

POLITECNICO DI TORINO

Collegio di Ingegneria Civile

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile



Tesi di Laurea Magistrale

**Effetti di anisotropia nell'analisi di stabilità
di un versante in bimrock**

Relatori:

Prof.ssa Monica Barbero

Ing. Maria Lia Napoli

Candidato:

Lucia Lai

Anno accademico 2017/2018

SOMMARIO

INTRODUZIONE	4
1 ASPETTI GENERALI SULLE FORMAZIONI COMPLESSE	7
1.1 Complessità geologica	7
1.2 Complessità geotecnica	9
1.3 Complessità ingegneristica	10
1.4 Classificazione delle formazioni complesse	12
1.5 Distribuzione nel mondo dei melanges	15
1.6 Bimrocks	17
1.7 Identificazione delle formazioni complesse	18
2 BIMROCK: CARATTERIZZAZIONE	27
2.1 Caratterizzazione geometrica	27
2.1.1 Autosomiglianza dei frattali e indipendenza di scala	30
2.1.2 Dimensione caratteristica L_c	35
2.1.3 Stima della percentuale volumetrica: metodo sperimentale	39
2.1.4 Modelli di Lindquist e Medley	43
2.2 Proprietà meccaniche	50
2.2.1 Determinazione parametri di resistenza e deformabilità	53
2.2.2 Influenza della tortuosità sul meccanismo di rottura	60
2.2.3 Prova di taglio in sito e parametri di Li et al. (2004)	61
3 STABILITÀ DI VERSANTE	72
3.1 Modellazione numerica	80
3.1.1 Codice Matlab	81

3.1.2	Autocad	83
3.1.3	Modellazione in RS2.....	83
3.2	Impostazione delle analisi.....	86
3.3	Risultati analisi	88
3.3.1	Confronto risultati per blocchi circolari	97
3.4	Influenza della forma del blocco.....	100
4	ANISOTROPIA	106
4.1	Determinazione dell'indice BPI.....	108
4.1.1	Valutazione dell'indice di anisotropia.....	114
4.2	Modellazione numerica per modelli a matrice anisotropa	118
4.2.1	Confronto isotropia-anisotropia per blocchi circolari.....	130
4.3	Influenza della forma del blocco.....	131
5	METODI EMPIRICI EQUIVALENTI.....	135
5.1	Metodi empirici di Lindquist e Kalender.....	135
5.2	Metodo di Lindquist: analisi numeriche	141
5.3	Metodo di Kalender: analisi numeriche	145
5.4	Confronto modelli empirici ed analisi effettuate in isotropia	151
	CONCLUSIONI.....	153
	BIBLIOGRAFIA.....	156
	A. ALLEGATO: CODICE MATLAB	165
	B. ALLEGATO: MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO IN ISOTROPIA	
	174	
	C. ALLEGATO: MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO IN	
	ANISOTROPIA	194

INTRODUZIONE

Le formazioni rocciose strutturalmente complesse possiedono caratteristiche geologiche che possono risultare molto differenti tra loro, ma simili da un punto di vista strutturale e geomeccanico.

Tra i materiali identificati come formazioni complesse vi è il bimrock (block-in-matrix), il termine è stato introdotto da Medley (1994) identificando questo materiale come *“un mix di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all'interno di una matrice di materiale più fine e cementato”*. Alla base della definizione vi è la differenza di un contrasto significativo dal punto di vista meccanico tra blocchi e matrice, dove i blocchi rappresentano la parte più resistente mentre la matrice la parte debole.

Scopo del presente lavoro di tesi è stato quello di analizzare la stabilità di versante in bimrock. A tal proposito è stato modellizzato un versante con caratteristiche geometriche semplici e parametri meccanici riferiti al materiale analizzato da Li et al. (2004) nel bacino di Three Georges in Cina.

L'eterogeneità del materiale è stata valutata secondo un approccio deterministico. Per tener conto della variabilità spaziale e dimensionale è stato fatto riferimento ad un approccio di tipo stocastico, definendo le dimensioni dei blocchi secondo opportune regole statistiche. È stato possibile tramite l'implementazione di un codice Matlab estrarre 15 modelli differenti per posizione e dimensione dei blocchi all'interno del versante per ognuna delle quattro percentuali volumetriche considerate: 25%, 40%, 55% e 70%.

Le analisi numeriche sono state condotte grazie l'utilizzo del codice agli elementi finiti RS2 (Rocscience Inc., 1990-2005), in termini di fattore di sicurezza e volumi mobilizzati. Inizialmente la forma del blocco considerata è stata quella circolare, con eccentricità nulla; il fattore di sicurezza del versante è stato valutato impostando nel programma FEM il metodo di riduzione dei parametri (SSR).

Successivamente è stato possibile effettuare un confronto con blocchi ellittici, con eccentricità $e = 0.5$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto l'orizzontale di 0° e 30° , e blocchi ellittici con $e = 0.87$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto l'orizzontale di 90° per valutare l'influenza della forma e dell'orientamento dei blocchi in merito alla stabilità del versante.

Le medesime analisi, relative alla forma del blocco circolare, sono state effettuate anche nel caso di matrice anisotropa. L'anisotropia è stata simulata tramite l'inserimento di una rete di giunti nel programma FEM, i giunti rappresentano un'interfaccia identificabile come piano di debolezza. È stato effettuato un confronto, in termini di fattori di sicurezza e volumi mobilizzati, per i blocchi di forma circolare in condizioni di isotropia e anisotropia. Successivamente, sempre in condizioni di anisotropia, è stato possibile confrontare i risultati ottenuti per i blocchi circolari e quelli relativi al caso di blocchi ellittici, con eccentricità $e = 0.87$ e inclinazione $i = 90^\circ$, al fine di valutare l'influenza della forma in termini di fattori di sicurezza ottenuti e volumi mobilizzati.

Infine, sono stati validati i metodi empirici equivalenti proposti da Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014), dove il materiale è stato considerato come omogeneo. Il metodo proposto da Lindquist, a differenza dell'approccio di Kalender, non tiene conto della forma dei blocchi ma esclusivamente della percentuale volumetrica di essi. L'efficienza di questi metodi è stata valutata in riferimento ai risultati ottenuti nel caso isotropo per blocchi circolari, per valutare se l'eterogeneità del materiale possa essere trascurata e se è possibile condurre delle analisi semplificate, considerando il materiale omogeneo, in termini di fattore di sicurezza, volumi mobilizzati e sviluppo della superficie di rottura

Capitolo 1

1 ASPETTI GENERALI SULLE FORMAZIONI COMPLESSE

Le formazioni rocciose strutturalmente complesse possiedono caratteristiche geologiche che possono risultare molto differenti tra loro, ma presentano generalmente problematiche simili da un punto di vista strutturale e geomeccanico.

In riferimento ai vari contesti, la complessità può essere intesa in maniera differente, in particolare risulta necessario distinguere cosa si intende con l'accezione di "complesso" dal punto di vista geologico e dal punto di vista geotecnico e successivamente illustrare la complessità ingegneristica in modo da poter comprendere in maniera più chiara l'oggetto di argomento del lavoro.

1.1 Complessità geologica

Da un punto di vista geologico indicare una formazione come complessa non è semplice, poiché il significato del termine risulta piuttosto ambiguo. Infatti, è possibile valutare la complessità secondo la storia genetica o in riferimento all'eterogeneità dei materiali presenti.

In ogni modo i due concetti non necessariamente devono essere così distinti. Difatti è possibile una dipendenza nel caso in cui l'eterogeneità della formazione sia il risultato di una storia geologica complessa, tuttavia non vale il contrario, cioè quest'ultima non presuppone necessariamente l'eterogeneità, in quanto una serie di processi genetici ed epigenetici possono portare ad una diminuzione del grado di eterogeneità della formazione (Dzulynski, 1977).

L'ambiguità si riscontra anche in riferimento al termine più specifico di formazioni strutturalmente complesse. Il senso dell'attributo strutturale può

essere riferito alla situazione attuale della formazione, senza tener conto dei processi che hanno portato ad avere quel particolare aspetto; d'altro canto esso pone in evidenza il processo tettonico che raggruppa tutte quelle formazioni complesse la cui eterogeneità è dovuta esclusivamente a fratture, faglie o deformazioni permanenti (Barbier, 1977).

Le formazioni strutturalmente complesse possono essere di vario tipo, comprendono depositi sedimentari, ignei, metamorfici, evaporitici, vulcanici, morenici e torbiditici, questo a dimostrazione del fatto che il processo di origine non è unico, ma anzi che più variabili combinate possono portare all'eterogeneità.

In generale l'origine può essere classificata secondo un processo genetico o epigenetico (Dzulynski, 1977). Con il primo si raggruppano differenti meccanismi: di tipo sedimentario e metamorfico, dove i depositi sono caratterizzati in generale dall'alternanza di vari materiali. Per le formazioni rocciose si tratta di strati di diversa litologia come flysch, torbiditi e olistostromi, mentre per terreni alluvionali o quaternari si ha l'alternanza di lenti di terreno a grana fine e grana grossa; meccanismi di tipo glaciale e erosioni subglaciali, dove le morene dell'Europa centrale o dell'America settentrionale sono caratterizzate da frazioni di terreno a grana fine o grossa con presenza variabile di blocchi di piccola o grande dimensione; meccanismi di movimento massi come gli affioramenti di breccie; infine meccanismi in cui il magma penetra nelle formazioni sedimentarie dando origine a depositi ignei. I processi epigenetici comprendono: meccanismi tettonici includendo una varietà di rocce fratturate, cambi repentini dell'orientazione di scistosità e strati di materiale dovuti alla sovrapposizione delle placche e infine melanges tettonici caratterizzati da frammenti di roccia compresi all'interno di una matrice a grana fine; trasformazioni dovute ad agenti atmosferici, come il caso di rocce caratterizzate dalla presenza di discontinuità aperte sottoposte ad infiltrazioni di acqua che danno luogo a processi chimici; alterazioni, anche a grande profondità, dovute ad alterazioni idriche o termiche che portano ad un cambiamento della struttura e delle caratteristiche meccaniche; soluzioni in cui, ad esempio, rocce carbonatiche con presenza di cavità

carsiche possono essere riempite da brecce; infine da combinazioni di fenomeni, ad esempio rocce alterate da acqua o calore in vicinanza ad una faglia (Anagnostou & Schuerch, 2014).

In definitiva, con complessità geologica si indica un'eterogeneità dal punto di vista della storia geologica e della litologia. Tutti i materiali in scala microscopica sono comunque classificabili come eterogenei e discontinui. È necessario dunque ricondurre il concetto di eterogeneità ad una scala specifica di lavoro altrimenti la nozione perde di significato, ovviamente la scala di progetto è differente se si analizza il problema dal punto di vista geologico, geotecnico o mineralogico.

1.2 Complessità geotecnica

La dipendenza dalla scala per la definizione della complessità geologica influenza l'analisi, il progetto e l'esecuzione di esso. Ciò a sua volta influenza la caratterizzazione geotecnica, perché le caratteristiche strutturali e la composizione sono dipendenti dalla scala, che da una parte risulta troppo piccola per valutare come discontinua una zona praticamente uniforme e dall'altra troppo grande per caratterizzare tramite prove di laboratorio le proprietà geomeccaniche della formazione.

Si è introdotta la definizione di complessità geotecnica, intendendo quest'ultima in termini di repentina variabilità ed eterogeneità delle proprietà geotecniche, operando così una distinzione dalla complessità geologica perché non sempre quest'ultima implica quella geotecnica (Morgenstern & Cruden, 1977).

L'Associazione Geotecnica Italiana (AGI , 1979) ha deciso di utilizzare l'accezione di complessità dal punto di vista geotecnico, indicando come complesse le formazioni le cui eterogeneità creavano estrema difficoltà nella fabbricazione di campioni che permettessero di eseguire prove rappresentative ad una scala rilevante dal punto di vista ingegneristico, sia per

quanto riguarda la caratterizzazione meccanica sia in fase progettuale che esecutiva.

Inoltre, è importante sottolineare che la complessità geotecnica può manifestarsi anche in formazioni non geologicamente complesse. È il caso di depositi omogenei formati da argille marine sensibili considerati però formazioni complesse in relazione alla difficoltà di caratterizzare il loro comportamento geotecnico (Morgenstern & Cruden, 1977). Il concetto poi è stato esteso anche a quelle formazioni rocciose caratterizzate da anisotropia o comportamenti difficili da identificare in maniera indipendente dal grado di eterogeneità (Lombardi, 1977).

Il concetto di complessità geotecnica non comprende esclusivamente fenomeni di eterogeneità e variabilità delle caratteristiche geotecniche, ma anche circostanze in cui la caratterizzazione del comportamento è risultata atipica, come nel centro Brasile il caso di collasso di argille rosse porose, dove la microstruttura collassando durante il carico ha determinato un andamento delle deformazioni atipico e cedimenti di assestamento maggiori del previsto (Farias & Assis, 1996).

Le formazioni geotecnicamente complesse non presentano una familiarità negli schemi concettuali, nei metodi di calcolo e nelle tecniche sperimentali ed esecutive, proprio perché non è stato riscontrato un comportamento simile tra le varie situazioni (Croce, 1977), sono caratterizzate inoltre da difficoltà nella modellazione, sia per la caratterizzazione che per l'analisi, e nella progettazione e costruzione ingegneristica.

1.3 Complessità ingegneristica

Dal punto di vista della modellazione il concetto di complessità è giustificato dal fatto che la conoscenza del comportamento meccanico della formazione risulti limitata, in riferimento all'eterogeneità litologica e strutturale. Ma la complessità del modello e geologica non necessariamente implicano una

complessità dal punto di vista ingegneristico, infatti quest'ultima è presente anche in casi in cui il comportamento della formazione risulti noto.

Casi in cui la complessità geologica e di modellazione sono evidenti, date dal complesso comportamento della formazione che non può essere ignorato al fine di una valutazione di tipo geotecnico per una corretta interpretazione di fattibilità tecnica, possono risultare non complessi dal punto di vista ingegneristico, infatti è possibile adottare modelli costitutivi semplificati che ben rappresentano la realtà da un punto di vista pratico. In formazioni moreniche di origine glaciale vi è la presenza di blocchi di roccia: se questi sono presenti in una percentuale maggiore del 30 - 40% hanno la capacità di migliorare le caratteristiche meccaniche della formazione; risulta difficile prevedere la distribuzione dei blocchi e questo comporta una complessità nella definizione del modello, che comunque da un punto di vista pratico non risulta di primaria importanza. La presenza dei blocchi, anche se con motivazioni differenti, può indurre ad una maggiore complessità dal punto di vista ingegneristico. Infatti, in fase esecutiva può risultare difficoltoso dover attraversare materiale molto più resistente rispetto a quello considerato in fase progettuale. Non è possibile quindi semplificare il problema considerando il solo comportamento della matrice, che rappresenta la porzione debole. Questo tipo di situazione richiede un progetto più complesso per tener conto della problematica.

D'altro canto, è possibile che una formazione risulti complessa dal punto di vista ingegneristico ma non lo sia da quello geologico o non presupponga una complessità nel modello realizzativo, questo è il caso ad esempio di una galleria superficiale che attraversa roccia ricoperta da terreno. La complessità dal punto di vista ingegneristico è rappresentata dallo spessore di roccia nella corona della galleria e dalla geometria dell'interfaccia tra roccia e terreno, anche se il comportamento della roccia e del terreno risultano noti.

1.4 Classificazione delle formazioni complesse

Attualmente non è presente una terminologia universale per identificare i vari tipi di formazioni complesse e spesso le differenti denominazioni vengono utilizzate erroneamente come sinonimi. La prima grande distinzione si ha tra *bimrock* (block-in-matrix rock), con cui si indica un materiale strutturalmente eterogeneo, costituito da blocchi di roccia inclusi in una matrice di materiale meno resistente, più fine e cementato (Medley, 1999) e *bimsoil* (block-in-matrix soil) qualora la matrice presente non risulti compatta e cementata.

Negli ultimi decenni sono stati condotti studi per l'identificazione del materiale eterogeneo che costituisce le formazioni complesse, con il termine *bimrock* si intende raggruppare vari tipi di materiale. Il più diffuso e comune ma anche di difficile caratterizzazione risulta il *melange*, che a sua volta comprende materiali quali il *wildflysch*, le argille scagliose, gli olistostromi, le *broken formations* e le *fault rocks*; altri tipi di *bimrock* sono gli agglomerati, i conglomerati e le rocce alterate (Figura 1.1).

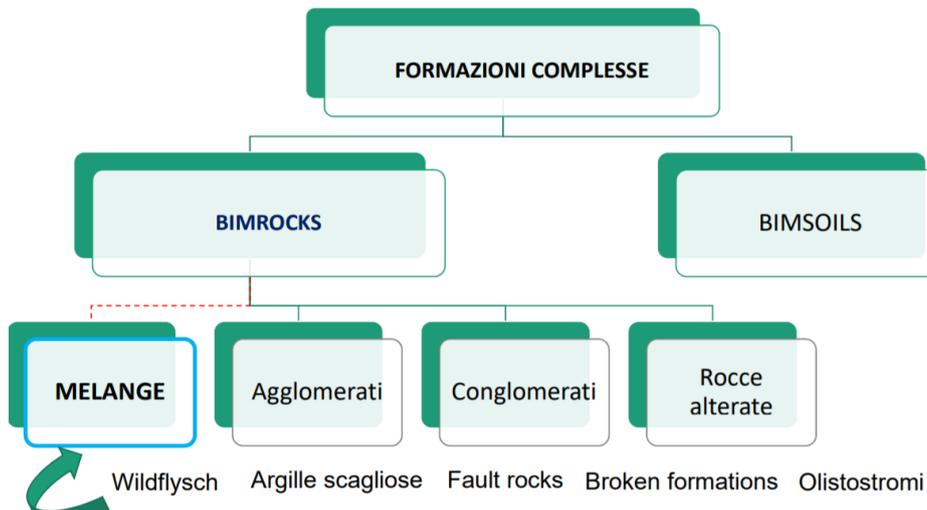


Figura 1.1: Classificazione finale (Napoli et al., 2018, in preparazione)

Il termine *melange*, negli anni, è stato utilizzato per descrivere una varietà di formazioni rocciose differenti, sebbene inizialmente sia stato adoperato per

identificare un'origine di tipo tettonica. Più di recente è stato impiegato in maniera più descrittiva piuttosto che genetica. Risulta complesso definire il processo di formazione e, anche se l'identificazione della genesi dei melanges è ancora oggi un argomento controverso, vi è una teoria accreditata in letteratura, non riconosciuta come universale, che prevede la formazione dei melanges dai margini convergenti delle placche tettoniche.

Il primo ad utilizzare la definizione di melange è stato Greenly (1919), monitorando la regione di Anglesey nel Galles, indicando in questo modo delle formazioni rocciose costituite da un materiale più resistente inglobato in una matrice scistosa. Egli sosteneva che la matrice fosse il risultato di un processo strutturale, di tipo tettonico, dovuto alla rottura di materiale meno resistente. Grazie al monitoraggio nella zona Greenly distinse diverse caratteristiche nel materiale che permisero l'identificazione di differenti tipi di melange.

Successivamente si notò che i melanges di tale regione erano degli olistostromi, originati da un processo in cui i sedimenti, inizialmente non consolidati, si mescolavano tramite uno scivolamento gravitativo e in seguito procedevano alla sedimentazione. Si distinsero così gli olistostromi, dovuti ad un processo di sedimentazione, dai melanges tettonici, poiché questi ultimi includevano blocchi estranei, cioè frammenti di altre unità appartenenti a litologie, ere geologiche e luoghi differenti, che si mescolavano con la formazione principale.

Nel tempo poi il termine melange è stato utilizzato per indicare formazioni di tutto il mondo, con le caratteristiche dei vari materiali differenti. Ciò che le accumulava era che tutti i corpi si trovavano all'interno di unità limitate agli estremi da formazioni dovute a processi di deposito e da rocce con mancanza di continuità stratigrafica interna e con frammenti di rocce estranee non collegati tra loro. Inoltre, la litologia della maggior parte delle matrici è stata indicata come roccia sedimentaria clastica o roccia ofiolitica, poiché unità presentavano una litologia differente, come rocce vulcaniche, carbonatiche o evaporitiche.

Con il termine *broken formations* sono stati indicati altri tipi di melange che non contengono blocchi estranei, ma che comunque presentano delle caratteristiche differenti da quelli determinati da un processo di sedimentazione.

In seguito, Hsu (1968) ha espresso il concetto secondo cui la formazione dei melanges prevedeva due procedimenti: frammentazione e miscela, il processo sedimentario è uno di questi.

Tuttavia, la classificazione dei bimrock risulta complessa e dipendente dal tipo di unità coinvolte.

Raymond (1975) ha proposto la seguente definizione di melange “*corpo geologico che può essere osservato con scala 1:24000 o minore e caratterizzato sia dalla mancanza di continuità interna di contatti o strati sia dall’inclusione di frammenti e blocchi di tutte le dimensioni, estranei o d’origine, incorporati in una matrice frammentata a grana più fine*”. Egli ha basato la sua classificazione in primo luogo su un criterio di tipo osservazionale, valutando la presenza o meno di frammenti estranei, e poi secondo un criterio genetico.

Le classificazioni proposte negli anni sono state molteplici, ma in definitiva ciò che le ha distinte sono stati vari parametri, primo tra tutti il fatto di basare la tipizzazione su un criterio di tipo genetico o descrittivo. A livello universale comunque si è deciso di abbandonare la classificazione del solo tipo genetico, poiché di difficile e controversa dimostrazione. Alcuni autori hanno utilizzato come criterio la composizione della matrice (Zang & Jin, 1979), ma questo principio escludeva corpi indicati come melanges, ad esempio molte formazioni osservate nel complesso di San Francisco in California, sul quale sono stati basati gli studi per la caratterizzazione dei bimrock, quindi questo criterio di tipizzazione è stato rigettato. Altro oggetto di controversia è stato considerare o meno la presenza di blocchi estranei nel complesso d’origine. Dapprima è stato difficile capire cosa si intendesse con tale termine. In linea di massima si è indicato con “esotico” o “estraneo” un blocco o frammento facente parte di un’altra formazione che, tramite processo di miscelazione, è

stato inserito nel complesso. In alcuni casi risulta comunque difficile, ancora oggi, distinguere un frammento estraneo da ciò che invece è originario del complesso. In parecchi casi è richiesta l'interpretazione di un geologo, cosa che denota quanto sia soggettivo il criterio; inoltre, Knipper (1971) ha sostenuto che l'inclusione di questi blocchi fosse del tutto un processo accidentale, mentre Raymond ha asserito che l'inserimento di questi fosse indice di un processo di miscelazione, essendo essa uno dei due procedimenti fondamentali per la formazione dei melanges. In generale considerando la difficoltà nel definire con esattezza cosa indicare come frammento estraneo e cosa no, e successivamente individuarlo all'interno della formazione, molti autori hanno deciso di non utilizzarlo come criterio discriminante per la classificazione dei melanges.

Tuttavia, dal punto di vista ingegneristico non risulta di grande interesse identificare il processo di formazione dei melanges. Ciò che interessa è identificare il comportamento e le caratteristiche del materiale.

1.5 Distribuzione nel mondo dei melanges

I melanges sono stati identificati in più di 70 località in tutto il mondo. Medley ha contribuito alla realizzazione della prima mappatura mondiale ed europea dei melanges (Figura 1.2 e Figura 1.3)

Dalle mappe è stato possibile osservare come il materiale sia piuttosto diffuso su scala mondiale. Nonostante ciò sono ancora presenti zone in cui non è stato possibile verificarne la presenza, poiché aree non particolarmente accessibili, e comunque l'investigazione necessita di strumentazioni adatte non presenti in tutte le località del mondo. Infatti, come si può osservare nel continente africano non si hanno dati disponibili.

I primi studi sui melanges furono effettuati da Medley (1994) e Lindquist (1994) presso l'Università di Berkley in California. Oggetto di analisi fu la formazione complessa californiana nota con il nome di Franciscan complex. I melanges sono i bimrocks più difficili da caratterizzare dunque i risultati

ottenuti dagli studiosi sono stati utilizzati, con buona approssimazione, come modello di studio per la caratterizzazione generale dei bimrocks.

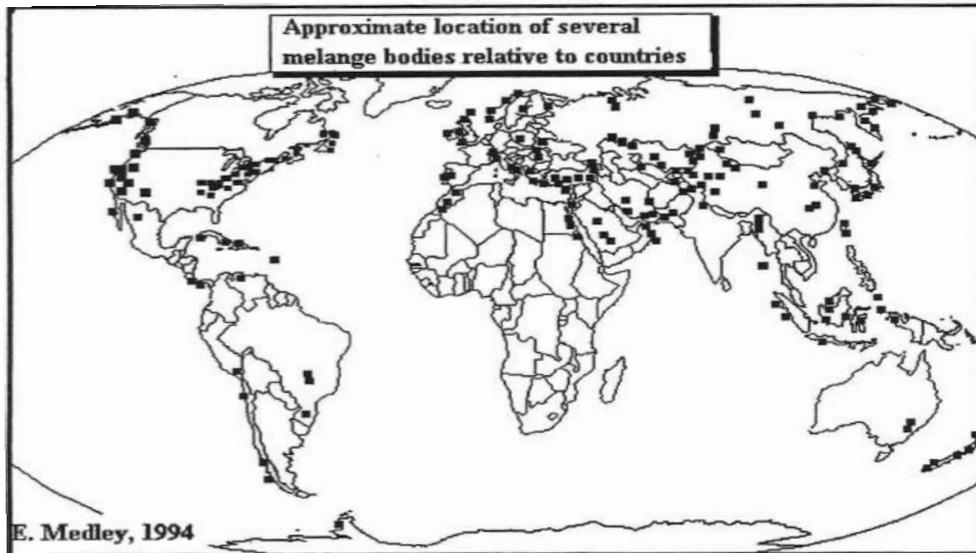


Figura 1.2: Distribuzione mondiale dei melanges (Medley, 1994)

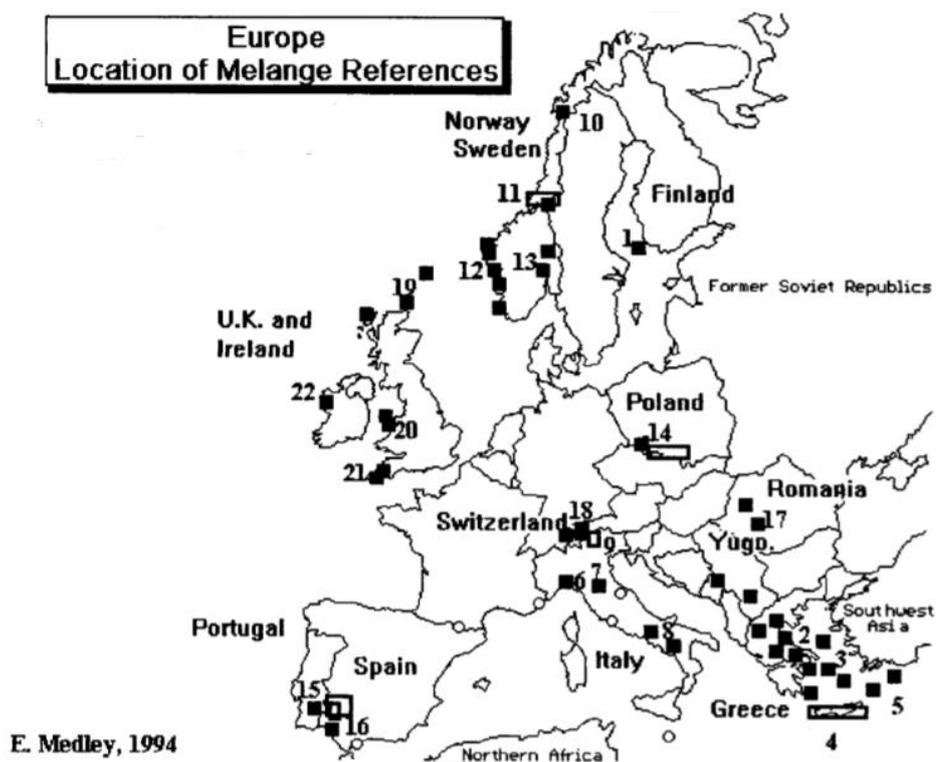


Figura 1.3: Distribuzione europea dei melanges (Medley, 1994)

1.6 Bimrocks

Inizialmente il termine block in matrix (Rymond, 1984) è stato introdotto per indicare melanges ed olistostromi. Ciò è risultato molto importante per i geologici ma di scarso interesse dal punto di vista ingegneristico. Al fine di concentrarsi sul problema ingegneristico relativo alla caratterizzazione di questi ed altri composti roccia/terreno, è stato coniato il termine *bimrock* (Medley, 1994) che non possiede alcuna connotazione di tipo geologico, così essi vengono definiti come “*un mix di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all’interno di una matrice di materiale più fine e cementato*”.

L’accezione di blocchi significativi dal punto di vista geotecnico è rispettata quando sono soddisfatti i seguenti punti:

- Deve essere presente una differenza di resistenza e deformabilità tra blocchi e matrice. La differenza risulta facilmente determinabile qualora possano essere valutate separatamente le caratteristiche meccaniche dei blocchi e della matrice. È necessario soddisfare le seguenti disequaglianze:

$$\frac{\tan \varphi_{\text{blocco}}}{\tan \varphi_{\text{matrice}}} \cong 1.5 - 2 \text{ (Medley, 1994)} \quad (1.1)$$

$$\frac{E_{\text{blocco}}}{E_{\text{matrice}}} \cong 2 \text{ (Lindquist, 1994)}; \quad (1.2)$$

- L’identificazione di una dimensione caratteristica, indicata con L_c è rappresentativa della scala di interesse, permette di identificare un intervallo di grandezze dei blocchi definite come rilevanti ai fini della resistenza del bimrock. La dimensione caratteristica può essere compresa tra centinaia di metri e pochi centimetri, in riferimento ad una scala relativa al problema ingegneristico. La dimensione del blocco più piccolo e quella del più grande, che funge da estremi

dell'intervallo delle grandezze significative, è valutata rispettivamente come $0.05L_c$ e $0.75L_c$. Diversi sono i criteri che permettono di distinguere i blocchi dalla matrice e valutarne la dimensione (§2.1.2);

- La proporzione volumetrica dei blocchi deve essere compresa tra il 25% e il 75%. Sono stati definiti questi limiti perché è stato dimostrato che una percentuale di blocchi minore del 25% non apporta un contributo significativo ai fini del miglioramento delle caratteristiche meccaniche e il comportamento globale è governato dalla matrice; mentre una percentuale volumetrica al di sopra del 70% ha mostrato che i blocchi tendono ad essere in contatto tra loro e in generale un bimrock con una percentuale al di sopra del 75% è definito come una roccia costituita esclusivamente da blocchi (Lindquist & Goodman, 1994).

La presenza dei blocchi varia le caratteristiche meccaniche della formazione e quindi il suo comportamento, Per questo risulta di primaria importanza distinguere i blocchi dalla matrice in maniera da essere in grado di caratterizzare i vari materiali e comprendere al meglio il comportamento globale. Per prima cosa, però, è di fondamentale importanza riconoscere in sito le formazioni complesse.

1.7 Identificazione delle formazioni complesse

I bimrocks rappresentano una problematica diffusa da affrontare per l'ingegneria geotecnica, risulta necessario individuarli in aree definite come complesse anche se la storia geologica non è nota.

Nonostante la loro eterogeneità, i bimrocks possono essere identificati ai fini della progettazione e della costruzione, anche laddove vi è grande incertezza nella caratterizzazione, o quando la proporzione volumetrica dei blocchi risulta troppo piccola per fornire un miglioramento nel comportamento meccanico. Le procedure disponibili per la caratterizzazione e l'analisi di

questi materiali rappresentano un modo per comprendere e concentrarsi preventivamente sui problemi che si potrebbero riscontrare durante la fase progettuale e costruttiva, permettendo così anche di contenere i costi delle operazioni ove possibile (Medley, 2007a).

Le formazioni complesse non sono facili da individuare proprio per la grande variabilità spaziale, litologica e delle proprietà meccaniche che le contraddistinguono. Lo studio della formazione complessa in California ha permesso di redigere alcune regole pratiche per il rilievo esterno ed interno dei bimrock. Benché le osservazioni siano riferite ai melanges, come già detto precedentemente, essendo questi i più complicati e diffusi fra i bimrocks, sono state considerate come ben rappresentative del comportamento globale delle formazioni complesse.

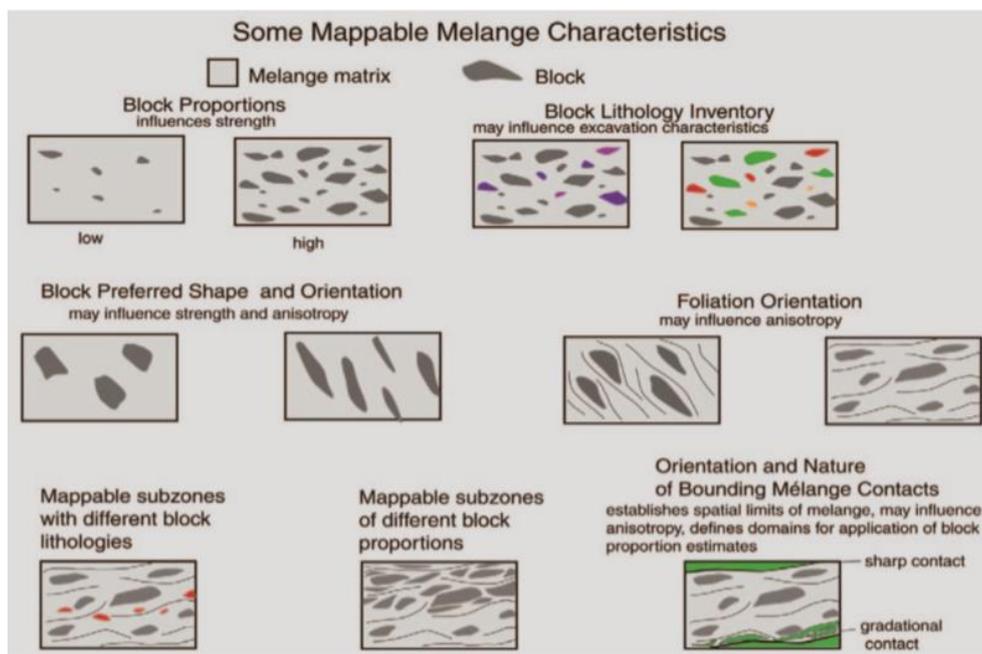


Figura 1.4: Principali caratteristiche geologiche visibili dei melanges (Wakabayashi & Medley, 2004)

È stato evidenziato come non fosse sufficiente tracciare delle semplici linee di contatto tra i materiali visibili nelle mappe geologiche per caratterizzare questo tipo di formazioni, i bimrocks sono unità di roccia mappabili ma

discontinue, spesso caotiche composti da miscele di matrice debole avente all'interno una varietà di blocchi più resistenti di diverse litologie e dimensioni (Figura 1.4).

Il primo metodo di individuazione è rappresentato dalle fotografie e dalle mappe dei geologi, in quanto è possibile osservare l'espressione geomorfologica dei bimrocks. La matrice debole in condizioni di pendenza dà luogo a dei movimenti ed è facilmente erosa, dunque si innesca un meccanismo di rotolamento che permette l'individuazione di grandi blocchi.

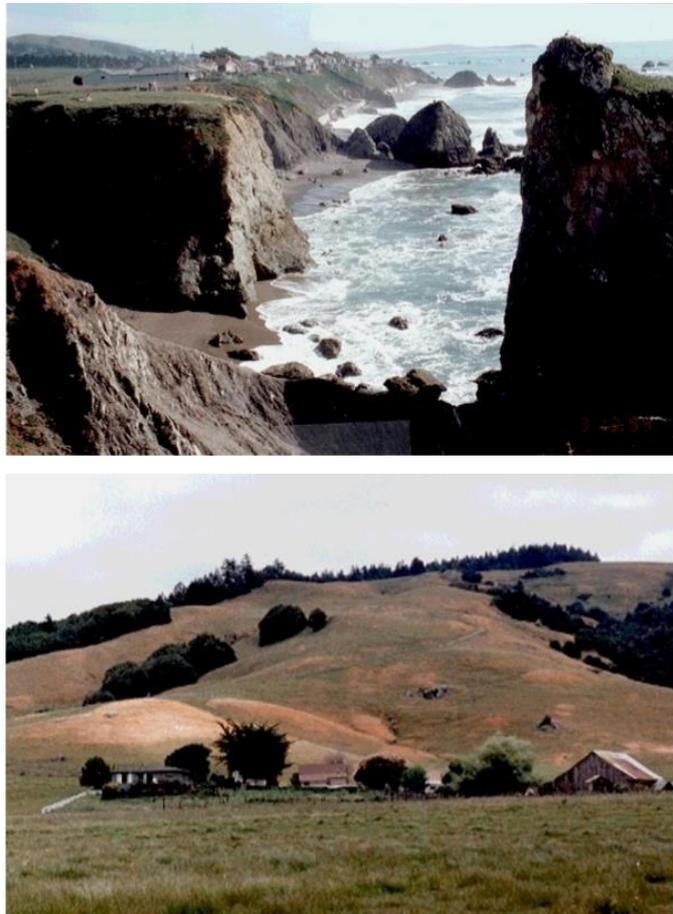


Figura 1.5: A) Coleman Beach, California: I blocchi formano dei promontori resistenti all'erosione e supportano il melange più povero rispetto ai blocchi; B) Nord della California: I blocchi occasionali sporgono dalla collina o formano contrasti nella topografia. Le macchie marroni indicano l'erba su terreni sabbiosi sopra i blocchi

In fase di identificazione è possibile notare come nelle depressioni e aree soggette a frane si ha una povertà di blocchi, mentre questi sono ben visibili come affioramenti rocciosi resistenti all'erosione lungo la costa o le sponde di un fiume (Figura 1.5A).

Nell'entroterra la presenza di blocchi può essere dedotta da contrasti topografici o di vegetazione, anche se spesso non risultano particolarmente marcati. In California è stato osservato come all'inizio dell'estate l'erba diventi più secca in corrispondenza dei blocchi piuttosto che sopra la matrice, poiché generalmente i terreni più sabbiosi drenano più facilmente rispetto a quelli argillosi sopra le matrici. Ciò che ne deriva è una vegetazione sparsa, come a chiazze, che è una caratteristica tipica dei bimrock (Figura 1.5B).

Nel complesso di San Francisco sono stati osservati vari gradi di complessità che vanno da unità coerenti ai melanges. Un grado intermedio è rappresentato dalle broken formations, caratterizzate da rotture per strati, questo rende più complicato l'identificazione dei bimrocks a scopo ingegneristico (Rymond, 1984). Conoscere l'origine della formazione permette di sapere la natura dei contatti tra blocchi e matrice, ad esempio gli olistostromi presentano contatti di legame sedimentario, mentre i contatti determinati da un'origine di tipo tettonico sono classificati come zone di difetto e dunque di debolezza. Possono essere classificate in questa maniera anche le matrici anisotrope che influenzano l'orientamento dei blocchi (Riedmüller et al., 2001) (Button et al., 2004). I contatti di contorno delle formazioni complesse richiedono una doppia mappatura, una standard esterna al fine di identificare i depositi e le possibili faglie, ed una interna che richiede osservazioni più dettagliate. Le osservazioni dettagliate permettono di definire i contatti interni dei bimrocks, le unità maggiori che permettono di stimare una proporzione volumetrica dei blocchi della formazione e avere informazioni sulla litologia.

È importante che i bimrock vengano prima riconosciuti e poi caratterizzati, tenendo conto delle conoscenze dei geologi. La descrizione risulta fondamentale, altrimenti potrebbero verificarsi interpretazioni errate dei dati geologici, che porterebbero ad esempio a costi aggiuntivi ed imprevisti per il

cambio di progetto ed in fase di esecuzione dei lavori. Alcune aree identificate come formazioni complesse in realtà possono presentare i bimrock solo in una zona. Come nel caso della Sierra Nevada in California, in cui nella zona settentrionale i melanges hanno un grado metamorfico che presenta una piccola ricristallizzazione, rafforzando la matrice, e dunque sono assimilabili come bimrock, mentre nella zona meridionale ciò che è stato individuato come melange non può essere definito bimrock perché la matrice ha subito dei processi metamorfici che l'hanno resa particolarmente rigida, venendo a mancare così la debolezza della matrice rispetto ai blocchi (Sharp, 1988).

La presenza sparsa di rocce silicee, basaltiche o calcaree in zone contraddistinte da affioramenti di arenaria e scisti è generalmente indice di presenza di bimrock, come la presenza di rocce tipo arenaria, scisti, silice o basalto in aree in cui è presente la serpentinite. Per identificare le formazioni complesse è utile anche osservare la presenza di rocce caratterizzate da un grado metamorfico differente rispetto alle rocce circostanti.

