# 1. INTRODUCCIÓ I ANTECEDENTS

El plantejament clàssic en els estudis d'estabilitat de talussos en sòls no saturats no té en compte l'augment de resistència degut al fenomen de la succió. D'aquesta manera el valor del factor seguretat queda subestimat.

La infiltració provocada per l'aigua de les precipitacions implica una redistribució de les pressions intersticials així com la pèrdua de succió en el sí del talús. Donat que el sòl no saturat es caracteritza per un fort acoblament hidro-mecànic, el canvi en les pressions d'aigua implica un reajustament de l'estat tensional del sòl. A més, la pèrdua de succió genera una disminució en la resistència a tall. Aquest conjunt de fenòmens produeix fortes variacions del valor del factor de seguretat del talús.

Tradicionalment, els estudis d'estabilitat de talussos han estat realitzats pel mètode de l'equilibri límit i a través del mètode de Bishop en combinació amb el mètode dels elements finits, ja sigui tenint en compte les pressions d'aigua negatives o sense tenir-les en compte a l'hora de quantificar la cohesió del sòl que conforma el talús. En canvi el càlcul del factor de seguretat en talussos en sòl no saturat mitjançant el mètode dels elements finits està molt menys concorregut en els estudis que es poden trobar en la literatura tècnica que aborda aquest tema.

El present treball constitueix un intent de càlcul del factor de seguretat pel mètode dels elements finits i mitjançant el mètode de la reducció dels paràmetres resistents (*c-phi reduction*) amb la intenció d'establir quin és l'efecte de les pluges antecedents a un episodi plujós d'alta intensitat, sobre l'estabilitat d'un talús de sòl parcialment saturat. Actualment, aquest mètode es troba implantat en alguns codis de càlcul per elements finits d'alta aplicació i utilitat en el camp de l'enginyeria geotècnica (PLAXIS).

Les dificultats d'aplicació d'aquest mètode han condicionat profundament els resultats obtinguts, limitant les possibilitats de la seva aplicació i posant límits als objectius inicials. Malgrat aquest fet, els resultats obtinguts permetran que futurs treballs continuïn la línia de recerca oberta en aquest treball de final de carrera.

## *1.1 EL SÒL NO SATURAT. GENERALITATS.*

El sòl no saturat reuneix un conjunt de particularitats, en quant a composició i comportament, que el diferencien en certs aspectes del sòl saturat. En aquest primer apartat s'aborden els conceptes bàsics de la mecànica del sòl no saturat que permetran realitzar les anàlisis d'estabilitat que constitueixen el cos principal del treball presentat.

### *1.1.1 Fases del sòl no saturat*

El sòl no saturat és un sistema trifàsic composat de sòlids (partícules de sòl), líquid (habitualment aigua) i gas (aire i barreges d'altres gasos). Fredlund i Morgenstern (1977) [1] proposen l'existència d'una quarta fase prenent la interfase entre l'aire i l'aigua presents en el sòl com una fase independent. Aquests autors atribueixen a aquesta interfase, anomenada "membrana contràctil", propietats diferents a les de l'aire i l'aigua. En la Figura 1 podem observar les fases presents en un element de sòl no saturat.

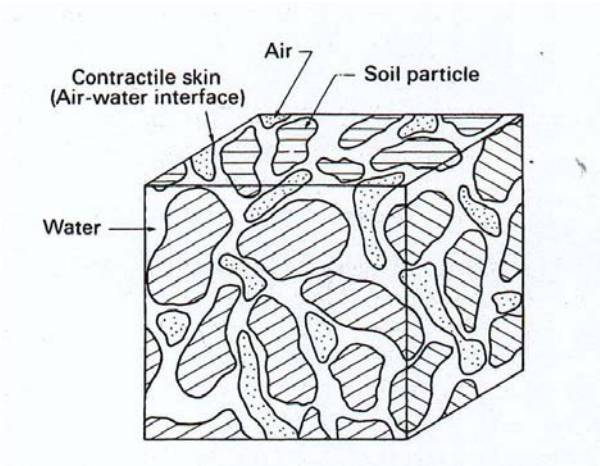


**Figura 1 Fases d'un element de sòl no saturat (Fredlund i Rahardjo, 1993 [2])**

La fase sòlida es composa de partícules de diverses grandàries, i les propietats d'aquestes són parcialment responsables del comportament del sòl. La estructura que adopten aquestes partícules controla la component capil·lar de la succió (Alonso *et al.*, 1987 [3] ).

La fase líquida es composa principalment d'aigua i de sals que s'hi troben dissoltes. Clàssicament, la fase líquida present en el sòl no saturat es pot classificar en tres grups:

- Aigua en adsorció en la superfície de les partícules sòlides o bé atrapada en l'interior de la capa doble.
- Aigua capil·lar que es troba dins del sòl degut a les forces capil·lars.
- Aigua que pot ser perduda per gravetat en condicions de drenatge lliure.

Des d'un punt de vista hidrodinàmic, el segon i el tercer tipus es poden agrupar sota el terme "aigua lliure".

La fase gasosa present en el sòl no saturat es compon d'aire i de vapor d'aigua.

### *1.1.2 L'aigua en el sòl no saturat. Succió.*

L'aigua que es troba en el sí del sòl parcialment saturat està dotada d'un potencial definit en relació a un estat de referència pel qual és nul i constituït per diverses components, tal i com s'expressa en l'equació (1).

$$\Psi = \Psi_g + \Psi_m + \Psi_0 + \Psi_p + \Psi_a + \Psi(T) \quad (1)$$

Amb:
$\Psi_g$ : Component gravitacional.
$\Psi_m$ : Component matricial, que tradueix la interacció entre l'aigua i la fase sòlida (forces capil·lars i forces d'adsorció).
$\Psi_0$ : Component osmòtica, que tradueix la interacció entre l'aigua i els soluts.
$\Psi_p$ : Component de pressió, que tradueix l'acció de la pressió que s'exerceix sobre un volum determinat de sòl.
$\Psi_a$ : Component pneumàtica, que tradueix l'acció de les forces de pressió exercides per la fase gasosa sobre la fase líquida.
$\Psi(T)$ : Component tèrmica, que tradueix l'acció dels canvis de temperatura.

El "potencial matricial" o "succió matricial" és la suma del potencial capil·lar i del potencial d'adsorció, i el valor de la component gravitacional del potencial és molt petit en relació al valor del potencial matricial. En absència d'elements en dissolució, la succió matricial és la component més important del "potencial total" o "succió total".

Els fenòmens de capil·laritat es produeixen en la interfase entre dos fluids sotmesos a pressions de valors diferents, ja que les molècules estan subjectes a un conjunt de forces no equilibrades. La llei de Jurin-Laplace (2) permet relacionar el potencial capil·lar (Pc) amb el radi de porus.

$$Pc = \frac{2Ts\cos\alpha}{r} = \frac{2Ts}{R} \quad (2)$$

Amb :
*Ts* : Tensió superficial de l'aigua.
$\alpha$ : Angle de contacte.
*r* : Radi del capil·lar cilíndric equivalent ($r = R\cos\alpha$).
*R* : Radi de màxima curvatura.

La component capil·lar de la succió matricial en un porus on hi ha formació d'un menisc es defineix com la diferència entre la pressió d'aire ($u_a$, en la majoria dels casos $u_a = P_{atm}$ ) i la pressió d'aigua ($u_w$). D'aquesta forma, recuperant la llei de Jurin-Laplace i per un menisc perfectament esfèric de radi *R,* obtenim:

$$u_a - u_w = \frac{2 \cdot Ts}{R} \quad (3)$$

Entre les components del potencial hidràulic, n'hi ha que juguen un paper més remarcable. Certs resultats experimentals suggereixen que la resistència a tall i els canvis de volum depenen en major mesura de la succió matricial que de la succió total (Alonso et al, 1987 [3]). Degut a aquest fet, el comportament de tensió-deformació depèn de la succió matricial, mentre que el flux d'aigua en el sí del sòl no saturat depèn, en una major mesura, del gradient de succió total (Barrera, 2002 [4]).

### *1.1.3 El flux en el sòl no saturat*

La circulació d'aigua en medi saturat es regeix per la llei de Darcy (1856):

$$q = -Ks \cdot \nabla \psi \quad (4)$$

Amb:
$q$ : Cabal unitari per unitat de superfície a través de la secció.
$Ks$ : Permeabilitat saturada.
$\nabla \psi$ : Gradient de potencial hidràulic.

Aquesta llei expressa la linealitat entre el cabal d'aigua i el gradient de potencial hidràulic, prenent com a velocitat del fluid la velocitat mitja del mateix en els porus d'una determinada secció. La permeabilitat saturada és la constant de proporcionalitat de la relació, i pren compte de les característiques de la xarxa porosa del medi, així com de les característiques del fluid (densitat i viscositat). D'aquesta manera, es constata que la força motriu del moviment de l'aigua en medi saturat és la diferència de potencial hidràulic.

Els principis de força motriu i de direcció de flux exposats per al sòl saturat són també vàlids per al sòl no saturat. Tot i així, l'aigua que es troba en un medi parcialment saturat està subjecta a una pressió inferior a la pressió atmosfèrica o succió, i el gradient de succió constitueix també una força motriu. El flux en sòl no saturat es produeix, doncs:

- de zones on la pel·lícula d'hidratació que envolta les partícules és més espessa a zones on aquesta capa és més fina,
- de zones on els meniscs dels capil·lars són menys encorbats a zones on els meniscs estan dotats d'una major curvatura,
- de zones de succió feble a zones de succió elevada.

La diferència més important entre la circulació en medi saturat i en medi no saturat és el comportament diferent de la conductivitat hidràulica en cadascun d'aquests medis.

A mida que el sòl s'asseca, la connectivitat dels porus esdevé més irregular i discontínua degut al reemplaçament de l'aigua per l'aire. En aquest moment les forces moleculars guanyen importància respecte a les forces de gravetat. En els contactes entre l'aire i l'aigua es desenvolupen fortes forces de capil·laritat. L'acció d'aquestes pressions comporta una reducció de la talla efectiva dels porus. És a dir, que quant més sec està el sòl, més petits són els seus porus i la xarxa porosa és més discontínua.

A la llum del que s'acaba d'exposar, es pot concloure que la dessaturació provoca una sèrie de fenòmens en el sí dels porus que dificulten el pas de l'aigua al seu través.

Tenint en compte les particularitats esmentades del flux d'aigua en medi no saturat es pot adaptar l'equació de Darcy a aquest tipus de medi :

$$q = -K(\psi) \cdot \nabla \psi \quad (5)$$

Amb:
$q$ : Cabal unitari per unitat de superfície a través de la secció.
$K(\psi)$ : Permeabilitat del medi en funció del potencial hidràulic.
$\nabla \psi$ : Gradient de potencial hidràulic.

Aquesta expressió permet obtenir l'equació general del flux en medi no saturat integrant-la en l'equació de la conservació de la massa:

$$\frac{\partial}{\partial t} nSr\rho_w - div(K\rho_w gradh) = 0 \quad (6)$$

Amb:
$n$: Porositat.
$Sr$: Grau de saturació.
$h$: $h=z-Pc/\gamma_w$ (Pc: pressió capil·lar)
K: Permeabilitat.

L'expressió anterior manifesta la dependència de la permeabilitat amb el contingut en aigua del sòl en el flux en medi parcialment saturat. D'aquesta relació de dependència neix la necessitat de trobar expressions o lleis que determinin el valor de la succió en funció del contingut en aigua del sòl, així com el valor de la permeabilitat del sòl per un contingut d'aigua determinat.

### *1.1.4 Corba de retenció i corba de permeabilitat*

Si s'aplica una baixa pressió de succió a l'aigua d'un sòl saturat, no es produeix cap mena de moviment d'aigua fins que la succió aplicada no passa un cert valor crític. Un cop s'arriba a aquest llindar de pressió de succió el porus més gran comença a buidar-se. Aquest valor crític de succió s'anomena "succió d'entrada d'aire" o "punt d'entrada d'aire", i és funció de la grandària dels porus.

Quan se supera el punt d'entrada d'aire, la succió matricial del sòl creix a causa de la curvatura creixent dels meniscs deguda à l'augment de la diferència de pressions entre l'aigua i l'aire. A mida que la succió creix els pors perden l'aigua allotjada en el seu interior, ja que aquests no la poden retenir davant la pressió de succió aplicada.

Un augment progressiu del valor de la succió implica el drenatge de porus cada vegada més petits fins a arribar a un punt on només els porus molt petits són capaços de retenir l'aigua.

El contingut d'aigua que no pot ser drenat augmentant la succió s'anomena "grau de saturació residual". De la mateixa forma, un augment de la succió està també associat a una reducció de les pel·lícules d'hidratació que cobreixen la superfície de les partícules de sòl. Un augment de la succió significa, per tant, una reducció de la humitat del sòl.

La quantitat d'aigua capaç de romandre en el sòl en equilibri és funció de les dimensions i del volum dels porus omplerts d'aigua; per tant és funció de la succió. Aquesta funció és mesurada de forma experimental i és representada gràficament per una corba anomenada "corba de retenció de la humitat del sòl".

La forma de la corba de retenció és funció de la grandària i de la distribució dels pors en el sòl. En sòl sorrenc, la majoria de porus són relativament grans, i quan aquests porus són buidats a un determinat valor de succió, només queda una petita quantitat d'aigua en el sòl. En canvi, en un sòl argilós, la distribució dels porus és més uniforme, i una gran quantitat d'aigua està adsorbida a la superfície de les partícules, de forma que a mida que la succió matricial augmenta, la disminució del grau de saturació és més gradual en relació a l'augment de la succió (Figura 4).

