

Il calcolatore programmabile portatile nella verifica allo scorrimento delle scarpate

V. FRANCIOSI, M. MIGLIORE *

SOMMARIO: Si utilizza un noto procedimento basato sull'ipotesi di invarianza della tensione normale sugli elementi piani paralleli al corrispondente piano tangente alla superficie limite del terrapieno. Se ne danno le formule atte alla programmazione.

Si fornisce tale programmazione con diagramma di flusso e si svolge un esempio concreto. La nota si conclude con raffronti e considerazioni critiche.

1. La sicurezza in relazione ad un assegnato meccanismo di rottura

La verifica è eseguita nello spirito del procedimento semiprobabilistico in relazione allo stato limite ultimo per formazione di meccanismo.

Con riferimento ad un assegnato meccanismo di rottura, e ad uno dei due possibili versi del moto incipiente, si ha crisi secondo quel meccanismo e quel verso se e solo se nel moto incipiente

$$L_e + L_i \geq 0, \quad (1)$$

dove L_e è il lavoro delle forze esterne (superficiali e di massa), ed L_i quello delle forze interne limiti definite da quel meccanismo e da quel verso.

Non si ha quindi crisi secondo quel meccanismo e quel verso se e solo se

$$L_e + L_i < 0. \quad (2)$$

Nella (2), e nella (1) intesa come disuguaglianza, è implicitamente contenuto che le forze interne limiti non sono in equilibrio con le forze esterne. Nel caso in esame (fig. 1) il meccanismo è quello generato da plasticizzazione lungo tutta la superficie cilindrica AB il cui asse ha traccia C sul piano x y del terrapieno (questo si considera come struttura piana, nel senso che la situazione della fig. 1 si ripete in tutti i piani paralleli ad x y); tale meccanismo è definito dalle due coordinate di C e dal raggio R. Adottando come criterio di plasticizzazione quello della bilatera di Coulomb, con angolo di attrito φ e coesione c, in ogni punto D la condizione di plasticizzazione è

$$\tau_m = \sigma_m \operatorname{tg} \varphi - c; \quad (3)$$

* Prof. Ing. Vincenzo FRANCIOSI, Professore ordinario di Scienza delle Costruzioni, Facoltà Ingegneria, Napoli.

Dott. Ing. Mario MIGLIORE, Professore incaricato stabilizzato di Scienza delle Costruzioni, Facoltà Ingegneria, Napoli.

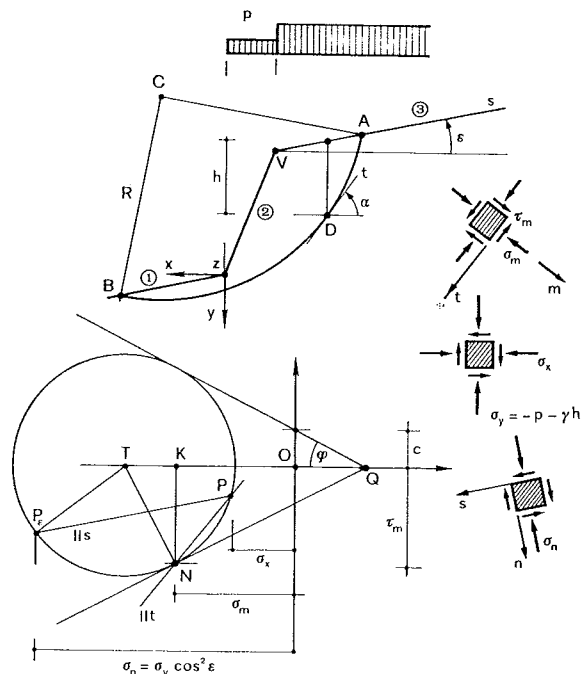


Fig. 1

si osservi che, per il verso orario di rotazione del cilindro, la τ_m risulta negativa nella convenzione di Mohr (fig. 1), e quindi il punto N di crisi corrispondente al generico punto D della direttrice del cilindro (cerchio di slittamento), si trova sulla retta inferiore della bilatera di Coulomb.

La (3) è però soltanto un legame tra σ_m e τ_m ; perché esse siano definite occorre un'altra condizione. Questa può consistere nell'ammissione che la σ_n (tensione sugli elementi piani paralleli al soprastante piano superficiale) sia la stessa che si avrebbe in condizioni di riposo e in presenza di piano superficiale illimitato, di traccia s:

$$\sigma_n = \sigma_y \cos^2 \epsilon, \quad (4)$$

e cioè

$$\sigma_n = (-\gamma h - p) \cos^2 \epsilon, \quad (5)$$

dove γ è il peso specifico del terreno, h la profondità di D (presa in modulo), p il sovraccari-

co, ε l'inclinazione del piano superficiale. Se P è il polo del cerchio di crisi, la retta PN deve essere parallela a t , tangente in D al cerchio di slittamento; detto poi P_ε il punto del cerchio di Mohr corrispondente all'elemento piano in D parallelo al piano superficiale, la retta PP_ε deve essere parallela ad s . Il cerchio tangente alla bilatera che soddisfa tale condizione è definito; scelto infatti a caso il punto N , e quindi il cerchio, sono fissati P e P_ε , e per un solo punto N l'ascissa di P_ε è fornita dalla (4).

Si osserva che nella fig. 1 il punto P è alla destra di N ; si può dire di essere in stato attivo (P è il punto la cui ascissa fornisce la σ_x in stato di crisi sull'elemento piano verticale in D).

Viceversa accade nella fig. 2, ove P è alla sinistra di N , e quindi può dirsi di essere in stato passivo.

I due stati sono separati dal punto ove $\alpha = \varphi$.

Comunque la costruzione del cerchio, e quindi di N (σ_m ; τ_m), una volta fissata σ_n , è unica nei due casi, ed unica è la formula di τ_m che si passa a ricavare.

Risulta (fig. 1)

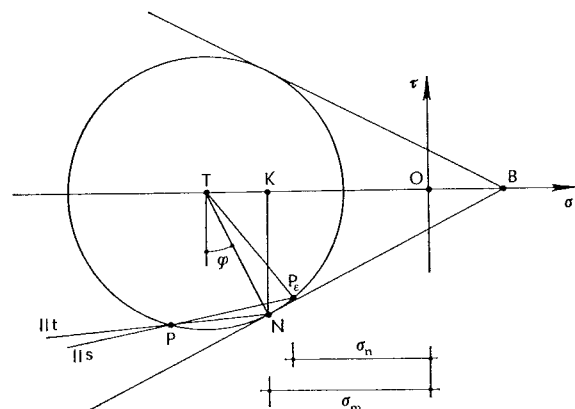
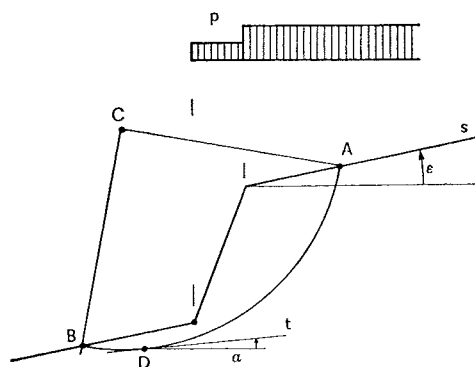


Fig. 2

$$OP = \frac{c}{\operatorname{tg} \varphi};$$

$$r = |TN| = \frac{|KN|}{\cos \varphi} = |KQ| \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\cos \varphi} = \left[-\sigma_m + \frac{c}{\operatorname{tg} \varphi} \right] \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\cos \varphi} = -\sigma_m \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\cos \varphi} + \frac{c}{\cos \varphi};$$

$$P_\varepsilon TN = 2 P_\varepsilon PN = 2 (\alpha - \varepsilon);$$

$$\sigma_m - \sigma_n = P_\varepsilon N \cdot u_\sigma = P_\varepsilon T \cdot u_\sigma + TN \cdot u_\sigma = r \operatorname{sen} [2 (\alpha - \varepsilon) - \varphi] + r \operatorname{sen} \varphi.$$

Si ha quindi:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_n + c [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) + 2 \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen}^2 (\alpha - \varepsilon)]}{1 + \operatorname{tg} \varphi [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) + 2 \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen}^2 (\alpha - \varepsilon)]}. \quad (6)$$

È infatti

$$\begin{aligned} \sigma_m - \sigma_n &= \left[-\sigma_m \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\cos \varphi} + \frac{c}{\cos \varphi} \right] [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) \cos \varphi - \cos 2 (\alpha - \varepsilon) \operatorname{sen} \varphi + \operatorname{sen} \varphi] = \\ &= \sigma_m [-\operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) + \operatorname{tg}^2 \varphi \cos 2 (\alpha - \varepsilon) - \operatorname{tg}^2 \varphi] + \\ &\quad + c [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) - \operatorname{tg} \varphi \cos 2 (\alpha - \varepsilon) + \operatorname{tg} \varphi] \end{aligned}$$

da cui

$$\begin{aligned} \sigma_m &= \frac{\sigma_n + c [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) - \operatorname{tg} \varphi \cos 2 (\alpha - \varepsilon) + \operatorname{tg} \varphi]}{1 + \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) - \operatorname{tg}^2 \varphi \cos 2 (\alpha - \varepsilon) + \operatorname{tg}^2 \varphi} = \\ &= \frac{\sigma_n + c [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) + 2 \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen}^2 (\alpha - \varepsilon)]}{1 + \operatorname{tg} \varphi [\operatorname{sen} 2 (\alpha - \varepsilon) + 2 \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen}^2 (\alpha - \varepsilon)]}. \end{aligned}$$

Dalle (3) e (6) si trae poi

$$\tau_m = \frac{\sigma_n \operatorname{tg} \varphi - c}{1 + \operatorname{tg} \varphi [\operatorname{sen} 2\alpha - \varepsilon] + 2 \operatorname{tg} \varphi \operatorname{sen}^2 (\alpha - \varepsilon)} \quad (7)$$

dove la σ_n è fornita dalla (5).

