

*Giacimento di gas naturale di “Colle Santo”  
Interazione tra la coltivazione del giacimento e la  
diga di Bomba*

**RELAZIONE DI SINTESI**

Roma, 6 Ottobre 2018

Redatta dal Prof. Ing. A. Amorosi  
*Dipartimento di Ingegneria Strutturale e Geotecnica  
Sapienza Università di Roma*

# Indice

1. Introduzione	3
2. La diga di Bomba: descrizione e comportamento osservato	5
3. Subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento e suo effetto sul comportamento statico della diga	7
4. Effetti della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento sul comportamento ciclico di terreni costituenti la diga	10
4.1. Stima della deformazione di taglio indotta dalla subsidenza	12
4.2. Ipotesi costitutive e schema di analisi	13
4.3. Risultati delle simulazioni numeriche	14
5. Conclusioni	18
Riferimenti bibliografici	20
Appendice	21

# 1. Introduzione

La presente relazione ha lo scopo di illustrare in maniera sintetica i principali risultati di uno studio commissionato allo scrivente da C.M.I. Energia s.r.l. e finalizzato all'esame della interazione tra la coltivazione del giacimento di gas naturale abruzzese denominato "Colle Santo" e la diga di Bomba, parzialmente sovrapposta al giacimento stesso.

In dettaglio, l'attività di studio è stata diretta alla valutazione dei potenziali effetti della subsidenza indotta dalla futura quindicennale coltivazione del giacimento sul comportamento della diga sia in condizioni statiche, sia in presenza di azioni cicliche quali quelle indotte da terremoti.

Lo studio è stato basato sui seguenti documenti:

1. Agip S.p.A.. Rilievo plano-altimetrico. Zona di Bomba. *Rilievo 1991*. Rel. Nr. /91. San Donato Milanese, Novembre 1991.
2. *Dream* s.r.l. in collaborazione con il Politecnico di Torino. Campo di Colle Santo. Studio della subsidenza indotta dalla futura produzione del campo. Gennaio 2016.
3. ISPRA (Istituto Superiore per la Protezione e la Ricerca Ambientale. Analisi delle criticità. Progetto definitivo. Progetto di sviluppo concessione "Colle Santo". Proponente CMI Energia S.p.A.. Doc. ISPRA Num.: RTSIA-3385-DEF. Roma, 07.03.2018.
4. CMI Energia S.p.A.. Progetto di sviluppo concessione "Colle Santo". Procedura di Valutazione di Impatto Ambientale. Chiarimenti e commenti al documento "Analisi delle criticità" redatto da ISPRA, del 7-3-2018. Aprile 2018.
5. Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti. Dipartimento per le infrastrutture, gli affari generali ed il personale. Direzione Generale per le dighe e le infrastrutture idriche ed elettriche. Divisione V – Coordinamento Controllo dighe in Esercizio. Prot: 0013981-21/12/2010-USCITA. Oggetto: Diga di Bomba (cod. RID 336/1459B) in Comune di Bomba – Pennadomo (CH). Giacimento di Monte Pallano (Colle Santo) – Piano di monitoraggio (rev.1 ott.2010). AceaElectrabel Produzione S.p.A., Ingegnere Responsabile della Diga di Bomba: Giuseppe De Pascale. Piano di monitoraggio Diga di Bomba (id. 198/715) rev.1 – ottobre 2010.

Nella prima parte della Relazione si riassumono i principali elementi caratterizzanti la diga di Bomba e il suo comportamento pregresso, così come dedotto da alcune misure eseguite a partire dall'epoca dei primi invasi ed estese sino ad epoca recente. Si richiamano poi gli effetti della coltivazione del giacimento in termini di subsidenza previsti dallo studio eseguito da *Dream* s.r.l. Tali risultanze sono qui oggetto di una specifica contestualizzazione alla diga in esame. L'analisi dell'insieme dei risultati presentati ha consentito di giungere a delle fondate conclusioni in merito agli effetti della coltivazione del giacimento sul comportamento statico della diga.

La seconda parte della Relazione è dedicata allo specifico tema degli effetti della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento sulla successiva risposta ciclica dei materiali costituenti la diga. Tale attività ha preso spunto da alcune interessanti considerazioni proposte al punto 1.1.5 della Relazione ISPRA *Analisi delle Criticità*, intitolato *Effetti cumulati sulla stabilità della diga*. Il tema in questione è stato qui studiato attraverso una serie di analisi eseguite alla scala dell'elemento di volume. Queste sono state finalizzate ad illustrare gli aspetti peculiari della risposta ciclica di un provino ideale di terreno analogo a quello costituente la maggior parte della diga, dopo che esso fosse stato assoggettato a processi deformativi corrispondenti a quelli indotti dalla subsidenza. I principali risultati di tali analisi, illustrati e commentati nel seguito, hanno consentito di correlare quantitativamente l'intensità della subsidenza ai suoi effetti sulla risposta ciclica del materiale costituente diga, identificando delle soglie entro le quali tali effetti sono da considerarsi trascurabili.

Come brevemente illustrato nelle precedenti righe, lo studio sintetizzato in questa Relazione è caratterizzato, dal punto di vista metodologico, dalla scelta di aver fatto riferimento a dati, evidenze e risultati di analisi il più possibile quantitativi ma, al contempo, basati su approcci e analogie semplificati. Non si è fatto ricorso ad analisi numeriche sofisticate per, ad esempio, studiare la stabilità della diga in condizioni statiche o la sua risposta sismica, sia in quanto non ritenute necessarie in questo contesto, sia in ragione del fatto che esse devono essere eseguite sulla base di ipotesi, dati e procedure di esclusiva responsabilità del Concessionario dell'opera stessa (ACEA) e degli organi preposti in Italia al controllo della funzionalità delle dighe (Direzione Generale per le Dighe – Ministero delle Infrastrutture e dei Trasporti).

## **2. La diga di Bomba: descrizione e comportamento osservato**

La diga in terra di Bomba, realizzata nel biennio 1958-60, è classificabile come zonata a nucleo inclinato. Essa ricade nei Comuni di Bomba e Pennadomo. Il rilevato è caratterizzato da un'altezza massima di 59.8 m ed ha richiesto la messa in opera di 3.8 ML di m<sup>3</sup> di terreno opportunamente selezionato e compattato. Lo sbarramento intercetta il fiume Sangro, creando un lago artificiale di volume pari a 83 ML di m<sup>3</sup> utilizzato a scopo idroelettrico. Alle estremità il rilevato interagisce con i materiali presenti in posto: in spalla sinistra prevalentemente rocciosi mentre, in spalla destra, costituiti da terreni più deformabili. L'opera, la cui sezione maestra è riportata in Fig. 2.1, si fonda su una successione caratterizzata, dalla superficie, da terreni a grana grossa, poi a grana fina e, solo a maggiore profondità, da roccia.

La diga è realizzata, per la sua maggior parte, con terreni essenzialmente incoerenti, costituenti i fianchi, come si evince dalle granulometrie rappresentate in Fig. 2.1. Da esse si constata che l'unica porzione dell'opera caratterizzata da una frazione di materiali fini al più pari a 20% in peso è quella utilizzata per la realizzazione del nucleo di tenuta.

