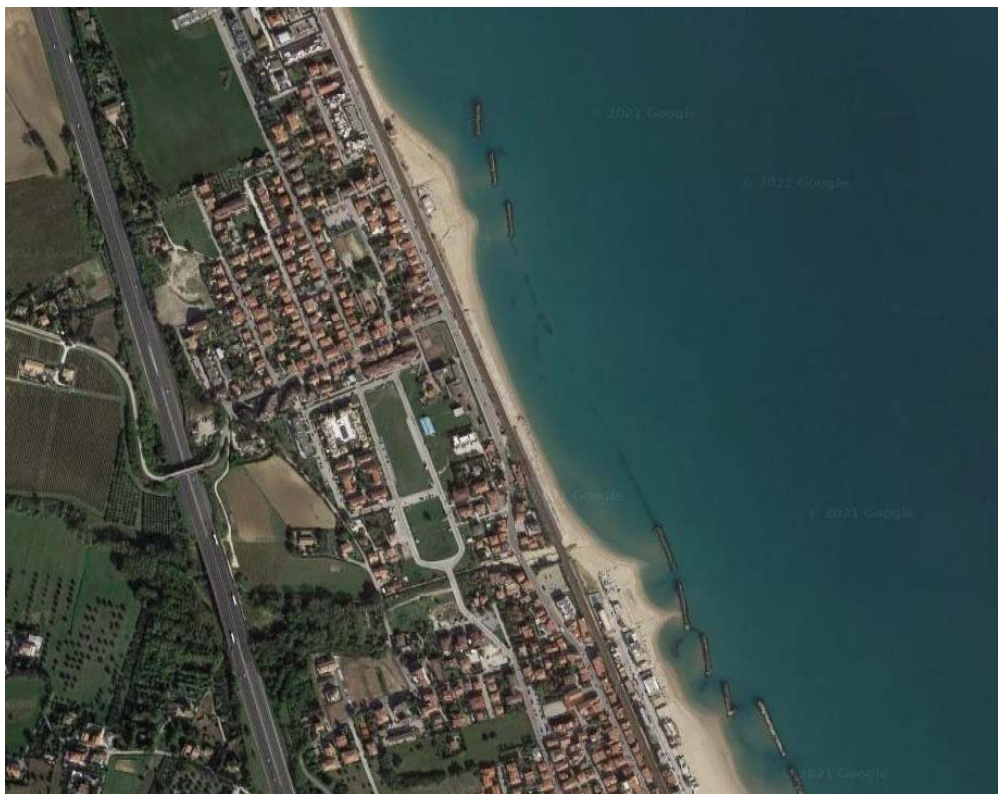




COMUNE DI CIVITANOVA MARCHE

PROVINCIA DI MACERATA

LAVORI DI RIALLINEAMENTO SCOGLIERE TRATTO DI COSTA STABILIMENTI "LA LAMPARA – SANTINA" - TRANSETTI 555-558



DIRIGENTE V SETTORE :

Arch. Paolo STRAPPATO

PROGETTAZIONE:

SZ STUDIO ZOPPI
INGEGNERIA
& ASSOCIATI

Studio Zoppi Ingegneria & Associati
Piazza Armando Diaz, 3
60123 Ancona
e-mail: info.studiozoppi@gmail.com / pec: studiozoppi@pec.it
tel. e fax: 071 2076581

PROGETTISTI:

Ing. Giuseppe Di Cosmo

Ing. Caterina Zoppi

Ing. Paolo Zoppi

STATO PROGETTO:

DEFINITIVO

TITOLO ELABORATO:

Relazione geotecnica

ELABORATO N° :

R.02

REVISIONE	N.	DATA	DESCRIZIONE
	0	03/22	Riduzione progetto a 5 nuove scogliere

DATA:

DICEMBRE 2021

SCALA :

-

A TERMINE DI LEGGE CI RISERVIAMO LA PROPRIETA' DI QUESTO ELABORATO CON DIVIETO DI RIPRODURLO RENDENDOLO NOTO A TERZI ANCHE PARZIALMENTE SENZA NOSTRA AUTORIZZAZIONE

INDICE

1. PREMESSA.....	2
2. CALCOLO PORTANZA E CEDIMENTI DI FONDAZIONI SUPERFICIALI.....	3
1.1 NORMATIVE DI RIFERIMENTO	3
1.2 CARICO LIMITE DI FONDAZIONI SU TERRENI	3
1.3 CALCOLO COEFFICIENTI SISMICI	13
2. CEDIMENTI.....	14
2.1 CEDIMENTI ELASTICI.....	14
2.2 CEDIMENTI EDOMETRICI.....	15
2.3 CEDIMENTI di SCHMERTMANN	16
3. CALCOLO PORTANZA E CEDIMENTI.....	19
4. VERIFICHE DI STABILITA' GLOBALE SCOGLIERE	30
CONCLUSIONI	42

1. PREMESSA

Lo Studio Zoppi Ingegneria & Associati è stato incaricato dal Comune di Civitanova Marche di redigere il progetto definitivo riguardante i lavori di riallineamento e completamento di scogliere nel tratto di costa compreso tra gli stabilimenti balneari "La Lampara" e "Santina" ed il progetto esecutivo di un primo stralcio dell'intervento.

Il progetto complessivo fa seguito ai progetti del 2018 e 2019 del Comune di Civitanova Marche che hanno previsto il riallineamento delle prime scogliere antistanti lo stabilimento balneare "La Lampara" tramite la realizzazione di n.2 scogliere di lunghezza pari ad 80,00 m, un primo tratto di una terza scogliera di lunghezza pari a 40,00 m ed il salpamento di n.3 scogliere esistenti.

Il progetto definitivo intende completare il riallineamento delle scogliere nel tratto di costa in oggetto tramite la realizzazione di n.5 nuove scogliere, il completamento del tratto di scogliera già realizzato ed il salpamento di una scogliera esistente.

Premesso che non è stato messo a disposizione uno studio geologico ad hoc per l'intervento in oggetto, per la ricostruzione e la caratterizzazione sedimentologico-granulometrica dei sedimenti costituenti il fondale marino ai fini del calcolo geotecnico, si è fatto riferimento a valori recenti tratti da studi e progetti in altri paraggi marittimi nel Comune di Civitanova e dalla letteratura.

Si rimanda al progetto esecutivo l'esecuzione delle relazioni geologica a supporto delle valutazioni tratte in questa sede con le indagini a disposizione.

Le verifiche geotecniche sulle fondazioni e di stabilità della struttura delle scogliere frangiflutti di Civitanova Marche sono state eseguite secondo quanto previsto dalle Linee Guida del Consiglio Superiore del Ministero dei Lavori Pubblici "Istruzioni tecniche per la progettazione di dighe marittime".

Il report che segue è relativo ai calcoli della capacità portante e dei cedimenti attesi.

A maggiore garanzia della stabilità globale dell'intervento e della capacità portante del terreno di fondazione è previsto anche uno strato di spessore cm 50 di materiale arido (tout venant calcareo) come sottofondazione e livellamento, previsto compenetrabile nel fondale.

2. CALCOLO PORTANZA E CEDIMENTI DI FONDAZIONI SUPERFICIALI

1.1 NORMATIVE DI RIFERIMENTO

Norme tecniche per le Costruzioni 2018 - *Norme tecniche per le costruzioni D.M. 17 gennaio 2018.*

Eurocodice 7 - *Progettazione geotecnica – Parte 1: Regole generali.*

Eurocodice 8 - *Indicazioni progettuali per la resistenza sismica delle strutture - Parte 5: Fondazioni, strutture di contenimento ed aspetti geotecnici.*

1.2 CARICO LIMITE DI FONDAZIONI SU TERRENI

Il carico limite di una fondazione superficiale può essere definito con riferimento a quel valore massimo del carico per il quale in nessun punto del sottosuolo si raggiunge la condizione di rottura (metodo di Frolich), oppure con riferimento a quel valore del carico, maggiore del precedente, per il quale il fenomeno di rottura si è esteso ad un ampio volume del suolo (metodo di Prandtl e successivi).

Prandtl ha studiato il problema della rottura di un semispazio elastico per effetto di un carico applicato sulla sua superficie con riferimento all'acciaio, caratterizzando la resistenza a rottura con una legge del tipo:

$$\tau = c + \sigma * \operatorname{tg}\varphi \quad \text{valida anche per i terreni.}$$

Le ipotesi e le condizioni introdotte dal Prandtl sono le seguenti:

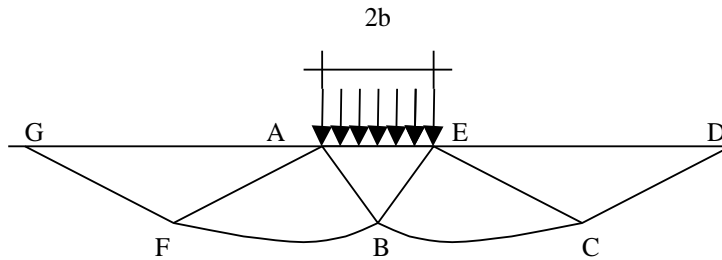
- *Materiale privo di peso e quindi $\gamma=0$*
- *Comportamento rigido - plastico*
- *Resistenza a rottura del materiale esprimibile con la relazione $\tau = c + \sigma * \operatorname{tg}\varphi$*
- *Carico uniforme, verticale ed applicato su una striscia di lunghezza infinita e di larghezza $2b$ (stato di deformazione piana)*
- *Tensioni tangenziali nulle al contatto fra la striscia di carico e la superficie limite del semispazio.*

All'atto della rottura si verifica la plasticizzazione del materiale racchiuso fra la superficie limite del semispazio e la superficie *GFBCD*.

Nel triangolo *AEB* la rottura avviene secondo due famiglie di segmenti rettilinei ed inclinati di $45^\circ + \varphi/2$ rispetto all'orizzontale.

Nelle zone *ABF* e *EBC* la rottura si produce lungo due famiglie di linee, l'una costituita da segmenti rettilinei passanti rispettivamente per i punti *A* ed *E* e l'altra da archi di due famiglie di spirali logaritmiche.

I poli di queste sono i punti *A* ed *E*. Nei triangoli *AFG* e *ECD* la rottura avviene su segmenti inclinati di $\pm (45^\circ + \varphi/2)$ rispetto alla verticale.



Individuato così il volume di terreno portato a rottura dal carico limite, questo può essere calcolato scrivendo la condizione di equilibrio fra le forze agenti su qualsiasi volume di terreno delimitato in basso da una qualunque delle superfici di scorrimento.

Si arriva quindi ad una equazione $q = B * c$, dove il coefficiente B dipende soltanto dall'angolo di attrito ϕ del terreno.

$$B = \cot g \phi \left[e^{\frac{\pi g \phi}{2} \operatorname{tg} (45^\circ + \phi / 2) - 1} \right]$$

Per $\phi = 0$ il coefficiente B risulta pari a 5.14, quindi $q = 5.14 * c$.

Nell'altro caso particolare di terreno privo di coesione ($c=0$, $\gamma \neq 0$) risulta $q=0$, secondo la teoria di **Prandtl**, non sarebbe dunque possibile applicare nessun carico sulla superficie limite di un terreno incoerente.

Da questa teoria, anche se non applicabile praticamente, hanno preso le mosse tutte le ricerche ed i metodi di calcolo successivi.

Infatti **Caquot** si pose nelle stesse condizioni di Prandtl ad eccezione del fatto che la striscia di carico non è più applicata sulla superficie limite del semispazio, ma a una profondità h , con $h = 2b$; il terreno compreso tra la superficie e la profondità H ha le seguenti caratteristiche: $\gamma \neq 0$, $\phi = 0$, $c = 0$

e cioè sia un mezzo dotato di peso ma privo di resistenza.