Per $\varepsilon = 0$ ed $\alpha = 0$ si ha

$$\sigma_m = \sigma_n = \sigma_y = -\gamma h - p$$

$$\tau_m = \tau_y = \sigma_y \operatorname{tg} \varphi - c.$$

In condizioni di crisi lungo la superficie cilindrica AB le σ_m e le τ_m su tale superficie sono perciò definite dalle (6) e (7); la condizione di sicurezza (2) si scrive quindi

$$\beta (M_{\text{rib}} + M_{\text{res}}) < 0, \quad (8)$$

ove β è la rotazione incipiente in senso orario, e quindi negativa. Le due quantità M_{rib} ed M_{res} sono i valori dei momenti delle forze esterne e delle τ_m dA rispetto all'asse di traccia C. La (8) si traduce nell'altra

$$M_{\text{rib}} + M_{\text{res}} > 0$$

da cui

$$-M_{\text{rib}} < M_{\text{res}}. \quad (9)$$

Le espressioni di M_{rib} ed M_{res} con riferimento a $\Delta z = 1$, sono (fig. 1)

$$M_{\text{rib}} = \int_{x_A}^{x_B} [\gamma h(x) + p(x)] (x - x_c) dx \quad (10)$$

$$M_{\text{res}} = -R \int_{x_A}^{x_B} \frac{\tau_m(x)}{\cos \alpha} dx; \quad (11)$$

il segno $-$ della (11) dipende dal fatto che la τ_m positiva secondo Mohr è, agente sulla super-

ficie del cilindro, positiva se oraria rispetto a C. La (9) perciò si scrive

$$-R \int_{x_A}^{x_B} \frac{\tau_m(x)}{\cos \alpha} dx > - \int_{x_A}^{x_B} [\gamma h(x) + p(x)] (x - x_c) dx. \quad (12)$$

I valori caratteristici di γ e p vanno moltiplicati per γ_f onde ottenere i valori di calcolo; i valori caratteristici di c e φ vanno invece divisi per γ_m . Con tali valori, si esige che la (12) sia rispettata per ogni possibile cerchio; naturalmente l'indagine si può limitare ad un numero opportuno di cerchi, ed a ciò soccorre l'uso dell'elaboratore di dati.

Così operando si supera il vecchio concetto di coefficiente di sicurezza, legato al procedimento delle tensioni ammissibili, e contraddittorio nel caso in esame. Basti pensare che, per $c = 0$, se le forze aumentano nel rapporto K , anche la τ_m (7) aumenta nello stesso rapporto,

e quindi il rapporto $\frac{M_{\text{res}}}{M_{\text{rib}}}$ resta inalterato; il problema della sicurezza è esclusivamente geometrico, ed indipendente dal coefficiente amplificativo dei carichi.

2. Le formule necessarie per la programmazione

È innanzitutto necessario fornire le coordinate dei punti di intersezione del cerchio (fig. 1) con le varie rette da cui si può pensare costituito il profilo del pendio. Il caso più semplice, e che sarà programmato, è quello della fig. 1, dove le rette sono tre; i dati del problema sono le coordinate x_c ed y_c del centro (il riferimento ha origine z alla base della scarpa), il raggio R , le coordinate x_v ed y_v dell'estremità superiore della scarpa, le inclinazioni ε_1 ed ε_3 dei due tratti a valle ed a monte.

L'equazione del cerchio è

$$(x - x_c)^2 + (y - y_c)^2 - R^2 = 0, \quad (a)$$

e quella della retta 1 è

$$y = x \operatorname{tg} \varepsilon_1; \quad (b)$$

sostituendo nella (a) il valore (b) si ottiene l'equazione quadratica in x

$$x^2 (1 + \operatorname{tg}^2 \varepsilon_1) - 2x (x_c + y_c \operatorname{tg} \varepsilon_1) + x_c^2 + y_c^2 - R^2 = 0.$$

L'unica radice che ha significato è la maggiore, che fornisce l'ascissa di B:

$$x_B = \frac{x_c + y_c \operatorname{tg} \varepsilon_1 + \sqrt{(x_c + y_c \operatorname{tg} \varepsilon_1)^2 - (1 + \operatorname{tg}^2 \varepsilon_1) (x_c^2 + y_c^2 - R^2)}}{1 + \operatorname{tg}^2 \varepsilon_1}. \quad (13)$$

Occorre poi trovare le ascisse dei punti intersezione del cerchio con la retta 2; tale retta ha equazione

$$y = x \frac{y_v}{x_v}. \quad (c)$$

Le radici del sistema (a) e (c) sono

$$\left. \begin{array}{l} x_{2s} \\ x_{2d} \end{array} \right\} = \frac{x_c + y_c \frac{y_v}{x_v} \pm \sqrt{\left[x_c + y_c \frac{y_v}{x_v} \right]^2 - \left[1 + \frac{y_v^2}{x_v^2} \right] (x_c^2 + y_c^2 - R^2)}}{1 + \frac{y_v^2}{x_v^2}} \quad (14)$$

La (14) coincide con la (13) ove si ponga

$$\frac{y_v}{x_v} = \operatorname{tg} \varepsilon_2.$$

La retta 3 ha equazione

$$y = x \operatorname{tg} \varepsilon_3 + A \quad (d)$$

dove

$$A = y_v - x_v \operatorname{tg} \varepsilon_3. \quad (e)$$

Delle due radici del sistema (a) e (d) interessa la più piccola; essa è

$$x_A = \frac{B - \sqrt{B^2 - C (1 + \operatorname{tg}^2 \varepsilon_3)}}{1 + \operatorname{tg}^2 \varepsilon_3}, \quad (15)$$

dove

$$B = x_c - A \operatorname{tg} \varepsilon_3 + y_c \operatorname{tg} \varepsilon_3 \quad (f)$$

$$C = x_c^2 + y_c^2 - R^2 + A^2 - 2 y_c A. \quad (g)$$

Nel caso della fig. 1 è

$$\begin{array}{l} x_{2s} > 0 \\ x_{2d} < x_v, \end{array}$$

e quindi le (14) non hanno interesse; se $x_{2s} < 0$, perde interesse la (13); se $x_{2d} > x_v$, perde interesse la (15).

Il calcolo dei momenti (10) e (11) si esegue per ciascun segmento rettilineo HK del profilo del pendio (fig. 3). Occorre per questo introdurre i nuovi dati, c, φ , γ , p, e ricavare le espressioni di $\alpha(x)$ e di $h(x)$. Si ha così (fig. 4)

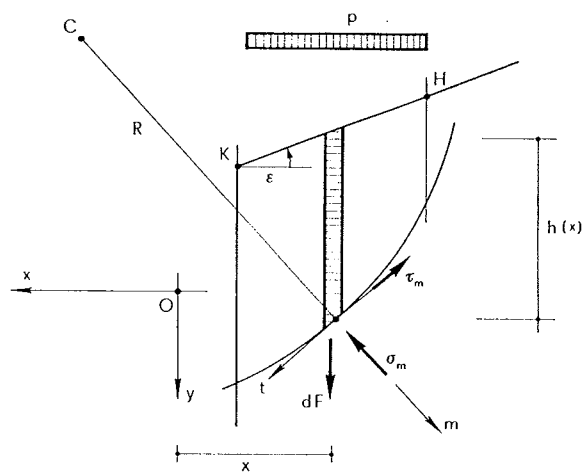
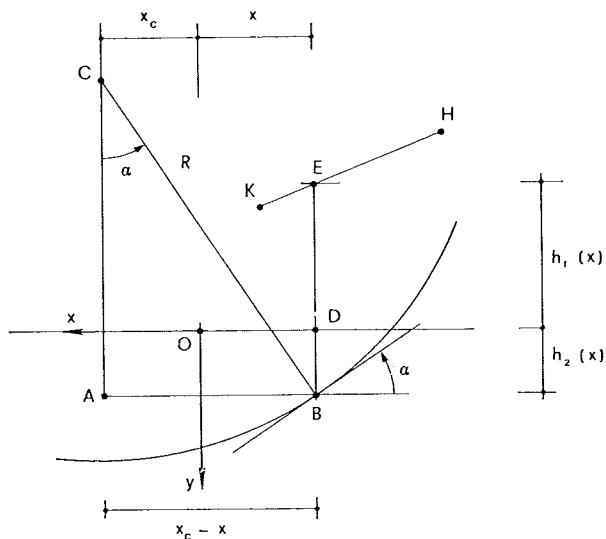


