

Note sul procedimento per blocchi dell'analisi di stabilità dei rilevati di materiali sciolti

F. ARREDI *

SOMMARIO: Viene richiamato il noto metodo per «cunei» o «blocchi» per l'analisi di stabilità delle dighe di materiali sciolti, discutendone alcuni aspetti connessi con la scelta dei piani di rottura e con la definizione dell'indice di stabilità. Viene quindi introdotto il concetto di uguale indice di stabilità nei tre piani di rottura e fornita una relativa trattazione analitica del metodo, che consente di sostituire alla laboriosa analisi per via grafica la più spedita analisi numerica. Vengono infine illustrati alcuni esempi di calcolo.

Ai numerosi metodi proposti per la verifica della stabilità dei rilevati di materiali sciolti (si veda, in proposito, ARREDI, 1977) si è aggiunto in anni abbastanza recenti quello denominato per *cunei* o per *blocchi* che ha incontrato notevole favore in tema di applicabilità in particolari circostanze (quali ad esempio il semicorpo di monte di dighe di materiali sciolti con nucleo inclinato) ed è confortato da alcune sperimentazioni di laboratorio [SULTAN e SEED, 1967].

Richiamo qui preliminarmente i principi del metodo.

Sia **AC** (fig. 1) un tratto, rettilineo, di para-

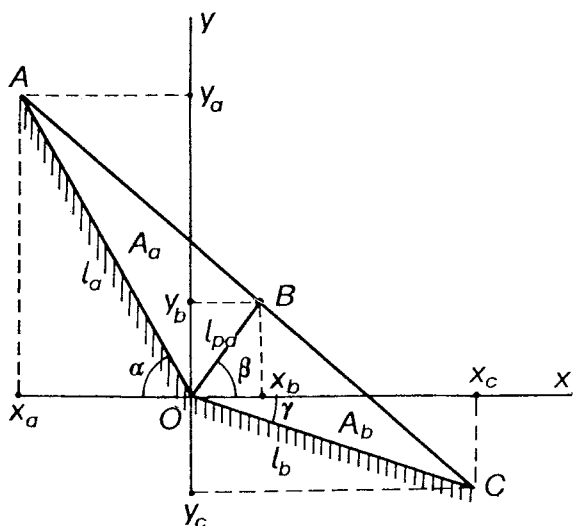


Fig. 1

mento del rilevato; siano **O** un punto interno e **OA**, **OB**, **OC** tre segmenti rettilinei uscenti da **O** e che vengono considerati presumibili linee di rottura. Il triangolo superiore **AOB** viene

denominato *cuneo* o *blocco attivo* ed il triangolo inferiore **OBC** *cuneo* o *blocco passivo*.

Posto che il rilevato sia instabile lungo le linee **AO** e **CO**, si assume per ragioni cinematiche l'esistenza di una linea di rottura ulteriore **OB** e l'atto iniziale del moto si suppone costituito dalla discesa d'insieme del cuneo attivo lungo **AO**, di avanzamento d'insieme del cuneo passivo lungo **OC** e di spostamento relativo dei due cunei lungo **OB** (discesa del cuneo attivo relativamente al cuneo passivo).

È da sottolineare subito che il problema viene così inizialmente impostato su quattro parametri indeterminati ed indipendenti, cioè il punto **O** e le direzioni **OA**, **OB**, **OC**, per cui un'analisi generale di un rilevato generico richiede una quadrupla infinità di ripetizioni del procedimento di determinazione del grado di stabilità, procedimento che è concepito per tali parametri preliminarmente assegnati.

Si adotta quindi il procedimento in questione quando tre di essi possono essere stabiliti ad intuito: trattasi delle linee **OA** ed **OC**, e con esse del punto **O**, coincidenti con linee di minor resistenza in rilevati zonati; tali le linee di contatto della zona omogenea **OAC** con zone adiacenti di materiali di caratteristiche diverse; è il caso del semicorpo di monte di dighe a nucleo inclinato più sopra ricordato.

In molti casi è stata assunta, ma senza giustificazione, verticale la terza linea critica **OB**, eliminando in tal modo la variabilità ancora dell'ultimo parametro; ma SEED e SULTAN [1967], applicato il procedimento a linee **OB** variamente inclinate, hanno dimostrato l'inesattezza di tale ultima assunzione, senza peraltro poter indicare qualche regola circa la preventiva scelta di **OB**.

In tal modo il procedimento, pur fissato **OA** e **OB**, implica la ripetizione dell'analisi di sta-

* Prof. ing. Filippo ARREDI, ordinario (fuori ruolo) di Costruzioni Idrauliche, Facoltà di Ingegneria, Università di Roma.

bilità per diverse inclinazioni di **OB** e sarà possibile stabilire per ciascuna di esse una *distanza* dallo stato limite di equilibrio. Il minor valore di tale *distanza* rispetto al variare della inclinazione di **OB** potrà essere assunto a caratteristica di stabilità dell'insieme **OAB**.