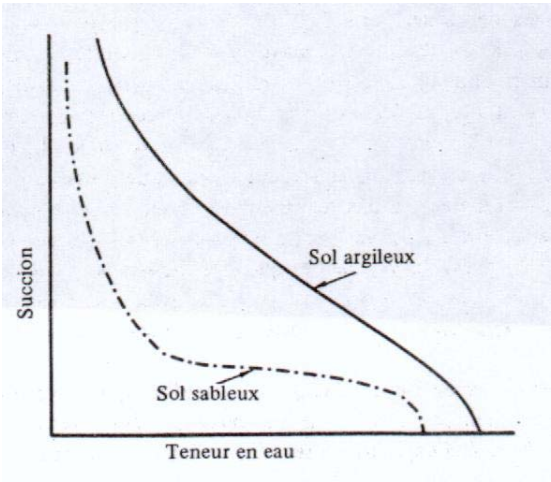


**Figura 2 Corba de retenció en funció del tipus de sòl (Hillel, 1988 [5])**

La relació entre el contingut d'aigua d'un sòl i la succió pot ésser obtinguda per assecat d'una mostra o per un procés de mullat. L'aplicació d'aquests dos processos dóna, per una mateixa mostra, dues corbes de retenció diferents, obtenint per un grau de saturació donat un valor de succió més fort per al procés d'assecat (Figura 3). Aquest fenomen de dependència del comportament del sòl segons la direcció del procés que condueix a l'estat d'equilibri, s'anomena histèresi. És a dir, que la quantitat d'aigua d'un sòl depèn del valor de la succió i de la història de la variació del grau de saturació del sòl.

Els motius d'aquest doble comportament es deuen a diversos factors, com ara l'angle dels meniscs formats, més grans durant el procés de drenatge que durant el de mullat, o la retenció d'aire en el sí dels porus durant el procés de mullat (implicant una menor quantitat d'aigua), entre d'altres.

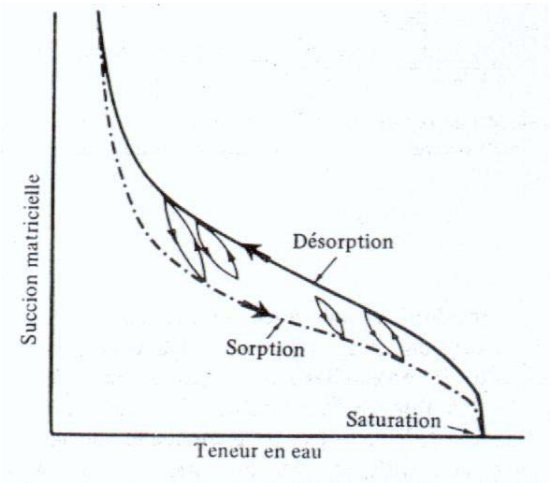


**Figura 3 Corbes de retenció segons el procés de mullat i d'assecat (Hillel, 1988 [5])**

És evident que té un clar interès pràctic poder expressar la corba de retenció d'un sòl determinat mitjançant una equació. Al llarg dels anys hi ha hagut diferents propostes per donar una expressió per a la corba de retenció i la majoria d'aquestes expressions poden ser derivades d'una mateixa expressió (Leong & Rahardjo, 1997 [6]).

Les expressions que millor s'adapten a les corbes obtingudes de forma experimental són les de Van Genuchten (1980) [7], McKee and Bumb (1987) [8], i Fredlund and Xing (1994) [9] (Leong and Rahardjo, 1997 [6]) (Taula 1).

| AUTOR | EQUACIO | PARAMETRES A DETERMINAR |
|---|---|---|
| Van Genuchten (1980) [7] | $\theta = \left[\frac{1}{1+(\alpha\psi)^n}\right]^m$ | $\alpha,n,m$ |
| McKee and Bumb (1987) [8] | $\theta = \frac{1}{1+A\exp(a_6\psi - B)}$ | $A,B,\ a_6$ |
| Fredlund and Xing (1994) [9] | $\theta = \left\{\frac{1}{\ln\left[e+\left(\frac{\psi}{a}\right)^n\right]}\right\}^m$ | $a,n,m$ |

**Taula 1 Equacions de la corba de retenció que millor s'adapten als resultats experimentals (Leong and Rahardjo, 1997 [6])**

En l'estudi realitzat en aquest treball s'utilitza el model de Van Genuchten tot i que el model de Fredlund and Xing (1994) [9] és el més recomanat, ja que té menys paràmetres a determinar i s'ajusta millor als models experimentals (Leong and Rahardjo, 1997 [6]).

En el model de Van Genuchten [7], $\alpha$ és un paràmetre inversament relacionat amb la pressió d'entrada d'aire i per tant amb la grandària dels porus, $m$ i $n$ són paràmetres lligats a la distribució dels porus i $\psi$ la succió.

Tal com hem vist, el procés d'assecat del sòl genera una variació de la permeabilitat del sòl. De la mateixa forma que per la corba de retenció, hi ha hagut diferents propostes per donar una expressió per a la variació de la permeabilitat amb la variació de succió.

Per determinar el valor de la permeabilitat existeixen els mètodes directes i els mètodes indirectes. En el mètode directe es realitza la mesura en règim estacionari o transitori, i s'obtenen els valors de permeabilitat per a diferents valors de succió mitjançant la llei de Darcy. En els mètodes indirectes es mesura el contingut d'aigua per a certs valors de succió. La permeabilitat és determinada aleshores a través de la corba de retenció mitjançant un model estadístic (Leong i Rahardjo, 1997 [6]).

Els procediments de mesura directa prenen molt de temps per a la seva realització, especialment quan el contingut volumètric d'aigua en el sòl és baix. A més, es requereix una alta precisió en els aparells de mesura, ja que els fluxos no són molt quantiosos. En la mesura indirecta, el temps d'assaig es veu generosament reduït en relació al mètode directe estacionari, però entre d'altres, presenta el problema de la determinació del contingut d'aigua en equilibri per una succió imposada.

Existeixen tres tipus de funcions de permeabilitat en funció del tipus de mesura portat a terme: equacions empíriques, models macroscòpics i models estadístics, sent aquests últims els més sofisticats i rigorosos (Mualem 1986 segons Leong i Rahardjo, 1997 [6]).

Els models empírics requereixen una mesura directa de la permeabilitat i descriuen la variació de la permeabilitat amb la succió i/o amb el contingut d'aigua del sòl. En la Taula 2 es poden veure alguns exemples d'equacions de permeabilitat en funció de la succió matricial.

Els models macroscòpics tenen com objectiu derivar una expressió analítica per a la funció de permeabilitat. Aquests models estableixen una analogia entre el flux laminar (escala microscòpica) i el flux en medi porós (escala macroscòpica).

En els models estadístics la funció de permeabilitat és derivada de la corba de retenció. Actualment, el model estadístic més utilitzat per a la funció de permeabilitat és el model de Mualem (1986) (Abdallah, 1999 [10]):

$$k(\psi) = k_s \frac{\left[1 - (\alpha\psi)^{n-1} \cdot \left(1 + (\alpha\psi)^n\right)^{-m}\right]^2}{\left(1 + (\alpha\psi)^n\right)^{\frac{m}{2}}} \qquad (7)$$

Amb:
$\alpha$ : Paràmetre inversament relacionat amb la pressió d'entrada d'aire.
$m, n$ : Paràmetre lligat a la distribució del radi dels porus.

$\psi$ : Potencial hidràulic.
$k_s$ : Permeabilitat hidràulica saturada.

| AUTOR | EQUACIÓ | PARÀMETRES A DETERMINAR |
|---|---|---|
| Brooks and Corey (1964) [11] | $k_w = k_s$ per $(u_a - u_w) \leq (u_a - u_b)_b$ <br> $k_w = k_s \left\{ \frac{(u_a - u_w)_b}{(u_a - u_w)} \right\}^{\eta}$ per $(u_a - u_w) > (u_a - u_b)_b$ | η= constant empírica η=2+3λ |
| Gardner (1958) [12] | $k_w = \frac{k_s}{1 + a\left\{ \frac{(u_a - u_w)}{\rho_w g} \right\}^n}$ | a, n |
| Arbhabhirama and Kridakorn (1968) [13] | $k_w = \frac{k_s}{\left\{ \frac{(u_a - u_w)}{(u_a - u_w)_b} \right\}^{n'} + 1}$ | n' |
| Van Genuchten [7] Relació $Sr - (u_a\text{-}u_w)$ (utilitzada en el present treball) | $Sr = \left( \frac{1}{1 + (\alpha s)^n} \right)^m$ | m,n,α |

**Taula 2 Funcions de permeabilitat en funció de la succió matricial**

### *1.1.5 Estat de tensions*

La presència de l'aire en el sí dels porus del sòl no saturat impedeix la utilització del "principi de les tensions efectives" enunciat per als sòls completament saturats (Terzaghi, 1932 [14]). L'any 1959, Bishop [15] proposà una nova expressió per a les tensions efectives en sòl no saturat:

$$\sigma' = (\sigma - u_a) + \chi(u_a - u_w) \quad (8)$$

Amb:
$\sigma'$: Tensió efectiva.
$\sigma$: Tensió total.
$u_w$: Pressió d'aigua en els porus.
$u_a$: Pressió d'aire en els porus.
$\chi$ : Paràmetre lligat al grau de saturació del sòl.

Segons el principi de Terzaghi, les deformacions en sòl saturat estan completament lligades a un canvi en les tensions efectives. L'equació de Bishop, en canvi, no pot donar la

mateixa resposta per als sòls no saturats, doncs es comprova que aquesta llei no explica el fenomen de col·lapse per augment de la saturació.

L'equació de Bishop comporta també la dificultat de determinar el valor del paràmetre $\chi$, i nombrosos autors han intentat establir el valor d'aquest paràmetre així com proporcionar d'altres expressions per a les tensions efectives en sòl no saturat. A títol d'exemple, es mostren algunes de les equacions proposades en la Taula 3.

| EQUACIONS | DESCRIPCIÓ DELS PARÀMETRES | AUTORS |
|---|---|---|
| $\sigma' = \sigma - u_a + \chi(u_a - u_w)$ | $\chi$: funció del grau de saturació | Bishop,1959 |
| $\sigma' = \sigma - \beta' u_w$ | $\beta'$: funció de l'índex de buits<br>$\psi$: paràmetre que varia entre 0 i 1 | Croney et al., 1958 |
| $\sigma' = \sigma a_m - u_a + u_w a_w + R - A$ | $\chi_m$: paràmetre de tensió efectiva per a la succió matricial<br>$h_m$: succió matricial | Lambe, 1960 |
| $\sigma' = \sigma - \psi p''$ | $\chi_s$: paràmetre de tensió efectiva per la succió dels soluts | Aitchinson, 1961 |
| $\sigma' = \sigma - u_a + \chi_m (h_m + u_a) + \chi s(h_s + h_a)$ | $h_s$: Succió dels soluts | Richards, 1966 |

**Taula 3 Equacions per a l'equació de tensions efectives en sòl no saturat (Eddiny, 1993 [16])**

Bishop i Blight (1963) [17] revisen l'ús de l'equació de la tensió efectiva i estableixen que un canvi en la succió matricial no sempre dóna el mateix canvi en termes de tensió efectiva. Els mateixos autors suggereixen que l'ús d'una relació entre l'índex de porus, i les variables ($\sigma$-$u_a$, anomenada tensió neta) i ($u_a$-$u_w$) com a variables independents és més apropiada per a la descripció dels canvis de volum del sòl que no l'ús d'una única tensió efectiva.

A partir d'aquest moment, les recerques se centren en veure quines són les variables tensionals més apropiades per a cada cas concret. Fredlund i Morgenstern (1977) [1] presenten una anàlisi de tensions per a l'ús de paràmetres tensionals independents, i determinen que l'estat tensional del sòl, queda reflectit a partir de qualsevol de les parelles de variables tensionals mostrades en la Taula 4.

| PRESSIÓ DE REFERÈNCIA | VARIABLES TENSIONALS |
|---|---|
| Aire ($u_a$) | ($\sigma$-$u_a$) i ($u_a$-$u_w$) |
| Aigua ($u_w$) | ($\sigma$-$u_w$) i ($u_a$-$u_w$) |
| Total ($\sigma$) | ($\sigma$-$u_a$) i ($\sigma$ -$u_w$) |

**Taula 4 Possibles parelles d'estats de tensions (Fredlund & Rahardjo,1993 [2])**

Matyas i Radhakrishna (1968) [18] denominen funcions d'estat a aquelles funcions que relacionen les diferents variables d'estat entre sí. Una relació entre la tensió efectiva i l'índex de porus és una funció d'estat per al cas de sòl saturat i càrrega isòtropa. Per al cas de sòl no saturat cal utilitzar dues funcions d'estat, una per l'índex de pors i l'altre pel grau de saturació del sòl.

De la utilització de les funcions d'estat sorgeix la noció de "superfícies d'estat". Aquestes responen a la representació gràfica en un espai tridimensional de les relacions entre l'índex de porus i el grau de saturació amb la succió i la càrrega referida a la pressió d'aire. La utilització d'aquestes representacions gràfiques permet visualitzar de forma clara y coherent el comportament del sòl en front a canvis de succió i càrrega.