Fig. 3

$$\alpha = \operatorname{arctg} \frac{x_c - x}{\sqrt{R^2 - (x_c - x)^2}}. \quad (16)$$

Il modulo di $h = EB$ si ottiene da

$$h = ED + DB = h_1(x) + h_2(x). \quad (17)$$



$$h_2(x) = \sqrt{R^2 - (x_c - x)^2} + y_c$$

$$h_1(x) = - \frac{x(y_K - y_H) + x_K y_H - x_H y_K}{x_K - x_H}$$

Fig. 4

L'espressione di h_1 si ottiene come y dall'equazione della retta HK

$$\frac{x - x_H}{x - x_K} = \frac{y - y_H}{y - y_K},$$

ed è fornita quindi da

$$h_1(x) = \frac{x(y_K - y_H) + x_K y_H - x_H y_K}{x_K - x_H} \quad (18)$$

L'espressione di $h_2(x)$ è

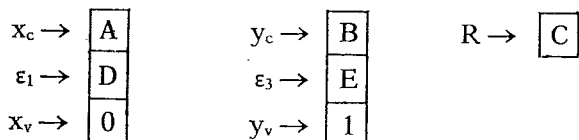
$$h_2(x) = \sqrt{R^2 - (x_c - x)^2} + y_c \quad (19)$$

La $h(x)$ è così positiva ovunque il cerchio si trova al disotto della retta, e cioè ove interessa $h(x)$ è fornita in modulo.

3. La programmazione

La programmazione è stata eseguita utilizzando come calcolatore programmabile portatile a schede magnetiche, un HP 97; essa è però immediatamente trasferibile su un qualsiasi altro calcolatore di analoghe prestazioni. I listing delle tre schede sono riprodotti nelle figg. 5, 6 e 7.

La scheda 1 fornisce le intersezioni del cerchio con il profilo del terrapieno. L'input è il seguente:



001 #LBL#	056 RCL1	111 TAN
002 RCLB	057 RCLB	112 x
003 RCLD	058 +	113 +
004 TAN	059 x ²	114 RCLA
005 x	060 f	115 +
006 RCLA	061 +	116 ST03
007 +	062 ST05	117 RCLA
008 ST02	063 x	118 x ²
009 RCLB	064 RCL4	119 RCLB
010 TAN	065 x ²	120 x ²
011 x ²	066 -	121 +
012 1	067 CHS	122 RCL2
013 +	068 fX	123 x ²
014 ST03	069 ST06	124 +
015 RCLH	070 RCL4	125 RCL2
016 x ²	071 RCL6	126 RCLB
017 RCLB	072 +	127 x
018 x ²	073 RCL5	128 2
019 +	074 ÷	129 x
020 RCLC	075 ST08	130 -
021 x ²	076 PRTX	131 RCLC
022 -	077 RCL1	132 x ²
023 RCL3	078 x	133 -
024 x	079 RCLB	134 ST04
025 RCL2	080 =	135 RCLC
026 x ²	081 PRTX	136 TAN
027 -	082 RCLB	137 x ²
028 CHS	083 ÷	138 1
029 fX	084 TAN ⁴	139 +
030 RCL2	085 PRTX	140 ST05
031 +	086 RCL4	141 RCL4
032 RCL3	087 RCL6	142 x
033 ÷	088 =	143 CHS
034 PRTX	089 RCL5	144 RCL3
035 RCLB	090 =	145 x ²
036 TAN	091 PRTX	146 +
037 x	092 RCL1	147 fX
038 PRTX	093 x	148 ST06
039 SPC	094 RCLB	149 RCL3
040 RCLB	095 ÷	150 RCL6
041 RCL1	096 PRTX	151 -
042 x	097 SPC	152 RCL5
043 RCLB	098 RCL1	153 ÷
044 +	099 RCLB	154 PRTX
045 RCLH	100 RCLC	155 RCLC
046 +	101 TAN	156 TAN
047 ST04	102 x	157 x
048 RCLH	103 -	158 RCL2
049 x ²	104 ST02	159 +
050 RCL6	105 RCLC	160 PRTX
051 x ²	106 TAN	161 SPC
052 +	107 x	162 SPC
053 RCLC	108 CHS	163 RTH
054 x ²	109 RCLB	164 R/S
055 -	110 RCLC	

Fig. 5

001 RCLB	054 CHS	110 RCLC
002 0	055 ST05	111 RCLB
003 ST04	056 RCL4	112 RCLC
004 RTH	057 CHS	113 RTH
005 RCLB	058 ST05	114 ST06
006 RCL1	059 x ²	115 ST06
007 RTH	060 -	116 RCLC
008 RCLB	061 fX	117 ST06
009 RCL1	062 RCLB	118 +
010 RTH	063 ST05	119 CHS
011 RTH	064 +	120 RTH
012 RTH	065 TAN ⁴	121 RCLB
013 RCLB	066 ST02	122 RCLB
014 RCL1	067 ST07	123 RCLB
015 RTH	068 RCLC	124 RTH
016 ST04	069 RCLC	125 ST06
017 RCL1	070 RCLC	126 RTH
018 RCL1	071 x	127 ST06
019 RCL1	072 CHS	128 RTH
020 RCL2	073 RCLB	129 ST06
021 +	074 -	130 RCLC
022 ST08	075 RCLD	131 RCLC
023 RCLB	076 +CHS	132 -
024 RCL1	077 RTH	133 +
025 RCLB	078 x	134 RCL4
026 ST05	079 x	135 +
027 RCL1	080 TAN	136 CHS
028 RCL1	081 RCL4	137 CHS
029 RCLB	082 -	138 CHS
030 +	083 RCLB	139 RCL1
031 ST04	084 RCLB	140 +
032 RCL1	085 ST05	141 RCL1
033 ST05	086 ST05	142 RCLB
034 ST05	087 RCLB	143 +
035 RCLB	088 RCLB	144 RCLB
036 +	089 RCLB	145 x
037 ST04	090 2	146 RCL2
038 RCL1	091 +	147 RCLB
039 ST05	092 RTH	148 +
040 ST05	093 RCLB	149 +
041 RCLB	094 RTH	150 RCL1
042 x	095 x	151 RCL1
043 0	096 RCL7	152 x
044 +	097 RCLD	153 +
045 RTH	098 RTH	154 RCLC
046 RTH	099 ST04	155 RCLC
047 RTH	100 RTH	156 +
048 RTH	101 RTH	157 +
049 RTH	102 +	158 +
050 RTH	103 +	159 +
051 RTH	104 1	160 +
052 -	105 +	

Fig. 6

001	*LBLA	045	-
002	0	046	x
003	ST04	047	RTN
004	RCL2	048	*LBLB
005	ST01	049	RCL8
006	RCL1	050	RCL8
007	RCL8	051	P+S
008	-	052	ST06
009	RCL2	053	R+
010	=	054	ST07
011	ST03	055	R+
012	*LBLB	056	ST08
013	RCL1	057	RCL2
014	GSBE	058	RCL6
015	ST05	059	-
016	RCL1	060	x ²
017	RCL3	061	RCL4
018	-	062	x ²
019	ST01	063	-
020	GSBE	064	CHS
021	RCL5	065	TN
022	+	066	RCL3
023	ST+4	067	+
024	DSZ1	068	RCL1
025	ST08	069	RCL8
026	RCL4	070	-
027	RCL3	071	RCL8
028	x	072	x
029	2	073	RCL6
030	=	074	RCL8
031	PRTX	075	x
032	SPC	076	+
033	RTN	077	RCL7
034	*LBLB	078	RCL1
035	ST06	079	x
036	GSB0	080	-
037	RCLC	081	RCL6
038	x	082	RCL7
039	RCL9	083	-
040	+	084	=
041	RCL6	085	-
042	P+S	086	P+S
043	RCL2	087	RTN
044	P+S	088	R/S

Fig. 7

La manovra A fa stampare di seguito x_B , y_B , x_{2s} , y_{2s} , ϵ_2 , x_{2d} , y_{2d} , x_A , y_A .

La scheda 2 fornisce il momento M_{res} per un generico segmento HK del profilo del terrapieno (fig. 3).