L'opera è entrata in esercizio negli anni '60 del secolo scorso ed è oggi gestita dal Concessionario ACEA S.p.A. La diga, come tutte quelle della sua categoria, è stata oggetto di una scrupolosa attività di monitoraggio, effettuata dal gestore e vagliata dagli organi ministeriali competenti. La Fig. 2.2 illustra l'andamento nel tempo delle misure del cedimento differenziale osservato tra la sezione centrale della diga e la spalla sinistra. Dal momento che quest'ultima è costituita da roccia, è lecito assumere che abbia scontato spostamenti verticali trascurabili rispetto a quelli accumulati dalla diga in relazione ai processi di consolidazione indotti dalla sua realizzazione sia sul rilevato stesso, sia sui terreni di fondazione. I dati proposti sono quelli resi disponibili allo scrivente da C.M.I. Energia: essi si riferiscono agli abbassamenti osservati al coronamento sin dall'entrata in esercizio dell'opera, così come misurati nel corso di una prima campagna di monitoraggio topografico eseguita dall'allora concessionario del giacimento (ENI) in accordo con ACEA nel periodo 1976-91, e da un dato fornito da ACEA stessa e risalente al 2007. Al 2007 il cedimento differenziale raggiunge un valore massimo pari a circa 24 cm: esso è in linea con quelli osservati in numerose altre dighe in terra di analoga altezza realizzate in Italia circa nello stesso periodo. È ragionevole ritenere che la diga abbia continuato ad accumulare ulteriori cedimenti anche nell'ultimo decennio, con velocità decrescente secondo quanto si evince dal diagramma.

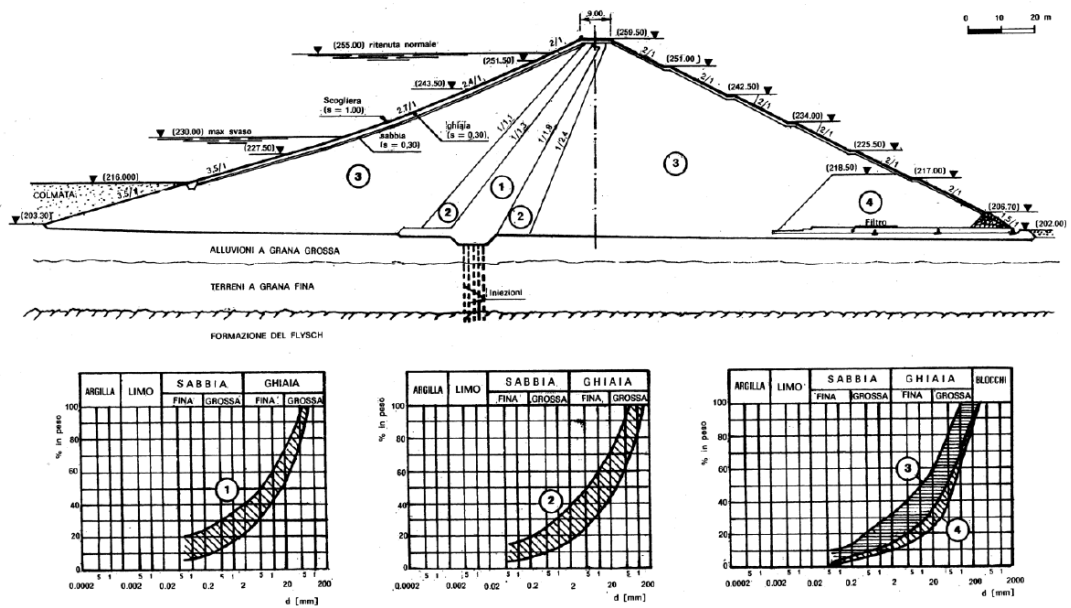


Figura 2.1. Sezione maestra della diga di Bomba e granulometrie dei materiali costituenti l'opera.

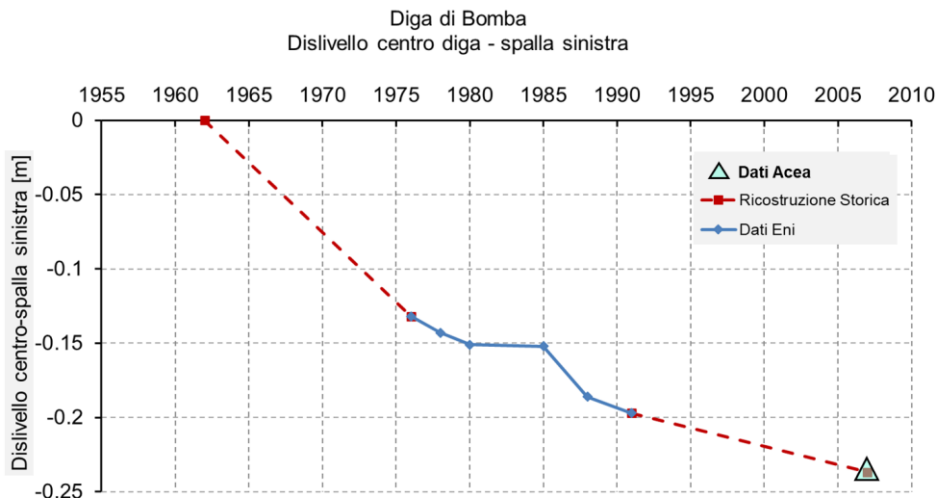


Figura 2.2. Andamento nel tempo del cedimento differenziale osservato tra asse diga-spalla sinistra.

### **3. Subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento e suo effetto sul comportamento statico della diga**

La prevista coltivazione quindicennale del giacimento di gas induce uno spostamento verticale distribuito con intensità differente in un'area relativamente estesa, detto subsidenza. Allo scopo di valutarne l'impatto sulla diga, nel seguito si fa riferimento al più gravoso degli scenari analizzati da *Dream* s.r.l. nel suo *Studio della subsidenza indotta dalla futura produzione del campo*, specificamente dedicato all'argomento.

In particolare, l'analisi che determina la massima intensità della subsidenza è quella denominata dagli Autori come Caso C e riferita alle condizioni idrogeologiche di acquifero medio e moduli elastici statici conservativi. I risultati dell'analisi sono sintetizzati nella Fig. 3.1, corrispondente alla G.5 del Rapporto *Dream*. Dalla figura risulta un cedimento massimo indotto dalla coltivazione del giacimento pari a 2.8 cm e collocato ad una distanza di 980 m dall'asse centrale della diga. Nella Fig. 3.1 è anche riportata, in rosso, la traccia della sezione orientata secondo l'asse longitudinale della diga e passante per esso. I dati relativi alla subsidenza prevista lungo tale sezione sono rappresentati nella Fig. 3.2 in cui è evidenziata la traccia della diga: il cedimento massimo indotto nella diga si osserva in spalla destra ed è pari a 2.57 cm.

Ai fini della stima del possibile danno prodotto dalla subsidenza sulla diga, appare più significativo analizzare il cedimento differenziale massimo indotto nel rilevato dalla coltivazione del giacimento. Esso può essere calcolato a partire dalla Fig. 3.3, che altro non è che una rappresentazione in scala diversa dei dati di Fig. 3.2, limitata ai cedimenti indotti dalla estrazione del gas sulla sola diga. Dalla figura si evince che il valore massimo della distorsione attesa è tra la spalla sinistra e l'asse della diga: tra tali punti è previsto un cedimento differenziale pari a 0.37 cm.

In sintesi, il cedimento differenziale indotto nel rilevato dalla coltivazione del giacimento è previsto essere di due ordini di grandezza inferiore a quello già scontato dalla diga per cause proprie (consolidazione per peso proprio e per variazione delle tensioni efficaci indotte dalle fasi di invaso-svaso), senza che, peraltro, quest'ultimo abbia causato danni significativi tali da limitare la funzionalità dell'opera.

In conclusione, se la diga verrà assoggettata a cedimenti differenziali dell'ordine di grandezza di quelli previsti nel Rapporto *Dream*, essa sarà esposta a processi deformativi in condizioni statiche assai meno intensi di quelli che ne hanno ad oggi caratterizzato la vita utile, quindi non in grado di costituire fonte di danno e riduzione di capacità operativa.