Ogni singola analisi di stabilità viene svolta per via grafica sulla base dei criteri seguenti.

Si suppone che il cuneo attivo sia nella condizione limite di stabilità e viene determinata la correlativa forza da esso esercitata sul cuneo passivo lungo il segmento **OB**; viene quindi determinato lo stato di stabilità di quest'ultimo in confronto con quello limite, e la relativa *distanza* viene quantificata in un convenzionale *indice di stabilità*.

Passando al dettaglio, verranno indicate in generale con \vec{C} le forze resistenti di coesione lungo le presunte linee di rottura, con \vec{T} le analoghe forze da attrito, con \vec{N} le forze normali alle linee predette, con \vec{S} le risultanti di \vec{N} e \vec{T} , con \vec{P} le forze attive di massa, considerate in via generale comunque inclinate ad effetto di circolazione d'acqua e di componenti dinamiche orizzontali (da sismi) sovrapposte al peso proprio.

L'indice *a* delle forze di superficie significa che esse sono applicate al cuneo attivo lungo la linea **OA**, l'indice *p* che esse sono applicate al cuneo passivo lungo la linea **OC**, il doppio indice *ap* o *pa* individua le forze dell'interfaccia **OB**, il primo per le forze trasmesse dal cuneo attivo al passivo e viceversa il secondo.

Indici analoghi sono impiegati nei riguardi degli angoli d'attrito Φ e delle coesioni unitarie *c* lungo le tre linee di rottura nonché nei riguardi delle forze di massa \vec{P} dei due cunei e degli angoli Θ di inclinazione di esse alla verticale.

Relativamente al cuneo attivo, considerato nello stato limite di equilibrio, può essere tracciato immediatamente il poligono delle forze (fig. 2). Ed infatti sono note \vec{P}_a , \vec{C}_a , \vec{C}_{ap} (queste seconde pari a c_a e c_{ap} moltiplicate per le lunghezze di **OA** ed **OB** e nella direzione di questi segmenti) ed è quindi tracciabile la spezzata **a b c d**. Tracciate poi le rette **ae** e **de** inclinate rispettivamente su **ab** e **cd** degli angoli $\pi/2 - \Phi_a$ e $\pi/2 - \Phi_{ap}$, risultano individuate in **ea** e in **de** le forze \vec{S}_a ed \vec{S}_{ap} .

Con riferimento quindi al cuneo passivo può essere costruita la spezzata **pedc** costituita dalle forze \vec{C}_p , $\vec{S}_{pa} = -S_{ap}$, $\vec{C}_{pa} = -C_{ap}$. Tracciata poi da **p** la retta inclinata di $\pi/2 - \Phi_p$ rispetto a **pe** e da **c** la retta secondo la direzione di \vec{P}_p ,

il poligono si chiude in **f'** ed il segmento **cf'** ha il significato di forza \vec{P}'_p applicabile al cuneo passivo nella direzione di \vec{P}_p al limite della stabilità di esso.

Può essere quindi confrontata la lunghezza di \vec{P}'_p con la lunghezza di \vec{P}_p , in altre parole la intensità al limite di stabilità con la intensità reale della forza attiva di massa sul cuneo passivo a pari direzione e può essere assunto ad indice di stabilità il relativo rapporto.

In margine alla descrizione del metodo tradizionale ho già rilevato [ARREDI, 1977] che tale indice ha carattere di ambiguità potendosi immaginare altri simili, di valori diversi. Tali: il rapporto fra la lunghezza dei segmenti **el'** ed **el** rappresentativi, il primo della resistenza massima sviluppabile lungo **OC**, il secondo della resistenza analoga richiesta per l'equilibrio con la forza attiva reale \vec{P}_p ; il rapporto tra l'intensità della forza attiva totale al limite di equilibrio $\vec{P}_a + \vec{P}'_p$ e l'intensità della forza attiva reale $\vec{P}_a + \vec{P}_p$ nel caso che queste siano parallele. Rapporti analoghi ai tre precedenti possono essere assunti ad indici di stabilità se si ammette inizialmente lo stato limite di equilibrio del cuneo passivo e viene determinata la forza attiva \vec{P}'_a nella direzione di \vec{P}_a corrispondente allo stato limite di equilibrio del cuneo attivo.

A ragione di tale ambiguità ho proposto nella sede sopra ricordata un diverso criterio di giudizio della *distanza* esistente fra le condizioni reali dei due cunei e quelle limiti di stabilità; precisamente, ho proposto di determinare quanto del valore limite dei parametri elementari coesione unitaria e coefficiente d'attrito deve essere mobilitato per l'equilibrio sotto le forze reali \vec{P}_a e \vec{P}_p , ammesso che sia unico ed uguale per le due citate specie di parametri e per i tre segmenti di presunta rottura il rapporto della resistenza mobilitata a quella limite offerta dal materiale. In altre parole si ipotizza che la *distanza* dello stato reale da quello limite sia uguale sui tre segmenti di presunta rottura ed essa sia rappresentata da uguali rapporti 1/F fra la coesione unitaria e il coefficiente d'attrito necessari all'equilibrio rispetto ai massimi sviluppabili dai singoli materiali lungo i segmenti stessi.