Nella fig. 8 è riportato il diagramma di flusso per tale programma. L'input è

$x_H \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>0</td></tr></table>	0	$x_K \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>1</td></tr></table>	1	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>8</td></tr></table>	8	$n \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>2</td></tr></table>	2
0										
1										
8										
2										
$C \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>A</td></tr></table>	A	$\varphi \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>B</td></tr></table>	B		$\gamma \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>C</td></tr></table>	C	
A										
B										
C										
$y_H \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>0'</td></tr></table>	0'	$y_K \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>1'</td></tr></table>	1'		$\cdot p \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>9</td></tr></table>	9	
0'										
1'										
9										
$x_C \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>2'</td></tr></table>	2'	$y_C \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>3'</td></tr></table>	3'		$R \rightarrow$	<table border="1" style="display: inline-table; vertical-align: middle;"><tr><td>4'</td></tr></table>	4'	
2'										
3'										
4'										

n è il numero di intervalli parziali in cui è diviso l'intervallo di integrazione. I registri con apice sono quelli protetti. Si hanno tre livelli di subroutines, il massimo che la macchina consente; la subroutine 0, per il calcolo di $x \rightarrow h(x)$, non era necessaria, ma si è adottata per poter controllare ed eventualmente tracciare il diagramma $h(x)$. Nella Label B si instaura il looping dell'integrazione, per n decrescente da n a 0 nel contatore I; la f si sposta, corrispondentemente, da $f(x_K)$ ad $f(x_H)$ ed alla fine del processo in ST 1 si ritrova x_H mentre x_K è conservato in ST 8, ad in I si ritrova 0.

Si osservi che la prima operazione della Label A è quella di annullare il contenuto dello ST 4, per evitare di sommare in esso cifre precedenti.

Nella Lab E si calcolano $\alpha(x)$, $\tau_m(x)$, ed il termine

$$-\frac{\tau_m}{\cos \alpha},$$

che alla fine di ogni ciclo viene accumulato, a coppie, in ST 4. La manovra [A], dopo l'input, porta a stampare M_{res} relativo al tratto HK. Alla fine, nello ST 7 si trova il valore di α per $x = x_H$ nello ST E il valore di τ_m per $x = x_H$, nello ST D il valore di ϵ .

La manovra

$$x \text{ [E]}$$

per x generico, porta in ST 7 il valore $\alpha(x)$, in ST E il valore $\tau_m(x)$; la manovra

$$x \text{ GTO O R/S}$$

porta $h(x)$ nel display. In particolare, alle ascisse corrispondenti alle intersezioni del cerchio di slittamento con il profilo del terrapieno deve corrispondere $h = 0$.

La scheda 3 fornisce il momento M_{fib} per un generico segmento HK del profilo del terrapieno (fig. 3); il diagramma di flusso non è riportato, perché molto simile a quello della fig. 8.

L'input è identico a quello della scheda 2; occorre però ricordare che, operando sullo stesso segmento HK del profilo prima con la scheda 2 e poi con la 3, occorre reintrodurre x_K in ST 1, che dopo il primo looping contiene x_H (basta, a ciò fare, richiamare x_K da ST 8).

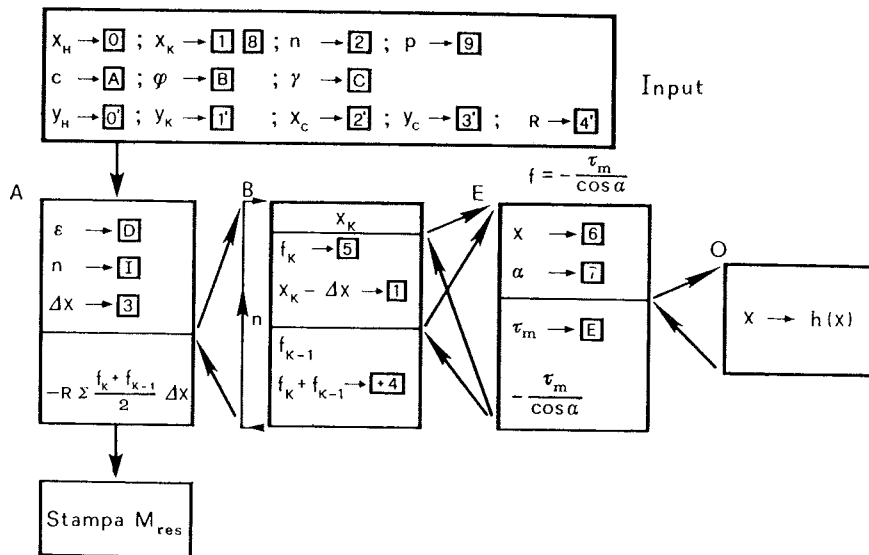


Fig. 8

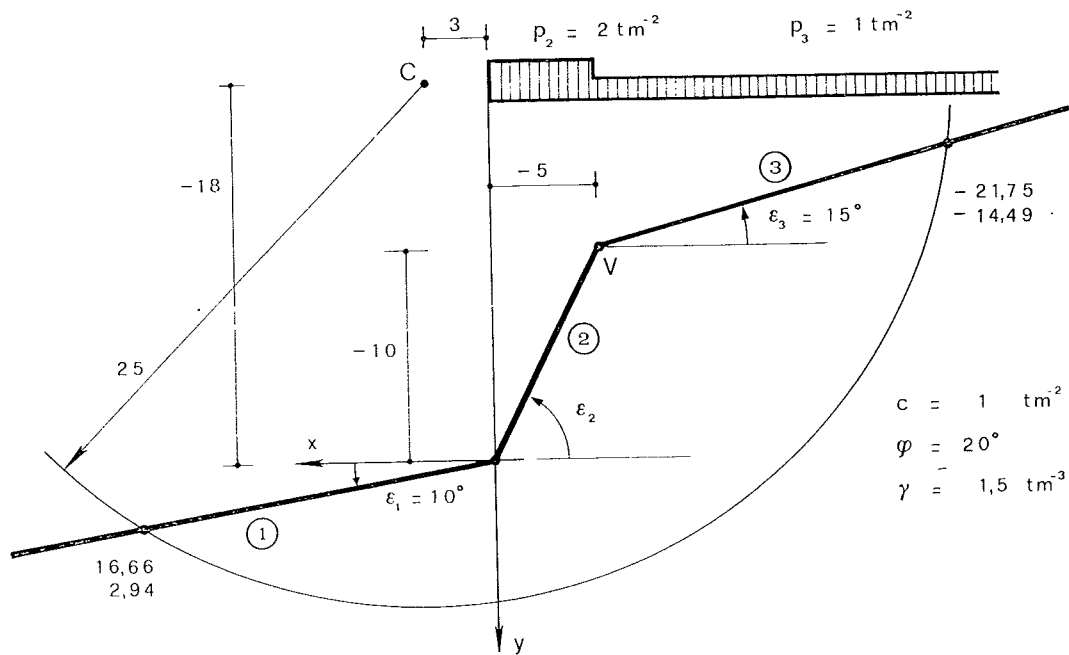


Fig. 9

4. Un esempio

Si studia il pendio della fig. 9, per $p_2 = 2 \text{ t m}^{-2}$, $p_3 = 1 \text{ t m}^{-2}$.

Gli altri dati sono

$$\begin{aligned}
 c &= 1 \text{ t m}^{-2} \\
 \varphi &= 20^\circ \\
 \gamma &= 1,5 \text{ t m}^{-3}
 \end{aligned}$$

Il calcolo è stato eseguito per

$$\begin{aligned}
 x_C &= 3 \text{ m} \\
 y_C &= -18 \text{ m} \\
 R &= 25 \text{ m}
 \end{aligned}$$

Dalla fig. 9 si trae

$$\begin{aligned}
 x_V &= -5 \text{ m} \\
 y_V &= -10 \text{ m}
 \end{aligned}$$

La scheda 1 fornisce (fig. 10) le coordinate dell'intersezione di sinistra della retta [1] con il cerchio; poi di seguito le coordinate dell'intersezione di sinistra della retta [2], dell'inclinazione di questa in gradi sull'orizzontale, e le coordinate dell'intersezione di destra della retta [2]; infine le coordinate dell'intersezione di destra della retta [3]

16.66050 ***
 2.93771 ***

 3.49752 ***
 6.99505 ***
 63.43495 ***
 -16.69752 ***
 -33.39505 ***

 -21.75219 ***
 -14.48874 ***

Fig. 10

Si osserva subito che le intersezioni reali con il profilo sono sulla retta **1**

$$x_{1K} = 16,65 \text{ m}$$

$$y_{1K} = 2,94 \text{ m,}$$

e sulla retta **3**

$$x_{3H} = -21,75 \text{ m}$$

$$y_{3H} = -14,49 \text{ m.}$$

L'inclinazione della retta 2 è

$$\varepsilon_2 = 63,43^\circ.$$

Si passa poi, con le schede 2 e 3, al calcolo di M_{res} ed M_{rib} ; il numero n del looping è stato assunto pari a 5.