### *1.1.6 Resistència al cisallament*

La resistència al cisallament d'un sòl saturat és un mínim de la resistència a cisallament del mateix sòl parcialment saturat. És a dir, que davant d'un esforç de tall, l'estat més desfavorable per un sòl és la saturació completa. Tenint en compte la variabilitat del valor del grau de saturació, el coneixement de la relació entre la variació de la resistència a tall i la variació del contingut en aigua és indispensable per poder comprendre el comportament del sòl. Els elements que juguen un paper més important en la resistència als esforços de cisalla són l'índex de buits, el contingut en aigua i la seva estructura (Lambe i Whitman, 1959 [19]).

Segons diversos autors, basats en dades experimentals, el mòdul de cisalla d'un sòl creix quan la succió augmenta. Aquest creixement del mòdul no és il·limitat, ja que si assequem completament el sòl desapareix la succió i la seva contribució a la resistència.

Fredlund, Morgenstern i Widger (1978) [20], aporten una gran contribució al desenvolupament d'un criteri de resistència tot modificant el criteri clàssic de Mohr-Coulomb formulat per a sòls saturats:

$$\tau = c' + \sigma' \tan\phi' \quad (9)$$

Aquests autors proposen la següent relació entre la tensió tangencial i les variables d'estat tensional ($\sigma$-$u_a$) i ($\sigma$ -$u_w$) :

$$\tau = c' + (u_a - u_w)\tan\phi^b + (\sigma - u_a)\tan\phi' \quad (10)$$

Amb:
$\tau$: Tensió tangencial màxima admesa.
$c'$ : Cohesió efectiva.
$\sigma'$ : Tensió efectiva.
$\phi'$ : Angle de fregament efectiu.
$\phi^b$ : Angle d'augment de resistència per succió.
$u_a$: Pressió d'aire en el pla de ruptura.
$u_w$ : Pressió d'aigua en el pla de ruptura.

Els autors d'aquesta equació demostren experimentalment que el valor de l'angle de fregament $\phi'$ és el mateix per condicions saturades que per condicions no saturades, tot i que d'altres autors han demostrat que això pot no ser cert. Els punts de ruptura obtinguts en els

assajos realitzats han estat representats en l'espai definit per la tensió tangencial $\tau$, la tensió neta ($\sigma$-$u_a$) i la succió matricial ($u_a$-$u_w$), obtenint l'envolvent de ruptura que s'aprecia en la Figura 4.

En aquesta figura podem observar que el valor de l'angle $\phi^b$, que té en compte l'augment de resistència degut a l'augment de succió, és constant per tot el rang de succions, però en realitat això no és així.

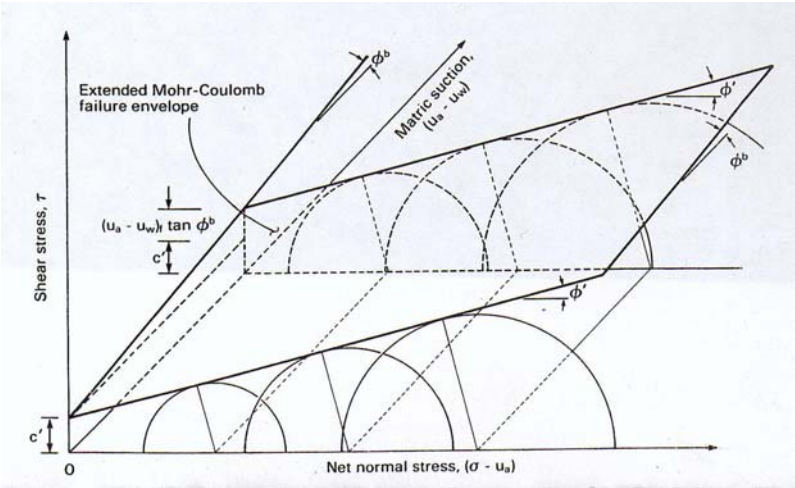


**Figura 4 Envolvent de ruptura de Mohr-Coulomb modificat per a sòls no saturats (Fredlund i Rahardjo, 1998 [2])**

Diversos autors constaten la no linealitat entre la tensió tangencial i la succió en assaigs triaxials sobre mostres no saturades. Gan, Fredlund i Rahardjo (1988) [21] determinen que per a valors febles de succió el valor de $\phi^b$ és igual al valor de $\phi'$, i que aquest valor presenta un decreixement a mida que la succió creix (Figura 5). De fet, si assequem un sòl fins la dessaturació completa, l'equació (10) ha de correspondre a l'expressió clàssica del criteri de Mohr-Coulomb. Per satisfer aquesta condició el valor de $\phi^b$ ha de ser zero per a valors molt alts de succió.

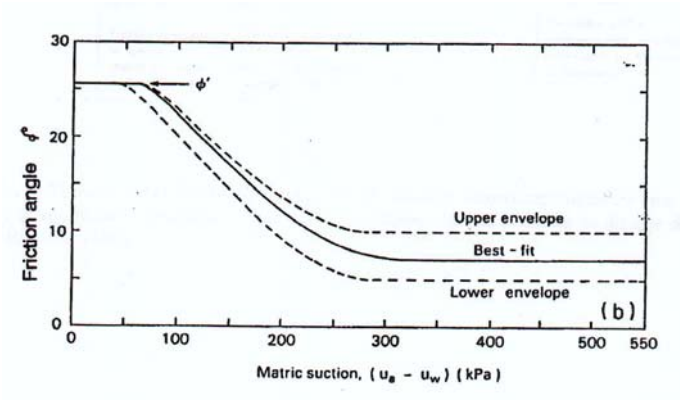


**Figura 5 $\phi^b$ vs. succió (Gan, Fredlund et Rahardjo, 1988 [21])**

Veiem, doncs, que el criteri de Mohr-Coulomb modificat per a sòls no saturats pot allunyar-se del comportament real del sòl per a determinats rangs de succió o per a determinats

tipus de sòl. Malgrat això, aquest criteri es pot considerar vàlid per a variacions de succió suficientment petites (Barrera, 2002 [4]) i el seu ús és freqüent en els estudis d'estabilitat de talussos en sòl no saturat.

En l'expressió (11) la presència de la succió és introduïda en el terme de cohesió donant lloc al terme de "cohesió total *c*" de forma que l'expressió de resistència a tall per sòl no saturat presenta la mateixa estructura que el criteri clàssic de Mohr-Coulomb:

$$\begin{aligned} \tau &= c + (\sigma - u_a)\tan\phi' \\ c &= c' + (u_a - u_w)\tan\phi^b \end{aligned} \quad (11)$$

D'altres autors, segons Cui i Delage (2000) [22], integren la presència de la succió en l'expressió de la resistència a tall en un terme anomenat de "tensió equivalent":

$$\tau = c + \sigma_{eq}\tan\phi' \quad (12)$$

Una de les expressions per a aquesta tensió equivalent és l'expressió de Bishop per a les tensions efectives en sòl no saturat. De tota manera, el plantejament més popular en els estudis d'estabilitat de talussos en sòl parcialment saturat és el de la "cohesió total", sent molt menys freqüent la integració de la succió en el terme de tensions.

D'altres autors proposen una envolvent de trencament no lineal que té en compte la disminució de resistència que té lloc en els sòls no saturats quan la succió tendeix a valors molt elevats:

$$\tan\phi'\left(\frac{\tau_0 + \tau_b}{s_m}\right)^{1.5}(s_m - (pa - pw))^{2.5} + (\tau_f + \tau_b)^{2.5} = (\tau_m + \tau_b)^{2.5} \quad (13)$$

On $\tau_0, \tau_b, \tau_m$ *i* $s_m$ són constants que defineixen la forma de l'envolvent de trencament.

### *1.1.7 Models elastoplàstics*

En els models elàstics de comportament mecànic, la resposta del sòl és reversible i no depèn de la trajectòria de tensions seguida. En canvi, en els models plàstics les deformacions depenen de les trajectòries de tensions seguides i les deformacions són irreversibles. Per tant, per descriure el comportament de materials on s'observen deformacions irrecuperables, fenòmens de fluència i dilatància, és necessari aplicar la teoria de la plasticitat.

Els elements necessaris per a la formulació d'un model elastoplàstic són:

- Límits del domini elàstic (superfície de fluència).
- Principi d'additivitat de les deformacions plàstiques i elàstiques.
- Llei de fluència.
- Llei de rigidització.

Diversos autors han desenvolupat models de comportament basant-se en el concepte "d'estat crític". Aquest tipus de formulacions estableixen una relació entre el volum específic $v$, la tensió esfèrica efectiva ($p$), i la tensió desviadora ($q$). En l'espai de tensions $p - q$, la recta d'estat crític limita els possibles estats tensionals a que el sòl es pot veure sotmès mentre que la superfície de fluència limita el domini elàstic.

El model de Cam-Clay, formulat per a sòls saturats, és el primer model elastoplàstic d'estat crític proposat per explicar el comportament de sòls argilosos lleugerament o normalment consolidats. El grup de recerca del Departament d'Enginyeria del Terreny de la Universitat Politècnica de Catalunya desenvolupà en 1990 el BBM (Barcelona Basic Model) (Alonso *et al.*, 1990 [23]). Aquest es un model de "tipus Cam-Clay" que intenta explicar el comportament mecànic dels sòls no saturats.

Observant els resultats dels assaigs de compressibilitat realitzats i projectats en l'espai $v$ – ln $p$, els autors del model constataren que la pendent de la recta de càrrega, en l'espai mencionat, és més suau en el cas d'una mostra de sòl no saturada que en el cas d'una mostra saturada, és a dir que el sòl no saturat és menys deformable que el sòl saturat. D'altra banda, s'observà que la pendent de la recta de descàrrega (elàstica) era la mateixa en el cas saturat i en el cas no saturat.

Aquests assaigs posaren també de manifest els fenòmens d'esfondrament que tenien lloc en hidratar certes mostres. En canvi d'altres mostres sotmeses a una càrrega feble mostraven un inflament en lloc d'un esfondrament o col·lapse. El model de Barcelona BBM té en compte aquests fenòmens mitjançant la corba LC (Loading Colapse) que separa els fenòmens d'inflament dels d'esfondrament en l'espai $s - p$ (succió – tensió esfèrica) (veure Figura 6).

Les experiències portades a terme també mostraren que les mostres sotmeses a una succió més elevada mostraven un comportament més rígid (la pendent de la recta de càrrega en l'espai $v$ – ln $p$ és menys forta). Per tant, el model constata que el creixement del valor de la succió porta al sòl a una major rigidesa (per a un interval de succió adequat). El model BBM té en compte aquest fenomen mitjançant la recta SI (Succion Increase) que és horitzontal en l'espai $s - p$ (succió-tensió esfèrica) (veure Figura 6). Segons aquest model, doncs, la zona elàstica és la zona que queda en el interior dels eixos $s$ i $p$ i de les corbes LC i SI.

La recta SI i la corba LC són les representacions, en l'espai $s$ – ln ($p$), de les superfícies de fluència d'aquest model de comportament. Dins de la zona elàstica tenen lloc deformacions elàstiques, i quan l'estat de tensions $s - p$ assoleix les corbes mencionades, les deformacions són plàstiques i calculables amb l'ajuda de la formulació del model. Així doncs, el BBM és un model elastoplàstic amb enduriment per augment de succió i per augment de tensió esfèrica, dotat d'una recta d'estat crític, la pendent de la qual en l'espai $p - q$ és M (veure Figura 6).

Per una tensió fixa $p$, quan més humit estigui el sòl, més petita serà la zona elàstica, i si assequem el sòl obtindrem un engrandiment de la zona elàstica. D'aquest fet es pot concloure que el sòl esdevé més resistent durant el procés d'assecat.

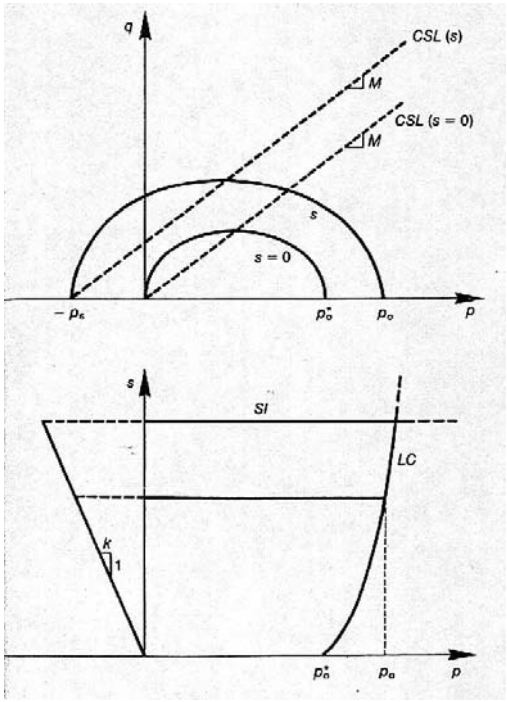


**Figura 6 Superfícies de fluència del model de Barcelona BBM (Alonso, 1990).**

Si apliquem una càrrega mecànica tot fixant la succió del sòl, la línia LC es traslladarà cap a valors més importants de p i tindrà lloc un enduriment per augment de càrrega isòtropa. Aquest comportament és anàleg al comportament descrit en el model Cam-Clay.

La descripció presentada del model BBM no pretén mostrar de forma exhaustiva totes les possibilitats que ofereix la formulació d'aquest model. El que es pretén amb aquesta petita introducció és remarcar el paper que juga la succió en el comportament mecànic del sòl no saturat.

