y$  vertikalni seizmički koeficijent,

$k_x$  horizontalni seizmički koeficijent,

$W$  težine dela lamele iznad hidrostatičkog nivoa,

$W'$  težina dela lamele ispod hidrostatičkog nivoa u potopljenom stanju,

$W_z$  težina dela lamele iznad hidrostatičkog nivoa u zasićenom stanju,

$y_r$  krak horizontalnih komponenti spoljnih sila u odnosu na centar kruga,

$y_z$  krak horizontalnih komponenti inercijalnih sila zemljotresa u odnosu na centar.

Treba imati u vidu da izraz za normalnu efektivnu silu u osnovi lamele (10.40), čak i u uslovima rutinske primene, kada je  $\Delta X = 0$ , u nekim slučajevima može dati negativnu vrednost, što bi značilo zatežući napon u osnovi lamele i promenu znaka smičućih napona, što je, s obzirom na prirodu tla i mehanizam loma fizički nemoguće. Negativna vrednost normalne sile se proračunima može dobiti u nekoliko lamela u gornjem delu kliznog tela ako je porni pritisak  $u$  veliki, ili je kohezija  $c'$  ili  $c_u$  velika, ili ako su obe navedene veličine, i porni pritisak i kohezija, velike vrednosti. Ovo se može desiti i na nekim lamelama u području nožice kliznog tela ako je ugao  $\alpha$  velika negativna vrednost, ugao smičuće otpornosti visok, a faktor sigurnosti relativno mali. Takvi rezultati nisu fizički dopustivi i daju manje faktore sigurnosti od stvarnih. Prvi problem se može rešiti unošenjem vertikalne pukotine u vrhu kosine, a drugi primenom približne smičuće čvrstoće u obliku kohezije koja odgovara nivou normalnih napona u materijalu sa velikim trenjem.



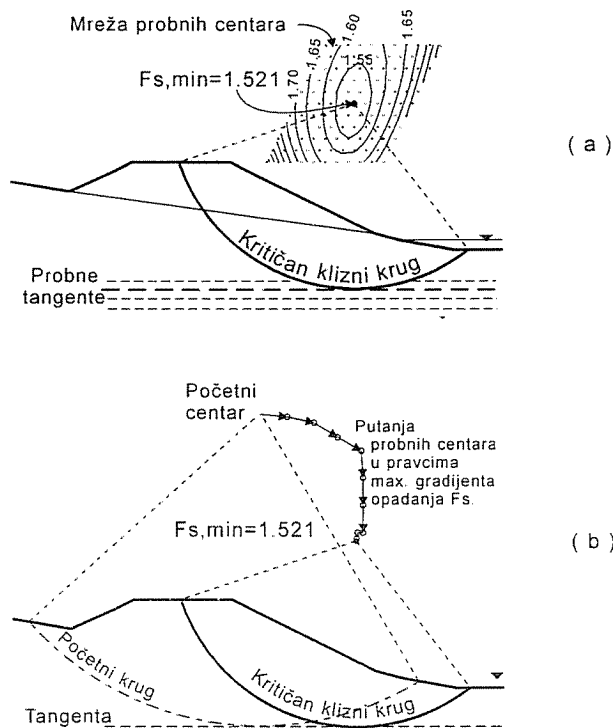
Nepoznata veličina faktora sigurnosti se pojavljuje sa obe strane znaka jednakosti u izrazima (10.42), (10.44) i (10.45) i zato se transcendentna jednačina rešava iterativnim postupkom. Postupak direktne supstitucije konvergira dovoljno brzo u praktičnoj primeni, pri čemu se usvaja da je rešenje dobijeno ako je razlika dva sukcesivna rezultata za  $F_S$  manja od neke unapred date male tolerancije reda veličine  $0.01$  do  $0.001$  za proračune kalkulatorom. Uputno je usvojiti još manju toleranciju, reda  $0.00000001$ , ako se primenjuje računar uz korišćenje dvostruke tačnosti i ako se za nalaženje minimuma koristi neka numerička gradijentna metoda. Za izbor početne iteracijske veličine postoji više različitih mogućnosti. Može se, na primer, na početku proračuna usvojiti da je  $m_a = 1$  za svaku lamelu, izračunati  $F_S$ , a zatim se tako dobijena vrednost faktora sigurnosti i nove veličine  $m_a$ , sada različite po lamelama, koriste u sledećoj iteraciji. Druga mogućnost je da se izračuna  $F_S$  po metodi Felleniusa koja zanemaruje obe komponente međulamelnih sila i tako dobijena vrednost, koja je manja od konačnog rezultata, upotrebi u sledećoj iteraciji. Alternativno, izračunatom faktorom sigurnosti po Felleniusu, može se dodati arbitrarna vrednost, na primer  $0.2$ , kako predlaže Bromhead (1986), i tako korigovana vrednost unese na početku iterativnog postupka.

Metoda Bishopa, za koju je smičuća čvrstoća definisana parametrima linearnog kriterija loma veličinama  $\phi'$  i  $c'$ , može se dalje proširiti primenom nelinearnog kriterija loma. Na ovu mogućnost ukazao je Charles (1982), i za parabolički kriterijum (5.25) dao rešenja za jednostavne kosine (Charles i Soares 1984) u obliku dijagrama. S obzirom na ograničenja koja postoje za anvelopu napona loma pomenutog tipa, ovde će se imati u vidu hiperbolički kriterijum (5.52). Izračunavanje faktora sigurnosti zahteva dodatni iteracijski ciklus. Početna vrednost normalnog napona se proceni pretpostavljajući da su sve međulamelne sile jednake nuli, izračuna se  $F_S$  po izrazu (10.37), izračuna se nova vrednost efektivnog normalnog napona u osnovi lamele izrazom tipa (10.40) i novi ugao smičuće čvrstoće upotrebi u narednoj iteraciji. Novi normalni napon se uporedi sa veličinom iz prethodne iteracije. Postupak se ponavlja u dva vezana iteracijska ciklusa sve dok razlika između dve sukcesivne vrednosti normalnih napona na bazi svake lamele ne bude manja od tolerancije reda veličine od  $1\%$ . Podrazumeva se da je za tako opisan računski postupak neophodna primena računara tako da ovu iteraciju program obavlja automatski. Ilustracija sa poređenjem rezultata primenom linearne i nelinearne anvelope napona loma hiperboličkog tipa data je kasnije u ovom Poglavlju.

U analizi stabilnosti treba naći onu kliznu površ koja daje minimalnu vrednost faktora sigurnosti. Sa formalne tačke gledišta, ukoliko je pretpostavljeno da je klizna površ definisana kružnim lukom, problem se svodi na nalaženje minimuma funkcije sa tri promenljive tj. koordinate centra kruga  $x_c$ ,  $y_c$  i poluprečnika  $R$ . Radi sistematizovanijeg nalaženja minimuma obično je pogodno privremeno fiksirati neki horizontalni nivo ili tačku koja za različite položaje centra određuju veličinu poluprečnika  $R$ , tako da se nalazi lokalni minimum za dve promenljive  $(x_c, y_c)$ , a zatim se nivo tangiranja ili prolazna tačka za sve krugove menja kako bi se odredio apsolutni minimum. Kritičan kružni luk, koji opisuje kliznu površ, može se naći primenom računara i odgovarajućeg softvera, pri čemu se probni centri postavljaju u čvorovima unapred zadate mreže (Slika 10.9-a), tako da se nakon provedenog proračuna mogu konstruisati izolinije jednakih faktora sigurnosti koje u depresiji ukazuju na minimalnu vrednost faktora sigurnosti.

Alternativno, može se koristiti postupak automatskog traženja kritičnog centra nekom metodom optimizacije, numeričkim postupkom koji služi za nalaženje minimuma funkcije od dve ili tri promenljive.

Rezultat primene metode maksimalnog gradijenta za funkciju od dve promenljive ( $x_c, y_c$ ), koja opisuje putanju centara probnih krugova za privremeno fiksiran nivo tangiranja kliznih krugova, prikazan je na Slici 10.9-b (Maksimović 1984, 1986, 1994). Gradijentna metoda, u načelu, omogućava nalaženje lokalnog minimuma, tako da se apsolutni minimum, koji se praktično traži, mora potvrditi postavljanjem različitih nivoa tangiranja ili tačaka kroz koje svi krugovi prolaze i različitih položaja početnog centra, kako bi se pokazalo da sve putanje konvergiraju istom minimumu uz eventualnu dopunsku kontrolu rezultata primenom mreže centara prema Slici 10.9-a.

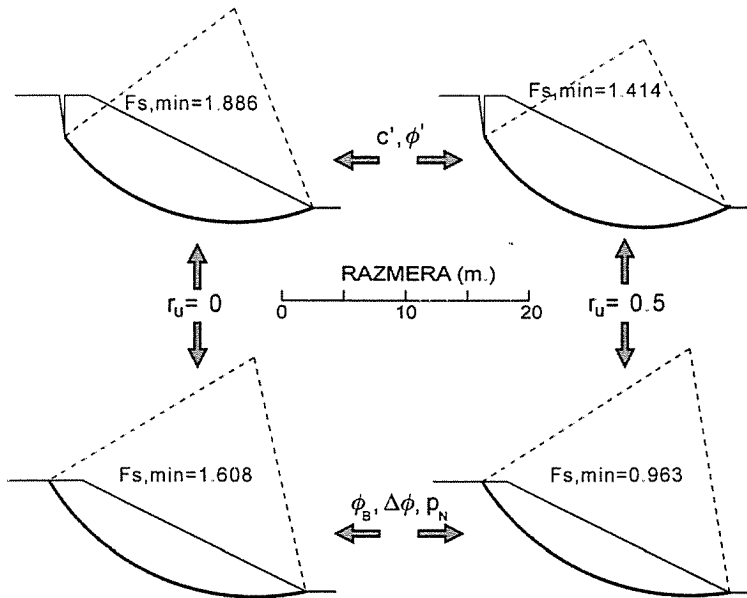


Slika 10.9. Nalaženje kritičnog kliznog kruga

**ZNAČAJ NELINEARNE ANVELOPE.** Uticaj zakrivljenosti anvelope napona loma na faktor sigurnosti može biti značajan ukoliko područje normalnih napona na kritičnoj kliznoj površi nije na najbolji mogući način aproksimirano linearnom anvelopom, bez obzira koji je oblik klizne površi kritičan. Za ilustraciju ovog uticaja prikazan je primer na Slici 10.10 koji podrazumeva samo kružno-cilindrične klizne površi. To je jednostavna homogena kosina visine  $9.0\text{ m}$ , sa nagibom  $1:2$  od visoko plastične zbijene gline sa zapreminskom težinom  $\gamma = 20\text{ kN/m}^3$ .

Za opis smičuće čvrstoće usvojena je anvelope napona loma prikazana na Slici 5.40. U uobičajenom području napona ( $\sigma'_n = 150 - 400$  kPa) parametri linearne anvelope su  $\phi' = 16^\circ$  i  $c' = 25$  kPa. Može se videti da je anvelope napona loma veoma bliska pravoj liniji u tom intervalu (Slika 5.40-a). Ako se linearni kriterij loma upotrebi u proračunu stabilnosti u slučaju da je  $c' > 0$ , bez ograničenja područja napona za koju takva aproksimacija važi, da bi se izbegla pojava napona zatezanja na ograničenom potezu klizne površi u gornjem delu kosine, treba uzeti u obzir mogućnost pojave pukotine. Njena dubina se može proceniti primenom izraza (8.8) i za razmatrani primer dubina pukotine je 3.3 m.

Anvelope napona loma je izrazito zakrivljena u nižem području napona (Slika 5.40-b). Parametri nelinearne anvelope su  $\phi'_b = 16.3^\circ$ ,  $\Delta\phi' = 48.1^\circ$  i  $p_N = 28.2$  kPa. Ukoliko se računa sa takvom anvelopom, uz pretpostavku da porni pritisak nije negativan, s obzirom da je  $c' = 0$ , sledi da nema pukotine u gornjem delu kosine.

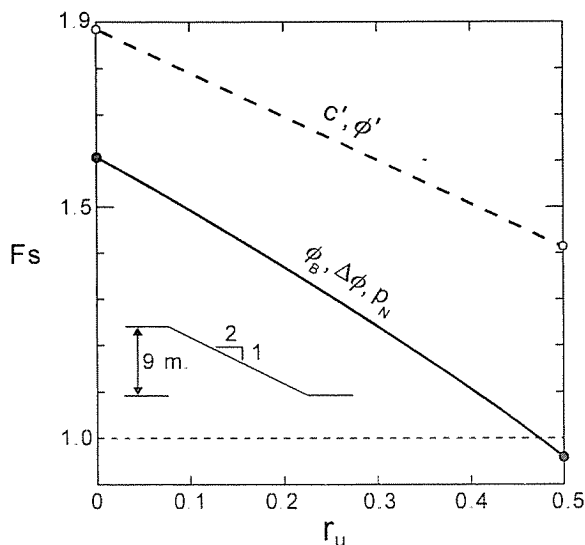


Slika 10.10. Komparativni proračuni stabilnosti

Karakteristični rezultati proračuna po proširenoj metodi Bišopa, kritične kružno cilindrične klizne površi i faktori sigurnosti za koeficijente pornog pritiska  $r_u = 0$  i  $r_u = 0.5$  rezimirani su na Slici 10.10. U slučaju da je porni pritisak jednak nuli ( $r_u = 0$ ), razlika rezultata za linearnu u odnosu na nelinearnu anvelopu napona loma iznosi oko 17%, tj.  $F_S = 1.886$  prema  $F_S = 1.608$ , što znači da u ovom slučaju kosina ima zadovoljavajuću sigurnost bez obzira na oblik anvelope primenjene u proračunima. Međutim, posebno je bitan rezultat za maksimalnu razmatranu vrednost koeficijenta pornog pritiska  $r_u = 0.5$ . Za konvencionalni linearni zakon loma minimalni faktor sigurnosti iznosi  $F_S = 1.414$ , što bi bila prihvatljiva veličina prema uobičajenim kriterijumima za visoku pouzdanost

parametara, ali je u ovom slučaju greška oko neprihvatljivih 47%, jer je za nelinearnu anvelopu dobijeno da je  $F_{s,min}=0.963 < 1.0$ , čime se prognozira rušenje kosine. Osim toga, u razmatranom primeru sa povećavanjem koeficijenta pornog pritiska kritična klizna površ postaje dublja u odnosu na kritičnu kliznu površ za  $r_u=0$  sa linearnom anvelopom, dok je u slučaju nelinearne anvelope tendencija obrnuta; kritična klizna površ postaje plića. Analize mnogih rušenja kosina pokazuju da se veoma često izračunata kritična klizna površ sa parametrima  $c'$  i  $\phi'$  znatno razlikuje od one koja se stvarno pojavila u području nestabilne kosine.

Zavisnost između faktora sigurnosti i koeficijenta pornog pritiska za alternativne opise zakona smičuće čvrstoće u razmatranom primeru prikazana je na Slici 10.11. Na dijagramu se može oceniti da dok je za linearnu anvelopu i  $r_u=0.48$  faktor sigurnosti oko 1.44, za nelinearnu anvelopu on iznosi 1.0. Za linearnu anvelopu napona loma dobijena je linearna zavisnost između faktora sigurnosti od koeficijenta pornog pritiska, što je u skladu sa nalazima Bishopa i Morgensterna (1960) i Spencera (1967). Za nelinearnu anvelopu zavisnost je blago zakrivljena, sa strmijim padom zavisnosti pri porastu pornih pritisaka.



Slika 10.11. Zavisnost faktora sigurnosti od pornog pritiska za primer na Slici 10.10

Ovaj primer ukazuje da u nekim okolnostima primena konvencionalnog linearnog zakona loma može umesto korektnije nelinearne anvelope navesti na pogrešan zaključak u pogledu stabilnosti kosine. Mnoga rušenja kosina nakon intenzivnih padavina, neposredno posle poplava ili topljenja snega, mogu se objasniti jedino nepostojanjem prividne kohezije za efektivne napone, odnosno zakrivljenošću anvelope napona loma, što je ovde ilustrovano primenom kružno-cilindričnih kliznih površi i proširenom metodom Bišopa.