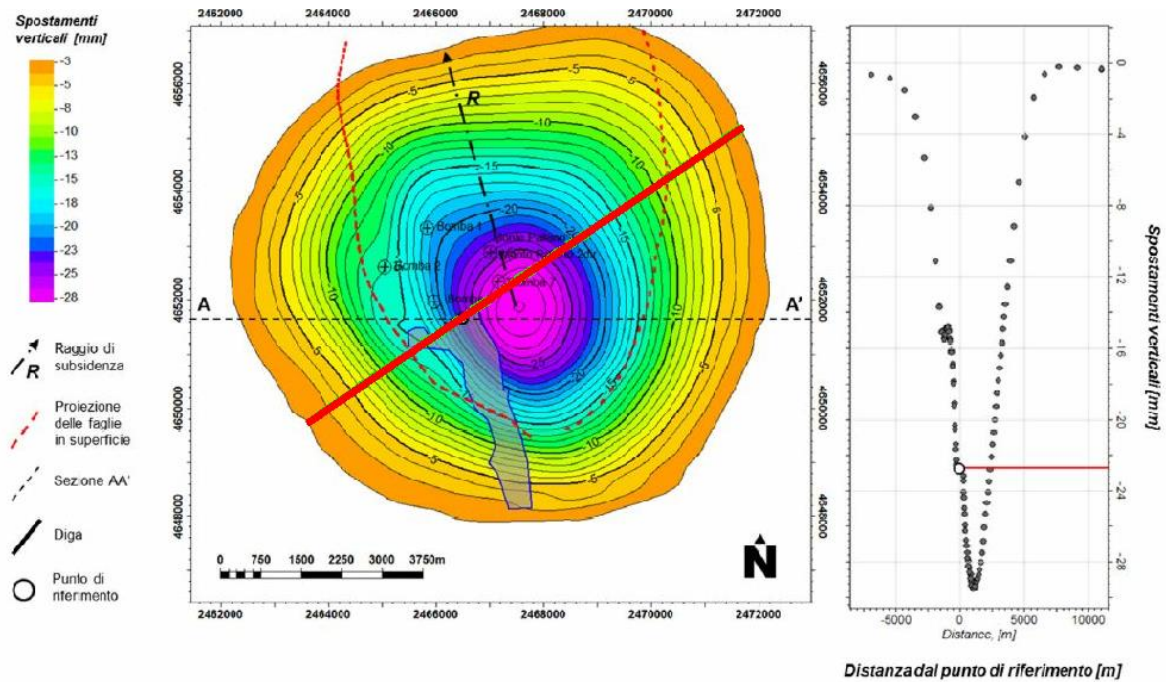


Fig. G.5 – Caso C - acquifero medio e moduli elastici statici conservativi: spostamento verticale indotto sul piano campagna alla massima *depletion*.

Figura 3.1. Analisi della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento: scenario C di *Dream*.

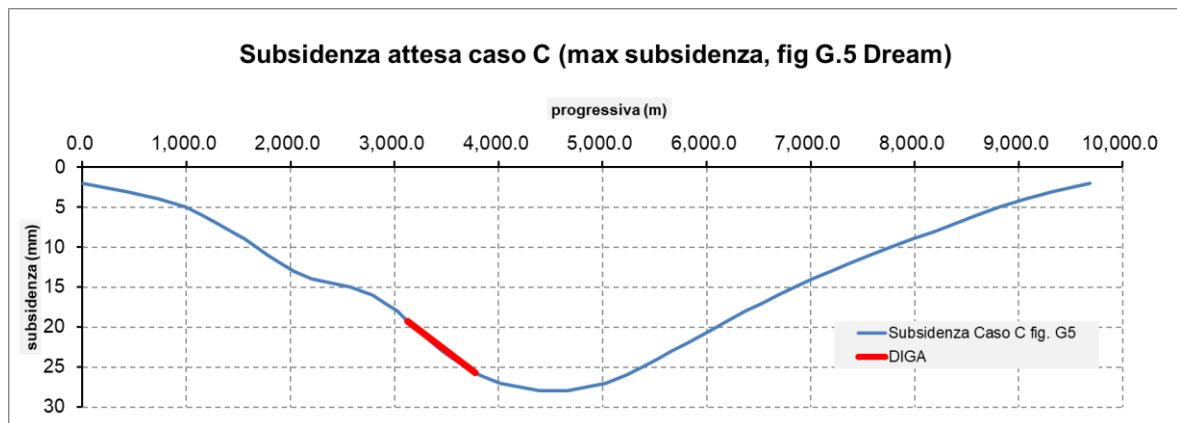
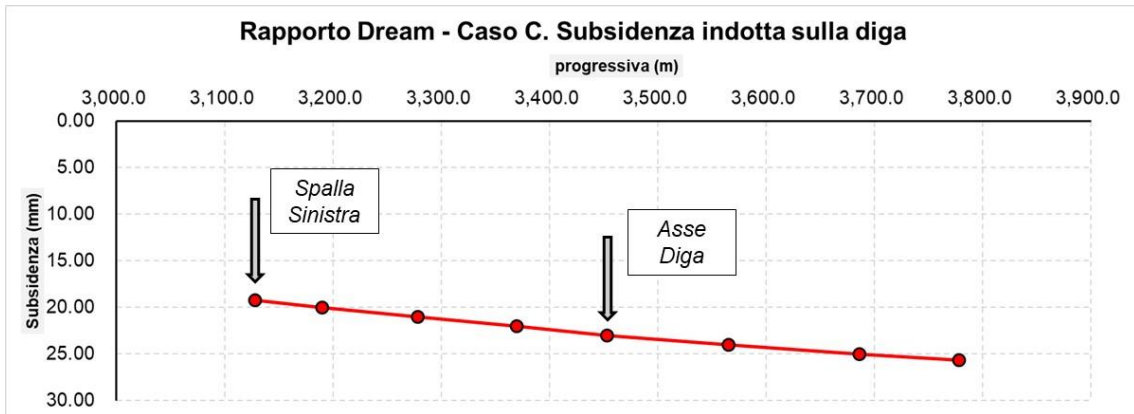


Figura 3.2. Analisi della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento: scenario C di *Dream*. Sezione passante per la diga di Bomba.





**Figura 3.3.** Analisi della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento: scenario C di *Dream*. Sezione passante per la diga di Bomba, dettaglio.

#### **4. Effetti della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento sul comportamento ciclico di terreni costituenti la diga**

La seconda parte dello studio qui proposto è stata dedicata alla valutazione degli effetti della subsidenza indotta dalla coltivazione quindicennale del giacimento sulla successiva risposta ciclica dei materiali costituenti la diga. Tale attività ha preso spunto da alcune interessanti considerazioni proposte al punto 1.1.5 (*Effetti cumulati sulla stabilità della diga*) della Relazione ISPRA *Analisi delle Criticità*. In tale documento gli Autori rilevano che “*Le valutazioni di stabilità della diga per effetto dei cedimenti differenziali indotti dalla subsidenza sono state eseguite in condizioni statiche e senza tener conto delle sollecitazioni dinamiche per effetto dei forti terremoti possibili nell’area...*”. In altri termini, ISPRA ipotizza che i processi deformativi determinati nel rilevato costituente la diga dalla coltivazione del giacimento ne potrebbero modificare la risposta ciclica nel corso di un successivo evento sismico.