Risolvendo le equazioni di equilibrio si arriva all'espressione:

$$q = A * \gamma_1 + B * c$$

che è sicuramente un passo avanti rispetto a Prandtl, ma che ancora non rispecchia la realtà.

Metodo di Terzaghi (1955)

Terzaghi, proseguendo lo studio di Caquot, ha apportato alcune modifiche per tenere conto delle effettive caratteristiche dell'insieme opera di fondazione-terreno.

Sotto l'azione del carico trasmesso dalla fondazione il terreno che si trova a contatto con la fondazione stessa tende a sfuggire lateralmente, ma ne è impedito dalle resistenze tangenziali che si sviluppano fra la fondazione ed il terreno. Ciò comporta una modifica dello stato tensionale nel terreno posto direttamente al di sotto della fondazione; per tenerne conto **Terzaghi** assegna ai lati AB ed EB del cuneo di Prandtl una inclinazione ψ rispetto all'orizzontale, scegliendo il valore di ψ in funzione delle caratteristiche

meccaniche del terreno al contatto terreno-opera di fondazione.

L'ipotesi $\gamma_2 = 0$ per il terreno sotto la fondazione viene così superata ammettendo che le superfici di rottura restino inalterate, l'espressione del carico limite è quindi:

$$q = A \cdot \gamma \cdot h + B \cdot c + C \cdot \gamma \cdot b$$

in cui C è un coefficiente che risulta funzione dell'angolo di attrito ϕ del terreno posto al di sotto del piano di posa e dell'angolo ϕ prima definito; b è la semi larghezza della striscia.

Inoltre, basandosi su dati sperimentali, *Terzaghi* passa dal problema piano al problema spaziale introducendo dei fattori di forma.

Un ulteriore contributo è stato apportato da *Terzaghi* sull'effettivo comportamento del terreno.

Nel metodo di Prandtl si ipotizza un comportamento del terreno rigido-plastico, *Terzaghi* invece ammette questo comportamento nei terreni molto compatti.

In essi, infatti, la curva carichi-cedimenti presenta un primo tratto rettilineo, seguito da un breve tratto curvilineo (comportamento elasto - plastico); la rottura è istantanea ed il valore del carico limite risulta chiaramente individuato (rottura generale).

In un terreno molto sciolto invece la relazione carichi-cedimenti presenta un tratto curvilineo accentuato fin dai carichi più bassi per effetto di una rottura progressiva del terreno (rottura locale); di conseguenza l'individuazione del carico limite non è così chiara ed evidente come nel caso dei terreni compatti.

Per i terreni molto sciolti, *Terzaghi* consiglia di prendere in considerazione il valore che si calcola con la formula precedente introducendo però dei valori ridotti delle caratteristiche meccaniche del terreno e precisamente:

$$\text{tg}\phi_{rid} = 2/3 \text{tg}\phi \text{ e } c_{rid} = 2/3 \cdot c$$

Esplicitando i coefficienti della formula precedente, la formula di *Terzaghi* può essere scritta:

$$q_{ult} = c \cdot N_c \cdot s_c + \gamma \cdot D \cdot N_q + 0.5 \cdot \gamma \cdot B \cdot N_\gamma \cdot s_\gamma$$

dove:

$$N_q = \frac{a^2}{2 \cos^2 (45 + \phi / 2)}$$

$$a = e^{(0.75\pi - \phi / 2) \tan \phi}$$

$$N_c = (N_q - 1) \cot \phi$$

$$N_\gamma = \frac{\tan \phi}{2} \left(\frac{K_p \gamma}{\cos^2 \phi} - 1 \right)$$

Formola di Meyerhof (1963)

Meyerhof propose una formola per il calcolo del carico limite simile a quella di Terzaghi; le differenze consistono nell'introduzione di ulteriori coefficienti di forma.

Egli introdusse un coefficiente s_q che moltiplica il fattore N_q , fattori di profondità d_i e di pendenza i_i per il caso in cui il carico trasmesso alla fondazione è inclinato sulla verticale.

I valori dei coefficienti N furono ottenuti da Meyerhof ipotizzando vari archi di prova BF (vedi meccanismo Prandtl) , mentre il taglio lungo i piani AF aveva dei valori approssimati.

I fattori di forma tratti da Meyerhof sono di seguito riportati, insieme all'espressione della formola.

Carico verticale $q_{ult} = c * N_c * s_c * d_c + \gamma * D * N_q * s_q * d_q + 0.5 * \gamma * B * N_\gamma * s_\gamma * d_\gamma$

Carico inclinato $q_{ult} = c * N_c * i_c * d_c + \gamma * D * N_q * i_q * d_q + 0.5 * \gamma * B * N_\gamma * i_\gamma * d_\gamma$

$$N_q = e^{\pi \tan \varphi} \tan^2(45 + \varphi / 2)$$

$$N_c = (N_q - 1) \cot \varphi$$

$$N_\gamma = (N_q - 1) \tan(1.4 \varphi)$$

fattore di forma:

$$s_c = 1 + 0.2 k_p \frac{B}{L} \quad \text{per } \varphi > 10$$

$$s_q = s_\gamma = 1 + 0.1 k_p \frac{B}{L} \quad \text{per } \varphi = 0$$

fattore di profondità:

$$d_c = 1 + 0.2 \sqrt{k_p} \frac{D}{B}$$

$$d_q = d_\gamma = 1 + 0.1 \sqrt{k_p} \frac{D}{B} \quad \text{per } \varphi > 10$$

$$d_q = d_\gamma = 1 \quad \text{per } \varphi = 0$$

inclinazione:

$$i_c = i_\gamma = \left(1 - \frac{\theta}{90}\right)^2$$

$$i_\gamma = \left(1 - \frac{\theta}{\varphi}\right)^2 \quad \text{per } \varphi > 0$$

$$i_\gamma = 0 \quad \text{per } \varphi = 0$$

dove:

$$k_p = \tan^2(45^\circ + \varphi / 2)$$

Θ = Inclinazione della risultante sulla verticale.

Formula di Hansen (1970)

È una ulteriore estensione della formula di *Meyerhof*; le estensioni consistono nell'introduzione di b_i che tiene conto della eventuale inclinazione sull'orizzontale del piano di posa e un fattore g_i per terreno in pendenza.

La formula di Hansen vale per qualsiasi rapporto D/B , quindi sia per fondazioni superficiali che profonde, ma lo stesso autore introdusse dei coefficienti per meglio interpretare il comportamento reale della fondazione, senza di essi, infatti, si avrebbe un aumento troppo forte del carico limite con la profondità.

Per valori di $D/B < 1$

$$d_c = 1 + 0.4 \frac{D}{B}$$

$$d_q = 1 + 2 \tan \varphi (1 - \sin \varphi)^2 \frac{D}{B}$$

Per valori $D/B > 1$:

$$d_c = 1 + 0.4 \tan^{-1} \frac{D}{B}$$

$$d_q = 1 + 2 \tan \varphi (1 - \sin \varphi)^2 \tan^{-1} \frac{D}{B}$$

Nel caso $\Phi = 0$

D/B	0	1	1.1	2	5	10	20	100
d' _c	0	0.40	0.33	0.44	0.55	0.59	0.61	0.62
-----ϕ-----								

Nei fattori seguenti le espressioni con apici (') valgono quando $\phi=0$.

Fattore di forma:

$$s'_c = 0.2 \frac{B}{L}$$

$$s_c = 1 + \frac{N_q}{N_c} \frac{B}{L}$$

$s_c = 1$ per fondazioni a striscia

$$s_q = 1 + \frac{B}{L} \tan \varphi$$

$$s_\gamma = 1 - 0.4 \frac{B}{L}$$

Fattore di profondità:

$$d'_c = 0.4k$$

$$d_c = 1 + 0.4k$$

$$d_q = 1 + 2 \tan \varphi (1 - \sin \varphi) k$$

$$d_\gamma = 1 \text{ per qualsiasi } \varphi$$

$$k = \frac{D}{B} \text{ se } \frac{D}{B} \leq 1$$

$$k = \tan^{-1} \frac{D}{B} \text{ se } \frac{D}{B} > 1$$

Fattori di inclinazione del carico

$$i'_c = 0.5 - 0.5 \sqrt{1 - \frac{H}{A_f c_a}}$$

$$i_c = i_q - \frac{1 - i_q}{N_q - 1}$$

$$i_q = \left(1 - \frac{0.5H}{V + A_f c_a \cot \varphi} \right)^5$$

$$i_\gamma = \left(1 - \frac{0.7H}{V + A_f c_a \cot \varphi} \right)^5 \quad (\eta = 0)$$

$$i_\gamma = \left(1 - \frac{(0.7 - \eta/450)H}{V + A_f c_a \cot \varphi} \right)^5 \quad (\eta > 0)$$

Fattori di inclinazione del terreno (fondazione su pendio):

$$g'_c = \frac{\beta}{147}$$

$$g_c = 1 - \frac{\beta}{147}$$

$$g_q = g_\gamma = (1 - 0.5 \tan \beta)^5$$

Fattori di inclinazione del piano di fondazione (base inclinata)

$$b'_c = \frac{\eta^\circ}{147^\circ}$$

$$b_c = 1 - \frac{\eta^\circ}{147^\circ}$$

$$b_q = \exp(-2\eta \tan \varphi)$$

$$b_\gamma = \exp(-2.7\eta \tan \varphi)$$

Formula di Vesic (1975)

La formula di Vesic è analoga alla formula di Hansen, con N_q ed N_c come per la formula di Meyerhof ed N_y come sotto riportato:

$$N_y = 2(N_q + 1) \cdot \tan(\phi)$$

I fattori di forma e di profondità che compaiono nelle formule del calcolo della capacità portante sono uguali a quelli proposti da Hansen; alcune differenze sono invece riportate nei fattori di inclinazione del carico, del terreno (fondazione su pendio) e del piano di fondazione (base inclinata).

Formula Brich-Hansen (EC 7 – EC 8)

Affinché una fondazione possa resistere il carico di progetto con sicurezza nei riguardi della rottura generale, per tutte le combinazioni di carico relative allo SLU (stato limite ultimo) deve essere soddisfatta la seguente disuguaglianza:

$$V_d \leq R_d$$

Dove V_d è il carico di progetto allo SLU, normale alla base della fondazione, comprendente anche il peso della fondazione stessa; mentre R_d è il carico limite di progetto della fondazione nei confronti di carichi normali, tenendo conto anche dell'effetto di carichi inclinati o eccentrici.

Nella valutazione analitica del carico limite di progetto R_d si devono considerare le situazioni a breve e a lungo termine nei terreni a grana fine.