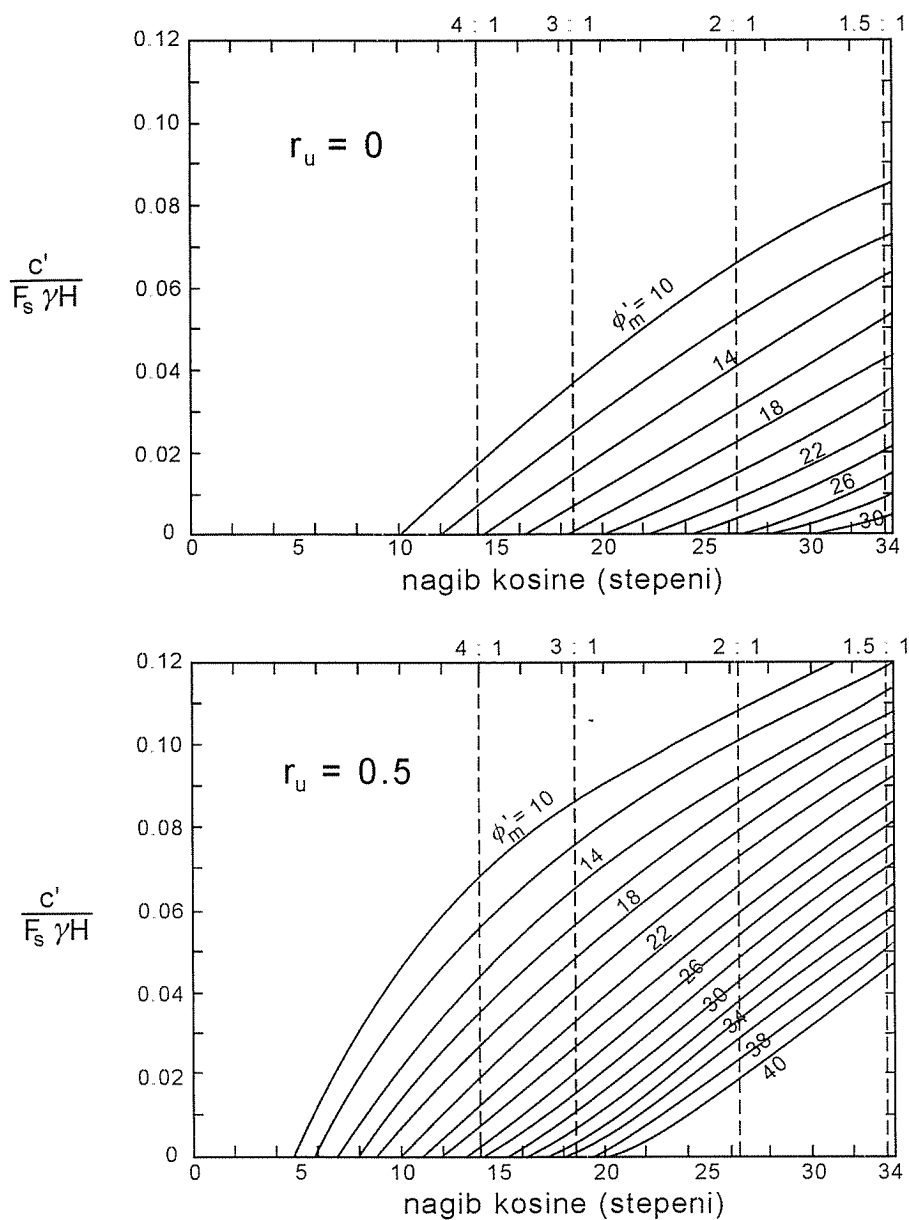
**NEKA REŠENJA ZA JEDNOSTAVNE KOSINE.** Metode proračuna stabilnosti kosina su takve da obim proračuna može biti znatan, ukoliko se klizne površi razlikuju od jednostavnog mehanizma klizanja bloka po kosoj ravni. Ako se proračun provodi kalkulatorom, postupak je podložan slučajnim greškama sa većim utroškom ljudskog rada i vremena. Ovo nije od zanemarljivog značaja ukoliko se postupkom probe i greške brojnim varijantnim proračunima traži rešenje, koje treba da zadovolji postavljene kriterijume o prihvatljivim ili dopuštenim faktorima sigurnosti.

Veoma često se problemi stabilnosti kosina mogu svesti na relativno jednostavne slučajeve, uz pretpostavku o linearnom zakonu loma, za koje je, nakon rada Taylora (1937) za parametre čvrstoće u totalnim naponima i kosine u glini ( $\phi_u = 0$ ,  $c_u$ ) dat veći broj rešenja (Gibson i Morgenstern 1963, Hunter i Schuster 1968). Za homogene kosine sa jednostavnom geometrijom i homogenim rasporedom pornih pritisaka postoje odgovarajuća gotova rešenja za parametre smičuće čvrstoće izražene efektivnim naponima u obliku tabela i dijagrama, koji se mogu jednostavno upotrebiti u ograničenom broju slučajeva. Rešenja, uglavnom, pretpostavljaju primenljivost kliznih površi kružno cilindričnog oblika. Tablice Bišopa i Morgensterna (1960) za jednostavne kosine sa homogenim rasporedom pornih pritisaka u našoj literaturi reprodukovao je Stojadinović (1986), a iste tablice i dijagrame, kao i dijagrame Morgensterna (1963) za kosine izložene brzom spuštanju nivoa vode ispred lica kosine, reprodukovao je Nonveiller (1981). Dijagrame za proračune stabilnosti kosina u stenskom materijalu dali su Huk i Brej (Hoek i Bray, 1974), a njihovu primenu na kosine od zemljanih materijala dopunom dijagrama dao je Mičel (Mitchell, 1983).

Na Slici 10.12 prikazani su dijagrami koje je, za analizu stabilnosti kosina preko efektivnih napona, izradio Spenser (Spencer, 1967). Reprodukovana su samo dva slučaja i to za porne pritiske opisane koeficijentom  $r_u$ , sa vrednostima 0 i 0.5. Za druge vrednosti koeficijenata pornih pritisaka faktor sigurnosti se dobija linearnom interpolacijom između ovih vrednosti, prema Slici 10.11.

Dijagrami se zasnivaju na mobilisanim parametrima smičuće čvrstoće  $c'_m = c'/F_S$  i  $\tan \phi'_m = \tan \phi'/F_S$  i na bezdimenzionom koeficijentu  $c'/(F_S \gamma H)$ . Ukoliko su poznati parametri smičuće čvrstoće, za usvojen faktor sigurnosti, može se direktno odrediti potreban nagib kosine. U slučaju da je data geometrija kosine sa parametrima smičuće čvrstoće i pornog pritiska, za izračunavanje faktora sigurnosti mora se upotrebiti iterativan postupak.

Jedan od nedostataka ovog rešenja, kao i drugih, koja se zasnivaju na koeficijentu pornog pritiska  $r_u$ , je hipoteza da je koeficijent pornog pritiska konstantan u svakoj tački preseka kosine, što zahteva procenu računске veličine ukoliko je, na primer, samo deo homogene kosine izložen filtraciji u domenu koji je određen nekom filtracionom linijom. Osim toga, s obzirom na primenjen linearni kriterij loma, u oceni rezultata dobijenih primenom tabela i dijagrama treba biti veoma oprezan ukoliko je bezdimenzioni faktor  $c'/(F_S \gamma H) > 0.05$  i  $r_u > 0.3$ , a naročito ako je izračunat faktor sigurnosti  $F_S < 1.5$ , jer izračunati faktor sigurnosti može biti i znatno manji, što je ranije ilustrovano primerima prikazanim na Slikama 10.10 i 10.11.



Slika 10.12. Spenserovi dijagrami za proračun stabilnosti kosina

Tabele i dijagrami za proračun stabilnosti zemljanih masa se mogu upotrebiti u onim slučajevima kada se aproksimacija realnog problema može pouzdano izvesti na takav način da su zadovoljeni uslovi za koje je rešenje dato. Gotova rešenja u takvom obliku sada imaju mnogo manji značaj nego pre dvadesetak i više godina zbog razvoja savremenih računskih sredstava.

I najjednostavniji problem se sada može preciznije opisati potrebnim podacima i parametrima, rešavati sa većom tačnošću i manjim utroškom vremena primenom računarskih programa umesto primenom gotovih dijagrama ili tabuliranih rešenja za specijalne i pojednostavljene slučajeve, posebno ako do rezultata, korišćenjem takvih dijagrama, treba doći nekim iterativnim postupkom.

Osim toga, u mnogim praktičnim okolnostima, kada je presek nehomogen, sa proizvoljnom spoljnom konturom, a sastoji se od zona sa materijalima različite čvrstoće i sa složenom pijezometarskom slikom, kružno cilindrična klizna površ daje faktore sigurnosti koji su veći od onih koji bi se dobili za neke kritičnije i složenije mehanizme loma po kliznim površima proizvoljnog oblika.

### 10.5 PROIZVOLJNE KLIZNE POVRŠI

Klizne površi proizvoljnog oblika, koje kao specijalan slučaj podrazumevaju i kružno cilindrične, treba ispitivati metodama koje zadovoljavaju sva tri uslova ravnoteže. Radovi objavljeni poslednjih tridesetak godina su pokazali da se u okvirima metode lamela mogu na adekvatan način tretirati klizne površi proizvoljnog oblika metodama koje zadovoljavaju sva tri uslova ravnoteže u ravni, primenom odgovarajućih pretpostavki, koje inače statički neodređen problem, čine rešivim.

Janbu (1954) je dao relativno jednostavnu metodu koja, još uvek, uživa izvesnu popularnost u našoj zemlji. Ona je izvedena na analogan način Bišopovoj metodi za kružno cilindrične klizne površi, ali umesto ravnoteže momenata, kao drugi uslov koristi ravnotežu sila u horizontalnom pravcu. Metoda koristi samo dva uslova ravnoteže i zanemaruje smičuće komponente međulamelnih sila. Janbuov izraz za faktor sigurnosti je nalik Bišopovom, i ima početni oblik:

$$F_0 = \frac{\sum [c' b + (W - u b) \tan \phi'] n_\alpha}{\sum W \tan \alpha} \quad (10.46)$$

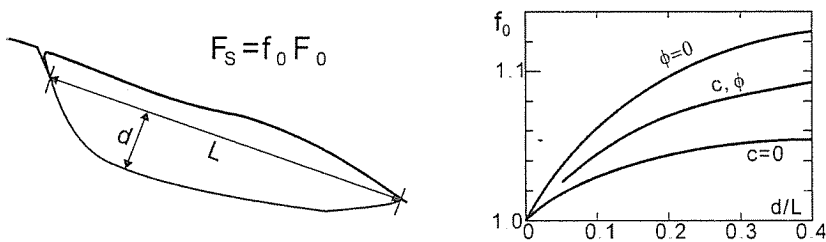
gde je

$$n_\alpha = \frac{1 / \cos^2 \alpha}{1 + \tan \alpha \tan \phi' / F_0} \quad (10.47)$$

Nepoznata veličina nekorigovanog faktora sigurnosti  $F_0$  u izrazu (10.47) se pojavljuje sa obe strane znaka jednakosti u izrazu (10.46), te se transcendentna jednačina rešava iterativnim postupkom, slično kao i u metodi Bišopa. Postupak direktne supstitucije konvergira dovoljno brzo za praktične potrebe, pri čemu se usvaja da je rešenje dobijeno ako je razlika dva sukcesivna rezultata manja od neke unapred date male tolerancije.

Ova metoda je imala znatno manje sreće prilikom poređenja sa tačnijim postupcima nego metoda Bišopa. Uočavajući ovaj nedostatak, relativno brzo posle objavljivanja, Janbu i dr. (1956) na osnovu ograničenog broja komparativnih proračuna stabilnosti homogenih preseka dodaju empirijsku korekciju rezultata prikazanu na Slici 10.13, kojom se povećava faktor sigurnosti za najviše 13 % za  $\phi = 0$ , odnosno za

najviše oko 5,5% za slučaj da je  $c = 0$ . Korekcija se vrši množenjem veličine  $F_0$  sa  $f_0$  nakon završetka iteracije po izrazu (10.46). Metoda daje rezultate prihvatljive tačnosti samo u slučaju relativno plitkih, homogenih i izduženih kliznih tela; nije uputno koristiti je za relativno duboke klizne površi i izrazito nehomogene preseke. Metoda se ne preporučuje za opštu upotrebu, između ostalog i zbog toga što se u okviru postojećih metoda klasifikuje kao približna, jer koristi samo dva uslova ravnoteže i zanemaruje smičuće komponente međulamelnih sila, a empirijski ih koriguje sa nepoznatom tačnošću tako da je i nakon primene prikazane korekcije, prema komparativnim proračunima pisca ove knjige, moguća greška reda veličine 2% do 20%. Svoju popularnost, u nekim sredinama, ova metoda duguje relativnoj jednostavnosti, uz mogućnost da se proračuni provedu korišćenjem kalkulatora, tj. bez računara, sa utroškom potrebnog radnog vremena koje je približno isto kao i vreme potrebno za proračun faktora sigurnosti za klizni krug po rutinskoj metodi Bišopa sa istim sredstvom za računanje. Treba imati u vidu da i sam autor ovu metodu preporučuje samo ako se ne raspolaže savremenim računskim sredstvima, pa se proračuni moraju provesti ručnim sredstvima za računanje, tj. već zaboravljenim logaritmarom (Janbu 1973). Ova metoda se često naziva metoda "Janbu-I".



Slika 10.13. Korekcija za metodu Janbu-I za blage i homogene kosine

Svestan slabosti opisane metode Janbu (1973) je svoju metodu dalje razvio i objavio generalizovan postupak, pri čemu je problem statičke neodređenosti rešio zadavanjem položaja napadnih tačaka totalnih međulamelnih sila. Postupak je veoma zametan za proračun kalkulatorom, a pri tome se pokazalo da je i nepogodan za programiranje na elektronskom računaru, jer mogu se pojaviti teškoće u iterativnom postupku i konvergenciji ka jedinstvenoj vrednosti faktora sigurnosti, što je i jedan od razloga retke upotrebe ove metode, koja se često navodi pod nazivom *Janbu-II*.

Morgenstern i Prais (Morgenstern - Price, 1965), su predložili metodu po kojoj se klizno telo izdela vertikalnim presecima na relativno mali broj blokova. Svaki blok može biti širi od uobičajeno uskih lamela, i za svaki blok postave tri uslova ravnoteže u obliku diferencijalnih jednačina. Osnovna pretpostavka metode je definisanje odnosa između smičućih i normalnih efektivnih komponenti međulamelnih sila u obliku:

$$X = \lambda f(x) E' \quad (10.48)$$

gde je  $\lambda$  konstanta koju treba odrediti u sklopu ukupnog rešenja sistema diferencijalnih jednačina,  $f(x)$  je proizvoljna funkcija rasporeda nagiba međulamelnih sila i  $E'$  efektivna međamelna sila.



Numerički postupak (Morgenstern - Prajs, 1967) je relativno komplikovan, račun dug čak i kada se koriste dostignuća računarske tehnologije. U uslovne jednačine se teško mogu uneti linijska opterećenja. Podela kliznog tela na blokove, pri čemu osnova svakog bloka mora imati konstantan nagib klizne površi u osnovi, koji predstavlja relativno široku lamelu sa ekscentričnim delovanjem reaktivnog opterećenja, a ne pruža neku posebnu pogodnost, jer se klizno telo proizvoljnog oblika i inače mora deliti na veći broj lamela radi zadovoljavajućeg opisa proizvoljno zakrivljene klizne površi (Bromhead 1986, 1999). Tada su lamele dovoljno uske da se ekscentričnost normalne sile u osnovi lamele može potpuno zanemariti kako bi se izbegla mogućnost dobijanja testeraste raspodele normalnih efektivnih napona duž kontinualne klizne površi.

Spenser (1967) je uveo pretpostavku da je odnos komponenti međulamelnih sila  $X_i/E_i$  konstantan, što znači da je nagib rezultante u svakom međulamelnom preseku isti, tako da njegova metoda predstavlja specijalan slučaj metode Morgensterna i Prajsa za usku lamelu i za  $f(x) = \text{const}$ .

Za sve pomenute metode rezultate treba kontrolisati da bi se pouzdano utvrdilo da je rezultat fizički moguć. Provera podrazumeva i kontrolu odnosa smičućih i normalnih sila u međulamelnom preseku, te u slučaju da su oni prekoračeni, mora se pretpostaviti drugi oblik linije pritisaka u metodi *Janbu II* ili druga funkcija raspodele nagiba međulamelnih sila  $f(x)$  u metodi Morgensterna i Prajsa ili korigovati pretpostavljeni mehanizam loma. Zbog obimnosti i složenosti proračuna, primena računara se podrazumeva za svaku metode lamela koje zadovoljava sve uslove ravnoteže.

## OPŠTI METOD ZA PROIZVOLJNU KLIZNU POVRŠ

Ovde prikazana metoda zasniva se na podeli kliznog tela na uske lamele, na totalnim međulamelnim silama  $E$  i na primeni funkcije raspodele nagiba međulamelnih sila, uz zadovoljavanje sva tri uslova ravnoteže u ravni.