Nella tab. 1 sono riportati, per i tre tratti di profilo, le coordinate degli estremi H e K ($x_K > x_H$), in metri, ed i momenti M_{res} ed M_{rib} , in t m.

TABELLA 1 ($\gamma_m = \gamma_t = 1$)

	1	2	3
x_H	0	- 5	- 21,75
x_K	16,66	0	- 5
y_H	0	- 10	- 14,49
y_K	2,94	0	- 10
M_{res}	1744	383	3349
M_{rib}	334	-553	-4495

È quindi

$$M_{res} = 5476 \text{ tm}$$

$$M_{rib} = -4714 \text{ tm,} \quad (20)$$

e la resistenza secondo il cerchio in esame è assicurata con $\eta = 1,16$.

Il calcolo è stato eseguito con i valori caratteristici; si ripete con i valori di calcolo, assumendo $\gamma_m = 1,5$ e $\gamma_t = 1,5$. È perciò

$$c = \frac{1}{1,5} = 0,6667 \text{ tm}^{-2}$$

$$\varphi = \frac{20}{1,5} = 13,33^\circ$$

$$\gamma = 1,5 \cdot 1,5 = 2,25 \text{ tm}^{-3}$$

$$p_2 = 2 \cdot 1,5 = 3 \text{ tm}^{-2}$$

$$p_3 = 1 \cdot 1,5 = 1,5 \text{ tm}^{-2}.$$

Si hanno così i risultati della tab. 2.

TABELLA 2 ($\gamma_m = \gamma_t = 1,5$)

	1	2	3
x_H	0	- 5	- 21,75
x_K	16,66	0	- 5
y_H	0	- 10	- 14,49
y_K	2,94	0	- 10
M_{res}	1438	311	3383
M_{rib}	501	-829	-6742

Risulta

$$M_{res} = 5132$$

$$M_{rib} = -7070 \quad (21)$$

$$\eta = 0,73$$

Non si è più in condizioni di sicurezza, poiché $\eta = 0,73$.

È interessante anche indagare sulla variazione del rapporto η quando si variano soltanto i carichi; è quindi

$$c = 1 \text{ tm}^{-1}$$

$$\varphi = 20^\circ$$

$$\gamma = 2,25 \text{ tm}^{-3}$$

$$p_2 = 3 \text{ tm}^{-2}$$

$$p_3 = 1,5 \text{ tm}^{-2}.$$

I risultati son consegnati nella tabella 3.

TABELLA 3 ($\gamma_m = 1, \gamma_t = 1,5$)

	1	2	3
x_H	0	- 5	- 21,75
x_K	16,65	0	- 5
y_H	0	- 10	- 14,49
y_K	2,94	0	- 10
M_{res}	2343	495	4723
M_{rib}	501	-829	-6742

Risulta

$$M_{res} = 7561$$

$$M_{rib} = -7070 \quad (22)$$

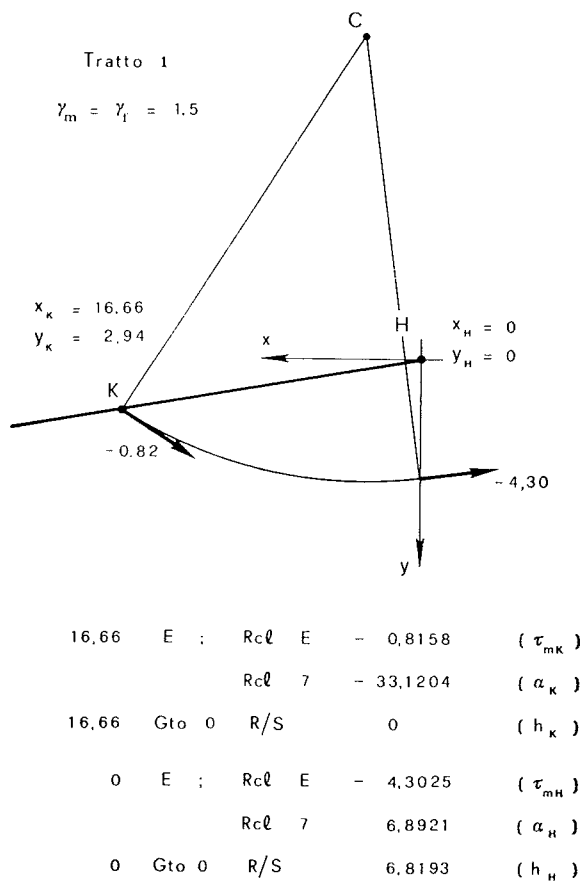


Fig. 11

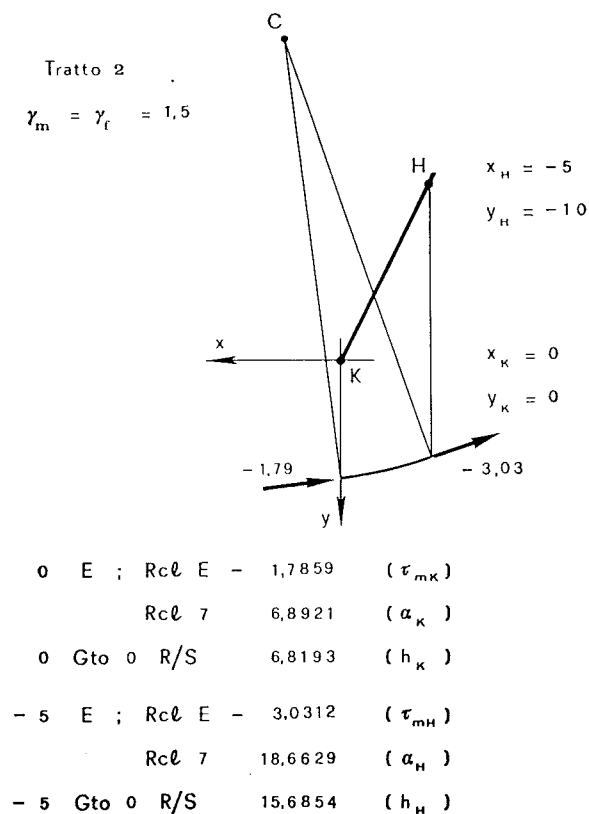


Fig. 12

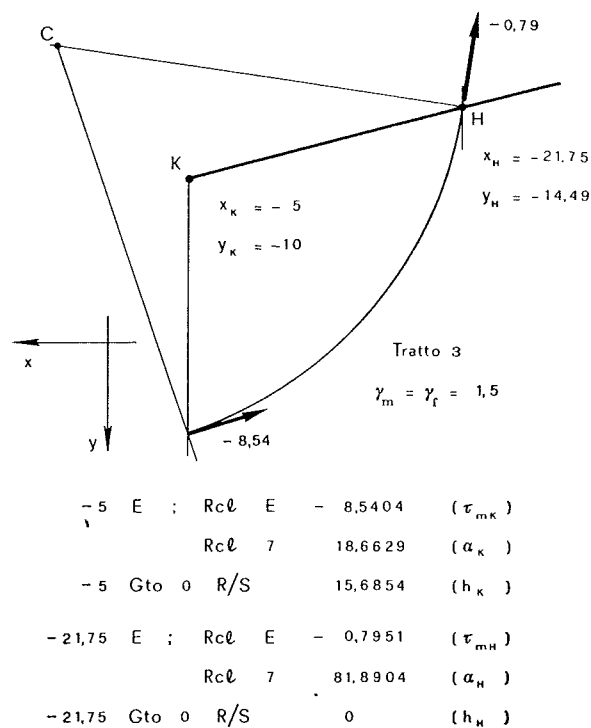


Fig. 13

il rapporto η è pari a 1,07 non molto lontano da quello tratto dalle (20). Ciò conferma quanto già detto nel primo paragrafo circa la contraddizione del procedimento delle tensioni ammissibili.

Nelle figg. 11, 12 e 13 sono rappresentati separatamente i tratti 1, 2, 3, con le operazioni per ottenere (sul programma della scheda 2) i valori di τ , α ed h ai due estremi H e K di ciascun tratto. Le stesse operazioni possono fornire i valori $\tau(x)$, $\alpha(x)$ ed $h(x)$ per una x generica. Si è fatto riferimento al caso della tab. 2, e cioè l'unico che ha interesse ai fini del calcolo allo stato limite ultimo. Si fa notare che la differenza tra i valori di $\tau_m(0)$ delle figg. 11 e 12, e così quella tra i valori di $\tau_m(-5)$ delle figg. 12 e 13, sono dovute alla discontinuità delle funzioni $p(x)$ ed $\epsilon(x)$.

Lo stesso pendio della fig. 9 si studia adottando un altro cerchio di slittamento (fig. 14).

Nella tab. 4 sono riportati i risultati ottenuti, sempre con $n = 5$, attraverso i valori caratteristici:

Si ha

$$\eta = \frac{1990}{1643} = -1,21; \quad (23)$$

e si è in condizioni di sicurezza.