Non ho inteso con questo superare i rilievi generali circa la significatività degli indici di stabilità [ARREDI, 1969, 1977] ma superare per il metodo in argomento l'ambiguità dell'indice originariamente adottato.

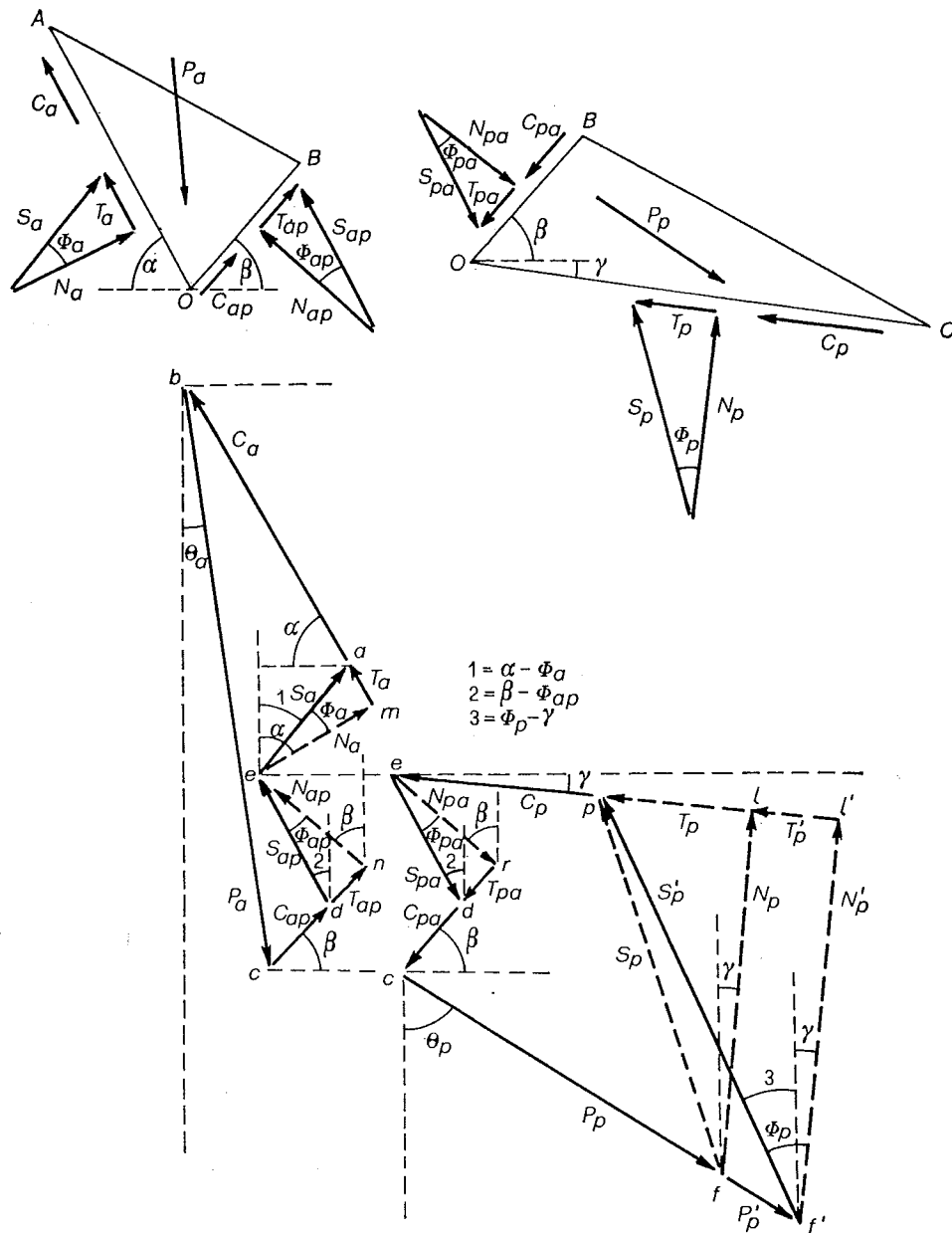


Fig. 2

La proposta è accompagnata dalla indicazione del procedimento grafico, per tentativi, per determinare per ogni inclinazione del segmento **OB** il correlativo valore di F quale sopra definito. Ripetuto il procedimento per diverse inclinazioni di **OB** viene associato ad ognuno di esse il valore di F . Determinata la inclinazione a cui corrisponde il valor minimo di F , questo viene assunto quale indice di stabilità dell'insieme **OAC**.

Ma l'analisi statica in quanto richiede una molteplicità di tentativi per ogni inclinazione di **OB** e la ripetizione per diverse inclinazioni di questo segmento, il tutto per via grafica, ha i difetti della lunghezza delle operazioni e di scarsa precisione dei risultati.