Il carico limite di progetto in condizioni non drenate si calcola come:

$$R/A' = (2 + \pi) c_u s_c i_c + q$$

dove:

$A' = B' L'$ area della fondazione efficace di progetto, intesa, in caso di carico eccentrico, come l'area ridotta al cui centro viene applicata la risultante del carico.

c_u Coesione non drenata.

q pressione litostatica totale sul piano di posa.

s_c Fattore di forma

$$s_c = 1 + 0,2 (B'/L') \quad \text{per fondazioni rettangolari}$$

$$s_c = 1,2 \quad \text{Per fondazioni quadrate o circolari.}$$

i_c Fattore correttivo per l'inclinazione del carico dovuta ad un carico H .

$$i_c = 0,5 \left(1 + \sqrt{1 - H/A' c_u} \right)$$

Per le condizioni drenate il carico limite di progetto è calcolato come segue.

$$R/A' = c' N_c s_c i_c + q' N_q s_q i_q + 0,5 \gamma' B' N_y s_y i_y$$

dove:

$$N_q = e^{\pi \tan \phi'} \tan^2(45 + \phi'/2)$$

$$N_c = (N_q - 1) \cot \phi'$$

$$N_\gamma = 2(N_q - 1) \tan \phi'$$

Fattori di forma

$$s_q = 1 + (B'/L') \tan \phi' \text{ per forma rettangolare}$$

$$s_q = 1 + \tan \phi' \text{ per forma quadrata o circolare}$$

$$s_\gamma = 1 - 0,3(B'/L') \text{ per forma rettangolare}$$

$$s_\gamma = 0,7 \text{ per forma quadrata o circolare}$$

$$s_c = (s_q \cdot N_q - 1) / (N_q - 1) \text{ per forma rettangolare, quadrata o circolare.}$$

Fattori inclinazione risultante dovuta ad un carico orizzontale H parallelo a L'

$$i_q = i = 1 - H / (V + A' c' \cot \phi')$$

$$i_c = (i_q N_q - 1) / (N_q - 1)$$

Fattori inclinazione risultante dovuta ad un carico orizzontale H parallelo a B'

$$i_q = [1 - 0,7H / (V + A' c' \cot \phi')]^3$$

$$i_\gamma = [1 - H / (V + A' c' \cot \phi')]^3$$

$$i_c = (i_q \cdot N_q - 1) / (N_q - 1)$$

Oltre ai fattori correttivi di cui sopra sono considerati quelli complementari della profondità del piano di posa e dell'inclinazione del piano di posa e del piano campagna (Hansen).

Metodo di Richards et. Al.

Richards, Helm e Budhu (1993) hanno sviluppato una procedura che consente, in condizioni sismiche, di valutare sia il carico limite sia i cedimenti indotti, e quindi di procedere alle verifiche di entrambi gli stati limite (ultimo e di danno). La valutazione del carico limite viene perseguita mediante una semplice estensione del problema del carico limite al caso della presenza di forze di inerzia nel terreno di fondazione dovute al sisma, mentre la stima dei cedimenti viene ottenuta mediante un approccio alla Newmark (cfr. *Appendice H di "Aspetti geotecnici della progettazione in zona sismica" – Associazione Geotecnica Italiana*). Gli autori hanno esteso la classica formula trinomia del carico limite:

$$q_L = N_q \cdot q + N_c \cdot c + 0.5 N_\gamma \cdot \gamma \cdot B$$

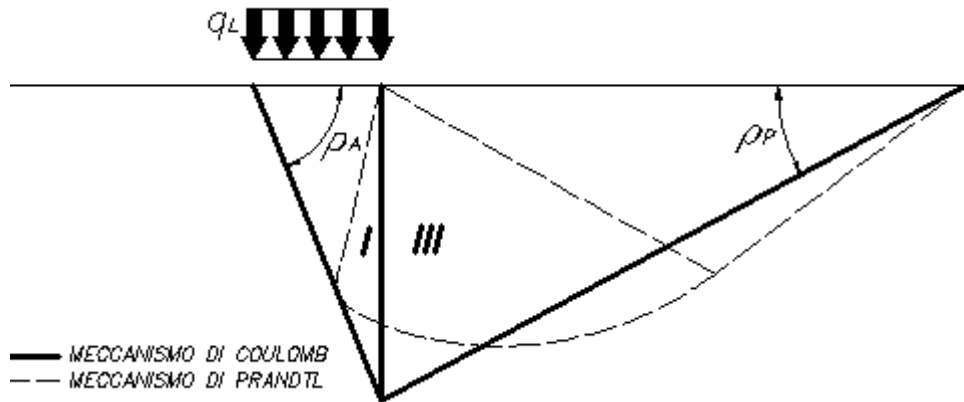
Dove i fattori di capacità portante vengono calcolati con le seguenti formule:

$$N_c = (N_q - 1) \cdot \cot(\phi)$$

$$N_q = \frac{K_{pE}}{K_{AE}}$$

$$N_\gamma = \left(\frac{K_{pE}}{K_{AE}} - 1 \right) \cdot \tan(\rho_{AE})$$

Esaminando con un approccio da equilibrio limite, un meccanismo alla Coulomb e portando in conto le forze d'inerzia agenti sul volume di terreno a rottura. In campo statico, il classico meccanismo di Prandtl può essere infatti approssimato come mostrato nella figura che segue, eliminando la zona di transizione (ventaglio di Prandtl) ridotta alla sola linea AC, che viene riguardata come una parete ideale in equilibrio sotto l'azione della spinta attiva e della spinta passiva che riceve dai cunei I e III:



Schema di calcolo del carico limite (q_L)

Gli autori hanno ricavato le espressioni degli angoli ρ_A e ρ_P che definiscono le zone di spinta attiva e passiva, e dei coefficienti di spinta attiva e passiva K_A e K_P in funzione dell'angolo di attrito interno φ del terreno e dell'angolo di attrito δ terreno – parete ideale:

$$\rho_A = \varphi + \tan^{-1} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{\tan(\varphi) \cdot (\tan(\varphi) \cdot \cot(\varphi)) \cdot (1 + \tan(\delta) \cdot \cot(\varphi))} - \tan(\varphi)}{1 + \tan(\delta) \cdot (\tan(\varphi) + \cot(\varphi))} \right\}$$

$$\rho_P = -\varphi + \tan^{-1} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{\tan(\varphi) \cdot (\tan(\varphi) \cdot \cot(\varphi)) \cdot (1 + \tan(\delta) \cdot \cot(\varphi))} + \tan(\varphi)}{1 + \tan(\delta) \cdot (\tan(\varphi) + \cot(\varphi))} \right\}$$

$$K_A = \frac{\cos^2(\varphi)}{\cos(\delta) \left\{ 1 + \sqrt{\frac{\sin(\varphi + \delta) \cdot \sin(\varphi)}{\cos(\delta)}} \right\}^2}$$

$$K_P = \frac{\cos^2(\varphi)}{\cos(\delta) \left\{ 1 - \sqrt{\frac{\sin(\varphi + \delta) \cdot \sin(\varphi)}{\cos(\delta)}} \right\}^2}$$

È comunque da osservare che l'impiego delle precedenti formule assumendo $\phi=0.5j$, conduce a valore dei coefficienti di carico limite molto prossimi a quelli basati su un'analisi alla Prandtl. Richards et. Al. hanno quindi esteso l'applicazione del meccanismo di Coulomb al caso sismico, portando in conto le forze d'inerzia agenti sul volume di terreno a rottura. Tali forze di massa, dovute ad accelerazioni $k_h g$ e $k_v g$, agenti rispettivamente in direzione orizzontale e verticale, sono a loro volta pari a $k_h g$ e $k_v g$. Sono state così ottenute le estensioni delle espressioni di p_a e p_p , nonché di K_A e K_P , rispettivamente indicate come p_{AE} e p_{PE} e come K_{AE} e K_{PE} per denotare le condizioni sismiche:

$$p_{AE} = (\varphi - \vartheta) + \tan^{-1} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{(1 + \tan^2(\varphi - \vartheta)) \cdot [1 + \tan(\delta + \vartheta) \cdot \cot(\varphi - \vartheta)]} - \tan(\varphi - \vartheta)}{1 + \tan(\delta + \vartheta) \cdot (\tan(\varphi - \vartheta) + \cot(\varphi - \vartheta))} \right\}$$

$$p_{PE} = -(\varphi - \vartheta) + \tan^{-1} \cdot \left\{ \frac{\sqrt{(1 + \tan^2(\varphi - \vartheta)) \cdot [1 + \tan(\delta + \vartheta) \cdot \cot(\varphi - \vartheta)]} - \tan(\varphi - \vartheta)}{1 + \tan(\delta + \vartheta) \cdot (\tan(\varphi - \vartheta) + \cot(\varphi - \vartheta))} \right\}$$

$$K_{AE} = \frac{\cos^2(\varphi - \vartheta)}{\cos(\vartheta) \cdot \cos(\delta + \vartheta) \left\{ 1 + \sqrt{\frac{\sin(\varphi + \delta) \cdot \sin(\varphi - \vartheta)}{\cos(\delta + \vartheta)}} \right\}^2}$$

$$K_{PE} = \frac{\cos^2(\varphi - \vartheta)}{\cos(\vartheta) \cdot \cos(\delta + \vartheta) \left\{ 1 - \sqrt{\frac{\sin(\varphi + \delta) \cdot \sin(\varphi - \vartheta)}{\cos(\delta + \vartheta)}} \right\}^2}$$

I valori di N_q e N_y sono determinabili ancora avvalendosi delle formule precedenti, impiegando naturalmente le espressioni degli angoli p_{AE} e p_{PE} e dei coefficienti K_{AE} e K_{PE} relative al caso sismico. In tali espressioni compare l'angolo Θ definito come:

$$\tan(\theta) = \frac{k_h}{1 - k_v}$$

Nella tabella che segue sono mostrati i fattori di capacità portante calcolati per i seguenti valori dei parametri:

$$- \phi = 30^\circ \quad j = 15^\circ$$

Per diversi valori dei coefficienti di spinta sismica:

$k_h/(1-k_v)$	N_q	N_y	N_c
0	16.51037	23.75643	26.86476
0.087	13.11944	15.88906	20.9915
0.176	9.851541	9.465466	15.33132
0.268	7.297657	5.357472	10.90786
0.364	5.122904	2.604404	7.141079
0.466	3.216145	0.879102	3.838476
0.577	1.066982	1.103E-03	0.1160159

Tabella dei fattori di capacità portante per $\phi=30^\circ$

FATTORI CORRETTIVI SISMICI: PAOLUCCI E PECKER

Per tener conto degli effetti inerziali indotti dal sisma sulla determinazione del q_{lim} vengono introdotti i fattori correttivi z :

$$z_q = \left(1 - \frac{k_h}{tg\phi}\right)^{0,35}$$

$$z_c = 1 - 0,32 \cdot k_h$$

$$z_\gamma = z_q$$

Dove k_h è il coefficiente sismico orizzontale.

1.3 CALCOLO COEFFICIENTI SISMICI

Le **NTC 2018** calcolano i coefficienti k_h e k_v in dipendenza di vari fattori:

$$k_h = \beta(a_{max}/g)$$

$$k_v = \pm 0,5 \times k_h$$

β = coefficiente di riduzione accelerazione massima attesa al sito;

a_{max} = accelerazione orizzontale massima attesa al sito;

g = accelerazione di gravità;

Tutti i fattori presenti nelle precedenti formule dipendono dall'accelerazione massima attesa sul sito di riferimento rigido e dalle caratteristiche geomorfologiche del territorio.

$$a_{max} = S_S S_T a_g$$

S_S (effetto di amplificazione stratigrafica): $0.90 \leq S_S \leq 1.80$ è funzione di F_0 (Fattore massimo di amplificazione dello spettro in accelerazione orizzontale) e della categoria di suolo (A, B, C, D, E).

S_T (effetto di amplificazione topografica) per fondazioni in prossimità di pendii.

Il valore di S_T varia con il variare delle quattro categorie topografiche introdotte:

$$1 (S_T = 1.0) \quad T2 (S_T = 1.20) \quad T3 (S_T = 1.20) \quad T4 (S_T = 1.40).$$

Questi valori sono calcolati come funzione del punto in cui si trova il sito oggetto di analisi. Il parametro di entrata per il calcolo è il tempo di ritorno dell'evento sismico che è valutato come segue:

$$T_R = -V_R / \ln(1 - PVR)$$

Con V_R vita di riferimento della costruzione e PVR probabilità di superamento, nella vita di riferimento, associata allo stato limite considerato. La vita di riferimento dipende dalla vita nominale della costruzione e dalla classe d'uso della costruzione (in linea con quanto previsto al punto 2.4.3 delle NTC). In ogni caso V_R dovrà essere maggiore o uguale a 35 anni.