Un altro modo per individuare i bimrocks è la presenza di serpentinite associata ad un'area caratterizzata da arenaria e scisti; oppure si può avere eterogeneità strutturale quando la matrice è formata da serpentinite disgregata e i blocchi presenti sono sempre serpentinite o rocce ultramafiche serpentinite, rocce ignee mafiche, rocce sedimentarie e rocce metamorfiche (Hopson et al., 1981) (Phipps, 1984). Tuttavia, non sempre la presenza di serpentinite è indicatore di melanges in senso geologico; quando le rocce si presentano come strati o blocchi confinati da faglie e la serpentinite, nei quali sono inclusi, è massiva o ricca di argillite e lo strato di serpentinite può presentarsi come matrice e blocchi, allora è possibile classificarlo come bimrock.

Risulta difficile distinguere i bimrocks che sono stati esposti ad agenti atmosferici dai terreni colluviali. La confusione tra queste due situazioni conduce ad una interpretazione del sottosuolo errata, perché mentre il terreno colluviale avrà un sottosuolo rigido tipo bedrock come base il bimrock potrebbe non averlo. In casi di buona esposizione, come il caso del muro di

una trincea, è possibile osservare le differenze tra un terreno colluviale derivato da un bimrock e le rocce di un bimrock esposte ad agenti atmosferici, infatti il primo presenta una matrice continua mentre una matrice stratificata può essere tipica di affioramenti di roccia esposti all'aria. Generalmente la distinzione risulta difficoltosa poiché è necessaria un'area di esposizione ampia e ben esposta.

Le matrici più comuni sono formate da scisti, argilliti, arenarie e serpentiniti, più raramente si hanno matrici basaltiche o vulcaniche; alcuni bimrocks sono formati da serpentinite mista che si può mescolare in pochi centimetri a matrice scistosa, anche se la situazione comune prevede blocchi di serpentinite in una matrice scistosa (Wakabayashi J. , 2004). Osservando la stratificazione presente si nota che si sviluppa attorno ai blocchi assumendo così degli andamenti variabili, questi possono indicare l'orientazione generale che si ha all'interno del bimrock, definendo così una possibile anisotropia nella matrice e la sua influenza (Medley & Sanz, 2004). Nel Nord Italia è stata osservata una matrice in argilla profondamente disgregata in scaglie, da qui la denominazione di *argilla scagliosa*, anche questa è un tipo di melange e dunque indice di presenza di bimrock.

In sito è possibile osservare blocchi diversi per caratteristiche e dimensioni, questi possono essere indice di presenza di bimrock qualora vi sia una differenza di rigidità con la matrice, è possibile definire l'entità del contrasto tra rigidità anche in sito, tramite l'utilizzo del martello di Schmidt per la prova sclerometrica, tramite prove di penetrazione o prove soniche (Medley, 1994) (Medley, 2001).

La litologia dei blocchi è variabile, a volte è possibile che sia differente anche all'interno di uno stesso bimrock, ad esempio una matrice scistosa generalmente presenta blocchi di arenaria, con piccole porzioni di basalto, selce, calcare e rocce plutoniche e metamorfiche (Medley, 1994) (Cloos, 1984), per l'identificazione del bimrock può risultare necessario riconoscere le varie litologie dei blocchi presenti.

Generalmente si presenta anche un'orientazione dei blocchi preferenziale, ad esempio blocchi a forma di disco sono orientati parallelamente alla stratificazione della matrice, l'orientamento può influenzare anche l'anisotropia della matrice (Haneberg, 2004); non sempre è possibile definire un'orientazione generale all'interno del bimrock, ma spesso si possono osservare diverse sottozone, definite come subunità spazialmente distinte di diverse proporzioni o litologie di blocchi.

Le sole indagini di superficie non sono sufficienti per determinare le caratteristiche del bimrock. Sicuramente rappresentano un modo per identificarne l'esistenza ma poi risulta necessario effettuare delle indagini per definire la stratigrafia e composizione della formazione, tramite sondaggi. Attraverso questo tipo di indagini è possibile determinare la distribuzione dei blocchi e la loro orientazione, questo determina le qualità meccaniche del bimrock e altre caratteristiche quali la permeabilità.

Le indagini interne possono risultare più complicate, l'interpolazione che si può attuare tra i vari indizi geomorfologici esterni non è possibile all'interno dei sondaggi a meno che i blocchi non vengano intercettati da più fori di sondaggio. In California sono stati eseguiti dei fori di sondaggio di grande diametro accessibili da parte dei geologi grazie alle gabbie inserite all'interno del foro. Un problema frequente è rappresentato dal fatto di considerare come strati continui alcuni bimrock o affioramenti osservati in superficie. Quando si opera in superficie la dimensione massima osservata, d_{max} , si può registrare, anche se questa generalmente è una sottostima di quella reale, mentre quando si lavora con sondaggi le dimensioni sono rappresentate dalla lunghezza dei blocchi intercettati.

La stratigrafia non può essere determinata semplicemente tramite l'osservazione dei sondaggi, andando ad unire con delle linee nette i vari strati, come mostrato in Figura 1.6, dove si può notare la differenza nell'interpretare una porzione come continua o meno. È necessario quindi considerare la composizione dei bimrocks e i contatti che possono esserci al loro interno.

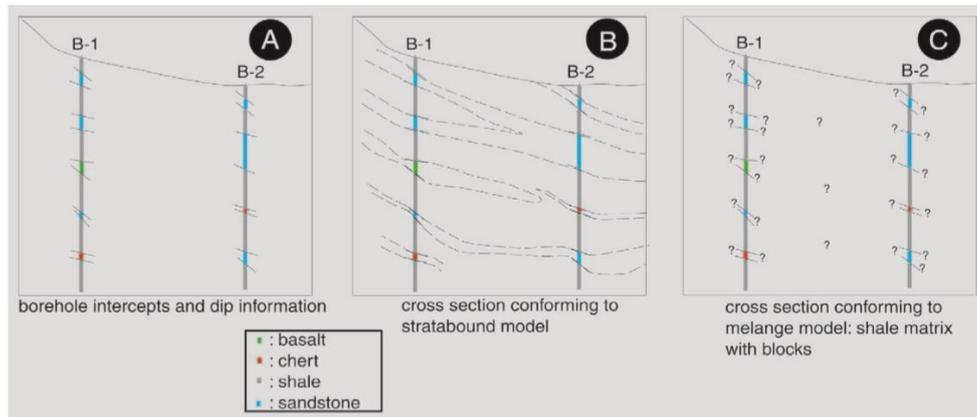


Figura 1.6: Diagrammi trasversali che mostrano la differenza tra l'assumere la continuità stratigrafica e l'assumere la struttura melange nell'interpretazione dei dati ricavati dai sondaggi. A) Osservazioni dirette dal sondaggio; B) Sezione trasversale basata sull'interpretazione della geologia degli strati; C) sezione trasversale basata sul modello melange. (Wakabayashi & Medley, 2004)

Il campionamento rappresenta una problematica per l'identificazione dei bimrock, risulta molto difficile ottenere dei campioni rappresentativi non disturbati, essendo la resistenza offerta dai blocchi e dalla matrice molto differente potrebbe capitare che il materiale più duro penetri all'interno di quello più debole, disturbando il campione o perfino causando una perdita, anche totale, del materiale debole; comunque anche se fosse possibile ottenere dei campioni indisturbati questi non sarebbero rappresentativi dell'intera formazione complessa (Lindquist, 1994).

Capitolo 2

2 BIMROCK: CARATTERIZZAZIONE

Data la complessità caratteristica dei bimrocks, risulta difficile definirne con precisione le proprietà. È importante caratterizzare il materiale sia da un punto di vista geometrico, per quanto riguarda i blocchi, che meccanico per l'intera formazione complessa.

2.1 Caratterizzazione geometrica

Per i blocchi determinante risulta la descrizione della dimensione, forma, distribuzione e orientazione, perché è stato dimostrato che questi fattori determinano sostanziali variazioni nella resistenza e nel comportamento dei bimrocks, ad esempio nella stabilità di versante, ma influenzano anche le tecniche costruttive in altre situazioni tipiche come scavi di gallerie. Tuttavia, la complessità della descrizione può essere mitigata se si adotta un approccio ordinato nelle procedure da utilizzare.

La proporzione volumetrica dei blocchi all'interno del bimrock deriva generalmente dalle considerazioni areali fatte sulle mappe geologiche e da quelle monodimensionali correlate alla lunghezza dell'intercetta all'interno dei campioni ottenuti tramite fori di sondaggio; più complicata e con maggiori incertezze risulta la stima tridimensionale della distribuzione dei blocchi a partire da una considerazione di tipo monodimensionale (Medley & Goodman, 1994).

Tramite osservazioni visive in situ o sulle mappe geologiche è possibile valutare la dimensione massima osservata, indicata con d_{mod} , mentre grazie ai sondaggi si valuta la lunghezza dell'intercetta del foro (corda) con il blocco come caratteristica della dimensione del blocco stesso (Figura 2.1).

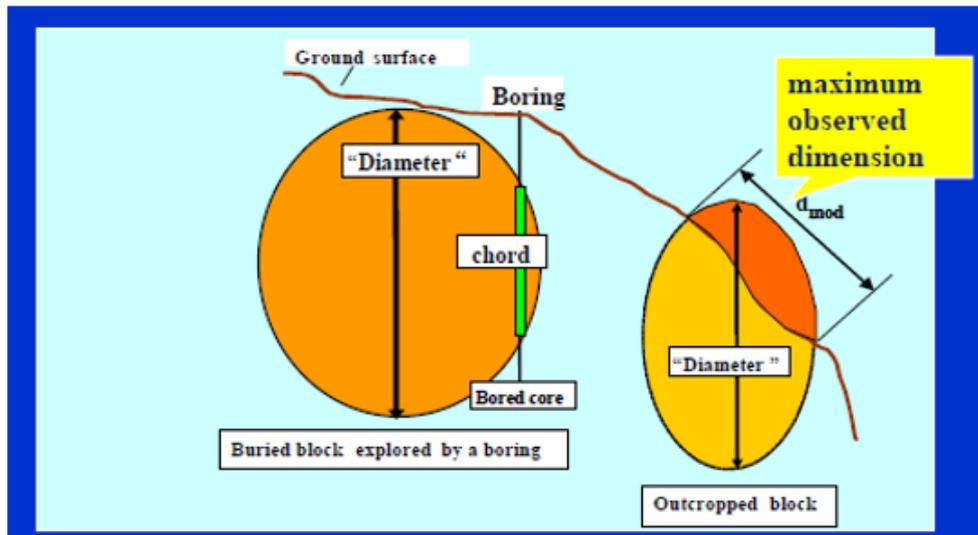


Figura 2.1: Lunghezza massima osservata (d_{mod}) e intercetta nel foro (corda) confrontate con il diametro (Medley, 2001)

La distribuzione monodimensionale ottenuta dall'analisi delle carote porta ad un'interpretazione errata della distribuzione tridimensionale reale. La possibilità che con il sondaggio si intercetti il blocco dipende dall'orientazione relativa dei blocchi, dalla proporzione volumetrica e dalla profondità di sondaggio.

Generalmente risulta sovrastimata la dimensione dei blocchi più piccoli e sottostimata quella dei più grandi, questo perché raramente l'intercetta misurata equivale al diametro del blocco (Figura 2.2).

Una conseguenza pratica importante data da questo tipo di interpretazione è rappresentata dal fatto che potrebbero crearsi delle problematiche operative in fase di esecuzione del progetto, ad esempio durante le operazioni di scavo, e questo comporterebbe costi aggiuntivi per la risoluzione del problema e la realizzazione dell'opera

È stato necessario sviluppare delle linee guida al fine di valutare distribuzioni reali dei blocchi a partire dalle stime eseguite su analisi monodimensionali.

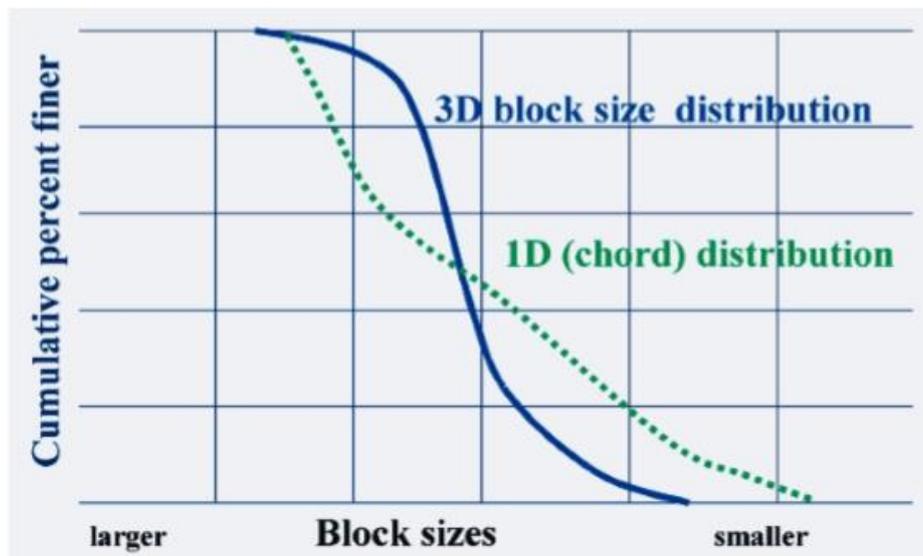


Figura 2.2: Paragone tra la distribuzione di dimensione dei blocchi stimata (1D) e reale (3D) per blocchi orientati verticalmente e parallelamente al foro di sondaggio (Medley, 2001)

Inizialmente è stata sviluppata la tecnica di analisi delle immagini, che permetteva di estrarre informazioni di tipo quantitativo, come numero dei blocchi presenti o la loro massima dimensione osservabile, a partire da immagini rielaborate tramite l'utilizzo di appositi programmi.

I primi programmi permettevano di scannerizzare fotografie a colori con una risoluzione minore ai 100 dpi e poi convertirle come una sequenza di pixels secondo una scala di grigi che comprendeva valori da 0 (nero) a 256 (bianco); programmi di questo tipo sono stati utilizzati anche per cambiare le dimensioni delle immagini e convertirle, per avere la rappresentazione in bianco e nero, secondo una scala binaria e rendere i confini dei blocchi più riconoscibili. Particolari programmi permettevano di distinguere blocchi inclusi in matrici e misurarne direttamente l'estensione areale, la minima e la massima dimensione e l'orientazione (Medley, 1994).

La caratterizzazione dei blocchi è stata affidata alla stereologia, che tramite considerazioni matematiche, statistiche ed empiriche, è in grado di estrarre distribuzioni tridimensionali a partire da osservazioni sul campo. Per l'applicazione di metodi stereologici si devono rispettare alcune condizioni: la lunghezza dei fori deve essere approssimativamente la stessa, le

misurazioni devono interessare porzioni vicine tra loro, in maniera da poter intercettare lo stesso blocco con differenti misurazioni. Al fine di semplificare il problema si può immaginare di avere un blocco sferico e valutare quale sia la probabilità di misurare un'intercetta che risulti pari al diametro della sfera stessa tramite dei fori di sondaggio con distribuzione random. Ciò che si osserva è che la distribuzione è monotona e di tipo triangolare con probabilità minima pari a zero e massima pari a 0.61 quando l'intercetta è pari al diametro (Sahagian & Proussevitch, 1998). La probabilità risulta la medesima anche nel caso di una distribuzione di più sfere con la stessa dimensione. Nella realtà risulta improbabile lavorare con distribuzioni di soli blocchi sferici e della stessa dimensione, bisogna tener conto della variabilità di dimensione, forma e orientamento di essi.

Generalmente la distribuzione della dimensione dei blocchi (3D) segue una legge esponenziale negativa, in cui vi sono pochi blocchi di grandi dimensioni e gradualmente un numero più elevato di quelli di piccole dimensioni. Questo andamento è stato riscontrato ad esempio per depositi glaciali a Toronto durante lo scavo per la metropolitana (Boone et al., 1998) e in Danimarca durante la costruzione del ponte Storebælt (Ovesen, 1997).

È possibile descrivere la distribuzione anche attraverso una legge di potenza negativa di dimensione- frequenza con dimensione frattale pari al valore assoluto di pendenza del rapporto tra frequenza e dimensione.

2.1.1 Autosomiglianza dei frattali e indipendenza di scala

Sebbene i bimrocks siano delle formazioni caratterizzate da grande complessità e da un aspetto spesso caotico, è stato possibile dimostrare un ordine tramite il concetto di frattale e, in particolare, grazie alla caratteristica dell'autosomiglianza. Tale caratteristica è riscontrabile analizzando istogrammi frattali in scala logaritmica, detti log-istogrammi (Bagnold & Barndorff-Nielsen, 1980), della distribuzione dei blocchi all'interno del Franciscan melange (Medley, 1994) ottenuti tramite varie analisi riferite a

scale di osservazione che tra loro differivano anche di sette ordini di grandezza.

Il concetto di autosomiglianza dei frattali, introdotto da Cowan nel 1985 per i melange e successivamente sviluppato da Lindquist nel 1991, è stato utilizzato per comprendere al meglio le caratteristiche, il comportamento dei bimrocks e per poter distinguere i blocchi dalla matrice tramite le osservazioni sugli affioramenti, immagini fotografiche o mappe disponibili prima di effettuare dei sondaggi esplorativi. L'autosomiglianza riferita al bimrock implica che ciò che si osserva sull'affioramento o tramite immagini fotografiche è rappresentativo di ciò che si ha a larga scala, cioè su tutta la formazione complessa, valutando diagrammi di frequenza e di distribuzione dimensionale costruiti secondo il concetto di d_{mod} , massima dimensione osservabile.

La teoria è stata basata sul fatto che la dimensione frattale D fosse misurabile (Mandelbrot, 1983); per dimensione frattale si intende una frazione della dimensione totale. Sono presenti più di dieci tipi di dimensione frattale, ma la più comune è quella che descrive D come:

$$D = \frac{\log N(r)}{\log(r)} \quad (2.1)$$

dove $N(r)$ è la frequenza numerica della variabile r che a sua volta rappresenta una classe dell'intervallo di frequenza del numero dei blocchi. La dimensione frattale D rappresenta la grandezza assoluta della pendenza della funzione quindi non è altro che l'esponente della legge di potenza negativa utilizzata per esprimere la frequenza relativa degli elementi, N :

$$N = r^{-D} \quad (2.2)$$

La distribuzione dei blocchi della formazione complessa in California è stata indicata come una distribuzione frattale secondo un determinato processo (Medley, 1994).

Inizialmente sono state misurate le massime dimensioni osservabili, d_{mod} , di 1900 blocchi a partire da varie immagini, considerando esclusivamente i blocchi contenuti interamente nell'area di osservazione; per questa operazione è stato utile l'utilizzo della stereologia al fine di registrare automaticamente le informazioni volute; inoltre le regioni dalle forme irregolari sono state indicate ed è stata misurata l'intera area di interesse.

Successivamente sono state definite delle classi di dimensione dei blocchi in maniera che ogni classe fosse il doppio di quella precedente, secondo una progressiva geometrica. Come indice di ogni classe è stato scelto il valore finale, il maggiore dell'intervallo, a differenza di quello medio che solitamente si utilizza per studi statistici; anche se non sempre la grandezza di tale valore rappresenta con precisione, per classi più grandi, i dati contenuti in essa. Al fine di scegliere le classi e di conseguenza i valori indice è stato scelto un "nodo" di partenza per una classe e le altre sono state scelte secondo una progressiva geometrica per valori maggiori e minori. Il valore del nodo è stato scelto secondo un metodo standard, per misure bidimensionali è stata valutata l'area contenente tutti i blocchi. Sono state sottratte le aree dei blocchi contenuti solo parzialmente nell'area totale oggetto di osservazione, ottenendo un'area di misurazione del blocco indicata con A , è stato valutato poi il 5% della radice quadrata di A , questo valore rappresenta il nodo dal quale sviluppare le altre classi.

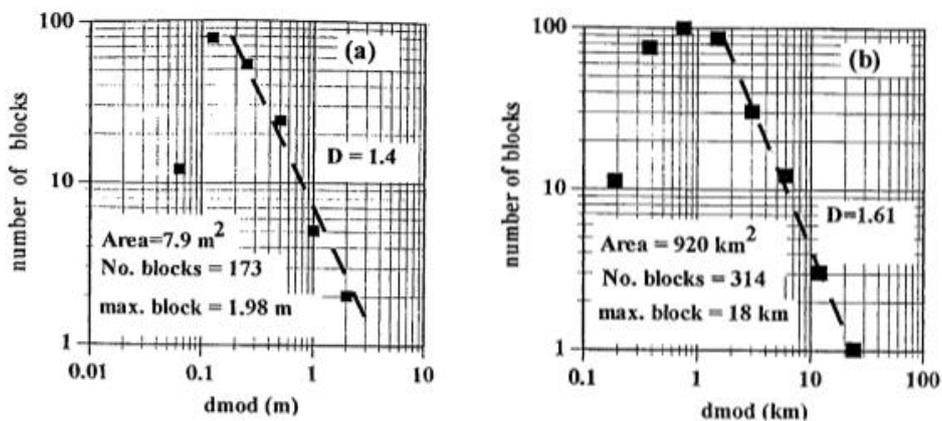


Figura 2.3: Log- istogrammi: a) dati ottenuti da una fotografia per un'area di 7.9 m²; b) dati ottenuti da mappe geologiche per un'area di 920 km² (Medley, 1994)

Sono stati valutati i blocchi contenuti in ciascuna classe e il loro numero è stato diagrammato con il valore di d_{mod} osservato in scala logaritmica. In Figura 2.3 sono stati riportati due log-istogrammi ottenuti da due differenti tipi di misurazione, immagini fotografiche e mappe geologiche, e relative a differenti aree.

L'autosomiglianza di per sé è stata considerata come una condizione necessaria ma non sufficiente per dimostrare l'indipendenza dalla scala. Affinché essa possa essere dimostrata bisogna estendere il concetto di distribuzione frattale a più scale di osservazione.

La distribuzione è stata adimensionalizzata dividendo la dimensione misurata per la radice quadrata dell'area contenente i blocchi, (d_{mod}/\sqrt{A}). La frequenza numerica dei blocchi è stata convertita in frequenza relativa, per ogni area osservata, dividendo il numero di blocchi di ogni classe geometrica per il numero totale di blocchi.

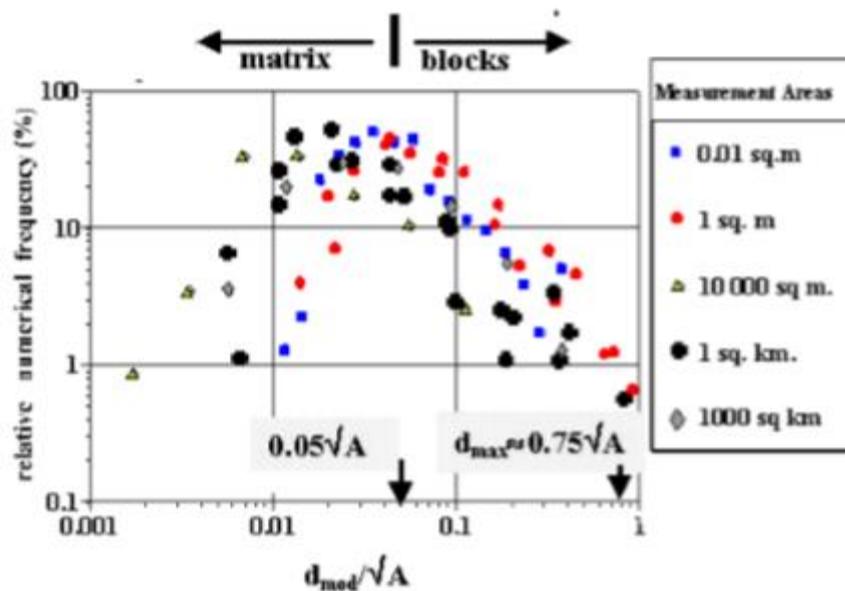


Figura 2.4: Istogramma logaritmico dei 1900 blocchi analizzati (Medley, 2001)

Nonostante le classi geometriche siano varie tra loro è stato osservato come le distribuzioni siano tra loro simili essendo caratterizzate da un andamento

parabolico con un ramo ascendente, un picco e un ramo discendente. Ad una frequenza relativa del 30-50% si è osservato un picco al valore di $0.05\sqrt{A}$; per valori minori del picco, nel ramo ascendente, si ha una sottostima dei blocchi più piccoli rispetto alla scala di osservazione. Questo può essere dovuto alla limitata risoluzione dell'immagine originale. La pendenza del ramo varia a seconda della fonte di osservazione di riferimento e la sua qualità, ciò si traduce in frequenze relative minori; mentre a destra del picco, nel tratto discendente, il blocco più grande si osserva al valore di d_{mod}/\sqrt{A} pari all'unità, ciò vuol dire che il blocco più grande vale \sqrt{A} indipendentemente dalla scala di interesse; comunque quasi la totalità dei blocchi misurati, circa il 99%, ha misura inferiore al $0.75\sqrt{A}$, definendo questo valore come la dimensione ragionevolmente più grande dei blocchi, d_{max} .

Nel tratto discendente la distribuzione è un frattale, o comunque segue una legge di potenza con esponente negativo, con la dimensione frattale rappresentata proprio dal valore assoluto della pendenza di questo tratto. Questo valore rappresenta come detto in precedenza l'esponente della legge di potenza. Il valore limite che permette di distinguere la matrice dai blocchi è stato definito pari a $0.05\sqrt{A}$, perché si è osservato come blocchi di dimensioni inferiori al limite rappresentino l'1% della distribuzione e non apportino cambiamenti nel comportamento del bimrock (Figura 2.4).

Si è osservato inoltre che i bimrocks analizzati mostrano una dimensione frattale nell'intervallo compreso tra 1.1 e 1.7, con valore medio pari a 1.3. Nella distribuzione tridimensionale la dimensione frattale è stata valutata semplicemente aumentando i valori di un'unità, in questo modo il valore medio è pari a 2.3. Ciò significa che per n blocchi contenuti in una classe in quella precedente ce ne saranno $n^{2.3}$ e circa 0.2 in quella successiva. Di conseguenza, le informazioni di una sola classe geometrica possono essere sufficienti per definire la distribuzione di essi all'interno di tutto il materiale.

In generale grazie agli studi effettuati sulle distribuzioni è stato mostrato come le dimensioni frattali, ottenute tramite l'analisi delle carote (1D) e quelle riferite alla dimensione massima osservabile (2D) sono comprese tra

un valore di 1 e 2. Nei casi tridimensionali la dimensione frattale dovrebbe essere compresa tra 2 e 3, tuttavia alcuni autori hanno riscontrato, in un'area di origine vulcanica, valori compresi tra 3.3 e 8 (Howe et al., 1992), mentre altri hanno ottenuto valori compresi tra 1.44 e 3.54 per 21 materiali di cui 15 di questi compresi tra i valori 2 e 3.05 (Turcotte, 1986).

2.1.2 Dimensione caratteristica L_c

Una volta dimostrata l'indipendenza di scala è stato necessario definire una dimensione caratteristica al fine di determinare i blocchi ritenuti significativi all'interno del bimrock e descrivere al meglio il sito alla scala rappresentativa del problema.

La lunghezza descrittiva è stata definita come dimensione ingegneristica caratteristica indicata come L_c (Medley, 1994). Il suo uso ha lo stesso scopo degli indicatori di scala che vengono posti in una fotografia, senza i quali non si riuscirebbe ad apprezzare la scala stessa dell'immagine e il bimrock non sarebbe caratterizzabile. In generale è stato assunto che questa dovesse essere la minima dimensione necessaria per descrivere:

- il sito, ad esempio la dimensione dell'oggetto di studio;
- il provino utilizzato in laboratorio;
- le prove in situ;
- il problema ingegneristico.

La dimensione caratteristica varia a seconda della situazione da rappresentare, ad esempio si può assumere:

- vista in pianta: \sqrt{A} dove con A si indica l'area del sito, escludendo i blocchi non contenuti interamente;
- vista sezione trasversale: la minor profondità media o in alternativa \sqrt{A} della sezione dell'oggetto di analisi;

-
- sezione trasversale in frana: profondità media della frana, o profondità media dei fori di sondaggio qualora la geometria della frana sia poco nota;
 - fondazioni superficiali: minima dimensione della fondazione o profondità del cedimento totale;
 - gallerie: diametro di scavo o larghezza della zona di influenza degli sforzi indotti dalla costruzione nel terreno;
 - scavi: altezza di scavo o profondità della superficie di scivolamento;
 - fondazioni della diga: larghezza o altezza della diga o la minima profondità di progetto;
 - provini di laboratorio: se cilindrico il diametro altrimenti per qualsiasi altra forma la dimensione minima;
 - la dimensione, stimata od osservata, del blocco più grande nel sito.

Alla scala di interesse della dimensione caratteristica è stato necessario definire un valore limite al fine di valutare quali siano i blocchi significativi, osservando così come un blocco ad una certa scala di interesse possa essere studiato come parte della matrice stessa su una scala più ampia oppure come roccia compatta ad una scala più piccola. È stato definito un approccio empirico con lo scopo di valutare il valore di soglia. Per comprenderlo si è riportato in Figura 2.5 un grafico adimensionalizzato utile nel caso dei bimrock data l'indipendenza di scala. Il grafico mostra il contributo cumulato dei blocchi in riferimento a vari diametri dei blocchi, alle aree di sezione e alle superficie e volume dei blocchi. Il grafico si riferisce ad una distribuzione frattale di bimrock con dimensione frattale D pari a 1.2 (Lone Tree Slide, Highway 1, Marin country, California).

Si osserva che la massima dimensione misurata, d_{mod} , è compresa tra 0.3 m e 55 m, considerando quest'ultima come d_{max} . In alcune situazioni, come già espresso, d_{mod} è stata approssimata con il valore di \sqrt{A} riferito al sito, oppure sostituita con la dimensione caratteristica L_c . Si constata come i blocchi piccoli, caratterizzati da piccoli valori di d_{mod}/d_{max} , rappresentino la maggior parte dei blocchi presenti ma allo stesso tempo diano piccoli contributi alla

superficie totale, all'area della sezione e al volume dei blocchi. In particolare, blocchi con un diametro inferiore al valore di 5% di d_{max} rappresentano il 95% dei blocchi, ma ai fini della valutazione volumetrica costituiscono solo l'1%. È stato assunto come i blocchi minori del $0.05 d_{max}$ contribuiscano in maniera trascurabile alla resistenza del bimrock, poiché è stato evidenziato come ci sia una relazione tra la proporzione volumetrica dei blocchi e la resistenza generale del bimrock.

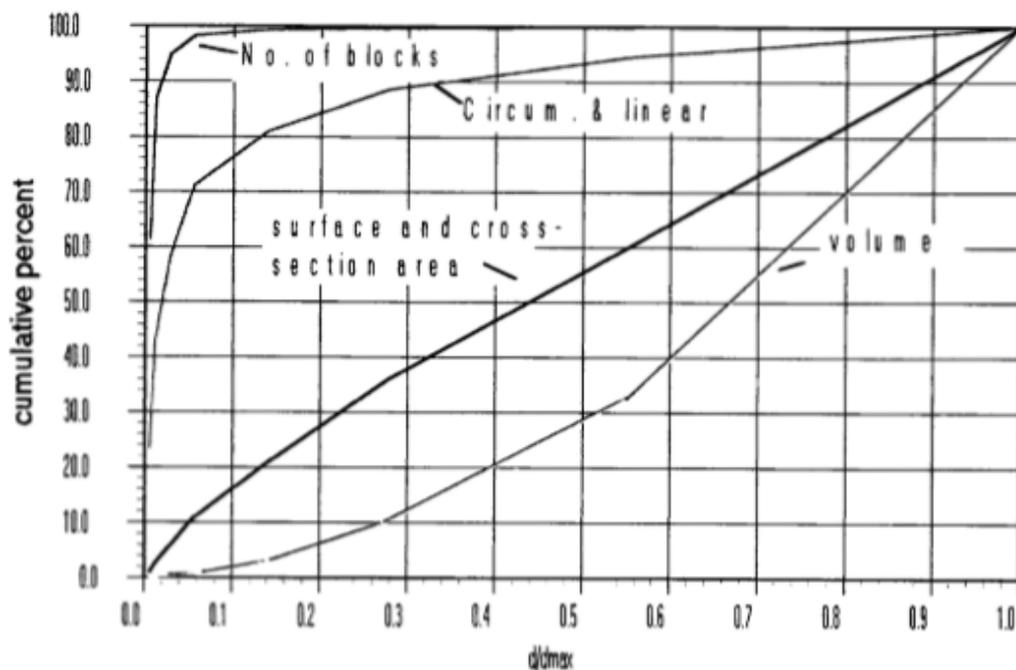


Figura 2.5: Grafico adimensionale della distribuzione dimensionale dei blocchi, per una popolazione di bimrock in California, con diametri compresi tra 0.3m e 55m. Blocchi più piccoli del 5% della dimensione del blocco più grande rappresentano il 95% del numero totale di blocchi ma meno dell'1% del volume totale. La soglia è stata definita come $0.05 d_{max}$ (Medley, 1994)

Tuttavia, i blocchi con valore inferiore alla soglia non sono sempre trascurabili, ad esempio nel caso della valutazione della lunghezza circonferenziale o lineare dei blocchi, il loro contributo permette di definire, tramite analisi bidimensionali, la potenziale superficie di rottura che si sviluppa in maniera tortuosa attorno i blocchi. La scelta della soglia pari al $5\% d_{max}$ è supportata anche da quanto espresso in § 2.1.1 in riferimento all'indipendenza di scala.

Questo criterio è stato formulato secondo considerazioni geometriche. Da un punto di vista meccanico la differenza tra blocco e matrice è stata valutata in maniera differente, poiché in questo modo pur offrendo un contributo alla resistenza la rottura può avvenire nella matrice come nei blocchi piccoli che vengono trascurati.

Per la stima del limite superiore per la determinazione del blocco più grande da valutare all'interno del bimrock è stato fatto riferimento al valore di $0.75 d_{max}$, in accordo con quanto esposto precedentemente, cioè che il 99% dei blocchi ha mostrato una dimensione inferiore al valore di $0.7 d_{mod}/d_{max}$ (Figura 2.4) (Lindquist, 1994).

In Figura 2.6 è stato riportato un esempio di come sia essenziale considerare l'esistenza dei blocchi durante la costruzione ad esempio di strade, gallerie e condotte mostrando come vari la scelta di L_c tra le varie scale di osservazione.

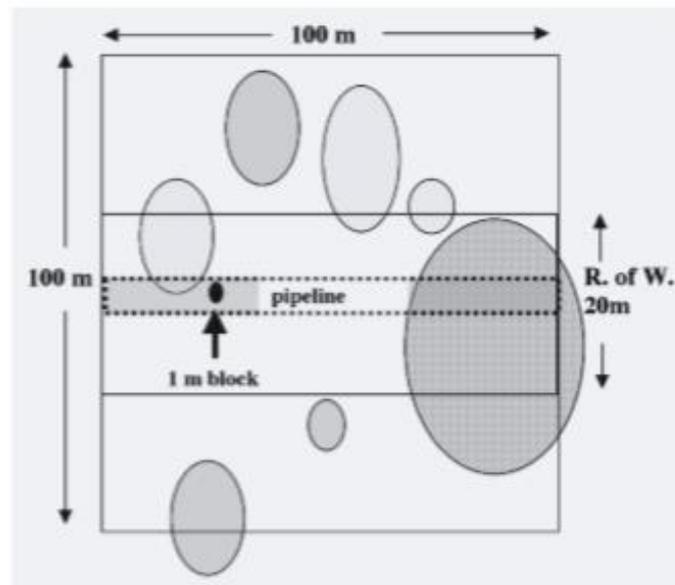


Figura 2.6: Schema rappresentativo di differenti scale di interesse per un'area oggetto di costruzione di 20m di strada e scavo di 2mx2m per la realizzazione di una condotta (Medley, 2001)

A partire da una mappa geologica è stato valutato un sito con area pari a 10000 m^2 , per la scala d'interesse di tutto il sito è stata considerata come dimensione caratteristica L_c il valore di \sqrt{A} pari a 100 m. Il valore di soglia per la

distinzione fra blocchi e matrice è stato definito pari a 5m, equivalente a $0.05 L_c$. A questa scala di interesse il blocco di grandezza 1m, posto al centro dell'immagine, è stato considerato come facente parte della matrice, mentre l'elemento posto sulla destra è stato valutato effettivamente come un blocco perché presenta una dimensione inferiore al limite pari a $0.75 L_c$, cioè 75 m, ma superiore ai 5 m.

Successivamente è stata osservata la scala di interesse relativa alla costruzione di 20m di strada, assumendo proprio la lunghezza della strada come dimensione caratteristica. Il valore di soglia tra blocco e matrice in questo caso vale 1m, dunque l'elemento posto al centro in questo caso è stato considerato come blocco; il valore del blocco più grande considerabile è pari a 15m e dunque il blocco osservabile sulla destra è stato valutato come roccia compatta, tuttavia nella costruzione della strada problematici sono stati sia i blocchi più grandi di 1m sia la roccia compatta.

Infine, è stata considerata la scala di interesse relativa la costruzione della condotta, considerando come L_c il diametro della condotta pari a 2m. In questo caso i valori limite risultano 0.1m, per la distinzione tra blocco e matrice, e 1.5m, per valutare il blocco più grande da tener in conto, pari rispettivamente a $0.05 L_c$ e $0.75 L_c$. Anche in questo caso, come nella costruzione della strada, l'elemento centrale è stato considerato come un blocco, ma in questo caso si avvicina maggiormente alla soglia superiore rappresentando un grande ostacolo nella progettazione ed esecuzione della condotta.

2.1.3 Stima della percentuale volumetrica: metodo sperimentale

I blocchi con le loro caratteristiche influenzano e determinano la resistenza totale del bimrock, in particolare questa risulta incrementata maggiore è il contrasto tra le proprietà del blocco e della matrice e maggiore risulta la variabilità dimensionale dei blocchi. Questo perché la presenza dei blocchi

permette che le superfici di rottura si sviluppino in maniera tortuosa attorno ad essi. La percentuale volumetrica dei blocchi influenza anche le caratteristiche di deformabilità. In generale è stato evidenziato come una percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) inferiore al 25% non abbia alcuna influenza sul comportamento del bimrock, e questo può essere modellato a partire dai soli dati disponibili sulla matrice, mentre rilevanti a tal fine sono risultate le VBP comprese tra il 25% e il 75%. Per valori superiori al 75% i blocchi tendono ad essere in contatto tra loro e non si ha un incremento nella resistenza. Dunque, per la determinazione delle proprietà geomeccaniche dei bimrocks risulta necessario valutare la percentuale volumetrica dei blocchi. Questa è valutata tramite stime bidimensionali approssimate ottenute grazie alle osservazioni sugli affioramenti, oppure stime monodimensionali tramite l'esecuzione di fori di sondaggio. Per misure lineari della proporzione volumetrica si intende il rapporto tra il valore della somma delle varie intercette tra blocco e foro di sondaggio e la lunghezza totale di quest'ultimo. È possibile assumere che vi sia un'equivalenza tra la distribuzione volumetrica e quella monodimensionale e bidimensionale solamente quando si ha un numero sufficiente di campioni da analizzare, poiché data la varietà di dimensione e di distribuzione dei blocchi all'interno del bimrock non è possibile determinarne la percentuale volumetrica con buona approssimazione se le informazioni a disposizione sono esigue. È stato individuato come limite di lunghezza totale dei campioni da utilizzare un valore pari a $10 d_{max}$. In questo caso la stima lineare monodimensionale è apparsa comparabile con quella tridimensionale a meno di un errore od incertezza che può essere stimato. Il fattore di correzione è stato ottenuto da Medley (1997) grazie allo studio di centinaia di modelli di melanges, fabbricati secondo una distribuzione di dimensione e percentuale volumetrica nota, comparati con i campioni ottenuti dai sondaggi. Il fattore di incertezza dipende: da forma, orientamento e distribuzione volumetrica dei blocchi, dalla lunghezza totale delle misurazioni e dalla stessa stima lineare; può assumere valore positivo o negativo. Il fattore correttivo ottenuto può essere applicato per ridurre la distribuzione volumetrica ottenuta, secondo un

approccio conservativo, quando questa è utilizzata per valutare e assegnare i parametri di resistenza; mentre nel caso di valutazione dei costi esecutivi il fattore correttivo deve essere applicato per aumentare la stima di distribuzione volumetrica, in questo modo si ha una sovrastima dei costi e quelli aggiuntivi, dovuti alle problematiche riscontrate in fase esecutiva, risultano limitati.

Utile ai fini della stima volumetrica è acquisire delle fotografie anche dei campioni ottenuti durante i sondaggi, grazie alle foto è possibile visualizzare i blocchi e valutarne l'area occupata, tramite un'operazione manuale oppure sfruttando i principi della stereologia già espressi nei paragrafi precedenti.