Na Slici 10.3 prikazana je proizvoljna klizna površ izdvojena vertikalnim presecima na  $n$  lamela, pri čemu su međulamelni preseki numerisani od 0 u "aktivnom početku kliznog tela" do  $n$  u "nožičnoj tački" klizne površi. Definicije presečnih sila i njihovih napadnih tačaka date su sa usvojenom pozitivnom orijentacijom opterećenja i momenata sila. Konturne sile, koje deluju na izdvojenu lamelu i odgovarajuće zapreminske sile mogu se, prema prikazanom postupku, podeliti na poznate i nepoznate veličine. Ukoliko je lamela dovoljno uska, tako da se momenti usled razlike efektivnih normalnih napona na krajevima baze svake lamele mogu zanemariti, ( $e=0$ ), tri uslova ravnoteže u ravni za svaku lamelu su:

$$\sum X = 0: E_{i-1} - E_i + N'_i \sin \alpha_i - S_i \cos \alpha_i + H_i = 0 \quad (10.49)$$

$$\sum Y = 0: X_{i-1} - X_i - N'_i \cos \alpha_i - S_i \sin \alpha_i + V_i = 0 \quad (10.50)$$

$$\sum M = 0: E_{i-1} \left( r_{i-1} + \frac{b_i}{2} \tan \alpha_i \right) - E_i \left( r_i - \frac{b_i}{2} \tan \alpha_i \right) - \frac{b_i}{2} (X_{i-1} + X_i) + M_i = 0 \quad (10.51)$$

Iako se, u načelu, uslov ravnoteže momenata može izraziti u odnosu na proizvoljnu tačku u razmatranoj ravni, gornji uslov ravnoteže momenata (10.51) izpisan je za tačku u središtu osnove lamele jer se na taj način eliminišu veličine sila  $N'$  i  $T$  iz uslova ravnoteže momenata.

U gornjim jednačinama (10.49), (10.50) i (10.51)  $H_i$ ,  $V_i$  i  $M_i$  su poznate vrednosti prikazane su na Slici 10.3 koje deluju na svaku lamelu i sastoje se od:

$V_i$  Zbir svih poznatih vertikalnih sila koje se sastoje od težine lamele, date vertikalne komponente spoljnog opterećenja, vertikalne komponente pornog pritiska u osnovi lamele i vertikalne komponente inercijalnih sila zemljotresa.

$H_i$  Zbir svih horizontalnih komponenti gore navedenih sila.

$M_i$  Zbir momenata svih poznatih sila u odnosu na centralnu tačku osnove lamele a sastoji se od momenata spoljnih opterećenja i momenata horizontalnih komponenti inercijalnih sila zemljotresa.

Smičuća sila u osnovi lamele je:

$$S_i = N'_i \frac{\tan \phi'_i}{F_s} + \frac{b_i}{\cos \alpha_i} \frac{c'_i}{F_s} \quad (10.52)$$

Rešenje jednačina (10.49) i (10.50) po  $N'$  daje:

$$N'_i = \frac{V_i + X_{i-1} - X_i - b_i c'_i \tan \alpha_i / F_s}{\cos \alpha_i + \sin \alpha_i \tan \phi'_i / F_s} \quad (10.53)$$

što je opštiji oblik ranije datog izraza (10.40).

U izrazima (10.52) i (10.53) parametri smičuće čvrstoće  $c'$  i  $\phi'$  mogu biti konstante, kada se podrazumeva linearni kriterij loma, ili promenljive zavisne od veličine normalnog napona, ukoliko se primenjuje nelinearni kriterijum. U ovom drugom slučaju, ukoliko se izraz (10.53) podeli sa dužinom osnove lamele da bi se izračunao prosečan efektivni normalni napon  $\sigma'_n$ , ova veličina napona se pojavljuje i sa desne strane znaka jednakosti u opisu veličine  $\phi'_i$  prema izrazu (5.51), koja takođe zavisi od  $\sigma'_n$  i ne može se lako i jednostavno eksplicitno izraziti.

Uvođenje hipoteze analogno sa (10.48), uz modifikaciju da se koriste totalne a ne efektivne međulamelne sile, daje

$$X_i = A f(x_i) (E'_i + P_{n,i}) = A f_i E_i \quad (10.54)$$

gde je

$A$  nepoznata konstanta

$f(x_i) = f_i$  funkcija koja definiše raspodelu nagiba totalnih međulamelnih sila.

Uvođenje horizontalnih totalnih, umesto efektivnih međulamelnih sila, u velikoj meri pojednostavljuje postavku i rešavanje problema, jer bi se bez ove pretpostavke u svakom međulamelnom preseku morao određivati raspored pritisaka vode, veličina rezultante i njen momenat u odnosu na središnju tačku osnove lamele.

Jednačine (10.52), (10.53) i (10.54) se uvrste u (10.49), što nakon rešavanja po  $E_i$  daje rekurzivan izraz napisan u skraćenom, simboličnom obliku:

$$E_i = E(E_{i-1}, A, F_S \dots) \quad (10.55)$$

Ovo gore navedeno je jednačina ravnoteže sila u skraćenom obliku.

Uslov ravnoteže momenata izvodi se iz (10.51) i zamenu  $D_i = E_i r_i$ , što takođe daje rekurzivan izraz u obliku:

$$D_i = D(D_{i-1}, E_{i-1}, E_i, A \dots) \quad (10.56)$$

Ovo gore je jednačina ravnoteže momenata u skraćenom obliku.

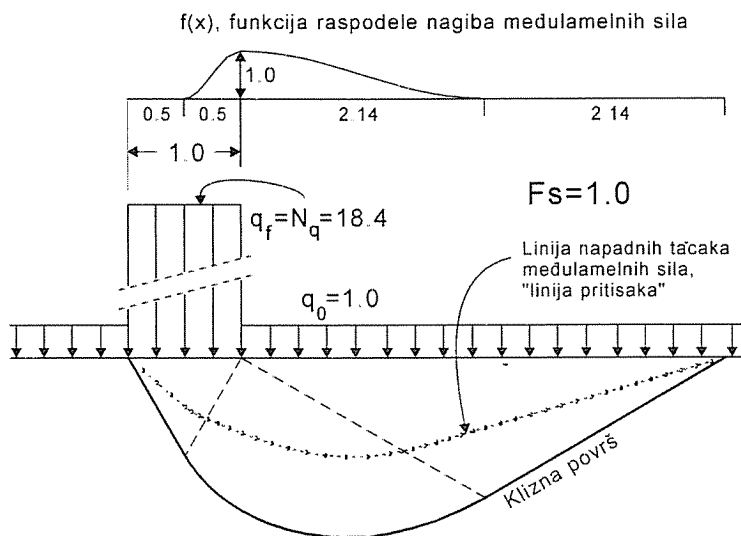
Uslovi na krajevima kliznog tela su  $E_0 = 0$ ,  $D_0 = 0$ , odnosno  $E_n = 0$  i  $D_n = 0$ , tako da je broj nepoznatih presečnih sila  $n-1$  i krakova  $n-1$ , odnosno ukupno  $2n-2$  nepoznatih, što uz nepoznate veličine  $A$  i  $F_S$  čini ukupno  $2n$  nepoznatih, koliko i ima uslovnih jednačina.

Postupak za rešavanje sistema nelinearnih jednačina se svodi na dve iteracijske petlje u slučaju kovencionalne linearne anvelope napona loma, odnosno tri petlje ukoliko se primenjuje nelinearni zakon. U prvoj petlji, počev od uslova da je na jednom kraju kliznog tela  $E_0 = 0$ , rekurzivnim postupkom se za fiksiranu veličinu nepoznate  $A$  traži  $F_S$  takav da je  $E_n \approx 0$  prema izrazima tipa (10.55), a zatim se sa izračunatim vrednostima  $E_i$  ulazi u drugu petlju sa izrazima tipa (10.56), počev od  $D_n = 0$ , gde se izračunavaju veličine  $D_i$  za  $i=1$  do  $n$  do postizanja uslova da je  $D_n \approx 0$ . U drugoj petlji se varira  $A$  dok veličina  $D_n$  ne bude manja od neke dovoljno male zadane tolerancije. Postupak se ponavlja unutar dve navedene iteracijske petlje sve dok tolerancija za neizravnatu silu  $E_n$  i tolerancija za veličinu neizravnatog momenta  $D_n$  ne budu istovremeno zadovoljene. U rešavanju ovog zadatka uspešno se koriste metode "regula falsi" (Maksimović 1970, 1979) i metoda Newton-Raphston-a, (Bromhead 1986, 1999).

U slučaju primene nelinearnog kriterijuma loma (Maksimović, 1979), inicijalna sekanatna vrednost za  $\phi'_i$  se izračuna pod pretpostavkom da su sve međulamelne sile jednake nuli u izrazu (10.36) a zatim se, nakon zadovoljavanja uslova po silama i momentima, izračunavaju veličine normalnih napona  $\sigma'_n$  u osnovama lamela iz izraza (10.53), porede sa prethodno izračunatim veličinama efektivnih napona, i ukoliko nije zadovoljen uslov da je razlika sukcesivno izračunatih efektivnih normalnih napona manja od tolerancije po razlikama efektivnih normalnih napona, unose se modifikovane veličine efektivnih normalnih napona, izračunavaju nove vrednosti za  $\phi'_i$  i proračun ponavlja od početka prve iteracijske petlje. Naravno, podrazumeva se primena računara, gde se iteracija odvija automatski. Proračun kalkulatorom ne treba ni pokušavati.

Iskustvo autora i drugih korisnika u primeni ove metode ukazuje da je konvergencija stabilna i relativno brza u slučaju da zadatak ima fizičkog smisla. Za funkciju raspodele nagiba međulamelnih sila obično se u prvim analizama pretpostavlja konstanta, a zatim se mogu koristiti i različiti drugi oblici, između ostalog i oni koji su određeni iz elastičnih (Fan i dr., 1986) ili nelinearno elastičnih rešenja po metodi konačnih elemenata (Maksimović, 1979), a ponekad i iz rešenja klasičnih zadataka plastične ravnoteže i granične analize.

Za ilustraciju takvog postupka i verifikaciju opšte metode lamela na Slici 10.14 prikazan je mehanizam proloma temeljnog tla po Prandtlu za tlo bez težine i ugao smičuće otpornosti  $\phi = 30^\circ$  za koji je analitičko rešenje  $N_q = 18.4$  (Tabela 9.1). Prikazana je pretpostavljena raspodela  $f(x)$  takva da je duž aktivne i pasivne prizme jednaka nuli, sa dva sinusna talasa između njih uz maksimalnu vrednost funkcije na mestu skoka opterećenja na vertikali kroz ivicu temeljne trake. Za opterećenje trakastog temelja jedinične širine dobijen je korektan faktor sigurnosti  $F_S = 1.00$ . Primenom metode Janbu I dobija se  $F_S = 0,917$ , a faktor sigurnosti  $F_S = 1.00$  bi se dobio za vrednost  $N_q = 14.7$  ili 25% manji od korektnog rešenja. Specijalni problemi nosivosti nehomogenog tla se takođe mogu rešavati ovom opštom metodom.

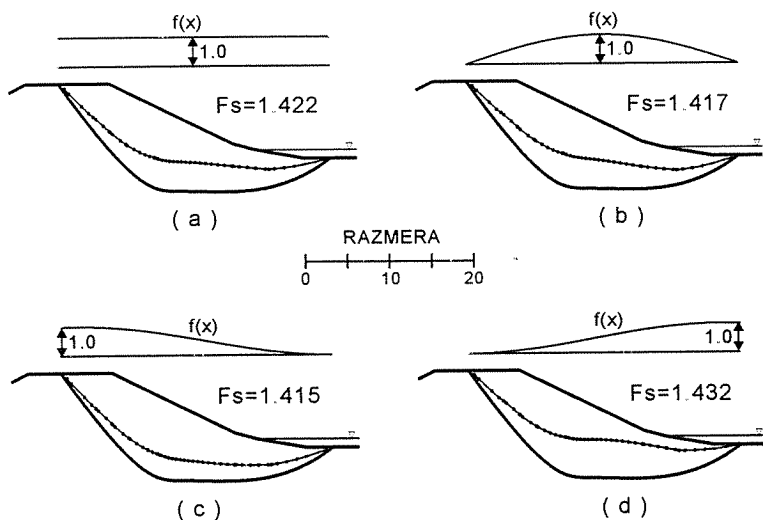


Slika 10.14. Rešenje za nosivost po Prandtlu primenom opšte metode

Za fizički moguće klizne površi proizvoljnog oblika zadovoljavanje tri uslova ravnoteže, (tačne metode), bez zanemarivanja pojedinih komponenti unutarnjih sila i dokaz fizičke dopustivosti rešenja, obezbeđuje rezultate koji se kreću u prihvatljivo uskim granicama, bez obzira na vrstu hipoteze koja je upotrebljena za definisanje metode koja obezbeđuje jednoznačan rezultat. Dopustiva rešenja su ona kod kojih se ne pojavljuju naponi zatezanja, ne prekoračuje se smičuća čvrstoća tla unutar kliznog tela i napadne tačke međulamelnih sila, koje povezane čine liniju unutarnjih pritisaka, a nalaze se unutar kliznog tela. U načelu, nije neophodan uslov da linija napadnih tačaka uvek prolazi tačno kroz donju trećinu visine preseka kliznog tela. Intenzivna testiranja su pokazala da se izračunati faktori sigurnosti za različite radne pretpostavke, kreću u relativno uskim granicama od  $\pm 1-2\%$  ukoliko su dobijena rešenja fizički moguća. Za ilustraciju prikazan je primer na Slici 10.15.

Nehomogena kosina nasipa pored vodenog toka u preseku sadrži i sloj sa niskim parametrima smičuće čvrstoće. Granice materijala u preseku i parametri su u ovom

prikazu izostavljeni radi preglednosti, jer se ovde ilustruje samo uticaj pretpostavljene  $f(x)$  na rezultat  $F_S$ . Za prikazanu kritičnu kliznu površ, koja nije kružno cilindrična, sa početnom pretpostavkom da je nagib međulamelnih sila konstantan, dobijen je faktor sigurnosti  $F_S = 1.422$  uz prihvatljiv položaj linije pritisaka (Slika 10.15-a). Za paraboličnu raspodelu sa vrednostima  $f(x)=0$  na krajevima i maksimalnom vrednošću  $f(x)=1$  u centralnom preseku kliznog tela (Slika 10.15-b), faktor sigurnosti je za samo  $0.005$  manji od prethodno navedenog. I još dva prikazana rezultata sa alternativnim funkcijama koje imaju vrednost  $0$ , odnosno  $1.0$  na krajevima kliznog tela dopunjavaju ilustraciju sa malom osetljivošću rezultata, pri čemu bi rezultat na Slici 10.15-d trebalo odbaciti, jer je linija pritisaka relativno visoka s obzirom da se nalazi iznad polovine visine preseka na znatnom delu dužine kliznog tela. Za ovde razmatrani primer se može zaključiti da je  $F_S \approx 1.42$  i da nije manji od  $1.41$ , što je sasvim dovoljno tačno za praktične potrebe. Metoda Janbu I za razmatrani primer daje  $F_S = 1.31 < 1.4$ .



Slika 10.15. Rezultati proračuna za različite  $f(x)$ .

## KOMENTARI O METODAMA ZA PRORAČUN STABILNOSTI KOSINA

Iz prethodnog izlaganja sledi da metode za proračun stabilnosti, zavisno od oblika klizne površi, moraju zadovoljiti odgovarajuće uslove, a to su:

- Za *planarne* klizne površi i hipotetička klizna tela koja iz takvog mehanizma proizilaze lako se mogu zadovoljiti dva uslova ravnoteže, a uslov ravnoteže momenata i ne figuriše u uslovima ravnoteže tela. Rešenja su data u ovom tekstu.
- *Kružno-cilindrične* klizne površi se moraju analizirati metodom koja zadovoljava najmanje dva uslova ravnoteže. Metoda Bišopa, tzv. "rutinska metoda", daje prihvatljive rezultate, koji su veoma bliski rezultatima tačnijih metoda koje zadovoljavaju sve uslove ravnoteže za ovaj oblik klizne površi.

- *Proizvoljne* klizne površi treba analizirati metodama koje zadovoljavaju tri uslova ravnoteže. Smatraju se ekvivalentnim metode Morgenstern-Prajša, Spensera, Janbu II i ovde prikazani opšti metod široko primenjivan u praksi, a ima i punu međunarodnu afirmaciju, (Fredlund 1984, Bromhead 1984, 1986 i 1999, Walker - Fell 1987, Charles 1990), jer rešava i probleme sa nelinearnim kriterijem loma. Samo u manje kritičnim slučajevima, kod izduženih i homogenih kliznih tela, može se upotrebiti i metoda *Janbu I*, koja zadovoljava samo dva uslova ravnoteže, a zanemaruje smičuće komponente međulamelnih sila, ali se pri tome moraju upotrebiti odgovarajuće korekcije.