## *1.2 MÈTODES D'ESTUDI D'ESTABILITAT DE TALUSSOS*

No és la intenció d'aquest punt fer una enumeració i una descripció de tots els mètodes existents de càlcul d'estabilitat de talussos. El que es pretén es descriure breument els mètodes més utilitzats en la literatura i que es rebel·len més pràctics, segons els diversos autors, per portar a terme els estudis d'estabilitat de talussos en sòl no saturat.

### *1.2.1 Els mètodes d'equilibri límit*

En l'estudi d'estabilitat de talussos es planteja l'anàlisi dels fenòmens de ruptura que es donen en masses de sòl o en masses de roca. L'element responsable de la inestabilitat és una força màssica: el pes, i ocasionalment els efectes de la infiltració d'aigua en la massa de sòl. Les càrregues secundàries poden ser considerades com a responsables de la inestabilitat però generalment de forma secundària.

Clàssicament l'avaluació de l'estabilitat d'un talús es recolza en el concepte de factor de seguretat. El paper de les forces de gravetat és determinant en la definició de seguretat en front a la ruptura del talús. En el cas de fonamentacions especials, es calcula la càrrega d'esfondrament i es defineix el factor de seguretat dividint la càrrega de ruptura pel valor de la càrrega en servei. En canvi, quan es parla d'estabilitat lligada a forces en l'interior de masses de sòl, la noció de càrrega de ruptura i el seu càlcul perden el seu sentit (Alonso, 1989 [24]).

Es poden escollir diverses definicions de factor de seguretat per portar a terme un estudi d'estabilitat de talussos. Aquest coeficient pot ser un quocient de forces, de moments, de tensions, d'un paràmetre i del valor límit del mateix i pot ser també un valor límit per a càlculs de desplaçament (Taula 5).

| DEFINICIO | FORMULA |
|---|---|
| Relació de tensions | $F=\tau_{max}/\tau$ |
| Relació de forces | $F=E_{rsist}/E_{mob}$ |
| Relació de moments | $F=M_{rsist}/M_{mob}$ |
| Paràmetres reduïts | $p=p/F$ |
| Probabilitat a x% | Distribució de F |
| Marge de seguretat | Per exemple, $H/H_{max}$ |

**Taula 5 Diferents definicions de factor de seguretat (Faure, 2000 [25])**

La ruptura d'un talús és un procés gradual que té lloc en diverses etapes i els fenòmens que es donen en cadascuna de les etapes són de natura diferent. Aquestes etapes són les següents (Vaunat et al., segons Faure, 2000 [25]):

- Pre-ruptura: el comportament del sòl en aquesta fase és elasto-visco-plàstic, i el massís es un medi continu, sense cap zona de discontinuïtat. Les deformacions són quasi homogènies.
- Ruptura: una part del massís es desplaça respecte a una altra. El model de comportament és elastoplàstic, inclús rígid-plàstic.
- Post-ruptura: una part del sòl es desplaça respecte a l'altra, com si fos un escolament viscós amb una velocitat apreciable.
- Reactivació: es produeix quan una part del sòl que ja s'ha esllavissat i estabilitzat, reprèn el seu moviment seguint un comportament rígid-plàstic.

Els mètodes "d'equilibri límit" són aquells que s'apliquen quan una massa rígida pot desplaçar-se al llarg d'una superfície de ruptura de geometria ben definida. Aquests mètodes permeten treballar en condicions no drenades i també drenades, tot utilitzant el criteri de resistència de Mohr-Coulomb, en funció del coneixement que es tingui de les pressions intersticials. Si es coneixen les pressions intersticials es treballa en tensions efectives, i si aquestes són desconegudes es treballa en tensions totals.

Tal com s'ha dit, els càlculs en equilibri límit s'apliquen en aquells casos en els que es pot identificar clarament una superfície de trencament. Aquest és el cas dels massissos de roca fracturats ò dels massissos de sòl en els que existeix un pla preferencial de trencament.

Per tots aquests casos, els mètodes anomenats "d'equilibri límit" constitueixen una opció de càlcul molt apropiada. Aquests mètodes són relativament simples i aplicables a molts tipus de sòls. Les tensions de trencament que s'obtenen amb aquests procediments són lleugerament superiors a les tensions de trencament obtingudes mitjançant la teoria de la plasticitat (Alonso, 1989 [24]).

L'aplicació d'aquests mètodes consta de diverses etapes:

1. Es busca un mecanisme de trencament cinemàticament admissible utilitzant superfícies de geometria simple, com ara rectes, circumferències i espirals logarítmiques.
2. Es defineix el factor de seguretat a partir del concepte de tensió tangencial mobilitzada. Aquesta tensió s'obté dividint la resistència a tall (calculables amb el criteri de Mohr-Coulomb) pel factor de seguretat.
3. S'introdueixen les condicions d'equilibri mecànic. En general es pot distingir entre les forces desestabilitzadores (pes, càrregues i pressions d'aigua) i les forces internes resistents.
4. S'obté el factor de seguretat a partir de les equacions del punt anterior. Mitjançant un procés iteratiu es busca el factor de seguretat mínim.

Dins dels mètodes d'equilibri límit trobem el *mètode global* i el *mètode de les seccions*. En els mètodes globals s'imposa l'equilibri per tota la massa susceptible d'esllavissar-se, sense considerar cap mena de divisió interna en el seu sí. Aquest mètode és adequat per a masses de sòl homogeni ja que els paràmetres considerats són constants per tota la massa de sòl. El coeficient de seguretat queda doncs definit en relació a la superfície de trencament considerada.

Mitjançant el *mètode global* s'estudien "casos simples" (Alonso, 1989 [24]), com el d'un talús indefinit o d'un talús vertical per a diverses situacions de flux en el sí de la massa de sòl, i per a diversos tipus de sòl (purament coherents, purament friccionals, etc.). L'anàlisi d'aquests casos permet comprendre la importància i la significació física de paràmetres com la cohesió i l'angle de fregament, així com el paper que té el flux d'aigua en l'estabilitat del talús.

El segon gran grup de mètodes d'equilibri límit és el mètode de les seccions**.** La divisió de la massa de sòl en moviment ha permès el desenvolupament d'una sèrie de mètodes que va veure el seu inici amb el mètode suec de Fellenius (1927) [26]. Les seccions són considerades com sòlids rígids; i com a tals han de verificar les condicions d'equilibri mecànic. A més, el mètode està subjecte al compliment de les següents hipòtesis:

- Els límits de les seccions han de ser verticals.
- El punt d'aplicació de la força en la base del bloc (secció) és el punt mig de la base.
- El coeficient de seguretat és únic i només és aplicable en la base de les seccions, és a dir, sobre la superfície de trencament.

L'inconvenient principal del mètode de les seccions és la indeterminació estàtica del problema. Diversos autors han portat a terme l'inventari del nombre d'equacions i d'incògnites un cop determinades les forces actuants sobre cada una de les seccions, obtenint els mateixos resultats. S'obtenen *6n-2* incògnites i *4n* equacions sent *n* el nombre de seccions considerades.

La indeterminació és, doncs, de *2n-2* incògnites. Aquesta indeterminació es pot reduir prenent com a punt d'aplicació de la tensió normal el punt mig de la base de cada secció. Aquesta hipòtesi serà tant més certa quant més gran sigui el numero de seccions en que dividim la massa de sòl. Existeixen diversos mètodes basats en la divisió de la massa de sòl en seccions. A continuació es mostra una descripció dels més utilitzats.

***Mètode de Fellenius (1927)***

En aquest cas se suposa que la superfície de trencament és circular i que no existeixen interaccions entre les seccions (esforços normals i tangencials entre seccions són nuls).

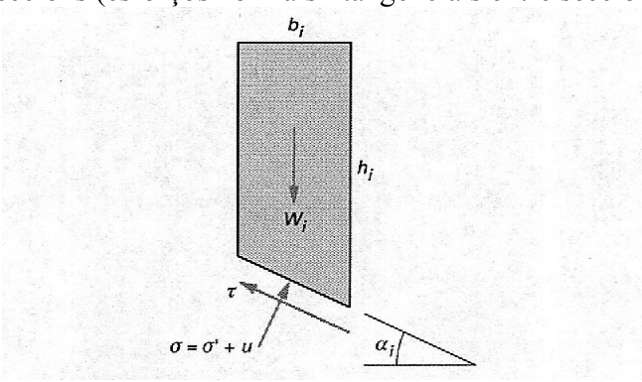


**Figura 7 Accions en una secció per al mètode de Fellenius. (Cui et Delage, 2000 [22])**

Amb:
$\alpha_i$ : Angle d'inclinació del pla de ruptura en la secció *i*.
$b_i$ : Amplada de la secció *i*.
$h_i$ : Alçada de la secció *i*.
$W_i$ : Pes de la secció *i* : $W_i=\gamma_i h_i b_i$.
$\sigma$ : Tensió normal a la secció sobre el pla de trencament: $\sigma = \gamma_i h_i b_i cos^2(\alpha_i)$.
$\tau$ : Tensió tangencial $\tau = \gamma_i h_i b_i cos(\alpha_i) sin(\alpha_i)$.

Prenent l'expressió (14) per al criteri de resistència de Mohr-Coulomb en tensions efectives podem escriure el quocient entre el moment resistent *Mr* i el moment mobilitzador *Mm* respecte el centre del cercle de trencament. Així obtenim l'expressió del factor de seguretat global:

$$F = \frac{Mr}{Mm} = \frac{\sum_{i=1}^{n}(W_i \cos\alpha_i - \frac{u_i b_i}{\cos\alpha_i})\tan\varphi' + \frac{c_i' b_i}{\cos\alpha_i}}{\sum_{i=1}^{n} W_i \sin\alpha_i} \quad (14)$$

Amb:
*Wi*, *bi* i $\alpha_i$ : Definits anteriorment.
$u_i$ : Pressió intersticial en la secció *i*.
$u'_i$ : Cohesió efectiva en la secció *i*.
$\varphi'$ : Angle de fregament en la secció *i*.

***Mètode de Bishop (1955)***

Contràriament al mètode de Fellenius, en el mètode de Bishop no es desprecien completament les interaccions entre les seccions adjacents i es té en compte l'esforç normal horitzontal E. En la Figura 8 es poden apreciar les accions que es tenen en compte per a cada secció.

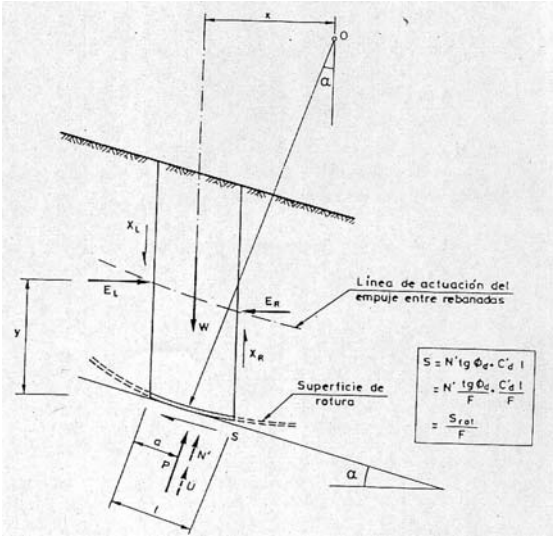


**Figura 8 Accions en una secció per al mètode de Bishop (Alonso, 1989 [24]).**

Amb:
*N'*: Tensió normal efectiva en la base de la secció.
*U*: Pressió intersticial en la base de la secció.
$E_L$ i $X_L$: Forces (horitzontal i vertical) actuant sobre el costat esquerre de la secció.
$E_R$ i $X_R$: Forces (horitzontal i vertical) actuant sobre el costat dret de la secció.

Com en el cas anterior, s'imposa l'equilibri de moments respecte el centre de la superfície de trencament, el criteri de resistència segueix sent el de Mohr-Coulomb. En aquest cas, però, és necessari imposar l'equilibri de forces verticals per resoldre el valor de *N'*. D'aquesta forma el factor de seguretat respon a la següent expressió:

$$F = \frac{\sum \frac{c'x + tg\phi'\left[W - U\cos\alpha + \Delta X\right]}{\cos\alpha\left(1 + tg\alpha tg\phi' / F\right)}}{\sum W sen\alpha} \quad (15)$$

Amb:
x: Braç de palanca del punt d'aplicació del pes.
c': Cohesió efectiva.

Per resoldre el problema s'ha de fer una hipòtesi sobre la distribució de ΔX. Tot i així el valor de F és poc sensible a aquesta hipòtesi i recomana utilitzar ΔX =0. D'aquesta forma s'obté el mètode de Bishop simplificat (Alonso, 1989 [24]) i s'arriba a la següent expressió per al factor de seguretat:

$$F = \frac{\sum\left(c'x + \left[W - U\cos\alpha\right]\frac{tg\phi'}{M(\alpha)}\right)}{\sum W sen\alpha} \quad (16)$$

Amb:

$$M(\alpha) = \frac{1}{\cos\alpha\left(1 + \frac{tg\alpha tg\phi'}{F}\right)} \quad (17)$$

Com es pot veure, el factor F es troba als dos costats de la igualtat. Es tracta d'una expressió implícita del factor de seguretat. En la pràctica, per determinar el valor d'F, s'opera per iteracions successives prenent un valor inicial del factor F, com per exemple l'obtingut amb el mètode de Fellenius. El procediment habitual d'aplicació d'aquest mètode és el de proposar diversos centres per al cercle de trencament prenent aquell que doni el valor de factor de seguretat més baix.