La percentuale volumetrica può essere valutata anche attraverso prove di laboratorio, data l'indipendenza di scala. Infatti, le carote estratte ed analizzate in laboratorio risultano rappresentative dell'intero sito di interesse. Dai provini si può valutare la percentuale volumetrica, infatti, dopo un'accurata disaggregazione del materiale, i blocchi ritenuti significativi sono recuperati tramite un setaccio, come quello utilizzato per le prove granulometriche. Il volume viene valutato pesando i blocchi una volta nota la densità specifica di essi, oppure valutando la densità del provino e leggendo la percentuale volumetrica direttamente dalla curva di densità lineare che ha intervallo 100% densità della matrice e 100% densità del blocco (Lindquist & Goodman, 1994).

Le difficoltà che caratterizzano il problema della stima della percentuale volumetrica hanno suggerito lo sviluppo di un metodo sperimentale (Medley, 2001).

Inizialmente è stata scelta la dimensione caratteristica L_c e si è indicato con il 5% di essa il valore limite per distinguere la matrice dai blocchi, ignorando così tutti i valori inferiori ottenuti tramite analisi monodimensionali. La proporzione lineare dei blocchi (PBL) è stata calcolata dividendo la somma delle singole intercette del foro con la lunghezza totale del foro, così per ottenere la percentuale volumetrica dei blocchi si è utilizzato il grafico riportato in Figura 2.7, che permette di ottenere il fattore di incertezza necessario al fine di valutare una corretta percentuale volumetrica dei blocchi.

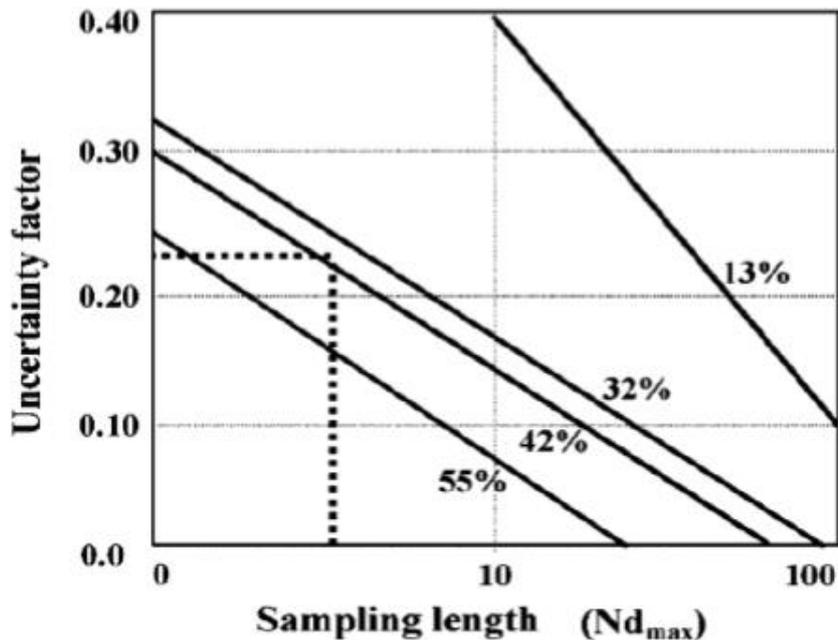


Figura 2.7: Grafico per la stima del fattore di incertezza a partire dalla distribuzione lineare (Medley, 1997)

Il punto di partenza è stata la stima di d_{max} , massima dimensione attesa del blocco, si è calcolato un multiplo N di d_{max} indicato con (Nd_{max}) , dividendo la lunghezza totale del foro per d_{max} . Introdotto questo valore nel grafico, intercettata la linea relativa alla proporzione lineare è stato ottenuto il fattore di incertezza. Per valutare la distribuzione volumetrica è stato moltiplicato il fattore di incertezza ottenuto per la distribuzione lineare osservata, si è sottratto questo valore alla PBL per ottenere il limite inferiore mentre lo si è aggiunto per ottenere quello superiore.

Il metodo è stato utilizzato, ad esempio, nel nord della California nella località della diga di Scott, dove si stimava che la rottura avvenisse tramite scivolamento di una zona di spessore 3m. Questo valore è stato assunto come dimensione caratteristica L_c . Il 5% di tale valore, 0.15m, rappresenta la soglia tra blocco e matrice; tramite osservazioni in situ è stato stimato un valore di d_{max} pari a 30m. Sono stati effettuati dei fori di sondaggio per una lunghezza totale di 360m ma solo 150m di questi sono stati analizzati, la lunghezza totale

dei sondaggi equivaleva a circa $5_{d_{max}}$. Tramite osservazioni fotografiche dei campioni ottenuti è stata stimata la distribuzione lineare dei blocchi pari al 40%. Interpolando questo valore con la lunghezza di campionamento di $5_{d_{max}}$ è stato ottenuto un fattore di incertezza pari a 0.23. L'intervallo di distribuzione volumetrica è stato ottenuto sottraendo e sommando il fattore di incertezza alla distribuzione lineare come: $40\% \pm 0.23 \cdot 40\%$, oppure $40\% \pm 9\%$ in modo da ottenere un limite inferiore del 31% e uno superiore del 49%. In via cautelativa è stato considerato il limite inferiore dell'intervallo per la stima della distribuzione volumetrica e il valore pari al 31% è stato assunto come una stima conservativa per rappresentare i bimrock alla base della diga (Goodman & Ahlgren, 2000).

2.1.4 Modelli di Lindquist e Medley

Gli studi condotti su modelli fisici hanno permesso di ottenere informazioni sulle proprietà dei bimrock ed in particolare comprendere la relazione tra la proporzione volumetrica dei blocchi e la resistenza di un bimrock (Lindquist, 1994) e, come già illustrato precedentemente, individuare la stima del fattore di incertezza per la valutazione corretta della proporzione volumetrica a partire da quella monodimensionale (Medley, 2001).

2.1.4.1 Modelli di Lindquist

Lindquist ha concentrato gli studi sulla determinazione del meccanismo di frattura, valutando i risultati delle prove triassiali di oltre 100 provini di dimensioni 150 mm per il diametro e 30 mm per l'altezza. Le caratteristiche considerate nella costruzione dei modelli fisici sono state definite basandosi sulle informazioni limitate alle sole osservabili ed ottenibili in situ; sono stati osservati gli affioramenti presenti lungo la costa californiana. La forma dei blocchi è stata fatta variare da lenticolare a tabulare e da rotonda ad allungata, con un rapporto tra gli assi compreso tra 2 e 3.

I provini sono stati fabbricati utilizzando terreno cementato per la simulazione sia dei blocchi che della matrice, con la differenza che per i blocchi è stata impiegata una miscela cementata con sabbia mentre per la matrice una miscela cementata con argilla. Le zone di taglio della matrice sono state simulate tramite l'utilizzo di strati sottili di cera ricoperti di talco. È stata fatta variare la percentuale volumetrica, circa 30%, 50% e 70%, e l'orientazione dei blocchi, 0°, 30°, 60° e 90° (Figura 2.8).

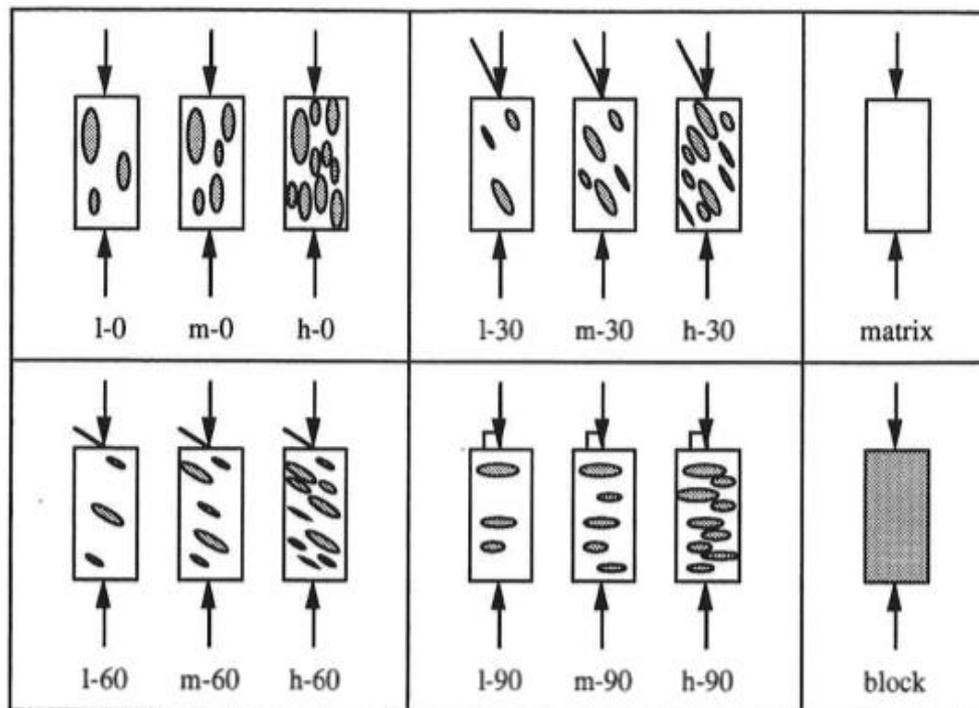


Figura 2.8: Schema dei tipi di provino (Lindquist, 1994)

La dimensione frattale scelta per la rappresentazione della distribuzione volumetrica della forma dei blocchi è stata posta pari a 2; la dimensione dei blocchi osservati in situ variava da un valore medio per i grandi di 1165 mm fino ad un valore medio per i piccoli di 12 mm, quest'ultimo è stato considerato come valore limite tra blocco e matrice. Sono state definite 4 classi di dimensione del blocco caratterizzate da un intervallo di dimensione e percentuale volumetrica:

-
- Classe 1: dimensione tra 10 mm-19 mm e frequenza relativa dei blocchi 73.5%;
 - Classe 2: dimensione tra 19 mm-38 mm e frequenza relativa dei blocchi 18.9%;
 - Classe 3: dimensione tra 38 mm-75 mm e frequenza relativa dei blocchi 4.7%;
 - Classe 4: dimensione tra 75 mm-150 mm e frequenza relativa dei blocchi 1.2%.

In definitiva sono stati creati 5 provini per ogni categoria mostrata in Figura 2.8, 7 provini di sola matrice e 10 provini formati solo da blocchi; cioè un totale di 67 provini di diametro 150 mm e 10 provini con diametro 50 mm, se si considerano anche i provini utilizzati come prova per la preparazione dei vari modelli sono stati testati più di 180 provini.



Figura 2.9: Esempio di provino artificiale creato in laboratorio sul quale è tracciato il percorso di rottura e la rappresentazione della superficie laterale sulla pellicola (Lindquist, 1994) (Fotografie fornite da Medley)

Le superfici laterali dei provini sono state rivestite con una pellicola, sono state rappresentate su di essa e successivamente fotografate in maniera tale da poterle analizzare e stimare diversi parametri, in particolare per comprendere se la frazione volumetrica dei blocchi valutata secondo analisi mono e bidimensionali fosse rappresentativa della realtà (Figura 2.9).

Tramite le analisi dei provini è stato mostrato come la distribuzione tridimensionale non fosse ben rappresentata da quella monodimensionale. Comunque, è stato osservato che la frequenza relativa della distribuzione volumetrica dei blocchi di piccole dimensioni fosse correlata con il picco della distribuzione lineare. In questo modo il picco può essere indice del valore di soglia matrice/blocco. In generale la coda della distribuzione lineare si estendeva fino a 3 classi dimensionali minori della più piccola osservata tridimensionalmente, questo a supporto del fatto che i valori ottenuti tramite le intercette siano minori delle dimensioni del blocco più piccolo, tuttavia come detto in precedenza è stato notato come per VBP alte e orientamento di 90° le due distribuzioni risultano comparabili, questo perché la possibilità che il sondaggio intercetti più blocchi o che più sondaggi intercettino lo stesso blocco è maggiore e la stima risulta migliore (Figura 2.10).

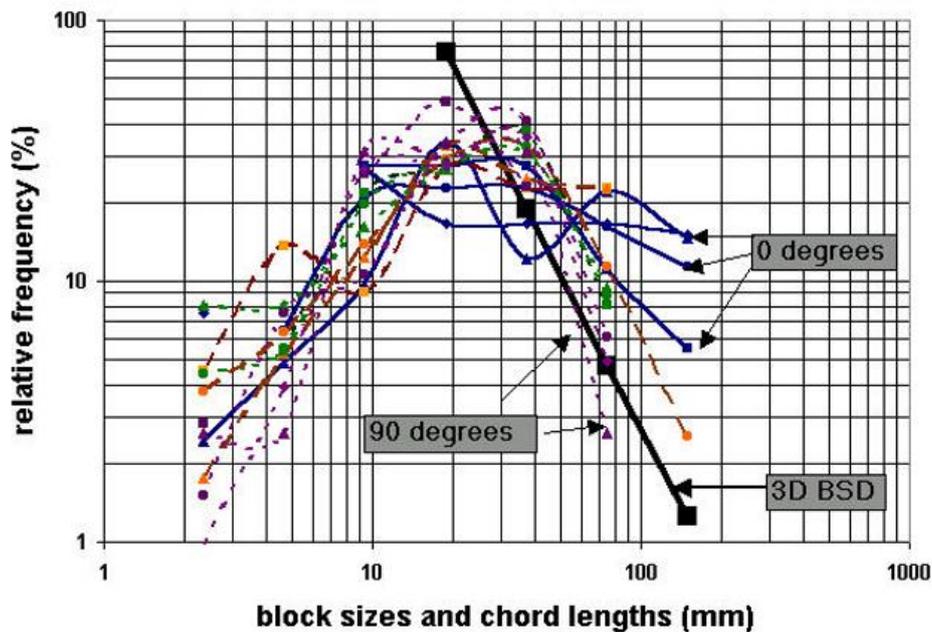


Figura 2.10: Distribuzione logaritmica della frequenza relativa monodimensionale comparata a quella tridimensionale ottenuta dall'analisi dei provini di Lindquist (Grafico fornito da Medley, 2002)

Il limite dei modelli di Lindquist è che questi fornivano dati in base a varie proporzioni e orientazioni dei blocchi, ma le misure erano riferite a sole dieci

linee di scansione per provino, misurate sulla superficie, per comprendere al meglio le incertezze presenti tra i dati così ottenuti e le proprietà note dei modelli e soprattutto le incertezze legate alla stima della distribuzione volumetrica a partire da misure monodimensionali, sono stati condotti studi su provini fabbricati da Medley.

2.1.4.2 Modelli di Medley

Da Medley Sono stati creati quattro modelli fisici utilizzando il Gesso di Parigi per la matrice e plastilina, argilla e riso integrale per i blocchi; con proporzioni volumetriche pari a 13%, 32%, 42% e 55%; forma ellittica; dimensione frattale D pari a 2.3 per la distribuzione di forma dei blocchi; orientamento dei blocchi generalmente verticale o 0° .

I provini sono stati realizzati con un'altezza compresa tra 1110 mm e 150 mm, una larghezza pari a 100 mm e lunghezza di 170 mm. La dimensione massima del blocco più grande è stata valutata come $0.75\sqrt{A}$, dove A vale 17000 mm^2 , cioè circa 98mm; i blocchi sono stati creati suddividendoli in cinque classi con valori estremi $0.05\sqrt{A}$ e $0.8\sqrt{A}$, ciascuna classe è rappresentata da una percentuale relativa di blocchi:

- Classe 1: dimensione $0.05\sqrt{A}$ frequenza 79.7%;
- Classe 2: dimensione $0.1\sqrt{A}$ frequenza 16.2%;
- Classe 3: dimensione $0.2\sqrt{A}$ frequenza 3.3%;
- Classe 4: dimensione $0.4\sqrt{A}$ frequenza 0.7%;
- Classe 5: dimensione $0.8\sqrt{A}$ frequenza 0.1%.

In totale il numero di blocchi per ogni modello variava tra 2200 per la percentuale volumetrica del 13% e 7350 per quella del 55%.

Una volta fabbricati i provini sono stati divisi in dieci parti, ogni porzione è stata fotografata ed analizzata attraverso dieci linee di scansione in modo da simulare l'effetto di dieci sondaggi, ottenendo così cento distribuzioni monodimensionali per ogni modello (Figura 2.11).

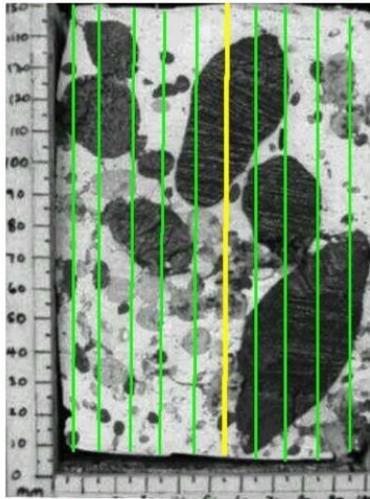


Figura 2.11: Porzione di un modello con distribuzione volumetrica al 42%, con evidenziate le dieci linee di scansione, la linea gialla rappresenta la centrale (Medley, 1997)

Sebbene il numero di campioni fosse considerevole è stato mostrato come vi sia solo una piccola corrispondenza tra le due distribuzioni. Anche se l'80% della frequenza relativa dei blocchi fosse di piccola dimensione, poche sono le corde osservate a queste dimensioni (Figura 2.12 e Figura 2.13).

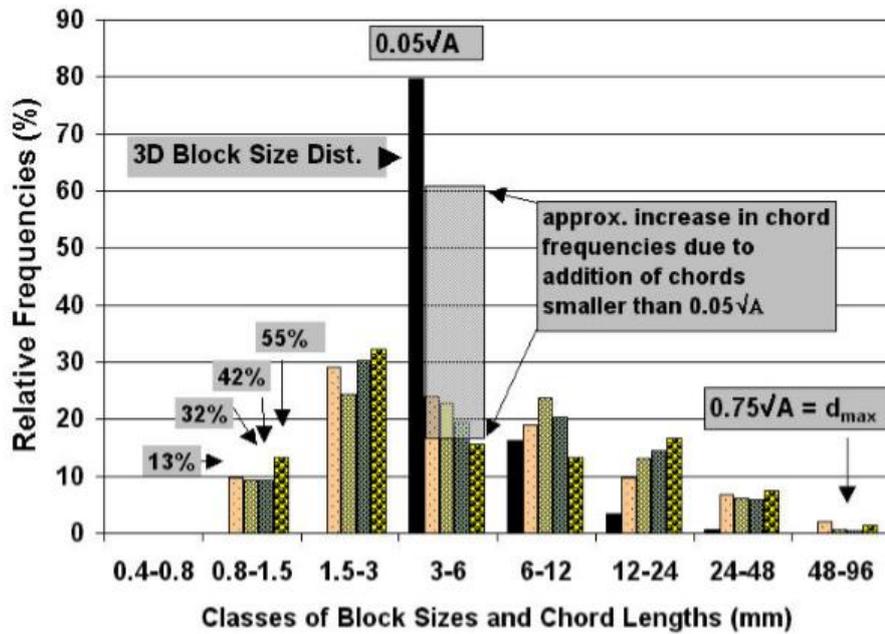


Figura 2.12: Istogramma della distribuzione tridimensionale dei blocchi (barre nere) per i quattro modelli fisici, lunghezze delle intercette per le 400 linee di scansione analizzate (Medley, 2002)

I blocchi più grandi hanno presentato maggior possibilità di essere intercettati dai sondaggi anche se non nella dimensione maggiore. Per le stesse classi dimensionali è stato notato come la frequenza relativa della massima lunghezza dell'intercetta (1D) sia maggiore della frequenza relativa dei blocchi, questo perché poche corde di grande lunghezza, in una quantità totale di misure lineari piuttosto modesta, influenzano maggiormente la frequenza relativa monodimensionale.

È stato posto in evidenza che potrebbe essere operata una correzione per far sì che la distribuzione monodimensionale sia più simile a quella tridimensionale. Infatti, secondo le analisi condotte, le intercette di piccole lunghezze siano comunque generate da blocchi più grandi. Allora sono state aggiunte le frequenze relative delle intercette inferiori alla dimensione più piccola del blocco, quindi nell'intervallo 0.75 mm-1.5 mm e 1.5 mm-3.00 mm, alle frequenze relative del più piccolo blocco, cioè 3 mm-6 mm o $0.05\sqrt{A}$. Questo può essere effettuato perché le corde di piccole dimensioni sono state generate comunque dai blocchi più grandi. In questo modo ci sarebbero dei blocchi, della stessa piccola dimensione, in aggiunta alle misure delle intercette di valore più piccolo; l'aggiunta di intercette più piccole della soglia blocco/matrice aumenta le frequenze relative della classe 3 mm-6 mm di circa il 40% fino quindi al 60% totale, che, anche se inferiore alla frequenza relativa tridimensionale dell'80%, rappresenta comunque un miglioramento.

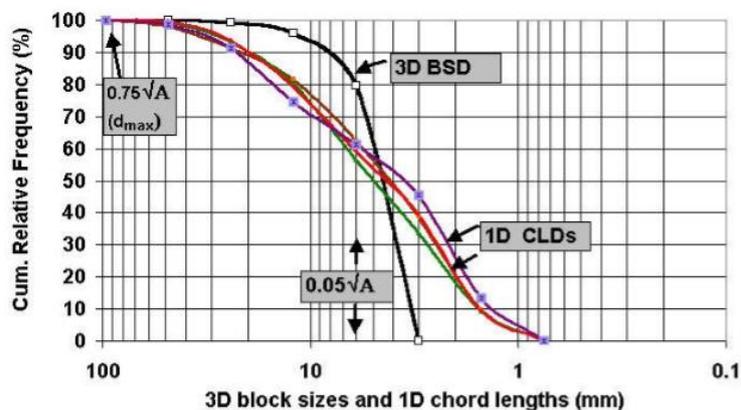


Figura 2.13: Rappresentazione della distribuzione reale tridimensionale e monodimensionale, secondo la rappresentazione utilizzata per la granulometria (Medley, 2002)

2.2 Proprietà meccaniche

La caratterizzazione meccanica di un bimrock risulta un'operazione complicata in riferimento alla complessità che le formazioni complesse presentano. Come già esposto precedentemente, la prima difficoltà consiste nel riconoscere questo tipo di formazioni, successivamente il problema riguarda la loro caratterizzazione. Le proprietà meccaniche di un bimrock dipendono da più fattori: le caratteristiche meccaniche della matrice, la percentuale volumetrica, la forma, la distribuzione dimensionale e l'orientamento dei blocchi.

Nel corso degli anni sono state proposte varie soluzioni, inizialmente è stato pensato di poter trascurare la presenza dei blocchi all'interno del materiale e progettare secondo le sole caratteristiche della matrice, ma questo comportava da una parte un approccio troppo conservativo e dall'altra, nel momento in cui non si tiene conto della presenza di un materiale più resistente, problematiche tecniche e costruttive non previste con conseguenti modifiche del progetto e utilizzo di ulteriori risorse economiche non previste.

In riferimento alle argille scagliose italiane da parte di D'Elia et al. (1984) è stato affermato che non era stato possibile determinare le proprietà meccaniche a partire da test di laboratorio, della formazione complessa osservata nel nord Italia, data la complessità, seppur fossero note la litologia e le caratteristiche strutturali del materiale. La difficoltà consisteva nel fatto che il materiale si presentava come troppo eterogeneo per essere ben rappresentato in un provino, senza contare il fatto che ottenere dei campioni indisturbati sia già di per sé una grande problematica. Inoltre, anche se questo fosse possibile, i campioni difficilmente sarebbero rappresentativi di tutta la formazione complessa. Dunque, è stato deciso di seguire un altro metodo, ottenendo dei campioni rappresentativi della sola matrice e dei soli blocchi e valutare la resistenza del bimrock come una media pesata delle caratteristiche di blocco e matrice in base alla VBP (Volpe et al., 1991). Secondo questo approccio le stime della proporzione volumetrica, ottenute in situ e in

laboratorio, sono state utilizzate per determinare le caratteristiche meccaniche e di deformabilità di alcuni bimrock (Lindquist & Goodman, 1994).

Gli elementi di debolezza nelle formazioni complesse sono stati individuati nei contatti tra blocco e matrice, che possono essere evidenziati negli affioramenti e nei campioni ottenuti. Generalmente è possibile osservare come le zone di taglio della matrice si sviluppino attorno ai blocchi tramite i contatti tra questi e la matrice stessa, le zone più marcate solitamente si trovano in prossimità dei blocchi più grandi. Inoltre, la presenza di queste zone di taglio può condizionare l'orientamento dei blocchi da una zona all'altra della formazione.

Per poter parlare di bimrock è stato evidenziato in precedenza come sia necessario distinguere blocco e matrice, presentando i criteri basati sul rapporto di rigidezze (Lindquist, 1994) e sul rapporto tra angoli di attrito (Medley, 1994).

In realtà l'entità del contrasto tra matrice e blocco è funzione sia dell'angolo di attrito che della coesione. Per determinare un criterio di contrasto basato sulla resistenza si è fatto riferimento alla resistenza a compressione uniassiale (UCS), assumendo che questi test possano essere eseguiti con buona approssimazione su entrambi i materiali (Sonmez et al., 2004), secondo:

$$\frac{UCS_{blocco}}{UCS_{matrice}} > 1.5 \quad (2.3)$$

Per valori inferiori a quelli citati si è osservato che la rottura non segue un percorso attorno ai blocchi, ma anzi vi passa attraverso. Questo perché il contrasto tra matrice e blocco non risulta sufficiente per determinare zone di debolezza nei contatti.

La percentuale volumetrica dei blocchi influenza le caratteristiche meccaniche del bimrock. In generale è stato dimostrato in laboratorio come una percentuale compresa tra il 25% e il 75% determini un aumento proporzionale dell'angolo di attrito e del modulo di deformazione, in dipendenza anche dall'orientamento dei blocchi, mentre la coesione

diminuisce perché i contatti deboli tra matrice e blocchi sono maggiori. Per valori minori del 25% il comportamento del bimrock e le caratteristiche del bimrock sono determinate dalle proprietà della matrice, mentre per valori maggiori del 75% il comportamento è simile a quello di una massa rocciosa estremamente fratturata (Lindquist, 1994). Comportamenti simili sono stati riscontrati anche in terreni colluviali o terreni eterogenei di sabbia e argilla (Irfan & Tang, 1993).

La determinazione della resistenza di un bimrock non risulta comunque un'operazione semplice, per questo motivo è stato suggerito un metodo per la caratterizzazione:

- valutare l'entità del contrasto tra blocco e matrice;
- scegliere la dimensione caratteristica L_c alla scala di interesse;
- calcolare i valori di soglia: 5% di L_c per la distinzione tra blocco e matrice (d_{min}), 75% di L_c per la distinzione tra blocco e roccia fratturata (d_{max});
- effettuare sondaggi e analisi dei campioni per una lunghezza $\geq 10d_{max}$;
- valutare la distribuzione lineare totale (L_l);
- assumere che la distribuzione lineare sia equivalente a quella volumetrica e stimare l'incertezza della distribuzione tridimensionale tramite il metodo sperimentale (Figura 2.7);
- scegliere valori di progetto adatti;
- valutare i parametri di resistenza in laboratorio per differenti VBP e rappresentarli in funzione di essa;
- nel grafico del parametro valutato in dipendenza da VBP identificare il valore critico di percentuale e a seconda di esso seguire le linee progettuali delle seguenti tre regioni: con percentuali inferiori al 15%-25% utilizzare analisi proprie di terreni o rocce; con percentuali comprese tra 15%-25% e 65%-75% utilizzare i dati ottenuti dai grafici ottenuti al passo precedente; con percentuali maggiori al 65%-75% utilizzare le analisi proprie delle rocce.

2.2.1 Determinazione parametri di resistenza e deformabilità

Gli studi condotti in laboratorio (Lindquist, 1994) combinati con i dati di letteratura e prove triassiali effettuate su campioni prelevati nella formazione geologica presente nel sito della Diga di Scott in California hanno permesso di spiegare l'effetto della distribuzione volumetrica e dell'orientamento dei blocchi su rigidità, resistenza e superficie di rottura dei bimrocks. Le osservazioni sono state poi confermate da studi successivi effettuati secondo modellazione numerica (Barbero et al., 2006).

I modelli fisici utilizzati da Lindquist sono stati presentati nel §2.1.4. In generale grazie ai provini portati a rottura secondo prove triassiali è stato mostrato come e quanto la presenza dei blocchi influenzi i parametri di resistenza dei modelli. Aumentando la percentuale volumetrica dei blocchi presente nel provino è stato notato che aumentavano anche le zone di contatto tra blocco e matrice e che le zone deboli erano allineate con i blocchi grandi, anche se queste zone diminuiscono in maniera proporzionale con l'aumento della VBP. In particolare, i campioni con elevate proporzioni volumetriche hanno mostrato un numero maggiore di superfici di debolezza ben orientate e questo si è tradotto in una coesione minore.

L'incremento nell'angolo di attrito interno che ne è derivato è stato spiegato secondo due ipotesi, la prima è che essendo l'angolo di attrito interno delle zone di contatto tra matrice e blocco maggiore di quello della matrice pura allora ci si aspetta che anche quello del bimrock lo sia, anche se l'incremento risulta in parte mitigato dalla presenza di zone di debolezza che circondano i blocchi, dove si sviluppa il meccanismo di rottura. La seconda possibilità è descritta dal ruolo che i blocchi presentano nella determinazione della tortuosità presentata dalla superficie di rottura. I blocchi rappresentano sostanzialmente delle asperità lungo la superficie, queste comportano un aumento della dilatanza e la frattura della matrice affinché sia possibile lo scivolamento. Raramente la superficie di rottura passa attraverso i blocchi, dunque l'aumento della tortuosità spiega l'incremento proporzionale alla percentuale volumetrica del valore dell'angolo di attrito interno. È stato

osservato inoltre che alcuni provini caratterizzati da elevate VBP presentavano valori dell'angolo d'attrito interno maggiore di quello dei provini costituiti solo da blocchi (100% di VBP). Ciò è dovuto al fatto che si ha contemporaneamente la diminuzione della coesione, in ogni caso le resistenze complessive di taglio presentate da questi campioni risultano inferiori.

Anche se i test effettuati sui modelli fisici di Lindquist sono stati ritenuti abbastanza rappresentativi della realtà, questi presentano delle limitazioni:

- alcune caratteristiche che in situ risultano rilevanti non sono state considerate nei modelli, come ad esempio l'influenza di un blocco di grandi dimensioni sul comportamento globale e la presenza di grandi zone di debolezza nella matrice;
- una distribuzione dei blocchi uniforme e solo una forma è stata considerata;
- blocchi caratterizzati dalla stessa rigidità;
- utilizzo di un solo materiale per la descrizione della matrice.

I test di laboratorio effettuati, secondo prove consolidate sia non drenate che drenate, sui campioni estratti nella località della Diga di Scott avevano lo scopo di avvalorare quanto dimostrato con i modelli fisici di laboratorio. È stato osservato come i meccanismi di rottura fossero coerenti con quanto descritto in laboratorio. I provini hanno mostrato maggiori zone di frattura nella matrice rispetto ai modelli fisici, questo probabilmente perché la matrice estratta si è presentata come più debole e anche perché gli sforzi assiali utilizzati sono risultati maggiori di quelli adoperati da Lindquist. È stato osservato come la coesione dei provini portati a rottura fosse pari a zero. Tramite questa assunzione è stato possibile calcolare l'angolo di attrito interno per ogni provino, ed è stato notato un incremento all'aumentare della percentuale volumetrica.

In generale considerando gli studi condotti sui modelli fisici e sui provini prelevati in situ sono state redatte delle linee guida per la valutazione dei parametri di resistenza del bimrock.

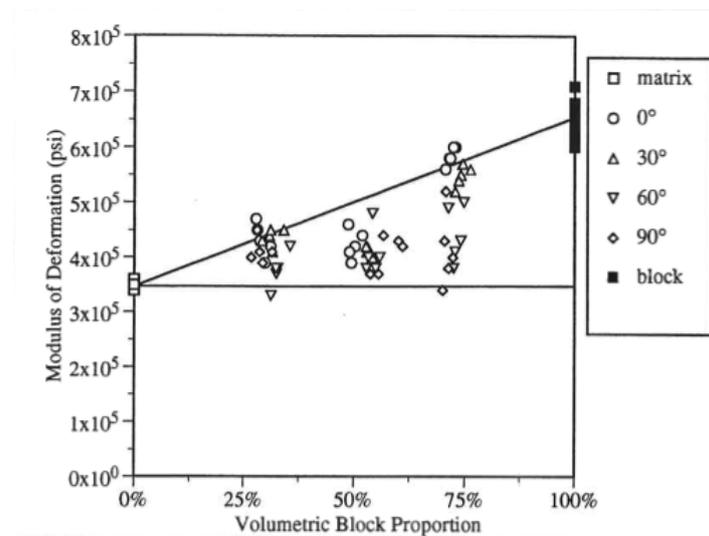


Figura 2.14: Sommario dei moduli di deformazione (Lindquist, 1994)

Per quanto riguarda il modulo di deformazione l'incremento è risultato minore quando il carico è applicato in direzione perpendicolare rispetto l'orientamento del blocco, non solo per l'orientamento ma soprattutto perché le zone di maggior deformabilità si sviluppano lungo i bordi dei blocchi. Sono stati raggruppati tutti i valori dei moduli ottenuti per le varie percentuali volumetriche e orientamenti al fine di valutare l'incremento della rigidità (Figura 2.14). È possibile osservare come tutti i dati siano compresi tra i valori limite di modulo della matrice e la media pesata del modulo di blocco e matrice in base alla VBP.

Si è osservato poi che la coesione diminuisce al crescere della proporzione volumetrica. L'ordine del decremento è risultato dipendente dalla coesione presente nelle zone di debolezza della matrice (Figura 2.15).

Si è notato che secondo la tendenza dei dati di modello con una percentuale volumetrica pari al 100% si è ottenuto un valore di coesione pari a 120 psi. Per tener conto dei casi in cui si hanno poche informazioni a disposizione riguardo le zone di debolezza, è stato consigliato un approccio che prevede un decremento più conservativo in cui la coesione decresce in maniera lineare fino al valore nullo per una VBP pari al 100%.

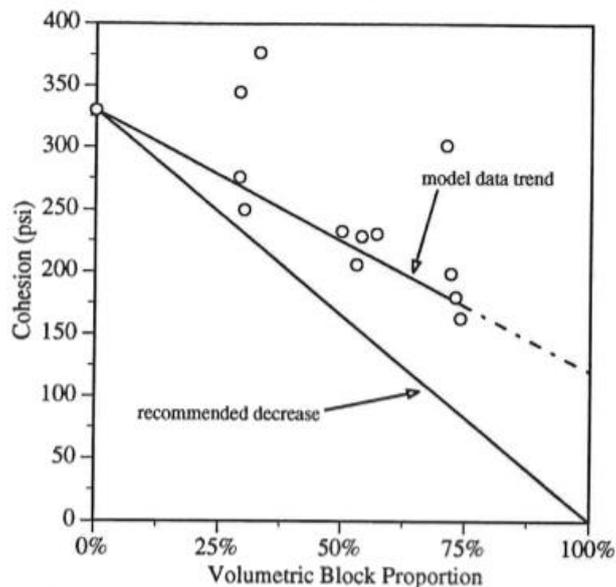


Figura 2.15: Sommario dei valori di coesione (Lindquist, 1994)

Con il crescere della proporzione volumetrica è stato notato un incremento dell'angolo di attrito interno, anche in relazione alla tortuosità della superficie di rottura che si sviluppa. In Figura 2.16 sono stati riportati i valori ottenuti per i modelli fisici e per i campioni analizzati in California nella località di Scott Dam. È stato indicato anche l'incremento di angolo di attrito interno predetto da Irfan e Tang nel 1993, il loro approccio è risultato un po' meno conservativo di quello trovato per i modelli fisici di Lindquist. Il modello conservativo proposto da quest'ultimo prevede un incremento di 3° ad ogni incremento del 10% della percentuale volumetrica per valori superiori al 25%; mentre i test effettuati in California hanno mostrato un incremento di 4.5° ad ogni aumento del 10% della percentuale volumetrica, probabilmente perché l'orientamento e la distribuzione dei blocchi non è risultata uniforme come invece per i modelli fisici.

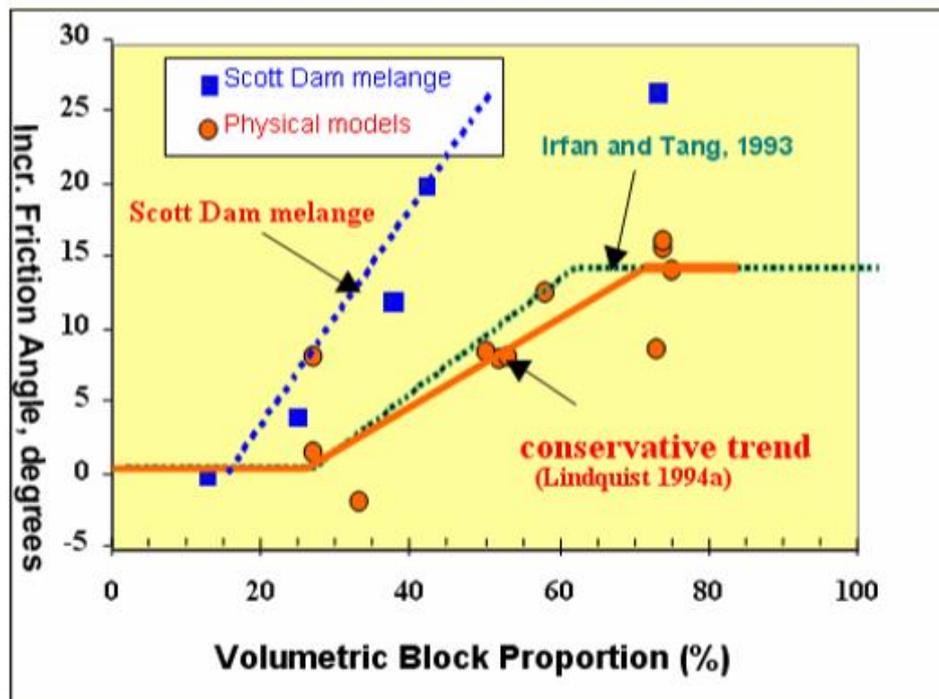


Figura 2.16: Andamento dell'angolo di attrito interno in dipendenza dalla VBP (After Medley, 1999; from data of Lindquist, 1994; Irfan & Tang, 1993)

I valori di incremento dell'angolo di attrito interno proposti da Lindquist sono risultati più conservativi rispetto quelli ottenuti per la località di Scott Dam. Questo caso è stato presentato in precedenza per la valutazione della percentuale volumetrica dei blocchi nella località, valutata al 31% (§ 2.1.3). Dimostrata l'indipendenza di scala i campioni del materiale testato in laboratorio sono stati ritenuti rappresentativi della realtà. Questi campioni sono stati analizzati tramite prove di compressione triassiale, determinato il diametro dei provini è stato assunto come dimensione caratteristica L_c , a partire da esso sono stati valutati i valori di soglia pari al 5% e 75% di L_c ; la percentuale volumetrica è stata valutata dopo la disaggregazione del provino e il recupero dei blocchi contenuti tramite un opportuno setaccio. Le prove condotte a differenti percentuali volumetriche hanno mostrato come i valori dell'angolo di attrito raggiunti fossero dipendenti dalla VBP, assumendo un valore pari a 39° per una VBP del 31% (Figura 2.17).

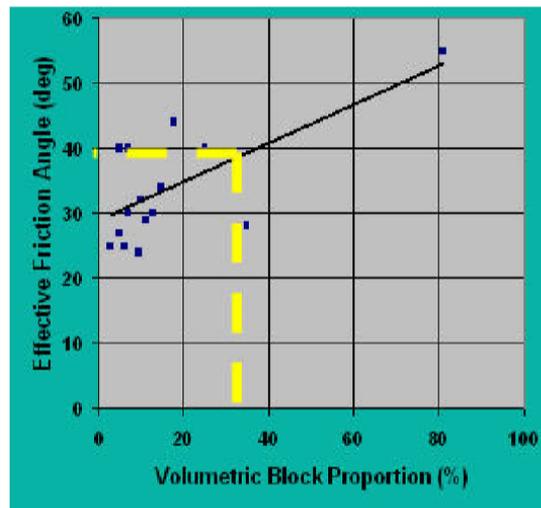


Figura 2.17: Grafico dell'incremento dell'angolo di attrito interno in riferimento alla percentuale volumetrica, generato dall'analisi di test di laboratorio di bimrocks della California, Scott Dam (Goodman & Ahlgren, 2000)

Gli studi condotti su modelli numerici hanno supportato quanto descritto precedentemente (Barbero et al., 2006).