E per questo ne prospetto qui la sua traduzione in forma analitica e facilmente programmabile per la risoluzione numerica automatica, pur mantenuto il suo carattere di duplice procedimento per tentativi richiesto dalla forma implicita in cui risulta contenuta la incognita del problema nelle relative equazioni.

Con la presente nota indico anche, ed in primo luogo, la soluzione analitica del problema secondo la procedura originale ed a proposito di essa rilevo come in particolari condizioni si possano ottenere risultati inattendibili; per cui non sarebbe per essa possibile prescindere da un preliminare esame per via grafica.

In fig. 2 sono rappresentati distintamente il

cuneo attivo **OAB** e quello passivo **OBC** con le loro forze attive \vec{P}_a e \vec{P}_p , le forze resistenti correlate alla coesione $\vec{C}_a, \vec{C}_{ap}, \vec{C}_{pa}, \vec{C}_p$ e correlate all'attrito $\vec{T}_a, \vec{T}_{ap}, \vec{T}_{pa}, \vec{T}_p$, con le forze normali $\vec{N}_a, \vec{N}_{ap}, \vec{N}_{pa}, \vec{N}_p$ e le risultanti delle forze resistenti d'attrito e normali $\vec{S}_a, \vec{S}_{ap}, \vec{S}_{pa}, \vec{S}_p$.

Si suppone dapprima che per entrambi i cunei lo stato limite di equilibrio sia raggiunto sulle tre linee di rottura.

I diagrammi delle forze siano **baedcb** per il cuneo attivo, **cfpedc** per il cuneo passivo. È inteso che \vec{P}'_p ed \vec{S}'_p , con le componenti \vec{N}_p e \vec{T}_p , sono le forze relative al cuneo passivo con le quali la condizione di equilibrio limite viene raggiunta, e quindi diverse dalle reali; analogamente sono quelle limiti le $\vec{C}_a, \vec{C}_p, \vec{C}_{ap}, \vec{S}_p, \vec{S}_{ap}$ mentre \vec{P}_a è la forza attiva reale del cuneo attivo.

In tali condizioni le equazioni di equilibrio del cuneo attivo sono

$$\begin{aligned} P_a \sin \Theta_a + C_{ap} \cos \beta - S_{ap} \sin (\beta - \Phi_{ap}) + \\ + S_a \sin (\alpha - \Phi_a) - C_a \cos \alpha = 0, \\ P_a \cos \Theta_a - C_{ap} \sin \beta - S_{ap} \cos (\beta - \Phi_{ap}) - \\ - S_a \cos (\alpha - \Phi_a) - C_a \sin \alpha = 0, \end{aligned} \quad (1)$$

e quelle del cuneo passivo

$$\begin{aligned} P'_p \sin \Theta_p + S'_p \sin (\gamma - \Phi_p) - C_p \cos \gamma + \\ + S_{pa} \sin (\beta - \Phi_{ap}) - C_{pa} \cos \beta = 0, \\ P_p \sin \Theta_p + N_p \sin \gamma - C_p \cos \gamma - T_p \cos \gamma + \\ + S_{pa} \cos (\beta - \Phi_{ap}) + C_{pa} \sin \beta = 0. \end{aligned} \quad (2)$$

Se, ferme restando le altre forze, si considera la reale attiva \vec{P}_p e correlativa \vec{S}_p di componenti \vec{N}_p e \vec{T}_p , considerato il poligono delle forze **elcde**, le equazioni di equilibrio sono

$$\begin{aligned} P_p \sin \Theta_p + N_p \sin \gamma - T_p \cos \gamma - C_p \cos \gamma + \\ + S_{pa} \sin (\beta - \Phi_{ap}) - C_{pa} \cos \beta = 0, \\ P_p \cos \Theta_p - N_p \cos \gamma - C_p \sin \gamma - T_p \sin \gamma + \\ + S_{pa} \cos (\beta - \Phi_{ap}) + C_{pa} \sin \beta = 0. \end{aligned} \quad (3)$$

Dalle equazioni (1) può essere ricavato S_a ed S_{ap} ; sostituiti i valori relativi nelle (2), da queste può poi essere ricavato P'_p e S'_p ; d'altra parte per essere stato già determinato $S_{pa} = S_{ap}$, dalle (3) possono essere ricavati N_p e T_p .

Con tali elementi possono poi essere determinate le lunghezze dei segmenti el' ed el rispettivamente uguali a $C_p + S'_p \sin \Phi_p$ e $C_p + T_p$.

Secondo quanto indicato precedentemente, ne risultano le espressioni degli indici di stabilità

$$F_1 = \frac{C_p + S'_p \sin \Phi_p}{C_p + T_p}, \quad F_2 = \frac{P'_p}{P_p}, \quad F_3 = \frac{P_a + P'_p}{P_a + P_p},$$

l'ultima valida nel caso di $\Theta_a = \Theta_p$.

Il problema è impostato sia dal punto di vista grafico che da quello analitico-numerico sotto la condizione di validità degli schemi di poligoni di equilibrio di fig. 2.

Si può peraltro mostrare facilmente che essi cadono in difetto in numerose circostanze.