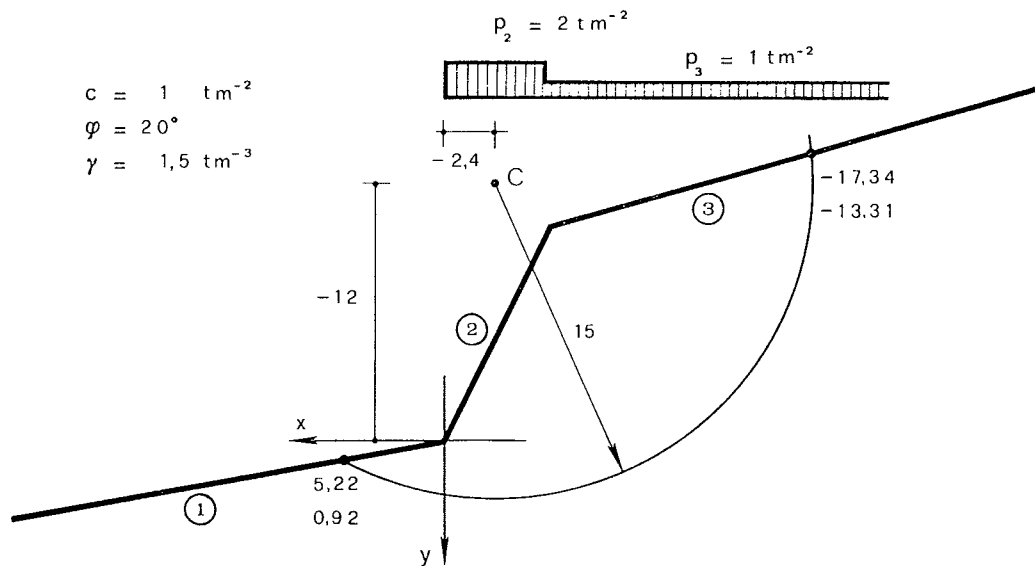


Fig. 14

TABELLA 4 ($\gamma_m = \gamma_f = 1$)

	1	2	3
x_H	0	- 5	- 17,34
x_K	5,22	0	- 5
y_H	0	- 10	- 13,31
y_K	0,92	0	- 10
M_{res}	199	167	1624
M_{rib}	52	- 41	-1654

Con i valori di calcolo invece si hanno i risultati della tab. 5:

TABELLA 5 ($\gamma_H = \gamma_f = 1,5$)

	1	2	3
x_H	0	- 5	- 17,34
x_K	5,22	0	- 5
y_H	0	- 10	- 13,31
y_K	0,92	0	- 10
M_{res}	147	140	1628
M_{rib}	78	- 61	-2481

Se ne trae

$$\eta = \frac{1915}{2464} = 0,78, \quad (24)$$

molto al disotto del limite di equilibrio.

Il terrapieno è quindi instabile.

Nel caso della fig. 14 è da notare che per $x < -17,34$ m il cerchio presenta due interse-

zioni con la verticale; il programma, che integra tra x_H ed x_K chiamando in gioco l'intersezione inferiore del cerchio con la verticale generica, trascura quindi la piccola parte di cerchio a destra della verticale di ascissa $x = -17,34$ m. Si ha conferma di ciò dall'operazione di ricerca di $h(x)$ effettuata per tale ascissa (sulla scheda di M_{res} , con i dati della terza colonna della tab: 4 o 5)

$$-17,34 \text{ E}; \quad \text{Rcl } 7 \quad \rightarrow 84,87 (\alpha_H)$$

$$-17,34 \text{ GTO } 0 \quad \text{R/S} \rightarrow 2,65 (h_H).$$

Per verifica, tutti i tratti devono fornire $\alpha = 0$ in $x = x_c$.

Il procedimento esposto vale per un pendio a profilo comunque variabile, e soggetto a $p(x)$ anch'esse variabili, purché il profilo possa scomporsi in tratti rettilinei soggetti a p costante. Le schede 2 e 3 vanno in tal caso usate nella maniera già esposta, perché programmate per un generico segmento di retta HK ; le coordinate delle due intersezioni del profilo con il cerchio vanno lette sul disegno, oppure utilizzando gli Stores 0, 1, E del programma della scheda 1.

5. Raffronti e considerazioni critiche

È opportuno saggiare l'attendibilità del metodo S.I. (1) effettuando alcuni confronti con i dati di altri autori; riservandoci di esporre in altra

(1) Con tali iniziali si intende denominare il metodo come della « σ_n invariante ».

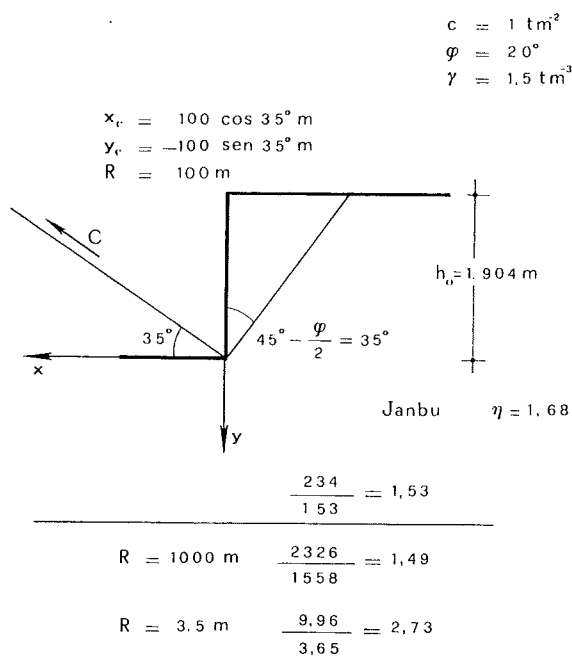


Fig. 15

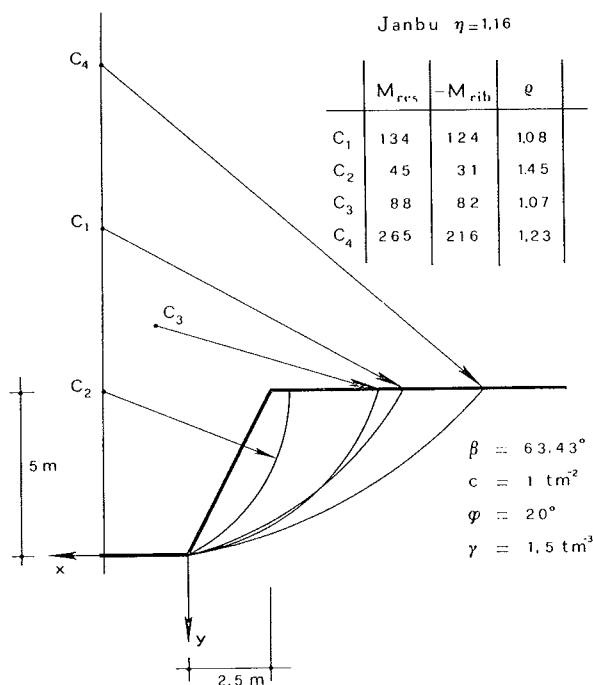


Fig. 16

nota i risultati di una più ampia indagine, così come impone l'importanza dell'argomento.

Ci si limita in questa sede a lavorare su un caso molto semplice, quello delle scarpate costituite da due semi piani orizzontali sfalsati di H , separati da una striscia piana (scarpata propriamente detta) inclinata di β sull'orizzontale (figg. da 15 a 17), e in assenza di sovraccarico. Per tale schema si utilizzeranno nel confronto

l'abaco di JANBU [ARREDI, 1977] ed alcuni risultati riportati nell'ARREDI [1977].

a) Il primo caso (fig. 15) è quello di una scarpa verticale ($\beta = 90^\circ$) di altezza H pari all'altezza critica

$$h_0 = \frac{2c}{\gamma \sqrt{\lambda_a}};$$

si intende per tale quell'altezza cui corrisponde alla base della scarpata una $\sigma_n = 0$ in stato attivo. La h_0 rappresenta la massima altezza cui può portarsi una scarpa verticale; al di là di essa si ha smottamento secondo l'angolo (sulla verticale) di $45^\circ - \varphi/2$.

Secondo JANBU il fattore di sicurezza η (2) è pari ad 1,68. La verifica effettuata con il procedimento S.I. prende in esame un cerchio alla Janbu (passante cioè per la base della scarpa), e molto prossimo al piano di smottamento anzidetto; quindi C è situato sulla retta inclinata di $45^\circ - \varphi/2$ sull'orizzontale, e molto distante dalla scarpa ($R = 100 \text{ m}$). Si ha così

$$\eta = 1,53,$$

valore molto prossimo a quello di Janbu e ad esso inferiore. Per $R = 1000 \text{ m}$ il rapporto scende ad 1,49.