Sono state simulate delle prove di compressione in condizioni di deformazione piana, a differenti pressioni laterali, tramite il codice agli elementi finiti PHASE² (Rocscience Inc., 1990-2005). Il provino è stato definito dalle dimensioni 15X30 cm e con alla testa e alla base delle piastre di acciaio con interfaccia dotata di attrito, i blocchi rettangolari, di unica dimensione, sono stati inseriti casualmente all'interno della matrice con orientamento in direzione orizzontale (Figura 2.18a). La scelta della dimensione caratteristica L_c è ricaduta sul diametro del campione pari a 15 cm, di conseguenza le dimensioni massima e minima sono risultate pari a 11.25 cm e 0.75 cm rispettivamente. Attraverso la legge di distribuzione dimensionale è stato evidenziato un valore caratteristico di dimensione pari a 1.7 cm, è stato possibile determinare le dimensioni dei blocchi, pari a 0.85X1.7 cm, valutando un rapporto tra i lati pari a 2. Le percentuali volumetriche analizzate sono state 5: 9.6%, 19%, 29%, 48% e 67%.

Durante l'esecuzione delle prove triassiali la pressione di confinamento è stata mantenuta costante ai valori di 0, 0.5, 1, 2 e 4 MPa; mentre il carico

verticale è stato applicato tramite degli incrementi di carico fino a rottura, corrispondente alla non convergenza dell'analisi. Per ogni prova è stato riportato il valore della resistenza a compressione e il modulo di deformabilità, valutato al 50% del carico di rottura.

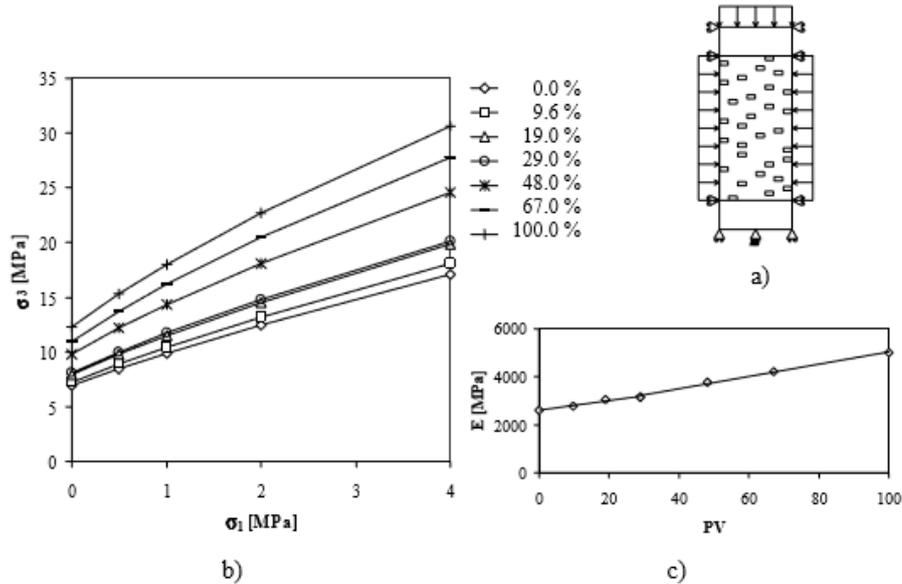


Figura 2.18: a) Modello del campione di bimrock; b) Involuppo di resistenza al variare di VBP; c) Modulo di deformabilità al variare di VBP (Barbero et al., 2006)

Tramite la realizzazione delle prove è stato possibile osservare che, secondo il criterio di resistenza di Hoek e Brown, il limite superiore e inferiore per la valutazione della resistenza del bimrock è fornito dagli involuppi relativi ai soli blocchi e alla sola matrice rispettivamente. La resistenza del bimrock ha mostrato un incremento con l'aumentare della percentuale volumetrica, lo stesso vale per il modulo di deformazione, questi incrementi sono risultati rilevanti per percentuali volumetriche al di sopra del 29%, è stato possibile affermare quindi che al di sotto di tale valore i blocchi non hanno alcuna influenza sulla resistenza globale, in accordo con quanto esposto in precedenza (Figura 2.18).

2.2.2 Influenza della tortuosità sul meccanismo di rottura

Durante le prove di compressione triassiale è stato notato che l'orientamento dei blocchi, sebbene non influenzi in maniera significativa le proprietà del bimrock, risulti preponderante nello sviluppo del percorso di rottura, influenzato maggiormente dai blocchi di grandi dimensioni; grazie a questo tipo di prove i modelli hanno avuto grande libertà nello sviluppo della superficie di rottura. Infatti, il percorso sarebbe stato più ristretto se si fossero adottate delle prove di taglio diretto. Con prove di taglio diretto l'orientamento dei blocchi avrebbe avuto un ruolo maggiore nella definizione dei parametri da adottare per la caratterizzazione del bimrock. Se ad esempio fosse stato applicato un taglio orizzontale ad un modello caratterizzato dalla presenza di blocchi inclinati verticalmente, la superficie di rottura si sarebbe potuta sviluppare secondo tre modalità:

- superficie di rottura tortuosa attorno ai blocchi;
- superficie di rottura attraverso i blocchi;
- significativa frattura e deformazione della matrice che porta alla rotazione dei blocchi fino ad arrivare ad una posizione orizzontale.

Ciascuna delle modalità avrebbe comportato un aumento dei parametri di resistenza del bimrock dovuti all'orientamento del blocco, a differenza di quanto è stato riscontrato nelle prove di compressione triassiale. È stato possibile comunque osservare questo tipo di comportamento in alcune situazioni reali.

In generale è stato notato che la posizione e l'orientamento dei blocchi di grandi dimensioni sono particolarmente importanti perché questi determinano sia un incremento dell'angolo di attrito interno dovuto alle deviazioni che subisce la superficie di rottura, sia una diminuzione della coesione dovuta al fatto che le zone di debolezza continue si sviluppano attorno ai blocchi più grandi. Queste considerazioni sono indipendenti dalla percentuale volumetrica perché è stato notato come sia possibile avere dei bimrocks che pur avendo una bassa percentuale volumetrica siano più stabili se

caratterizzati dalla presenza di un blocco di grandi dimensioni in una particolare zona, ad esempio in cima ad un pendio. Come è possibile che invece in un bimrock caratterizzato da un'alta percentuale volumetrica l'orientamento dei blocchi valutato come sfavorevole permetta lo sviluppo di una superficie di debolezza che porti al collasso.

La forma dei blocchi è stata valutata come determinante nella definizione del percorso di rottura, soprattutto se valutata in maniera congiunta all'orientamento dei blocchi. In particolare, è stato notato come i blocchi ellittici orientati lungo l'asse maggiore nella direzione di taglio mostrino la condizione peggiore per la stabilità.

In generale è stato valutato come più il percorso di rottura si presenti tortuoso più il modello sia stabile e questo si traduce anche in un miglioramento delle caratteristiche di resistenza generali del bimrock.

2.2.3 Prova di taglio in sito e parametri di Li et al. (2004)

Gli studi effettuati da Li et al. (2004) riguardanti prove di taglio diretto su tre campioni dell'area del bacino di Three Georges in Cina, hanno dimostrato come le proprietà meccaniche del materiale eterogeneo, siano strettamente correlate alla percentuale volumetrica dei blocchi. In base alle caratteristiche geometriche dei blocchi ottenute grazie ad indagini geologiche e statistiche, è stato proposto un modello strutturale ottenuto tramite un approccio stocastico utilizzando il metodo Monte-Carlo. Successivamente è stata simulata numericamente la risposta meccanica con il programma FLAC3D. Oltre ad ottenere i parametri meccanici caratteristici del materiale eterogeneo, utilizzati per le analisi numeriche esposte nei capitoli seguenti, è stato dimostrato che i risultati della simulazione numerica erano molto simili a quelli ottenuti dalla prova di taglio.

I tre provini di materiale eterogeneo sono stati prelevati da un deposito formato principalmente da blocchi di roccia, argilla e argilla sabbiosa (Figura 2.19). Dal punto di vista geologico questo materiale è stato classificato come

differente da un suolo omogeneo e continuo, è stato definito come aggregato di roccia e terreno (West & Hencher, 1991). In precedenza, i parametri da assegnare erano stati valutati modificando arbitrariamente quelli ottenuti dai test effettuati sul terreno, ma così facendo non si poteva avere buona affidabilità nei risultati. La determinazione dei parametri dell'aggregato è risultata fondamentale anche perché grazie alle indagini in situ è stato osservato che la zona in passato è stata soggetta a numerose frane e caratterizzata da un'instabilità generale. Per la valutazione dell'immagine geometrica tridimensionale delle particelle dell'aggregato è stata sfruttata la nuova tecnica di scansione laser (Lanaro & Tolppanen, 2002).



Figura 2.19: Fotografia del deposito nell'area Three Gorges reservoir

I provini utilizzati per eseguire delle prove di taglio diretto in laboratorio sono stati selezionati nella zona della frana di Baiyian, dove, tramite le indagini in situ, è stato determinato uno strato di aggregato di roccia e terreno con spessore pari a 4-6 m al di sopra della frana. Il materiale è stato caratterizzato come eterogeneo, quindi l'effetto dimensionale dei campioni nei test è stato evidente, per questo motivo al fine di ridurre al minimo l'influenza dovuta ai blocchi di grandi dimensioni sulle proprietà meccaniche globali, è stata imposta come dimensione minima dei campioni quella pari a cinque volte la

dimensione massima dei blocchi presenti. I provini testati sono stati tre con altezza pari a 30 cm, lunghezza pari a 90 cm e profondità di 60 cm.

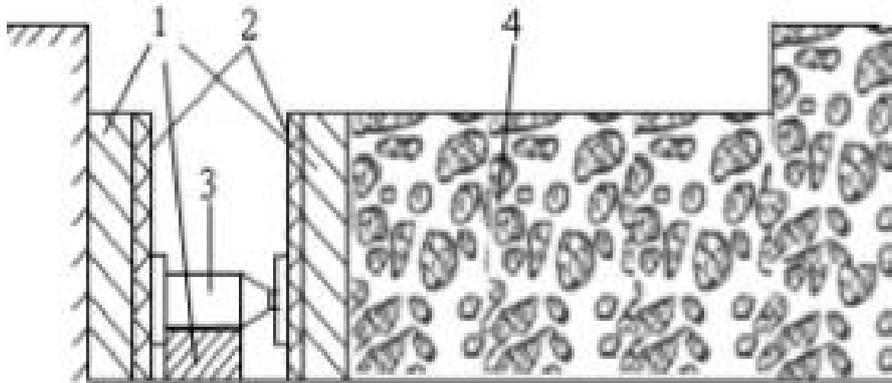


Figura 2.20: Schema del test di taglio diretto: 1) traverse; 2) piastre d'acciaio; 3) martinetto; 4) campione di aggregato

I test sono stati eseguiti secondo i seguenti step (Figura 2.20):

- dopo lo scavo del terriccio sono state rimosse due porzioni di 20 cm dai lati e una di 30 cm dalla parte anteriore del campione, ottenendo la forma di un cubo con quattro superfici libere, al fine di poter valutare i percorsi di rottura, sono state tracciate delle maglie quadrate bianche sui lati e sulla superficie superiore del campione;
- due piastre sottili di acciaio sono state rivestite di vasellina e fissate lungo le superfici laterali del campione, poi le fessure sono state riempite con terreno;
- nella fessura frontale del campione sono state fissate delle piastre e traversine in acciaio, lungo i due lati e due martinetti orizzontali tra le piastre in acciaio. I martinetti sono stati posizionati ad un terzo dell'altezza del campione;
- è stato applicato uno spostamento orizzontale a velocità costante pari a 3 mm ogni 20 s tramite i martinetti, le misure sono state registrate ad ogni incremento di spostamento di 3 mm. La prova è stata interrotta una volta osservata la formazione dei piani di rottura e le registrazioni

hanno mostrato un decadimento dei valori, assumendo come massimo sforzo sopportabile quello pari alla massima forza orizzontale applicata, indicata con P_{max} . Una volta osservata la stabilizzazione della resistenza registrata la prova è stata ripresa, così è stata ottenuta una seconda registrazione massima della resistenza, corrispondente alla spinta orizzontale minima P_{min} .

In Figura 2.21 sono state riportate le curve relative le deformazioni di taglio per i tre provini analizzati, e in forma tabellare la resistenza di taglio massima e le forze di spinta massima e minima; i valori di coesione e angolo di attrito interno riportati sono stati ottenuti tramite il metodo di calcolo proposto da Lin nel 1994. È stato notato che la percentuale volumetrica della roccia ha un importante effetto sulle proprietà meccaniche dell'aggregato; nei test indicati con T2 e T3, caratterizzati da una bassa VBP, le regioni di deformazioni delle curve sono ben visibili e distinte, si ha la regione pre-snervamento e post-snervamento, dopo lo snervamento è stato osservato come la resistenza residua diminuisca leggermente e ci sia una marcata deformazione plastica. Il provino T1 è stato caratterizzato da un'alta percentuale volumetrica, pari al 54%, in questo caso il cedimento iniziale è stato notato per un valore dello sforzo di taglio pari a 58 kPa, così l'incrudimento è avvenuto in corrispondenza dell'incremento dello sforzo, il secondo valore registrato è stato per uno sforzo pari a 125 kPa; i due valori registrati sono stati identificati come sforzo iniziale di snervamento il primo e come sforzo ultimo la seconda registrazione.

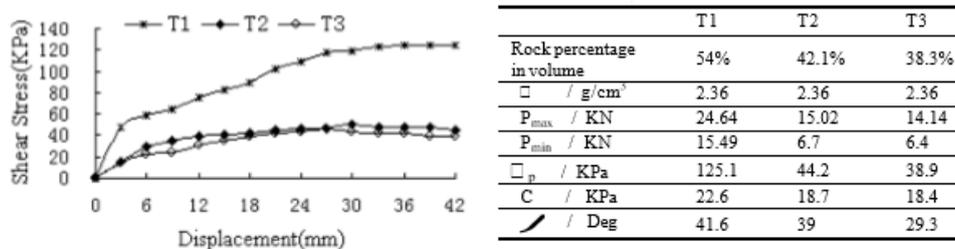


Figura 2.21: 1) Curve sforzi di taglio e spostamenti; 2) risultati prove di taglio diretto

È stato osservato che l'incremento del modulo elastico e della resistenza ultima di taglio fosse modesto in relazione all'aumento della percentuale volumetrica dal campione T3 a T2, mentre un incremento sostanziale è stato notato passando dal campione T2 al T1, l'incremento non è dunque stato valutato come proporzionale alla percentuale volumetrica. Tuttavia, è stato possibile individuare un valore di soglia compreso tra il 42.1% e 54% di percentuale volumetrica, oltre il quale la risposta meccanica dell'aggregato varia in maniera considerevole. Questo comportamento è stato giustificato con il fatto che all'aumentare della percentuale volumetrica aumentano anche i contatti diretti tra i blocchi di roccia, così dopo lo snervamento il suolo che riempiva e cementava i vuoti tra i blocchi ha subito un cedimento iniziale; mentre la struttura dei blocchi non ha evidenziato un collasso anzi è stata solo assestata e regolata, proprio per questo la capacità portante globale dell'aggregato cresce nuovamente. Conseguenza di questo comportamento è stato l'incrudimento dopo lo snervamento iniziale, il collasso strutturale avviene infine nell'ultima fase della deformazione dove lo spostamento ultimo diventa eccessivo. È stato così determinato che l'incrudimento della deformazione fosse una conseguenza della compattezza della struttura sorretta dai blocchi più che dalla deformazione del materiale.

Tramite l'osservazione dei piani di rottura è stato possibile affermare che la rottura sia avvenuta per taglio e che i piani fossero influenzati dalla presenza dei blocchi, in particolare il percorso di rottura non passava mai attraverso i blocchi e diveniva sempre meno lineare all'aumentare della percentuale volumetrica, dunque il comportamento meccanico dell'aggregato è governato dalle caratteristiche della matrice e della struttura.

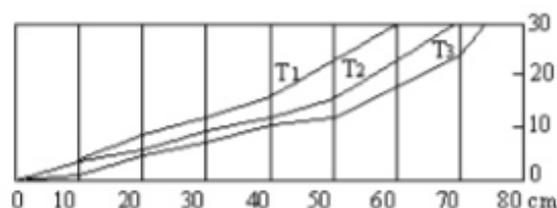


Figura 2.22: Piani di frattura dopo la rottura completa del campione

Tuttavia, i test effettuati in sito non sono stati sufficienti per descrivere le proprietà geomeccaniche dell'intero agglomerato, anche dato il numero limitato di prove che si possono eseguire in sito. È stato necessario ricorrere a metodi numerici per avere una rappresentazione globale del comportamento ed ottenere i parametri da poter assegnare alle varie componenti per poter procedere con l'analisi.

La posizione, la dimensione, la forma e l'orientamento dei blocchi sono i quattro parametri geometrici indicati come variabili stocastiche che sono state definite secondo delle distribuzioni tramite l'utilizzo del metodo Monte Carlo.

Il monitoraggio ha evidenziato che la posizione dei blocchi nell'aggregato fosse del tutto casuale ed è stato assunto che le coordinate di posizione dei blocchi seguissero una distribuzione uniforme, a questo scopo è stato utilizzato un approccio stocastico per determinare la posizione dei blocchi.

Per determinare la dimensione dei blocchi sono stati classificati quelli presenti nei tre campioni analizzati in sito, rappresentando, per ogni campione, la percentuale dimensionale di vari gruppi di blocchi contenuti, è stato possibile osservare che questa seguisse una distribuzione normale (Figura 2.23).

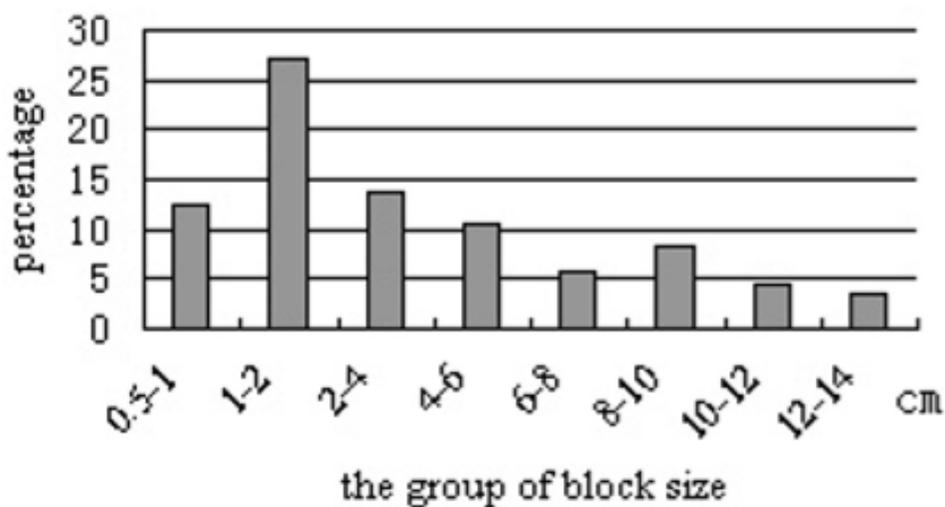


Figura 2.23: Percentuale della dimensione di vari gruppi di blocchi nel campione T1

La dimensione dei blocchi è stata simulata generando una serie di numeri random che rispettassero una distribuzione logaritmica normale, ottenuta secondo la formula:

$$f(r) = \frac{1}{r\sqrt{2\pi\sigma^2}} e^{\left[\frac{-(\ln r - \mu)^2}{2\sigma^2}\right]} \quad 0 < r < \infty \quad (2.4)$$

dove:

- μ rappresenta il valore medio della dimensione dei blocchi;
- σ rappresenta la deviazione standard della dimensione dei blocchi.

Sempre tramite il monitoraggio la forma del blocco osservata è stata per lo più poligonale o arrotondata e per questo motivo è stato scelto un parametro v per indicare l'ordine dei lati del blocco, ad esempio 4 per i quadrilateri, 6 per gli esagoni e così via. È stato definito infine come azimut l'angolo che l'orientamento dell'asse maggiore dei blocchi formava con l'orizzontale.

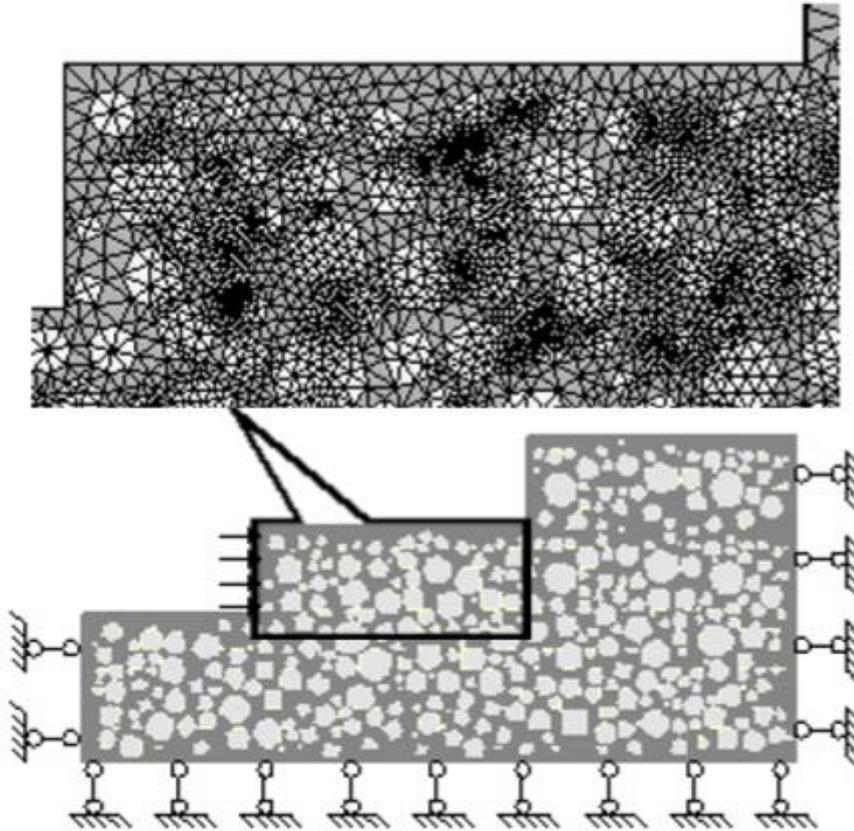


Figura 2.24: Modello stocastico relativo al campione T1

Un modello stocastico bidimensionale è stato costruito con i parametri esposti, è stato riportato a titolo di esempio il modello relativo al campione T1 in (Figura 2.24). I modelli sono stati analizzati tramite il programma FLac3D.

Le dimensioni del modello analizzato sono state poste pari a 240 cm per la lunghezza e 110 cm per l'altezza, in modo da contenere le dimensioni del provino ed una zona esterna. Per la discretizzazione del modello sono stati utilizzati 18000 nodi e 17393 elementi. Per la simulazione della prova di taglio è stata imposta una velocità orizzontale uniforme pari a 1^{-5} m per step al lato sinistro del provino. È stata stabilita una percentuale volumetrica dei blocchi pari al 54%, uguale a quella osservata durante la prova in situ per il provino T1. È stato adottato come criterio di rottura quello elastoplastico di Mohr-Coulomb per caratterizzare sia i blocchi che il terreno.

I parametri assegnati ai blocchi e alla matrice sono stati riportati in Figura 2.25, e sono gli stessi utilizzati per le analisi oggetto del lavoro di tesi.

Table 2. Mechanical parameters used for the numerical modelling

	Soil	Rock
Density ρ / $\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$	2200	2700
Volume modulus K/MPa	25	3000
Shear modulus G / MPa	15	2100
Cohesion C / MPa	0.03	0.6
Friction angle ϕ / °	24	40
Tensile strength σ_t /MPa	0.02	0.5

Figura 2.25: Parametri meccanici di blocco e matrice per la modellazione numerica

Tramite la modellazione numerica è stata simulata una prova di taglio diretto e il confronto con quella operata in situ ha mostrato una buona corrispondenza; i valori di modulo elastico e sforzo ultimo sono molto simili tra loro, l'unica piccola differenza è stata riscontrata nel valore di snervamento (Figura 2.26).

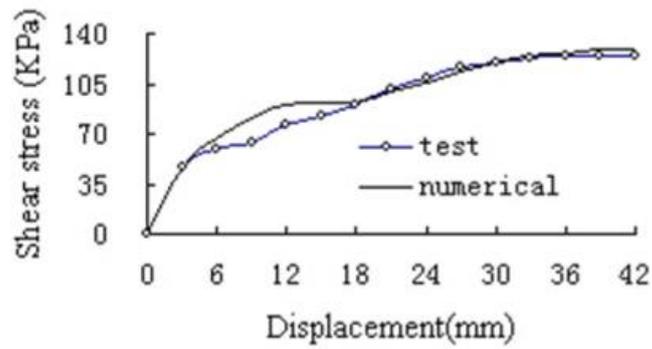


Figura 2.26: Confronto tra modellazione numerica e prova in situ

È stata riscontrata una corrispondenza anche per lo sviluppo dei piani di rottura, infatti anche per la modellazione numerica questi si sono sviluppati attorno ai blocchi (Figura 2.22 e Figura 2.27).

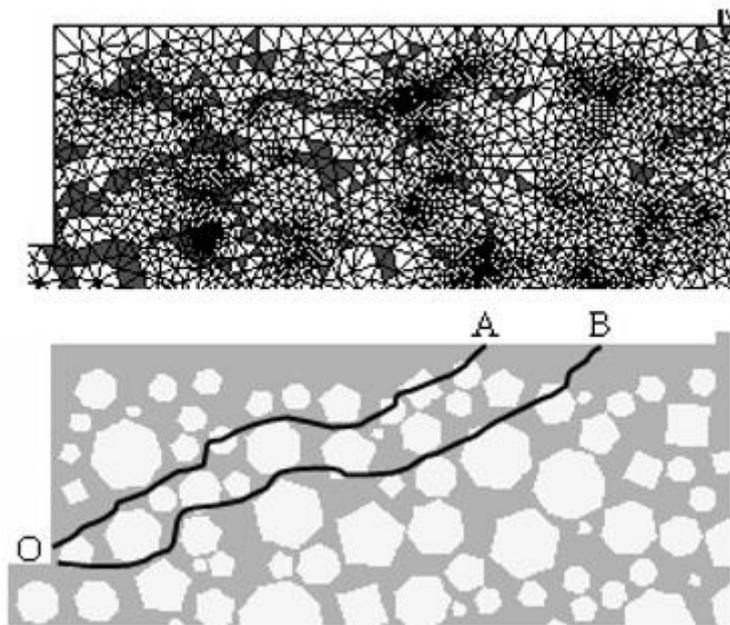


Figura 2.27: Sviluppo della zona plastica e della superficie di rottura indicate nel modello numerico

Le superfici di rottura evidenziate nel modello sono differenti da quelle circolari che si sviluppano nei materiali omogenei, ciò comporta ad avere un angolo di attrito interno maggiore nei blocchi piuttosto che nel terreno. In

generale è stato osservato che l'analisi numerica basata sul modello strutturale stocastico può simulare la propagazione della frattura nell'aggregato, questo risultato è molto utile perché lo sviluppo e la propagazione della superficie di rottura è difficile da osservare durante i test in situ.

Capitolo 3

3 STABILITÀ DI VERSANTE

Scopo di questo lavoro è stata l'analisi di stabilità di versante in presenza di bimrock. Per comprendere al meglio questa problematica è stato deciso di illustrare il problema in maniera generale prima di procedere con l'esposizione dell'analisi numerica compiuta e dei relativi risultati.

Principalmente gli studiosi che si sono concentrati sullo studio di questo problema sono stati Medley e Sanz (2004), con l'analisi dei melanges del Franciscan Complex, e Irfan e Tang (1993), tramite la definizione delle caratteristiche geomeccaniche del terreno colluviale ad Hong Kong. Come già esposto in precedenza, nonostante la grande complessità del bimrock e la conseguente difficoltà nel caratterizzarlo che ne deriva, è stata definita una metodologia per l'analisi delle proprietà meccaniche che aiuta la semplificazione e comprensione del problema.

La stabilità di versante risulta fortemente influenzata dalla tortuosità che caratterizza la superficie di rottura del pendio stesso, la quale si sviluppa attorno ai blocchi presenti, che a sua volta risulta dipendente da numerosi fattori; in particolare, questi fattori sono la resistenza della matrice e per i blocchi la forma, l'orientazione, la percentuale volumetrica e la loro distribuzione dimensionale. Il legame tra fattore di sicurezza e caratteristiche dei bimrock è stato ritenuto valido poiché osservato in situazioni che differivano per geologia modellata e parametri analizzati (Medley & Sanz, 2004)

Nel capitolo precedente sono state descritte in maniera accurata le caratteristiche geometriche e meccaniche di un bimrock, importanti perché influenzano la stabilità del pendio e dunque la determinazione del fattore di sicurezza. In generale è stato definito che le rocce incluse in maniera casuale all'interno della matrice possono essere di differente litologia, le osservazioni sono state riferite a tutte le scale di interesse ingegneristico, spaziando per più

di sette ordini di grandezza (Medley & Lindquist, 1995). Sono stati identificati bimrocks con regioni caratterizzate da poca o grande densità di blocchi (Figura 3.1). La dimensione ingegneristica caratteristica è stata definita, oltre che per identificare il problema, anche per ridimensionarlo alla scala voluta, inoltre è stata usata come discriminante per la selezione della grandezza dei blocchi ritenuti significativi ai fini della caratterizzazione, considerando quelli aventi dimensione compresa tra il 5% e il 70% della L_c .

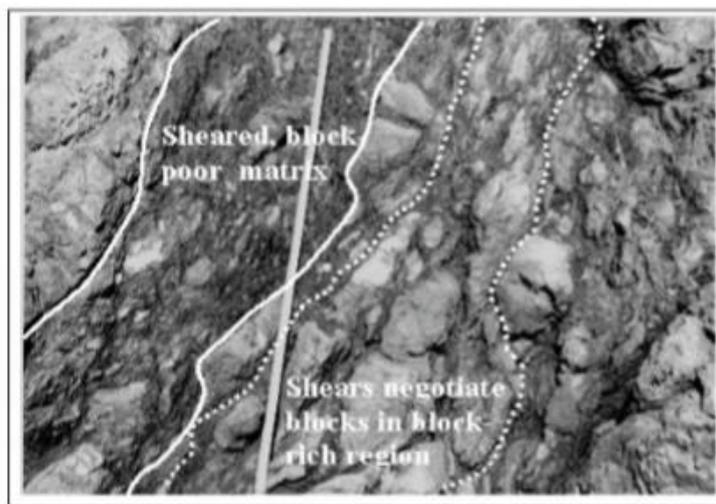


Figura 3.1: Melange che mostra matrice scistosa anisotropa con blocchi allungati trascinati al suo interno, in California, Mendocino Country, Caspar Headlands. L'indice di scala è 1.5 m. L'affioramento mostra sia la matrice povera di blocchi, sia la matrice fratturata che regioni ricche di blocchi in cui è tratteggiata la superficie di taglio attorno ad essi (Medley & Sanz, 2004).

In California sono stati osservati per lo più blocchi ellissoidali con un rapporto tra gli assi pari a 0.5 o più e con superfici levigate e lucide, cui attorno sono state identificate le superfici di taglio, risultate più dense in zone ricche di blocchi di grandi dimensioni. Le zone di frana sono state osservate in maniera particolare in quelle zone povere di blocchi e in pendii caratterizzati da contrafforti con grandi blocchi.

Come già espresso, la percentuale volumetrica, quando compresa tra il 25% e 70%, influenza la determinazione delle caratteristiche meccaniche, è stato osservato un incremento medio dell'angolo di attrito interno pari a 15° - 20° , dovuto alla tortuosità della superficie di taglio generata, inoltre è stata riscontrata una diminuzione della coesione e un aumento del modulo elastico

(Lindquist, 1994). Lo stesso comportamento è stato osservato ad Hong Kong in un terreno colluviale contenente blocchi della dimensione di 7 m (Irfan & Tang, 1993). È stato mostrato dalle analisi come la resistenza del bimrock raggiungesse il valore minimo quando la direzione principale degli assi maggiori dei blocchi avesse orientamento pari a 30° , in particolare secondo la legge $45^\circ - (\varphi_{matrice}/2)$, rispetto la direzione principale di sforzo. Per la stabilità di un versante è stato valutato come fondamentale la determinazione della matrice anisotropa di un bimrock, come le rocce fratturate (Riedmüller et al., 2001) e melanges con zone di taglio e blocchi isorientati (Figura 3.1). La diminuzione di stabilità nel versante è stata riscontrata quando i blocchi e le zone di taglio che li circondavano erano orientati parallelamente al pendio, mentre quando i blocchi sono risultati molto inclinati rispetto al pendio, dato l'aumento della tortuosità, è stato osservato un aumento della stabilità, lo stesso avviene in presenza di grandi blocchi posizionati in cima al pendio, perché hanno la funzione di sostenerlo (Kim et al., 2004) (Figura 3.2).

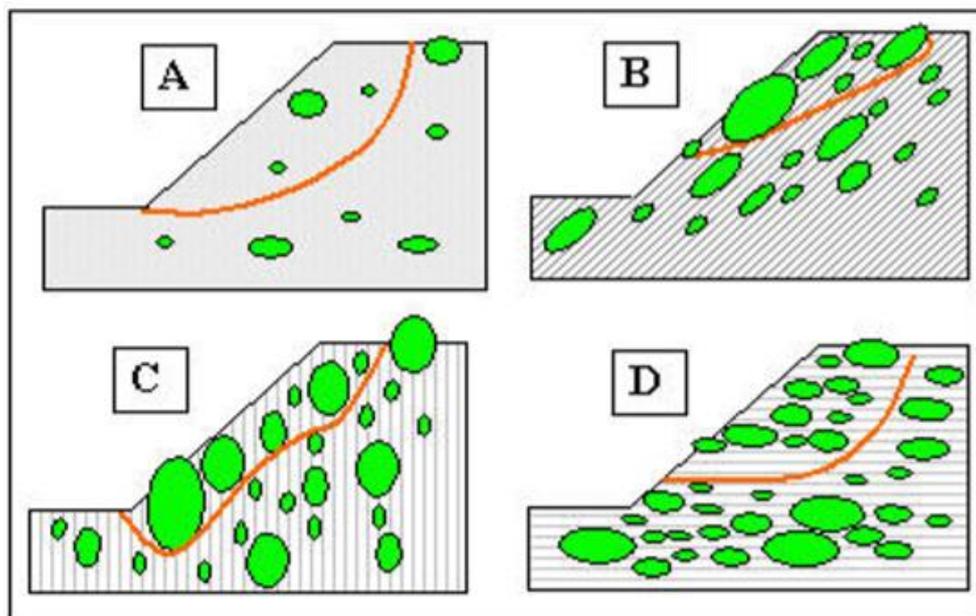


Figura 3.2: Possibili configurazioni rappresentanti la stabilità di versante (Medley & Sanz, 2004)

In generale la presenza dei blocchi ha mostrato di essere un motivo di stabilizzazione del versante rispetto al caso di presenza di sola matrice. Al fine di valutare questo aspetto è stato sviluppato un modello che studiasse la stabilità di versante di una situazione geometricamente semplice caratterizzata dalla presenza di bimrock.

Inizialmente il problema della stabilità di versante è stato affrontato per un deposito di terreno durante l'analisi del terreno colluviale ad Hong Kong (Irfan & Tang, 1993). La geometria schematizzata del problema è stata semplice, l'altezza totale del pendio è stata posta pari a 10 m, mentre l'inclinazione pari a 60° ; i blocchi sono stati modellati con una distribuzione dimensionale uniforme e la proporzione volumetrica è stata fatta variare tra il 10% e il 55%; infine sono stati imposti come parametri una coesione pari a 5 kPa e un valore di 35° per l'angolo di attrito interno.

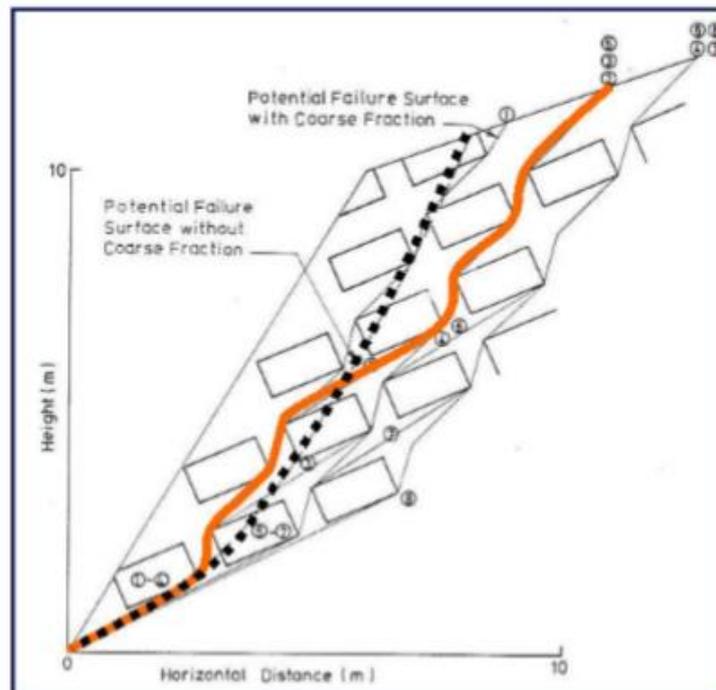


Figura 3.3: Esempio di percentuale volumetrica pari al 20% per un terreno colluviale. La linea tratteggiata è riferita alla superficie di rottura relativa al caso di sola matrice, mentre la linea continua è riferita alla situazione reale (Irfan & Tang, 1993)

Per l'analisi della stabilità del versante è stato fatto riferimento al metodo di Morgenstern e Price (1965) che prevede un percorso a zig-zag passando per gli angoli dei blocchi, definendo di conseguenza una superficie di rottura regolare schematizzabile con zone della stessa ampiezza (Figura 3.3). Sono stati ottenuti i fattori di sicurezza relativi alle varie VBP, riportati in Figura 3.5.

Successivamente lo stesso studio è stato condotto da Medley e Sanz (2004). Anche in questo caso la geometria del versante analizzato è stata semplice e simile alla precedente, la situazione è stata presentata in Figura 3.4, dove l'altezza del pendio, pari a 10 m, rappresenta la dimensione ingegneristica caratteristica L_c . Secondo il modello osservato in California i blocchi sono stati modellati ipotizzando un rapporto tra gli assi pari a 2 e assumendo per semplicità una forma rettangolare, con la distribuzione dimensionale dei blocchi caratterizzata dalla dimensione fattale caratteristica del Franciscan melange; le percentuali areali dei blocchi sono state considerate equivalenti a quelle volumetriche e pari al 13%, 25% e 50%, sebbene queste non siano esattamente coerenti con la realtà. I parametri di resistenza adottati sono stati pari a 10 kPa per la coesione e 25° per l'angolo di attrito interno, mentre i parametri relativi ai blocchi e alle zone di contatto tra blocco e matrice sono stati trascurati, così come la presenza di acqua.

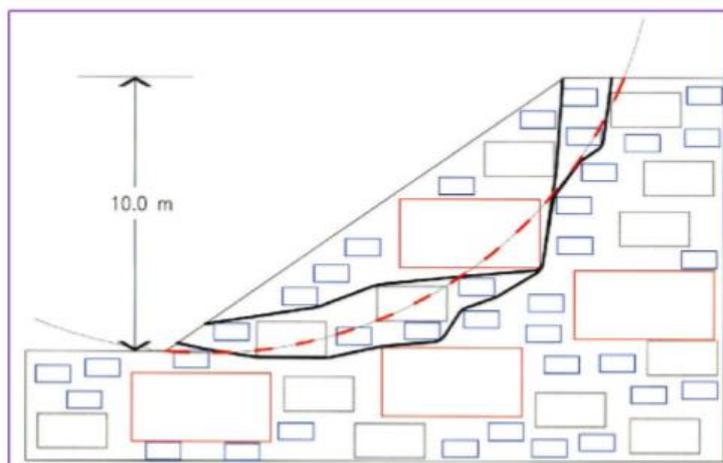


Figura 3.4: Esempio di versante con percentuale volumetrica pari al 50% e blocchi distribuiti casualmente. La linea tratteggiata rappresenta la superficie di rottura in presenza di sola matrice, mentre le linee continue rappresentano due possibili superfici di rottura in presenza di bimrock (Medley & Sanz, 2003)

Il fattore di sicurezza della sola matrice è stato stimato pari a 1.26. Una volta ottenuto il fattore di sicurezza è stato estrapolato il modello ed utilizzato come schema per vari scenari in presenza di bimrock per determinare il percorso della superficie di rottura attorno ai blocchi; le possibili superfici sono state poi esportate e tramite l'utilizzo del programma SlopeWTM sono stati valutati i relativi fattori di sicurezza. Per un risultato più generale questi sono stati normalizzati dividendoli per il fattore di sicurezza relativo al caso di sola matrice. I risultati sono stati rappresentati in funzione della percentuale volumetrica ed è stato possibile notare come vi sia una dipendenza del fattore di sicurezza in riferimento alla tortuosità della superficie di rottura correlata alla percentuale volumetrica stessa, considerando tutte le altre variabili costanti per i vari casi (Figura 3.5).