Per l'applicazione dell'**Eurocodice 8** (progettazione geotecnica in campo sismico) il coefficiente sismico

orizzontale viene così definito:

$$K_h = a_{gR} \cdot \gamma_I \cdot S / (g)$$

a_{gR} : accelerazione di picco di riferimento su suolo rigido affiorante,

γ_I : fattore di importanza,

S : soil factor e dipende dal tipo di terreno (da A ad E).

$a_g = a_{gR} \cdot \gamma_I$ è la "design ground acceleration on type A ground".

Il coefficiente sismico verticale K_v è definito in funzione di K_h , e vale:

$$K_v = \pm 0.5 \cdot K_h$$

2. CEDIMENTI

2.1 CEDIMENTI ELASTICI

I cedimenti di una fondazione rettangolare di dimensioni $B \cdot L$ posta sulla superficie di un semispazio elastico si possono calcolare in base ad una equazione basata sulla teoria dell'elasticità (Timoshenko e Goodier (1951)):

$$\Delta H = q_0 B' \frac{1-\mu^2}{E_s} \left(I_1 + \frac{1-2\mu}{1-\mu} I_2 \right) I_F \quad (1)$$

dove:

q_0 = Intensità della pressione di contatto

B' = Minima dimensione dell'area reagente,

E e μ = Parametri elastici del terreno.

I_j = Coefficienti di influenza dipendenti da: L'/B' , spessore dello strato H , coefficiente di Poisson μ , profondità del piano di posa D ;

I coefficienti I_1 e I_2 si possono calcolare utilizzando le equazioni fornite da Steinbrenner (1934) (V. Bowles), in funzione del rapporto L'/B' ed H/B , utilizzando $B'=B/2$ e $L'=L/2$ per i coefficienti relativi al centro e $B'=B$ e $L'=L$ per i coefficienti relativi al bordo.

Il coefficiente di influenza I_F deriva dalle equazioni di Fox (1948), che indicano il cedimento si riduce con la profondità in funzione del coefficiente di Poisson e del rapporto L/B .

In modo da semplificare l'equazione (1) si introduce il coefficiente I_S :

$$I_S = I_1 + \frac{1-2\mu}{1-\mu} I_2$$

Il cedimento dello strato di spessore H vale:

$$\Delta H = q_0 B \frac{1-\mu^2}{E_S} I_S I_F$$

Per meglio approssimare i cedimenti si suddivide la base di appoggio in modo che il punto si trovi in corrispondenza di uno spigolo esterno comune a più rettangoli. In pratica si moltiplica per un fattore pari a 4 per il calcolo dei cedimenti al centro e per un fattore pari a 1 per i cedimenti al bordo.

Nel calcolo dei cedimenti si considera una profondità del bulbo delle tensioni pari a 5B, se il substrato roccioso si trova ad una profondità maggiore.

A tal proposito viene considerato substrato roccioso lo strato che ha un valore di E pari a 10 volte dello strato soprastante.

Il modulo elastico per terreni stratificati viene calcolato come media pesata dei moduli elastici degli strati interessati dal cedimento immediato.

2.2 CEDIMENTI EDOMETRICI

Il calcolo dei cedimenti con l'approccio edometrico consente di valutare un cedimento di consolidazione di tipo monodimensionale, prodotto dalle tensioni indotte da un carico applicato in condizioni di espansione laterale impedita. Pertanto la stima effettuata con questo metodo va considerata come empirica, piuttosto che teorica.

Tuttavia la semplicità d'uso e la facilità di controllare l'influenza dei vari parametri che intervengono nel calcolo, ne fanno un metodo molto diffuso.

L'approccio edometrico nel calcolo dei cedimenti passa essenzialmente attraverso due fasi:

- a) *il calcolo delle tensioni verticali indotte alle varie profondità con l'applicazione della teoria dell'elasticità;*
- b) *la valutazione dei parametri di compressibilità attraverso la prova edometrica.*

In riferimento ai risultati della prova edometrica, il cedimento è valutato come:

$$\Delta H = H_0 \cdot RR \cdot \log \frac{\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_v}{\sigma'_{v0}}$$

se si tratta di un terreno sovraconsolidato ($OCR > 1$), ossia se l'incremento di tensione dovuto all'applicazione del carico non fa superare la pressione di preconsolidazione σ'_p ($\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_v < \sigma'_p$).

Se invece il terreno è normalconsolidato ($\sigma'_{v0} = \sigma'_p$) le deformazioni avvengono nel tratto di compressione e il cedimento è valutato come:

$$\Delta H = H_0 \cdot CR \cdot \log \frac{\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_v}{\sigma'_{v0}}$$

dove:

RR Rapporto di ricomprensione;

CR Rapporto di compressione;

H_0 spessore iniziale dello strato;

σ'_{v0} tensione verticale efficace prima dell'applicazione del carico.

$\Delta\sigma_v$ incremento di tensione verticale dovuto all'applicazione del carico.

In alternativa ai parametri *RR* e *CR* si fa riferimento al modulo edometrico *M*; in tal caso però occorre scegliere opportunamente il valore del modulo da utilizzare, tenendo conto dell'intervallo tensionale ($\sigma'_{v0} + \Delta\sigma_v$) significativo per il problema in esame.

L'applicazione corretta di questo tipo di approccio richiede:

- la suddivisione degli strati compressibili in una serie di piccoli strati di modesto spessore (< 2.00 m);
- la stima del modulo edometrico nell'ambito di ciascuno strato;
- il calcolo del cedimento come somma dei contributi valutati per ogni piccolo strato in cui è stato suddiviso il banco compressibile.

Molti usano le espressioni sopra riportate per il calcolo del cedimento di consolidazione tanto per le argille quanto per le sabbie di granulometria da fina a media, perché il modulo di elasticità impiegato è ricavato direttamente da prove di consolidazione. Tuttavia, per terreni a grana più grossa le dimensioni dei provini edometrici sono poco significative del comportamento globale dello strato e, per le sabbie, risulta preferibile impiegare prove penetrometriche statiche e dinamiche.

Cedimento secondario

Il cedimento secondario è calcolato facendo riferimento alla relazione:

$$\Delta H_s = H_c \cdot C_\alpha \cdot \log \frac{T}{T_{100}}$$

in cui:

H_c è l'altezza dello strato in fase di consolidazione;

C_α è il coefficiente di consolidazione secondaria come pendenza nel tratto secondario della curva cedimento-logaritmo tempo;

T tempo in cui si vuole il cedimento secondario;

T_{100} tempo necessario all'esaurimento del processo di consolidazione primaria.

2.3 CEDIMENTI di SCHMERTMANN

Un metodo alternativo per il calcolo dei cedimenti è quello proposto da Schmertmann (1970) il quale ha correlato la variazione del bulbo delle tensioni alla deformazione. Schmertmann ha quindi proposto di considerare un diagramma delle deformazioni di forma triangolare in cui la profondità alla quale si hanno deformazioni significative è assunta pari a $4B$, nel caso di fondazioni nastriformi, e pari a $2B$ per fondazioni quadrate o circolari.

Secondo tale approccio il cedimento si esprime attraverso la seguente espressione:

$$w = C_1 \cdot C_2 \cdot \Delta q \cdot \sum \frac{I_z \cdot \Delta z}{E}$$

Δq rappresenta il carico netto applicato alla fondazione;

I_z è un fattore di deformazione il cui valore è nullo a profondità di $2B$, per fondazione circolare o quadrata, e a profondità $4B$, per fondazione nastriforme.

Il valore massimo di I_z si verifica a una profondità rispettivamente pari a:

$B/2$ per fondazione circolare o quadrata

B per fondazioni nastriformi

e vale:

$$I_{z\max} = 0.5 + 0.1 \cdot \left(\frac{\Delta q}{\sigma'_{vi}} \right)^{0.5}$$

dove σ'_{vi} rappresenta la tensione verticale efficace a profondità $B/2$ per fondazioni quadrate o circolari, e a profondità B per fondazioni nastriformi.

E_i rappresenta il modulo di deformabilità del terreno in corrispondenza dello strato **i-esimo** considerato nel calcolo;

Δz_i rappresenta lo spessore dello strato **i-esimo**;

C_1 e C_2 sono due coefficienti correttivi.

Il modulo E viene assunto pari a $2.5 q_c$ per fondazioni circolari o quadrate e a $3.5 q_c$ per fondazioni nastriformi. Nei casi intermedi, si interpola in funzione del valore di L/B .

Il termine q_c che interviene nella determinazione di E rappresenta la resistenza alla punta fornita dalla prova CPT. Le espressioni dei due coefficienti C_1 e C_2 sono:

$$C_1 = 1 - 0.5 \cdot \frac{\sigma'_{v0}}{\Delta q} > 0.5$$

che tiene conto della profondità del piano di posa.

$$C_2 = 1 + 0.2 \cdot \log \frac{t}{0.1}$$

che tiene conto delle deformazioni differite nel tempo per effetto secondario.

Nell'espressione t rappresenta il tempo, espresso in anni dopo il termine della costruzione, in corrispondenza del quale si calcola il cedimento.

2.4. CEDIMENTI DI BURLAND e BURBIDGE

Qualora si disponga di dati ottenuti da prove penetrometriche dinamiche per il calcolo dei cedimenti è possibile fare affidamento al metodo di Burland e Burbidge (1985), nel quale viene correlato un indice di compressibilità I_C al risultato N della prova penetrometrica dinamica. L'espressione del cedimento proposta dai due autori è la seguente:

$$S = f_S \cdot f_H \cdot f_t \cdot \left[\sigma'_{v0} \cdot B^{0.7} \cdot I_C / 3 + (q' - \sigma'_{v0}) \cdot B^{0.7} \cdot I_C \right]$$

nella quale:

q' = pressione efficace lorda;

σ'_{v0} = tensione verticale efficace alla quota d'imposta della fondazione;

B = larghezza della fondazione;

I_C = indice di compressibilità;

f_S, f_H, f_t = fattori correttivi che tengono conto rispettivamente della forma, dello spessore dello strato compressibile e del tempo, per la componente viscosa.

L'indice di compressibilità I_C è legato al valore medio N_{AV} di N_{spt} all'interno di una profondità significativa z :

$$I_C = \frac{1.706}{N_{AV}^{1.4}}$$

Per quanto riguarda i valori di N_{spt} da utilizzare nel calcolo del valore medio N_{AV} va precisato che i valori vanno corretti, per sabbie con componente limosa sotto falda e $N_{spt} > 15$, secondo l'indicazione di Terzaghi e Peck (1948)

$$N_c = 15 + 0.5 (N_{spt} - 15)$$

dove N_c è il valore corretto da usare nei calcoli.