El valor més correcte del factor de seguretat és aquell que obté el mateix valor mitjançant l'equilibri de forces i mitjançant l'equilibri de moments. Això s'aconsegueix mitjançant la mobilització dels esforços de tall entre seccions. En el mètode de Bishop simplificat és

consideren aquest esforços nuls, tot i així el factor de seguretat obtingut amb aquest mètode és insensible a la mobilització dels esforços de tall λ entre seccions (Figura 9) (Alonso, 1989 [24]).

Existeixen altres mètodes de càlcul del factor de seguretat mitjançant el mètode de l'equilibri límit. Alguns d'ells ofereixen l'avantatge de tenir en compte superfícies de trencament arbitràries: Janbú simplificat i generalitzat (1957), Morgenstern i Price (1965),etc. D'altres tenen

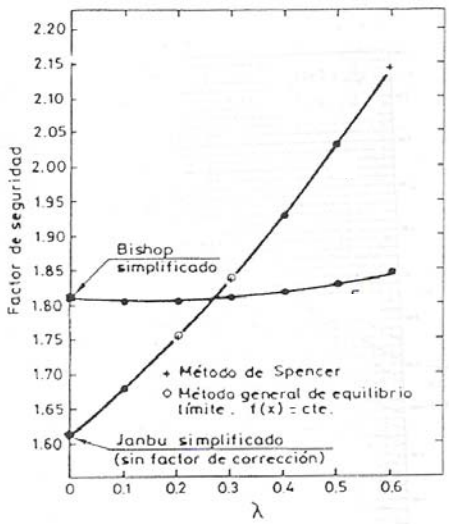


**Figura 9 Sensibilitat de diversos mètodes a la mobilització d'esforços de tall λ entre seccions.**

en compte de forma més acurada les tensions que existeixen entre les seccions en que es divideix la massa de sòl. De tota manera, l'error introduït amb la simplificació del mètode de Bishop no supera el 7% respecte al valor del factor de seguretat que s'obté amb la versió exacte d'aquest mètode (Alonso, 1989 [24]).

La necessitat de predefinir una superfície de trencament i el fet que el factor de seguretat està lligat a aquesta superfície de trencament (factor de seguretat no global), constitueixen els principals inconvenients dels mètodes d'equilibri límit. Aquests mètodes calculen la seguretat del talús en front a un lliscament respecte a una superfície de la que suposem, a priori, la seva forma i posició. Tot i això, cal recordar que l'aplicació d'aquests mètodes passa per l'ús de tècniques d'optimització que ofereixen el factor de seguretat lligat a la superfície més desfavorable (mètode de Bishop i de les seccions en general).

### *1.2.2 Càlculs de deformació en estudis d'estabilitat de talussos*

Diversos autors han intentat tenir en compte el caràcter progressiu del procés de trencament d'un talús intentant estudiar els fenòmens de deformació que s'hi produeixen. Altres autors han intentat definir el factors de seguretat a través del valor del desplaçament. Els plantejaments seguits en la bibliografia per abordar el càlcul de deformacions en el marc dels estudis d'estabilitat de talussos, es poden agrupar en dos grans grups.

El primer està format pels plantejaments que incorporen el càlcul de desplaçaments dins d'altres mètodes clàssics, com ara el de l'equilibri límit. El segon gran grup, més utilitzat per la seva eficàcia i per l'ús massiu de les eines informàtiques, és el dels mètodes per elements finits.

En el primer grup el càlcul de desplaçament es planteja com una extensió ò ampliació dels mètodes tradicionals de càlcul en trencament. La primera sèrie de recerques realitzades en aquest sentit, no proposava un càlcul explícit de les deformacions o dels desplaçaments i s'interessava, generalment, en la natura progressiva del fenomen de trencament del talús. Això es feia fent hipòtesis sobre la conveniència d'utilitzar les resistències de pic o residuals, sobre la distribució de tensions entre seccions un cop es mobilitza la resistència residual ò intentant acoblar lleis probabilistes (Faure, 2000 [25]).

Una segona sèrie de recerques introdueix els desplaçaments com a paràmetre de càlcul i en conseqüència la llei elàstica com a model constitutiu. Aquestes recerques van des de les geometries més simples, en les que es proposa una equació diferencial simple per a calcular els desplaçaments, fins a casos en que s'adapta el *mètode de les seccions* al càlcul de desplaçaments (Faure, 2000 [25]).

El segon gran grup de mètodes de càlcul de deformació és el dels *elements finits* i constitueix el mètode més utilitzat per al càlcul de deformacions en els estudis d'estabilitat de talussos. Aquest mètode reuneix una sèrie de característiques que el fan especialment adequat per a l'estudi de tensions i deformacions en masses de sòl, entre d'altres magnituds.

El mètode es fonamenta en la introducció de l'equació de govern de cert problema físic i en la discretització del domini geomètric del problema en tants elements com sigui convenient, generant d'aquesta manera una malla de càlcul. La discretització de la variable temporal i l'aplicació d'un mètode numèric per a la resolució d'equacions en derivades parcials permet obtenir la solució de l'equació de govern en cada node de la malla i en els instants de temps desitjats. Quants més elements s'utilitzin més precís serà el resultat, ja que entre node i node els resultats són interpolats.

El mètode, per tant, permet treballar de forma múltiplement acoblada, és a dir, resolent diverses equacions de govern al mateix temps. Aquesta característica el fa particularment adequat per a l'estudi del sòl no saturat, ja que aquest últim presenta un comportament hidro-mecànic fortament acoblat.

Una de les característiques que el fan més atractiu per a l'estudi de les deformacions és la possibilitat d'escollir el model constitutiu que es consideri més adequat, tot i que la introducció del model en el codi requereix una quantitat considerable de temps i esforços. També s'ha de dedicar el temps suficient a la definició de les condicions inicials i de contorn del problema, així com a la correcta determinació dels paràmetres a introduir en el model.

El mètode permet, també, l'anàlisi incremental. Aquest consisteix en simular les diverses fases de construcció que es donen en moltes obres d'enginyeria civil (preses de terra, terraplens, etc).

En els estudis d'estabilitat per elements finits en el camp dels sòls saturats, s'utilitzen majoritàriament els següents models constitutius ordenats de menor a major grau de complexitat (Duncan et al, 1996 [27]) :

- Llei elàstica lineal
- Llei elàstica multilineal
- Llei hiperbòlica (elàstica)
- Lleis elastoplàstica i elastoviscoplàstica

En principi, com més complexa és la llei, més reals són els resultats obtinguts en termes de deformacions. Tot i així, l'elecció de la llei ha d'estar subjecte als objectius i a les característiques de l'estudi a realitzar.

Si es volen estudiar les deformacions que es produeixen en alts nivells tensionals propers al trencament haurem d'escollir un model elastoplàstic, ja que aquest tipus de model dóna els resultats més fidels en aquest tipus de situacions (Duncan, 1996 [27]).

Si l'estudi és menys acurat, i només es vol veure quin és el comportament general del talús sota determinat canvi tensional, sense entrar en detall en el valor de les deformacions, el model elàstic serà suficient. Tot i així, els models elàstics presenten el gran inconvenient de no representar el canvi de comportament del sòl quan les tensions s'incrementen i s'apropen a la situació de trencament. Per tant, el model elàstic només serà vàlid per a baixos valors de tensió i de deformació, quedant fora dels seu abast qualsevol estudi que pretengui estudiar el fenomen de trencament.

Comparant els valors obtinguts en els càlculs de deformació per elements finits i les deformacions mesurades sobre el terreny, es constata que els valors calculats tenen tendència a ser superiors als valors mesurats (Duncan, 1996 [27]).

El mètode dels elements finits ha permès el càlcul del *factor de seguretat local* en els estudis d'estabilitat de talussos. Aquest càlcul consisteix en utilitzar la definició clàssica de factor de seguretat com el quocient entre les forces resistents i les forces mobilitzades. Les forces resistents ($\tau_f$) vénen donades per l'expressió del criteri de Mohr-Coulomb modificat per a sòls no saturats (Fredlund *et al.*, 1978 [20]), mentre que les tensions mobilitzades ($\tau$) se solen obtenir mitjançant un càlcul per elements finits. D'aquesta manera, s'obté la següent expressió per al factor de seguretat local:

$$F = \frac{\tau_f}{\tau} \quad (18)$$

En aquest cas, però, es calcula aquest quocient per a cada un dels nodes de la malla d'elements. La tensió normal, requerida en l'expressió de les forces resistents, va referida al pla de trencament que es consideri. Així es pot veure quins són aquells punts del talús que presenten el mínim factor de seguretat per a una superfície de trencament donada.

En el fons, però, segueix havent-hi la necessitat de tenir que definir, a priori, una superfície de trencament respecte a la que poder calcular el factor de seguretat. A més, diversos

autors posen de manifest la discordança que es produeix en alguns casos, entre el valor local del factor de seguretat i la situació actual del talús.

### *1.2.3 El mètode de la reducció dels paràmetres resistents per al càlcul del factor de seguretat*

Tal i com hem vist, els mètodes de l'equilibri límit i del càlcul del factor de seguretat local impliquen una definició prèvia de la superfície de trencament del talús. Des d'aquest punt de vista, seria interessant tenir un mitjà de càlcul que quantifiqués la seguretat del talús sense necessitat d'introduir prèviament una superfície de trencament. D'aquesta forma, s'aconseguiria també, desvincular el valor del factor de seguretat d'una superfície de trencament concreta i imposada, donant pas al concepte de *factor de seguretat global*.

Amb aquesta voluntat fou desenvolupat el mètode de la reducció dels paràmetres resistents $c$ (cohesió) i $\phi$ (angle de fregament) per Brinkgrave i Bakker (1991) [28] amb l'objectiu d'implementar-lo com a mètode de càlcul del factor de seguretat en el programa de càlcul per elements finits PLAXIS. Aquest tècnica de càlcul es recolza en un mètode anterior presentat per Zienckewicz *et al*, 1975 [29] i intenta millorar la seva resolució utilitzant tècniques numèriques més robustes.

El mètode es basa en un model elasto-plàstic de tipus Mohr-Coulomb per a sòl saturat, ja que els autors es mostren interessats en saber si l'estat tensional del talús es troba proper a les tensions tangencials màximes admissibles segons Mohr-Coulomb, mentre que la precisió en els càlculs de deformació queda relegada a un segon pla.

El mètode proposa la següent relació per al càlcul del factor de seguretat:

$$F = \frac{c' + \sigma'_n \cdot \tan\varphi'}{c_R + \sigma'_n \cdot \tan\varphi'_R} \quad (19)$$

Amb :
c' : cohesió efectiva del sòl
φ' : angle de fregament del sòl
$c'_R$ : cohesió efectiva reduïda del sòl
$\varphi'_R$ : angle de fregament efectiu del sòl

Els paràmetres reduïts presents en l'expressió anterior són calculats multiplicant la cohesió i l'angle de fregament per un factor de reducció amb la intenció de reduir la resistència del talús. Els paràmetres $c'_R$ i $\varphi'_R$ són reduïts de forma iterativa fins arribar al trencament del talús. A partir d'aquest moment, s'aplica l'expressió (19) i s'obté el valor del factor de seguretat que no és més que el factor de reducció necessari per portar el talús a la situació de trencament.

La noció de factor de seguretat s'ajusta perfectament a la utilitzada habitualment en els estudis d'equilibri límit, on el factor de seguretat és el factor pel qual s'ha dividir el màxim esforç de tall disponible per igualar-lo a l'esforç de tall mobilitzat.

El factor de seguretat obtingut amb aquesta tècnica no està subjecte a ninguna superfície de trencament i d'aquesta manera adopta un caràcter global, en tant que aquest ens dona una idea de la llunyania de l'estat tensional actual del talús a l'estat de trencament. La posició de la línea de trencament es realitza mitjançant un càlcul de deformacions durant la etapa de comportament elàstic del sòl (de l'estat inicial fins a l'estat de trencament).

En la presentació del mètode, Brinkgrave i Bakker [27], comparen els resultats obtinguts amb aquest mètode amb els obtinguts mitjançant el mètode de Bishop per a un talús totalment saturat. El factor de seguretat obtingut és idèntic en els dos casos, però la posició de la superfície de trencament és sensiblement diferent.

En el mateix article, els autors utilitzen aquest mètode per estudiar l'estabilitat d'una pantalla de sosteniment i per valorar el paper estabilitzador de la col·locació d'una membrana de geotèxtil en un terraplè de carretera. És a dir, que en comparació als mètodes d'equilibri límit, el mètode de la reducció dels paràmetres resistents presenta una major adaptabilitat a d'altres casos fora de l'àmbit dels talussos i a geometries molt més complexes.

## *1.3 L'EFECTE DE LES PRECIPITACIONS EN L'ESTABILITAT DE TALUSSOS EN SÒL NO SATURAT (ANTECEDENTS BIBLIOGRÀFICS)*

### *1.3.1 Plantejaments seguits en els estudis d'estabilitat*

En nombrosos llocs del món es donen fenòmens d'inestabilitat de talussos durant o després d'episodis plujosos d'intensitats i duracions variables. Qualitativament, l'efecte desestabilitzador de les pluges està ben explicat per la mecànica de sòls no saturats: després de la precipitació, augmenta el grau de saturació i en conseqüència disminueix la succió i la resistència a tall. La saturació implica, al mateix temps, un augment de la permeabilitat del sòl i, per tant, una millor infiltració de l'aigua en profunditat. El conjunt d'aquests fenòmens posa en perill l'estabilitat del talús i augmenta la probabilitat d'ocurrència d'una esllavissada.