Poiché $H = h_0$, ci si sarebbe dovuto attendere $\eta = 1$; ciò si spiega, nel caso particolare, con la differenza del meccanismo. Ed infatti la teoria del cerchio ipotizza lo scorrimento lungo il piano di frattura, mentre il valore di h_0 è tratto dalla teoria di Terzaghi (traslazione orizzontale del diaframma rigido verticale).

b) Nel secondo caso (fig. 16) si sono considerati quattro cerchi, attingendo un minimo di η pari ad 1,07, mentre l'abaco di Janbu porge 1,16.

(2) E forse preferibile parlare di *indice* di sicurezza, anziché di *fattore*, parola che richiama il concetto di moltiplicazione. Infatti η non ha significato di moltiplicatore di sicurezza di alcun carico; si è già fatto osservare che tale concetto, mutuato dall'analisi elastica, non ha senso nel caso in esame, in cui la stabilità è un fatto quasi esclusivamente geometrico. Poiché M_{res} dipende da c e φ , oltre che da γ e p , ed M_{rib} invece solo da γ e p , l'indice

$$\eta = \frac{M_{res}}{M_{rib}} \quad (25)$$

esprime piuttosto una sicurezza globale nei riguardi degli errori connessi alla determinazione di φ e c , ben più incerti di γ e p .

Quanto sopra è comune alla banale verifica al ribaltamento dei muri di sostegno così come la si insegna negli istituti tecnici, ed in definitiva può farsi risalire alle condizioni di equilibrio di un corpo rigido appoggiato al suolo.

c) Nel terzo caso (fig. 17) si sono esaminati due cerchi su un esempio svolto dall'Arredi (ibidem); e, precisamente, C_1 cui corrisponde il minimo η per terreni del tipo I (poca coesione e forte attrito), e quello C_2 cui corrisponde il minimo η per terreni del tipo II (forte coesione e piccolo attrito). Per ambedue i cerchi si sono ricavati i valori η per i terreni dei due tipi. Si osserva innanzitutto dalla tabella (il primo numero dell'ARREDI, il secondo quello del procedimento S.I.) che i due numeri sono piuttosto vicini. Si osserva pure che per i terreni di tipo I non è possibile utilizzare l'abaco

di JANBU, che invece conduce per i terreni del tipo II, allo stesso risultato dell'Arredi.

È interessante notare che, da una verifica effettuata per il primo caso ($\eta = 1,045$), risulta, per le forze resistenti,

$$R_x = -20 \text{ t} \quad R_y = -687 \text{ t},$$

mentre per le forze esterne è

$$R_x = 0 \quad R_y = -699 \text{ t}.$$

Infine nelle figure 18 e 19 sono riportati, per il predetto esempio dell'Arredi, e per tutti i

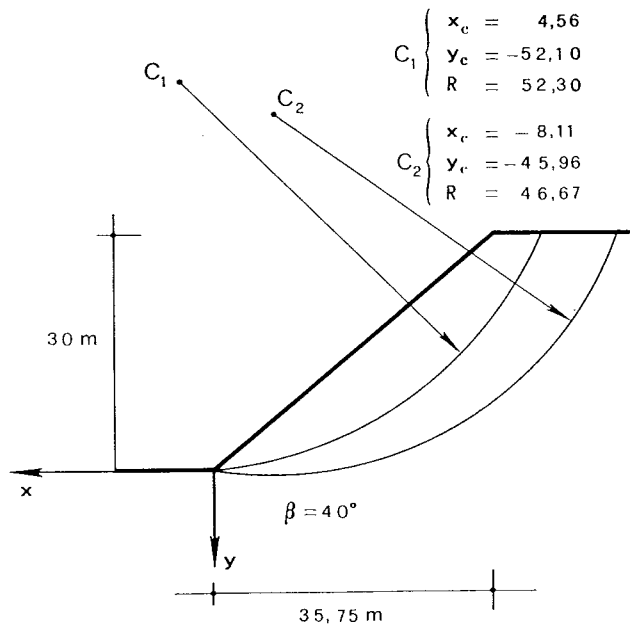


Fig. 17

$\beta = 40^\circ$		
	$c = 1,2$	$c = 10 \text{ tm}^{-2}$
	$\varphi = 30$	$\varphi = 12^\circ$
	$\gamma = 2$	$\gamma = 2 \text{ tm}^3$
C_1	1,058	1,737
	1,045	1,767
C_2	1,277	1,500
	1,213	1,499

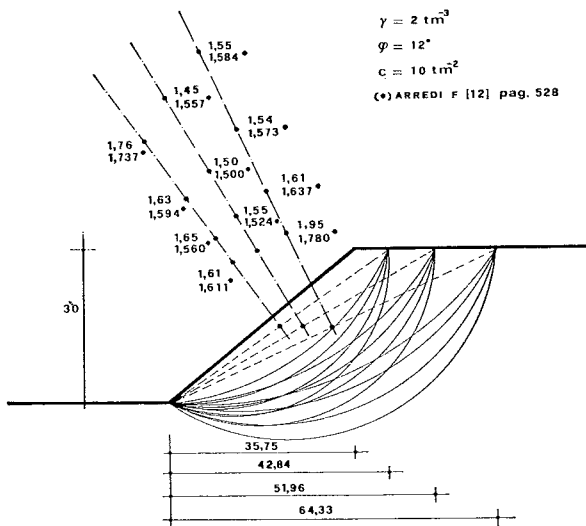


Fig. 18

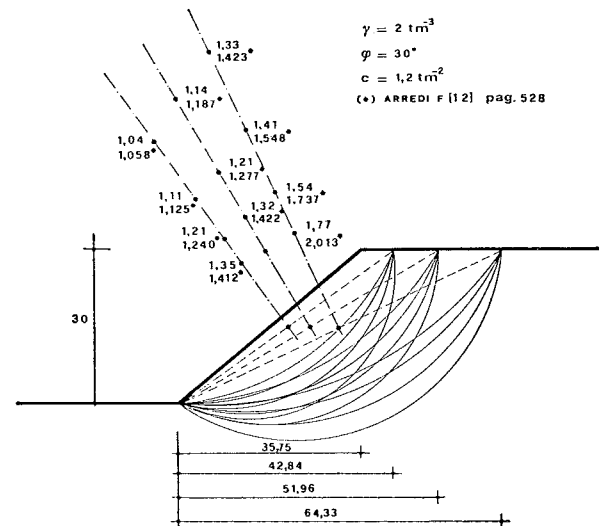


Fig. 19

cerchi in questo presi in esame, i valori dell'Arredi e quelli ottenibili con il procedimento S.I.

In tema di terreni, e trattandosi di metodi di impostazione diversa, si può senz'altro parlare di buon accordo dei risultati; è anche notevole, sotto il profilo della sicurezza, il fatto che il procedimento S.I. fornisca valori η più bassi, sia pure di poco, di quelli presi a confronto.

Anche se il rapporto tra altezza critica H_c ed altezza reale H

$$\eta' = \frac{H_c}{H} \quad (26)$$

non coincide con η_{\min} , ci sembra opportuno conoscere tale rapporto per i tre casi ora esaminati, calcolato secondo TERZAGHI [TERZAGHI, PECK, 1948], secondo WAI-FAH-CHEN [1975] ed ABSI [1979].

Si ha così, in sintesi,

	Ami- trano	Arredi	Janbu	Absi	Terzaghi	Wai Fah Chen
fig. 15	1,49		1,68	1,88	1,93	1,93
fig. 16	1,07		1,16	1,23	1,28	1,30
fig. 17 (1)	1,045	1,058		1,21		0,83 (per estrapolazione)
fig. 17 (2)	1,499	1,500	1,50	1,94	2	2,10

È infine interessante osservare che nel caso della fig. 15, per $H = H_c = 3,67$ (secondo TERZAGHI e WAI-FAH-CHEN), risulta, con il procedimento S.I., e per $R = 1000$ m, $\eta = 1,02$.

Occorre chiarire che il procedimento S.I. non opera nello spirito del calcolo a rottura, poiché si riferisce a materiali non standard (anzi del tutto non standard, poiché esso suppone una deformazione plastica di puro scorrimento, come si evince dal fatto che ci si riferisce a meccanismi con direttrici circolari). Ed infatti, assegnato il cerchio, e cioè il meccanismo, il moltiplicatore dei carichi ottenuto dalla condizione $\eta = 1$ non è univocamente definito, dipendendo dalla suddetta ipotesi sulla σ ; quindi cade in difetto l'« upper bound theorem » del « limit design » classico. Ciò in armonia con il DRUCKER [1954] che testualmente si esprime nei riguardi dei materiali « non standard », « the rate of internal dissipation cannot be calculated... it depends not only upon relative displacement rates, but also on the normal pressure on the frictional interface, a quantity which often will not be known ».