Si consideri ad esempio la fig. 3a ove il poli-

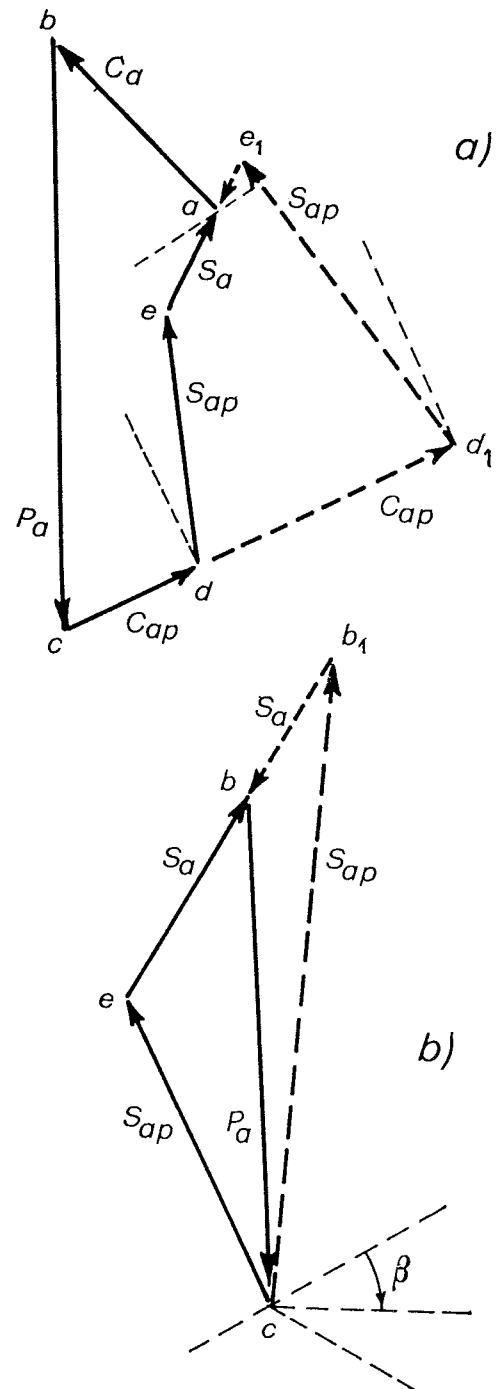


Fig. 3

gono **a b c d e** rappresenta l'equilibrio delle forze del cuneo attivo; esso è analogo a quello *regolare* di fig. 2. Si immagini peraltro che \vec{C}_{ap} invece della grandezza **c d** abbia la grandezza **c d_i**; in tale condizione il punto **e** passa in **e_i** ed \vec{S}_a cambia verso: numericamente diviene negativa e \vec{T}_a assume verso contrario a \vec{C}_a , il che non corrisponde più alla meccanica del fenomeno.

Ancora: si supponga che siano nulle \vec{C}_a e \vec{C}_{ap} (fig. 3b), nel qual caso il poligono di equilibrio del cuneo attivo si riduce al triangolo **b c e** in condizioni *regolari*. Si supponga poi che l'angolo β cresca: corrispondentemente la direzione **c e** di \vec{S}_{ap} si avvicina alla direzione **c b** di \vec{P}_a ed il punto **e** si avvicina al punto **b**.

Ulteriore accrescimento di β porta la direzione di \vec{S}_{ap} a destra di quella di \vec{P}_a e quindi all'inversione di \vec{S}_a .

Si consideri ora il cuneo passivo il cui poligono delle forze all'equilibrio limite sia **c d e p f'** (fig. 4) in condizioni *regolari*. Si supponga ora che l'angolo γ vada progressivamente diminuendo: il punto **f'** va progressivamente allontanandosi da **c** fino a raggiungere l'infinito quando **p** è giunto in **p₁**, per cui $l_a \vec{p} \vec{f}'$ è divenuta parallela alla direzione di \vec{P}_p . Ogni ulteriore diminuzione di γ porta il punto **f'** in alto, cioè a poligoni del tipo **c d e p₂ f'₂ c** e quindi all'inversione del verso di \vec{P}'_p .

In via generale i casi di difetto del metodo si identificano con uno stato di stabilità del cuneo attivo non prossimo alla rottura e con gli errori conseguenti nell'attribuzione delle forze esercitate dal cuneo predetto su quello passivo.

Se ne può concludere che per ogni singolo caso di applicazione del procedimento occorre condurre una indagine preliminare per via grafica sulla ricorrenza o meno delle condizioni di base circa i versi delle forze, condizioni che precedentemente sono state denominate *regolari*, e quindi sulla significatività o meno dei risultati finali, cioè dell'indice di stabilità ottenuto per via numerica.

Passo a trattare il problema secondo la nuova impostazione proposta.

Sia **OAB** il cuneo attivo e **OBC** il cuneo passivo e i relativi vertici vengano riferiti ad una coppia di assi cartesiani *x* orizzontale ed *y* verticale con origine nel vertice **O** comune ai due cunei (fig. 1).