Prostorni efekti, ukoliko se smatraju značajnim, mogu se uzeti u obzir manje rigoroznim postupcima. Uticaj snažnog zemljotresa na stabilnost kosine se unosi odgovarajućim, najčešće samo horizontalnim inercijalnim silama. Ako se izračuna faktor sigurnosti  $F_S < 1.0$ , to još uvek ne znači da kosina nije dovoljno stabilna. Projektovana kosina se može smatrati zadovoljavajućom ako se pokaže da će pomeranja privremeno nestabilne mase tla biti u toku i nakon dejstva zemljotresa, u prihvatljivim granicama. Pri tome se koristi Njemarkov princip (Newmark 1965) za određivanje plastičnih pomeranja kliznog tela izloženog pulsu ubrzanja odgovarajućeg intenziteta, oblika i trajanja. Zainteresovani čitalac će o tome nešto više naći ovde u okvirima prikaza konceptom ekvivalentnog bloka i konsultovati radove Bromheda (1984, 1986, 1999) i Ambrosisa i Srbulova (Ambrassey - Srbulov 1995).

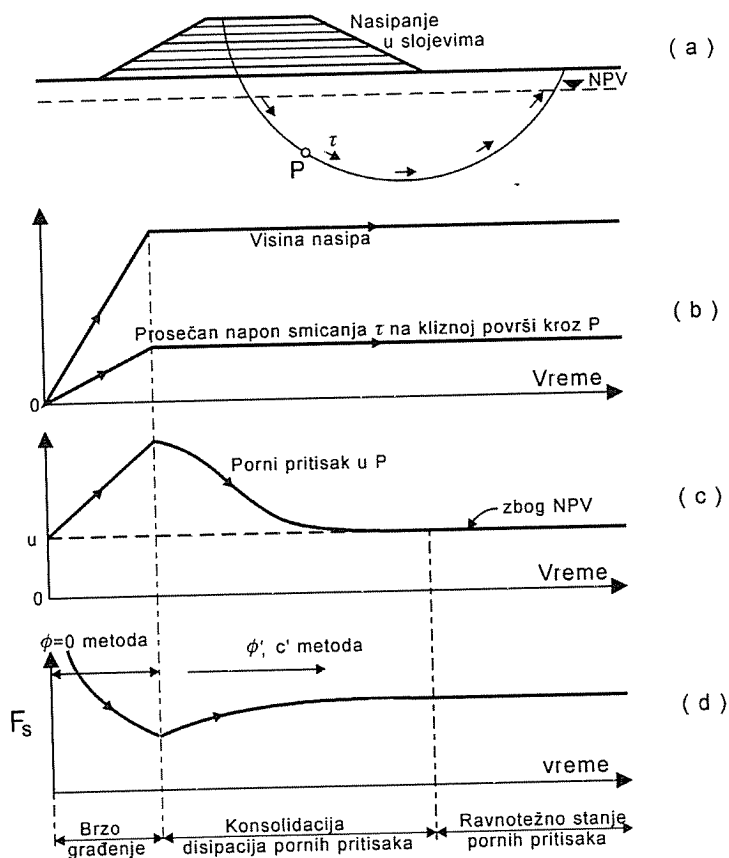
## 10.6 PRIVREMENA i TRAJNA STABILNOST KOSINA

U metodama za proračun stabilnosti mogu se, zavisno od okolnosti, koristiti parametri smičuće čvrstoće za efektivne ili za totalne napone. Sa fundamentalne tačke gledišta bilo bi poželjno koristiti efektivne napone, što se uvek i čini kada su poznate veličine pornih pritisaka u masi kosine. Na primer, ako je poznata strujna slika tada su porni pritisci jasno određeni familijama ekvipotencijala. Međutim, takva slika obično predstavlja izvesno stacionarno stanje u kome porni pritisci nisu generisani nekom promenom napona, već samo graničnim uslovima u domenu filtracije. U slučaju relativno brze promene totalnih napona, gde se pod znatnom brzinom podrazumeva takva promena napona koja se dešava u vremenu nedovoljno dugom da zbog veoma male vodopropusnosti dođe do znatnije konsolidacije, deformacija se događa u nedreniranim uslovima, što je karakteristično za kosine nasipa i useka u zasićenim glinama, (Bishop i Bjerrum 1960). Pri promeni totalnih napona usled izvođenja kosine nasipa ili useka, generisani porni pritisci  $\Delta u$  na potencijalnim kliznim površima se izrazito razlikuju zbog kvalitativno različite promene napona, što se odražava na efektivne napone. Izraz Skemptonov (4.43 i 10.57), prvobitno namenjen za opisivanje promene pornih pritisaka u opitu triaksijalne kompresije, može da posluži za kvalitativnu procenu uticaja promene totalnih napona na efektivne napone jer je:

$$\Delta u = B[\Delta\sigma_3 + A(\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_3)] \quad (10.57)$$

Za tačku P ispod nasipa na Slici 10.16 priraštaj pornih pritisaka  $\Delta u$  će, generalno biti pozitivni sa maksimalnom vrednošću na kraju građenja, jer je  $B=1$  i  $A$  je pozitivna

veličina za normalno konsolidovane i lako prekonsolidovane gline (Slika 5.23). Samo ukoliko je građenje veoma sporo ili se u glini nalaze proslojci vodopropunog tla, doći će do zanemarljivo malog priraštaja pornih pritisaka tokom nasipanja. Nakon završetka građenja nasipa prosečna veličina koeficijenta  $r_u$  će opadati sve dok se porni pritisci ne izjednače sa veličinama koje su uslovljene stacionarnim nivoom podzemne vode (Slika 5.23-c). Prema tome, faktor sigurnosti određen primenom efektivnih napona će imati minimalnu vrednost na kraju građenja, (Slika 5.23-d) a zatim će se povećavati do veličine uslovljene ravnotežnim stanjem sa trajnim rasporedom pornih pritisaka, kada su merodavni parametri određeni dreniranim opitima (alternativno  $c'$ ,  $\phi'$  ili  $\phi_B$ ,  $\Delta\phi'$ ,  $i p_N$ ). Isti parametri bi se mogli koristiti i za privremeno stanje na kraju građenja, naravno sa drugim vrednostima pornih pritisaka, ali je jednostavnije i logičnije koristiti parametre iz nedreniranih opita, jer se privremene veličine pornih pritisaka moraju ili meriti na terenu u toku građenja, ili predvideti na neki drugi način, na primer, proračunom promene napona i primenom koeficijenta  $A$ . Ovo se obično izbegava tako što se koristi " $\phi_u = 0$ " analiza kao merodavna za stanje sigurnosti na kraju građenja bez dreniranja.

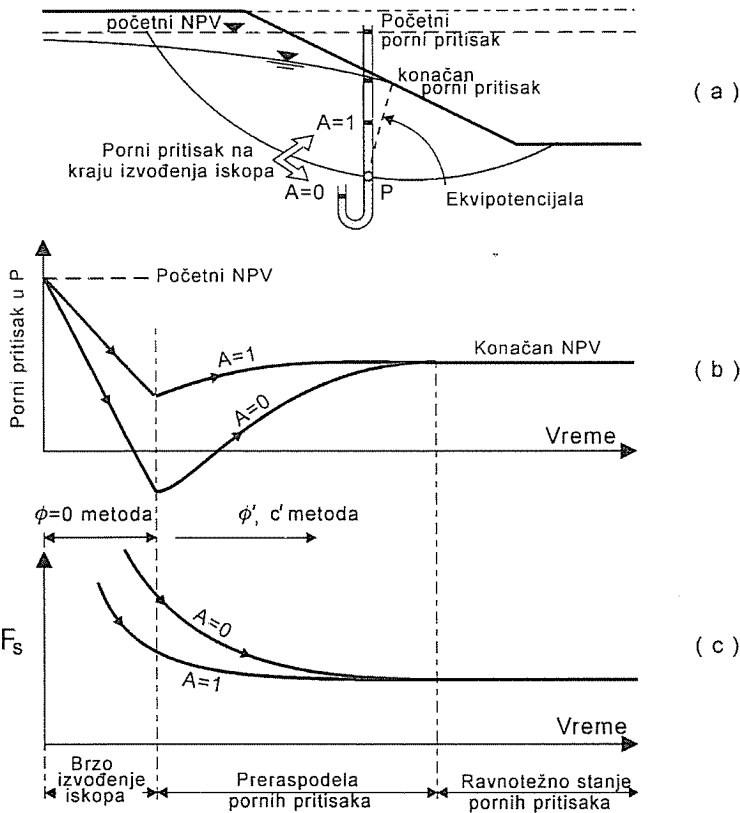


Slika 10.16. Promene napona, pornih pritisaka i faktora sigurnosti za temeljno tlo, zasićene gline ispod nasipa

U većini problema kod kojih se u temeljima pojavljuju meke gline, postaje sasvim jasno da je faktor sigurnosti za trajne uslove veći od faktora sigurnosti za privremene uslove na kraju relativno brzog građenja. Znači da je kritično vreme za stabilnost nasipa u trenutku završetka nasipanja, kada je merodavna njegova privremena, kratkotrajna (ne)stabilnost, ukoliko se nije srušio i pre toga, pre dostizanja pune predviđene visine, što se, u graničnom slučaju, računski proverava primenom parametara smičuće čvrstoće za totalne napone. Poznat je slučaj nasute brane, koja se dramatično srušila pre nego što je nasut poslednji predviđeni metar njene pune visine (Skempton 1985-a).

Međutim, situacija je praktično obrnuta u slučaju izrade useka u zasićenoj glini prikazanoj na Slici 10.17-a. Ovo se može kvalitativno pokazati ako se izraz (10.57) za priraštaj pornih pritisaka, za  $B = I$ , napiše u pogodnijem obliku:

$$\Delta u = (\Delta \sigma_1 + \Delta \sigma_3)/2 + (A - 1/2)(\Delta \sigma_1 - \Delta \sigma_3) \quad (10.58)$$



Slika 10.17. Promena pornih pritisaka i faktora sigurnosti za vreme i nakon izvođenja useka u zasićenoj glini

Smanjenje zbira glavnih napona datih prvim sabirkom u gornjem izrazu utiče na smanjenje pornih pritisaka, a sabirak koji sadrži devijatorsku komponentu napona će



takođe uticati na smanjenje pornih pritisaka ukoliko je  $A > 1/2$ , ako se zanemari nepoznat efekat rotacije glavnih napona. Promena pornih pritisaka za  $A = 0$  i za  $A = 1$  je kvalitativno prikazana na Slici 10.17-b u reprezentativnoj tački  $P$ . U tipičnom prikazanom slučaju, nakon završetka iskopa, porni pritisci se ovde povećavaju do stabilnog stacionarnog stanja a faktor sigurnosti opada do odgovarajuće konstantne vrednosti uslovljene parametrima smičuće čvrstoće za efektivne napone.

Konačan raspored pornih pritisaka određen je stanjem stacionarne filtracije, kada faktor sigurnosti dostiže minimalnu vrednost jer se završio proces promene zapremine usled promene stanja napona. Vreme potrebno da se ovaj proces završi može trajati od nekoliko dana do više godina, zavisno od karakteristika tla, geometrije preseka i uslova dreniranja, tako da se rušenje kosine useka može dogoditi nakon dužeg vremena po završetku njenog formiranja izvođenjem iskopa. Prema tome, za stabilnost kosine useka su merodavni trajni uslovi i parametri smičuće čvrstoće za efektivne napone.

### 10.7 KRITERIJUMI STABILNOSTI

Racionalni izbor odgovarajućeg faktora sigurnosti nije lako obrazložiti, jer se traži odgovor na "filozofsko pitanje znatne magnitude", (Bromhead, 1986). Neki autori tvrde da faktor sigurnosti, osim u slučaju loma, nema realnog fizičkog smisla, i oklevaju da predlože konkretne vrednosti, jer nije teško naći primere kod kojih je negde izračunato da je  $F_S = 2$  pa je ipak došlo do rušenja, a  $F_S = 1.05$  se drugde pokazalo kao sasvim zadovoljavajuće. Prihvatljiv faktor sigurnosti zavisi od većeg broja faktora, u koje treba, osim pouzdanosti rezultata proračuna, ubrojati rizik, hazard i ekonomske posledice.

Pouzdanost rezultata proračuna u najvećoj meri zavisi od verodostojnosti reprezentativnih parametara smičuće čvrstoće i raspodele pornih pritisaka, a u manjoj meri od tačnosti ovde prikazanih metoda proračuna. Od primarnog je značaja izabrati one parametre čvrstoće (u totalnim ili efektivnim naponima, vršne ili rezidualne) koji su merodavni za privremenu, odnosno za trajnu stabilnost kosine.

Rezultati nekih metoda statističke analize, primenjene na probleme stabilnosti zemljanih masa u geotehničkom inženjerstvu sugeriraju da je verovatnoća rušenja ili loma značajniji i pogodniji pokazatelj od faktora sigurnosti  $F_S$ . Podrazumeva se da izbor projektne vrednosti faktora sigurnosti treba provesti tako da se imaju u vidu pouzdanost parametara čvrstoće tla određenih laboratorijskim ispitivanjima i pouzdanost metode proračuna stabilnosti. Ukoliko se negde pouzdanost može ustanoviti na osnovu stvarnog ponašanja masa tla, tada bi se mogle upotrebiti i niže vrednosti faktora sigurnosti sa prihvatljivo malom verovatnoćom pojave nestabilnosti.

Izuzetnu važnost treba dati iskustvenim i sistematizovanim saznanjima u pojedinim lokalitetima. Treba imati u vidu da metoda granične ravnoteže ne daje prognozu veličina deformacija pri različitim faktorima sigurnosti, osim upozorenja da će u slučaju da je  $F_S \approx 1$  pomeranja biti velika. Za  $F_S > 1$  veličine pomeranja se smanjuju sa povećavanjem faktora sigurnosti, ali stvarna veličina pomeranja zavisi i od naponsko-deformacionih karakteristika tla. Praktične okolnosti u našim uslovima zahtevaju da se za potrebe projektovanja usvoje određeni orijentacioni kriterijumi, koji su u skladu sa postojećim iskustvima i tekućom praksom prikazani su u Tabeli 10.1.

**Tabela. 10.1 Uobičajene projektne vrednosti minimalnih faktora sigurnosti pri visokoj pouzdanosti parametara.**

| Slučaj                                                   | Parametri                                                          | $F_S(\min)$      |
|----------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------|------------------|
| Nasip na čvrstoj i malo deformabilnoj podlozi            | $\phi', c'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$                        | 1.4              |
| Nasip na slabo-nosivom zasićenom tlu                     | $\phi', c'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$<br>$c_u$               | 1.4<br>1.4-2.0 + |
| Usek u zasićenim glinama                                 | $\phi', c'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$<br>$c_u$               | 1.4<br>1.4-2.0   |
| Usek u krupnozrnatom tlu                                 | $\phi'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$                            | 1.2              |
| Prirodno nestabilna padina-klizište                      | $\phi'_r, c'_r \approx 0$ ili $\phi'_{Br}, \Delta\phi'_r, p_{N,r}$ | 1.1*             |
| Uzvodna i nizvodna kosina nasute brane, puna akumulacija | $\phi', c'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$                        | 1.5              |
| Uzvodna kosina nasute brane brzo spuštanje nivoa vode    | $\phi', c'$ ili $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$                        | 1.3-1.4          |

Napomene:

- U slučaju niske pouzdanosti parametara, minimalni  $F_S$  treba uvećati za 0.25, a za prosečnu pouzdanost za 0.1.
- \*Samo ukoliko su parametri određeni metodama povratne analize i ukoliko se na padini ne nalazi objekat osetljiv na moguće deformacije puzanja kosine.
- Umesto  $\phi', c', \phi'_r$  preporučuje se  $\phi'_B, \Delta\phi', p_N$  i nelinearni kriterij loma tla pri visokoj pouzdanosti parametara.

## 10.8 NEKI KORISNI KONCEPTI

Stavovi prikazani u ovom poglavlju omogućuju da se, uz određen ljudski i računarski rad, reši većina problema stabilnosti mase tla kao ravanski problem. Međutim, izvesna sinteza takvih rezultata se može korisno uobličiti u nekoliko koncepata koji daju jasniji uvid u značaj pojedinih promenljivih. Sa praktične i teorijske tačke gledišta korisni su sledeći koncepti:

- Koncept ekvivalentnog bloka
- Otpornosna anvelopa smičuće čvrstoće
- Metoda povratne analize
- Teorija neutralne linije
- Kritično seizmičko ubrzanje

Stavovi koji definišu navedene koncepte će se rezimirati u tekstu koji sledi.