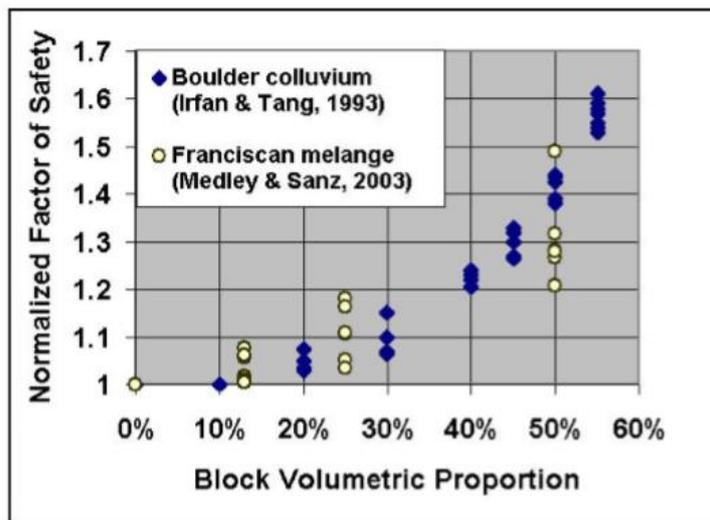


Figura 3.5: Confronto tra i fattori di sicurezza normalizzati in funzione della percentuale volumetrica per il caso di San Francisco (Medley & Sanz, 2003) e per quello del terreno colluviale (Irfan & Tang, 1993)

Nonostante le sostanziali differenze tra i due casi esposti per metodologia di analisi, modello geometrico e parametri meccanici utilizzati, è stata dimostrata una buona relazione tra le percentuali volumetriche e i fattori di sicurezza normalizzati, notando che con una percentuale maggiore del 25%-30% si ha un vantaggio dal punto di vista geomeccanico, anche se per definire

le variazioni statistiche sarebbe opportuno effettuare più analisi. Un incremento marcato del fattore di sicurezza è stato notato con una percentuale volumetrica maggiore del 55%, questo risultato è in linea con quanto osservato per i modelli fisici, cioè la differenza di circa 16° della resistenza di attrito rispetto quella della matrice, con una percentuale volumetrica tra il 25% e 70% (Lindquist & Goodman, 1994). Il caso studio effettuato ad Hong Kong è stato importante nell'evidenziare che la modellizzazione del blocco è importante tanto quanto la VBP. Infatti, con blocchi orientati con il loro asse maggiore parallelamente alla direzione di scivolamento, si raggiungono valori di fattore di sicurezza normalizzati minimi rispetto al caso di blocchi orientati ortogonalmente alla direzione di scivolamento, questo proprio per l'incremento di tortuosità che ne deriva; inoltre è emerso che l'incremento dell'angolo di attrito dovuto all'aumento della percentuale volumetrica è stato maggiore rispetto alla conseguente diminuzione della coesione (Irfan & Tang, 1993).

Nel tempo è stato poi affrontato il problema della stabilità di versante tramite la modellazione numerica, andando a studiare la variazione del fattore di sicurezza globale in funzione dei parametri che caratterizzano il bimrock (Barbero et al., 2006). Le analisi sono state effettuate tramite il codice alle differenze finite FLAC (Itasca, 2000), assumendo il mezzo analizzato come continuo. L'utilizzo di un processo stocastico ad estrazione casuale ha permesso di variare opportunamente la dimensione e l'orientazione dei blocchi all'interno del mezzo. In generale i principali parametri di ingresso per lo sviluppo della modellazione sono stati la percentuale volumetrica dei blocchi, la dimensione frattale per la distribuzione dimensionale, l'eccentricità e le dimensioni limite dei blocchi, avendo assunto delle forme ellittiche come rappresentative, la direzione media e lo scarto del diametro massimo. Anche in questo caso la geometria di versante considerata è stata semplice con percentuali volumetriche pari al 20%, 35% e 70% (Figura 3.6)

Mentre il rapporto tra asse maggiore e minore è stato ipotizzato pari a 0.25, 0.5 e 1 con orientazioni dell'asse maggiore rispetto all'orizzontale pari a 0° ,

45°, 90° e 135° (Figura 3.7), le caratteristiche di matrice e blocchi sono state considerate le medesime per ogni tipo di modellazione.

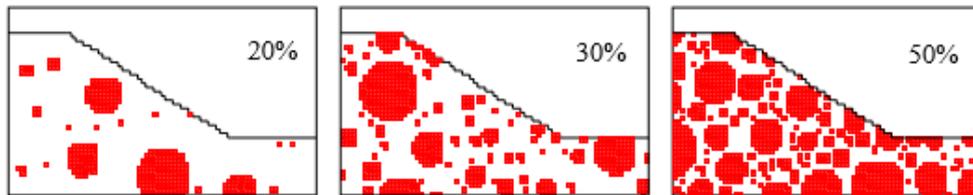


Figura 3.6: Modello di versante a differenti percentuali volumetriche

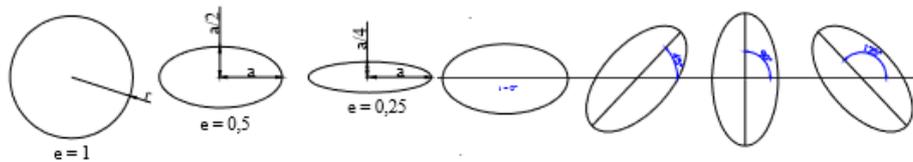


Figura 3.7: Geometrie relative a diversi valori di rapporto tra assi e orientamento dei blocchi

Nel caso di presenza di sola matrice si è in condizioni di equilibrio limite e il valore del fattore di sicurezza globale del versante al variare della percentuale volumetrica è stato valutato tramite la tecnica dello Strength Reduction Factor (SRF).

In linea di massima è stato osservato un aumento del fattore di sicurezza al crescere della VBP, in maniera marcata per valori di quest'ultima superiori al 20%, considerando questo valore come soglia al di sotto del quale i blocchi non hanno alcuna influenza ed è possibile valutare il comportamento globale esclusivamente dipendente dalla sola matrice (Figura 3.8).

L'incremento significativo del fattore di sicurezza è stato notato per blocchi ad elevata eccentricità. Questo potrebbe essere dovuto alla maggior tortuosità della superficie di rottura. Inoltre, è stato osservato che l'orientamento dei blocchi non risultava un parametro di grande influenza nella definizione della

stabilità del versante; tuttavia queste considerazioni sono state riferite a poche analisi e modellazioni.

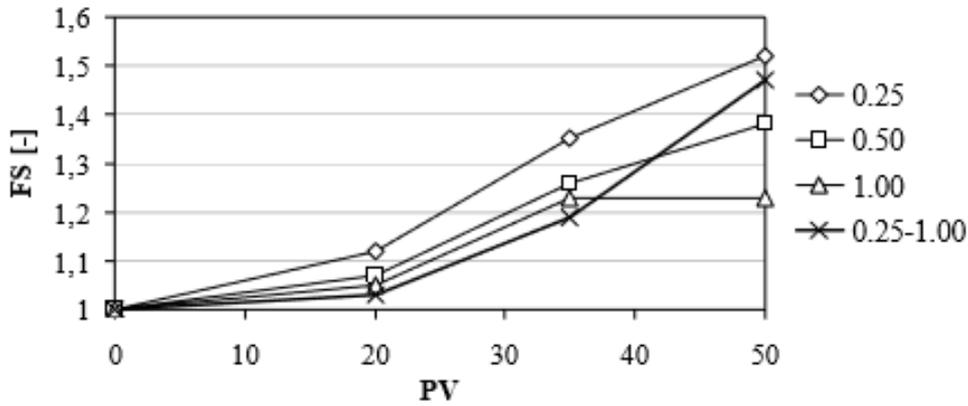


Figura 3.8: Andamento del fattore di sicurezza al variare della percentuale volumetrica per direzioni completamente casuali

3.1 Modellazione numerica

Scopo del presente lavoro di tesi è stato quello di analizzare più approfonditamente l'influenza dei parametri che caratterizzano i blocchi all'interno di un versante in bimrock, al fine di poter eseguire dei confronti in maniera tale da poter determinare una metodologia di approccio generale per la simulazione del comportamento meccanico del bimrock stesso.

Le analisi di stabilità del versante sono state effettuate tramite il programma agli elementi finiti RS2 (Rocscience Inc., 1990-2005). In totale sono state effettuate 60 analisi riguardanti un versante di geometria semplice e in condizioni di isotropia, considerando blocchi circolari e andando a variare la percentuale volumetrica dei blocchi contenuta all'interno della matrice.

L'eterogeneità del problema è stata valutata tramite un approccio deterministico. Per tener conto della variabilità spaziale e dimensionale è stato fatto riferimento ad un approccio stocastico. Le dimensioni dei blocchi sono state definite secondo opportune regole statistiche.

La costruzione del modello è avvenuta secondo i seguenti passi:

- codice Matlab: tramite simulazioni con il metodo Monte Carlo per la generazione dei blocchi di dimensioni casuali e determinazione di un posizionamento all'interno del versante casuale. Generazione del file in formato .txt contenente i diametri e le coordinate dei centri dei blocchi;
- conversione del file .txt ottenuto nel formato .scr, al fine di poter importare i dati nel programma Autocad per la visualizzazione dei blocchi e la creazione del file in formato .dxf;
- importazione del file .dxf in RS2 e definizione del modello per poter effettuare le analisi.

3.1.1 Codice Matlab

Il codice Matlab è stato sviluppato al fine di poter generare blocchi circolari di dimensione e posizione casuale all'interno del pendio scelto. Il codice è stato elaborato secondo diversi step che prevedono la definizione della geometria del versante, l'estrazione casuale dei diametri dei blocchi, la verifica della conformità della dimensione frattale e della percentuale volumetrica della distribuzione estratta, il posizionamento casuale dei blocchi all'interno del pendio e la creazione del file di testo contenente la dimensione del diametro e le coordinate dei centri di ciascun blocco.

Il modello geometrico del pendio è stato scelto secondo una geometria semplice con un'altezza di 50 m e un'inclinazione pari a 45°. Come valori di input devono essere fornite tutte le caratteristiche geometriche relative al pendio e l'estensione areale considerata all'interno della quale eseguire il posizionamento dei blocchi. Le informazioni sulla geometria sono state definite in maniera più approfondita nel paragrafo dedicato all'implementazione del modello nel programma agli elementi finiti RS2

(§3.1.3). È stata definita anche la percentuale volumetrica considerata con una tolleranza pari a 1/40 di essa. Il codice richiede anche il valore di eccentricità, in questo caso pari a 0 per blocchi circolari. Come dimensione caratteristica è stata scelta l'altezza del pendio, dunque è stato posto $L_c = 50\text{m}$. In base a questo valore sono state definite le dimensioni massime e minime dei blocchi rispettivamente pari al 5% e 75% della dimensione caratteristica.

È stata così definita una serie di blocchi, estratti casualmente da una popolazione con valori di diametri compresi tra i valori estremi, distribuita secondo una legge di potenza la cui densità di probabilità è definita come:

$$F(d) = \frac{(a^{1+q} - d^{1+q})}{(a^{1+q} - b^{1+q})} \quad (3.1)$$

che risulta la forma troncata della legge di potenza negativa seguente:

$$F(d) = - \frac{(1+q)}{(a^{1+q} - b^{1+q})} d^q \quad (3.2)$$

Dove:

- q è la dimensione frattale della distribuzione; è stata scelta la dimensione determinata per il melange di San Francisco, $q = 2$ (Medley & Lindquist, 1995);
- a è il minimo valore accettato del diametro, pari al 5% di L_c ;
- b è il massimo valore accettato del diametro, pari al 75% di L_c ;
- $F(d)$ è l'incremento dei valori da assegnare ai diametri compresi tra a e b , imposto pari a 0.0001.

Al fine di un corretto posizionamento è stata imposto che i blocchi non potessero intersecarsi tra loro e fossero completamente interni al dominio. Per questo è stata imposta una distanza minima tra i blocchi e tra questi e il dominio pari a 10 cm. Infatti, l'intersezione porterebbe ad una parziale perdita nella valutazione del volume totale dei blocchi, determinando così una sottostima della percentuale volumetrica risultante.

È stato utilizzato un ciclo *while* per bloccare l'estrazione una volta raggiunta la percentuale volumetrica desiderata, calcolata come somma delle aree dei singoli blocchi divisa per l'area totale del modello.

Successivamente è stata effettuata la verifica della dimensione frattale al fine di dimostrare che questa fosse coerente con i valori tipici di letteratura (§ 2.1).

Il codice Matlab è stato implementato per quattro differenti percentuali volumetriche dei blocchi: 25%, 40%, 55% e 70%; per ognuna di queste sono state valutate quindici estrazioni casuali ottenute tramite il processo stocastico. Per ogni percentuale volumetrica il programma ha permesso di ottenere un file formato .txt contenente i diametri dei cerchi e le posizioni dei relativi centri. In appendice è stato riportato il listato Matlab (A.Allegato: Codice Matlab).

3.1.2 Autocad

Una volta ottenuto il file .txt da Matlab è stato necessario convertirlo in formato .scr per proseguire con la modellazione. Nel documento .scr è stata inserita come riga di intestazione il nome della figura geometrica voluta, in questo caso la parola *cerchio*. Con il comando *script* in Autocad è stato possibile importare l'estrazione contenuta nel singolo file .scr. Il programma leggendo la figura geometrica scritta, è in grado di interpretare correttamente i parametri contenuti: diametro, nella prima colonna, e posizione del centro, nella seconda; la rappresentazione così ottenuta deve essere salvata in un layer denominato in maniera coerente alla destinazione d'uso nel programma agli elementi finiti, in questo caso è stato assegnato il nome *material*. Al fine di poter procedere all'analisi tramite RS2 la rappresentazione è stata esportata come file dxf.

3.1.3 Modellazione in RS2

Per ogni estrazione il file in formato .dxf ottenuto in Autocad è stato importato nel programma agli elementi finiti RS2 (Rocscience Inc., 1990-2005). Il programma richiede inizialmente di assegnare ai blocchi il layer

corrispondente a quanto definito in Autocad. Successivamente è stato importante definire il parametro di tolleranza da inserire nel comando di *Geometry Cleanup*. Tale comando permette di “ripulire” la geometria qualora siano presenti dei vertici molto vicini tra loro, in caso contrario si avrebbero problemi nella modellazione e in particolare nell’assegnazione della mesh, non riuscendo a condurre l’analisi o fornendo dei risultati errati.

Lo sviluppo di ciascun modello FEM è stato eseguito secondo i seguenti step:

- definizione della geometria, discretizzazione e assegnazione della mesh;
- definizione degli stages;
- definizione delle condizioni al contorno;
- assegnazione delle condizioni iniziali di sforzo;
- assegnazione delle proprietà dei materiali;
- analisi ed interpretazione.

Le analisi sono state condotte considerando la geometria semplice di un pendio di altezza pari a 50 m e inclinazione pari a 45°, in una porzione di terreno di base 150 m e altezza totale 100 m. Questa porzione è stata inserita con il comando *Add Material*; al fine di evitare effetti di bordo è stata estesa l’area dell’analisi indicata come perimetro esterno, con il comando *Add External* (Figura 3.9).

La definizione della geometria finale del pendio è stata simulata tramite l’impostazione di 11 stages, che rappresentano l’esecuzione di uno scavo per avere lo stato effettivo di sollecitazione sul versante ed evitare disturbi dovuti al processo di modellazione. Il primo stage rappresenta la condizione generica iniziale con proprietà elastiche, i successivi 10 sono propri dello scavo con assegnazione di proprietà elasto-plastiche.

Una volta definita la geometria del problema è stata operata la discretizzazione e successivamente l’assegnazione della mesh. La discretizzazione prevede la suddivisione della geometria esterna, del pendio e dei blocchi stessi, in segmenti che costituiscono la struttura della mesh degli elementi finiti. In questa analisi è stata utilizzata una mesh di tipo graduale

composta da elementi triangolari a sei nodi, perché studi di letteratura hanno mostrato come questo tipo di mesh permetta un maggior grado di accuratezza nei risultati. Per ogni estrazione analizzata è stato necessario valutare il tipo di mesh da adottare e valutarne la qualità, perché una qualità scarsa implica un'analisi errata. In generale è stato necessario utilizzare una mesh con un elevato numero di elementi al fine di evitare la presenza di elementi troppo sottili tra i vari nodi che implicano una peggiore qualità della mesh, anche se ciò ha comportato un aumento del costo computazionale.

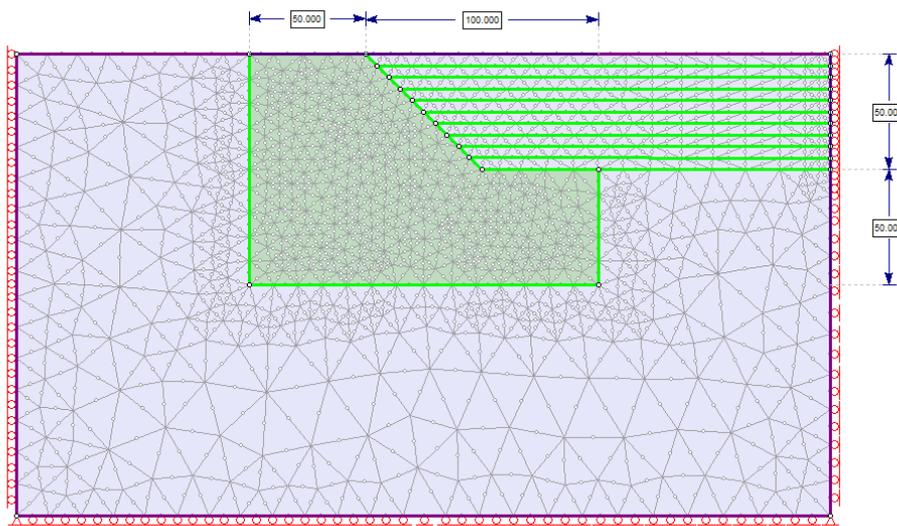


Figura 3.9: Modello geometrico creato in RS2

Si è poi proceduto con l'assegnazione delle condizioni al contorno in maniera tale da non influenzare il comportamento del versante in bimrock. Nel presente lavoro le condizioni sono state definite in termini di spostamento, impedendo, tramite dei carrelli, lo spostamento orizzontale ai lati e quello verticale alla base, e tramite una cerniera ai nodi esterni estremi della base uno spostamento in entrambe le direzioni (Figura 3.9).

Le condizioni iniziali di sforzo sono state definite con una distribuzione di tipo gravitazionale, il programma permette di rilevare automaticamente la superficie del terreno e definire lo stato di sforzo verticale in base al peso del materiale assegnato.

Per poter definire il comportamento del modello è stata assegnata una legge costitutiva ad ogni materiale. Le proprietà assegnate sono state riportate in Tabella 3.1 secondo quanto ottenuto in Cina, in particolare nella località Three Gorges Reservoir per un deposito formato principalmente da blocchi di roccia, argilla e argilla sabbiosa (Li et al., 2004), esposto al paragrafo §2.2.3.

Parametri	Matrice	Blocchi
ϕ [°]	24	40
σ_t [MPa]	0,02	0,5
c [MPa]	0,03	0,6
E [MPa]	37,5	5124
ν [-]	0,25	0,22
γ [MN/m ³]	0,022	0,027
UCS[kPa]	92,4	2573,4

Tabella 3.1: proprietà dei materiali (Li et al., 2004)

È stato adottato il criterio di rottura di Mohr-Coulomb e il comportamento elastico nel primo stage ed elastico-perfettamente plastico per blocchi e matrice negli stages successivi. Allo spazio esterno del modello è stato assegnato un comportamento elastico con caratteristiche medesime a quelle della matrice.

Infine, è stato possibile procedere con l'analisi e l'interpretazione discussi nei paragrafi seguenti.

3.2 Impostazione delle analisi

Le analisi sono state condotte per valutare la stabilità del pendio in bimrock, trattandosi di materiali strutturalmente complessi è richiesto un gran numero di simulazioni affinché i dati possano considerarsi attendibili; inoltre come illustrato in precedenza i fattori che influenzano il comportamento sono molteplici, come la percentuale volumetrica, la distribuzione dimensionale, l'orientamento, la forma e la posizione dei blocchi.

Per le quindici estrazioni ottenute per ciascuna delle quattro percentuali volumetriche dei blocchi, i risultati sono stati valutati in termini di fattori di sicurezza e volumi coinvolti al fine di poter fornire delle indicazioni generali sul comportamento di versanti in bimrock.

Inizialmente è stata considerata una forma dei blocchi circolare, successivamente i risultati ottenuti sono stati confrontati con quelli ottenuti per forme differenti.

Il metodo più comune per il calcolo del fattore di sicurezza è quello dell'equilibrio limite, tuttavia nonostante la semplicità operativa e l'esperienza acquisita dagli ingegneri questo metodo presenta dei grandi limiti, poiché la superficie di rottura è assunta a priori, quindi non risulta possibile valutare il comportamento di terreni e rocce in termini di sforzi e deformazioni.

Con il metodo agli elementi finiti (FEM) è stata superata la definizione della superficie di rottura in maniera arbitraria per forma, tipo e posizione.

In particolare, per il calcolo del fattore di sicurezza, nel programma agli elementi finiti RS2, è stato impostato il metodo di riduzione dei parametri (SSR), utilizzabile esclusivamente per materiali con comportamento elasto-plastico.

La tecnica SSR permette di calcolare un fattore di riduzione delle caratteristiche di resistenza del materiale, equivalente al fattore di sicurezza. Il concetto di base prevede di effettuare inizialmente l'analisi con le caratteristiche assegnate, situazione in cui SRF è pari all'unità; poi vengono effettuate delle analisi in cui i parametri del pendio sono stati ridotti di un certo fattore, indicato appunto come SRF (Strength Reduction Factor). I parametri vengono ridotti finché l'analisi non è più stabile cioè la convergenza non è raggiunta; il valore finale di SRF rappresenta il fattore di sicurezza del pendio.

3.3 Risultati analisi

Per prima cosa è stato valutato il modello composto dalla sola matrice, questo perché inizialmente si considerava il comportamento globale del bimrock come dipendente esclusivamente da essa. Essendo la matrice l'elemento debole del modello ne risultava un'osservazione troppo conservativa e comunque errata. È risultato utile comunque ai fini di un confronto valutare questo caso, in modo da poter evidenziare l'effettiva influenza dei blocchi all'interno della matrice.

È stato osservato come il pendio, nel caso di sola matrice abbia un valore di fattore di sicurezza pari a 0,93, e sia dunque caratterizzato da instabilità. La porzione di volume individuata è stata valutata tramite la massima deformazione di taglio, ed è risultata pari a 1188 m³ (Tabella 3.2)

Modello	FS	Volume [m ³]
Matrice	0,93	1189

Tabella 3.2: Fattore di sicurezza e volume coinvolto per il modello costituito da sola matrice

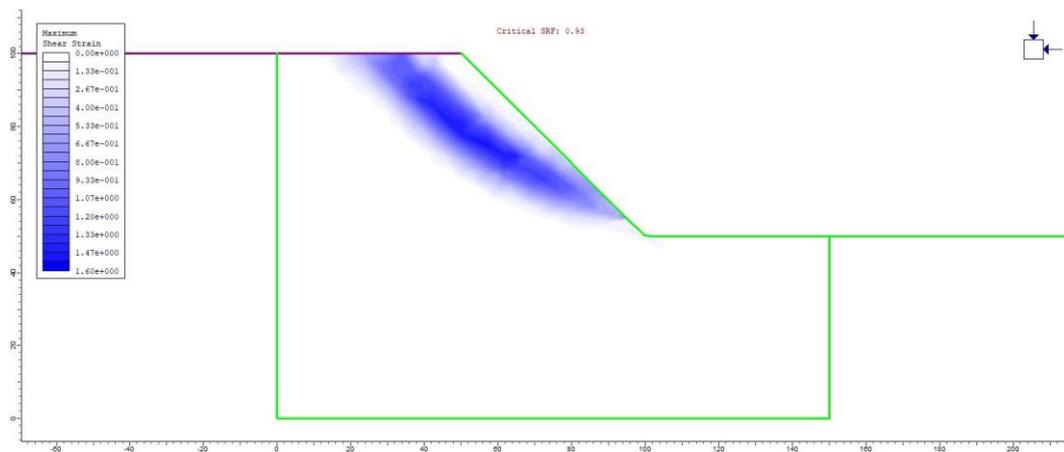


Figura 3.10: Superficie di rottura per il modello caratterizzato dalla sola presenza della matrice

In Figura 3.10 è stato riportato l'andamento della massima deformazione di taglio, da cui è possibile osservare come la superficie di rottura sia di tipo

circolare ed abbastanza profonda e come coinvolga l'altezza del pendio nella sua totalità.

Successivamente sono stati analizzati 15 modelli per ogni percentuale volumetrica considerata, ogni modello differisce dagli altri per numero di blocchi e posizione di questi all'interno del pendio. Per ogni percentuale volumetrica sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza e di volume coinvolto nel collasso e anche una immagine rappresentativa dell'andamento della massima deformazione di taglio. Per l'andamento delle massime deformazioni di taglio si rimanda all'allegato B(Allegato: massime deformazioni di taglio in isotropia).

La prima percentuale volumetrica considerata è stata quella al 25%. In Tabella 3.3 sono stati riportati i fattori di sicurezza ottenuti. Il fattore di sicurezza è compreso in un intervallo che va da 0.88 a 1.03. È possibile notare che la presenza dei blocchi in alcuni modelli ha portato il fattore di sicurezza ad avere un valore prossimo o di poco superiore al valore ottenuto per il caso di sola matrice. In generale il valore medio vale 0.95 quindi non vi è grande differenza dal caso di sola matrice, dunque l'influenza dei blocchi non risulta particolarmente rilevante ai fini della determinazione del fattore di sicurezza.

Modello con VBP 25%	
estrazione	FS
1	1,02
2	0,96
3	0,88
4	1
5	0,94
6	0,88
7	0,91
8	0,94
9	1,01
10	1,03
11	0,88
12	0,96
13	0,91
14	0,91
15	1

Tabella 3.3: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 25% di VBP

I volumi valutati in riferimento alla massima deformazione di taglio osservata, sono stati riportati in Tabella 3.4. In questo caso i valori sono compresi nell'intervallo che va da 494 m³ a 1363 m³, con una media del valore di 891 m³; è possibile affermare che tali valori sono per la maggior parte di poco inferiori a quello valutato per il caso di sola matrice, in linea con il fatto che tendenzialmente non si ha una grande differenza tra i due casi.

Modello 25%	
estrazione	Volume [m³]
1	560
2	1097
3	1258
4	1151
5	494
6	1068
7	1029
8	920
9	1363
10	594
11	1108
12	767
13	711
14	598
15	644

Tabella 3.4: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 25% di VBP

Inoltre, dall'osservazione della massima deformazione di taglio, di cui si riporta un esempio in Figura 3.11, è fondamentale notare che in tutti i casi le superfici di rottura che ne derivano interessino la sola matrice e mai i blocchi. La circolarità della superficie evidenziata per il caso della sola matrice viene meno, mentre si evidenzia un grado di tortuosità di essa che può essere più o meno accentuato a seconda della dimensione e posizione dei blocchi.

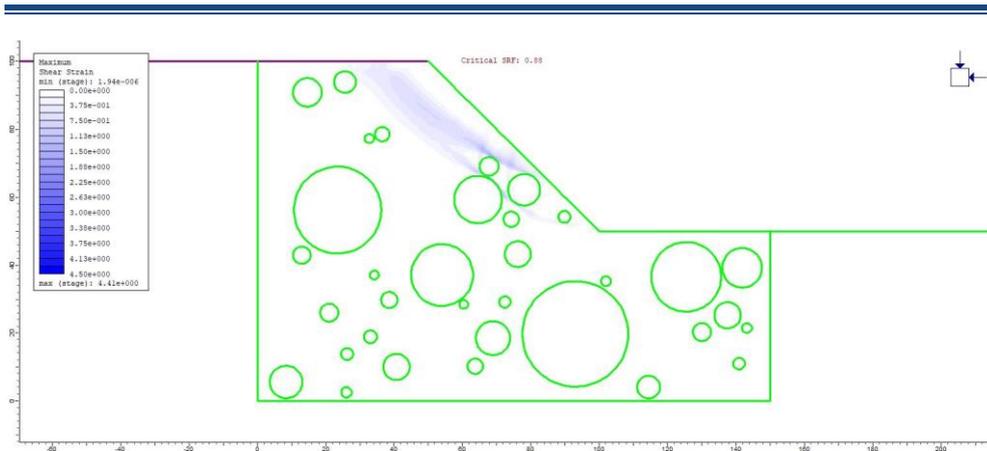


Figura 3.11: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 6 a VBP 25%

Si è poi proceduto con le 15 analisi relative al modello con percentuale volumetrica al 40%. Anche in questo caso sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza ottenuti (Tabella 3.5).

Modello 40%	
estrazione	FS
1	0,91
2	0,86
3	0,98
4	0,91
5	0,95
6	1,06
7	0,94
8	0,99
9	0,96
10	0,9
11	0,9
12	0,92
13	0,98
14	0,86
15	0,84

Tabella 3.5: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 40% di VBP

È possibile osservare che l'intervallo dei valori dei fattori di sicurezza presenta un valore minimo e uno massimo pari a 0.84 e 1.06 e un valor medio di 0.93, pari a quello valutato per la sola matrice. Anche in questo caso, come

per la percentuale volumetrica al 25%, non si nota un particolare incremento nei fattori di sicurezza, anzi in linea di massima i valori ottenuti sono inferiori a quelli relativi alla percentuale volumetrica precedente, e solo un'estrazione presenta un fattore di sicurezza maggiore dell'unità.

Sono stati riportati anche i valori relativi ai volumi coinvolti in Tabella 3.6. I valori minimi e massimi osservati sono pari a 381 m³ e 1953 m³ rispettivamente, e un valore medio pari a 890 m³. I risultati ottenuti non mostrano sostanziali differenze rispetto al caso precedente, in accordo con il fatto che i fattori di sicurezza sono pressoché simili.

Modello 40%	
estrazione	Volume [m³]
1	1161
2	993
3	1027
4	879
5	1473
6	533
7	590
8	1003
9	1953
10	397
11	381
12	531
13	617
14	735
15	1078

Tabella 3.6: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 40% di VBP

È stato riportato a titolo di esempio l'andamento delle massime deformazioni di taglio per poter effettuare delle considerazioni sulla forma della superficie di rottura (Figura 3.12) Anche in questo caso si nota come la superficie non mostri una forma circolare, ma una certa tortuosità; è possibile osservare che questa non attraversi mai i blocchi ma si sviluppi esclusivamente all'interno della matrice.

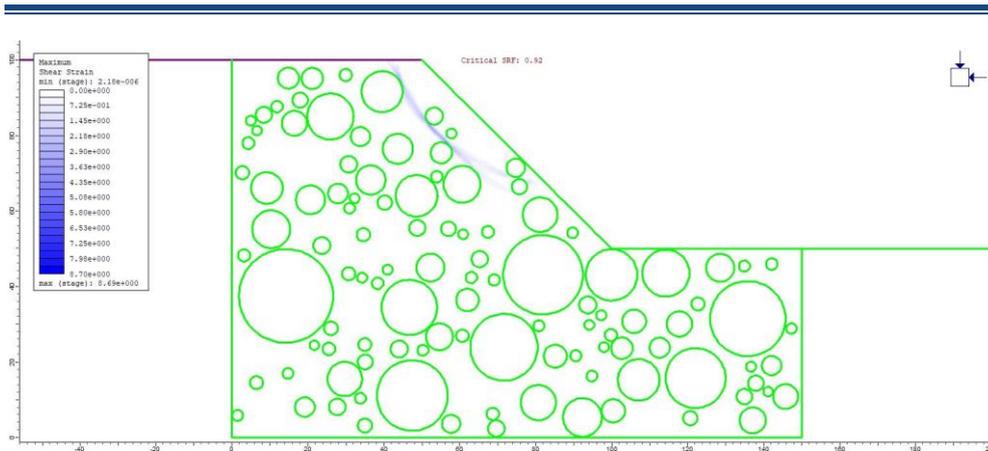


Figura 3.12: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 12 a VBP 40%

Sono stati poi analizzati i 15 modelli con percentuale volumetrica pari al 55%. In Tabella 3.7 sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza ottenuti, questi sono compresi nell'intervallo che va da un minimo di 0.84 ad un massimo di 1.16, con valor medio pari a 1.02. Si osserva come, all'aumentare della percentuale volumetrica, vi sia un incremento nei valori del fattore di sicurezza. In questo caso infatti quasi tutti i modelli presentano un fattore di sicurezza maggiore dell'unità o al limite prossimo ad essa.

Modello 55%	
estrazione	FS
1	1,03
2	1,04
3	1,04
4	1,2
5	1,16
6	0,99
7	0,84
8	1
9	1
10	1,01
11	1,02
12	0,94
13	1
14	1,01
15	1,06

Tabella 3.7: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 55% di VBP

Sono stati riportati anche le stime ottenute in termini di volume coinvolto nel processo (Tabella 3.8), che presentano valori nel range tra 216 m³ e 1748 m³. Ciò che è possibile osservare è che con l'incremento dei fattori di sicurezza, quindi con una maggiore stabilità del pendio, i volumi coinvolti diminuiscono.

Modello 55%	
estrazione	Volume [m ³]
1	319
2	660
3	892
4	216
5	1102
6	543
7	960
8	501
9	525
10	411
11	1748
12	378
13	232
14	452
15	353

Tabella 3.8: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 55% di VBP

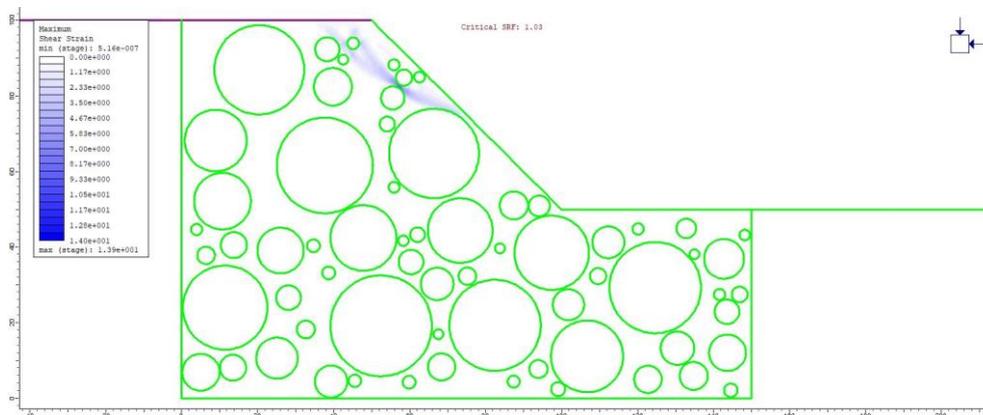


Figura 3.13: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 1 a VBP 55%

In Figura 3.13 è stato riportato a titolo di esempio l'andamento delle massime deformazioni di taglio. In generale si osserva una superficie di rottura meno profonda e più tortuosa rispetto le due percentuali volumetriche analizzate precedentemente. Questo può essere giustificato dall'aumento del numero di blocchi all'interno del pendio. I risultati ottenuti sono in linea con quanto dimostrato da altri autori, (Lindquist, 1994; Irfan & Tang, 1993 e Barbero et al., 2006), e cioè che una percentuale volumetrica maggiore è responsabile di un incremento in termini di fattore di sicurezza.

Infine sono stati analizzati i modelli relativi alla percentuale volumetrica pari al 70%. Sono stati riportati i fattori di sicurezza ottenuti, i quali mostrano il valore minimo pari ad 1, il massimo pari a 1.58 e il valor medio pari a 1.26 (Tabella 3.9).

Modello 70%	
estrazione	FS
1	1,39
2	1
3	1,28
4	1,02
5	1,33
6	1,51
7	1,13
8	1,58
9	1,41
10	1,35
11	1,11
12	1,26
13	1,26
14	1,2
15	1,11

Tabella 3.9: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 70% di VBP

Questo set di analisi ha mostrato un incremento più marcato dei fattori di sicurezza rispetto al caso iniziale di sola matrice. Infatti, tutti i valori sono pari o superiori all'unità, si è praticamente sempre in condizioni di stabilità. La variabilità dei risultati è grande perché la differenza tra minimo e massimo

è rappresentata da un valore pari a 0.58, questo può essere dovuto alla dimensione e posizione dei blocchi più grandi, poiché è stato dimostrato come grandi blocchi in posizione limitrofa alla superficie portino ad una maggiore stabilità.

L'incremento del fattore di sicurezza si traduce in una corrispondente diminuzione dei volumi coinvolti, che infatti hanno mostrato dei valori che spaziano da un minimo di 158 m³ ad un massimo di 1260 m³ (Tabella 3.10). Questo è sicuramente legato al fatto che l'incremento del fattore di sicurezza ha come conseguenza lo sviluppo di una superficie di rottura poco profonda.

Modello 70%	
estrazione	Volume [m³]
1	1260
2	543
3	126
4	366
5	184
6	244
7	1203
8	368
9	98
10	245
11	259
12	456
13	378
14	158
15	368

Tabella 3.10: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 70% di VBP

Nell'esempio riportato in Figura 3.14 si nota che la tortuosità legata ad un'alta percentuale volumetrica è maggiore rispetto i casi precedenti, questo è dovuto alla presenza di numerosi blocchi all'interno del pendio e dato il fatto che le deformazioni di taglio si sviluppano lungo il materiale debole, la matrice, la superficie di rottura deve "aggirare" i blocchi. L'influenza della presenza dei blocchi ad alte percentuali volumetriche risulta molto marcata.

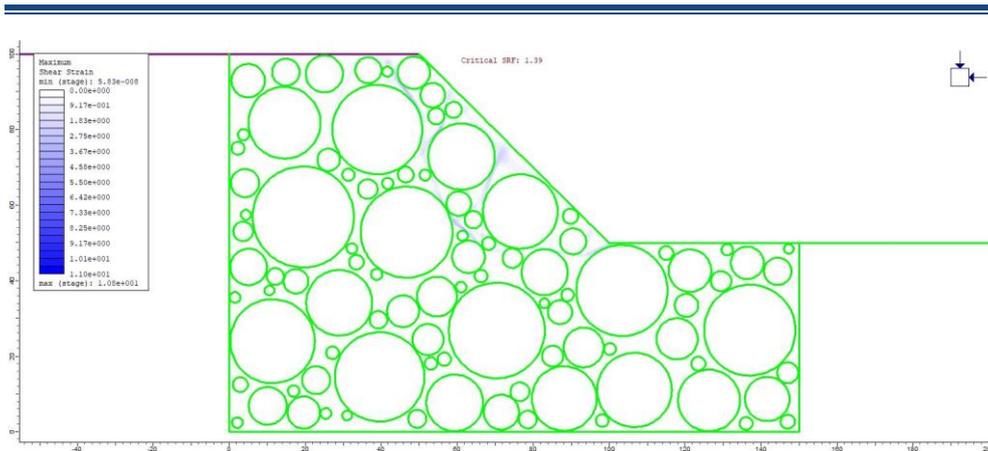


Figura 3.14: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 1 a VBP 70%

3.3.1 Confronto risultati per blocchi circolari

Le analisi descritte al precedente paragrafo sono state eseguite in riferimento ad una forma circolare dei blocchi e a quattro differenti percentuali volumetriche, in cui si è variata la distribuzione dimensionale e il posizionamento dei blocchi, è stata valutata l'influenza dei parametri per la definizione del fattore di sicurezza e per il volume coinvolto.