Per depositi ghiaiosi o sabbioso-ghiaiosi il valore corretto è pari a:

$$N_c = 1.25 N_{spt}$$

Le espressioni dei fattori correttivi f_S, f_H e f_t sono rispettivamente:

$$f_S = \left(\frac{1.25 \cdot L / B}{L / B + 0.25} \right)^2$$

$$f_H = \frac{H}{z_i} \left(2 - \frac{H}{z_i} \right)$$

$$f_t = \left(1 + R_3 + R \cdot \log \frac{t}{3} \right)$$

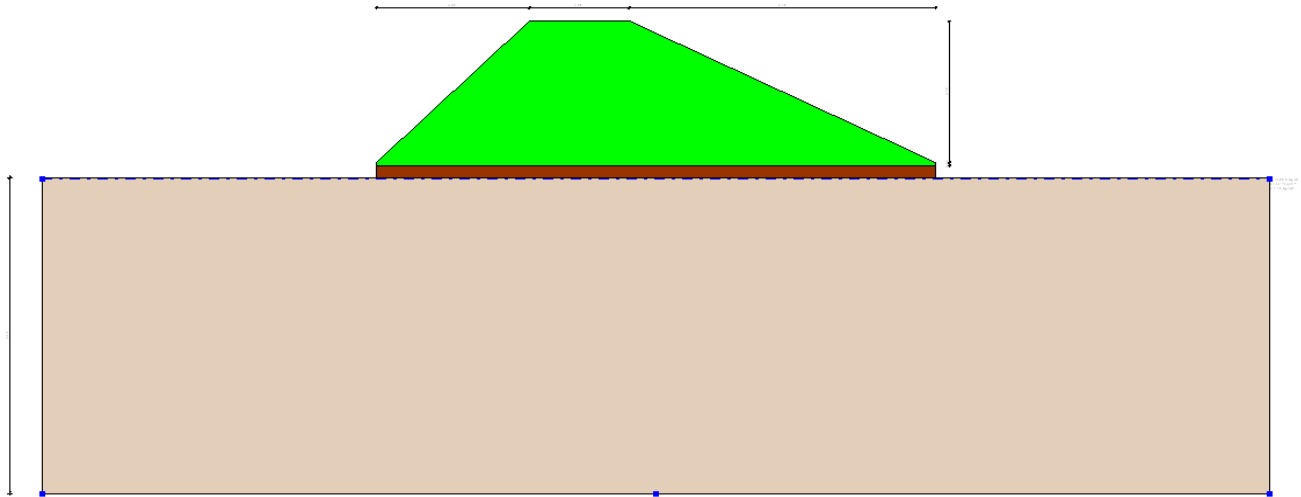
con:

$t = \text{tempo in anni} > 3;$

$R3 = \text{costante pari a } 0.3 \text{ per carichi statici e } 0.7 \text{ per carichi dinamici};$

$R = 0.2 \text{ nel caso di carichi statici e } 0.8 \text{ per carichi dinamici}.$

3. CALCOLO PORTANZA E CEDIMENTI



DATI GENERALI

=====	
Azione sismica	NTC 2018
Lat./ Long. [WGS84]	43,330504/13,71534
Larghezza fondazione	16,8 m
Lunghezza fondazione	80,0 m
Profondità piano di posa	0,0 m
Profondità falda	0,01 m
=====	

SISMA

=====	
Accelerazione massima (ag/g)	0,314
Effetto sismico secondo	NTC(C7.11.5.3.1)
Fattore di struttura [q]	3
Periodo fondamentale vibrazione [T]	0,25
Coefficiente intensità sismico terreno [Khk]	0,0754
Coefficiente intensità sismico struttura [Khi]	0,2382
=====	

Coefficienti sismici [N.T.C.]

Dati generali

Tipo opera:	2 - Opere ordinarie
Classe d'uso:	Classe II
Vita nominale:	50,0 [anni]
Vita di riferimento:	50,0 [anni]

Parametri sismici su sito di riferimento

Categoria sottosuolo: D
 Categoria topografica: T1

S.L. Stato limite	TR Tempo ritorno [anni]	ag [m/s ²]	FO [-]	TC* [sec]
S.L.O.	30,0	0,46	2,42	0,28
S.L.D.	50,0	0,59	2,48	0,29
S.L.V.	475,0	1,78	2,46	0,3
S.L.C.	975,0	2,3	2,51	0,32

Coefficienti sismici orizzontali e verticali

Opera: Stabilità dei pendii e Fondazioni

S.L. Stato limite	amax [m/s ²]	beta [-]	kh [-]	kv [sec]
S.L.O.	0,828	0,2	0,0169	0,0084
S.L.D.	1,062	0,2	0,0217	0,0108
S.L.V.	3,0797	0,24	0,0754	0,0377
S.L.C.	3,4889	0,28	0,0996	0,0498

STRATIGRAFIA TERRENO

Corr: Parametri con fattore di correzione (TERZAGHI)

DH: Spessore dello strato; Gam: Peso unità di volume; Gams: Peso unità di volume saturo; Fi: Angolo di attrito;

Ficorr: Angolo di attrito corretto secondo Terzaghi; c: Coesione; c Corr: Coesione corretta secondo Terzaghi; Ey:

Modulo Elastico; Ed: Modulo Edometrico; Ni: Poisson; Cv: Coeff. consolidaz. primaria; Cs: Coeff. consolidazione

secondaria; cu: Coesione non drenata

DH [m]	Gam [Kg/m ³]	Gams [Kg/m ³]	Fi [°]	Fi Corr. [°]	c [Kg/cm ²]	c Corr. [Kg/cm ²]	cu [Kg/cm ²]	Ey [Kg/cm ²]	Ed [Kg/cm ²]	Ni	Cv [cmq/s]	Cs
10,0	2100,0	2000,0	32,714 3	32,714 29	2,5	2,5	0,0	200,0	270,0	0,2	0,0	0,0

Carichi di progetto agenti sulla fondazione

Nr.	Nome combinazione	Pressione normale di progetto [Kg/cm ²]	N [Kg]	Mx [Kg·m]	My [Kg·m]	Hx [Kg]	Hy [Kg]	Tipo
1	A1+M1+R1	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	Progetto
2	A2+M2+R2	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	Progetto
3	Sisma	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	Progetto

RELAZIONE GEOTECNICA

4	S.L.E.	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	Servizio
5	S.L.D.	1,20	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	Servizio

Sisma + Coeff. parziali parametri geotecnici terreno + Resistenze

Nr	Correzione Sismica	Tangente angolo di resistenza al taglio	Coesione efficace	Coesione non drenata	Peso Unità volume in fondazione	Peso unità volume copertura	Coef. Rid. Capacità portante verticale	Coef. Rid. Capacità portante orizzontale
1	No	1	1	1	1	1	1	1
2	Si	1,25	1,25	1,4	1	1	1,8	1,1
3	Si	1,25	1,25	1,4	1	1	1,8	1,1
4	No	1	1	1	1	1	1	1
5	No	1	1	1	1	1	1	1

CARICO LIMITE FONDAZIONE COMBINAZIONE...A2+M2+R2

Autore: HANSEN (1970)

Carico limite [Qult]	2,94 Kg/cm ²
Resistenza di progetto [Rd]	1,64 Kg/cm ²
Tensione [Ed]	1,2 Kg/cm ²
Fattore sicurezza [Fs=Qult/Ed]	2,46
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

COEFFICIENTE DI SOTTOFONDAZIONE BOWLES (1982)

Costante di Winkler 1,18 Kg/cm³

A1+M1+R1

Autore: HANSEN (1970) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	26,09
Fattore [Nc]	38,64
Fattore [Ng]	24,44
Fattore forma [Sc]	1,11
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,11
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	1,0

Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	19,17 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	19,17 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: TERZAGHI (1955) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	32,23
Fattore [Nc]	48,09
Fattore [Ng]	31,99
Fattore forma [Sc]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	26,9 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	26,9 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: MEYERHOF (1963) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	26,09
Fattore [Nc]	38,64
Fattore [Ng]	26,17
Fattore forma [Sc]	1,11
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,06
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,06
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	

Carico limite	23,26 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	23,26 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: VESIC (1975) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	26,09
Fattore [Nc]	38,64
Fattore [Ng]	35,19
Fattore forma [Sc]	1,11
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,11
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

=====

Carico limite	27,15 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	27,15 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

=====

Autore: Brinch - Hansen 1970 (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	26,09
Fattore [Nc]	38,64
Fattore [Ng]	32,59
Fattore forma [Sc]	1,1
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,09
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,95
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	1,0

Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	26,03 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	26,03 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata
=====	

A2+M2+R2

Autore: HANSEN (1970) (Condizione drenata)

=====	
Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	10,03
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,09
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	2,94 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	1,64 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata
=====	

Autore: TERZAGHI (1955) (Condizione drenata)

=====	
Fattore [Nq]	16,73
Fattore [Nc]	30,28
Fattore [Ng]	14,04
Fattore forma [Sc]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	4,42 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,45 Kg/cm ²

Condizione di verifica [Ed<=Rd] Verificata

=====

Autore: MEYERHOF (1963) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	10,21
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,05
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,05
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

=====

Carico limite	3,36 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	1,87 Kg/cm ²

Condizione di verifica [Ed<=Rd] Verificata

=====

Autore: VESIC (1975) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	15,45
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,09
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

Carico limite	4,54 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,52 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: Brinch - Hansen 1970 (Condizione drenata)

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	13,37
Fattore forma [Sc]	1,08
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,08
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,95
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

Carico limite	4,0 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,22 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Sisma

Autore: HANSEN (1970) (Condizione drenata)

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	10,03
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,09
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0

Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

=====

Carico limite	2,94 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	1,64 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

=====

Autore: TERZAGHI (1955) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	16,73
Fattore [Nc]	30,28
Fattore [Ng]	14,04
Fattore forma [Sc]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

=====

Carico limite	4,42 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,45 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

=====

Autore: MEYERHOF (1963) (Condizione drenata)

=====

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	10,21
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,05
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore forma [Sg]	1,05
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

Carico limite	3,36 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	1,87 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: VESIC (1975) (Condizione drenata)

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	15,45
Fattore forma [Sc]	1,09
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,09
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0
Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,93
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0

Carico limite	4,54 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,52 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata

Autore: Brinch - Hansen 1970 (Condizione drenata)

Fattore [Nq]	13,86
Fattore [Nc]	24,76
Fattore [Ng]	13,37
Fattore forma [Sc]	1,08
Fattore profondità [Dc]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ic]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gc]	1,0
Fattore inclinazione base [Bc]	1,0
Fattore forma [Sq]	1,08
Fattore profondità [Dq]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Iq]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gq]	1,0

Fattore inclinazione base [Bq]	1,0
Fattore forma [Sg]	0,95
Fattore profondità [Dg]	1,0
Fattore inclinazione carichi [Ig]	1,0
Fattore inclinazione pendio [Gg]	1,0
Fattore inclinazione base [Bg]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zq]	1,0
Fattore correzione sismico inerziale [zg]	0,37
Fattore correzione sismico inerziale [zc]	1,0
=====	
Carico limite	4,0 Kg/cm ²
Resistenza di progetto	2,22 Kg/cm ²
Condizione di verifica [Ed<=Rd]	Verificata
=====	

CEDIMENTI PER OGNI STRATO

***Cedimento edometrico calcolato con: Metodo consolidazione monodimensionale di Terzaghi**

Pressione normale di progetto	1,2 Kg/cm ²
Cedimento dopo T anni	4,0 cm
Cedimento totale	4,17 cm

Z: Profondità media dello strato; Dp: Incremento di tensione; Wc: Cedimento di consolidazione; Ws: Cedimento secondario (deformazioni viscosi); Wt: Cedimento totale.