**EKVIVALENTNI BLOK.** Koncept ekvivalentnog bloka podrazumeva da je metodom granične ravnoteže određen raspored normalnih napona i mobilisanih smičućih napona po konturi kliznog tela koje je opterećeno i eventualnim spoljnim opterećenjem i inercijalnim seizmičkim silama. Uslovi ravnoteže za klizno telo ograničeno proizvoljnom linijom klizanja u ravni se mogu napisati u vektorskom obliku:

$$W + U + N' + T + Q + Z = 0 \quad (10.59)$$

gde je:

$W$  ukupna težina hipotetičnog kliznog tela,

$U$  rezultanta pornih pritisaka

$N'$  rezultanta efektivnih normalnih napona na kliznoj površi

$T$  rezultanta smičućih napona na kliznoj površi

$Q$  rezultanta spoljnih opterećenja

$Z$  rezultanta seizmičkih sila koje deluju na klizno telo

Rezultujuća efektivna normalna sila na kliznoj površi je:

$$N' = N'_x + N'_y \quad (10.60)$$

a rezultujuća smičuća sila po kliznoj površi je:

$$T = T_x + T_y \quad (10.61)$$

Aproksimativna veličina ugla nagiba kose ravni statički ekvivalentnog bloka, sa dovoljnom tačnošću za praktične potrebe, se može izraziti u obliku:

$$\beta \approx \arctan(T_y / T_x) \approx \arctan(N_x / N_y) \quad (10.62)$$

Prosečni efektivni normalni i smičući napon na kliznoj površi je jednostavno srednja vrednost integrala izražena u numeričkom obliku po lamelama:

$$\sigma'_{n,sr} = \frac{\sum(\sigma'_n l)}{L} \quad (10.63)$$

$$\tau_{sr} = \frac{\sum(\tau_m l)}{L} \quad (10.64)$$

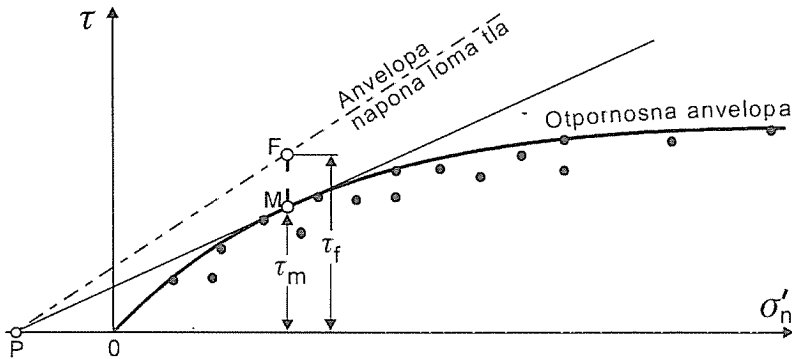
gde je  $L = \sum l$  dužina luka klizne površi.

Na ovaj način se rezultat na  $\sigma'_n, \tau$  dijagramu može prikazati jednom tačkom čije su koordinate prosečne vrednosti normalnih, odnosno smičućih napona. Ukoliko nema kohezije ili se ona može zanemariti, što je uvek slučaj kod nevezanog tla i rezidualne smičuće čvrstoće, u slučaju kako linearne, tako i nelinearne anvelope napona loma, prosečan mobilisan ugao smičuće otpornosti je jednak uglu nagiba ekvivalentnog bloka.

Na ovaj način je klizno telo proizvoljnog oblika svedeno na statički ekvivalentan blok tako da se lako može ispitati uticaj spoljnih opterećenja na njegovu stabilnost. Na primer, ako se razmatra uticaj sila sidrenja ankerima na stabilnost bloka, može se lako pokazati da optimalan nagib sile sidrenja zaklapa ugao  $\phi$  sa ekvivalentnom kosom ravni pod odgovarajućim nagibom.

**OTPORNOSNA ANVELOPA.** Koncept otpornosne anvelope je predložio Casagrande (1950), ali je njegovoj popularizaciji i primeni u najvećoj meri doprineo Janbu (1977). Jedna od odlika ovog koncepta je da se po njemu može provesti analiza stabilnosti bez unapred poznatih parametara smičuće čvrstoće tla homogene kosine, ali se osim geometrije preseka, mora znati raspodela pornih pritisaka, ukoliko se želi izvršiti analiza u efektivnim naponima. To znači da za datu kosinu i raspodelu pornih pritisaka postoji jedinstvena otpornosna anvelopa u  $(\sigma', \tau)$  dijagramu za efektivne napone i  $(\sigma, \tau)$  za totalne napone, koja ne zavisi od stvarnih parametara smičuće čvrstoće, tako da se otpornosna anvelopa može koristiti za analizu posledica primene kako linearne, tako i nelinearne anvelope napona loma tla.

Za različite pretpostavljene klizne površi izračunaju se veličine prosečnih normalnih i smičućih napona na način opisan ranije. Za svaku probnu površ dobija se po jedna probna tačka na  $(\sigma', \tau)$  dijagramu (Slika 10.18). Proračun se izvrši za više različitih probnih položaja kliznih površi i dobija odgovarajući skup probnih tačaka. Gornja granica krive, obvojnica svih probnih tačaka, koja predstavlja anvelopu prosečnih mobilisanih smičućih napona, naziva se otpornosnom anvelopom.



Slika 10.18. Otpornosna anvelopa

Ako su poznati parametri smičuće čvrstoće, anvelopa napona loma tla se nanese na isti dijagram, kao na primer, prava linija prikazana na Slici 10.18, tangenta iz tačke P na otpornosnu anvelopu određuje tačku M koja odgovara mobilisanom smičućem naponu  $\tau_m$ . Za isti prosečan normalni napon tačka F odgovara smičućoj čvrstoći  $\tau_f$  tako da je minimalni faktor sigurnosti odnos  $\tau_f/\tau_m = F_{S,min}$ . Očigledno je da, ukoliko anvelopa smičuće čvrstoće tangira anvelopu, tada je  $F_{S,min} = 1$ , a ukoliko se dve krive seku tada je fizički nemoguć rezultat  $F_{S,min} < 1$ .

Sličan postupak se može provesti i za nelinearnu anvelopu smičuće čvrstoće, ali se minimalni odnos smičuće čvrstoće i mobilisanog smičućeg napona nalazi probanjem za nekoliko nivoa normalnih napona. Ovakav postupak je posebno koristan za parametarsku analizu stabilnosti kosina u homogenim presecima glinenih kosina koje mogu imati i nepravilnu konturu.

**POVRATNA ANALIZA.** Analiza stabilnosti se ne vrši samo da bi se dobio faktor sigurnosti za poznate parametre tla, već i radi određivanja parametara čvrstoće pri lomu ukoliko je došlo do pojave nestabilnosti mase tla, kako bi se na racionalan način projektovali i izveli stabilizacioni radovi. Zbog toga se analiza izvodi na obrnut način. Naime, ako je poznato je da je pri rušenju  $F_S = 1$ , traže se parametri koji odgovaraju ovoj realno konstatovanoj situaciji. Takav postupak se ovde naziva "*povratnom analizom*". Radi određivanja pouzdanih parametara čvrstoće u efektivnim naponima, neophodno je, sa najvećom mogućom pouzdanošću, odrediti veličinu i raspored pornih pritisaka na kliznoj površi pri lomu. Na ovaj način se odredi prosečna čvrstoća mobilisana pri lomu, koja u slučaju velikih i ponovljenih pomeranja, najčešće odgovara rezidualnim parametrima smičuće čvrstoće. U takvom postupku se dobija i raspon nivoa normalnih napona pri lomu, koji služi za definisanje veličina opterećenja pri komparativnim laboratorijskim ispitivanjima rezidualne smičuće čvrstoće.

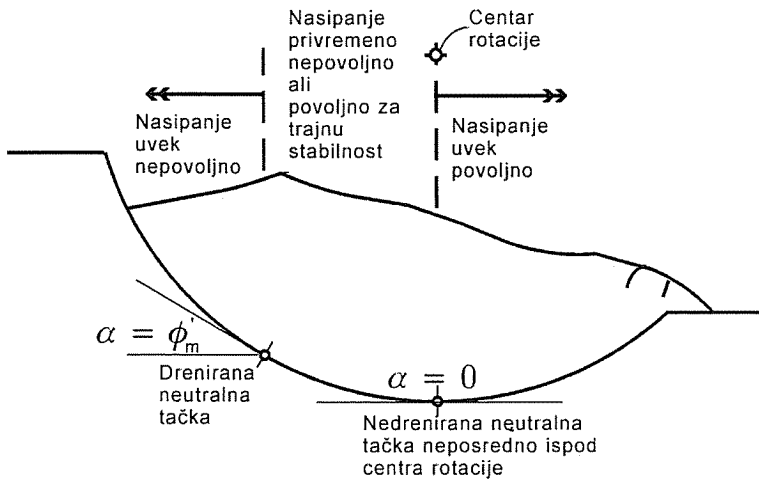
Rezultati tako provedene analize su od izuzetno velike vrednosti i nezaobilazni su u projektovanju sanacionih ili stabilizacionih mera nestabilnih kosina i klizišta, jer je sada nivo pouzdanosti parametara relativno visok, te se za projektni kriterijum mogu usvojiti relativno niži faktori sigurnosti reda veličine  $F_S(min)=1.1-1.2$  i manji, ukoliko se mogu tolerisati manja naknadna pomeranja, tj. puzanja kosine.

Značajnija razlika između izračunate vrednosti mobilisane čvrstoće pri rušenju kosine i merene u laboratoriji je moguća u slučaju prvih klizanja u prekonsolidovanim glinama, kod kojih je karakteristična pojava progresivnog loma. U tom slučaju je mobilisana smičuća čvrstoća duž klizne površi, u proseku, između vršne i rezidualne za odgovarajući nivo prosečnih normalnih napona. Čvrstoća se smanjuje u vremenu u nekoj tački u kojoj je dostignuta vršna čvrstoća, lokalno u zoni maksimalne mobilizacije, od vršne ka rezidualnoj, tokom razvoja smičućih deformacija i pomeranja, što izaziva povećanje smičućih napona u susednom bliskom području. Analiza progresivnog loma, u okviru metode granične ravnoteže, može se samo približno provesti na dva načina; ili primenom parametara smičuće čvrstoće koja je između vršne i rezidualne po celoj kliznoj površi, ili usvajanjem vršne čvrstoće duž jednog poteza klizne površi i rezidualne na preostalom delu.

Ukoliko se stvarno trodimenzionalan problem analizira kao ravan, dobijaju se parametri mobilisane čvrstoće veći od stvarnih. To treba imati u vidu pri poređenju izračunatih parametara mobilisane čvrstoće sa merenim vrednostima dobijenim laboratorijskim ispitivanjima. Ukoliko se geometrija kliznog tela za vreme rušenja ne razlikuje znatnije od stanja u stabilizovanom stanju, tada se efekti trodimenzionalnosti iz povratne analize i iz dokaza stabilnosti u stabilizovanom stanju, mnogo ne razlikuju.

**TEORIJA NEUTRALNE LINIJE.** Ovaj način sagledavanja promene uslova stabilnosti potencijalno nestabilne mase tla predložio je Hutchinson (1977), a ovde je ilustrovan je na Slici 10.19. Primera radi, prikazana je kružno-cilindrična klizna površ, ali se postupak može primeniti i na kliznu površ proizvoljnog oblika. Ovaj koncept je koristan za procenu efekata stabilizacionih mera pri promeni konture preseka nestabilne mase tla nasipanjem ili uklanjanjem mase tla u pojedinim zonama.

Ako se neka od lamela opteretiti nekim malim vertikalnim opterećenjem, ovaj uticaj može imati dva nezavisna efekta. Prvi efekat bi se sastojao u promeni veličine "aktivnih sila", a drugi u promeni efektivnog napona u osnovi lamele na kliznoj površi. Iz razmatranja koje se ovde neće detaljnije opisati, za svaki presek kliznog tela mogu se definisati dve tačke, koje razgraničavaju pozitivne od negativnih efekata nasipanja ili usecanja kosine po stabilnost kliznog tela za nedrenirane i drenirane uslove. Ako se može naći niz takvih tačaka u preseccima, njihovim spajanjem u planu, dobijaju se odgovarajuće neutralne linije.



Slika 10.19. Neutralne linije za kružno cilindričnu kliznu površ

Isti koncept se može proširiti i na klizne površi proizvoljnog oblika, a takve klizne površi kako u homogenim, tako i u različito uslojenim preseccima mogu imati i više od jednog para neutralnih tačaka za totalne i efektivne napone. Pri projektovanju sanacione mere, koja bi se sastojala u promeni konture kosine izvođenjem delimičnih useka i nasipanja, neutralne tačke mogu menjati svoj prvobitni položaj tako da u osnovi nestabilne mase tla mogu da se odrede područja ograničena neutralnim linijama na kojima iskop, odnosno nasipanje može imati pozitivne ili negativne posledice. Pri tome se moraju imati u vidu i privremene promene pornih pritisaka, čijom disipacijom se neutralna tačka udaljava od nožice nestabilne kosine, kao i činjenica da se neutralne linije inicijalno nestabilne kosine i zatim sanirane kosine ne poklapaju. Ovo omogućava da se kvalitativno ocene privremeni i trajni efekti stabilizacionih mera pri preraspodeli masa tla radi stabilizovanja kosine.

**KRITIČNO UBRZANJE.** Neki autori smatraju da je za uslove seizmičkog opterećenja, veličina horizontalnog seizmičkog ubrzanja, tzv. kritično ubrzanje  $k_C$ , koje daje veličinu faktora sigurnosti  $F_S = 1$ , bolji pokazatelj stabilnosti od veličine faktora sigurnosti za neko dato seizmičko ubrzanje. Pri tome se podrazumeva da  $F_S < 1$ , nema fizičkog smisla, ali ukazuje da će, bar u vremenu dok je računaska vrednost takva, ravnoteža biti privremeno narušena, što za posledicu ima pojavu trajnih pomerenja.

Veličina pomeranja će zavisi od deficita otpornih sila, oblika i trajanja pulsa seizmičkog ubrzanja i broja pulseva. Korišćenjem Njumarkovog principa (Newmark 1965), moguće je iz ovih podataka izračunati veličinu translacionog pomeranja statički ekvivalentnog bloka na kosoj ravni kao sumu pomeranja za datu istoriju opterećenja. Ovde se pretpostavlja kruto-plastična veza između sila i pomeranja.

Kritično ubrzanje za blok na kosoj ravni dat je formulom 10.13. S obzirom da je kritično klizno telo veoma često složenog oblika, potrebno je ranije opisanim postupkom preslikati sistem sila na ekvivalentni blok na kosoj ravni. Izračunata pomeranja ekvivalentnog bloka služe za ocenu efekata snažnih zemljotresa na stabilnost i na eventualne veličine trajnih pomeranja kosine. U takvoj proceni se obično koriste parametri smičuće otpornosti koji su isti kao i za statičke uslove, pa se i takva hipoteza naziva i pseudostatičkom. Problem smičuće otpornosti tla pri pulsirajućem opterećivanju, kakvo izaziva zemljotres, predstavlja poseban aspekt ponašanja tla koji se ovde neće detaljnije razmatrati. Ipak treba reći da pri dinamičkoj i/ili cikličnoj promeni smičućih napona, smičuća čvrstoća za isti nivo normalnih napona može biti i manja i veća od statičke, drenirane smičuće čvrstoće, zavisno od znaka generisanog pornog pritiska i drugih reoloških faktora pri pulsirajućoj ili brznoj promeni napona smicanja.