Siano x_a ed y_a , x_b ed y_b , x_c ed y_c le coordinate dei vertici rispettivamente **A B C**; siano α, β, γ

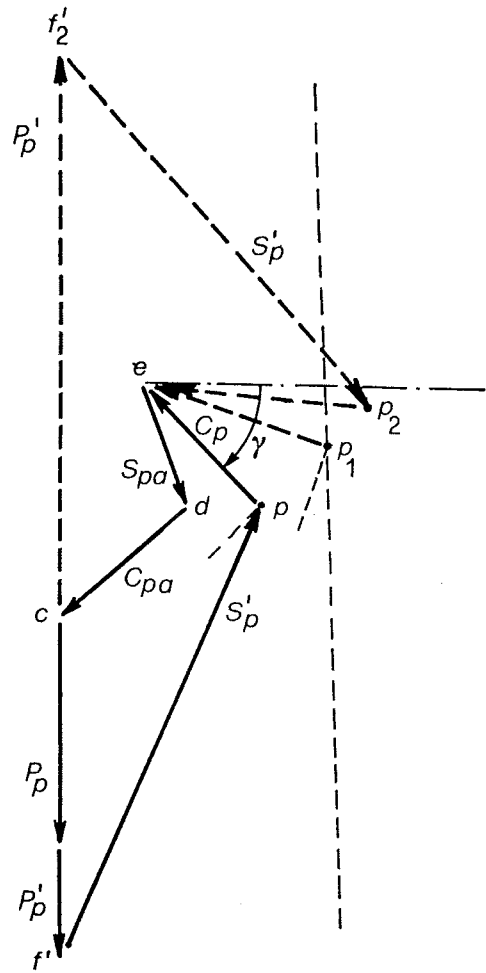


Fig. 4

gli angoli dei lati **OA, OB, OC** rispetto agli assi secondo le indicazioni di figura, l_a, l_{ap}, l_p le lunghezze dei lati **OA, OB, OC** ed A_a ed A_b le aree dei triangoli **OAB** e **OBC** rispettivamente.

Conviene richiamare, ai fini delle determinazioni numeriche, le semplici relazioni seguenti:

$$\alpha = \text{artag} \left[\frac{y_a}{-x_a} \right] = -\text{artag} \frac{y_a}{x_a}, \quad \beta = \text{artag} \frac{y_b}{-x_b},$$

$$\gamma = \text{artag} \left[\frac{-y_c}{x_c} \right] = -\text{artag} \frac{y_c}{x_c},$$

$$l_a = \sqrt{x_a^2 + y_a^2}, \quad l_{pa} = \sqrt{x_b^2 + y_b^2},$$

$$l_p = \sqrt{x_c^2 + y_c^2}, \quad A_a = \frac{1}{2} (x_b y_a - x_a y_b),$$

$$A_p = \frac{1}{2} (x_c y_b - x_b y_c).$$

Siano c_a, c_{ap}, c_p le coesioni unitarie limiti, $\Phi_a, \Phi_{ap}, \Phi_p$ gli angoli d'attrito limiti, rispettiva-

mente lungo **OA**, **OB**, **OC**. Le forze \vec{C}_a , \vec{C}_{ap} , \vec{C}_p di coesione al limite hanno le intensità pari ai prodotti $d_i c_a$, c_{ap} , c_p per l_a , l_{ap} , l_p ; le forze di massa P_a e P_b dei cunei attivo e passivo siano inclinate rispetto alla verticale degli angoli Θ_a e Θ_p per effetto di circolazione d'acqua e di azioni sismiche.

Posto che i due cunei si trovino insieme nelle condizioni di equilibrio limite utilizzando l'intera capacità di resistenza dei materiali, tenuti presenti i poligoni delle forze rappresentanti in fig. 2, si hanno le equazioni delle proiezioni secondo i due assi: relativo all'insieme **OABCO** (poligono **baepfc b**):

$$\begin{aligned} P_a \cos \Theta_a + P_p \cos \Theta_p &= C_a \sin \alpha + \\ + S_a \cos (\alpha - \Phi_a) + C_p \sin \gamma + S_p \cos (\gamma - \Phi_p), \\ P_a \sin \Theta_a + P_p \sin \Theta_p &= C_a \cos \alpha - \\ - S_a \sin (\alpha - \Phi_a) + C_p \cos \gamma - \\ - S_p \sin (\gamma - \Phi_p), \end{aligned} \quad (4)$$

e relativo al cuneo **OAB** (poligono **baedcb**):

$$\begin{aligned} P_a \cos \Theta_a &= C_a \sin \alpha + S_a \cos (\alpha - \Phi_a) + \\ + S_{ap} \cos (\beta - \Phi_{ap}) + C_{ap} \sin \beta, \\ P_a \sin \Theta_a &= C_a \cos \alpha - S_a \sin (\alpha - \Phi_a) + \\ + S_{ap} \sin (\beta - \Phi_{ap}) - C_{ap} \cos \beta. \end{aligned} \quad (5)$$