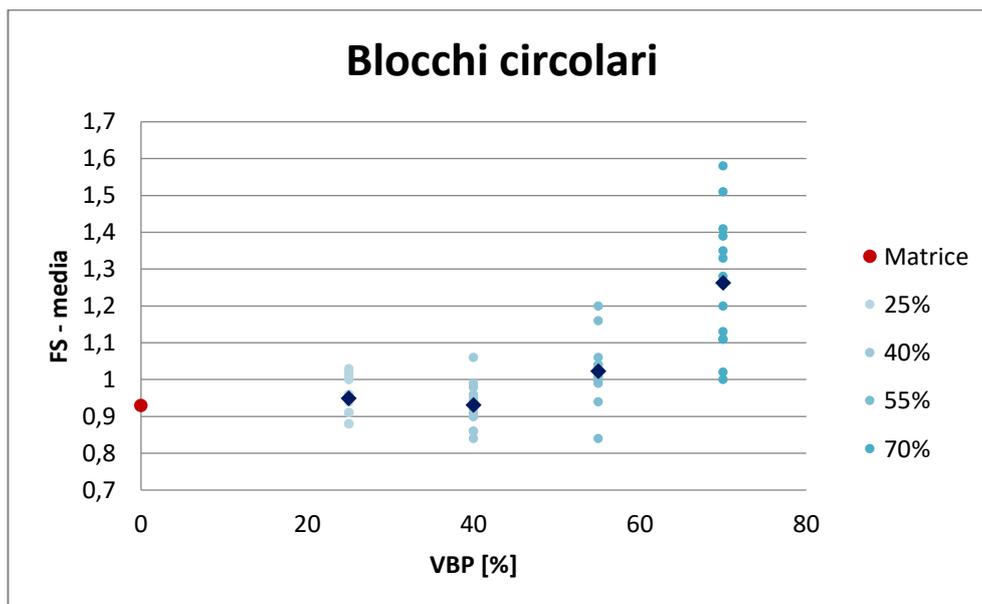


Figura 3.15: Andamento del fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica

Un primo confronto possibile riguarda l'andamento dei fattori di sicurezza al variare della percentuale volumetrica, riportato in Figura 3.15.

È possibile notare che l'incremento del fattore di sicurezza, in termini di valore medio sulle 15 estrazioni effettuate, si ha per percentuali volumetriche maggiori del 40%. Al di sotto di tale soglia i valori medi sono corrispondenti al caso relativo alla presenza della sola matrice, anche se i risultati hanno comunque mostrato una discreta variabilità. A tal proposito ai fini di una valutazione statistica è stato riportato, per ogni percentuale volumetrica il corrispondente valore medio del fattore di sicurezza e la deviazione standard (Tabella 3.11)

VBP	Media	Dev. Standard
0%	0.93	-
25%	0,95	0,053
40%	0,93	0,058
55%	1,02	0,083
70%	1,26	0,171

Tabella 3.11: Interpretazione statistica dei risultati ottenuti in termini di fattore di sicurezza

È possibile notare come la maggior variabilità statistica sia presentata dai modelli con percentuale volumetrica maggiore, 70%; in generale all'aumentare di questa si ha un relativo aumento della deviazione standard.

Sono state poi confrontate le stime per il volume mobilitato, sempre in riferimento alle differenti percentuali volumetriche (Figura 3.16).

Il grafico evidenzia che con l'aumentare della percentuale volumetrica si ha una corrispondente diminuzione in termini di volume mobilitato. Anche questi dati sono affetti da una discreta variabilità statistica come mostrato in Tabella 3.12; in questo caso si ha maggior variabilità per VBP pari a 40% e 55%.

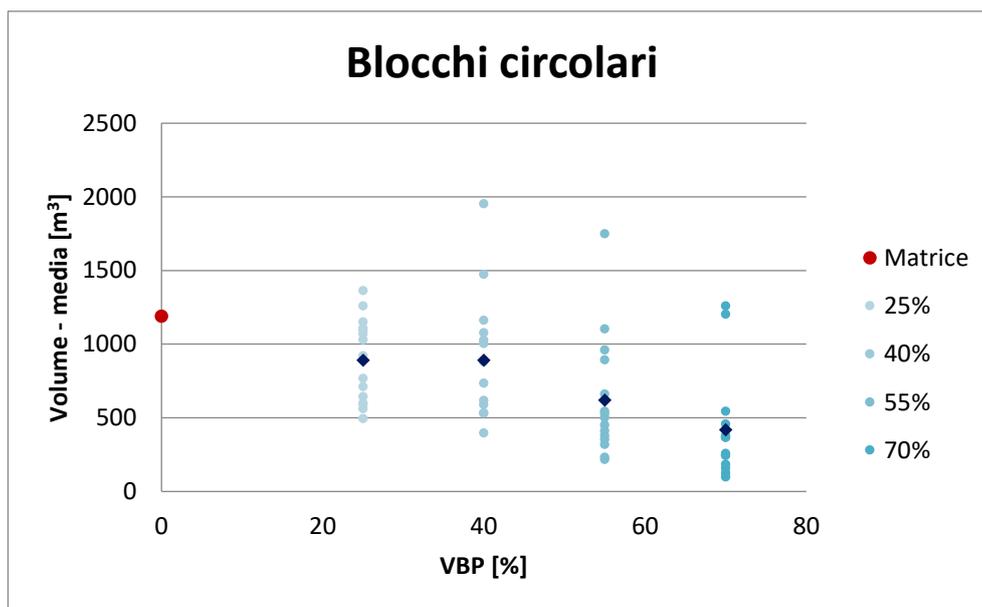


Figura 3.16: Confronto dei volumi mobilitati al variare della percentuale volumetrica

VBP	Media Vol. [m ³]	Dev. standard
0%	1189	-
25%	891	282
40%	890	428
55%	620	408
70%	417	353

Tabella 3.12: Interpretazione statistica dei risultati ottenuti in termini di volume mobilizzato

In generale è stato possibile osservare come la percentuale volumetrica dei blocchi influenzi la stabilità del versante e che per alte percentuali volumetriche, 55% e 70%, si ha un notevole aumento del fattore di sicurezza. Conseguenza di questo risultato è il decremento del volume mobilizzato. La superficie di rottura circolare e profonda per il caso di sola matrice all'aumentare della VBP presenta una tortuosità sempre più marcata e una minore profondità della superficie di rottura, questo perché anche il numero dei blocchi aumenta all'interno del pendio, e non potendo la superficie intersecare i blocchi è necessario lo sviluppo di un percorso alternativo che li circonda. Osservazioni sulla dimensione dei blocchi e sulla loro posizione possono essere ricondotte al fatto che generalmente la maggior stabilità è garantita quando blocchi di grandi dimensioni sono posizionati in prossimità

della superficie del pendio e in cima, cosa che garantisce generalmente un fattore di sicurezza maggiore e un minore volume di materiale mobilizzato. Queste ultime due proprietà possono essere motivo di spiegazione per cui alcuni modelli ad una percentuale volumetrica dei blocchi minore presentino tuttavia un fattore di sicurezza maggiore rispetto ad alcune analisi a VBP maggiore.

3.4 Influenza della forma del blocco

Al fine di valutare l'influenza della forma dei blocchi è stato eseguito un confronto tra i risultati delle analisi precedentemente descritte, con blocchi circolari, e altre analisi, in cui i blocchi sono stati considerati di forma ellittica con una eccentricità pari a $e = 0.5$ (rapporto tra gli assi pari a $3/4$) e blocchi ellittici con una eccentricità pari a $e = 0.87$ (rapporto tra gli assi pari a $1/2$). Il confronto è stato svolto solo in termini di fattori di sicurezza.

Le analisi riferite alla differente forma hanno considerato anche l'orientamento generale dei blocchi, considerando tre differenti set di analisi:

- blocchi con $e = 0.5$ ed inclinazione di 0° , quindi in posizione orizzontale;
- blocchi con $e = 0.5$ ed inclinazione dell'asse maggiore pari a 30° rispetto all'orizzontale;
- blocchi ellittici con maggior eccentricità, $e = 0.87$, e inclinazione dell'asse maggiore di 90° rispetto all'orizzontale.

Il processo di modellazione ed analisi è stato il medesimo di quello descritto al paragrafo § 3.1.

Sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza ottenuti per le varie VBP (Tabella 3.13. Tabella 3.14 e Tabella 3.15).

È stato riportato inoltre un grafico di confronto dei valori medi dei fattori di sicurezza dei quattro gruppi di analisi effettuati ed una tabella riassuntiva

anche delle relative deviazioni standard ai fini di una valutazione statistica (Figura 3.17 e Tabella 3.16).

Blocchi con $e = 0,5$ e $i = 0^\circ$	VBP			
	25%	40%	55%	70%
estrazione	FS	FS	FS	FS
1	0,93	0,93	1,22	1,2
2	0,88	0,89	1,14	1,66
3	0,86	0,97	0,93	1,38
4	0,89	1,02	1,09	1,39
5	1	0,97	1,02	1,41
6	0,93	0,93	1,52	1,47
7	0,91	1,16	1,29	1,42
8	0,88	0,995	1,17	1,67
9	0,995	0,97	1,08	1,17
10	0,95	0,9	1,04	1,75
11	1,06	0,91	1,15	1,28
12	0,82	1,02	1,15	1,71
13	0,91	0,94	1,02	1,36
14	1	1,01	1	1,23
15	0,96	0,98	1,05	1,55

Tabella 3.13: Fattori di sicurezza per blocchi ellittici con $e = 0.5$ e inclinazione 0° rispetto all'orizzontale

Blocchi con $e = 0,5$ e $i = 30^\circ$	VBP			
	25%	40%	55%	70%
estrazione	FS	FS	FS	FS
1	0,93	1,01	0,995	1,1
2	0,92	0,95	1,03	1,38
3	0,93	0,85	0,94	1,07
4	0,94	0,995	0,98	1,18
5	0,94	0,94	0,99	1,2
6	0,98	0,87	0,995	1,22
7	0,91	0,94	0,98	1,01
8	0,88	0,92	0,98	1,23
9	0,97	0,95	0,92	1,07
10	0,92	0,98	1	1,44
11	0,97	1,04	0,97	1,11
12	0,93	0,95	1,1	1,29
13	0,88	0,92	1,03	1,29
14	0,9	0,92	1,03	1,02
15	0,91	0,91	1,04	1,03

Tabella 3.14: Fattori di sicurezza per blocchi ellittici con $e = 0.5$ e inclinazione 30° rispetto l'orizzontale

Blocchi con e = 0,87 e i= 90°	VBP			
	25%	40%	55%	70%
estrazione	FS	FS	FS	FS
1	0,995	0,93	0,9	1,16
2	1,01	1	0,93	1,04
3	1,01	0,98	1,03	1,07
4	0,96	0,92	0,97	1,22
5	0,95	0,88	1	1,04
6	0,97	0,95	1,02	1,37
7	1,07	0,87	1,18	1,24
8	0,88	0,95	1,05	1,09
9	0,9	1	0,91	1,15
10	0,97	0,92	0,9	1,26
11	0,87	1,01	0,92	1,09
12	0,92	0,93	1	1,3
13	1,04	0,92	0,98	1,17
14	0,95	1,05	1,03	1,23
15	0,89	0,95	1,07	1,31

Tabella 3.15: Fattori di sicurezza per blocchi ellittici con e = 0.87 e inclinazione 90° rispetto l'orizzontale

Per le percentuali volumetriche dei blocchi comprese fino al 40% è possibile notare come i risultati ottenuti siano simili tra loro e non si discostino dal valore del fattore di sicurezza relativo al caso di sola matrice. In generale anche la deviazione standard è modesta quindi i risultati ottenuti mostrano una variabilità contenuta.

Per una percentuale di volume pari al 55% si nota un generale incremento dei fattori di sicurezza, questo risultato è più marcato per i blocchi con e = 0.5 ed inclinazione pari a 0°. Questo tipo di blocchi ha mostrato anche maggior variabilità nei risultati.

Per percentuali volumetriche maggiori è stato notato che la maggior stabilità del modello si ha sempre per blocchi ellittici, con e = 0.5 ad inclinazione di 0°. Successivamente la stabilità è assicurata dai blocchi circolari e per ultimo dai blocchi con e = 0.5 ed inclinazione di 30° rispetto all'orizzontale e blocchi caratterizzati da e = 0.87 ed i = 90°. All'aumentare della percentuale volumetrica aumenta anche la variabilità dei risultati.

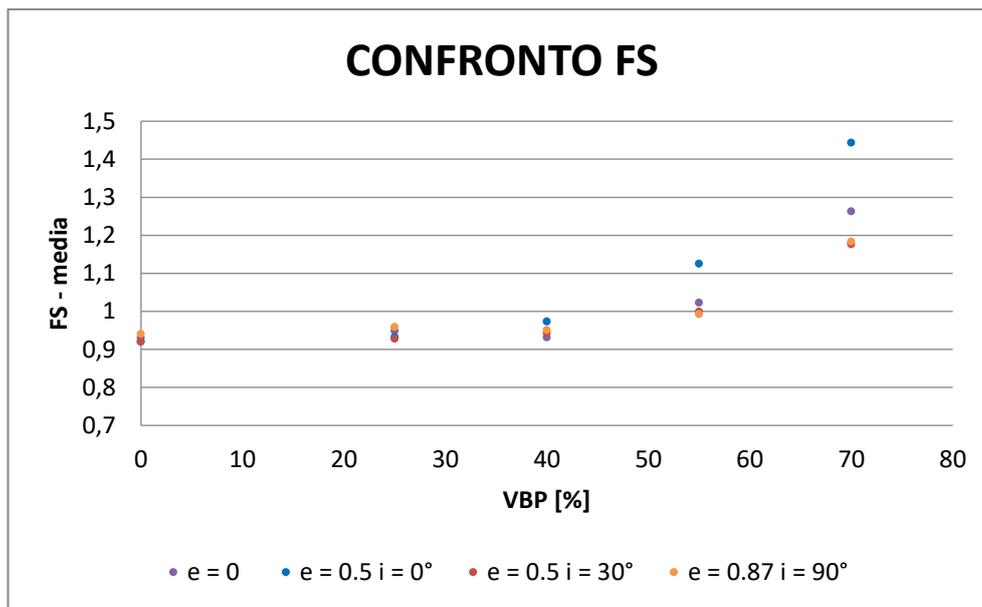


Figura 3.17: Confronto FS tra blocchi circolari ed ellittici a differenti orientazioni

VBP	e=0		e=0,5 i=0°		e=0,5 i= 30°		e=0,87 i=90°	
	Media	Dev.St	Media	Dev.St	Media	Dev.St.	Media	Dev.St
25%	0,95	0,053	0,93	0,064	0,93	0,030	0,96	0,060
40%	0,93	0,058	0,97	0,067	0,94	0,050	0,95	0,049
55%	1,02	0,083	1,13	0,143	1	0,044	0,99	0,076
70%	1,26	0,171	1,44	0,188	1,18	0,133	1,18	0,104

Tabella 3.16: Interpretazione statistica dei risultati ottenuti in termini di fattore di sicurezza in riferimento alle differenti forme e orientamento dei blocchi

I risultati mettono in evidenza come a parità di forma ellittica, $e = 0.5$, ma differente orientazione generale dei blocchi, un'inclinazione di 30° porti ad incrementi meno marcati del fattore di sicurezza rispetto a quelli osservati per un'inclinazione nulla. Questo può essere dovuto al fatto che l'inclinazione considerata non contrasta lo sviluppo delle deformazioni di taglio ma anzi risulta sfavorevole dal punto di vista della stabilità. I fattori di sicurezza relativi al caso con $e = 0.5$ ed $i = 30^\circ$ e a quello con $e = 0.87$ e $i = 90^\circ$, sono pressoché identici per tutte le percentuali volumetriche. In generale ci si aspetterebbe che i risultati relativi alle forme ellittiche offrano un beneficio maggiore in termini di stabilità di versante rispetto al caso relativo alla forma circolare, poiché essendo la forma meno regolare il percorso di rottura dovrebbe risultare più tortuoso, e come è già stato ampiamente detto in

precedenza, maggiore è la tortuosità maggiore risulta la stabilità. Tramite il confronto si è notato come questa tendenza in realtà non sia stata soddisfatta. Questo può essere dovuto al fatto che le orientazioni dei blocchi analizzate non siano a favore di sicurezza, anzi favoriscano lo sviluppo della superficie di rottura. L'inclinazione dei blocchi risulta influenzare maggiormente la stabilità del versante rispetto alla sola forma del blocco.

Capitolo 4

4 ANISOTROPIA

L'anisotropia dei bimrock, quando presente, è una caratteristica importante da considerare poiché influenza il comportamento globale del bimrock. Per la valutazione dell'anisotropia è stato fatto riferimento alla prova del *modified block punch index*. È stato dimostrato infatti che vi è una relazione tra l'indice ottenuto secondo questa prova, la resistenza di compressione monoassiale e la resistenza fornita dall'anisotropia.

La resistenza di compressione monoassiale, indicata con UCS, rappresenta un parametro fondamentale per la classificazione delle rocce; questo tipo di prova richiede l'utilizzo di campioni di ottima qualità, al fine di ottenere dei risultati attendibili; spesso non è possibile ottenere campioni indisturbati soprattutto in presenza di roccia debole, fratturata o con strati molto sottili. Per questo motivo è stato sempre ritenuto interessante l'utilizzo di provini di piccole dimensioni per valutare la resistenza della roccia, come ad esempio avviene mediante la prova di carico puntuale.

Non è possibile eseguire la prova di carico puntuale in presenza di campioni di roccia dai quali si possono ottenere piccoli dischi a causa di strati sottili o piani di scistosità, perché i provini che si possono ottenere sono troppo piccoli. Proprio per questo motivo è stato essenziale valutare un nuovo indice di resistenza ottenibile da campioni di piccole dimensioni, è stato così proposto di valutare, tramite un indice, la resistenza della roccia grazie l'utilizzo di un'apparecchiatura semplice (Figura 4.1) che permettesse la misura della resistenza di taglio diretto della roccia su provini con forma simile a delle piastre sottili (Mazanti & Sowers, 1965) (Stacey, 1980). Lo sviluppo di questa tecnologia ha permesso successivamente di poter determinare la prova del *block punch index* (BPI), (van der Schrier, 1988). Sono state ottenute delle relazioni tra i valori delle prove di compressione monoassiale, BPI e la prova brasiliana, ed è stato osservato che il valore di

BPI può essere utilizzato, con ottima approssimazione, al pari degli indici ottenuti da altre prove, come quello relativo al carico puntuale, specialmente quando le dimensioni dei campioni sono ridotte.

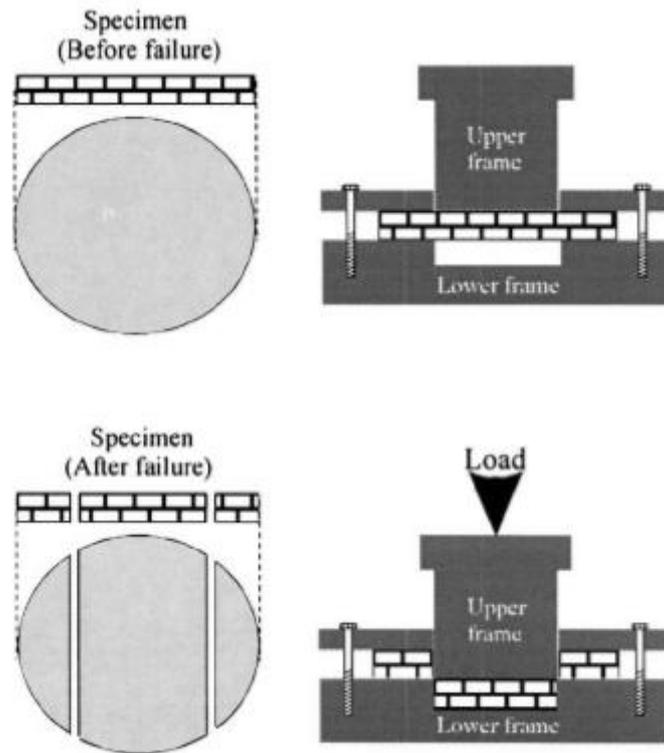


Figura 4.1: Schema dell'apparecchiatura utilizzata per determinare il block punch index (Ulusay & Gokceoglu, 1997)

Inoltre, è stato evidenziato che tramite questo indice è possibile ottenere dei valori relativi l'anisotropia (Stacey, 1980 e Taselaar, 1982 in van der Schrier, 1988). Per la spiegazione della prova e dei legami tra i vari indici è stato fatto riferimento a dei provini di diametro pari a 40 mm e spessore 10 mm. Le dimensioni sono fondamentali perché ipotesi della prova è che il carico di rottura sia funzione di esse, successivamente deve essere applicato un fattore correttivo per ottenere un indice BPI attendibile che poi verrà scalato alla grandezza di riferimento del provino.

Al fine di poter indentificare le caratteristiche dell'anisotropia è stato necessario prima spiegare lo sviluppo della prova, la metodologia utilizzata

per ottenere i fattori correttivi e l'efficienza nell'utilizzo dell'indice BPI per la valutazione della resistenza a compressione monoassiale.

La resistenza anisotropa è stata valutata tramite l'utilizzo di campioni di dischi orientati all'interno di una roccia sedimentaria stratificata. Per poter determinare l'anisotropia nella direzione principale è stato consigliato l'utilizzo di un fattore di trasformazione di resistenza anisotropa, poiché il test potrebbe restituire risultati variabili quando si analizzano piani di debolezza.

4.1 Determinazione dell'indice BPI

Per la determinazione dello sforzo di taglio diretto di sottili strati di roccia, è stata utilizzata l'apparecchiatura, riportata in Figura 4.1, tramite l'uso di dischi di materiale, con spessore 50.8-63.5 mm. La prova è stata eseguita da Stacey (1980) utilizzando lastre sottili di roccia dello spessore di circa 5-10 mm. La compressione imposta comporta una rottura di taglio doppia visibile in Figura 4.1; l'autore ha suggerito che il cambiamento dello sforzo di taglio potesse essere valutato in riferimento a differenti orientamenti della struttura analizzata.

Successivamente questi test sono stati utilizzati per la definizione della prova con lo scopo di ottenere l'indice BPI, presso l'Università Tecnica di Delft; l'apparecchio è stato progettato per adattarsi al meglio alla struttura della prova a carico puntuale. È stata valutata la variazione dell'indice BPI con l'angolo che si forma tra il cuneo, con il quale si applica il carico, e lo strato di limo (Taselar 1982 e van der Schrier, 1988), i risultati ottenuti sono simili a quelli riferiti a provini di limo, sabbia e argilla (Stacey, 1980).

È stato dimostrato inoltre come l'anisotropia si potesse ottenere dividendo il valore massimo di BPI per quello minimo. Van der Schrier ha dimostrato il legame tra l'indice BPI, UCS e la prova brasiliana, affermando che l'indice BPI potesse essere usato come parametro della resistenza a compressione monoassiale, tutto questo grazie alle prove che sono state effettuate su 1150 provini, di spessore 10mm e diametro 40 mm, relativi a nove differenti tipi di

roccia. Per migliorare questa prova è necessario definire la variazione della resistenza in funzione della dimensione del provino e come il valore dell'indice ottenuto da un provino che presenta un certo angolo tra il piano di debolezza e la direzione di applicazione del carico possa essere convertito nel massimo valore di BPI, ottenibile quando l'angolo che si forma è pari a 90° .

Sono stati poi svolti degli studi sperimentali dove la macchina di prova utilizzata è composta da tre barre di acciaio rinforzato, in maniera tale da non essere danneggiate durante la prova; due di queste hanno la funzione di supporto del provino e sono avvitate alla base, mentre la terza forma un punzone rettangolare che passa tra due blocchi distanziati di circa 0.25 mm e applica il carico. Come detto in precedenza l'apparecchio della prova è stato modellato in maniera tale da adattarsi al telaio della prova a carico puntuale, il carico è applicato in maniera idraulica. Nella determinazione dei dischi dal campione estratto bisogna porre attenzione che le due superfici siano quanto più parallele possibile e prive di irregolarità. Il carico è stato applicato ad incrementi costanti per 10–60 s in modo tale da far avvenire la rottura (ISRM, 1985).

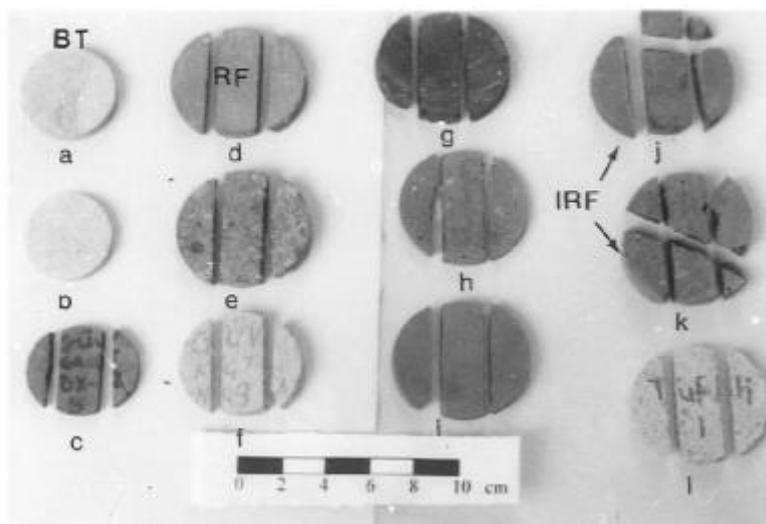


Figura 4.2: Esempi di provini: BT: prima della prova (a e b); RF: rottura regolare, test valido (da c ad i ed l); IRF: rottura irregolare, test non valido (j e k) (Ulusay & Gokceoglu, 1997)

Il percorso di rottura è forzato lungo due piani paralleli in cui lo sforzo normale è valutato nullo e gli sforzi di trazione causati dal momento sono ridotti al minimo. Una volta raggiunta la rottura viene registrato il carico applicato F . Alla fine della prova si osserva che il provino deve essere diviso in tre parti, quelle laterali che sono fissate al macchinario e quella centrale, la prova deve essere trascurata se i piani paralleli di rottura non si sono formati completamente o sono assenti (Figura 4.2).

L'indice BPI è definito come:

$$BPI = \frac{10^{-3}F}{A} [MPa] \quad (4.1)$$

Dove:

- F è il carico di rottura valutato durante la prova in MN;
- A è l'area attraverso la quale ha luogo il taglio in m^2 , valutata come:
 $A = 4t(r^2 - 95.1)^{0.5} \cdot 10^{-6}$ con t pari allo spessore ed r pari al raggio del provino in mm.

Le prove sono state effettuate su 23 provini provenienti da diverse parti della Turchia e caratterizzati da differente litologia. Per ogni tipo di roccia sono stati preparati dei campioni sottoposti ad un'asciugatura ad aria. Tramite una punta diamantata sono stati ottenuti dei dischi di differente spessore e diametro dal campione estratto, al fine di valutare gli effetti della dimensione del provino nella determinazione dell'indice BPI. Solitamente la prova viene eseguita con un angolo di applicazione del carico pari a 90° rispetto al piano di debolezza, durante il taglio del campione si cerca di seguire i piani paralleli di debolezza esistenti. Per la valutazione dell'anisotropia sono stati preparati dei campioni di marna, roccia sedimentaria, con un orientamento specifico dei piani di debolezza. Lo spessore dei dischi è stato scelto nell'intervallo 5-15 mm per la prova BPI, la dimensione del campione per le prove BPI e UCS è stata fatta variare tra 42 mm(BX) e 54mm (NX), per un totale di 1833 dischi di roccia, di cui 154 con piani di debolezza orientati per l'anisotropia, e 325

provini cilindrici, caratterizzati da un rapporto tra altezza e diametro pari a 2.5-3 per le prove BPI e UCS.

Le prove di compressione monoassiale sono state effettuate per poter validare l'indice della prova BPI, ed è stata seguita la metodologia proposta da Brown (1981), secondo un'attrezzatura standard per la prova di compressione, mentre per le rocce deboli una macchina di prova rigida a servo-motore.

È stato osservato come l'indice BPI, calcolato per diversi tipi di roccia, fosse funzione della dimensione del disco. Sono stati riportati due esempi in Figura 4.3 relativi alle prove effettuate su due materiali differenti e per ognuno di questi sono stati fatti variare diametro e spessore. È possibile osservare che il valore di BPI cresce all'aumentare della dimensione del disco, come osservato anche per la prova di compressione monoassiale e la prova a carico puntuale. Questo dimostra la dipendenza dell'indice dalla dimensione del provino.

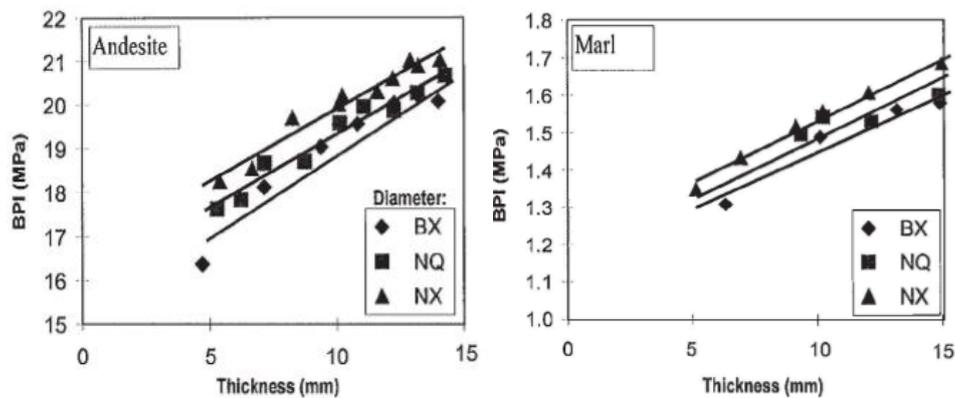


Figura 4.3: variazione dell'indice BPI non corretto al variare delle dimensioni del provino per due rocce differenti. BX= 42mm; NQ= 47.6mm; NX= 54mm.

Per i provini non orientati è stato osservato che i test non validi rappresentavano l'1-10% per spessori del disco compresi tra 5 e 10 mm, ed è stato possibile così trascurarli, mentre la percentuale riferita a spessori oltre i 10 mm è stata valutata come maggiore. È stato possibile indicare come spessore ottimale quello pari a 10 mm.

Tuttavia è stato osservato dagli autori che, per la definizione dello spessore ottimale, risulta più opportuno riferirsi al carico che determina la rottura del disco di riferimento con spessore 10mm. Così è stata rappresentata la forza applicata in funzione dello spessore del provino per ogni gruppo di test in cui si variava spessore e diametro dello stesso. Il legame è stato ottenuto tramite una funzione di regressione ed è stata scelta come migliore la regressione di tipo lineare. Per ogni singolo campione è stato definito il carico di rottura in riferimento allo spessore standard per differenti diametri, indicato come $F_{10,d}$. È stato possibile definire un fattore di correzione dello spessore:

$$K_t = \frac{F_{10,d}}{F_{t,d}} \quad (4.2)$$

Dove $F_{t,d}$ rappresenta il valore di carico a rottura di un provino rappresentato da spessore e diametro qualunque.

Il fattore di correzione dello spessore è stato riferito allo spessore del provino tramite un'analisi di regressione, grazie una curva di potenza con fattore di correlazione pari a 0.89 è stata ottenuta una relazione generica che comprendeva tutti i diametri analizzati nello studio:

$$K_t = 14.7t^{-1.1672} \quad (4.3)$$

È stata osservata anche una dipendenza dal diametro per la valutazione del carico di rottura durante la prova BPI, dunque è stato necessario definire un fattore di correzione per convertire il valore di BPI per qualsiasi diametro ad uno nominale. In questo studio è stato scelto come valore di riferimento un diametro pari a 50mm.

Inizialmente i valori di carico di rottura sono stati corretti nei confronti dello spessore ed è stato calcolato il valore di carico riferito al diametro nominale $F_{10,50}$ gruppo di analisi (Figura 4.4).

È stato proposto un fattore di correzione per tener conto della dipendenza dal diametro:

$$K_d = \frac{F_{10,50}}{F_{10,d}} \quad (4.4)$$

Anche in questo caso come risultato dell'analisi di regressione, tramite una curva di potenza con fattore di correlazione pari a 0.88. È stata ottenuta una relazione generica:

$$K_d = 211.5D^{-1.3687} \quad (4.5)$$

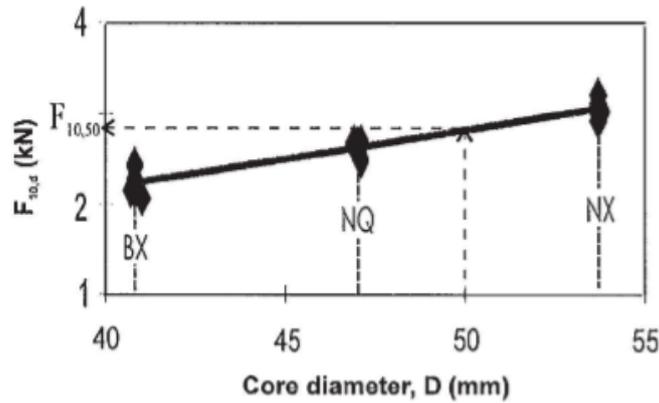


Figura 4.4: Esempio di carico di rottura corretto per lo spessore vs. diametro del campione per un'arenaria dell'Haymana, Ankara, Turkey (Ulusay & Gokceoglu, 1997)

In questo modo è stato possibile stimare il valore di carico di rottura corretto, cioè non dipendente da spessore e diametro del provino:

$$F_{10,50} = K_d K_t F_{t,d} \quad (4.6)$$

Si ricorda che l'area A valutata per la definizione dell'indice BPI non corretto è riferita alla superficie attraverso la quale si sviluppano gli sforzi di taglio, per ogni dimensione del provino, quindi anche questa deve essere riferita a dimensioni standard, $F_{10,50}$.

In questo modo è stato possibile ottenere il valore di BPI corretto:

$$BPI_{10,50} = \frac{10^{-3} F_{10,50}}{A_{10,50}} \quad (4.7)$$

Sostituendo i valori ottenuti, è stato ricavato:

$$BPI_s = 3376D^{-1.3687} t^{-1.1672} F_{t,d} \quad (4.8)$$

Inizialmente è stata definita una relazione lineare tra il valore di UCS e quello di BPI (van der Schrier, 1988):

$$UCS = 6.1BPI - 3.3 \quad (4.9)$$

Questa relazione però si riferisce ad un valore di BPI non corretto.

La relazione fra lo sforzo di compressione monoassiale e il valore di BPI corretto è stata ottenuta tramite un'analisi di regressione lineare (Figura 4.5):

$$UCS = 5.5BPI_s \quad (4.10)$$

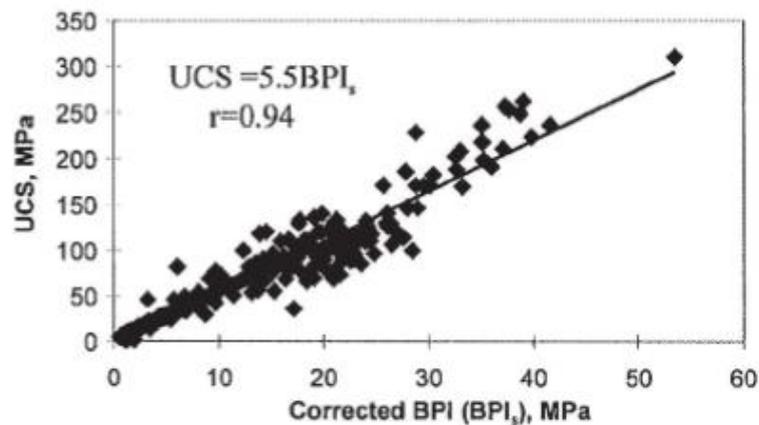


Figura 4.5: Relazione tra UCS e BPI_s

Tramite la distribuzione t-Student è stata trovata una correlazione statistica pari a 0.94 ad un livello di confidenza del 95% tra la prova UCS e BPI_s.

Il fattore di conversione pari a 5.5, utilizzato nella formula precedente, è stato validato per ogni roccia analizzata. Questo è stato assunto in generale come il fattore che permette di stimare il valore di UCS delle rocce, tranne per alcuni casi come il gesso e il tufo.

4.1.1 Valutazione dell'indice di anisotropia

Quando si studiano rocce che presentano una isotropia trasversale, i valori di resistenza di interesse sono quelli minimi e massimi. Questi valori possono essere valutati quando la rottura inizia con la propagazione in maniera

normale e parallela ai piani trasversali tipici della roccia. La massima resistenza dovuta all'anisotropia della roccia può essere valutata come il rapporto tra i valori di resistenza massimo e minimo trovati.

Inizialmente sono stati condotti degli studi che presentavano lo sforzo di taglio e l'indice BPI come funzioni dell'angolo che si forma tra la direzione di applicazione del carico e il piano di debolezza proprio del provino (Stacey, 1980 e Taselaar, 1982 in van der Schrier, 1988) (Figura 4.6). Gli studi condotti sono stati riferiti ad un indice di BPI non corretto.

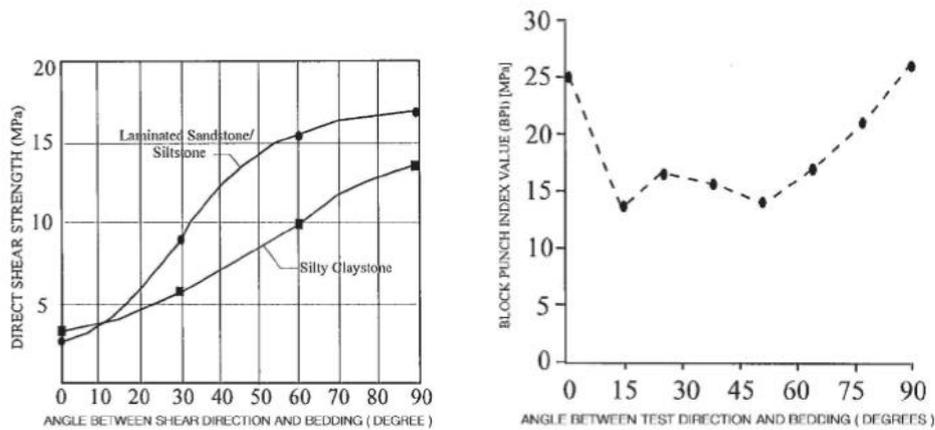


Figura 4.6: a) sforzo di taglio diretto in funzione dell'angolo tra il taglio e il piano di debolezza (Stacey, 1980); b) Valori di BPI in funzione dell'angolo tra la direzione di carico e l'orientamento del piano di debolezza (van der Schrier, 1988)

Negli studi recenti riguardanti l'anisotropia, invece, è stato tenuto conto della dipendenza dalla dimensione del modello, e sono state utilizzate delle marne a struttura lamellare. Sono stati preparati i provini di roccia andando a considerare differenti orientamenti di debolezza. Così sono stati ottenuti dei valori di BPI_s corretti per poter valutare l'anisotropia.

In Figura 4.7 è stato mostrato l'andamento del valore di BPI_s in funzione dell'angolo tra la direzione di carico e l'orientamento del piano di debolezza. Sono stati indicati anche i valori medi ottenuti per i 22 test effettuati con la

relativa deviazione standard. I massimi valori di resistenza misurati sono stati osservati per i provini caricati ortogonalmente rispetto alla debolezza.

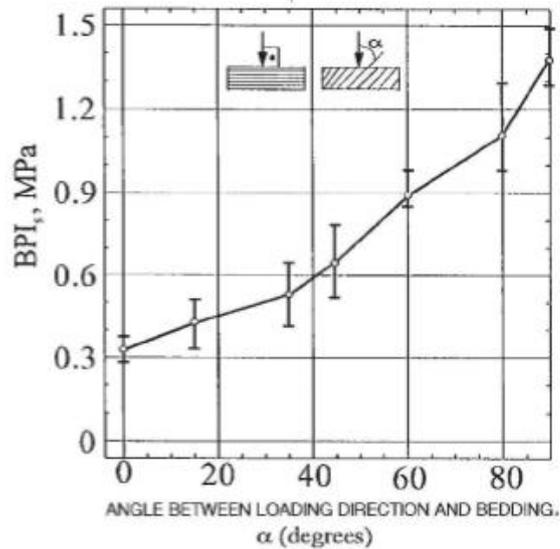


Figura 4.7: Valori di BPI_s in funzione dell'angolo tra la direzione di carico e l'orientamento del piano di debolezza (Ulusay & Gokceoglu, 1997)

I risultati ottenuti hanno mostrato troppa variabilità e non è stato possibile definire una correlazione con lo sforzo di compressione nella stessa direzione. Per questo motivo è stato deciso di valutare la resistenza solo nella direzione principale, la resistenza della roccia intatta e separatamente i piani di debolezza.

Quindi il valore di BPI_s ottenuto è stato convertito in quello riferito alla direzione principale, cioè quando il carico agisce perpendicolarmente rispetto al piano di debolezza.

È stato definito così un parametro di trasformazione per la resistenza dell'anisotropia:

$$K_{\alpha} = \frac{BPI_{s90}}{BPI_{s\alpha}} \quad (4.11)$$

Dove:

- BPI_{s90} è riferito ai provini ottenuti da estrazioni perpendicolari al piano di debolezza;
- $BPI_{s\alpha}$ è riferito a provini ottenuti da fori con qualsiasi inclinazione rispetto il piano di debolezza.

Sono stati riportati i valori del fattore K_α in funzione dell'angolo α (Figura 4.8). Ogni punto della curva rappresenta il valor medio di cinque prove.