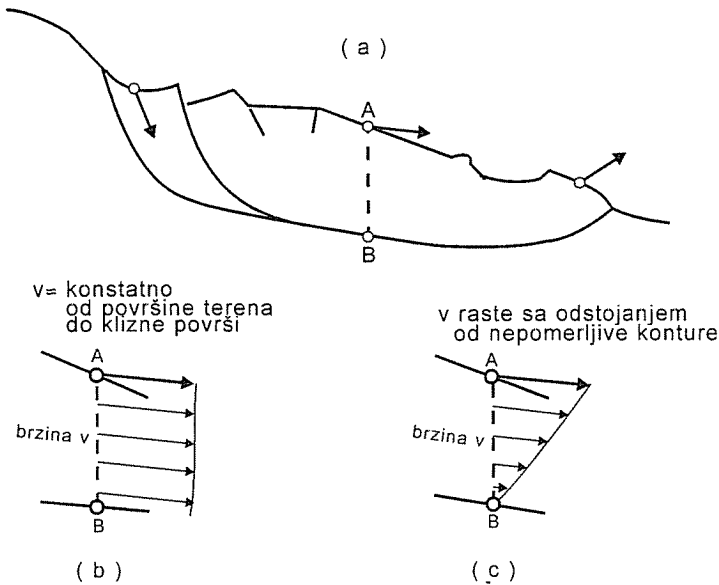
## 10.9 KARAKTERISTIČNI SLUČAJEVI (NE)STABILNOSTI KOSINA

**STABILNOST PRIRODNIH PADINA.** Mnogo je padina u prirodi koje su u stanju bliskom graničnoj ravnoteži. Neravnoteža sila u masi tla na prirodnoj padini može nastati usled jednog ili više istovremenih faktora. Često je tome uzrok promena profila preseka kosine pri kojoj se povećavaju aktivne sile povećavanjem težine u gornjem delu kosine ili pri kojoj se smanjuju otporne sile uklanjanjem materijala sa nožičnog dela kosine ljudskom aktivnošću ili erozijom vodenog toka. Nestabilnost se može aktivirati povećavanjem pornog pritiska podzemne vode usled čega dolazi do pada nivoa normalnih efektivnih napona i smanjenja smičuće čvrstoće tla. Porni pritisci podzemne vode mogu nastati usled infiltracije atmosferskih padavina (kiše i/ili topljenje snega), koja je povećana prethodnom deforestacijom, filtracije vode iz veštačkih izvora, (procurivanje iz vodovodne, kanalizacione ili toplovodne mreže) ili zbog povišenja nivoa podzemne vode usled promene uslova dreniranja padine ili sprečenog isparavanja podzemne vode.

Mehanizam progresivnog smanjenja smičuće čvrstoće tla ili stene usled raspadanja, izluživanja, promena u mineralnom sastavu, otvaranja i razmekšavanja po prslinama ili kontinualnog i postepenog smičućeg deformisanja (puzanja) nisu retki uzroci pojava nestabilnosti kao i vibracije izazavane zemljotresom, miniranjem, ili pobijanjem šipova. Indukovane dinamičke sile uzrokuju zbijanje rastresitih peskova i prašinastih materijala, ili lesa ispod nivoa podzemne vode, ili kolaps senzitivnih glina, što sve uzrokuje povećanje pornog pritiska. Ciklični naponi usled zemljotresa mogu izazvati likvefakciju rastresitih zasićenih slojeva jednoličnog peska.

Zato se u toku planiranja različitih građevinskih radova na padinama mora proveriti uticaj planiranih zahvata na stabilnost prirodne padine. Pri tome i sasvim blage padine sa nagibima od svega  $5^{\circ}$  -  $6^{\circ}$  mogu postati potencijalno nestabilne posle izvođenja iskopa i nasipa na njima.

**DUBOKA PUZANJA STARIH KLIZIŠTA.** Površ loma ili njen najveći deo je blago zakrivljen, a u gornjem delu se može uočiti stari ožiljak - "škarpa", čija je dužina u preseku reda veličine 10% ukupne dužine preseka klizišta (Slika 10.20-a).



Slika 10.20. Pomeranja tačaka klizišta

Brzina pomeranja može da bude praktično konstantna po dubini klizišta do klizne površi ispod koje pomeranja praktično nema (Slika 10-20-b). U takvom slučaju radi se o smičućim pomeranjima sa klizanjem koncentrisanim po kliznoj površi sa posledicama koje se mogu registrovati na površini terena i, ukoliko su merena, treba prikazati odgovarajućim vektorima brzina ili pomeranja u tačkama označenim sa  $A$  na površini klizišta. Analizom rezultata geodetskih osmatranja veličina komponentalnih pomeranja, i korišćenjem podataka o karakteristikama tla u telu klizišta, može se približno odrediti položaj i pravac klizne površi u pojedinim presecima definisanim sa nizom tačaka  $B$ . Ima mišljenja da se takav raspored brzina pomeranja događa samo ako postoje jasno izražene klizne površi po kojima dolazi do smicanja, i ako brzine pomeranja nisu zanemarljivo male, tako da se pomeranja klizišta mogu pouzdano ustanoviti geodetskim merenjima pomeranja tačaka na površini terena klizišta.

Problem je znatno složeniji ukoliko se brzine pomeranja menjaju sa dubinom, odnosno rastu sa odstojanjem od nepomerene konture prema površini terena, kada se govori o distorzijskom puzanju, veoma karakterističnom za ekstremno male brzine pomeranja površine tačke  $A$  terena, na Slici 10.20-c, dok se tačka  $B$  ne pomera. Tada je iz vektora pomeranja tačke  $A$  znatno teže odrediti položaj nepomerljive konture u tački  $B$  koja predstavlja granicu u kontaktu sa uslovno nazvanom kliznom površi ukoliko se ne primenjuje merenje inklinometrima. Strogo uzev, mehanizam takvog pomeranja ne odgovara ni uslovima koji postoje u opitu direktnog smicanja, niti osnovnim



postavkama metode granične ravnoteže, koje pretpostavljaju jasno definisane klizne površi. Iskustva ukazuju da se i u takvim slučajevima može smanjiti brzina distorzijskih deformacija smanjenjem mobilizacije smičuće čvrstoće tla u telu klizišta.

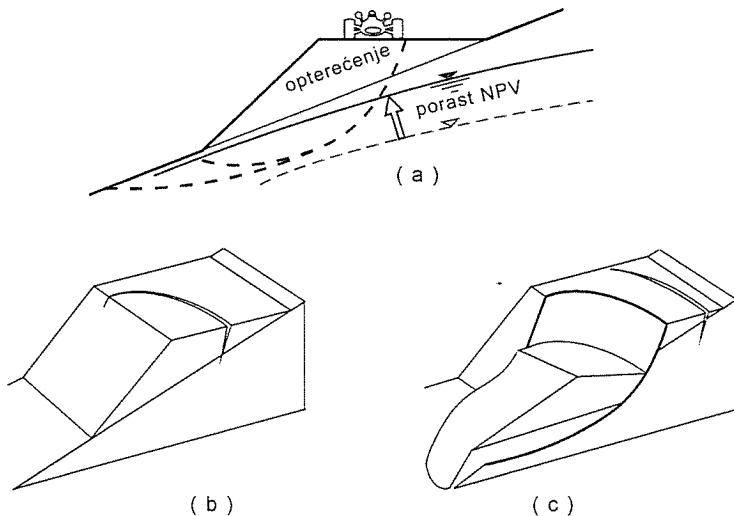
Smičuća čvrstoća granične površine klizne mase opada pri pomeranjima do konstantne veličine. Zbog pomeranja po kliznim površima, koja su se ranije dogodila pri formiranju klizišta, mobilisana smičuća čvrstoća je najčešće bliska rezidualnim vrednostima. Tipične su situacije u tvrdim prekonsolidovanim glinama, koje su omekšane, isprskale i imaju strije na kliznoj površi. Prirodna klizišta su veoma rasprostranjena, često neprimećena do početka ili nakon građenja objekata na njima. Ponekad, decenijama na objektima izgrađenim na starom klizištu se povremeno pojavljuju oštećenja koja se mogu sanirati, da bi se nakon aktiviranja jednog ili više destabilizirajućih uticaja, počela događati pomeranja koja ugrožavaju funkcionalnost i sigurnost objekata na njemu do takve mere da postanu neupotrebljivi.

Stabilnost se analizira u efektivnim naponima i parametrima čija je veličina bliska karakterističnim vrednostima rezidualne smičuće čvrstoće. Anvelopa napona loma je najčešće zakrivljena, te se mora imati u vidu nivo prosečnih normalnih napona za koji se provode ispitivanja čvrstoće. Pri tome je neophodno određivanje mobilisanih parametara čvrstoće metodama povratne analize. Zahtevani faktori sigurnosti mogu u ovom slučaju biti i znatno manji od 1.5, ali ne manji od oko 1.15 iako se zadovoljavajući efekti stabilizacije mogu postići i sa manjim faktorima sigurnosti (1.05-1.10). Stabilizovanje kosina često ne znači i potpuno zaustavljanje kretanja mase tla; često se efekat stabilizacionih mera ogleda samo u smanjenju brzina pomeranja na manje ili više prihvatljivu meru u konkretnim okolnostima.

**NASIPI SAOBRAĆAJNICA.** Kolovozna konstrukcija ili železnička pruga može se neželjeno deformisati i iznad prihvatljivih tolerancija zbog nedopustivih pomeranja podloge na kojoj je izvedena. Razlozi za štetne pojave ove vrste mogu biti dvojaki: ili neadekvatnost posteljice neposredno ispod kolovozne konstrukcije, odnosno zastora, ili nestabilnost većih zapremina tla u području saobraćajnice i temeljnog tla. Prva grupa uzroka potiče od lokalizovanih deformacija neposredno u zoni delovanja saobraćajnog opterećenja od vozila i obuhvata relativno malu dubinu reda veličine 0.5 do 1.5 m, koja je pod znatnim uticajem lokalnih opterećenja, što spada u problematiku dimenzioniranja gornjeg stroja saobraćajnica, dok se ovde razmatraju samo narušeni uslovi globalne stabilnosti, veće deformacije trupa saobraćajnice, temeljnog tla ili okolnog terena, kojima se narušava kontinuitet mase tla, što izaziva i diskontinuitete u gornjem stroju i velike izmene u podužnom i poprečnom preseku. Ukoliko su deformacije takve da ne dolazi do narušavanja kontinuiteta, ali je red veličine pomeranja kolovozne konstrukcije ili zastora takav da izaziva primetne promene u podužnom i poprečnom profilu puta ili pruge, kriterijumi stabilnosti izraženi faktorom sigurnosti se samo indirektno mogu povezati sa parametrima čvrstoće, jer se zahteva da faktor sigurnosti za kritičnu kliznu površ ne bude manji od neke unapred date vrednosti, pri čemu se podrazumeva da je na taj način, istina indirektno, zadovoljen i uslov o malim deformacijama, iako se veličine i značaj ovih pojava, u načelu, može opisati i deformacijskim pokazateljima. Deformacije

se mogu protezati na udaljenostima od više desetina metara ili stotina metara, obuhvatajući velike mase i zapremine tla. Ova grupa uzroka je najčešće uslovljena i širim lokalnim prirodnim geotehničkim parametrima i topografskim uslovima u kojima se saobraćajnica nalazi, pomeranja mogu biti više-metarskog reda veličine, a uticaj saobraćajnog opterećenja na ove pojave je od sekundarnog značaja.

Ako se ima u vidu da obim zemljanih radova u usecima i nasipima zavisi od nagiba kosina, može se olako braniti ekonomska opravdanost nižih vrednosti faktora sigurnosti u slučaju velikih zemljanih radova. Ali treba imati u vidu činjenicu da niže vrednosti faktora sigurnosti znače istovremeno i povećanje deformacija tla neophodnih za mobilisanje relativno većeg dela raspoložive čvrstoće. Ukoliko se te deformacije mogu direktno odraziti na pomeranja kolovozne konstrukcije ili nekog drugog objekta, niske vrednosti faktora sigurnosti bi lako izgubile svoje "ekonomsko" opravdanje.



*Slika 10.21. Nasip na padini*

**NASIP NA PADINI.** Uslovi nestabilnosti se pojavljuju iz najmanje dva razloga - usled povećanja opterećenja prirodne padine novim opterećenjem od tela nasipa i usled izmenjenih uslova dreniranja i evaporacije vlage iz padine, što može izazvati povećanje pornih pritisaka. Stabilnost nasipa zavisi od kvaliteta tela nasipa (u manjoj meri), od parametara čvrstoće padinskog materijala i od početnog prirodnog nivoa podzemne vode, (Slika 10.21-a). Obično se rušenje kosine događa nakon izvesnog vremena po završetku građenja u obliku podnožnog klizanja, kada dođe do povišenja nivoa podzemne vode. Prvi znaci nestabilnosti se pojavljuju u obliku podužnih pukotina na kolovoznoj površini, (Slika 1.21-b), nakon toga slede manje denivelacije koje mogu preći i u konačno rušenje trupa puta sa delom padine, (Slika 10.21-c). Analiza stabilnosti se provodi sa parametrima čvrstoće u efektivnim naponima, ali ako je površinski padinski sloj zasićen vodom potrebno je, paralelno, provesti i analizu stabilnosti sa totalnim naponima, vodeći računa o uslovima konsolidacije.

**NASUTE BRANE i HIDROTEHNIČKI NASIPI** se grade od lokalnih sitnozrnih i krupnozrnih materijala, uključujući i kameni nabačaj, radi privremenog ili trajnog formiranja uspora vode ili žitkih hidraulički transportovanih materijala nastalih u procesu sagorevanja uglja ili flotacijske obrade mineralnih sirovina. Uspor vode se uspostavlja nasipima za zaštitu od poplava i nasutim branama za formiranje akumulacija hidroelektrana ili za snabdevanje naselja i industrijskih postrojenja vodom i sa rekreacionom namenom. Manji nasipi visine 5-15 m se često grade kao homogeni sa odgovarajućim drenažnim sistemom (Slika 3.25) Nasute brane, čija visina nije ničim ograničena osim topografskim uslovima pregradnog mesta, visine često 100 ili više metara, sa zapreminom nasutog i zbijenog tla od nekoliko miliona kubnih metara, zahtevaju racionalnu primenu više različitih vrsta zemljanih materijala, od kojih sitnozrni obično imaju vodozaptivnu funkciju, peskovi čine filtarske zone, a različiti drugi krupnozrni materijali se koriste kao potporne prizme i za spoljnu zaštitu kosina od erozije i uticaja talasa. Nekoliko karakterističnih preseka nehomogenih preseka visokih nasutih brana prikazano je na Slici 10.22. Proporcije pojedinih zona i nagibi kosina preseka nasute brane zavise od vrste nasutih materijala i karakteristika stene ili tla u temeljima objekta.

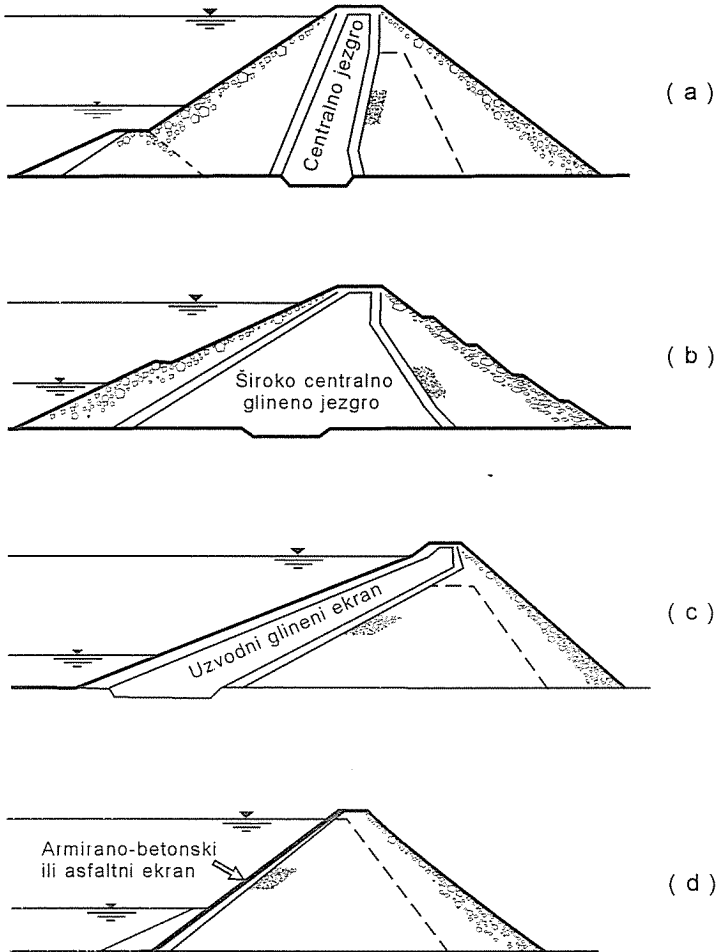
Svaka nasuta brana je jedinstven inženjerski projekat koji je, primenom raspoloživih materijala, u najvećoj mogućoj meri prilagođen lokalnim uslovima uz ispunjavanje odgovarajućih projektnih kriterijuma. Osim filtracione stabilnosti, koja se zadovoljava odgovarajućim zaptivnim i drenažnim merama (o kojima je u ovoj knjizi bilo reči u Poglavlju 3), i potrebne zaštitne visine krune brane iznad maksimalnog nivoa uspora, koja obezbeđuje nasutu branu od prelivanja i proističe iz hidroloških analiza, za kosine nasutih brana se u načelu vrše proračuni stabilnosti za tri karakteristična stanja:

1. Stabilnost u toku i na kraju građenja. Ovo stanje može biti kritično ukoliko se brana gradi na zasićenoj glini i/ili od gline sa relativno visokim stepenom zasićenja tako da su za parametre smičuće čvrstoće često merodavni nedrenirani ili delimično nedrenirani uslovi, kada generisani porni pritisci predstavljaju glavnu promenljivu za privremene uslove stabilnosti kako uzvodne, tako i nizvodne kosine. Pri konzervativnoj primeni pouzdanih parametara obično se smatra da su zadovoljavajući minimalni faktori sigurnosti  $F_S = 1.2 - 1.3$  zbog relativno niskog rizika i hazarda. Pri tome se podrazumeva da se tokom građenja vrši merenje pornih pritisaka i poredi sa prognoziranim. Ukoliko su porni pritisci takvi da faktor sigurnosti postaje blizak ili manji od računskih vrednosti za koje su dobijeni pomenuti minimalni dopušteni faktori sigurnosti, nasipanje se usporava ili privremeno potpuno obustavlja da bi se porni pritisci, u procesu konsolidacije, smanjili na dopušteni nivo.