Strato	Z (m)	Tensione (Kg/cm ²)	Dp (Kg/cm ²)	Metodo	Wc (cm)	Ws (cm)	Wt (cm)
1	5	0,501	1,125	Edometrico	4,17	--	4,17

CEDIMENTI ELASTICI

=====	
Pressione normale di progetto	1,196 Kg/cm ²
Spessore dello strato	10,0 m
Profondità substrato roccioso	10,0 m
Modulo Elastico	0,0 Kg/cm ²
Coefficiente di Poisson	0,0
=====	
Coefficiente di influenza I1	0,14
Coefficiente di influenza I2	0,13
Coefficiente di influenza Is	0,24
=====	
Cedimento al centro della fondazione	40,15 mm
=====	
Coefficiente di influenza I1	0,05
Coefficiente di influenza I2	0,1
Coefficiente di influenza Is	0,12
Cedimento al bordo	10,18 mm
=====	

VERIFICA A LIQUEFAZIONE - Metodo del C.N.R. - GNDT Da Seed e Idriss

Svo: Pressione totale di confinamento; S'vo: Pressione efficace di confinamento; T: Tensione tangenziale ciclica;
 R: Resistenza terreno alla liquefazione; Fs: Coefficiente di sicurezza

Strato	Prof. Strato (m)	Nspt	Nspt'	Svo (Kg/cm ²)	S'vo (Kg/cm ²)	T	R	Fs	Condizione:
1	10,00	20,00	19,988	2,000	1,001	0,347	0,293	0,85	Livello liquefacibile

4. VERIFICHE DI STABILITA' GLOBALE SCOGLIERE

Le presenti verifiche sono state eseguite sia sul lato mare che terra delle scogliere come previsto dalle Linee Guida del Consiglio Superiore dei LL.PP. "Istruzioni tecniche per la progettazione di dighe marittime".

Definizione

Per pendio s'intende una porzione di versante naturale il cui profilo originario è stato modificato da interventi artificiali rilevanti rispetto alla stabilità. Per frana s'intende una situazione di instabilità che interessa versanti naturali e coinvolgono volumi considerevoli di terreno.

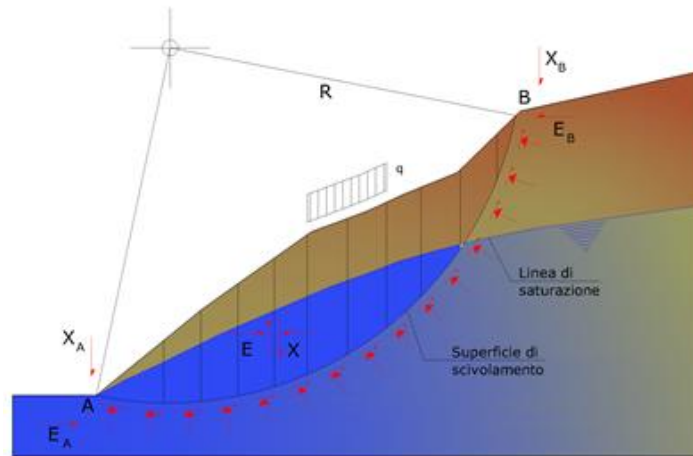
Metodo equilibrio limite (LEM)

Il metodo dell'equilibrio limite consiste nello studiare l'equilibrio di un corpo rigido, costituito dal pendio e da una superficie di scorrimento di forma qualsiasi (linea retta, arco di cerchio, spirale logaritmica); da tale equilibrio vengono calcolate le tensioni da taglio (τ) e confrontate con la resistenza disponibile (τ_f), valutata secondo il criterio di rottura di Coulomb, da tale confronto ne scaturisce la prima indicazione sulla stabilità attraverso il coefficiente di sicurezza:

$$F = \tau_f / \tau$$

Tra i metodi dell'equilibrio limite alcuni considerano l'equilibrio globale del corpo rigido (Culman), altri a causa della non omogeneità dividono il corpo in conci considerando l'equilibrio di ciascuno (Fellenius, Bishop, Janbu ecc.).

Di seguito vengono discussi i metodi dell'equilibrio limite dei conci.



Metodo dei concetti

La massa interessata dallo scivolamento viene suddivisa in un numero conveniente di concetti. Se il numero dei concetti è pari a n , il problema presenta le seguenti incognite:

- n valori delle forze normali N_i agenti sulla base di ciascun concetto;
- n valori delle forze di taglio alla base del concetto T_i ;
- $(n-1)$ forze normali E_i agenti sull'interfaccia dei concetti;
- $(n-1)$ forze tangenziali X_i agenti sull'interfaccia dei concetti;
- n valori della coordinata a che individua il punto di applicazione delle E_i ;
- $(n-1)$ valori della coordinata che individua il punto di applicazione delle X_i ;
- una incognita costituita dal fattore di sicurezza F .

Complessivamente le incognite sono $(6n-2)$.

Mentre le equazioni a disposizione sono:

- equazioni di equilibrio dei momenti n ;
- equazioni di equilibrio alla traslazione verticale n ;
- equazioni di equilibrio alla traslazione orizzontale n ;
- equazioni relative al criterio di rottura n .

Totale numero di equazioni $4n$.

Il problema è staticamente indeterminato ed il grado di indeterminazione è pari a:

$$i = (6n - 2) - (4n) = 2n - 2$$

Il grado di indeterminazione si riduce ulteriormente a $(n-2)$ in quanto si fa l'assunzione che N_i sia applicato nel punto medio della striscia. Ciò equivale ad ipotizzare che le tensioni normali totali siano uniformemente distribuite.

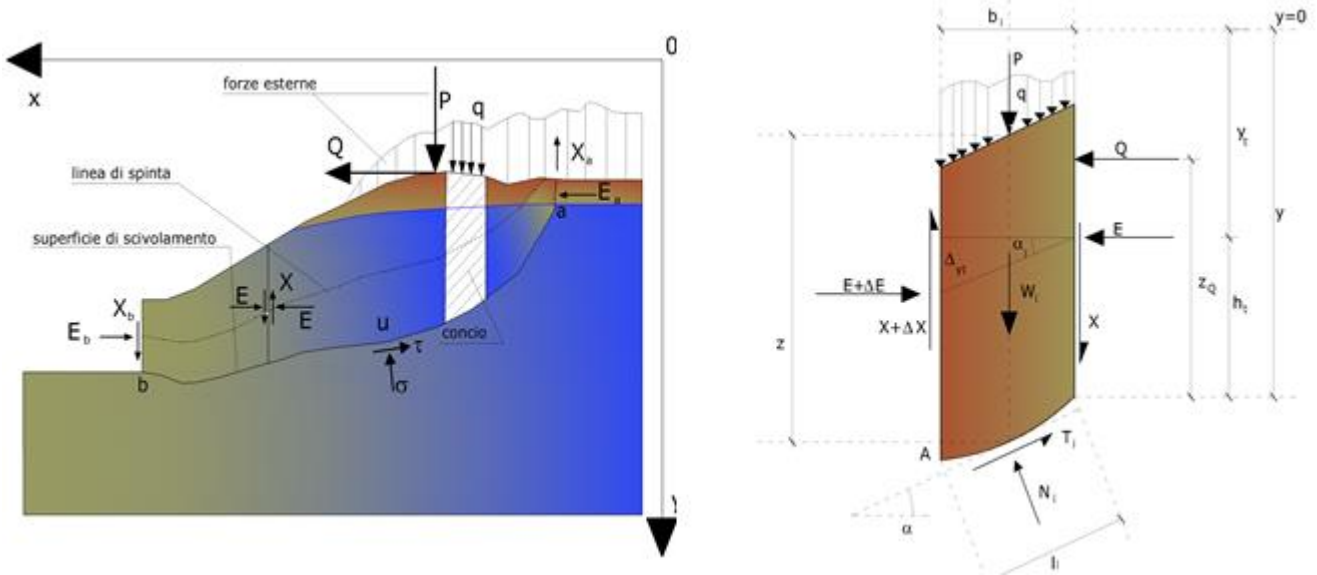
I diversi metodi che si basano sulla teoria dell'equilibrio limite si differenziano per il modo in cui vengono eliminate le $(n-2)$ indeterminazioni.

Metodo di Janbu (1967)

Janbu estese il metodo di Bishop a superfici di scorrimento di forma qualsiasi.

Quando vengono trattate superfici di scorrimento di forma qualsiasi il braccio delle forze cambia (nel caso delle superfici circolari resta costante e pari al raggio). A tal motivo risulta più conveniente valutare l'equazione del momento rispetto allo spigolo di ogni blocco.

$$F = \frac{\sum \{c_i \times b + (W_i - u_i \times b_i + \Delta X_i) \times \tan \varphi_i\} \times \frac{\sec^2 \alpha_i}{1 + \tan \alpha_i \times \tan \varphi_i / F}}{\sum W_i \times \tan \alpha_i}$$

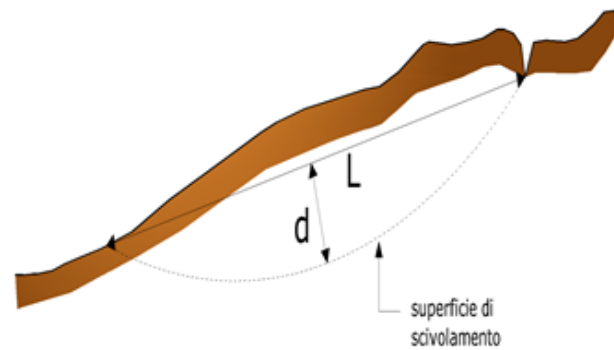
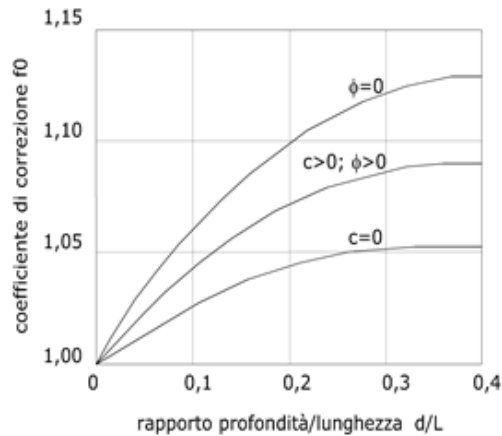


Azioni sul concio i-esimo secondo le ipotesi di Janbu e rappresentazione d'insieme dell'ammasso

Assumendo ΔXi = 0 si ottiene il metodo ordinario. Janbu propose inoltre un metodo per la correzione del fattore di sicurezza ottenuto con il metodo ordinario secondo la seguente:

$$F_{\text{corretto}} = f_0 \cdot F$$

dove f₀ è riportato in grafici funzione di geometria e parametri geotecnici. Tale correzione è molto attendibile per pendii poco inclinati.



Valutazione dell'azione sismica

La stabilità dei pendii nei confronti dell'azione sismica viene verificata con il metodo pseudo-statico. Per i terreni che sotto l'azione di un carico ciclico possono sviluppare pressioni interstiziali elevate viene considerato un aumento in percento delle pressioni neutre che tiene conto di questo fattore di perdita di resistenza.

Ai fini della valutazione dell'azione sismica vengono considerate le seguenti forze:

$$F_H = K_x W$$

$$F_V = K_y W$$

Essendo:

- F_H e F_V rispettivamente la componente orizzontale e verticale della forza d'inerzia applicata al baricentro del concio;
- W peso concio;
- K_x coefficiente sismico orizzontale;
- K_y coefficiente sismico verticale.