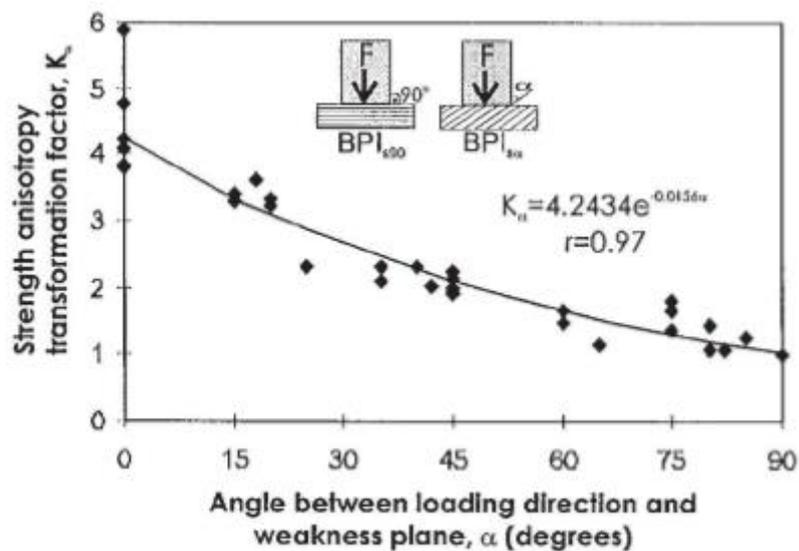


Figura 4.8: Fattore K_α in funzione dell'angolo α tra il piano di debolezza e la direzione di carico

Tramite un'analisi di regressione è stato definito il fattore di trasformazione di resistenza dell'anisotropia come:

$$K_\alpha = 4.24e^{-0.0156\alpha} \quad (4.12)$$

caratterizzato da un alto coefficiente di correlazione, pari a 0.97 per α compreso tra 0° e 90° . Combinando le ultime due formulazioni si ottiene:

$$BPI_{s90} = 4.24e^{-0.0156\alpha} BPI_{s\alpha} \quad (4.13)$$

Nonostante lo studio sia stato riferito ad un solo tipo di roccia è stato assunto che questo comportamento ben rappresenti il comportamento reale,

ovviamente per avere una formulazione generale sono necessarie più analisi che si riferiscano a differenti tipi di roccia.

4.2 Modellazione numerica per modelli a matrice anisotropa

Nel capitolo 3 sono state presentate e discusse le analisi effettuate per il caso isotropo, in questo capitolo saranno presentate le analisi effettuate per valutare la presenza dell'anisotropia nella matrice. L'anisotropia è stata simulata tramite l'inserimento di una rete di giunti, e ne è stata osservata l'influenza in termini di fattore di sicurezza, volume mobilizzato e tortuosità della superficie di rottura. Successivamente è stato eseguito un confronto tra i modelli isotropi e anisotropi per i blocchi circolari e uno per valutare l'influenza della forma del blocco, in particolare valutando le analisi relative a blocchi circolari e blocchi ellittici con un rapporto tra gli assi pari a 2.

I modelli geometrici utilizzati sono stati gli stessi presentati nel capitolo 3 e le stesse sono state anche le quindici estrazioni valutate per ogni percentuale volumetrica. Sono state condotte un totale di 61 analisi, considerando anche il caso di assenza di blocchi all'interno del pendio.

Una volta visualizzato il modello nel programma agli elementi finiti RS2 è stata inserita una rete di giunti nella matrice (joint network). Il passo successivo è stato quello di assegnare le proprietà dei giunti in termini di:

- Modello dei giunti assunto come deterministico a giunti paralleli;
- Inclinazione dei giunti pari a -78° , corrispondente a 102° a partire dall'orizzontale in senso antiorario;
- Spaziatura pari a 2m;
- Condizioni finali dei giunti: inizio e fine del giunto chiuso.

L'angolo relativo all'inclinazione dei giunti è stato scelto secondo le informazioni fornite da studi di letteratura riguardanti l'anisotropia. È stato dimostrato che la massima influenza dell'anisotropia, quindi la peggior condizione osservabile, si ha quando l'inclinazione dei piani di debolezza è

pari ad un angolo che corrisponde a $45^\circ - \varphi/2$ dove con φ si intende l'angolo di attrito interno ipotizzato per i giunti.

Sono poi state definite le proprietà dei materiali da assegnare ai giunti. Si è optato per un criterio di rottura dipendente dal materiale assegnando un coefficiente di interfaccia pari a 0.25. Lo stesso criterio è stato assunto per definire la rigidità dei giunti con un coefficiente di rigidità pari a 0.25.

È stato necessario definire una mesh da assegnare. Anche in questo caso la mesh scelta è di tipo graduale composta da elementi triangolari a sei nodi. Per ogni estrazione analizzata è stato necessario valutare il tipo di mesh da adottare e valutarne la qualità, per evitare la presenza di elementi troppo sottili tra i vari elementi, soprattutto tra i giunti e i blocchi, che comportano una peggiore qualità della mesh. Questo problema è stato risolto infittendo la discretizzazione e il numero di nodi nelle zone critiche.

Gli altri parametri del modello sono stati assunti identici a quelli utilizzati per il caso isotropo.

È stato riportato l'esempio di un modello in Figura 4.9

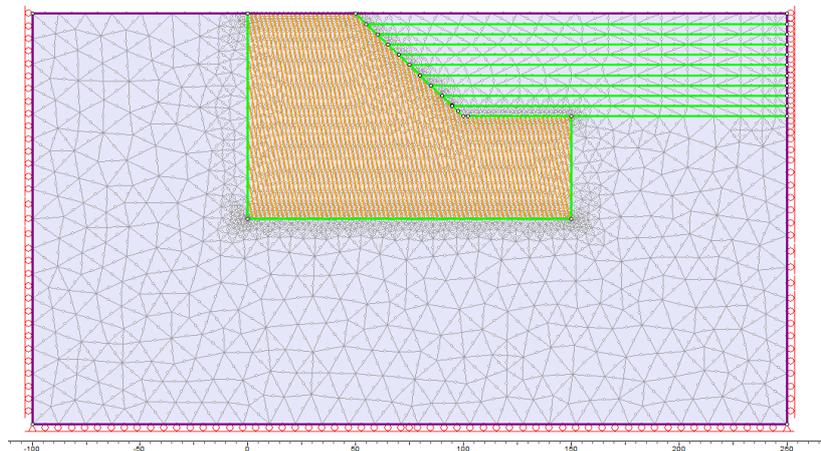


Figura 4.9: Modello con matrice anisotropa

Inizialmente è stato valutato esclusivamente il modello composto dalla sola matrice, poiché è risultato utile ai fini della valutazione dell'influenza dei blocchi nel caso anisotropo.

È stato osservato come il pendio abbia un valore di fattore di sicurezza pari a 0.82, inferiore al caso isotropo dove risultava pari a 0.93, e sia dunque

caratterizzato da instabilità. La porzione di volume individuata è stata valutata tramite la massima deformazione di taglio, ed è risultata pari a 1661 m³ (Tabella 4.1)

Modello	FS	Volume [m ³]
Matrice	0,82	1661

Tabella 4.1: Fattore di sicurezza e volume coinvolto per il modello costituito da sola matrice

In Figura 4.10 è stato riportato l'andamento della massima deformazione di taglio, dalla quale è possibile osservare come la superficie di rottura sia abbastanza profonda ma a differenza del caso isotropo questa non si sviluppa lungo tutta l'altezza del pendio e non ha un andamento circolare ben definito.

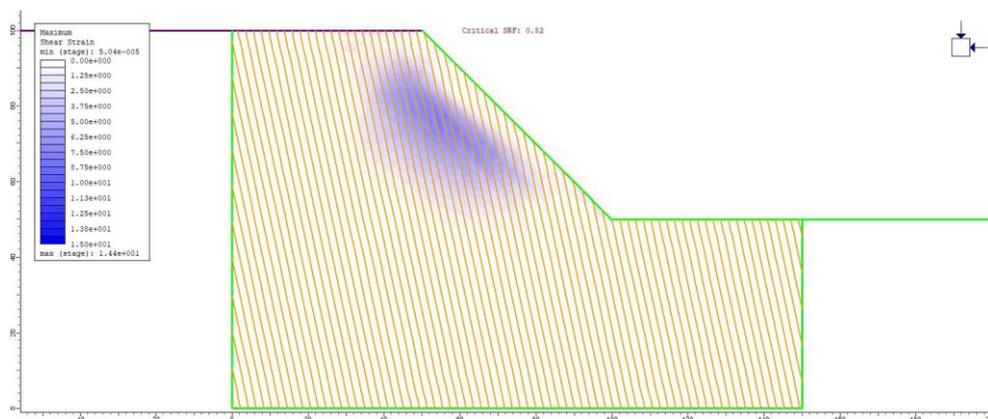


Figura 4.10: Superficie di rottura per il modello caratterizzato dalla sola presenza della matrice

Successivamente sono stati analizzati i 15 modelli per ogni percentuale volumetrica considerata. Per l'andamento delle massime deformazioni di taglio si rimanda all'allegato C (Allegato: Massime deformazioni di taglio in anisotropia). La prima percentuale volumetrica valutata è stata quella al 25%, in Tabella 4.2 sono stati riportati i fattori di sicurezza ottenuti.

Il fattore di sicurezza è compreso in un intervallo che interessa valori compresi tra 0.84 e 0.97, con un valor medio pari a 0.89. Nessun modello risulta essere in una condizione di stabilità, ma rispetto al caso di sola matrice si nota un incremento, seppur modesto, dei fattori di sicurezza.

Modello con VBP 25%	
estrazione	FS
1	0,87
2	0,87
3	0,85
4	0,95
5	0,9
6	0,84
7	0,9
8	0,93
9	0,92
10	0,97
11	0,83
12	0,9
13	0,88
14	0,86
15	0,9

Tabella 4.2: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 25% di VBP

I volumi, valutati in riferimento alla massima deformazione di taglio osservata, sono stati riportati in Tabella 4.3. In questo caso i valori sono compresi nell'intervallo tra 513 m³ e 1146 m³, con una media di 940 m³; è possibile affermare che tali valori sono per la maggior parte di poco inferiori a quello valutato per il caso di sola matrice.

Modello 25%	
estrazione	Volume [m³]
1	1704
2	1399
3	1210
4	777
5	1416
6	732
7	1146
8	962
9	1146
10	714
11	941
12	721
13	772
14	788
15	513

Tabella 4.3: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 25% di VBP

Inoltre, dall'osservazione della massima deformazione di taglio, di cui si riporta un esempio in Figura 4.11, è fondamentale notare che in tutti i casi le superfici di rottura che ne derivano interessino la sola matrice e mai i blocchi. La circolarità della superficie evidenziata per il caso della sola matrice viene meno, diventando più tortuosa data la presenza dei blocchi e in alcuni casi seguendo l'andamento dei piani di debolezza propri della matrice.

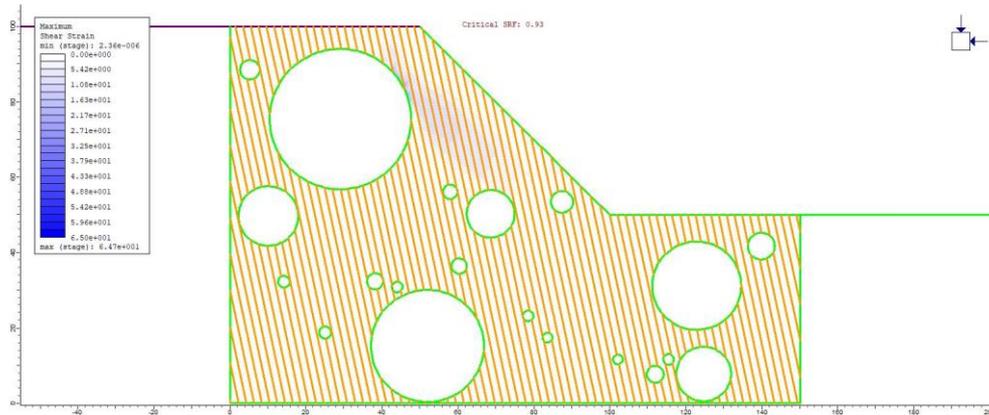


Figura 4.11: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 8 del modello al 25% di VBP

Si è poi proceduto con le 15 analisi relative al modello con percentuale volumetrica al 40%. Sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza ottenuti (Tabella 4.4).

Modello 40%	
estrazione	FS
1	0,86
2	0,87
3	1
4	0,89
5	0,86
6	0,995
7	0,96
8	0,96
9	0,79
10	0,91
11	0,81
12	0,91
13	0,96
14	0,92
15	0,84

Tabella 4.4: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 40% di VBP

È possibile osservare che l'intervallo dei valori dei fattori di sicurezza oscilla tra 0.81 e 1 con valor medio di 0.9. L'incremento nei fattori di sicurezza osservato è modesto, la stabilità non è mai raggiunta, si ha solo un caso di equilibrio limite.

Sono stati riportati anche i valori relativi ai volumi coinvolti (Tabella 4.5: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 40% di VBP (Tabella 4.5). I valori minimi e massimi osservati sono pari a 446 m³ e 1982 m³ rispettivamente, e un valore medio pari a 1016 m³.

Modello 40%	
estrazione	Volume [m³]
1	1452
2	1407
3	1175
4	890
5	1982
6	583
7	742
8	974
9	1690
10	446
11	958
12	533
13	779
14	676
15	957

Tabella 4.5: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 40% di VBP

È stato riportato a titolo di esempio l'andamento delle massime deformazioni di taglio ottenuto per 15 modelli, per poter effettuare delle considerazioni sulla forma della superficie di rottura (Figura 4.12). La superficie non mostra una forma circolare, ma una certa tortuosità; è possibile osservare che questa non attraversa mai i blocchi ma si sviluppa esclusivamente all'interno della matrice.

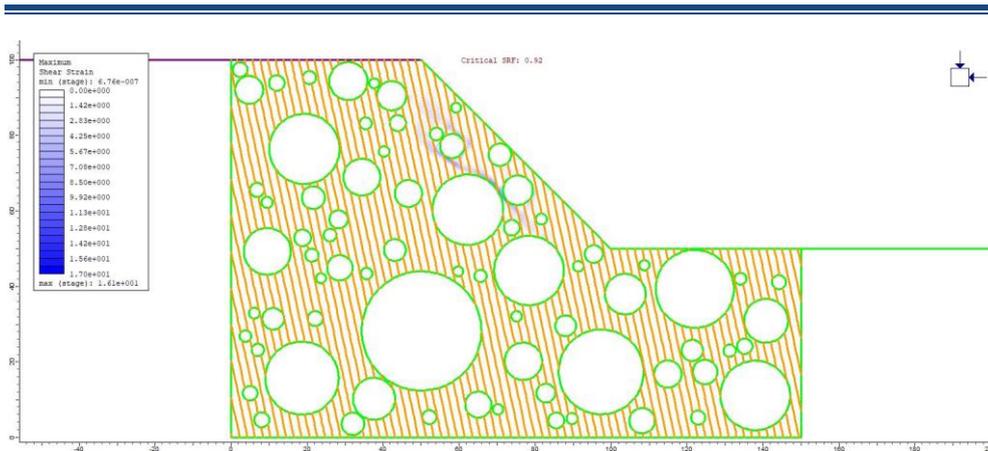


Figura 4.12: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 14 del modello al 40% di VBP

Sono stati poi analizzati i 15 modelli con percentuale volumetrica pari al 55%.

Modello 55%	
estrazione	FS
1	1
2	0,97
3	0,995
4	1,18
5	1,03
6	1,06
7	0,81
8	1,01
9	0,98
10	0,99
11	0,92
12	0,96
13	1
14	0,99
15	1,05

Tabella 4.6: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 55% di VBP

In Tabella 4.6 sono stati riportati i valori dei fattori di sicurezza ottenuti, che oscillano tra un minimo di 0.81 ed un massimo di 1.18, con valor medio pari a 1. Si osserva come, all'aumentare della percentuale volumetrica, il valor medio si avvicini ad una situazione di equilibrio. Il range tra i fattori di sicurezza rappresenta una certa variabilità, dovuta alla posizione dei blocchi

all'interno della matrice ma anche all'influenza dei piani di debolezza sulla formazione delle zone deboli.

Sono state riportate anche le stime ottenute in termini di volume coinvolto nel processo (Tabella 4.7). Queste presentano valori nel range tra 190 m³ e 1806 m³, con valor medio pari a 643 m³. Ciò che è possibile osservare è che con l'incremento dei fattori di sicurezza, quindi con una maggiore stabilità del pendio, i volumi coinvolti diminuiscono.

Modello 55%	
estrazione	Volume [m³]
1	301
2	638
3	674
4	781
5	1806
6	462
7	935
8	458
9	512
10	437
11	1733
12	263
13	229
14	233
15	190

Tabella 4.7: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 55% di VBP

In Figura 4.13 è stato riportato a titolo di esempio l'andamento delle massime deformazioni di taglio di uno dei modelli analizzati. In generale si osserva una superficie di rottura meno profonda e più tortuosa rispetto alle due percentuali volumetriche analizzate precedentemente. Questo può essere giustificato dall'aumento del numero di blocchi all'interno del pendio. I risultati ottenuti sono in linea con quanto dimostrato da altri autori, (Lindquist, 1994; Irfan & Tang, 1993 e Barbero et al., 2006), e cioè che una percentuale volumetrica maggiore è responsabile di un incremento in termini di fattore di sicurezza.

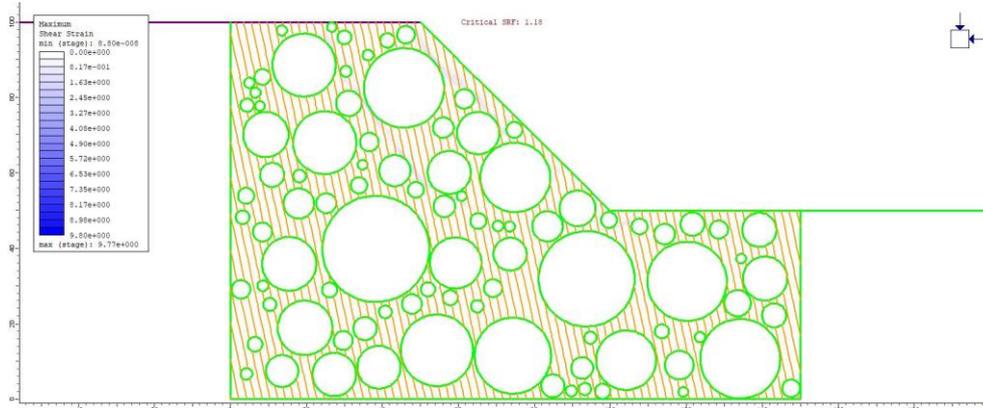


Figura 4.13: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. del modello al 55% di VBP

Infine sono stati analizzati i campioni relativi alla percentuale volumetrica pari al 70%. Sono stati riportati i fattori di sicurezza ottenuti, i quali mostrano un valore minimo pari ad 1.01 ed un valore massimo pari a 1.53 con media pari a 1.24 (Tabella 4.8 **Errore. L'origine riferimento non è stata trovata.**).

Modello 70%	
estrazione	FS
1	1,41
2	1,01
3	1,15
4	1,03
5	1,29
6	1,53
7	1,18
8	1,47
9	1,3
10	1,25
11	1,06
12	1,16
13	1,49
14	1,14
15	1,12

Tabella 4.8: Fattori di sicurezza per le 15 estrazioni del modello al 70% di VBP

Questo set di analisi ha mostrato un incremento più marcato dei fattori di sicurezza rispetto al caso iniziale di sola matrice. Tutti i valori sono superiori a quello di equilibrio limite, la variabilità è grande perché la differenza tra minimo e massimo è rappresentata da un valore pari a 0.52. Questo può essere spiegato dalla numerosa popolazione dei blocchi all'interno della matrice, in base alla loro posizione e alla presenza dei piani di debolezza la superficie di rottura potrebbe riscontrare delle problematiche nel suo sviluppo.

L'incremento del fattore di sicurezza si traduce in una corrispondente diminuzione dei volumi coinvolti, che infatti hanno mostrato dei valori che spaziano da un minimo di 58 m³ ad un massimo di 1393 m³ (Tabella 4.9).

Ciò è dovuto al fatto che l'incremento del fattore di sicurezza ha come conseguenza lo sviluppo di una superficie di rottura poco profonda.

Modello 70%	
estrazione	Volume [m³]
1	1167
2	536
3	406
4	262
5	199
6	95
7	1393
8	321
9	58
10	138
11	238
12	430
13	328
14	104
15	334

Tabella 4.9: Volume coinvolto nel collasso per le 15 estrazioni del modello al 70% di VBP

Dall'osservazione dell'andamento delle massime deformazioni di taglio si nota che la tortuosità legata ad un'alta percentuale volumetrica è maggiore rispetto ai casi precedenti. Questo è dovuto alla presenza di numerosi blocchi

all'interno del pendio e dato il fatto che le deformazioni di taglio si sviluppano lungo il materiale meno resistente, la matrice, la superficie di rottura deve "aggirare" i blocchi, e data la presenza di piani di debolezza anche la loro orientazione. L'influenza della presenza dei blocchi ad alte percentuali volumetriche risulta molto marcata.

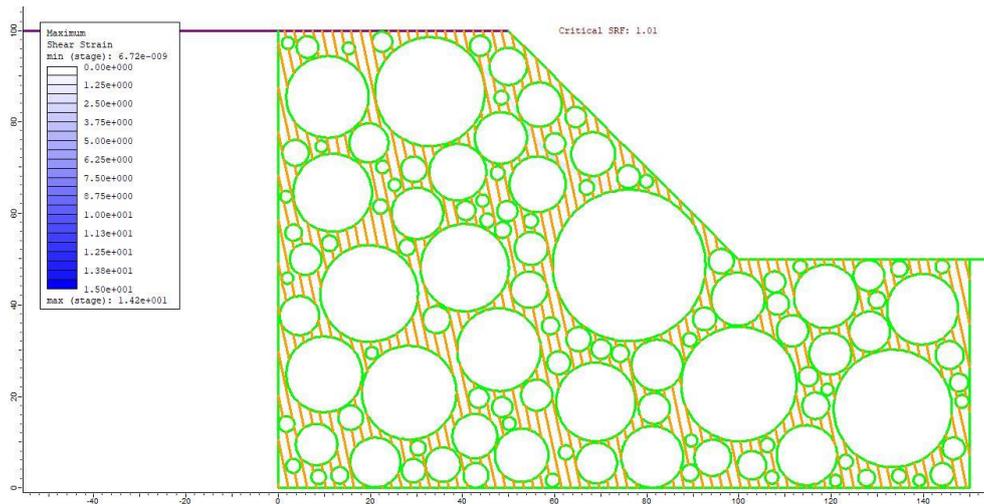


Figura 4.14: Massima deformazione di taglio per l'estrazione n. 2 del modello al 70% di VBP

Per una valutazione d'insieme sono stati riportati dei grafici che mettono in relazione l'andamento del fattore di sicurezza e dei volumi mobilitati in funzione della percentuale volumetrica considerata (Figura 4.15 e Figura 4.16).

Rappresentati gli andamenti è possibile osservare come l'incremento medio dei fattori di sicurezza si presenti per tutte le percentuali volumetriche, anche se in maniera modesta per quelle pari al 25% e 40%. L'incremento diventa marcato per quelle al 55% e 70% evidenziando come anche in presenza di piani di debolezza la presenza dei blocchi influisce in maniera considerevole sulla stabilità del pendio.

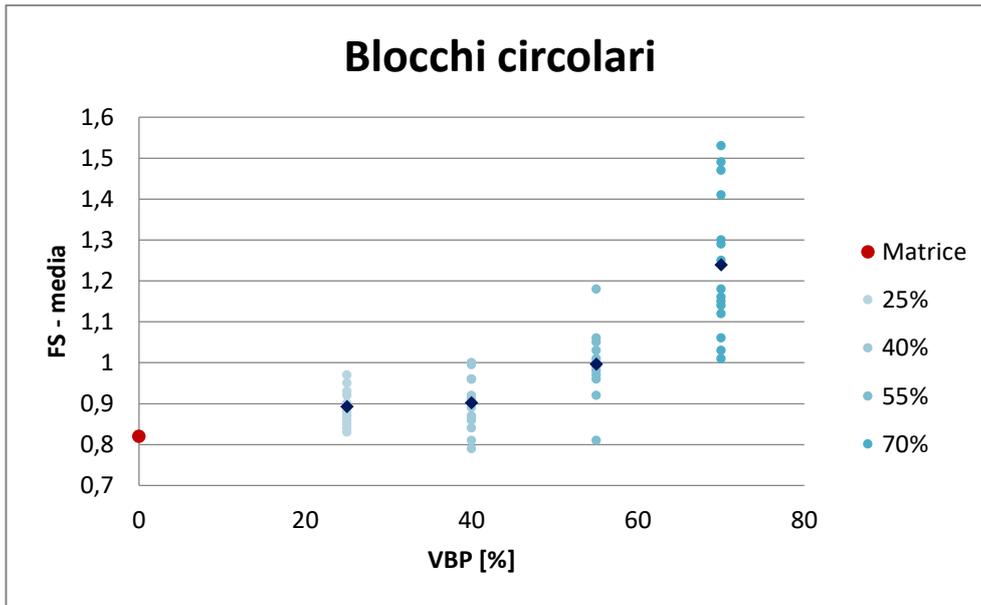


Figura 4.15: Andamento fattori di sicurezza per differenti percentuali volumetriche per modelli anisotropi

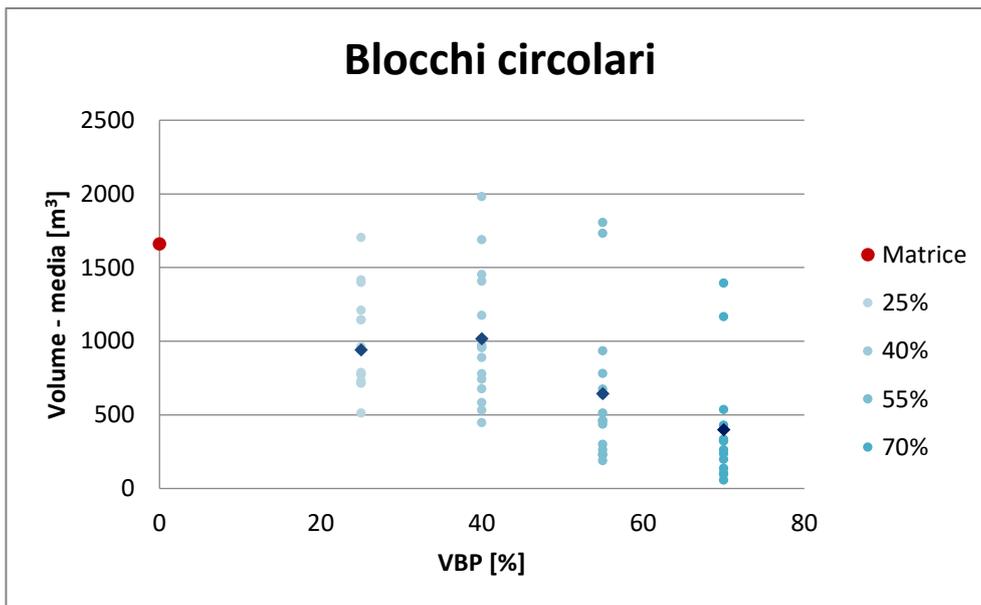


Figura 4.16: Andamento del valore di volume coinvolto per differenti percentuali volumetriche per modelli anisotropi

4.2.1 Confronto isotropia-anisotropia per blocchi circolari

Sono stati riportati i confronti in termini di fattore di sicurezza e volumi mobilitati per i blocchi circolari nel caso di matrice sia isotropa che anisotropa (Figura 4.17 e Figura 4.18).

Osservando l'andamento dei valori medi del fattore di sicurezza si nota come quelli riferiti al caso isotropo siano sempre maggiori rispetto a quello anisotropo. La differenza tra i valori risulta più marcata nel caso di sola matrice, pari a circa l'11%, per la percentuale volumetrica al 25% la differenza risulta del 5% e per le restanti circa il 2%. Si può dunque affermare che la presenza di piani di debolezza condiziona il comportamento generale soprattutto in assenza di blocchi e abbia un'influenza anche per basse percentuali volumetriche, mentre superata la soglia di VBP pari al 40% l'influenza risulti modesta. La presenza dei blocchi mostra una maggiore influenza rispetto a quella dovuta all'anisotropia in termini di stabilità del pendio.

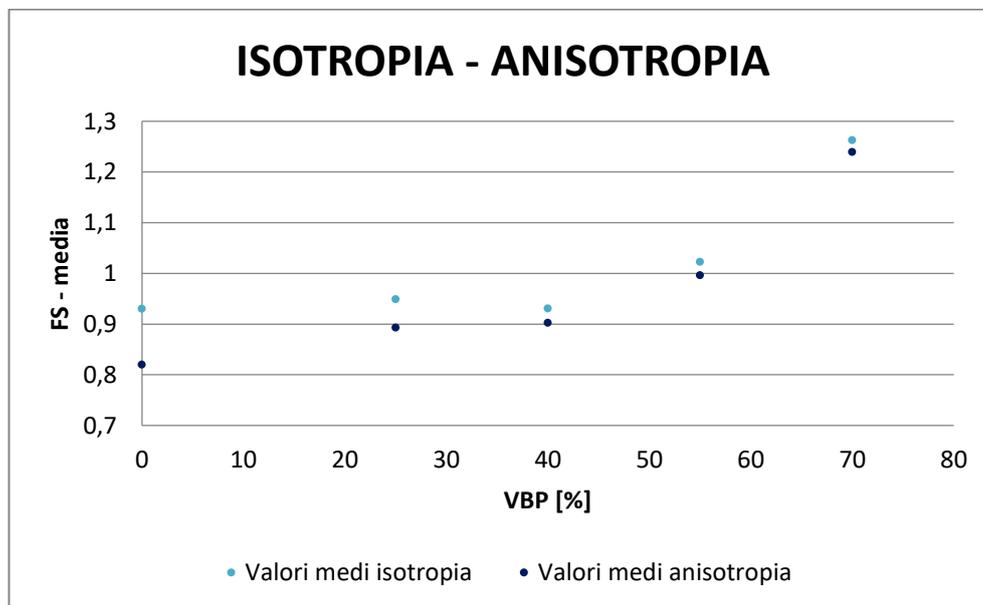


Figura 4.17: Confronto fattori di sicurezza caso isotropo e anisotropo al variare di VBP

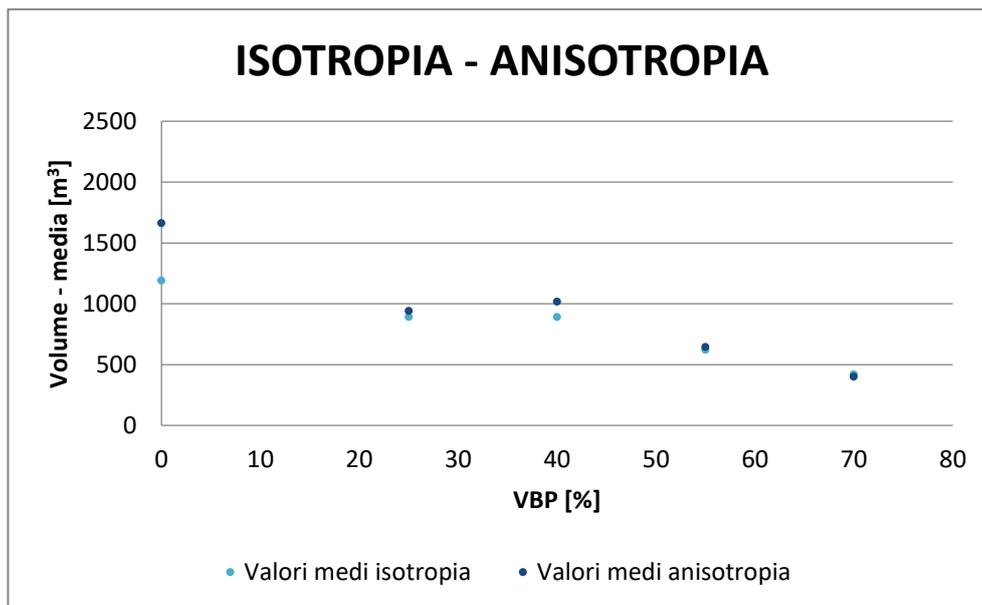


Figura 4.18: Confronto dei volumi mobilitati caso isotropo e anisotropo al variare di VBP per blocchi circolari

4.3 Influenza della forma del blocco

Infine, è stato riportato un confronto in termini di fattore di sicurezza e volume mobilitato tra i risultati ottenuti per i blocchi circolari con eccentricità pari a 0 e blocchi ellittici con eccentricità pari a 0.87, cioè con un valore di rapporto tra gli assi di 2:1, e inclinazione dell'asse maggiore rispetto all'orizzontale di 90°. Il confronto è stato riportato al fine di poter effettuare delle considerazioni sull'influenza della forma del blocco anche nel caso di matrice anisotropa.

In Figura 4.19 è stato rappresentato l'andamento dei fattori di sicurezza medi per le diverse percentuali volumetriche considerate.

È possibile osservare che per una percentuale di VBP pari al 25% la media dei fattori di sicurezza è la stessa, pari a 0.89, quindi l'influenza della forma del blocco in questo caso non è evidenziata. Una discrepanza di valori si nota per percentuali volumetriche maggiori. In particolare, risulta che per una VBP pari al 40% i blocchi ellittici presentino fattori di sicurezza in media più elevati rispetto a quelli circolari, una differenza di circa il 3.5%.

All'aumentare della percentuale volumetrica si nota un'inversione di tendenza, cioè i versanti con presenza di blocchi circolari mostrano maggior stabilità. Questo comportamento è marcato per percentuali volumetriche pari al 70% dove la differenza dei valori raggiunge il 10%. In generale ciò che ci si aspettava è che i blocchi di forma ellittica comportassero una maggior stabilità al versante, soprattutto all'aumentare della percentuale volumetrica. Questo perché blocchi di questa forma dovrebbero determinare un percorso della superficie di rottura più tortuoso rispetto al caso dei blocchi circolari che presentano una forma regolare. Probabilmente il differente comportamento può essere dovuto al fatto che i blocchi ellittici presentano un'inclinazione pari a 90° sfavorevole, sebbene non molto comune in natura. L'influenza dovuta all'inclinazione dei blocchi è risultata maggiore di quella dovuta alla forma degli stessi, poiché un'inclinazione di 90° non risulta favorevole per la stabilizzazione del pendio.

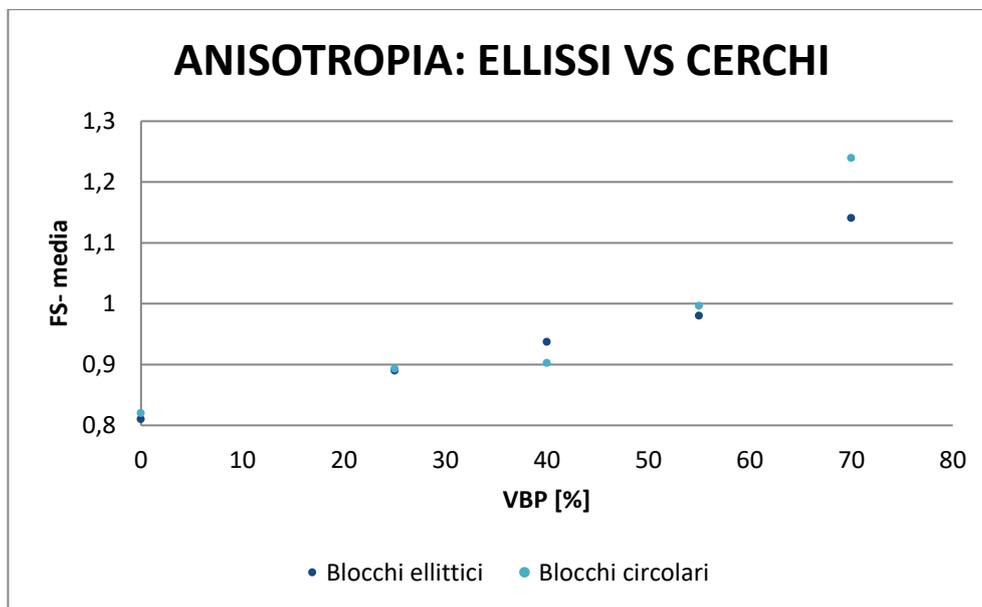


Figura 4.19: Confronto in termini di fattore di sicurezza per blocchi circolari ed ellittici

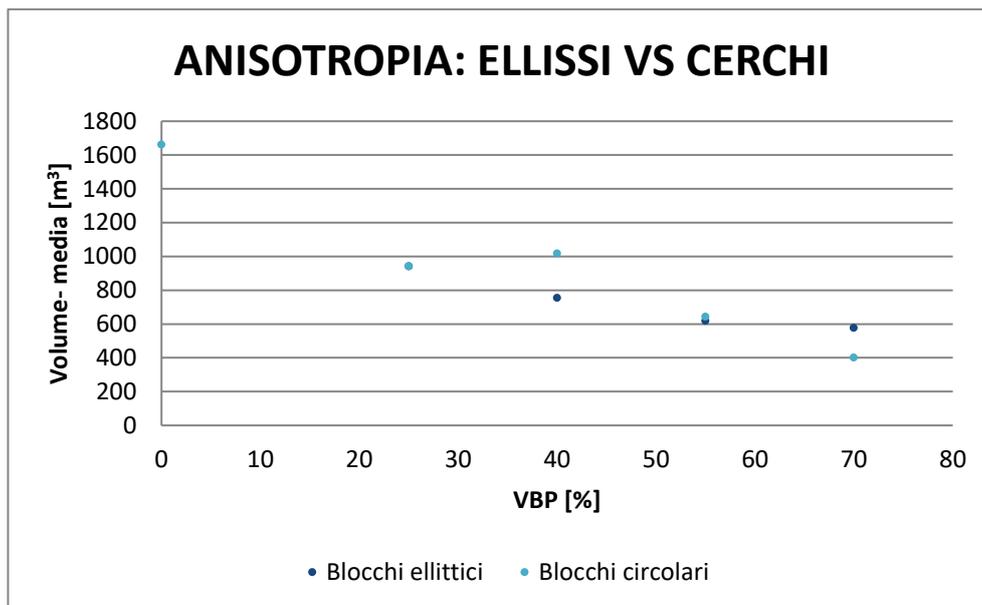


Figura 4.20: Confronto in termini di volume per blocchi circolari ed ellittici

L'andamento dei fattori di sicurezza si riflette su quello della valutazione dei volumi coinvolti: all'aumentare dei valori relativi ai fattori di sicurezza si ha una diminuzione dei volumi mobilitati nel processo. Questo è dovuto al fatto che la superficie di rottura assume un andamento sempre più tortuoso e che lo sviluppo delle zone di rottura si sposta verso la superficie del pendio (Figura 4.20).

Tuttavia, le considerazioni effettuate sono riferite ad un solo tipo di forma differente da quello circolare con una particolare inclinazione. Per considerazioni più generali sarebbe opportuno valutare la forma ellittica considerando differenti inclinazioni.

Capitolo 5

5 METODI EMPIRICI EQUIVALENTI

Oggetto del presente lavoro di tesi è stato quello di valutare l'efficacia dei metodi empirici proposti in letteratura, che considerano il pendio come formato da un materiale omogeneo, e di farne un confronto con i modelli eterogenei con matrice isotropa analizzati al capitolo 3.

Sulla base dei risultati dei test effettuati sui bimrocks modellati in laboratorio, sono stati sviluppati, da alcuni autori, dei criteri di resistenza in cui il bimrock è modellato come una massa isotropa e omogenea con proprietà meccaniche equivalenti che possono essere definite in accordo con i parametri di resistenza della matrice e la percentuale volumetrica considerata (Kalender et al., 2014, Sonmez, et al., 2009, Lindquist, 1994).

5.1 Metodi empirici di Lindquist e Kalender

Come esposto nel capitolo 2, Lindquist (1994) ha effettuato numerosi studi sui melanges della zona di San Francisco in California. L'autore, osservando il comportamento delle proprietà meccaniche dei modelli al variare della percentuale volumetrica, ha proposto il seguente criterio di rottura:

$$\tau_p = c_{matrice}(1 - VBP) + \sigma \tan(\varphi_{matrice} + \Delta\varphi_{matrice}(VBP)) \quad (5.1)$$

Dove:

- τ_p rappresenta la massima resistenza al taglio;
- $c_{matrice}$ è la coesione della matrice assunta decrescente al crescere della percentuale volumetrica;
- $\varphi_{matrice}$ è l'angolo di attrito interno della matrice;

-
-
- $\Delta\varphi_{matrice}(VBP)$ rappresenta l'incremento dell'angolo di attrito interno, assunto pari a 3° per ogni incremento di percentuale volumetrica del 10%, solo per VBP oltre il 25%.