2. Stabilnost uzvodne kosine pri brzom spuštanju nivoa vode u akumulaciji može biti kritična ukoliko je uzvodni, prethodno zasićen deo brane, izgrađen od manje vodopropusnog materijala, tako da zaostala voda ostaje pod izvesnim pornim pritiskom. Takav slučaj nastaje kada je efektivna poroznost (onaj deo koji se može drenirati) pomnožena sa koeficijentom filtracije znatno manja od brzine spuštanja nivoa vode. Veličina pornog pritiska se može proceniti ili konstruisanjem strujne mreže (polu-propusna do malo propusna relativno nestišljiva tla), ili iz promene totalnih napona i

koeficijenta pornih pritisaka  $A$  i  $B$  (gline). Alternativno, proračun stabilnosti se može provesti primenom parametara smičuće čvrstoće za totalne napone iz triaksijalnih opita u kojima je na aproksimativan način simulirana odgovarajuća promena napona.

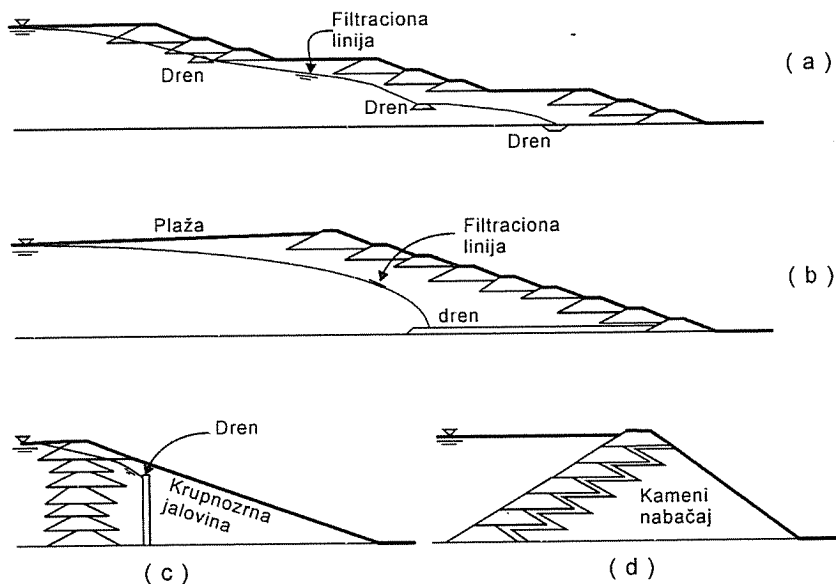
3. U uslovima pune akumulacije ispituje se uzvodna i nizvodna kosina. Porni pritisci se odrede iz strujne mreže i obično se zahteva da u statičkim uslovima faktor sigurnosti ne bude manji od 1.5.



Slika 10.22. Karakteristični presezi nasutih brana

**ODLAGALIŠTA PEPELA I FLOTACIJSKE JALOVINE** su specifični objekti, često veoma velikih dimenzija u osnovi i znatne visine, nastali hidrauličkim odlaganjem otpadnih materijala pri sagorevanju uglja u termoelektranama, odnosno flotacijskim postrojenjima za izdvajanje metala iz rude. Materijal se odlaže u obliku suspenzije čvrstih čestica u vodi, koji u procesu konsolidacije dobija mehaničke osobine tla.

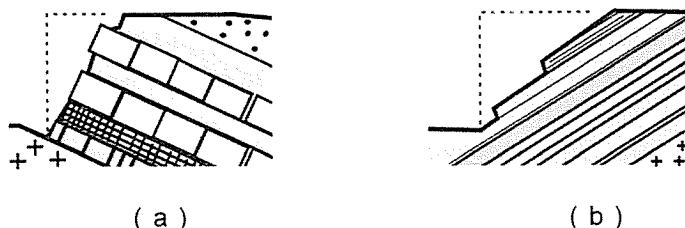
Oblikovanje takvih deponija tokom nekoliko decenija eksploatacije proističe iz zahteva da građenje bude što jednostavnije i sa minimalnim početnim ulaganjem, kako bi se troškovi građenja raspodelili kontinualno sa prihodima koje takvo postrojenje donosi. Više faktora ima uticaja na oblikovanje takvih objekata od kojih najveći značaj ima vrsta odlaganog materijala (toksičan ili netoksičan, specifično težak ako potiče od flotacijske jalovine ili lak kao pepeo elektrana), čvrstoća i vododrživost podloge, vrsta drugih raspoloživih materijala za građenje, osim deponovanih, seizmičnost lokacije, naseljenost područja, itd. Na Slici 10.23 prikazano je nekoliko mogućih varijanti preseka odlagališta koje podrazumevaju da se u procesu obrade jalovine dobija peskovit materijal izdvojen iz tečne jalovine odgovarajućim postupkom (hidrociklon) za sukcesivno građenje manjih konturnih nasipa, iako se može koristiti i materijal donet iz pozajmišta, naročito u početnim fazama kada je potrebno izgraditi prvi, inicijalni nasip. Varijante se pre svega razlikuju u relativnom položaju sukcesivnih nasipa, tako da se razlikuju metode sa uzvodnim napredovanjem (Slike 10.23-a i 10.23-b), centralnim (Slika 10.23-c) i nizvodnim (Slika 10.23-d). Iz tako usvojenih postupaka sledi i raspored drenažnih sistema koji imaju izuzetan značaj za stabilnost formiranih kosina deponije. I za postupak uzvodnog nasipanja nagib kosine zavisi od obima predviđenih drenažnih radova, tako da se na istoj površini odlaganja može odložiti više materijala formiranjem strmijih kosina ukoliko se položaj filtracione linije održi na većem odstojanju od lica kosine (Slika 10.23-a prema 10.23-b).



Slika 10.23. Karakteristični presezi kosina hidraulički deponovane jalovine ili pepela

Ove vrsta konstrukcije postavlja najstrože zahteve u pogledu pouzdanosti geotehničkih parametara materijala i metoda proračuna stabilnosti kosina, tako da su projektni kriterijumi za jalovišta isti kao za hidrotehničke nasipe i visoke nasute brane.

**KOSINE USEKA U STENSKIM MATERIJALIMA.** Stabilnost kosine useka u steni zavisi od orijentacije diskontinuiteta u odnosu na lice kosine, parametara čvrstoće stene i diskontinuiteta, visine kosine i prisustva vode. Povoljna orijentacija diskontinuiteta prikazana je na Slici 10.24-a, a nepovoljna na Slici 10.24-b.



Slika 10.24. Orijentacija uslojenosti stene

Orijentacioni nagibi useka, ukoliko se ne primenjuju stabilizacione mere, su za masivne stene, za uslojene stene sa vertikalnim diskontinuitetima ili diskontinuitetima približno upravnim na lice kosine ili sa horizontalnom uslojenošću, tipično  $4 \text{ Vert} : 1 \text{ Hor}$ . Za izvetrele stenske mase ili stene sa velikom učestalošću diskontinuiteta koji nemaju pad prema iskopu, ukoliko se ne radi o glincima, laporcima i flišu, nagibi kosina se kreću između  $2 \text{ V} : 1 \text{ H}$  do  $1 \text{ V} : 1 \text{ H}$ , zavisno od kvaliteta stene. Za nepovoljan pad slojeva prikazan na Slici 10.25-b, nagib kosine treba da je blaži ili jednak nagibu pada slojeva. Ukoliko izvođenje takvog iskopa nije sigurno ili je neekonomično, primenjuje se ojačanje kosine sidrima (ankerima), u načelu prema Slici 10.28-b. U nepovoljnim okolnostima nagiba slojeva u glincima (fliš) za postizanje stabilnih nagiba useka često je potrebno ostvariti nagibe  $1 \text{ V} : 4 \text{ H}$  ili još blaže čak do  $1 \text{ V} : 6 \text{ H}$ . Za sve kosine u steni, kod kojih nije predviđena površinska zaštita lica kosine od degradacije prskanim ili masivnim betonom, uputno je predvideti zaštitnu širinu između nožice kosine i jarka za odvodnjavanje. Zaštitna širina u nožici kosine i širine bermi (ukoliko se predviđaju) treba da iznosi oko  $1/3$  visine kosine iznad nje, ako je kosina u pored saobraćajnice.

Stabilnost kosina u steni dokazuje se posebnim analizama i proračunima po metodama mehanike stene, koje su potpuno analogne metodi granične ravnoteže u mehanici tla, kada minimalni dopušteni faktor sigurnosti iznosi tipično  $F_S = 1.5$ . Smičuća čvrstoća ispucale stenske mase zavisi od učestalosti diskontinuiteta, njihove orijentacije i eventualne ispunjenosti zemljanim materijalom, čvrstoće intaktnih komada stene, prisustva vode i nivoa normalnih napona. Smičuća čvrstoća stenske mase se može opisati hiperboličkim izrazom (5.52) koji važi za tlo, a za stensku masu se dodaje kohezija:

$$\tau_f = c + \sigma_n \tan \left( \phi'_B + \frac{\Delta \phi}{1 + \sigma_n / p_N} \right) \quad (10.65)$$

gde je:

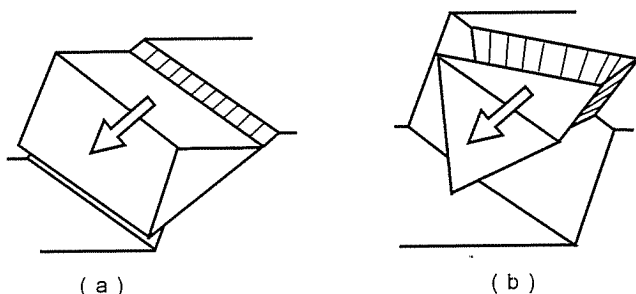
- $c$  kohezija koja je veća od nule u slučaju intaktnog uzorka stene i zavisi u izvesnoj meri od pritiska čvrstoće. Računska veličina može imati pozitivnu vrednost i u

slučaju ispucalih stenskih masa sa haotično orijentisanim diskontinuitetima. Ova veličina je jednaka nuli za ravni smicanja po diskontinuitetima;

$\phi'_B$  bazni ugao trenja koji zavisi od vrste stene, odnosno od vrste ispune u diskontinuitetima, i može se kretati u granicama od oko  $5^\circ$  do  $35^\circ$ ;

$\Delta\phi / (1 + \sigma_n / p_N)$  ugao doprinosa dilatancije zavisi od nivoa normalnih napona i vrste stene. Za smicanje po diskontinuitetima ova veličina zavisi i od hrapavosti površina diskontinuiteta, čvrstoće neravnina i/ili zbijenosti eventualne ispune diskontinuiteta i nivoa normalnih napona, i može se kretati u relativno širokim granicama od  $0^\circ$  do oko  $40^\circ$ .

Navedeni parametri određuju se ispitivanjima, i/ili se procenjuju na osnovu objavljenih sistematizovanih iskustava u obliku empirijski ustanovljenih vrednosti za pojedine vrste stena (Barton 1977, Hoek & Bray 1981, Hoek 2000).



Slika 10.25. Planarna klizanja po diskontinuitetima u steni

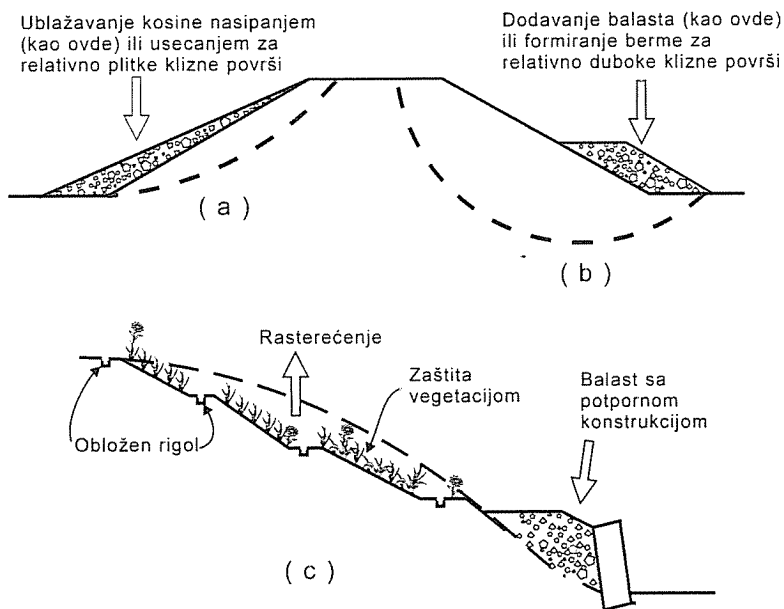
Mehanizmi loma, za koje se može koristiti metodologija granične ravnoteže za određivanje faktora sigurnosti, prikazani su na Slici 10.25. Jedna ravna površ loma, (Slika 10.25-a), karakteristična je za jasno uslojenu strukturu, tipičnu za sedimentne stene. Problem određivanja faktora sigurnosti se svodi na uslov ravnoteže kliznog bloka na kosoj ravni. Klizno telo u obliku klina ograničenog sa dve planarne klizne površi, koje proističu iz preseka dve familije diskontinuiteta, može da ima tendenciju da se pomeri u pravcu linije preseka dve ravni diskontinuiteta, (Slika 10.25-b), ili samo po jednoj od ovih ravni, zavisno od njihove orijentacije u odnosu na lice kosine.

## 10.10 METODE ZA STABILIZACIJU KOSINA

U projektovanju zemljanih radova može se dogoditi da računске provere sigurnosti pokažu da se dobijaju neželjeno niski faktori sigurnosti ili da se radovi moraju izvoditi na prirodno nestabilnom terenu, klizištu. U toku izvođenja zemljanih radova i kasnije u toku eksploatacije objekta mogu se uočiti pojave nestabilnosti. U svakom od ovih i sličnih slučajeva mora se odgovarajućim merama obezbediti zadovoljavajuća stabilnost. Da bi se našla odgovarajuća rešenja, moraju se identifikovati glavni razlozi prognozirane ili uočene nestabilnosti, da bi tehničko rešenje bilo racionalno i sigurno. Ovde se ilustruju osnovne mere za stabilizovanje kosina.

**PROMENA GEOMETRIJE PRESEKA.** Racionalna promena geometrije preseka proističe iz koncepta neutralne linije.

- Ublažavanje nagiba kosina može predstavljati efikasnu stabilizacionu meru ukoliko su kritične relativno plitke klizne površi (Slika 10.26-a).
- Dodavanje balasta u nožici kosine može predstavljati efikasnu stabilizacionu meru u slučajevima kada je kritična relativno duboka klizna površ kakva je, na primer, na Slici 10.26-b.
- Preraspodela zemljanih masa u preseku kosine premeštanjem mase tla sa višeg dela kosine na njegov niži deo ili uklanjanje materijala kojim se formira blaža kosina, uz dodavanje balasta od krupnozrnog materijala u obliku kamene nožice, koja se lako drenira, je moguće u slučaju useka i zaseka na padini. Potporna nožica se može kombinovati sa potpornom konstrukcijom ( Slika 10.26-c).