Ricerca della superficie di scorrimento critica

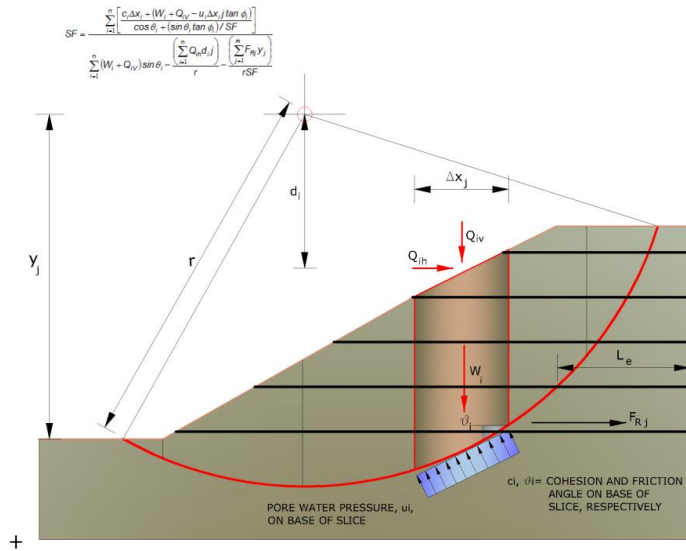
In presenza di mezzi omogenei non si hanno a disposizione metodi per individuare la superficie di scorrimento critica ed occorre esaminarne un numero elevato di potenziali superfici.

Nel caso vengano ipotizzate superfici di forma circolare, la ricerca diventa più semplice, in quanto dopo aver posizionato una maglia dei centri costituita da m righe e n colonne saranno esaminate tutte le superfici aventi per centro il generico nodo della maglia $m \times n$ e raggio variabile in un determinato range di valori tale da esaminare superfici cinematicamente ammissibili.

Elemento Rinforzo

I Rinforzi sono degli elementi orizzontali, la loro messa in opera conferisce al terreno un incremento della resistenza allo scorrimento.

Se l'elemento di rinforzo interseca la superficie di scorrimento, la forza resistente sviluppata dall'elemento entra nell'equazione di equilibrio del singolo concio, in caso contrario l'elemento di rinforzo non ne influenza la stabilità.



Le verifiche di natura interna hanno lo scopo di valutare il livello di stabilità dell'ammasso rinforzato, quelle calcolate sono la verifica a rottura dell'elemento di rinforzo per trazione e la verifica a sfilamento (*Pullout*). Il parametro che fornisce la resistenza a trazione del rinforzo, T_{Allow}, si calcola dalla resistenza nominale del materiale con cui è realizzato il rinforzo ridotto da opportuni coefficienti che tengono conto dell'aggressività del terreno, danneggiamento per effetto creep e danneggiamento per installazione.

L'altro parametro è la resistenza a sfilamento (*Pullout*) che viene calcolata attraverso la seguente relazione:

$$T_{Pullout} = 2 \cdot Le \cdot \sigma'_v \cdot f_b \cdot \tan(\delta)$$

Per geosintetico a maglie chiuse:

$$f_b = \frac{\tan(\delta)}{\tan(\varphi)}$$

dove:

δ : Rappresenta l'angolo di attrito tra terreno e rinforzo;

$T_{Pullout}$: Resistenza mobilitata da un rinforzo ancorato per una lunghezza Le all'interno della parte stabile del terreno;

Le : Lunghezza di ancoraggio del rinforzo all'interno della parte stabile;

f_b : Coefficiente di Pullout;

σ'_v : Tensione verticale, calcolata alla profondità media del tratto di rinforzo ancorato al terreno.

Ai fini della verifica si sceglie il valore minimo tra TAllow e TPullout, la verifica interna verrà soddisfatta se la forza trasmessa dal rinforzo generata a tergo del tratto rinforzato non supera il valore della T'.

Verifica di stabilità scogliera nr. 1 – Lato mare

Analisi di stabilità dei pendii con: JANBU (1967)

=====

Lat./Long.	43,330504/13,71534
Normativa	NTC 2008
Numero di strati	2,0
Numero dei conci	15,0
Grado di sicurezza ritenuto accettabile	1,1
Coefficiente parziale resistenza	1,1
Parametri geotecnici da usare. Angolo di attrito:	Picco
Analisi	Condizione drenata
Superficie di forma circolare	

=====

Maglia dei Centri

=====

Ascissa vertice sinistro inferiore xi	6,39 m
Ordinata vertice sinistro inferiore yi	31,04 m
Ascissa vertice destro superiore xs	12,64 m
Ordinata vertice destro superiore ys	38,65 m
Passo di ricerca	10,0
Numero di celle lungo x	10,0
Numero di celle lungo y	10,0

=====

Coefficienti sismici [N.T.C.]

Dati generali

Tipo opera:	2 - Opere ordinarie
Classe d'uso:	Classe II
Vita nominale:	50,0 [anni]
Vita di riferimento:	50,0 [anni]

Parametri sismici su sito di riferimento

Categoria sottosuolo:	D
Categoria topografica:	T1

S.L. Stato limite	TR Tempo ritorno [anni]	ag [m/s ²]	F0 [-]	TC* [sec]
S.L.O.	30,0	0,46	2,42	0,28
S.L.D.	50,0	0,59	2,48	0,29
S.L.V.	475,0	1,78	2,46	0,3
S.L.C.	975,0	2,3	2,51	0,32

Coefficienti sismici orizzontali e verticali

Opera: Stabilità dei pendii e Fondazioni

S.L. Stato limite	amax [m/s ²]	beta [-]	kh [-]	kv [sec]
S.L.O.	0,828	0,2	0,0169	0,0084
S.L.D.	1,062	0,2	0,0217	0,0108
S.L.V.	3,0797	0,24	0,0754	0,0377
S.L.C.	3,4889	0,28	0,0996	0,0498

Coefficiente azione sismica orizzontale 0,075

Coefficiente azione sismica verticale 0,038

Vertici profilo

Nr	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	5,0	15,0
3	9,6	19,6
4	12,6	19,6
5	21,8	15,0
6	26,8	15,0

Falda

Nr.	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	0,0	18,0
3	26,8	18,0

Vertici strato1

N	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	21,8	15,0
3	26,8	15,0

Coefficienti parziali per i parametri geotecnici del terreno

=====

Tangente angolo di resistenza al taglio 1,25

Coesione efficace 1,25

Coesione non drenata 1,4

Riduzione parametri geotecnici terreno Si

=====

Stratigrafia

Strato	Coesione (kg/cm ²)	Coesione non drenata (kg/cm ²)	Angolo resistenza al taglio (°)	Peso unità di volume (Kg/m ³)	Peso saturo (Kg/m ³)	Litologia	
1	0	0	40	2600	2600	Scogli calcarei	
2	0	0	32	1850	2050	Sabbie fini e finissime	

Risultati analisi pendio [NTC 2008: [A2+M2+R2]]

=====

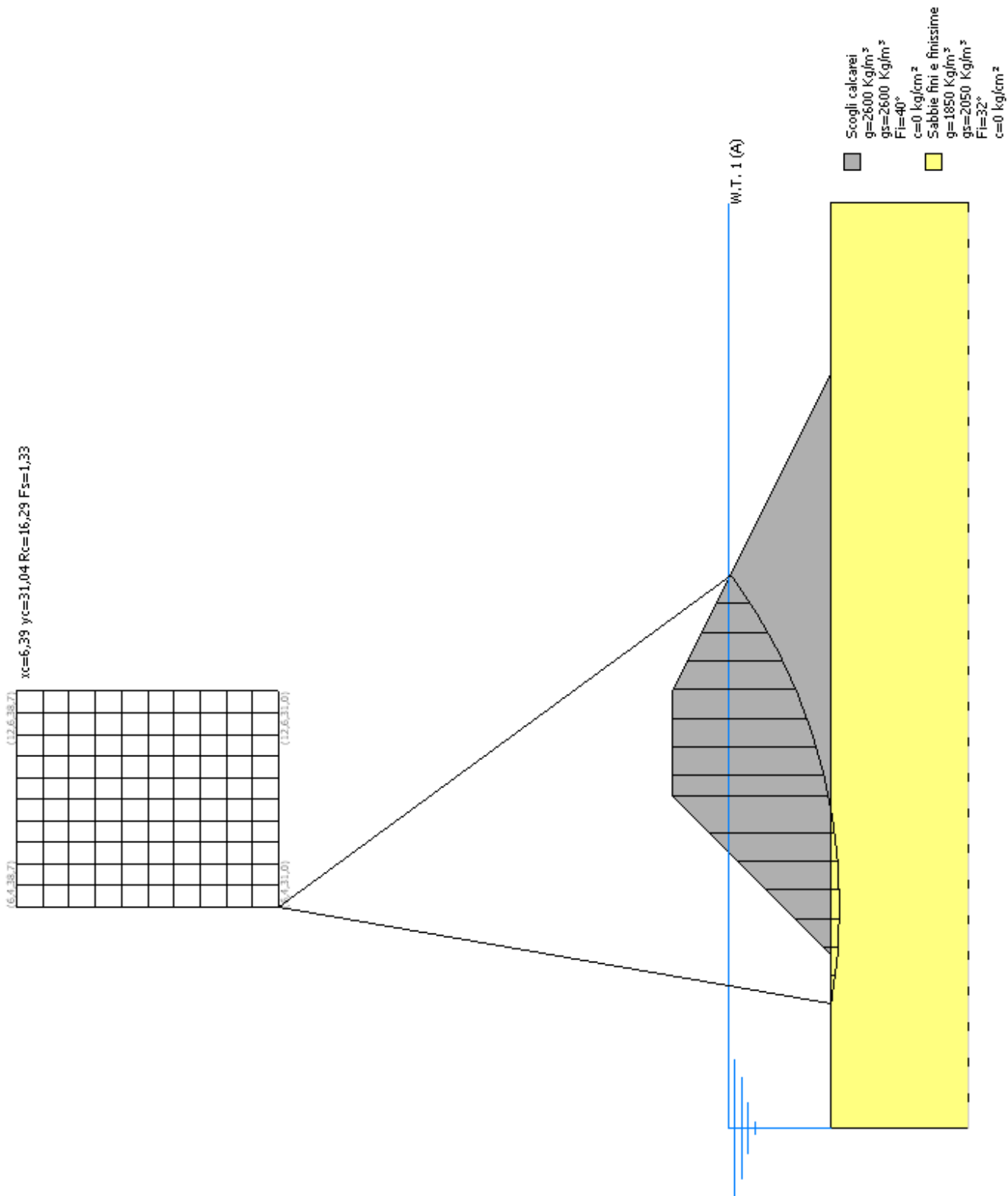
Fs minimo individuato	1,33 > 1,3
Ascissa centro superficie	6,39 m
Ordinata centro superficie	31,04 m
Raggio superficie	16,29 m

=====

B: Larghezza del concio; Alfa: Angolo di inclinazione della base del concio; Li: Lunghezza della base del concio; Wi: Peso del concio; Ui: Forze derivanti dalle pressioni neutre; Ni: forze agenti normalmente alla direzione di scivolamento; Ti: forze agenti parallelamente alla superficie di scivolamento; Fi: Angolo di attrito; c: coesione.