Malgrat aquesta explicació, la comprensió dels mecanismes responsables del trencament del sòl i la quantificació de les variacions de succió i de resistència del sòl en funció de les precipitacions són complexes, i han generat en els últims 30 anys un gran nombre de recerques arreu del món.

El plantejament clàssic dels estudis d'estabilitat de talussos no té en compte la contribució de la succió a la resistència a tall, i per tant, subestima el valor del factor de seguretat. Aquest efecte de la succió explica l'estabilitat d'alguns talussos amb un angle netament superior a l'angle de fregament del sòl.

El fet de no tenir en compte la succió ens posa del costat de la seguretat, però pot provocar que l'estimació del factor de seguretat sigui massa grollera, com per exemple en els casos de nivell freàtic profund on, en conseqüència, la zona no saturada presenta una potència considerable.

Les primeres recerques en aquest camp consistiren en la mesura *in situ* de les variacions de succió amb la profunditat i amb els règims estacionals. En aquest sentit, la *Geotechnical Control Office* de Hong Kong va portar a terme una gran campanya de mesures de succió en diferents terrenys (col·luvions i dipòsits volcànics) mitjançant tensiòmetres i piezòmetres. Es varen mesurar variacions de succió entre 0 i 80 kPa.

En paral·lel, i dins d'aquesta primera fase de recerques, varen ser realitzats una sèrie d'estudis estadístics amb la finalitat d'establir quins eren els espectres pluviomètrics que desencadenaven les esllavissades. Al Brasil (Barata, 1969 [30]) i al Japó (Fukoka, 1980 [31]) aquests estudis consistiren en correlacions simples i d'altres correlacions més elaborades es van fer a Nova Zelanda i a Hong Kong (Lumb, 1975 [32]; Brand, 1984 [33]; Au, 1993 [34]; Kay i Chen, 1995 [35]).

Brand (1984) [33], suggereix que la majoria dels fenòmens d'inestabilitat succeïts a Hong Kong es devien a episodis plujosos de curta durada i gran intensitat, i conclou que a partir de cert valor d'intensitat de precipitació, la probabilitat d'ocurrència d'una esllavissada esdevé molt elevada.

Lumb (1962) [36], demostrà que l'estabilitat de certs talussos en sòl residual a Hong Kong està controlada per la capacitat d'infiltració del sòl i que la influència d'un episodi plujós sobre l'estabilitat d'un talús depèn de la duració i de la intensitat del mateix, així com del grau de saturació previ del talús. D'altra banda, Murray i Olsen (1988) [37], proposen que a partir de 70 mm/h es produeixen els primers esllavissaments a Papua (Nova Guinea).

Sota el mateix punt de vista estadístic de la qüestió, també es va estudiar la influència de l'historial pluviomètric com a factor de control de l'estabilitat del talús. Brand (1984) [33], proposà que les pluges precedents a un fenomen plujós de gran intensitat no tenen cap mena d'influència en terrenys de gran permeabilitat. L'ocurrència d'algunes esllavissades no precedides d'un episodi plujós destacable (com la de Bukit Batok a Singapur, Wei *et al*., 1991 [38]), va posar de manifest la necessitat de tenir en compte l'espectre de pluges d'una zona determinada, doncs aquesta influeix en el perfil de succió i en la posició del nivell freàtic del talús. En aquest sentit, Lumb (1975) [32] va introduir un espectre de pluges en l'estudi, el període de retorn del qual era de 15 dies per tal d'estudiar les inestabilitats a Hong Kong.

Els estudis estadístics no consideren els factors geològics i geotècnics que entren en joc en el trencament de talussos, ni tampoc les variacions de succió que es produeixen abans de les esllavissades. Tot i així, aquests estudis constitueixen una primera avaluació, més aviat qualitativa, de quins són els factors a tenir en compte en els estudis d'estabilitat, i quin és el seu paper en el procés de trencament.

L'aparició del mètode dels elements finits ha donat un gran impuls a les recerques realitzades en l'àmbit de la geotècnia i de la hidrogeologia. Els estudis d'estabilitat de talussos en sòl parcialment saturat no s'han quedat al marge d'aquesta evolució i han trobat un nou camp d'investigació en les simulacions d'infiltració per precipitació.

Aquests estudis simulen una infiltració en un talús amb una geometria determinada imposant una sèrie de condicions inicials i de contorn. La resolució numèrica de les equacions de govern mitjançant el mètode dels elements finits permet avaluar de forma qualitativa i quantitativa els efectes de la infiltració sobre l'estabilitat del talús. Generalment, el càlcul per elements finits va seguit d'un càlcul del factor de seguretat.

La versatilitat del mètode numèric permet variar els paràmetres del sòl (permeabilitat, corba de retenció, etc) i de la precipitació (intensitat, duració, etc), i veure quin d'ells juga un paper més destacat en la pèrdua d'estabilitat lligada a la infiltració en el talús. Aquest procediment és el que s'utilitza en els anomenats "estudis paramètrics", els quals constitueixen el present de les recerques que es duen a terme en aquest camp.

Com s'ha dit anteriorment, les simulacions per elements finits passen per la resolució numèrica de les equacions de govern del problema. En el cas dels estudis de la infiltració per precipitació en talussos en sòl no saturat, i que se centren en l'evolució de l'estabilitat del talús, aquestes equacions són l'equació de conservació de la massa d'aigua i l'equació de balanç mecànic. En els estudis d'estabilitat perd interès la inclusió de l'equació d'energia o la del transport de soluts.

En la bibliografia, trobem dos grans plantejaments per portar a terme un estudi d'estabilitat de talussos i d'infiltració per elements finits: el "mètode no acoblat" i el "mètode acoblat".

El primer d'ells consisteix a resoldre l'equació de balanç de la massa d'aigua obtenint d'aquesta manera el valor de la pressió d'aigua mitjançant la corba de retenció del sòl que relaciona la pressió de l'aigua (succió) i el grau de saturació. La resolució d'aquesta equació ofereix també com a solució el valor i la direcció del flux en cada instant i per a cada un dels nodes que uneixen els elements en que es divideix el domini d'estudi.

En aquest tipus d'estudi, després de realitzar el càlcul d'infiltració per elements finits, es realitza el càlcul del factor de seguretat mitjançant un mètode d'equilibri límit, com per exemple el mètode de Bishop simplificat (Ng i Shi, 1998 [39], Alonso 1992 [40] ).

En aquest cas, però, el mètode de Bishop simplificat és adaptat al domini de sòls no saturats, substituint el criteri de resistència de Mohr-Coulomb pel criteri modificat proposat per Fredlund, (1978) [20], que té en compte l'efecte de les pressions negatives. Aquestes últimes són obtingudes en el càlcul d'infiltració i inserides com a *input* en el càlcul per equilibri límit.

El mètode de Bishop simplificat és el mètode més utilitzat per als estudis d'estabilitat en l'àmbit dels sòls parcialment saturats. Cal esmentar però la proposta de Fredlund and Rahardjo 1993 [2]. en la que s'exposa el *General Limit Equilibrium Method*.

Aquest mètode es presenta com una generalització dels mètodes clàssics d'equilibri límit per seccions, adaptats al sòl no saturat. El cas més general contempla la utilització de superfícies no circulars en zona parcialment no saturada, tot i que es pot adaptar a condicions més simples com les de superfície de trencament circular i pressions positives, cas en el que es retroba l'expressió del factor de seguretat proposada pel mètode de Bishop.

Shimada, Fuji i Nishimura (1995) [41], se serveixen igualment d'un càlcul per elements finits per resoldre el problema d'infiltració (FORTRAN) i després utilitzen un factor de seguretat de marca pròpia. Aquest es calcula amb un model (RBSM; Rigid-Body-Spring-Model) que discretitza el talús en una sèrie de triangles als quals es dóna un comportament de sòlid rígid.

El sistema augmenta el pes d'aquests elements mitjançant un factor de majoració fins a portar el talús a trencament. Aquest factor de majoració és el factor de seguretat i presenta certa similitud, si més no conceptual, amb el mètode de la reducció de la cohesió i l'angle de fregament.

Els estudis "no acoblats" tenen com a objectiu l'anàlisi de la infiltració induïda per la precipitació, quedant fora del seu abast l'estudi mecànic del fenomen de trencament i l'evolució de l'estat tensional i de deformació del talús a causa de la infiltració. Tot i així, la seva metodologia permet establir quins són els patrons de precipitació més desfavorables per a l'estabilitat del talús i quins són els paràmetres de la precipitació, i inclús del terreny, que juguen un paper més important en la pèrdua d'estabilitat.

L'altre plantejament en l'estudi d'estabilitat de talussos lligat a la infiltració per precipitació a través del mètode dels elements finits és el "plantejament acoblat". Els estudis que segueixen

aquesta estratègia pretenen resoldre l'equació de flux i l'equació de balanç mecànic al mateix temps, de forma que per a cada instant coneixem quin és l'estat tensional, el grau de saturació i la pressió d'aigua i de la mateixa manera que els estudis "no acoblats", els "acoblats" tracten el problema de forma bidimensional. Estudis més moderns, però, (Cai i Ugai, 1998 [42] ) tracten el problema de forma tridimensional en règim elastoplàstic. L'ús d'un determinat model constitutiu permet el càlcul de les deformacions associades al procés d'infiltració en el talús.

Alonso (1995) [43] realitza un càlcul acoblat 2D de simulació de precipitació sobre un talús en sòl no saturat, on es resol el flux d'aigua i d'aire i les deformacions són calculades seguint el model de superfícies d'estat per a l'índex de buits i pel grau de saturació. L'avaluació del factor de seguretat es realitza mitjançant el mètode tradicional de Bishop simplificat adoptant el criteri de resistència de Mohr-Coulomb modificat (Fredlund, 1978 [20]). L'autor utilitza també el concepte de factor de seguretat local (20) per estudiar l'estabilitat en determinats punts del talús. Per a aconseguir-ho s'utilitza una aproximació per al càlcul de les tensions tangencials en cada punt de càlcul, donada per l'expressió:

$$\tau = \gamma d \sin\alpha \cos\alpha \quad (20)$$

amb :
$\tau$: tensió tangencial
$\gamma$ : pes específic
$d$ : profunditat de l'element considerat
$\alpha$ : angle del talús

Cho i Lee (2001) [44] realitzen una simulació d'infiltració per precipitació en un talús parcialment saturat mitjançant un càlcul acoblat en el que es resolen les equacions de flux d'aigua, d'aire i de balanç mecànic. El model constitutiu empleat en aquest cas és també el de les superfícies d'estat per a l'índex de porus. El mòdul de deformació volumètrica és deduït de l'expressió de la superfície d'estat de l'índex de porus i el mòdul de tall respon a una variació de tipus hiperbòlic.

En aquest cas es proposa el càlcul del factor de seguretat segons l'expressió (21) en la que s'integren les tensions tangencials màximes ($\tau_f$) i les tensions tangencials mobilitzades ($\tau_i$) al llarg de la línea de trencament $\Gamma$.

$$F = \frac{\int_\Gamma \tau_f \, d\Gamma}{\int_\Gamma \tau_i \, d\Gamma} \quad (21)$$

Acte seguit, una tècnica d'optimització numèrica permet als autors buscar la superfície de trencament que porta associat el valor més baix del factor de seguretat. Al mateix temps l'estudi també realitza el càlcul d'un factor de seguretat local per a tots els punts del talús, respecte a una determinada superfície. Després s'elabora un "mapa" d'isovalors del factor de seguretat local, detectant així les zones més crítiques.

Navarro i Vaunat (1998) [45] presenten un nou codi de càlcul 2D per elements finits (FADES: Flow and Deformation in soils) per analitzar l'evolució d'un talús en sòl no saturat fins que aquest arriba al trencament en un procés de saturació. Entre les diverses característiques destacables d'aquest model, es destaca la utilització del model constitutiu elastoplàstic BBM per a sòls no saturats, tot i que el model pot treballar amb altres models més senzills, com ara el elàstic lineal o el de les superfícies d'estat.

Així doncs els autors utilitzen un càlcul acoblat hidromecànic amb un model constitutiu de tipus elastoplàstic, amb el que es calcula un factor de seguretat local. Paral·lelament es porta a terme un càlcul del factor de seguretat mitjançant el mètode tradicional de l'equilibri límit (mètode de Bishop simplificat).

Cai i Ugai (1998) [42] intenten predir els efectes de la col·locació de drens horitzontals en el sí d'un talús parcialment saturat sobre el nivell freàtic. Per aconseguir tal objectiu es serveixen d'un càlcul 3D amb acoblament hidromecànic en el que el factor de seguretat del talús és calculat mitjançant el mètode de la reducció dels paràmetres resistents $c$ i $\varphi$ adaptat al cas dels sòls no saturats.

Segons els mateixos autors el mètode es revela més adaptable al càlcul 3D que no pas els mètodes d'equilibri límit. D'altra banda, s'ha de destacar que les superfícies de trencament i els valors del factor de seguretat obtinguts amb l'ajuda d'aquest mètode són pràcticament idèntics als obtinguts en anàlisi per equilibri límit tant en 3D com en 2D.

En aquest mateix estudi, la contribució de la succió a la resistència a tall, s'efectua amb un plantejament menys corrent. Els autors integren la succió en el terme de tensions de l'equació de Mohr-Coulomb modificada per a sòls no saturats, utilitzant l'expressió de Bishop per a les tensions efectives.

En resum, el plantejament "no acoblat", proposa utilitzar els resultats de l'anàlisi de flux en un estudi posterior d'estabilitat per equilibri límit. El mètode "acoblat" proposa un acoblament entre el càlcul de flux i el mecànic, el càlcul del factor de seguretat local i el càlcul tradicional a l'equilibri límit.