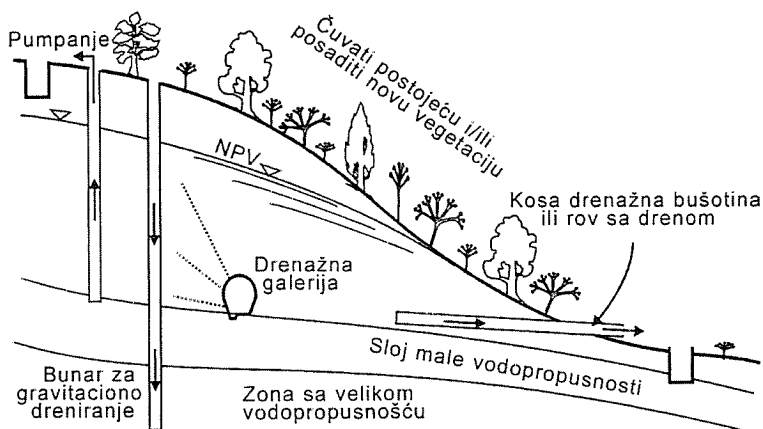


*Slika 10.26. Stabilizovanje promenom konture kosine*

**DRENAŽNE MERE.** Ove mere se preduzimaju radi smanjenja ili kontrolisanog kretanja vode na površini kosine i radi smanjenja pornih pritisaka. Zaštita zemljane kosine odgovarajućom vegetacijom se smatra obaveznom merom u našim uslovima. Neka rešenja stabilizovanja kosine dreniranjem prikazana su na Slici 10.27.

- Površinsko dreniranje - kontrola oticaja i erozije uz vegetacionu pokrivku, predstavlja obaveznu meru preventivne zaštite kosine i njenog šireg područja. Obložen jarak, rigol sa odgovarajućim podužnim padom u vrhu kosine, na eventualnim bankinama u nožici kosine, predstavljaju obavezne zahvate u području kosina od zemljanih materijala bez obzira na njihovu stabilnost.





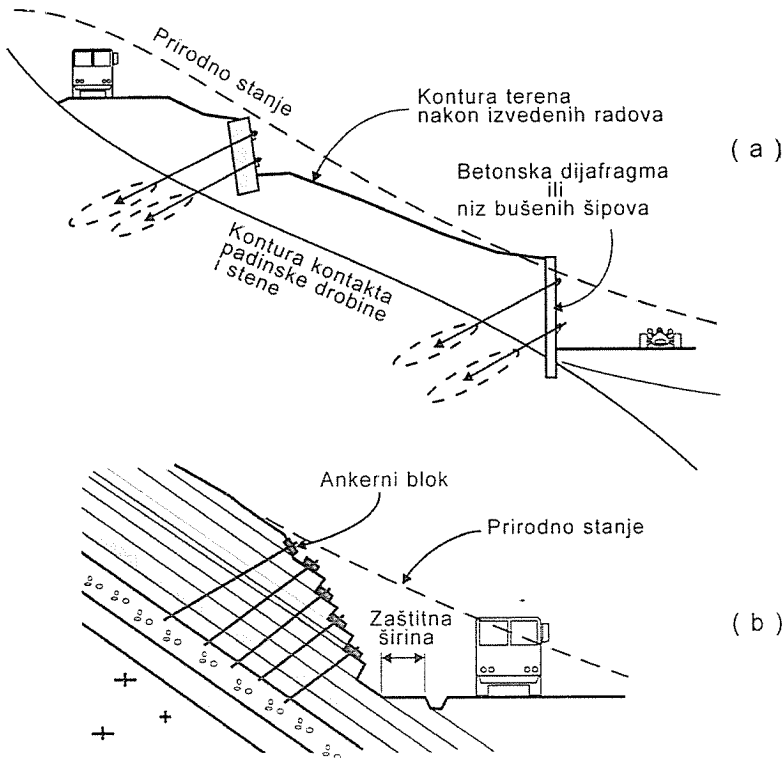
Slika 10.27. Drenažne mere za stabilizovanje kosine

- Dreniranje mase tla plitkim drenažnim sistemom, drenažnim rovovima ili kosim bušotinama, primenjuje se u slučajevima visokih nivoa podzemnih voda, koje pornim pritiscima smanjuju čvrstoću tla, te predstavljaju glavni uzrok nestabilnosti.
- Dreniranje mase drenažnim merama na relativno velikoj dubini podrazumeva intervencije na smanjenju arteskkih pritisaka i/ili presecanje akvifera koji utiču na stabilnost mase tla. Primenuju se bušotine, bunari, drenažni tuneli (sa odgovarajućim podužnim padom) i šahtovi, iz kojih se, po potrebi, mogu izvesti drenažne bušotine.

**POTPORNE KONSTRUKCIJE.** Ovim konstrukcijama, koje mogu imati veoma različite oblike, u načelu se povećavaju sile koje se mogu uslovno nazvati otpornim ili pasivnim silama. Stabilizacioni efekti proističu iz sopstvene težine konstrukcije i/ili težine materijala čiji oblik konstrukcija svojim dimenzijama kontroliše ili u kombinaciji sa aktivnim (prednapregnutim) ili pasivnim čeličnim sidrima.

- Gravitacioni tipovi potpornih konstrukcija mogu povećati stabilnost mase tla pod uslovom da se obezbedi stabilnost mase tla u kojoj se konstrukcija nalazi. Konstrukcija mora zadovoljiti uslove stabilnosti na klizanje i preturanje. Dopusšteno opterećenje temeljnog tla se mora dokazati prema postupku opisanom u tehničkom normativu "Pravilnik". Proračunima se dokazuje fizički prihvatljiv raspored unutarnjih sila u konstrukciji pri zadovoljenim uslovima stabilnosti. U slučaju primene gravitacionih potpornih konstrukcija u saniranju klizišta, kritična situacija može nastati u toku samog izvođenja, kada je potrebno ukloniti deo mase tla u području nožice kliznog tela radi temeljenja konstrukcije. Ukoliko se ne radi brzo i u kratkim lamelama rezultat može biti izrazito nepovoljan.
- Sidrene potporne konstrukcije mogu povećati stabilnost mase tla pod uslovom da se upotrebe sile odgovarajućeg optimalnog pravca i intenziteta aktivnim ili pasivnim sidrima (ankerima), prema Slici 10.28. Ankeri se moraju sidriti u stabilnom području

mase tla ili nižim slojevima stene. Proračunima po metodama koje su ovde navedene kao "tačne", mora se dokazati fizički prihvatljiv raspored unutarnjih sila pri zadovoljenim uslovima stabilnosti.



Slika 10.28. Sidrene potporne konstrukcije

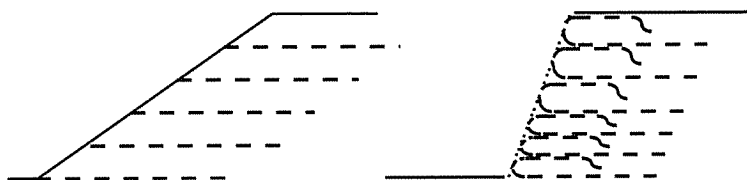
**PRIMENA ŠIPOVA.** Faktor sigurnosti kosine se može povećati ugrađivanjem šipova kroz nestabilnu masu tla do odgovarajuće dubine ispod klizne površi. Šipovi doprinose stabilnosti klizne mase tla preko momenta savijanja šipa koji je uklješten u stabilnu masu tla ispod kliznog tela. Otpornost šipova se može povećati kosim ankerima na vrhu šipa ukoliko se sidrima na ekonomičan način može postići sidrenje u stabilnoj masi tla.

Pobijeni šipovi u sitnozrnom zasićenom tlu mogu privremeno generisati priraštaj pornih pritisaka što može izazvati dopunsku nestabilnost kosine tokom izvođenja. Zbog toga prednost treba dati jako armiranim bušenim šipovima koji ne povećavaju porne pritiske, znatno većeg su prečnika od pobijenih te imaju veću otpornost na savijanje. Određivanje horizontalnog opterećenja šipa je komplikovanije ako položaj klizne površi nije određen ili u slučaju potencijalno nestabilne kosine, klizne površi nema. U takvom slučaju potrebno je odrediti najdublju moguću kliznu površ za koju se dobija zadovoljavajući faktor sigurnosti. Osim toga, treba imati u vidu da pri mobilizaciji ukupne pasivne otpornosti tla ispod stvarne ili hipotetičke klizne površi usled rotacije i savijanja šipa može doći do nepoželjnih većih horizontalnih pomeranja.

**OBLOŽNE KONSTRUKCIJE** se koriste za lokalno stabilizovanje površine kosine i najčešće nemaju značajniji uticaj na globalnu stabilnost većih masa tla. Prskani beton ojačan čeličnom mrežom uz primenu kratkih ankera može se upotrebiti za stabilizovanje kosina u mekim i/ili raspadnutim stenama i u vezanom tlu, radi obezbeđenja od lokalne nestabilnosti. Slični stabilizirajući efekti mogu se postići obložnim zidovima od betona ili kamena u cementnom malteru.

**OJAČAVANJE MASE TLA VEŠTAČKIM MATERIJALIMA** podrazumeva armiranje tla materijalima kao što su čelik, aluminijum, i različiti polimeri. U primeni metode granične ravnoteže mora se u ovom slučaju razmatrati više hipotetičkih mehanizama loma; opšta stabilnost se analizira pretpostavljajući da se armirani deo preseka ponaša kao kruto telo, a zatim da zahvata i jedan deo armiranog preseka, pretpostavljajući granične veličine sila u armaturi, koja se nalazi izvan pretpostavljenog kliznog tela kao spoljne sile. Osim tipične potporne konstrukcije od armiranog tla (Slika 8.4-i) koriste se i sledeći konstruktivni oblici:

- Armiranje tla sintetičkim materijalima (geogrid) primenjuje se za stabilizovanje kosina nasipa i primenjuje se sukcesivno sa napredovanjem nasipanja. Način armiranja zavisi od željenog nagiba kosine (Slika 10.29).
- Pribadanje tla (soil pinning) može se upotrebiti za lokalno stabilizovanje kosina useka u vezanim materijalima.



*Slika 10.29. Armiranje kosine nasipa*

**TRETIRANJE TLA** ima za cilj povećanje čvrstoća tla, pre svega, stvaranjem izvesne stvarne kohezije. Koriste se sledeći postupci:

- Temperaturno (termičko) ojačanje tla se može upotrebiti ukoliko se, između ostalog, dokaže da tlo pokazuje osobine očvršćavanja pri termičkom tretiranju.
- Injekciono tretiranje mase tla se može upotrebiti ukoliko primenjen postupak garantuje da injeksiona masa može prodrati u masu tla što će nakon vezivanja dovesti do očvršćavanja. Mora se imati u vidu uticaj primenjenih pritisaka injektiranja na opštu stabilnost mase tla tokom izvođenja radova.

**ELEKTRO-OSMOZA** se koristi kao tehnički postupak za konsolidaciju i ojačanje mekog glinovitog vodom zasićenog tla. Ovaj postupak je prvi primenio Casagrande tridesetih godina XX veka. Kada se u tlo pobiju dve metalne elektrode i kroz njih se pusti jednosmerna struja, voda u porama tla će se kretati prema katodi zbog interakcije

električnog polja, jona u pornoj vodi i čestica tla. Polarizovana adsorbovana voda se kreće od pozitivne prema negativnoj elektrodi. Prvi pozitivan efekat ovog procesa je pojava filtracionih sila u određenom smeru, a drugi je delimično uklanjanje vode iz tla. Ako se obezbedi dreniranje, evakuacija akumulisane vode u području katode a onemogućiti dodatni priliv kod anode, odvijaće se proces konsolidacije. Elektrode u obliku šipki od gvožđa, bakra ili aluminijuma, se pobijaju na međusobnim rastojanjima od 1 do 3 metra u paralelnim redovima. Van Impe (1989) navodi uspešan primer gde je, radi obezbeđenja stabilnosti iskopa za temelje, primenjeno 88 katoda u tri reda sa odstojanjem redova od 5 m i odstojanjem u redu od 3 m tokom 27 dana potrošeno 60.000 kWh iz jednosmernih izvora struje napona od 30 V. Pomenuti autor je dao postupak dimenzionisanja takvih instalacija.

**PASIVNE MERE.** Uklanjanje nestabilnog materijala može biti efikasna mera ukoliko su zapremine odnetog nestabilnog materijala relativno male, a odgovarajućim analizama se dokaže da takva intervencija neće destabilizovati preostali deo mase tla. Ukoliko se, osim tla, primenjuju i drugi materijali i/ili konstrukcije u okvirima stabilizacionih mera, potrebno je dokazati njihovu strukturnu stabilnost primenom odgovarajućim metoda za takve konstrukcije i materijale.

### 10.11. IZBOR RAČUNSKIH PARAMETARA

Od primarnog značaja je izabrati parametre čvrstoće (u totalnim ili efektivnim naponima) za nivoe napona koji su merodavni kako za privremenu, tako i za trajnu stabilnost kosine. Izbor i nije uvek sasvim lak i jednostavan, jer obim i kvalitet terenskih istražnih radova i laboratorijskih ispitivanja može često biti nedovoljan da bi se mogla izvršiti korektna i racionalna, statistička ili neka druga, interpretacija rezultata sa prevelikom disperzijom u odnosu na onu koja bi se mogla racionalno obuhvatiti uobičajenim graničnim vrednostima faktora sigurnosti.

U načelu, različite metode za stabilizovanje kosina se mogu istovremeno primenjivati i kombinovati na takav način da se u svakom konkretnom slučaju postignu optimalna rešenja. Pre preduzimanja mera stabilizacije usvajaju se projektni kriterijumi i parametri, a zatim se svaka od primenjenih mera, sama, ili u kombinaciji sa drugim merama, prvo vrednuje po tehničkim pokazateljima a zatim po ekonomskim. Optimalna varijanta je ona koja postavljene kriterijume zadovoljava sa minimalnom cenom.

**OGRANIČENJA.** Ovde je prikazana praktična metodologija granične analize za određivanje mere stabilnosti kosina. Osim takvog prilaza problemu, koriste se i metode naponsko-deformacione analize, od kojih metode konačnih elemenata imaju sve širu primenu u geotehnici, građevinarstvu i tehnici uopšte. Metoda konačnih elemenata, iako je na prvi pogled veoma privlačna, na sadašnjem stepenu razvoja građevinske geotehnike ne zadovoljava neke od ranije navedenih uslova prihvatljive za prosečnog inženjera u praksi (jednostavnost i pouzdanost). Naime, metoda je znatno složenija, a njena tačnost nije znatno veća, od one koja se, za sada, postiže metodama granične ravnoteže u rešavanju problema stabilnosti zemljanih masa.

Prednost metodologije naponsko deformacione analize u rešavanju takvih zadataka bi bila očigledna u slučaju da ona obuhvata krto-plastično ponašanje tla i mehanizam progresivnog loma. Ovo područje u metodologiji analize stabilnosti zemljanih masa je još uvek u razvoju i nije na nivou poželjne rutinske upotrebljivosti. S obzirom na razvoj numeričkih postupaka i odgovarajućeg softvera, može se očekivati njena sve veća primena u budućnosti. Pri tome se, pre svega, imaju u vidu problemi kod kojih su od interesa veličine deformacija mase tla pri radnom stanju napona i eventualnoj lokalizovanoj pojavi loma sa tendencijom pojave globalnog loma tla, u prognozi deformacija kosina u toku vremena i u problemima interakcije mase tla i građevinskog objekta.

## 10.12 REZIME

U ovom poglavlju prikazana je metodologija ravanske analize stabilnosti kosina sa težištem na graničnoj ravnoteži. Faktor sigurnosti kosine je indeks relativne stabilnosti hipotetičkog ili realnog kliznog tela, mase tla, koja je ograničena kliznom površi. Faktor sigurnosti zavisi od geometrije preseka kosine, čvrstoće tla u kritičnim zonama na koju u velikoj meri utiče raspodela pornih pritisaka, i od spoljnih opterećenja. Klizna tela različitog oblika u vertikalnom preseku mogu se aproksimirati planarnim, kružno-cilindričnim i kliznim površima proizvoljnog oblika.

Razlikuju se dve grupe problema:

U prvu grupu spadaju klizišta, odnosno uslovno stabine kosine kod kojih je u bližoj ili daljoj prošlosti došlo do relativno velikih pomeranja ili se njihovo pomeranje i sada događa prema manje ili više jasno definisanom mehanizmu pomeranja tako da je faktor sigurnosti blizak jedinici. Uzroci pojave aktivnih klizišta mogu biti prirodni ili antropogeni. Za analizu stabilnosti i projektovanje sanacionih mera klizišta merodavna je rezidualna smičuća švrstoća, pri čemu je nezaobilazna metoda povratne analize.

U drugu grupu spadaju kosine za koje se može reći da je stabilnost uslovljena vršnim parametrima smičuće čvrstoće. U takvim slučajevima, zavisno od pouzdanosti parametara i posledičnih rizika rušenja, očekuje se minimalni faktor sigurnosti reda veličine 1.5 za trajne uslove opterećenja. U slučaju kosina u zasićenom sitnoznom tlu treba razlikovati privremenu i trajnu stabilnost kosine. Privremena stabilnost može biti veća ili manja od trajne, zavisno od prirode promene pornih pritisaka tokom vremena.