xc = 6,389 yc = 31,041 Rc = 16,286 Fs=1,328

Nr.	B m	Alfa (°)	Li m	Wi (Kg)	Kh•Wi (Kg)	Kv•Wi (Kg)	c (kg/cm ²)	Fi (°)	Ui (Kg)	N'i (Kg)	Ti (Kg)
1	0,83	-8,5	0,84	58,4	4,38	2,22	0,0	26,62541,2	62,9		26,1
2	0,83	-5,5	0,83	146,86	11,01	5,58	0,0	26,62625,4	153,7		63,4
3	0,83	-2,6	0,83	1058,26	79,37	40,21	0,0	26,62674,2	1079,5		443,6
4	0,83	0,3	0,83	2171,02	162,83	82,5	0,0	26,62688,0	2166,3		889,2
5	0,83	3,2	0,83	3247,09	243,53	123,39	0,0	26,62666,8	3178,7		1306,9
6	0,83	6,2	0,83	7008,18	525,61	266,31	0,0	26,62610,5	4235,7		1748,7
7	1,05	9,5	1,07	11183,88	838,79	424,99	0,0	26,63176,8	7596,7		3161,6
8	0,61	12,5	0,62	7025,53	526,91	266,97	0,0	33,91733,0	4831,7		2727,5
9	0,83	15,1	0,86	9231,64	692,37	350,8	0,0	33,92225,0	6318,7		3606,8
10	0,83	18,1	0,87	8700,37	652,53	330,61	0,0	33,92020,7	5954,6		3453,2
11	0,83	21,2	0,89	8063,23	604,74	306,4	0,0	33,91775,6	5556,1		3284,9
12	0,83	24,4	0,91	6769,45	507,71	257,24	0,0	33,91487,4	4640,1		2807,7
13	0,83	27,6	0,93	5007,5	375,56	190,29	0,0	33,91153,0	3376,5		2100,3
14	0,83	31,0	0,97	3114,84	233,61	118,36	0,0	33,9	768,2	2056,4	1321,8
15	0,83	34,4	1,01	1077,93	80,84	40,96	0,0	33,9	328,0	659,8	440,9



Verifica di stabilità scogliera nr. 2 – Lato terra

Analisi di stabilità dei pendii con: JANBU (1967)

```

=====
Lat./Long.                                43,136045/13,82465
Normativa                                  NTC 2008
Numero di strati                           2,0
Numero dei conci                           15,0
Grado di sicurezza ritenuto accettabile    1,1
Coefficiente parziale resistenza          1,1
Parametri geotecnici da usare. Angolo di attrito: Picco
Analisi                                    Condizione drenata
Superficie di forma circolare
=====
    
```

Maglia dei Centri

```

=====
Ascissa vertice sinistro inferiore xi      8,3 m
Ordinata vertice sinistro inferiore yi     32,71 m
Ascissa vertice destro superiore xs       14,55 m
Ordinata vertice destro superiore ys      40,32 m
Passo di ricerca                          10,0
Numero di celle lungo x                   10,0
Numero di celle lungo y                   10,0
=====
    
```

Coefficienti sismici [N.T.C.]

Dati generali

```

Tipo opera:                               2 - Opere ordinarie
Classe d'uso:                              Classe II
Vita nominale:                             50,0 [anni]
Vita di riferimento:                       50,0 [anni]
    
```

Parametri sismici su sito di riferimento

```

Categoria sottosuolo:                      D
Categoria topografica:                     T1
    
```

S.L. Stato limite	TR Tempo ritorno [anni]	ag [m/s ²]	F0 [-]	TC* [sec]
S.L.O.	30,0	0,46	2,42	0,28
S.L.D.	50,0	0,59	2,48	0,29
S.L.V.	475,0	1,78	2,46	0,3
S.L.C.	975,0	2,3	2,51	0,32

Coefficienti sismici orizzontali e verticali

Opera: Stabilità dei pendii e Fondazioni

S.L. Stato limite	amax [m/s ²]	beta [-]	kh [-]	kv [sec]
S.L.O.	0,828	0,2	0,0169	0,0084
S.L.D.	1,062	0,2	0,0217	0,0108
S.L.V.	3,0797	0,24	0,0754	0,0377
S.L.C.	3,4889	0,28	0,0996	0,0498

Coefficiente azione sismica orizzontale 0,0754
 Coefficiente azione sismica verticale 0,0377

Vertici profilo

Nr	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	5,0	15,0
3	14,2	19,6
4	17,2	19,6
5	21,8	15,0
6	26,8	15,0

Falda

Nr.	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	0,0	18,0
3	26,8	18,0

Vertici strato1

N	X (m)	y (m)
1	0,0	15,0
2	5,0	15,0
3	21,8	15,0
4	26,8	15,0

Coefficienti parziali per i parametri geotecnici del terreno

=====

Tangente angolo di resistenza al taglio	1,25
Coesione efficace	1,25
Coesione non drenata	1,4
Riduzione parametri geotecnici terreno	Si

=====

Stratigrafia

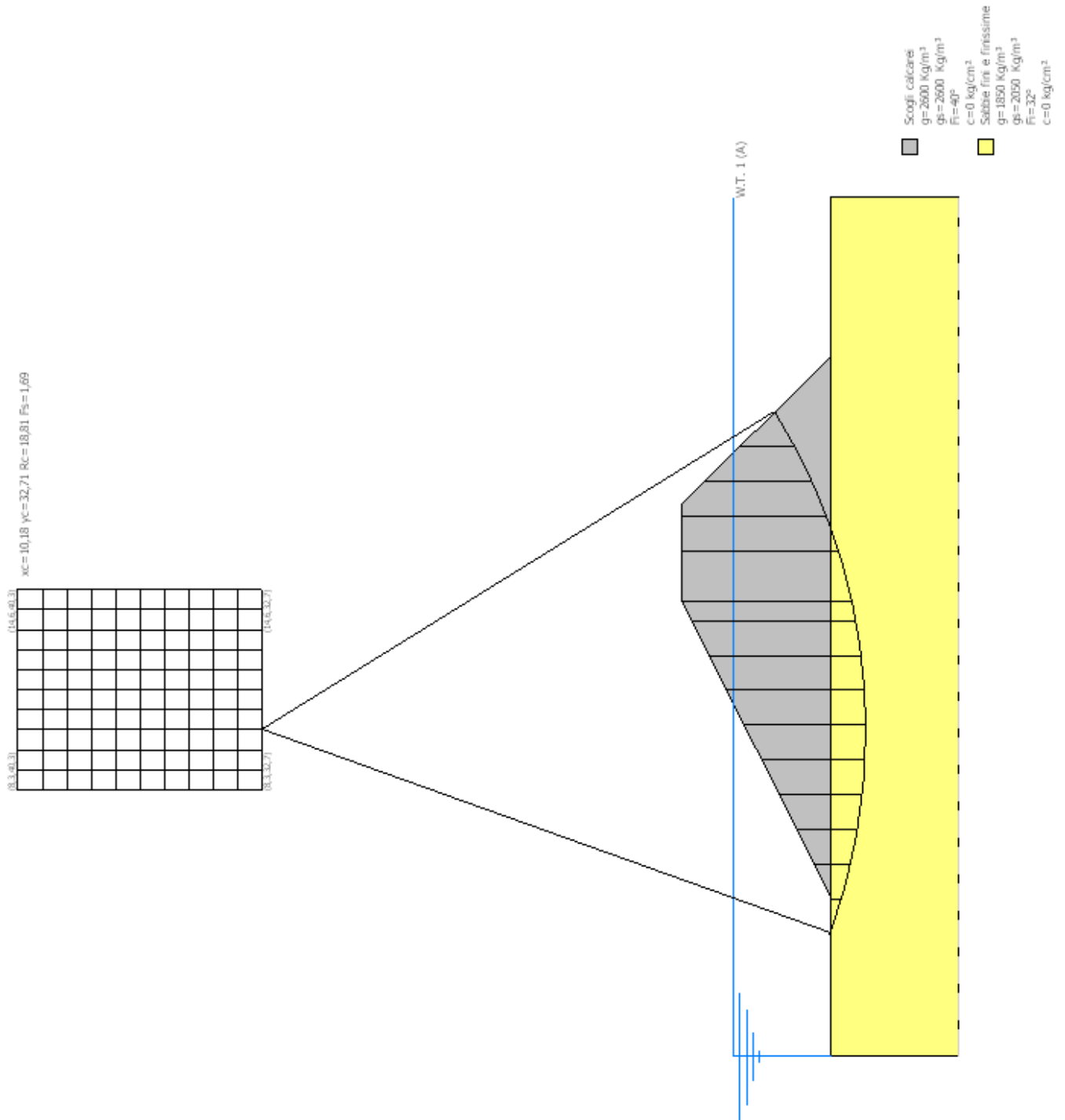
Strato	Coesione (kg/cm ²)	Coesione non drenata (kg/cm ²)	Angolo resistenza al taglio (°)	Peso unità di volume (Kg/m ³)	Peso saturo (Kg/m ³)	Litologia	
1	0	0	40	2600	2600	Scogli calcarei	
2	0	0	32	1850	2050	Sabbie fini e finissime	

Risultati analisi pendio [A2+M2+R2]

Fs minimo individuato	1,69 > 1,3
Ascissa centro superficie	10,18 m
Ordinata centro superficie	32,71 m
Raggio superficie	18,81 m

B: Larghezza del concio; Alfa: Angolo di inclinazione della base del concio; Li: Lunghezza della base del concio; Wi: Peso del concio; Ui: Forze derivanti dalle pressioni neutre; Ni: forze agenti normalmente alla direzione di scivolamento; Ti: forze agenti parallelamente alla superficie di scivolamento; Fi: Angolo di attrito; c: coesione.
xc = 10,179 yc = 32,708 Rc = 18,813 Fs=1,687

Nr.	B m	Alfa (°)	Li m	Wi (Kg)	Kh•Wi (Kg)	Kv•Wi (Kg)	c (kg/cm ²)	Fi (°)	Ui (Kg)	N'i (Kg)	Ti (Kg)
1	1,08	-18,0	1,14	210,73	15,89	7,94	0,0	26,63452,5	247,6		84,1
2	1,08	-14,6	1,12	962,98	72,61	36,3	0,0	26,63795,4	1086,0		362,5
3	1,08	-11,2	1,12	184,46	164,71	82,35	0,0	26,64063,5	2378,3		783,2
4	1,08	-7,8	1,09	3330,6	251,13	125,56	0,0	26,64259,9	3518,0		1147,2
5	1,08	-4,5	1,09	4403,57	332,03	166,01	0,0	26,64386,7	4532,4		1468,8
6	1,08	-1,2	1,08	5404,74	407,52	203,76	0,0	26,64445,0	5442,4		1758,7
7	1,08	2,1	1,08	6334,73	477,64	238,82	0,0	26,64435,6	6264,4		2025,3
8	1,08	5,4	1,09	12069,68	910,05	455,03	0,0	26,64358,2	7515,6		2439,1
9	1,08	8,8	1,11	3297,71	1002,65	501,32	0,0	26,64212,2	8757,0		2862,5
10	0,62	11,4	0,63	8077,95	609,08	304,54	0,0	26,62309,3	5525,0		1820,8
11	1,55	14,8	1,62	2067,81	1513,11	756,56	0,0	26,65397,5	13980,5		4671,5
12	1,08	19,0	1,15	13150,55	991,55	495,78	0,0	26,63342,9	9334,3		3188,9
13	1,08	22,5	1,17	11550,38	870,9	435,45	0,0	33,9	0,010597,6		4976,6
14	1,08	26,1	1,21	7116,2	536,56	268,28	0,0	33,9	0,0	6535,4	3158,1
15	1,08	29,9	1,25	1500,52	113,14	56,57	0,0	33,9	0,0	1385,2	693,1



Premesso che non si dispone di una relazione geologica e di una indagine granulometrica relative al sito, nelle pagine precedenti si è ampiamente trattato il calcolo dei cedimenti e della stabilità della stessa nella geometria di progetto, come dimostrato dalle verifiche positive sopra esposte.

A garanzia della stabilità generale dell'opera e della capacità portante del terreno di fondazione è previsto uno strato di spessore cm 50 come sottofondazione e livellamento compenetrabile nel terreno.

Alla luce di tutto quanto analizzato si ritiene superabile la unica possibile criticità rilevata nei calcoli relativa alla liquefazione delle sabbie in caso di sisma.