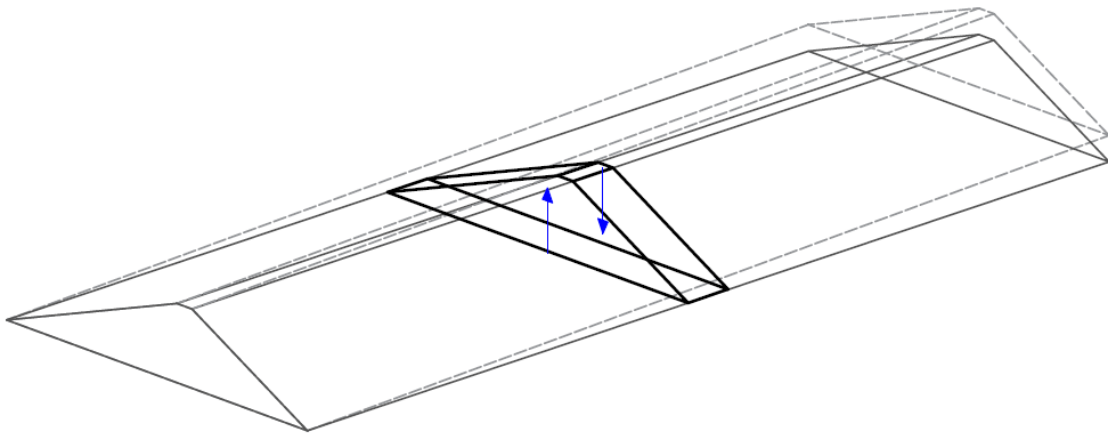
Negli ultimi anni la comunità scientifica si è interrogata sul ruolo di processi deformativi pregressi sul comportamento ciclico dei terreni, tipicamente in relazione a fenomeni quali le frane sottomarine sismo-indotte (Biscontin & Pestana, 2005) o l’interazione dinamica terreno-struttura di strutture sensibili, quali le centrali nucleari (Amorosi et al., 2017; Yang et al., 2018). La recente letteratura scientifica riporta alcuni interessanti risultati su questo argomento, sebbene spesso ancora in termini di studi preliminari. Nella gran parte dei casi, il problema viene affrontato analizzando il comportamento ciclico dei terreni alla scala dell’elemento di volume (campione rappresentativo) quando assoggettati preventivamente a processi deformativi di taglio, cui seguono eccitazioni cicliche lungo piani differenti. Osservazioni dirette di tipo sperimentale su questo tema sono assai limitate, in ragione della modesta capacità di controllo delle deformazioni applicate in prove di taglio multidirezionale quando il regime d’interesse è quello delle piccole e medie deformazioni ( $0.0001 \leq \gamma (\%) \leq 0.1$ ). Per tale ragione, si ricorre più di frequente alla simulazione numerica delle prove, adottando ipotesi costitutive appropriate alla descrizione del comportamento ciclico dei terreni.

Lungo quest’ultima linea di ricerca che si è sviluppato lo studio qui sintetizzato. Sono state eseguite una serie di analisi numeriche volte a simulare, a parità di altre variabili iniziali, il ruolo della deformazione di taglio indotta dalla subsidenza sulla successiva risposta ciclica di un campione ideale di terreno rappresentativo di quello di cui è costituita la diga.

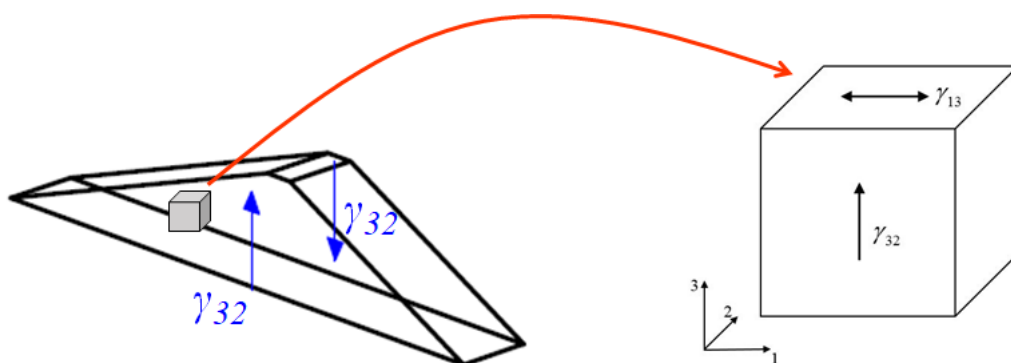
Nel seguito si riassumono brevemente le procedure ed i risultati adottati nelle seguenti fasi del lavoro:

- a) Stima della deformazione di taglio indotta dalla subsidenza sul piano corrispondente alla sezione maestra della diga e analisi critica del risultato;
- b) Scelta della relazione costitutiva da adottare nelle simulazioni numeriche e definizione delle condizioni di prova;
- c) Applicazione parametrica di deformazioni di taglio iniziali rappresentative degli effetti della subsidenza sul provino ideale e successiva applicazione di una eccitazione ciclica lungo un piano perpendicolare al precedente;
- d) Sintesi dei risultati e conclusioni.

La procedura adottata è illustrata schematicamente attraverso le Figg. 4.1 e 4.2.



**Figura 4.1.** Schema della procedura di analisi: deformazione della diga per subsidenza e corrispondente determinazione della deformazione di taglio indotta dal processo.



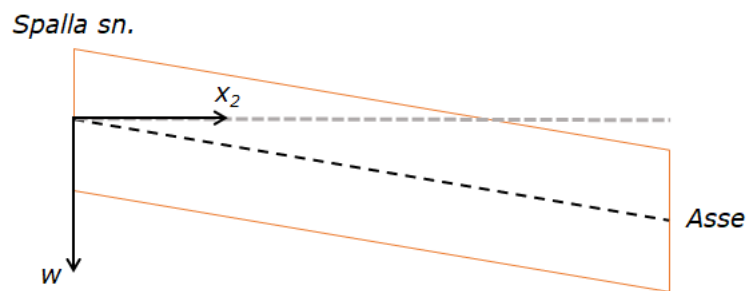
**Figura 4.2.** Schema della procedura di analisi: dalla sezione della diga all'elemento di volume rappresentativo della stessa: applicazione preventiva di  $\gamma_{23}$  seguita da fase ciclica  $\pm \gamma_{13}$ .

#### 4.1. Stima della deformazione di taglio indotta dalla subsidenza

La subsidenza induce nella diga una deformazione di taglio che agisce sul piano trasversale del rilevato, definita  $\gamma_{32}$  in Fig. 4.2. Essa è valutabile, una volta noto il cedimento differenziale indotto dalla coltivazione del giacimento  $\Delta w$  (pari a 0.374 cm secondo il Rapporto *Dream*) e la distanza  $\Delta x_2$  tra i punti caratterizzati da distorsione massima (pari a 32500 cm tra spalla sinistra e asse diga), attraverso la seguente espressione:

$$\gamma_{23} = \frac{dw}{dx_2} = \frac{\Delta w}{\Delta x_2} = \frac{0.374}{32500} \cdot 100(\%) = 0.001\%$$

la cui illustrazione grafica è riportata in Fig. 4.3.



**Figura 4.3.** Schema per la determinazione della deformazione di taglio  $\gamma_{23}$  indotta dalla coltivazione quindicennale del giacimento.

È utile osservare che:

- il livello di deformazione di taglio indotto dalla coltivazione del giacimento, stimato sulla base dei risultati delle analisi condotte da *Dream*, è pari a circa 0.001%, dunque assai ridotto e certamente nel campo di perturbazioni cosiddette piccole, nel quale la risposta dei terreni è lineare e reversibile;
- il livello di deformazione di taglio indotto invece nella diga in ragione dei cedimenti differenziali già occorsi nell'opera per cause proprie, stimato al 2007 adottando la stessa procedura di cui sopra, risulta pari a 0.07%, ovvero quasi due ordini di grandezza maggiore a quello previsto a causa della coltivazione del giacimento.

Già sulla base di tali osservazioni si evidenzia che, anche sommando i due contributi di cui sopra, quindi assumendo un livello di deformazione di taglio indotto totale al più pari a 0.075%, esso non differisce significativamente da quanto già sperimentato ad oggi dalla diga.

#### 4.2. Ipotesi costitutive e schema di analisi

Le analisi volte a simulare il comportamento dell'elemento di volume sono state eseguite adottando il modello costitutivo proposto da Dafalias e Manzari del 2004. Esso rappresenta uno dei modelli matematici più efficaci tra quelli proposti in letteratura per riprodurre il comportamento monotono e ciclico di terreni incoerenti. Il modello è formulato con riferimento alla teoria della plasticità con incrudimento cinematico, nella sua versione detta *bounding surface*: in breve, ciò consente di simulare l'accumulo di deformazioni irreversibili già dalle prime fasi di carico o scarico, in modo da riprodurre fedelmente la risposta isteretica e dissipativa che caratterizza i terreni granulari. Il modello costitutivo è stato oggetto di numerose validazioni, sia da parte dei suoi Autori, sia in lavori scientifici sviluppati da altri in periodi successivi alla sua prima pubblicazione. La formulazione matematica completa del modello costitutivo di Dafalias e Manzari è riportata in Appendice, cui si rimanda per dettagli.