La introducció del càlcul mecànic afavoreix la proposició de mètodes alternatius del càlcul del factor de seguretat, sempre sota el concepte de relació entre forces resistents i forces mobilitzades, com és el cas de Cho i Lee (2001) [44].

Cal destacar el caràcter global del factor de seguretat obtingut mitjançant el mètode de la reducció dels paràmetres resistents, ja que no implica l'elecció d'una superfície de trencament a priori. A més, el mètode permet l'obtenció d'un factor de seguretat global directament dels resultats obtinguts en l'anàlisi per elements finits.

*1.3.2 Efectes de la succió en l'estabilitat de talussos*

L'observació de certs talussos en sòl parcialment saturat (tant en talussos artificials com naturals) constata que en alguns d'ells es mesuren factors de seguretat massa febles, donat que no s'hi observen símptomes d'inestabilitat, inclús si l'angle d'aquests talussos és pròxim o superior a l'angle de fregament.

Actualment s'accepta que són les tensions de succió les responsables de la major estabilitat d'un talús parcialment saturat respecte a un talús en sòl saturat.

Krahn, Fredlund i Klassen (1989) [46] porten a terme l'estudi d'un terraplè ferroviari construït amb llims en el que s'observen certs desordres un temps després de la seva construcció. El material del terraplè és sotmès a assajos triaxials sobre diverses mostres, per tal de determinar-ne les propietats resistents, obtenint una cohesió efectiva nul·la.

Els autors realitzen també mesures de succió *in situ* amb l'ajuda de tensiòmetres que permeten elaborar els perfils de succió del terraplè i seguir la seva evolució en el temps. Es constata que les corbes amb valor de succió més baix mostren un perfil semblant al de les superfícies de trencament observades sobre el terreny.

Considerant que els talussos del terraplè eren inicialment estables, que els paràmetres efectius mostren que no hi ha cohesió i que l'angle de disseny era molt proper a l'angle de fregament del material (35º), és raonable considerar l'existència d'una força de cohesió responsable de l'estabilitat inicial dels talussos.

En efecte, l'anàlisi de l'estabilitat del talús pel mètode de l'equilibri límit demostra que, per una superfície de trencament donada, un augment de la pressió de succió de 7 kPa comporta un augment del 30% en el factor de seguretat (Figura 10).

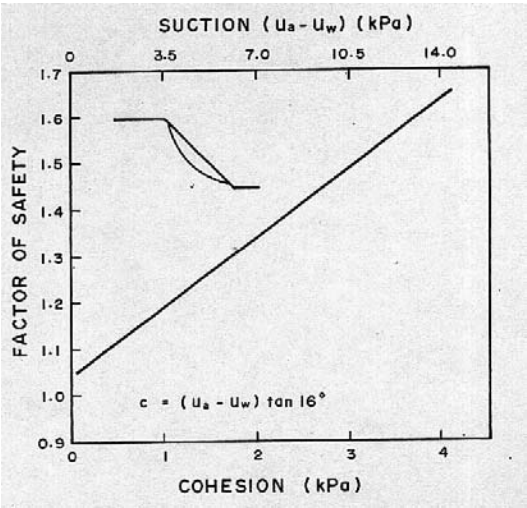


**Figura 10 Efecte de la variació de la succió sobre el factor de seguretat (Krahn *et al.* 1989 [46])**

Fredlund & Rahardjo (1993) [2] realitzen un estudi del mateix tipus per analitzar l'estabilitat d'un talús de gran pendent a Hong Kong i composat de tres materials. Els paràmetres resistents c', $\phi'$ i $\phi^b$ són també determinats amb l'ajuda d'assajos triaxials, per a cadascun dels materials que composen el talús.

Amb les dades obtingudes es realitza un primer càlcul del factor de seguretat mitjançant el *General Equlibrium Method* sense tenir en compte la succió present en el talús i s'obté un factor igual a 1. En canvi, un anàlisi posterior per a tres seccions diferents del talús posa de manifest que un augment del 40% del valor de la succió comporta un augment del factor de seguretat del 25%.

En la Figura 11 es pot veure l'evolució del factor de seguretat per a les tres seccions considerades en funció de la succió aplicada (expressada com a percentatge de la succió corresponent a una distribució hidrostàtica negativa de la pressió de succió per sobre del freàtic).

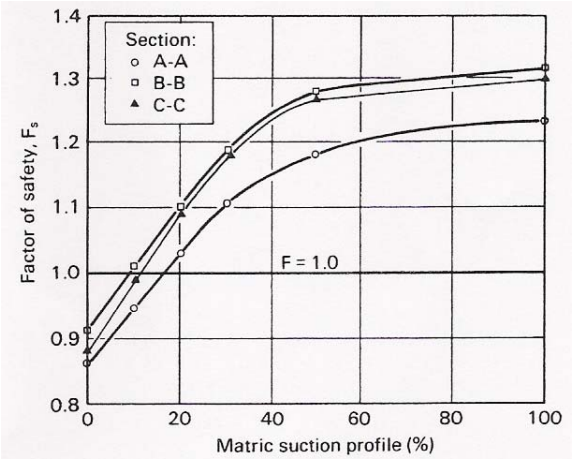


**Figura 11 Evolució del factor de seguretat en funció de la variació de succió (Fredlund i Rahardjo, 1993 [2])**

Alonso (1994) [47] realitza un estudi similar als dos anteriors per tal d'analitzar les causes dels desordres observats en una terraplè d'autopista arrel d'un episodi de pluges molt intenses.

Les propietats resistents c', $\phi'$ i $\phi^b$ del material són obtingudes mitjançant la realització d'assajos de tall a succió controlada. Un estudi per elements finits permet avaluar les deformacions sofertes pel talús lligades a la precipitació. D'altra banda es realitza també un càlcul d'estabilitat del talús per equilibri límit per analitzar l'efecte de la succió sobre el factor de seguretat.

En el cas més desfavorable en el que es considera una valor nul per a la succió, el factor de seguretat obtingut és de 0,82, mentre que per un valor de la cohesió aparent de 10 kPa el valor del factor de seguretat puja fins a 1,8. Un resultat a destacar d'aquest anàlisi i comú als estudis anteriorment descrits, és que com més gran és la cohesió, més profunda és la superfície de trencament obtinguda (Figura 12).

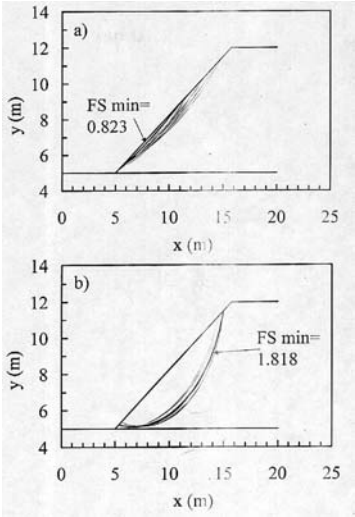


**Figura 12 Profunditat de la superfície de trencament per: a) 0 kPa i b) 10 kPa (Alonso, 1994 [47])**

*1.3.3 Resultats dels estudis paramètrics*

Els estudis que millor estableixen els efectes de les precipitacions sobre talussos en sòl no saturat, tant de forma qualitativa com quantitativa, són els anomenats estudis paramètrics. Tal com s'ha dit anteriorment, el desenvolupament i la millora d'implantació del mètode dels elements finits ha donat un gran impuls a aquest tipus d'estudi.

Aquests estudis consisteixen en la simulació d'esdeveniments plujosos sobre un talús parcialment saturat. La versatilitat del mètode dels elements finits permet canviar els paràmetres del sòl i de la precipitació per veure com evoluciona l'estabilitat del talús a través del càlcul del factor de seguretat segons les tècniques explicades anteriorment.

Els paràmetres del terreny típicament estudiats en aquest tipus d'estudi són:

- La corba de retenció, que controla la permeabilitat de sòl i el valor de la succió en funció d'un determinat contingut d'aigua.
- La permeabilitat saturada, que controla el flux d'aigua.
- Els paràmetres resistents del sòl c', $\phi'$ i $\phi^b$.
- Posició inicial del nivell freàtic del talús.

Els paràmetres de l'esdeveniment plujós que s'estudien habitualment són la intensitat, la duració i l'espectre de pluges de la zona en la que es troba el talús. L'espectre de pluges, és a dir, la distribució de les intensitats en un cert període de temps, permet veure quin és el paper de les pluges precedents a un cert esdeveniment d'intensitat elevada.

***Influència de la intensitat de la precipitació en l'estabilitat***

Ng i Shi (1998) [39] realitzen un estudi desacoblat per analitzar l'escolament en règim transitori induït per precipitació en un talús parcialment saturat a Hong Kong, i el seu efecte sobre el factor de seguretat. S'assagen tres intensitats diferents, totes elles corresponents a precipitacions de període de retorn de 0,1.

Els autors constaten que quan més gran és la intensitat de l'episodi, més probable esdevé la formació d'un nivell freàtic penjat per sobre del nivell inicial. El nivell freàtic inicial està fortament afectat per una precipitació amb una durada de 24 hores (pujada del nivell freàtic), i el valor de l'ascens del nivell freàtic està controlat per les relacions k/S (k, permeabilitat saturada i S, coeficient d'emmagatzemament) i Q/k (Q, flux en superfície ò intensitat de precipitació), que apareixen en l'equació de flux d'aigua en medi no saturat.

Es conclou que com més gran és la intensitat, més gran és l'ascens del nivell freàtic, tot i que el valor de la caiguda de la succió lligada a la precipitació és independent de la intensitat.

En el mateix estudi es troba que quan més gran és el valor de la intensitat, més gran és la caiguda del factor de seguretat associada a la precipitació. Tot i així, la relació entre el factor de seguretat i la intensitat és molt dependent de la posició inicial del nivell freàtic. Si la posició del

nivell freàtic és inicialment baixa, el talús pot romandre estable en front a una precipitació de gran intensitat. En canvi, si la posició del nivell és elevada, és a dir, propera a la superfície del talús, un valor relativament feble d'intensitat pot desestabilitzar el talús.

Shimada *et al.* (1995) [41] troben que com més gran és la intensitat, més elevada és la velocitat d'infiltració. Tot i que l'estudi del flux és unidimensional i, a més, el codi utilitzat no permet tenir en compte les pressions positives que es formen un cop la capacitat d'infiltració del sòl és saturada.

Subramaniam (2002) [48], seguint un càlcul desacoblat, estudia l'efecte de les precipitacions sobre sòls residuals. L'autor afirma que si el valor de la intensitat no és proper al valor de la permeabilitat del sòl, la precipitació només afecta a la zona més superficial del sòl cosa que no provoca una variació molt gran del factor de seguretat del talús. Si la intensitat supera la permeabilitat del sòl, l'aigua en excés generarà un escolament superficial sobre el talús.

Alonso (1995) [43], en un anàlisi bidimensional acoblat, proposa tenir en compte la possibilitat que la capacitat d'infiltració del sòl sigui superada per la intensitat mitjançant les condicions de contorn del problema hidràulic. D'aquesta forma es simula aquesta situació imposant succió nul·la en la superfície del talús com a condició de contorn.

Si la situació és la inversa, és a dir, que la intensitat de la pluja és menor que la permeabilitat del sòl, la condició de contorn a imposar serà que el flux d'entrada en superfície és igual al valor de la intensitat. Aquest plantejament és el que se segueix habitualment per tenir en compte les dues possibles relacions entre la intensitat de la precipitació i la permeabilitat.

Per al cas d'infiltració controlada per la intensitat, l'autor assaja tres valors diferents d'intensitat. Per a una permeabilitat del sòl donada, com més gran és la intensitat, més disminueix el factor de seguretat. A més, troba que per al valor més alt d'intensitat, la recuperació del valor del factor de seguretat després del final de la pluja és més lenta. La combinació de la intensitat més elevada i la permeabilitat més baixa, dóna com a resultat la menor recuperació del factor de seguretat.

Podem resumir l'efecte de la intensitat de la precipitació en els següents punts:

- Per una conductivitat hidràulica fixa, el valor de la intensitat controla la velocitat d'infiltració de l'aigua i el valor de l'ascens del nivell freàtic. Quant més gran és el valor de la intensitat, més gran és el valor de la remuntada del nivell freàtic i més gran és el valor de la velocitat d'infiltració.
- A mida que el valor de la intensitat esdevé important, esdevé més probable la formació d'un nivell freàtic penjat per sobre del nivell principal.
- El factor de seguretat és més baix quant més alt és el valor de la intensitat. Tot i així aquesta relació està condicionada per la posició inicial del nivell freàtic.
- No existeix un valor llindar d'intensitat per sobre del qual es donin fenòmens d'inestabilitat en un talús. L'efecte de la intensitat sobre l'estabilitat d'un talús està fortament lligat a les condicions hidràuliques inicials, i tal i com veurem seguidament, al efecte de les pluges precedents.

***Influència de la duració de la precipitació i de les pluges precedents***

Les correlacions estadístiques realitzades en els primers estudis suggerien que, en general, els fenòmens d'inestabilitat lligats a episodis plujosos estaven relacionats amb episodis de curta durada i gran intensitat.

Ng i Shi (1998) [39] estudien també l'efecte de la duració de les precipitacions en els seu estudi prenent llargs períodes de precipitació (1 a 30 dies), i imposant un episodi d'alta intensitat i curta durada (74 mm/h durant 2h) al final dels episodis de llarga durada per estudiar l'efecte conjunt de l'estabilitat i de les pluges precedents.