D'altro canto, è ben vero che l'ipotesi di materiale standard (e cioè di deformazioni plastiche definite da un vettore normale alla bilatera di Coulomb [WAI-FAH-CHEN, 1975]) richiama in gioco il limit design, ma essa importa una « dilatancy » riconosciuta come eccessiva [ADRIANI *et al.*, 1974; WAI-FAH-CHEN, 1975].

Tale ipotesi poi, costantemente seguita [WAI-FAH-CHEN, 1975], implica due conseguenze che inducono in qualche perplessità. Da una parte, la proporzionalità diretta tra coesione e coppia resistente riduce il problema, per $c = 0$, ad una pura faccenda di equilibrio ($M_{rib} \cong 0$); ciò, almeno, se la curva intrinseca si assimila ad una bilatera. D'altra parte, la direttrice di frattura (per $\phi \neq 0$) è una spirale logaritmica, e ciò implica un distacco tra la parte rigida ruotante e quella fissa [WAI-FAH-CHEN, 1975].

Il metodo S.I. che presuppone linee di rottura a forma di cerchio e quindi di « dilatanza » nulla, implica che la deformazione plastica sia

parallela all'asse delle τ . È il caso estremo di « materiale non standard », che d'altronde ci sembra il più attendibile almeno per suoli monogranulari, atteso il fatto che la rotazione si effettua quando localmente si sono attinti notevoli valori della deformazione plastica ⁽³⁾.

Per tali materiali i due classici teoremi del calcolo a rottura non sono più validi [DRUCKER, 1954], e quindi cadono i presupposti su cui si basa la possibilità di definizione di un intervallo di appartenenza del coefficiente di sicurezza; di più, lo stesso teorema di unicità cade in difetto.

Non resta quindi che operare su una ipotesi più o meno accettabile per la σ_n (o per la σ_y , il che è lo stesso) e saggiare la validità di tale ipotesi in base al confronto numerico con i risultati degli altri metodi finora adoperati, e con i dati sperimentali disponibili, sia pure relativi a casi molto particolari.

⁽³⁾ Il modello in figg. 2-8 fa edotti che l'ipotesi di materiale standard è aderente al vero per le prime deformazioni plastiche, mentre le grandi deformazioni hanno luogo con ε media nulla.

L'obiezione del DRUCKER circa l'unicità di M_{res} per una data direttrice si supera se, come già detto, e come sistematicamente si fa, il materiale si suppone standard; nell'ipotesi di curva intrinseca a forma di bilatera (curva di *Coulomb*) ciò si evince immediatamente dal fatto che il lavoro elementare compiuto dalla $\sigma_n dA$ e dalla $\tau_m dA$ per un tratto dA della superficie di scorrimento è indipendente dal valore di σ_m e τ_m , ed è invece dato dal prodotto della coesione per la componente tangenziale dello spostamento [WAI-FAH-CHEN, 1975].

Si può anche, quindi, saggiare l'attendibilità dell'ipotesi sulla σ_n confrontandone i risultati con quelli ottenuti in sicurezza (teorica) sul materiale standard, a parità di bilatera, e cioè di c e φ). Prendendo per esempio in esame un terrapieno di caratteristiche

$$\begin{aligned}\varphi &= 20^\circ \\ c &= 1 \text{ tm}^{-2} \\ \gamma &= 1,5 \text{ tm}^{-3} \\ \varepsilon_2 &= 60^\circ \\ \varepsilon_3 &= 15^\circ\end{aligned}$$

per linee di crisi passanti per la base della scarpata l'altezza critica è [WAI-FAH-CHEN, 1975]

$$H_c = 9,98 \frac{c}{\gamma} = 6,65 \text{ m.}$$

Con un cerchio $x_c = 3 \text{ m}$, $y_c = -12 \text{ m}$, e quindi $R = 12,37 \text{ m}$, nell'ipotesi

$$\sigma_n = (-\gamma h - p) \cos^2 \varepsilon \quad (27)$$

risulta

$$\eta = 0,93.$$

La distinzione tra materiali standard e non standard non sembra in questo caso, tutto sommato, molto influente.

È da considerarsi comunque come fortunata la circostanza che i numerosi metodi proposti per la verifica dei terrapieni, ivi compreso il metodo S.I., non diano in definitiva risultati molto diversi tra loro. Ed infatti la natura del materiale, e l'invalidità teoricamente accertata dei fondamenti del calcolo a rottura classico, giustificerebbero ben altri divari.

Si pensi poi che pur nella ipotesi più benevola sul comportamento plastico del suolo, e cioè quella $\varphi = 0$ (materiale alla *Tresca*, con cui si assimila praticamente il suolo all'acciaio, e si toglie qualsiasi dubbio sulla dilatazione), non è in pratica possibile restringere a vo-

lontà l'intervallo di definizione del coefficiente di sicurezza, come invece può facilmente farsi per le strutture monodimensionali.

Per esempio, nel caso estremamente semplice di una scarpa verticale (fig. 15) il SALENÇON [1974] pone per l'altezza critica

$$2 \frac{c}{\gamma} \leq h_o \leq 3,85 \frac{c}{\gamma}, \quad (28)$$

ed onestamente commenta « la valeur exacte n'est pas connue ».

BIBLIOGRAFIA

- ABSI E. (1979) - *Manuel pratique de Mécanique des sols et des fondations*. Annales de l'Institut Technique du Bâtiment et des Travaux Publics, n. 373, Giugno.
- ADRIANI L., AMITRANO C. (1974) - *La sicurezza dei terrapieni nei confronti dello slittamento*. Giornale del Genio Civile, Lug.-Ag.-Sett.
- AMITRANO G. (1972) - *Sulla crisi per rotazione dei terrapieni*. Giornale del Genio Civile, Ott.-Nov.-Dic.
- ARREDI F. (1977) - *Costruzioni idrauliche*. Vol. IV, UTET, Torino.
- BISHOP A., MORGENSTERN N. (1960) - *Stability coefficient for earth slopes*. Geotechnique, n. 4, London.
- BISHOP A. (1935) - *The use of the slip circle in the stability analysis of slopes*. Geotechnique, n. 1, London.
- FELLENIUS W. (1936) - *Calculation of the stability of earth dams*. Trans. 2nd. Congr. Large Dams, Washington, 4. 9.2.
- LOWE J. (1967) - *Stability analysis of embankments*. ASCE, vol. 93, n. SM4.
- MORGENSTERN N., PRICE V. E. (1965) - *The analysis of the stability of general slip surface*. Geotechnique, n. 1, London.
- RAVAGLIOLI U. (1977) - *Verifiche di stabilità delle dighe di terra. Analisi di alcuni procedimenti. Proposta di un nuovo procedimento*. Giornale del Genio Civile, Ott.-Dic.
- SALENÇON J. (1974) - *Théorie de la plasticité pour les applications à la mécanique des sols*. Eyrolle, Paris.
- SHERALD J. L., WOODWARD R. J., GZIENSKI S. F., CLEVINGER W. A. (1963) - *Earth and Earth-Rock Dams*. Wiley, New York.
- SULTAN H. A., SEED H. B. (1967) - *Stability of sloping core earth dams*. ASCE, vol. 93, n. SM4.
- UNIVERSITÀ DI NAPOLI - ISTITUTO DI TECNICA DELLE COSTRUZIONI E COSTRUZIONI IN TERRA (1977) - *Appunti*. L'Ateneo, Napoli.
- WAI-FAH-CHEN (1975) - *Limit Analysis and Soil Plasticity*. Elsevier Scientific Publishing Company, Amsterdam.

SUMMARY

Stability analysis of slopes by means of a minicomputer

The analysis is performed within a semistochastic approach referring to a limit state with formation of mechanism.

The mechanism considered (fig. 1) consists of a cylindrical slip surface whose axis intersects the $x-y$ plane in C; the surface is characterized by the coordinates x_c , y_c , of the center and by the radius R. Such a model implies a highly « non standard » material, since the assumption of a circular cylinder is tantamount to assuming a non-

dilatant behaviour. For a given slip surface, the analysis requires determining both σ_m and τ_m at each element of the surface. The calculation proceeds from the yield condition (3) using a known method [AMITRANO, 1972] based on the assumption of the invariance, along any vertical line, of the normal stress on the elements parallel to the slope surface.

For an incipient clockwise rotation ($\beta < 0$), the safety condition (8) yields eq. (9), which leads to the definition of a safety index given by the ratio $\eta = -M_{res}/M_{rib}$. Such a ratio is obtained by multiplying the characteristic values of γ (unit weight of the soil) and of p (live load) by γ_F ; in their turn the characteristic values of c (cohesion) and

ϕ (friction angle) are divided by γ_M . With these values of γ_F and γ_M the safety condition must be satisfied for every possible circle.

The calculations have been carried out on a HP 97 mini-computer. The formulas and the listing of the three recording cards employed are reported.

The program can be easily transferred to any other mini-computer of similar characteristics. Some examples are worked out in detail, and a comparison with the results obtained by means of different method is reported.

It is concluded that the various methods are in substantial agreement, in spite of the different assumptions they are based on.