I parametri adottati nelle analisi sono stati scelti sulla base delle seguenti considerazioni: essi dovevano essere rappresentativi di un materiale analogo a quello adottato per la realizzazione dei fianchi della diga, ovvero un terreno essenzialmente incoerente e addensato in seguito alla compattazione eseguita durante la sua posa in opera, e, al contempo, non dovevano discostarsi da quelli suggeriti dagli Autori nelle loro pubblicazioni. L'insieme dei parametri adottati è riportato nella Tabella 4.1, mentre le variabili di stato iniziali sono riportate in Tabella 4.2.

	Parametri	Valori
Elasticità	$G_0$	125
	$\nu$	0.05
Stato critico	$M_c$	1.25
	$c$	0.712
	$\lambda_c$	0.019
	$e_0$	0.934
	$\xi$	0.7
Superficie di snervamento	$m$	0.01
Modulo plastico	$h_0$	7.05
	$c_h$	0.968
	$n^b$	1.1
Dilatanza	$A_0$	0.704
	$n^d$	3.5

Tensore dilatancy-fabric	$z_{max}$	4
	$c_z$	600

**Tabella 4.1. Parametri del modello costitutivo di Dafalias e Manzari (2004) adottati nelle analisi.**

Stato iniziale	Varabili di stato	Valori
Pressione media efficace	$p$ (kPa)	100
Indice dei vuoti	$e$	0.735

**Tabella 4.2. Variabili di stato del modello costitutivo di Dafalias e Manzari (2004) adottate nelle analisi.**

Il modello costitutivo, formulato in forma incrementale, è stato integrato numericamente adottando una procedura esplicita con controllo dell'errore (Sloan, 1987) ed è stato poi implementato in un codice di calcolo non lineare agli elementi finiti.

Le simulazioni sono state eseguite con riferimento ad un singolo elemento tridimensionale, inizialmente in equilibrio ad uno stato tensionale efficace isotropo pari a 100 kPa. Ad esso è stata poi imposta, in condizioni monotone e drenate, la deformazione di taglio  $\gamma_{32}$  di Fig. 4.2, per poi procedere all'applicazione ciclica, in condizioni non drenate, della deformazione  $\gamma_{13}$  sempre illustrata in Fig. 4.2. Per quest'ultima si è adottato un valore elevato, pari a  $\pm 1$  %, e ripetuto per 10 cicli allo scopo di imporre un processo deformativo che rappresentasse, in modo schematico, l'effetto di un evento sismico di notevole intensità.

Le analisi sono state condotte parametricamente, facendo variare in ognuna di esse il solo valore della deformazione di taglio  $\gamma_{32}$  rappresentante l'effetto della subsidenza. In dettaglio, sono state eseguite cinque analisi caratterizzate da valori di  $\gamma_{32}$  rispettivamente pari a 0.0, 0.001, 0.01, 0.1 e 1.0 %.

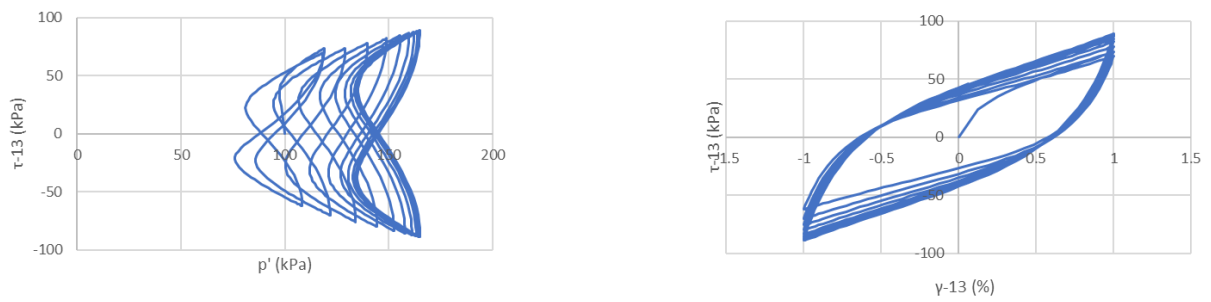
#### *4.3. Risultati delle simulazioni numeriche*

I risultati delle simulazioni sono rappresentati con riferimento al piano  $p$ - $\tau_{13}$  (pressione media efficace – componente di taglio 13), per illustrare il percorso tensionale, ed al piano  $\gamma_{13}$ - $\tau_{13}$  (componenti omologhe della deformazione e della tensione di taglio) per rappresentare le curve tensioni-deformazioni.

##### Analisi 0

La prima analisi è stata effettuata in assenza di alcuna applicazione preventiva di deformazioni di taglio  $\gamma_{32}$ , in modo da ottenere la risposta ciclica del materiale nelle sue

condizioni di equilibrio non perturbate da alcun processo deformativo precedente, quali quelli correlati a cedimenti per cause proprie o per subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento. Il percorso tensionale non drenato, illustrato in Fig. 4.4, è caratterizzato da un incremento della pressione media efficace, che tende a stabilizzarsi all'aumentare del numero di cicli. Tale risposta meccanica, tipica dei terreni caratterizzati da densità relativa elevata, è correlata alla tendenza dilatante del materiale che, inibita dalla condizione non drenata, si traduce in una riduzione della pressione interstiziale ed un conseguente incremento dello stato tensionale efficace. A tale incremento di stato tensionale corrisponde un, seppur lieve, incremento di rigidezza secante all'aumentare del numero di cicli, come illustrato dalle curve  $\gamma_{13}$ - $\tau_{13}$  rappresentate in Fig.4.4. In sintesi, nel corso della simulazione il materiale è lontano dalla mobilitazione della sua resistenza massima e tende ad attivare una rigidezza più elevata di quella inizialmente esibita all'applicazione del primo ciclo.

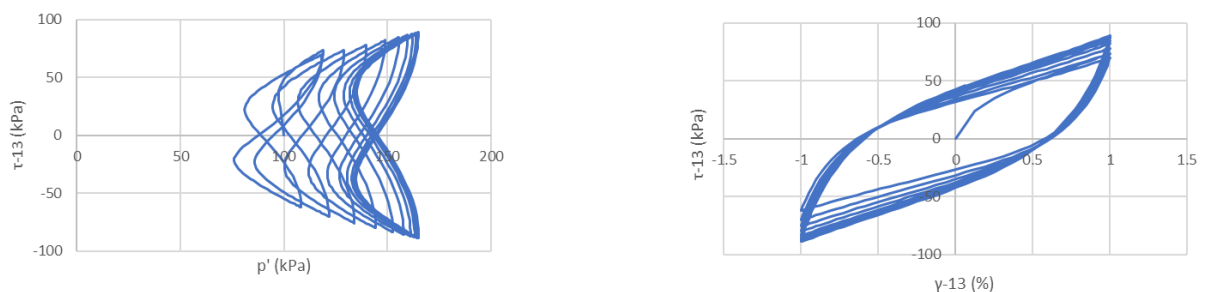


**Figura 4.4. Analisi 0,  $\gamma_{32} = 0.0$ . Assenza di subsidenza.**

#### Analisi 1

Questa analisi è stata effettuata imponendo prima della fase ciclica una deformazione di taglio  $\gamma_{32} = 0.001\%$ , rappresentativa degli effetti della subsidenza indotta dalla coltivazione quindicennale del giacimento secondo lo studio *Dream*.

Dal confronto tra la Fig. 4.5, che ne rappresenta i risultati, e quella del caso precedente (Fig. 4.4) si evince chiaramente che lo stato deformativo applicato prima della fase di taglio ciclico non ha alcun effetto sulla risposta meccanica del materiale.