Per semplicità di scrittura vengono assunte le notazioni seguenti:

$$\begin{aligned} a &= \operatorname{tag} (\gamma - \Phi_p) \cos \Theta_a + \sin \Theta_a \\ b &= \operatorname{tag} (\gamma - \Phi_p) \cos \Theta_p + \sin \Theta_p \\ c &= \operatorname{tag} (\gamma - \Phi_p) \sin \alpha + \cos \alpha \\ d &= \operatorname{tag} (\gamma - \Phi_p) \sin \gamma + \cos \gamma \\ e &= \operatorname{tag} (\gamma - \Phi_p) \cos (\alpha - \Phi_a) - \sin (\alpha - \Phi_a) \\ f &= \operatorname{tag} (\beta - \Phi_{ap}) \cos \Theta_a - \sin \Theta_a \\ g &= \operatorname{tag} (\beta - \Phi_{ap}) \sin \alpha - \cos \alpha \\ h &= \operatorname{tag} (\beta - \Phi_{ap}) \cos (\alpha - \Phi_a) + \sin (\alpha - \Phi_a) \\ i &= \operatorname{tag} (\beta - \Phi_{ap}) \sin \beta + \cos \beta \end{aligned}$$

Eliminando S_p dalle (4) ed S_{ap} dalle (5) si perviene alle

$$\begin{aligned} a P_a + b P_p &= c C_a + d C_p + e S_a, \\ f P_a &= g C_a + i C_{ap} + h S_a. \end{aligned}$$

Eliminando S_a fra queste si giunge alla

$$\begin{aligned} (h a - e f) P_a + h b P_p &= (c h - e g) C_a + \\ + h d C_p - e i C_{ap}, \end{aligned} \quad (6)$$

la quale è l'equazione al limite di equilibrio che lega le intensità delle forze attive P_a e P_b ai parametri unitari di coesione e d'attrito (questi contenuti in a , b , c).

Si considera ora uno stato di equilibrio stabile (non prossimo alla rottura) e si ammette che le tre forze tangenziali lungo i tre segmenti **OA**, **OB**, **OC** di presunta rottura abbiano un uguale rapporto $1/F$ con le massime forze tangenziali resistenti sviluppabili lungo i segmenti stessi. Ciò significa che le forze resistenti di coesione in quello stato di equilibrio sono

$C_a^* = C_a/F$, $C_p^* = C_p/F$, $C_{ap}^* = C_{ap}/F$,
e gli angoli d'attrito mobilitati

$$\begin{aligned} \Phi_a^* &= \operatorname{artag} \left[\frac{\operatorname{tag} \Phi_a}{F} \right] \\ \Phi_p^* &= \operatorname{artag} \left[\frac{\operatorname{tag} \Phi_p}{F} \right] \\ \Phi_{ap}^* &= \operatorname{artag} \left[\frac{\operatorname{tag} \Phi_{ap}}{F} \right] \end{aligned}$$

L'equazione di equilibrio del sistema è ancora la (6) ma con la sostituzione di C_a^* a C_a e analogamente per C_p e C_{ap} , con la sostituzione di Φ_a^* a Φ_a e analoghe nelle espressioni di a , b , c , ...

In tali circostanze la (6) assume la forma

$$\begin{aligned} F [(h^* a^* - e^* f^*) P_a + h^* b^* P_b] &= \\ = (c^* h^* - e^* g^*) C_a + h^* d^* C_p - e^* i^* C_{ap}, \end{aligned}$$

ove a^* , b^* , c^* significano a , b , c , ... con la sostituzione preaccennata.

Giacché P_a , P_p , C_a , C_p , C_{ap} sono note appena fissate le rette **OA**, **OB**, **OC**, e con queste sono noti gli angoli Θ_a , Θ_p , α , β , γ , la precedente è una equazione in F implicita in quanto F attraverso le tre Φ^* da sostituire alle Φ è contenuto anche in a^* , b^* , c^* ... e che quindi deve essere risolta per approssimazioni successive.

La risoluzione è facilmente programmabile e di norma la convergenza è assai rapida.

Come già osservato, lo stesso procedimento è da ripetere per diverse inclinazioni di **OB**, risultandone associato a ciascuna di esse un diverso valore di F , ed esiste di norma un'inclinazione particolare della **OB** per cui F è minimo; il relativo valore potrà essere assunto ad indice di stabilità dell'insieme **OAC**.

Vengono ora indicati i risultati di due applicazioni del procedimento proposto per la determinazione dell'indice di stabilità. Si intende che le unità di misura siano per le lunghezze il metro e per le forze la tonnellata; gli angoli sono da intendere sessagesimali con frazioni decimali.