Com més important és el valor de la duració, més disminueix el factor de seguretat, però fins a assolir un valor mínim a partir del qual comença a remuntar. El descens del factor de seguretat és degut a la remuntada del nivell freàtic, i el posterior ascens es deu a que intensitat i duració són inversament proporcionals (Figura 13).

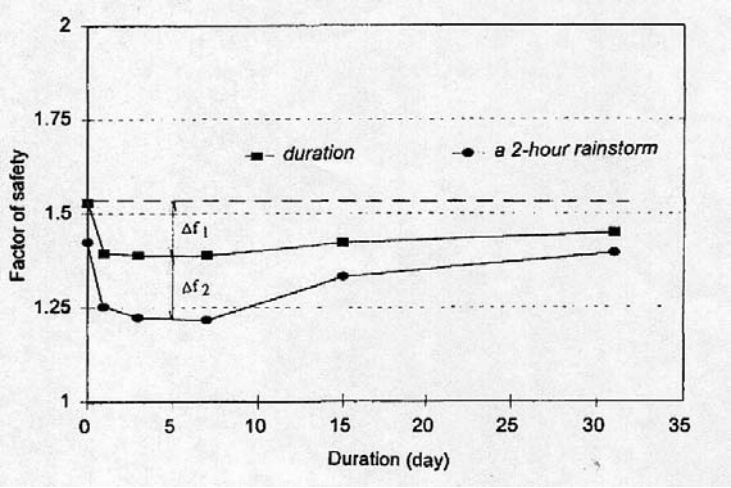


**Figura 13 Relació entre la durada de les precipitacions i el factor de seguretat (Ng i Shi, 1998 [36])**

D'aquesta manera, els autors constaten l'existència d'una *durada crítica* per la qual s'obté el factor de seguretat mínim. La durada crítica de les precipitacions a la regió de Hong Kong està compresa entre 2 i 7 dies. La conclusió és que la combinació més perillosa a efectes d'estabilitat és un episodi plujós de curta durada i d'alta intensitat precedit d'una pluja quina duració sigui la *durada crítica*.

Rahardjo *et al*. (2001) [49] analitzen els lliscaments, mitjançant un càlcul no acoblat, que es van produir a Singapur l'any 1995 després d'una tempesta de dues hores i mitja en la que van caure 96 mm de precipitació. Les precipitacions anteriors semblen haver tingut un paper clau en el fenomen de trencament dels talussos.

Les pluges precedents semblen tenir una gran influència en el cas de sòls poc permeables. Els lliscaments de terreny són iniciats per precipitacions que tenen una durada de cinc dies, involucrant un volum de 96 mm, seguides d'un episodi de tempestes de 24 hores i 90 mm. Els

autors conclouen que un sol esdeveniment turmentós no pot desencadenar una esllavissada per ell mateix sinó que ha d'estar precedit per un període plujós de certa durada (un mínim de 5 dies) per a la zona de Singapur.

El efecte de la duració de la precipitació i de les pluges precedents es resumeix en els següents punts:

- El factor de seguretat disminueix amb la duració de la precipitació fins a assolir un valor mínim, punt en el que parlem de durada crítica per a un determinat talús.
- La combinació més perillosa per a l'estabilitat d'un talús és un episodi de curta durada i alta intensitat precedit d'una pluja de duració crítica. Tot i que el fet un determinat episodi sigui de curta durada és relatiu a la permeabilitat del material que conforma el talús.
- La duració crítica de les pluges precedents és funció de l'espectre plujós de la zona d'estudi i de les característiques hidràuliques del talús. En el cas de Singapur i Hong Kong el valor de la durada crítica està comprès entre 2 i 7 dies. Es comprova, però, que aquestes duracions poden ser molt més elevades en el cas de sòls de tipus argilós.

***Efecte de la conductivitat hidràulica i de la corba de retenció del sòl***

Aquests són els paràmetres que controlen el flux d'aigua en el sí del talús i la relació entre la quantitat d'aigua present en el sòl i la succió respectivament. A priori, ja podem dir que l'estabilitat del talús estarà fortament lligada a aquests dos paràmetres propis del sòl.

En l'estudi de Cho i Lee (2001) [44] es presenta un càlcul acoblat d'infiltració en el que se simula l'efecte d'una precipitació de 66 hores de duració amb una intensitat de 20 mm/h. S'assagen dos valors de conductivitat de forma que un d'ells és superior a la conductivitat del sòl i l'altre inferior, i s'estudia la influència de la conductivitat prenent dos elements de la malla de càlcul, un situat en la superfície i l'altre a tres metres sota la superfície del talús.

Es comprova que per els elements que estan pròxims a la superfície, quant més petita és la permeabilitat més ràpida és la caiguda de la succió. En canvi per als elements més allunyats quan més petita és la permeabilitat més gran és el temps de reacció pel que fa al descens de la succió.

D'aquest fet es conclou, que per a precipitacions de curta durada i amb una intensitat elevada respecte a la permeabilitat del sòl es produiran trencaments superficials, mentre que per a períodes de llarga durada i intensitat feble en relació a la conductivitat del sòl, les superfícies de trencament seran més profundes i al cap de temps elevats després del final de les pluges.

En el mateix estudi els autors remarquen que en un talús parcialment saturat sotmès a un flux transitori, la distribució de la conductivitat hidràulica és heterogènia, inclús si el talús és homogeni. Això és degut a la dependència de la conductivitat hidràulica i la succió en el cas de sòls parcialment saturats. En aquest sentit, demostren que com més feble és la conductivitat, més heterogènia és la distribució de la mateixa en les zones pròximes a la superfície al final de l'episodi plujós.

En el mateix estudi els autors afirmen que si es pren un valor nul de permeabilitat per al terreny, no tindrem infiltració durant la pluja, i no tindrà lloc cap variació del factor de seguretat. Si prenem una conductivitat hidràulica infinita, tota l'aigua de precipitació serà infiltrada i no es produirà, tampoc, ninguna variació del factor de seguretat. Segons aquest plantejament si variem la conductivitat de zero fins a infinit haurem de passar per un factor de seguretat mínim.

Ng i Shi (1998) [39] se serveixen d'aquest argument per apuntar l'existència d'un valor crític de la conductivitat hidràulica que doni un valor del factor de seguretat mínim. Els autors no aprofundeixen gens en el càlcul d'aquesta conductivitat, ja que el nombre de valors de conductivitat a assajar per determinar aquest valor és massa gran.

En aquest mateix treball, els autors afirmen que la resposta hidràulica del talús està governada pels factors $Q/k$ i $k/m_w$ que apareixen en la equació de flux (22) per a sòl parcialment saturat, sent $Q$ el flux infiltrat en el sòl (intensitat de precipitació), $k$, la permeabilitat saturada del sòl (sòl isòtrop) *i* $m_w$ el coeficient d'emmagatzematge del sòl.

$$k\left[\frac{\partial^2 h}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 h}{\partial y^2}\right]+Q=m_w\left(\frac{\partial u_w}{\partial t}\right) \quad (22)$$

amb:
$h$: càrrega hidràulica
$u_w$: pressió de porus

El factor $k/m_w$ és el que governa la resposta del sòl quan la intensitat de la pluja és petita respecte a la permeabilitat hidràulica del sòl, i en aquest cas, el factor Q/k esdevé despreciable. Quant més gran és la relació $k/m_w$, més ràpida és la resposta del nivell freàtic.

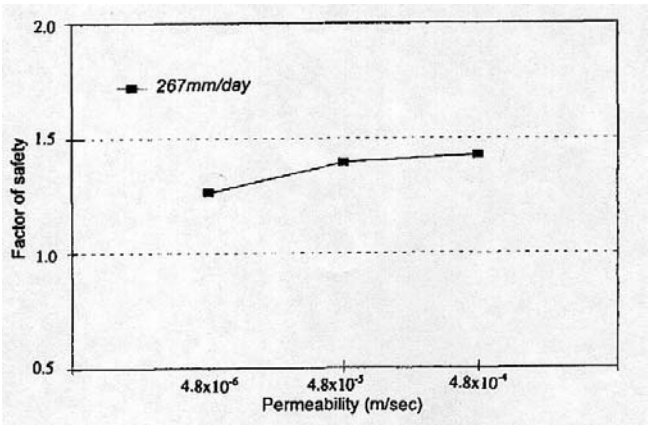


**Figura 14 Relació entre el factor de seguretat i la permeabilitat saturada (Ng i Shi, 1998 [39])**

En canvi, si el valor de la intensitat s'apropa al valor de $k$ (s'assoleix la capacitat d'infiltració del sòl) el factor dominant es $Q/k$. D'aquesta manera, per a sòls amb un feble valor de conductivitat hidràulica saturada el factor $Q/k$ controla la resposta hidràulica del sòl. En aquest cas s'arriba més aviat a obtenir pressions positives, és a dir, que la pressió negativa es converteix en efectiva.

Alonso (1995) [43] estableix que quant més gran és la permeabilitat del sòl més gran és la caiguda del factor de seguretat, mentre la capacitat d'infiltració no sigui superada. Si aquesta capacitat és superada, els sòls amb una permeabilitat baixa necessiten un temps més gran per produir variacions significatives en el factor de seguretat. Tot i així, el valor inicial del factor de seguretat és més gran per als sòls més permeables (Figura 15). Aquesta observació està també d'acord amb els resultats obtinguts per Ng i Shi (1998) [39] (Figura 14).

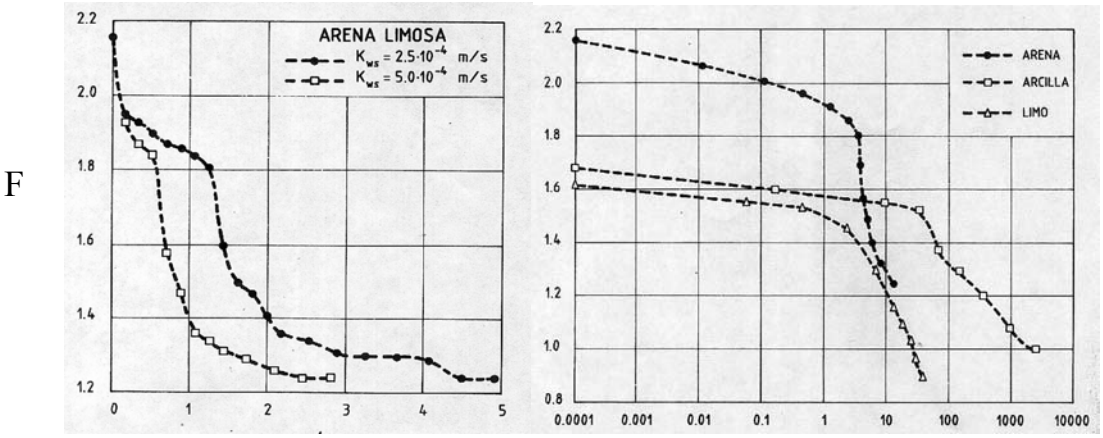


**Figura 15 Relació entre el factor de seguretat F i la permeabilitat saturada (intensitat fixa) (Alonso, 1995 [43])**

Alonso (1995) [43] analitza també el paper de la corba de retenció del sòl per un cas en el que se supera la capacitat d'infiltració del sòl. Els sòls amb una bona classificació granulomètrica es caracteritzen per una corba de retenció de pendent suau i l'autor constata que aquest tipus de sòl presenta un retard en la disminució del factor de seguretat del talús en relació a d'altres sòls més mal classificats granulomètricament.

Sobre l'efecte de la conductivitat en l'estabilitat de talussos en sòl no saturat sotmesos a infiltració per precipitació podem dir que:

- La rapidesa amb la que disminueix la succió en un talús a causa de la infiltració depèn del valor de la permeabilitat i de la situació respecte a la superfície. Aquesta relació ve determinada per la intensitat de la precipitació.
- La resposta hidràulica del talús està governada per la relació entre el flux entrant i la permeabilitat segons l'equació de flux d'aigua en sòl no saturat.
- Quant més alta és la conductivitat, més gran és el factor de seguretat del talús en la situació inicial. En canvi, els sòls més permeables mostren una disminució del factor de seguretat més ràpida durant la precipitació.
- Els sòls amb una corba granulomètrica més suau presenten més resistència a variar el factor de seguretat del talús en front a la precipitació.

***La posició de la superfície de ruptura***

Com ja s'ha vist anteriorment diversos autors han demostrat que com més gran és la cohesió del sòl més profunda és la superfície de trencament associada al mínim factor de seguretat.

Cho i Lee (2001) [44] constaten de nou aquest fet i observen que la infiltració per precipitació implica un moviment de la superfície de trencament des de l'interior del talús cap a la superfície. Aquest fet és degut a que la infiltració provoca una pèrdua de cohesió en termes de succió. A més, afirmen que les superfícies de trencament superficials mostren factors de seguretat més baixos que les superfícies profundes.

Mitjançant els contorns d'isovalors del factor de seguretat local, constaten que en el cas de sòls de baixa permeabilitat les superfícies de trencament es troben a prop de la superfície del talús. La distribució del factor de seguretat local permet també observar que els factors de seguretat obtinguts amb una superfície circular són més elevats que aquells obtinguts amb una superfície de trencament no circular.

Respecte al tipus de superfície, s'observa en el mateix estudi que la utilització de una superfície de trencament circular dóna trencaments més profunds, mentre que les superfícies no circulars donen trencaments més superficials. A la vista d'aquest resultats, els autors proposen treballar amb superfícies no circulars en el cas de sòls amb de baixa conductivitat hidràulica.