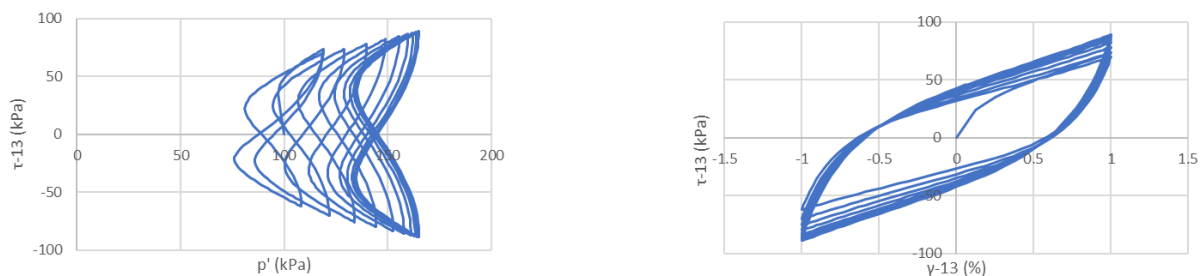


**Figura 4.5. Analisi 1,  $\gamma_{32} = 0.001\%$ . Effetto della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento.**

### Analisi 2

Questa analisi è stata effettuata imponendo prima della fase ciclica una deformazione di taglio  $\gamma_{32} = 0.01\%$ , di un ordine di grandezza superiore rispetto a quella prevista in relazione alla subsidenza indotta dalla coltivazione quindicennale del giacimento secondo lo studio *Dream*.

La Fig. 4.6 ne illustra i risultati. Anche in questo caso, non si rileva alcun effetto della deformazione di taglio applicata prima della fase ciclica.

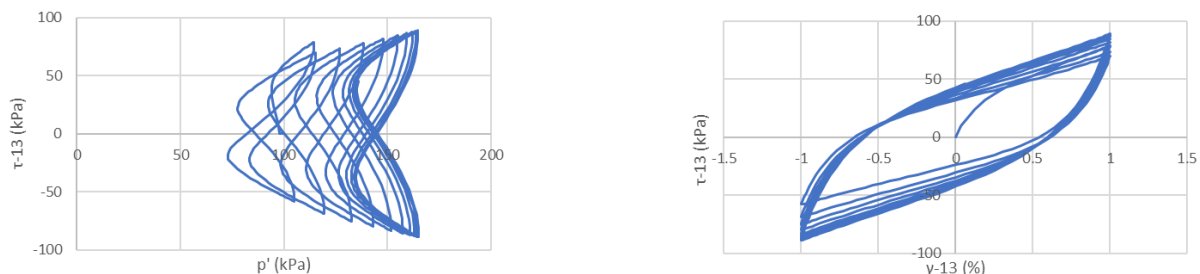


**Figura 4.6. Analisi 2,  $\gamma_{32} = 0.01\%$ . Un ordine di grandezza maggiore del caso precedente**

### Analisi 3

Questa analisi è stata effettuata imponendo prima della fase ciclica una deformazione di taglio  $\gamma_{32} = 0.1\%$ , di poco maggiore di quella cumulata dalla diga in ragione dei cedimenti dovuti a cause proprie e di quelli indotti dalla coltivazione quindicennale del giacimento.

Anche in questo caso i risultati, illustrati in Fig. 4.7, sono pressoché coincidenti con quelli osservati nei casi precedenti. Ciò a riprova della trascurabile influenza che i processi deformativi correlati ai cedimenti della diga ed alla subsidenza hanno sul comportamento ciclico dei materiali utilizzati per la sua realizzazione. Infatti, anche in questo caso, nel corso della simulazione il materiale è lontano dalla mobilitazione della sua resistenza massima e tende ad attivare una rigidità più elevata di quella inizialmente esibita in seguito all'applicazione del primo ciclo.



**Figura 4.7. Analisi 3,  $\gamma_{32} = 0.1\%$ . Effetto sommato dei cedimenti scontati dalla diga e della subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento.**

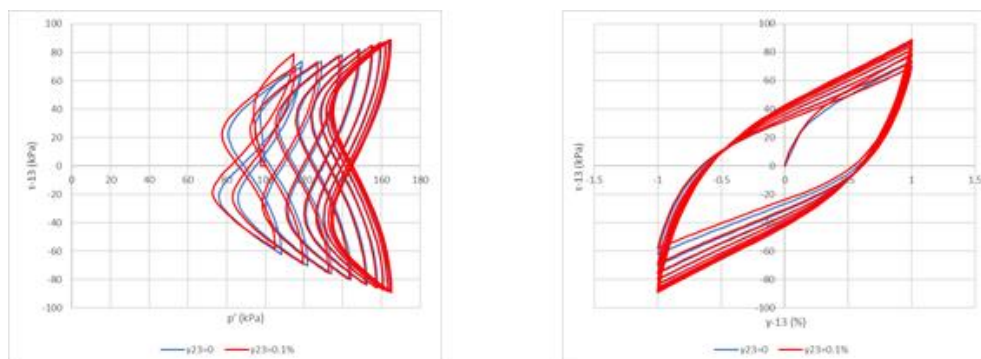


#### Analisi 4

Questa analisi è stata effettuata imponendo prima della fase ciclica una deformazione di taglio  $\gamma_{32} = 1.0\%$ , ovvero di un ordine di grandezza superiore a quella adottata assumendo lo scenario di compresenza dei cedimenti propri della diga e della subsidenza. Si tratta di un'analisi che esplora un caso tanto estremo quanto irrealistico, decisamente più catastrofico di quanto si possa immaginare alla luce dei fenomeni attesi: esso infatti si determinerebbe solo se valesse una delle due seguenti condizioni:

- a) la diga scontasse cedimenti differenziali per cause proprie pari a 3.25 m, invece dei 24 cm osservati;
- b) la subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento fosse 1000 volte più grande di quella prevista nel Rapporto *Dream*.

Ciononostante, la risposta ciclica del materiale appare modificata in modo percepibile ma non rilevante, come si evince dalla Fig. 4.8 in cui i risultati sono, per comodità, posti a diretto confronto con quelli dell'Analisi 0. Ancora una volta si rileva la tendenza del percorso tensionale del terreno a transitare verso destra, in ragione dell'aumento della pressione media efficace, cui corrisponde un irrigidimento del materiale all'aumentare del numero di cicli, in assenza di mobilitazione della resistenza massima del terreno.



**Figura 4.8.** Analisi 4,  $\gamma_{32} = 1.0\%$ . Scenario estremo, a confronto con quello dell'Analisi 0.

In conclusione, i risultati sopra discussi indicano che la risposta ciclica dei materiali costituenti la diga, esplorata con riferimento a dieci cicli di ampiezza pari a  $\pm 1\%$ , rappresentativi di un evento sismico di notevole intensità, non risulta influenzata in modo apprezzabile dalle deformazioni precedentemente indotte dalla coltivazione del giacimento, né se assunte in quanto tali e neppure quando sommate a quelle, di due ordini di grandezza maggiori, già accumulate dall'opera per cause proprie.

## 5. Conclusioni

L'attività di studio sintetizzata in questa Relazione è stata finalizzata alla valutazione dei potenziali effetti della subsidenza, indotta dalla futura quindicennale coltivazione del giacimento di Colle Santo, sul comportamento della diga di Bomba sia in condizioni statiche sia in presenza di azioni cicliche quali quelle indotte da terremoti.