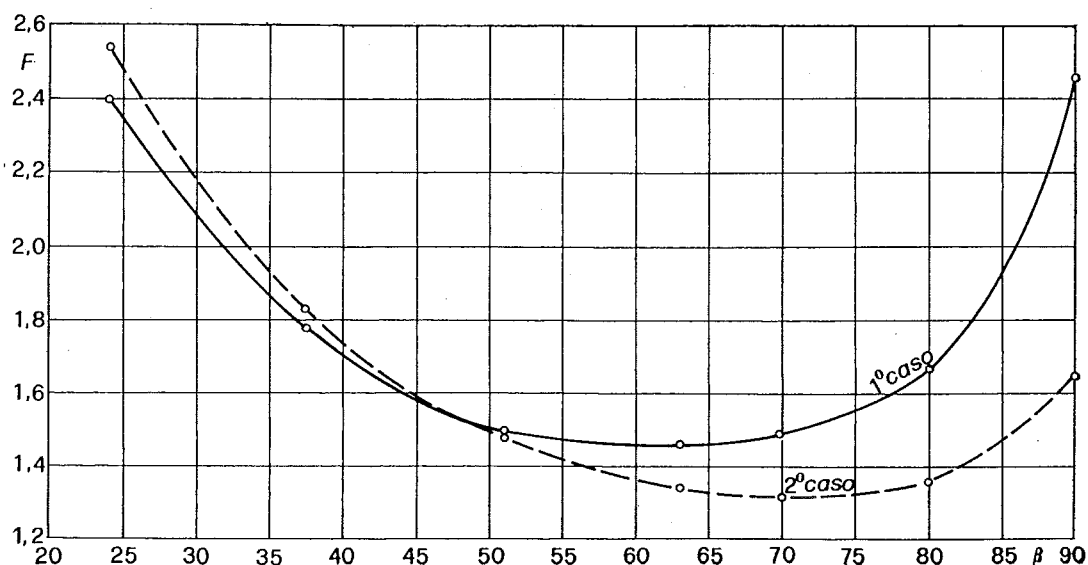


Fig. 5

L'insieme da esaminare è un triangolo determinato dalle seguenti coordinate dei vertici **A** e **C**, inteso l'asse x orizzontale, l'asse y verticale e il centro nel vertice **O**:

$$x_a = -8, \quad y_a = 80, \quad x_c = 120, \quad y_c = -5,$$

a cui corrisponde $\alpha = 84,2894$, $\gamma = 2,3859$.

La stabilità è stata esaminata relativamente a sette segmenti **OB** correlativi alle coordinate di **B** e corrispondenti angoli β seguenti:

x_b	67,29	52,24	37,18	28,43	22,12	11,79	0
y_b	30,00	40,00	50,00	55,81	60,00	66,86	74,64
β	24,0288	37,4412	53,3655	63,0054	69,7628	79,9994	90,0000

Sono state considerate le caratteristiche meccaniche del materiale seguenti

	C_a	C_p	C_{ap}	ϕ_a	ϕ_p	ϕ_{ap}
1° caso	15	8	2	12	15	35
2° caso	0	0	0	17	20	40

Per ogni singola determinazione di F sono stati necessari tre o quattro tentativi per ottenere la seconda cifra decimale delle F esatta e la terza determinabile per interpolazione.

I valori di F in tal modo ottenuti sono indicati qui di seguito. Le colonne corrispondono ai diversi valori di β secondo l'ordine della tabella precedente

1° caso	2,400	1,778	1,500	1,462	1,490	1,674	2,458
2° caso	2,539	1,815	1,440	1,340	1,313	1,359	1,647

La rappresentazione grafica dei risultati stessi (fig. 5) indica il valore minimo di F di circa 1,45 per angolo β di circa 60° nel primo caso e di

circa 1,31 per valore di β di circa 72° nel secondo caso.

Per la stessa situazione geometrica dell'esempio precedente è stata condotta la ricerca dei valori degli indici di stabilità F_1, F_2, F_3 quali sopra definiti, sulla base del procedimento originale ed utilizzando la sua traduzione analitico-numerica indicata precedentemente.

Tutti i casi e sottocasi non rientravano nelle condizioni già denominate regolari e i valori degli indici predetti sono corrispondentemente risultati tutti inattendibili.

BIBLIOGRAFIA

- ARREDI F. (1969) - *Costruzioni Idrauliche*. Vol. 1, parte III, cap. VII, UTET, Torino.
- ARREDI F. (1977) - *Costruzioni Idrauliche*. Vol. 2, parte II, tomo II, cap. XVI, UTET, Torino.
- SEED H. B., SULTAN H. A. (1967) - *Stability analysis for a sloping core embankment*. Journ. Soil Mech. Found. Div., Proc. ASCE, vol. 93, SM4.
- SULTAN H. A., SEED H. B. (1967) - *Stability of sloping core earth dams*, Journ. Soil Mech. Found. Div., Proc. ASCE, vol. 93, SM4.

SUMMARY

On the wedge method of stability analysis

The wedge method for stability analysis of earth slopes or embankment is discussed, pointing out some aspects of rupture planes selection and of safety factor definition.

An analytical formulation of the method is given, allowing numerical rather than graphical evaluation of safety factor.

Some numerical examples are finally illustrated.