Nella prima parte della Relazione sono stati illustrati i principali elementi caratterizzanti la diga e il suo comportamento pregresso, così come dedotto da alcune misure eseguite a partire dai primi invasi ed estese sino ad epoca recente, unitamente alle previsioni della subsidenza indotta sul rilevato dalla coltivazione del giacimento, così come valutate dallo studio eseguito da *Dream*. **L'analisi dell'insieme dei risultati presentati ha consentito di concludere che se, in ragione della coltivazione del giacimento, la diga verrà assoggettata a cedimenti differenziali dell'ordine di grandezza di quelli previsti nel Rapporto *Dream*, essa sarà esposta a processi deformativi in condizioni statiche assai meno intensi di quelli che ne hanno ad oggi caratterizzato la vita utile, quindi non in grado di dare luogo a danni sull'opera e conseguenti riduzioni della sua capacità operativa, stante l'attuale funzionalità della struttura.**

La seconda parte della Relazione è stata dedicata allo specifico tema degli effetti della subsidenza indotta dalla futura coltivazione del giacimento sulla successiva risposta ciclica dei materiali costituenti la diga. Il tema in questione è stato studiato attraverso una serie di analisi eseguite alla scala dell'elemento di volume. Queste sono state finalizzate ad illustrare gli aspetti peculiari della risposta ciclica di un provino ideale di terreno, analogo a quello costituente la maggior parte della diga, dopo che esso fosse stato assoggettato a processi deformativi corrispondenti a quelli indotti dalla subsidenza. **I risultati delle analisi consentono di concludere che la risposta ciclica dei materiali costituenti la diga, esplorata con riferimento a dieci cicli di ampiezza pari a  $\pm 1\%$  (rappresentativi di un evento sismico di notevole intensità), non risulta influenzata in modo apprezzabile dalle deformazioni precedentemente indotte dalla coltivazione del giacimento, né se assunte in quanto tali e neppure quando cumulate con quelle, di due ordini di grandezza maggiori, già scontate ad oggi dall'opera per cause proprie. Infine, è stato analizzato anche un caso estremo corrispondente a uno dei due scenari di seguito indicati:**

- a) la subsidenza indotta dalla coltivazione del giacimento è 1000 volte più grande di quella prevista nel Rapporto *Dream*;
- b) la diga sconta cedimenti differenziali per cause proprie pari a 3.25 m, invece dei 24 cm osservati.

**Anche in questo caso la risposta ciclica non appare apprezzabilmente modificata dalle significative deformazioni preventivamente sperimentate dal materiale, a riprova dell'ampio margine di sicurezza che caratterizza quest'ultimo rispetto ad eventuali problemi di mobilitazione ciclica o collasso.**

Prof. Ing. Angelo Amorosi

## Riferimenti bibliografici

- Amorosi, A., Boldini, D., di Lernia, A., 2017. *Dynamic soil-structure interaction: A three-dimensional numerical approach and its application to the Lotung case study*. Computers and Geotechnics, 90, pp. 34-54.
- Been, K., Jefferies, M.G., 1985. *A state parameter for sands*. Géotechnique, 35 (2), 99–112.
- Biscontin, G., Pestana, J., 2005. *Modeling of soft clays response for seismic triggering of submarine slides*. Geotechnical Special Publication, 130-142, 2539-2548.
- Dafalias, Y.F., Manzari, M.T., 2004. *Simple Plasticity Sand Model Accounting for Fabric Change Effects*. Journal of Engineering Mechanics (ASCE), 130 (6), 622–634.
- Dafalias, Y.F., Papadimitriou, A.G., Li, X.S., 2004. *Sand Plasticity Model Accounting for Inherent Fabric Anisotropy*. Journal of Engineering Mechanics (ASCE), 130 (11), 1319–1333.
- Dafalias, Y.F., Taiebat, M., 2016. *SANISAND-Z: zero elastic range sand plasticity model*. Géotechnique, 66 (12), 999–1013.
- Papadimitriou, A.G., Bouckovalas, G.D., 2002. *Plasticity model for sand under small and large cyclic strains: a multi-axial formulation*. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 22 (3), 191–204.
- Papadimitriou, A.G., Bouckovalas, G.D., Dafalias, Y.F., 2001. *Plasticity Model for Sand under Small and Large Cyclic Strains*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 127 (11), 973–983.
- Sloan, S.W., 1987. *Substepping schemes for the numerical integration of elastoplastic stress–strain relations*. International Journal of Numerical Methods in Engineering, 24, 893-911.
- Taborda, D.M.G., Zdravković, L., Kontoe, S., Potts, D.M., 2014. *Computational study on the modification of a bounding surface plasticity model for sands*. Computers and Geotechnics, 59, 145–160.
- Taiebat, M., Dafalias, Y.F., 2008. *SANISAND: Simple anisotropic sand plasticity model*. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 32 (8), 915–948.
- Yang, M., Seidalinov, G., Taiebat, M., 2018. *Multidirectional cyclic shearing of clays and sands: evaluation of two bounding surface plasticity models*. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, in press.

## Appendice

Il modello Dafalias e Manzari (2004), sviluppato nell'ambito della meccanica dello stato critico e della teoria della plasticità di tipo *bounding surface*, è un modello elasto-plastico appartenente alla famiglia detta *Simple ANIsotropic SAND*, sviluppati al fine di cogliere diversi aspetti della risposta monotona e ciclica delle sabbie (Papadimitriou et al., 2001; Papadimitriou e Bouckovalas, 2002; Dafalias et al., 2004; Taiebat e Dafalias, 2008; Taborda et al., 2014; Dafalias e Taiebat, 2016).

La capacità del modello di riprodurre il comportamento delle sabbie è stata ampiamente validata alla scala dell'elemento di volume simulando prove triassiali standard monotone e cicliche, con riferimento a differenti tipi di sabbie, quali quella di Toyura o del Nevada, caratterizzate da differenti stati di addensamento iniziale e soggette a condizioni di pressione di confinamento assai varie, sotto diverse condizioni di drenaggio. Una delle caratteristiche principali del modello costitutivo è la possibilità di adottare un singolo gruppo di parametri per simulare la risposta meccanica sotto stati di sforzo e di addensamento significativamente differenti.

La legge costitutiva prevede quattro superfici nello spazio delle tensioni: una di snervamento conica con vertice nell'origine, capace di cogliere la risposta plastica per rapporti di tensione variabili; una superficie di stato critico, caratterizzata da una forma non circolare, che definisce il luogo dei punti a stato critico; una superficie esterna (*bounding surface*), la cui distanza dallo stato corrente governa l'evoluzione della risposta del materiale prima dello stato critico ed una superficie di dilatanza (o superficie di trasformazione di fase), introdotta per simulare la transizione da comportamento contraente a dilatante durante il carico (Figura 1).

Le tre superfici esterna, critica e di dilatanza sono descritte in funzione del parametro di stato  $\Psi = e - e_c$ , dove  $e$  è l'indice dei vuoti corrente ed  $e_c$  è l'indice dei vuoti a stato critico corrispondente alla tensione di confinamento corrente (Been e Jefferies, 1985). La dipendenza dal parametro di stato  $\Psi$  consente la simulazione del comportamento meccanico delle sabbie, indipendentemente dalle condizioni iniziali, mediante un unico gruppo di parametri.

La formulazione completa del modello nel piano triassiale e la sua generalizzazione nello spazio delle tensioni è descritta con maggior dettaglio in Dafalias e Manzari (2004). Per brevità, di seguito sono sintetizzate solo alcune equazioni costitutive di base nella formulazione multiassiale. Tutte le componenti di tensione sono intese in termini efficaci.

### Formulazione multiassiale

La formulazione elastica del modello SANISAND è di tipo ipoelastico:

$$\dot{\epsilon}_v^e = \frac{\dot{p}}{K} \quad \dot{\epsilon}^e = \frac{\dot{s}}{2G} \quad (1)$$

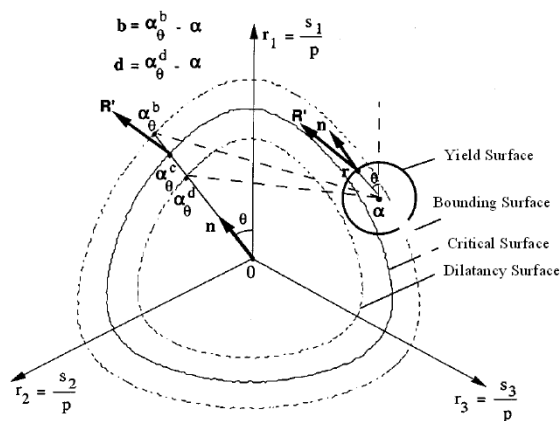


Figura 1 – Rappresentazione delle superfici di snervamento (*yield surface*), di stato critico (*critical surface*), di dilatanza (*dilatancy surface*) ed esterna (*bounding surface*) (modificata da Dafalias e Manzari, 2004)

dove  $\dot{\epsilon}_v^e$  è l'incremento di deformazione volumetrica elastica,  $\dot{\epsilon}^e$  è il tensore degli incrementi di deformazione deviatorica elastica,  $\dot{\mathbf{s}}$  è il tensore degli incrementi di tensione deviatorica elastica e  $\dot{p}$  è l'incremento delle pressioni medie efficaci.  $G$  e  $K$  rappresentano il modulo di rigidezza a taglio e quello di rigidezza volumetrica elastica, espressi in funzione della pressione media efficace  $p$  e dell'indice dei vuoti  $e$ :

$$G = G_0 p_{at} \frac{(2.97 - e)^2}{1 + e} \left( \frac{p}{p_{at}} \right)^{0.5} \quad K = \frac{2(1 + \nu)}{3(1 - 2\nu)} G \quad (2)$$

in cui  $G_0$  è un parametro adimensionale del modello,  $\nu$  è il coefficiente di Poisson e  $p_{at}$  è la pressione atmosferica.

Il dominio elastico è delimitato nello spazio delle tensioni dalla superficie di snervamento conica avente sezione circolare di centro  $\boldsymbol{\alpha}$  e raggio  $\sqrt{2/3}m$  (Figura 1):

$$f = [(\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha}) : (\mathbf{s} - p\boldsymbol{\alpha})]^{1/2} - \sqrt{2/3}pm = 0 \quad (3)$$

dove  $m$  è una costante del modello, che definisce la dimensione della superficie di snervamento, ed  $\boldsymbol{\alpha}$  rappresenta il cosiddetto tensore di rapporto di *back-stress*, che individua la posizione nello spazio dell'asse del cono. Nel momento in cui si manifestano delle deformazioni plastiche  $\boldsymbol{\alpha}$  varia, inducendo una rotazione della superficie di snervamento intorno all'origine (incrudimento cinematico), così come la dimensione  $m$  della superficie (incrudimento isotropo), comportando un allargamento del dominio elastico.

Le tre superfici non circolari concentriche, ovvero la superficie critica, di dilatanza e *bounding*, sono analiticamente definite, rispettivamente, in termini di immagini dei relativi tensori di rapporto di *back-stress*  $\boldsymbol{\alpha}_0^c$ ,  $\boldsymbol{\alpha}_0^d$  e  $\boldsymbol{\alpha}_0^b$  nella forma:

$$\boldsymbol{\alpha}_0^a = \sqrt{2/3} [g(\theta, c) M_c \exp(\mp n^a \Psi) - m] \mathbf{n} \quad (4)$$

$$g(\theta, c) = \frac{2c}{(1+c) - (1-c)\cos 3\theta}; \quad c = \frac{M_e}{M_c} \quad (5)$$

dove l'apice  $a$  è posto pari a  $b$ ,  $c$  o  $d$  a seconda della superficie cui ci si sta riferendo.  $n^c = 0$  ed  $\mp$  si riferisce rispettivamente a  $b$  e  $d$ , mentre  $M_c$  e  $M_e$  sono i rapporti di tensione a stato critico rispettivamente in compressione ed in estensione.  $n^d$  ed  $n^b$  sono costanti positive del materiale ed  $\mathbf{n}$  è il tensore unitario normale alla superficie di snervamento ed orientato verso l'esterno, che soddisfa le relazioni  $\text{tr } \mathbf{n} = 0$  e  $\text{tr } \mathbf{n}^2 = 1$ . La quantità  $\theta$  è l'angolo di Lode definito dalla relazione

$$\cos 3\theta = \sqrt{6} \text{tr } \mathbf{n}^3 \quad (6)$$

Il comportamento a stato critico è descritto dalla seguente relazione esponenziale:

$$e_c = e_0 - \lambda_c (p_c / p_{at})^\xi \quad (7)$$

dove  $\lambda_c$ ,  $\xi$  ed  $e_0$  sono costanti del materiale, l'ultima rappresentativa dell'indice dei vuoti alla pressione  $p_c$  nulla. Quando  $\Psi = 0$  (ossia a stato critico), la superficie esterna e la superficie di dilatanza degenerano nella superficie di stato critico.

L'evoluzione delle deformazioni plastiche  $\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$  è descritta dalla legge di flusso non associata (Eq. 8):

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \langle L \rangle \left( \mathbf{R}' - \frac{1}{3} D \mathbf{I} \right) \quad \mathbf{R}' = B \mathbf{n} - C \left( \mathbf{n}^2 - \frac{1}{3} \mathbf{I} \right) \quad (8)$$

dove  $B$  e  $C$  sono funzioni dell'angolo di Lode e del rapporto  $c$  (Eq. 5),  $\mathbf{R}'$  è la parte deviatorica della direzione dell'incremento di deformazione plastica (normale alla superficie critica nel punto immagine  $\boldsymbol{\alpha}_0^c$ ),  $L$  è il moltiplicatore plastico definito in funzione del modulo plastico  $K_p$  e  $D$  è la funzione di dilatanza:

$$L = \frac{1}{K_p} \left( \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} : \dot{\boldsymbol{\sigma}} \right) = \frac{2G \mathbf{n} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - \mathbf{n} : \mathbf{r} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_v}{K_p + 2G(B - C \text{tr} \mathbf{n}^3) - KD \mathbf{n} : \mathbf{r}} \quad (9)$$

$$D = A_d (\boldsymbol{\alpha}^d - \boldsymbol{\alpha}) \cdot \mathbf{n} \quad \text{con} \quad A_d = A_0 (1 + \langle \mathbf{z} : \mathbf{n} \rangle) \quad (10)$$

dove  $A_0$  è una costante del materiale e  $\mathbf{z}$  è la cosiddetta variabile interna *fabric-dilatancy*, introdotta nel modello per tener conto dell'effetto del riarrangiamento dei grani con la dilatanza. Per stati  $(\boldsymbol{\alpha}^d - \boldsymbol{\alpha}) \cdot \mathbf{n} > 0$ , ossia  $\boldsymbol{\alpha}$  interno alla superficie di dilatanza,  $D$  è positivo e di conseguenza si verifica una contrazione plastica del materiale; se  $\boldsymbol{\alpha}$  si trova al di fuori della superficie di dilatanza, il materiale esibirà dilatanza plastica ( $D < 0$ ).

La formulazione del modello è completata dalle leggi di incrudimento cinematico (Eq. 11), che governano l'evoluzione della posizione  $\boldsymbol{\alpha}$  della superficie di snervamento, assumendo che la variazione del parametro  $m$  sia nulla (assenza di incrudimento isotropo). Dalla legge di incrudimento è possibile definire un'espressione del modulo plastico  $K_p$  (Eq. 12):

$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \langle L \rangle \frac{2}{3} h (\boldsymbol{\alpha}_0^b - \boldsymbol{\alpha}) \quad (11)$$

$$K_p = \frac{2}{3} p h (\boldsymbol{\alpha}_0^b - \boldsymbol{\alpha}) : \mathbf{n} \quad (12)$$

$$h = \frac{G_0 h_0 (1 - c_h e) (p/p_{at})^{-1/2}}{(\boldsymbol{\alpha} - \boldsymbol{\alpha}_{in}) : \mathbf{n}} \quad (13)$$

dove  $h$  è la funzione di incrudimento,  $h_0$  e  $c_h$  sono costanti del materiale e  $\boldsymbol{\alpha}_{in}$  è il valore iniziale di  $\boldsymbol{\alpha}$  all'inizio del processo di carico.