Il secondo metodo utilizzato è stato quello proposto da Kalender et al. 2004. Per proporre il metodo utilizzato, Kalender si è basato su semplici regole concettuali assunte per bimrocks a matrice non cementata, detti unwelded bimrocks, proposte da Sonmez et al. (2009) e Coskun (2010).

Le regole riguardano la relazione tra la resistenza di attrito e la percentuale volumetrica dei blocchi:

- per una percentuale volumetrica dei blocchi compresa tra 0 e 10% non vi è alcun incremento delle caratteristiche di resistenza, gli incrementi sono visibili per VBP comprese tra 10% e 75%, al di sopra di quest'ultima percentuale il valore rimane costante;
- l'angolo di attrito interno del bimrock può essere assunto equivalente all'angolo di riposo dei blocchi indicato con α quando la VBP è maggiore del 75%;
- il valore di $\alpha > \varphi_{matrice}$ è assunto come incremento in corrispondenza dell'incremento di $\varphi_{bimrock}$ dovuto all'aumentare della VBP;
- la $UCS_{bimrock}$ assume valore pari a $UCS_{matrice}$ fino ad un valore nullo per percentuali di VBP che vanno dallo 0% al 100% rispettivamente, dato che per $VBP > 60\%$ il contatto interblocco è assunto nullo o al più minimo.

In Figura 5.1 è stato riportato uno schema relativo al comportamento resistente di bimrocks non cementati, per percentuali volumetriche comprese tra 0% e 100% (Sonmez, et al., 2009) (Dinc, 2010).

Le considerazioni effettuate riguardo l'angolo di attrito interno del bimrock e l'angolo di riposo sono valide solo nel caso in cui per piccoli valori di sforzo normale il grado di contatto tra i blocchi sia basso o nullo, altrimenti si deve considerare una resistenza aggiuntiva sia in termini di angolo di attrito interno che di coesione. Lo schema riportato deve essere utilizzato solo per valutare i valori minimi dei parametri di resistenza.

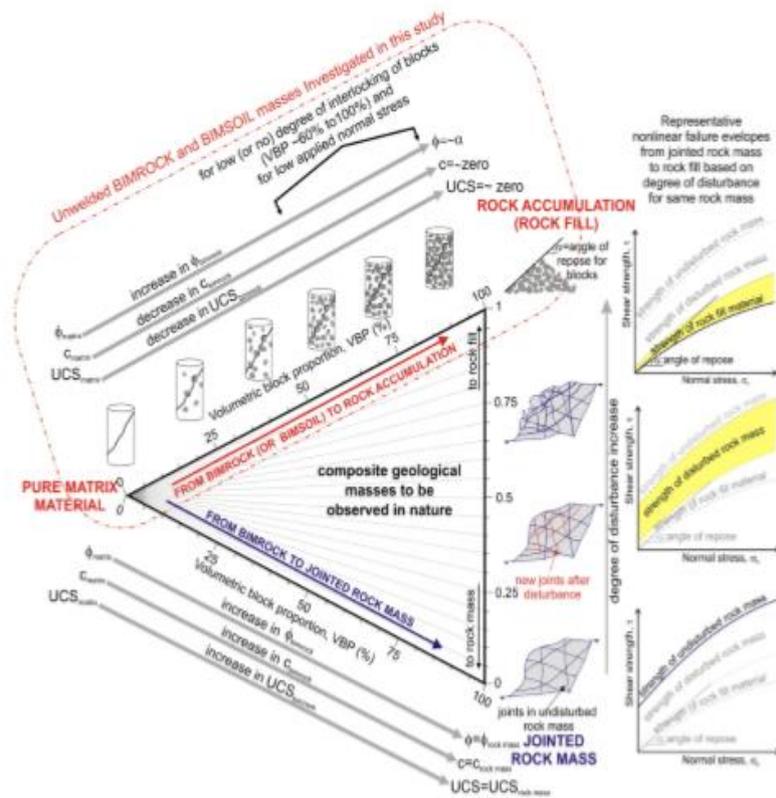


Figura 5.1: Schema della dipendenza del comportamento di resistenza dei bimrocks non cementati e VBP da 0% fino al 100%; e altre transizioni di resistenza tra i bimrocks, formazioni di rocce e masse rocciose con presenza di giunti (Sonmez , et al., 2009) (Dinc, 2010).

In relazione alle considerazioni soprariportate è stato fornito un grafico utile per la valutazione dell'angolo di attrito interno del bimrock in funzione della percentuale volumetrica considerata (Figura 5.2).

Una rappresentazione simile è stata proposta per valutare una relazione tra $UCS_{bimrock}$ e la percentuale volumetrica dei blocchi (Figura 5.3).

I dati reperiti in letteratura sono stati riportati nei grafici al fine di verificare l'attendibilità del metodo empirico nella predizione dei parametri di resistenza del bimrock.

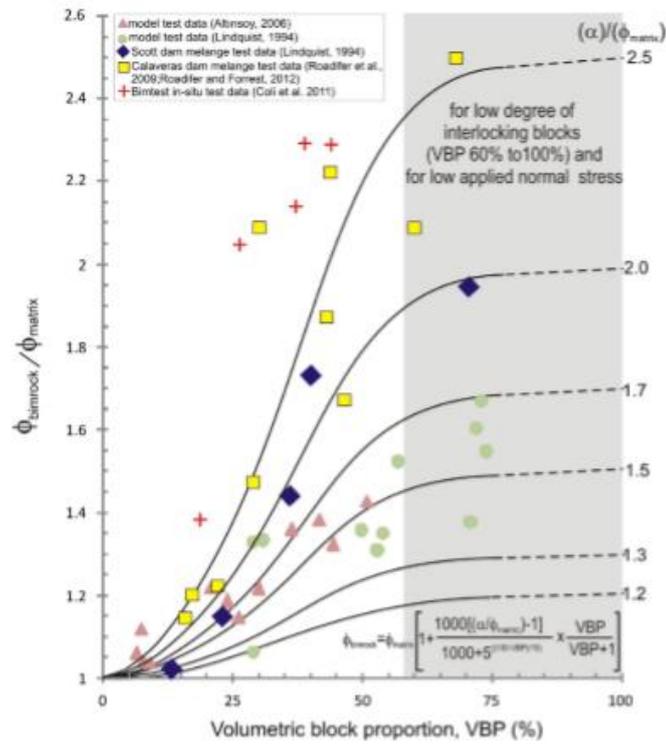


Figura 5.2: Rappresentazione grafica dell'approccio empirico per la valutazione di $\phi_{bimrock}$ (Kalender et al., 2014)

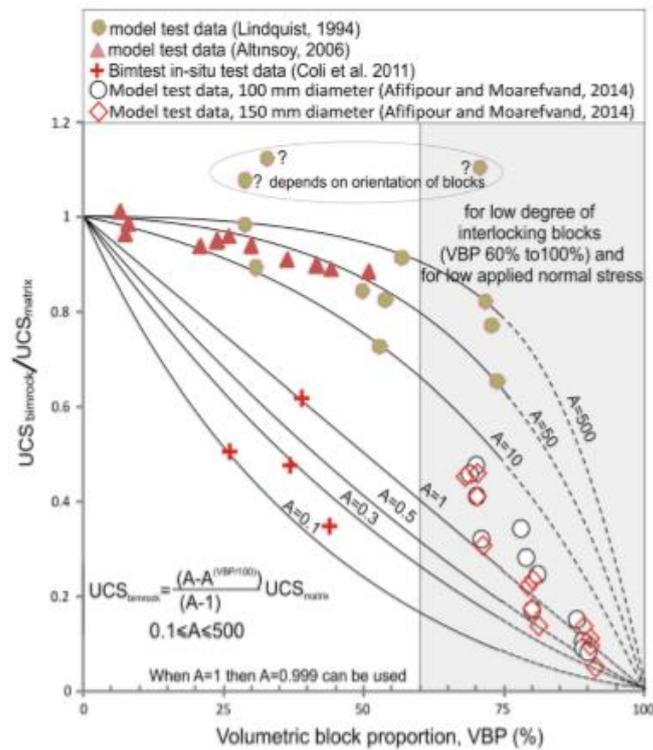


Figura 5.3: Rappresentazione grafica del metodo empirico per la valutazione di $UCS_{bimrock}$ (Kalender et al., 2014)

Sono state definite anche delle equazioni per valutare analiticamente i parametri:

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} \left[1 + \frac{1000 \left[\frac{\tan \alpha}{\tan \varphi_{matrice}} - 1 \right]}{1000 + 5 \left(\frac{100 - VBP}{15} \right)} \left(\frac{VBP}{VBP + 1} \right) \right] \quad (5.2)$$

$$UCS_{bimrock} = \left[\frac{\left(A - A \frac{VBP}{100} \right)}{A - 1} \right] UCS_{matrice} \quad 0.1 \leq A \leq 500 \quad (5.3)$$

$$c_{bimrock} = UCS_{bimrock} \frac{(1 - \sin \varphi_{bimrock})}{2 \cos \varphi_{bimrock}} \quad (5.4)$$

Nelle equazioni i valori di angolo di attrito interno e l'angolo di riposo dei blocchi α devono essere inseriti in gradi, mentre la VBP in percentuale.

Come mostrato in Figura 5.2, per elevate VBP il valore massimo di angolo di attrito interno normalizzato è governato dal parametro α . In maniera simile, in Figura 5.3, la relazione tra $UCS_{bimrock}$ e la percentuale volumetrica dei blocchi, definita come non lineare, è governata da un parametro A .

Il valore di A rappresenta il legame tra i contatti esistenti tra blocchi e matrice. L'interpretazione più cautelativa è quella di assumere A pari a 0.01.

Al crescere della percentuale volumetrica il valore di resistenza a compressione monoassiale del bimrock, dipendente da quello della matrice, diminuisce, il grado del decremento è controllato dal parametro A proposto dal metodo empirico. Elevati valori del parametro riflettono una grande forza di contatto tra blocchi e matrice. Questa forza dipende dalla forma e asperità dei blocchi, dal tipo di matrice e dalla genesi del bimrock. Per la valutazione del parametro A è stato proposto un metodo grafico funzione dell'angolo α e dalla resistenza a compressione monoassiale della matrice (Figura 5.4).

La validità del metodo empirico è stata testata valutando i parametri di resistenza ottenuti con quelli forniti da studi di letteratura.

Per i valori di angolo di attrito interno del bimrock è stata definita una relazione nella forma $y = 0.9x$ con un coefficiente di correlazione $r = 0.76$ (Figura 5.5). Ciò che si osserva è che gli angoli predetti differiscono in negativo di circa 4° da quelli realmente misurati, tuttavia questa differenza è stata accettata poiché ritenuta a favore di sicurezza.

5.2 Metodo di Lindquist: analisi numeriche

Le analisi numeriche sono state applicate ad un modello geometricamente identico a quello utilizzato per il caso di analisi condotte in condizioni di isotropia, al capitolo 3. In questo caso il modello è stato considerato come omogeneo isotropo equivalente e si è fatto riferimento ai parametri meccanici della matrice ottenuti da Li et al. (2004). Come detto in precedenza, il metodo proposto da Lindquist è applicabile esclusivamente a modelli caratterizzati da percentuali volumetriche superiori al 25%, dunque sono state svolte solamente tre analisi per le percentuali volumetriche del 40%, 55% e 70%.

Per l'analisi relativa ad una VBP del 40% sono stati calcolati i parametri del bimrock da applicare al pendio nella sua totalità, in accordo con la formulazione 5.1.

È stata considerata la parte relativa alla coesione e quella relativa all'attrito per valutare coesione e angolo di attrito interno del bimrock, ottenuti come:

$$c_{bimrock} = c_{matrice}(1 - VBP) \quad (5.5)$$

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} + \Delta\varphi_{matrice}(VBP) \quad (5.6)$$

Si ricorda che $\Delta\varphi_{matrice}(VBP)$ rappresenta l'incremento dell'angolo di attrito interno, assunto essere pari a 3° per ogni incremento di percentuale volumetrica del 10%, solo per VBP oltre il 25%.

È stata riportata una tabella riassuntiva dei valori dei parametri di matrice e bimrock (Tabella 5.1).

VBP 40%		
Parametri	Matrice	Bimrock
φ [°]	24	28,5
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,018
E [MPa]	37,5	37,5
ν [-]	0,25	0,25
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	92,4
1-VBP	0,6	
$\Delta\varphi$ (VBP)	4,5	

Tabella 5.1: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 40% secondo il metodo di Lindquist

È stato ottenuto un valore del fattore di sicurezza pari a 0.93 e il volume mobilitato, valutato tramite la deformazione massima di taglio, è risultato pari a 1059 m³.

In Figura 5.6 è mostrato l'andamento delle massime deformazioni di taglio. Si nota che la superficie di rottura che si forma è di tipo circolare e abbastanza profonda.

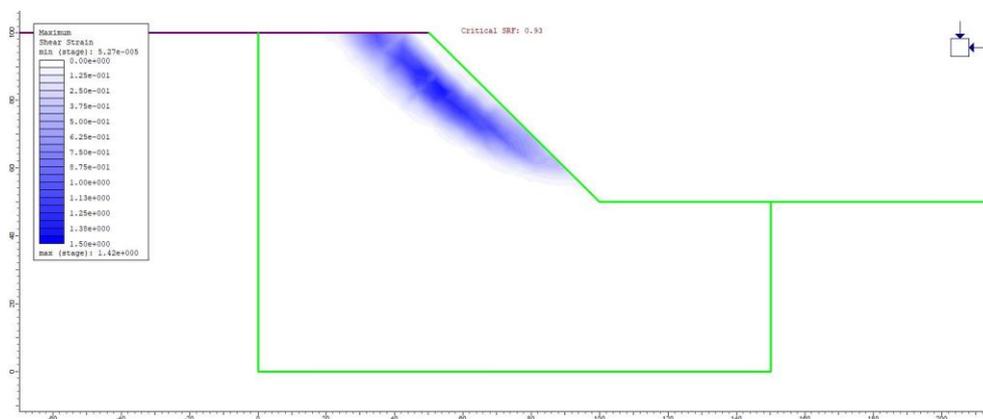


Figura 5.6: Massime deformazioni di taglio per VBP al 40%

È stato poi analizzato il modello con VBP pari al 55%. I parametri sono stati ottenuti come per la precedente percentuale volumetrica, è stata riportata una tabella riassuntiva (Tabella 5.2).

VBP 55%		
Parametri	Matrice	Bimrock
φ [°]	24	33
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,0135
E [MPa]	37,5	37,500
ν [-]	0,25	0,250
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	92,4
1-VBP	0,45	
$\Delta\varphi$ (VBP)	9	

Tabella 5.2: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 55% secondo il metodo di Lindquist

È stato ottenuto un valore del fattore di sicurezza pari a 0.96 e il volume mobilitato, valutato tramite la deformazione massima di taglio, è risultato pari a 926 m³.

In Figura 5.7 è mostrato l'andamento delle massime deformazioni di taglio, anche in questo caso la superficie di rottura che si forma è di tipo circolare ma meno profonda della precedente.

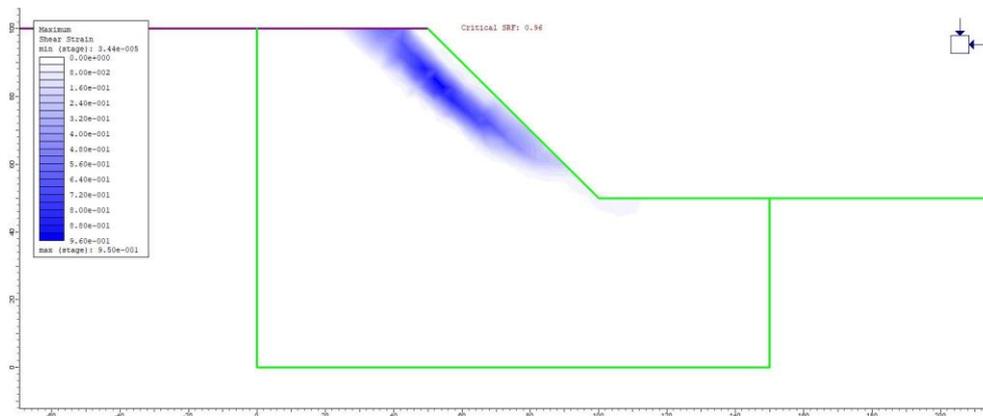


Figura 5.7: Massime deformazioni di taglio per VBP al 55%

Infine, è stato valutato il modello a percentuale volumetrica pari a 70%, sono stati riportati i parametri assunti per la modellazione (Tabella 5.3).

VBP 70%		
Parametri	Matrice	Bimrock
φ [°]	24	37,5
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,009
E [MPa]	37,5	37,500
ν [-]	0,25	0,250
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	92,4
1-VBP	0,3	
$\Delta\varphi$ (VBP)	13,5	

Tabella 5.3: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 70% secondo il metodo di Lindquist

È stato ottenuto un valore del fattore di sicurezza pari a 1.01, dunque si è praticamente in condizioni di equilibrio limite, e il volume mobilitato è risultato pari a 549 m³.

In Figura 5.8 è mostrato l'andamento delle massime deformazioni di taglio. In questo caso la superficie di rottura che si osserva è molto prossima alla superficie del pendio, infatti anche il volume mobilitato risulta minore rispetto a quello valutato per le VBP minori.

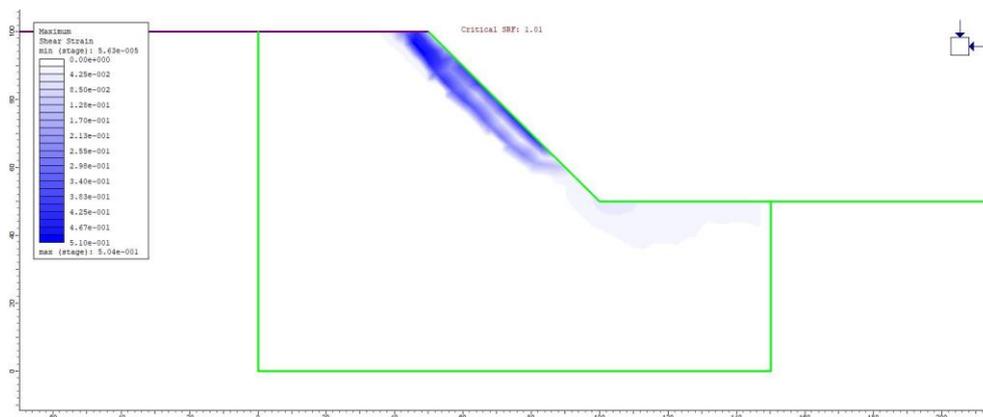


Figura 5.8: Massime deformazioni di taglio per VBP al 70%

In generale è stato osservato che all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi si ha un incremento del fattore di sicurezza, seppure molto ridotto,

con conseguente diminuzione dei volumi mobilitati (Figura 5.9 e Figura 5.10).

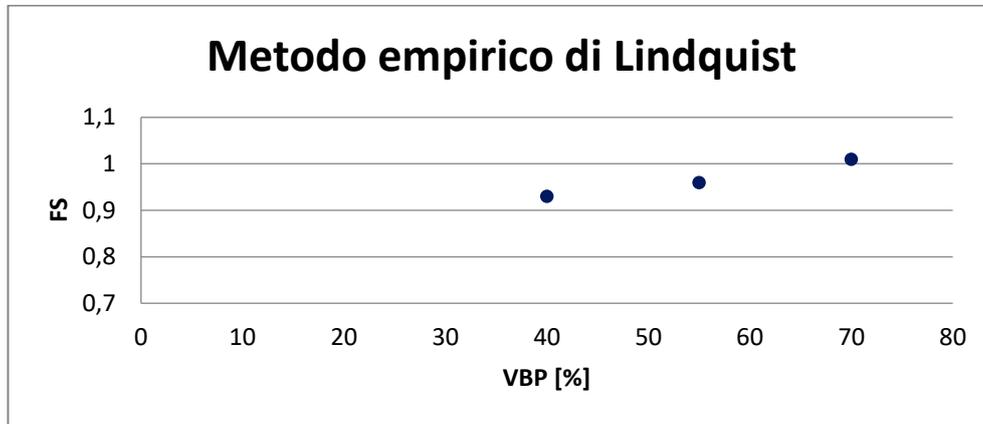


Figura 5.9: Andamento del fattore di sicurezza a differenti VBP

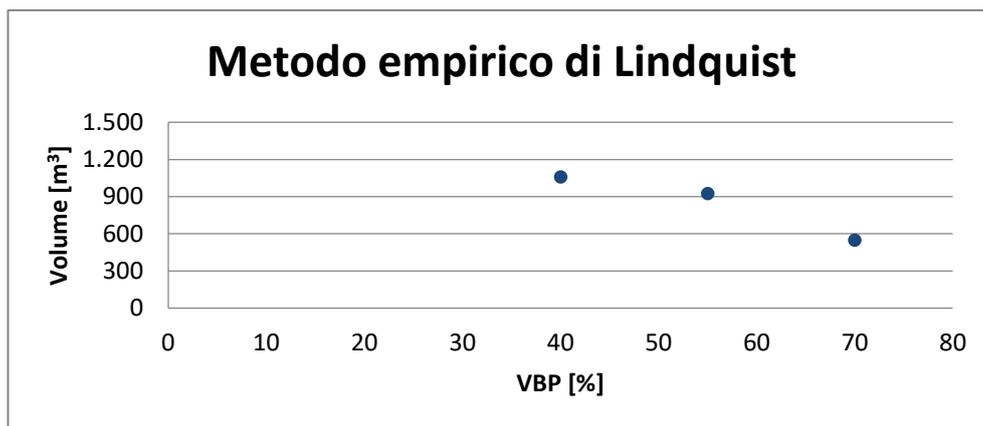


Figura 5.10: Andamento del volume mobilitato a differenti VBP

5.3 Metodo di Kalender: analisi numeriche

Le analisi numeriche sono state applicate ad un modello geometricamente identico a quello utilizzato per il caso di analisi condotte in condizioni di isotropia, al capitolo 3. In questo caso il modello è stato considerato come omogeneo isotropo equivalente, si è fatto riferimento ai parametri meccanici

della matrice ottenuti da Li et al. (2014). Il metodo proposto da Kalender et al. (2004) è stato applicato ai modelli con percentuali volumetriche pari al 25%, 40%, 55% e 70%.

Per la valutazione dei parametri è stato fatto riferimento alle equazioni presentate precedentemente (5.2, 5.3 e 5.4).

In particolare è stato valutato un angolo di riposo α pari a 30° , tipico valore per blocchi dalla geometria sferica, quindi il valore di A corrispondente ottenuto è stato 0.16, tramite l'utilizzo del grafico riportato in Figura 5.4.

La prima analisi numerica svolta è riferita al modello con VBP al 25%, sono stati riportati i parametri meccanici di matrice e modello utilizzati (Tabella 5.4).

VBP 25%		
Parametri	Matrice	Bimrock
ϕ [°]	24	25,66
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,016
E [MPa]	37,5	37,5
ν [-]	0,25	0,25
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	51,970
A	0,16	
α [°]	30	

Tabella 5.4: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 25% secondo il metodo di Kalender

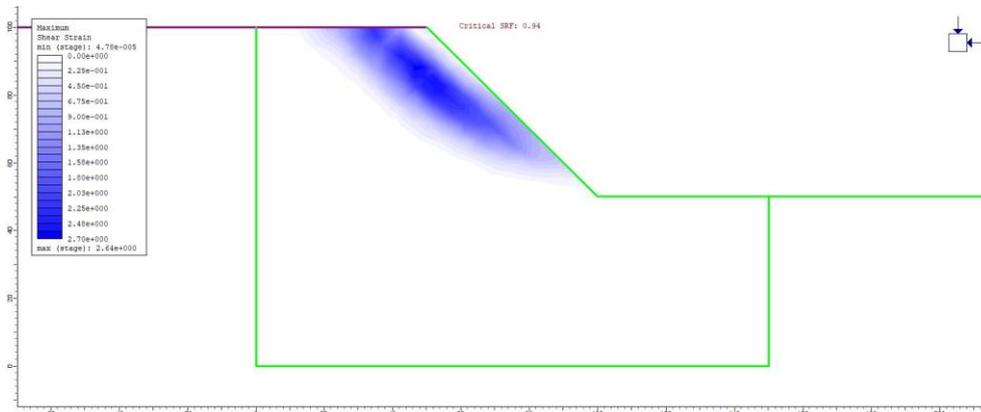


Figura 5.11: Massime deformazioni di taglio per VBP al 25%

È stato ottenuto un valore del fattore di sicurezza pari a 0.94 e un volume mobilizzato di 1234 m³, si è dunque in condizioni di instabilità. È stato riportato il grafico relativo ai valori di massima deformazione di taglio, in cui si osserva che la superficie di rottura è di tipo circolare e profonda (Figura 5.11).

È stato poi analizzato il modello caratterizzato da un VBP pari al 40%, con caratteristiche meccaniche riportate in Tabella 5.5.

VBP 40%		
Parametri	Matrice	Bimrock
φ [°]	24	28,28
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,011
E [MPa]	37,5	37,5
ν [-]	0,25	0,25
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	35,25
A	0,16	
α [°]	30	

Tabella 5.5: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 40% secondo il metodo di Kalender

È stato ottenuto un valore del fattore di sicurezza pari a 0.94 e un volume mobilizzato di 1115 m³, si è in condizioni di instabilità e non si hanno sostanziali differenze rispetto al caso precedente.

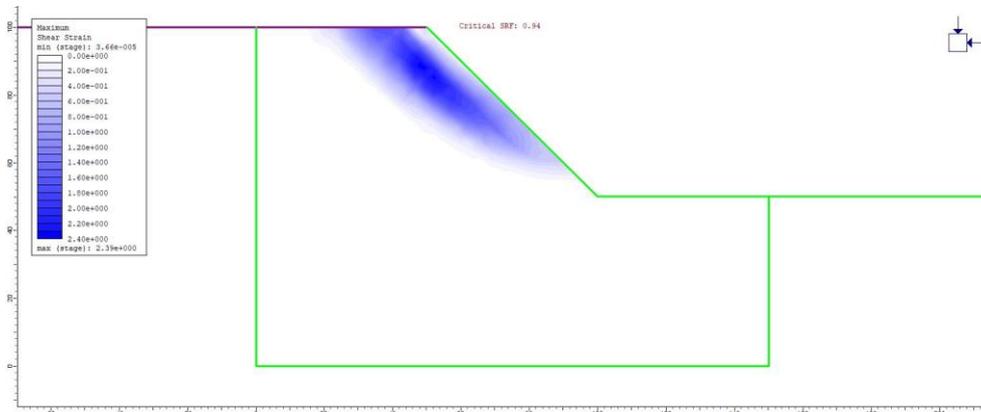


Figura 5.12: Massime deformazioni di taglio per VBP al 40%

È stato riportato il grafico relativo ai valori di massima deformazione di taglio, si osserva che la superficie di rottura è sempre di tipo circolare e profonda (Figura 5.12).

Per il modello riferito alla percentuale volumetrica dei blocchi pari al 55%, sono stati utilizzati i parametri riportati in (Tabella 5.6).

VBP 55%		
Parametri	Matrice	Bimrock
φ [°]	24	30,22
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,006
E [MPa]	37,5	37,5
ν [-]	0,25	0,25
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	22,55
A	0,16	
α [°]	30	

Tabella 5.6: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 55% secondo il metodo di Kalender

Il fattore di sicurezza ottenuto è pari a 0.93 e il volume mobilizzato pari a 1054 m³, si è sempre in condizioni di instabilità e non si hanno sostanziali differenze rispetto al caso precedente. È stato riportato il grafico relativo i valori di massima deformazione di taglio, dove si osserva che la superficie di rottura è sempre di tipo circolare e profonda (Figura 5.13).

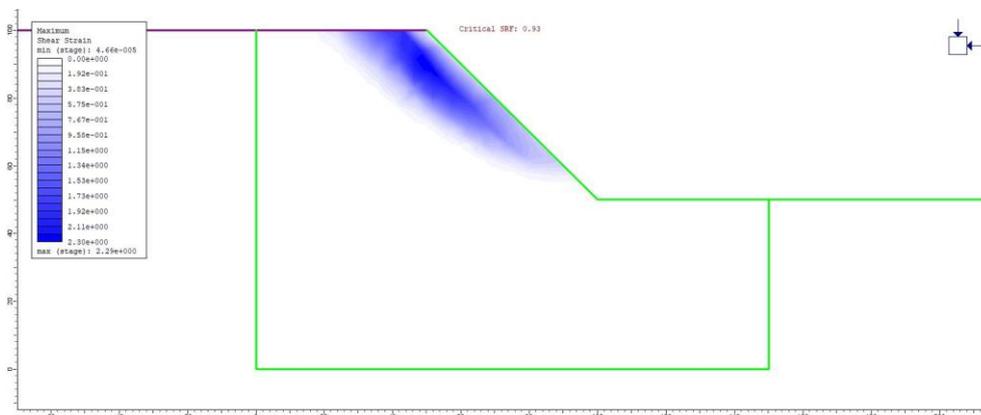


Figura 5.13: Massime deformazioni di taglio per VBP al 55%

Infine, è stata valutata l'influenza della percentuale volumetrica pari al 70% per un modello omogeneo, i parametri utilizzati per la modellazione sono riportati in Tabella 5.7.

VBP 70%		
Parametri	Matrice	Bimrock
ϕ [°]	24	30,85
σ_t [MPa]	0,02	0,02
c [MPa]	0,03	0,004
E [MPa]	37,5	37,5
ν [-]	0,25	0,25
γ [MN/m ³]	0,022	0,022
UCS[kPa]	92,4	12,90
A	0,16	
α [°]	30	

Tabella 5.7: Parametri di matrice e bimrock per VBP al 55% secondo il metodo di Kalender

Il fattore di sicurezza ottenuto è pari a 0.92 e il volume mobilizzato pari a 983 m³, si è sempre in condizioni di instabilità e non si hanno sostanziali differenze rispetto al caso precedente. È stato riportato il grafico relativo i valori di massima deformazione di taglio, si osserva che la superficie di rottura è sempre di tipo circolare e profonda (Figura 5.14).

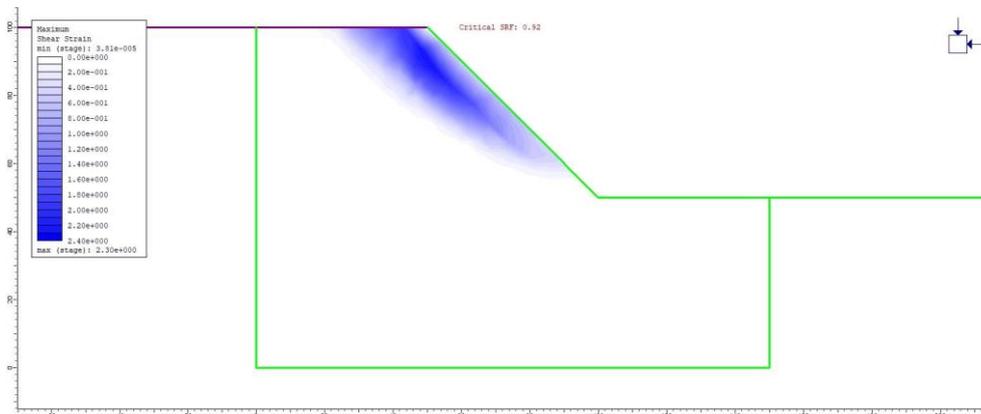


Figura 5.14: Massime deformazioni di taglio per VBP al 70%

Osservando l'andamento del fattore di sicurezza per le quattro analisi effettuate si nota che si è sempre in condizioni di instabilità. I valori sono pressoché simili anche per la valutazione dei volumi di terreno mobilitato, anzi si nota che per una percentuale elevata il fattore di sicurezza subisce una diminuzione, seppur minima, e conseguentemente si ha la diminuzione del volume coinvolto (Figura 5.15 e Figura 5.16). Questo risultato è in controtendenza con tutte le analisi effettuate finora, l'approccio empirico di Kalender può essere ritenuto attendibile per predire le caratteristiche meccaniche di bimrocks caratterizzati da una percentuale volumetrica modesta, mentre è decisamente troppo conservativo per percentuali elevate, in questo caso andrebbero utilizzati criteri di resistenza convenzionali.

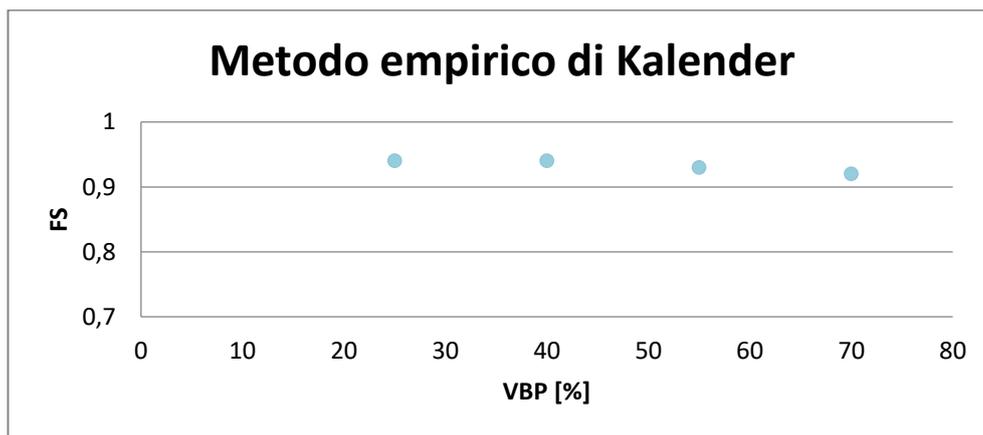


Figura 5.15: Andamento del fattore di sicurezza a differenti VBP

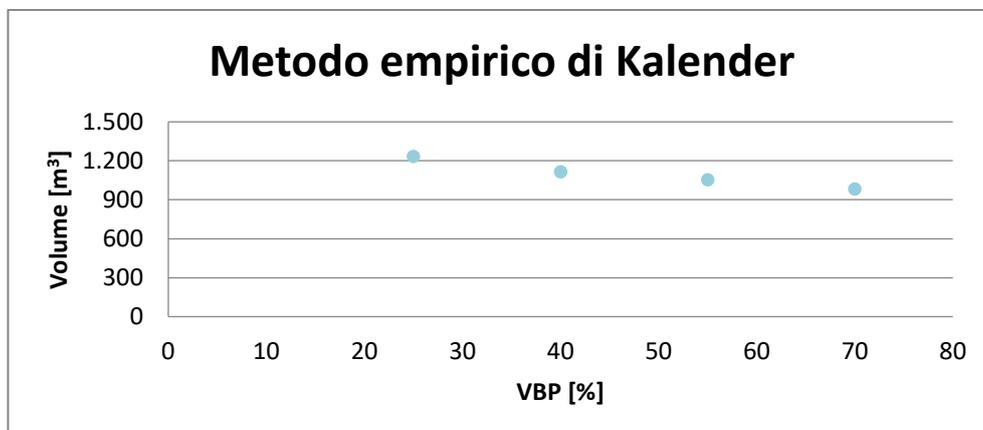


Figura 5.16: Andamento delle quantità di volume di terreno mobilitato a differenti VBP

5.4 Confronto modelli empirici ed analisi effettuate in isotropia

Per valutare la validità dei metodi empirici per il caso studio analizzato, cioè la stabilità di un versante in bimrock caratterizzato da presenza di blocchi di forma circolare, è stato ritenuto utile fare un confronto in termini di fattore di sicurezza tra i valori ottenuti con i due metodi empirici e l'analisi che considera il materiale come eterogeneo (Figura 5.17).

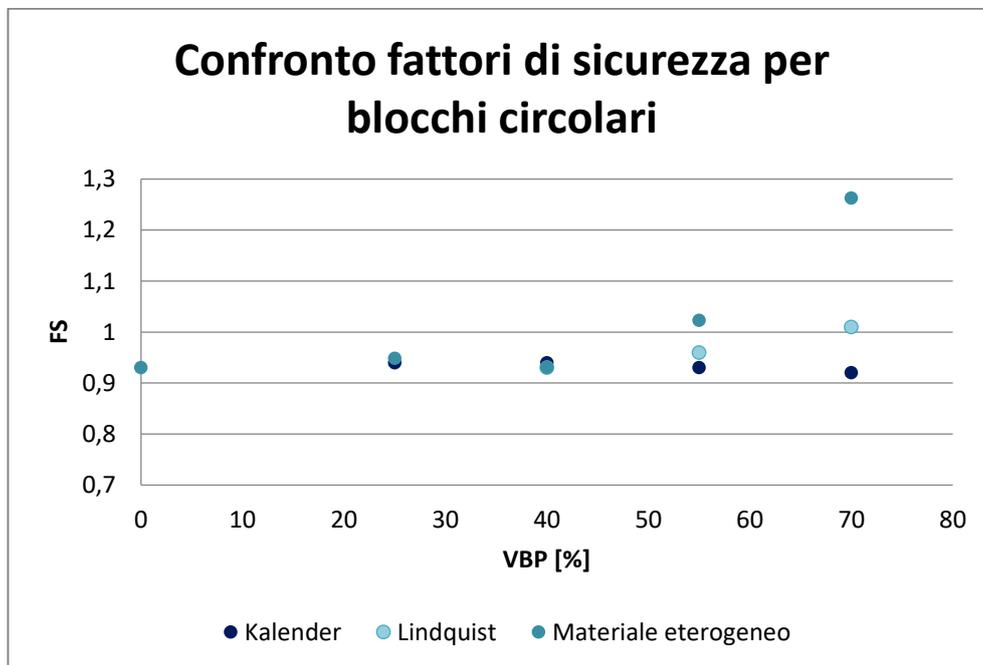


Figura 5.17: Confronto dei fattori di sicurezza

È possibile notare che per entrambi i metodi empirici non si registra un incremento marcato dei fattori di sicurezza, cosa evidenziata invece con l'analisi numerica che tiene conto della presenza dei blocchi. Un limite rappresentato dal metodo empirico di Lindquist è che questo non tiene conto della forma dei blocchi, mentre Kalender ne tiene conto tramite il parametro α .

In conclusione, si è ritenuto il metodo di Lindquist decisamente cautelativo e che può essere utilizzato solo in casi di progettazione preliminare, essendo comunque a favore di sicurezza. Tuttavia, la forma della superficie di scivolamento non è quella evidenziata dai risultati con materiale eterogeneo. Quindi il metodo ha dei limiti. Limiti riscontrabili anche con l'approccio di Kalender. Kalender, però, ha formulato relazioni valide per gli unwelded bimrock e quindi all'aumentare della VBP, a causa dell'incremento dei punti di debolezza individuati ai contatti tra i blocchi e la matrice, fornisce fattori di sicurezza minori. L'applicabilità del metodo deve essere attentamente valutata in funzione del tipo di bimrock che si analizza.

CONCLUSIONI

Scopo del presente lavoro di tesi è stato quello di analizzare la stabilità di versante in bimrock. Le analisi numeriche sono state effettuate tramite il programma agli elementi finiti RS2, in termini di fattore di sicurezza e volumi mobilizzati. Inizialmente la forma del blocco considerata è stata quella circolare, con eccentricità nulla; il fattore di sicurezza del versante è stato valutato impostando nel programma FEM il metodo di riduzione dei parametri (SSR).

In generale è stato possibile osservare come la percentuale volumetrica dei blocchi influenzi la stabilità del versante e che per alte percentuali volumetriche, 55% e 70%, si ha un notevole aumento in termini di fattore di sicurezza. Conseguenza di questo risultato è il decremento del volume mobilizzato. All'aumentare della VBP è stata osservata una tortuosità della superficie di rottura sempre più marcata ed una minore profondità. La tortuosità della superficie è dovuta alla necessità di sviluppare un percorso alternativo che circonda i blocchi, non potendoli intersecare. È stato evidenziato anche come generalmente la maggior stabilità sia garantita quando blocchi di grandi dimensioni sono posizionati in prossimità della superficie del pendio e in cima.

Successivamente è stato possibile confrontare i risultati in termini di fattore di sicurezza con:

- Blocchi ellittici caratterizzati da eccentricità $e = 0.5$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto l'orizzontale pari a 0° ;
- Blocchi ellittici caratterizzati da eccentricità $e = 0.5$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto l'orizzontale pari a 30° ;
- Blocchi ellittici caratterizzati da eccentricità $e = 0.87$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto l'orizzontale pari a 90° .

Il confronto dei risultati ha permesso di evidenziare come a parità di forma ellittica, $e = 0.5$, ma differente orientazione generale dei blocchi, un'inclinazione di 30° porti ad incrementi meno marcati del fattore di sicurezza rispetto a quelli osservati per un'inclinazione nulla. Questo è stato interpretato come conseguenza del fatto che l'inclinazione considerata non contrasta lo sviluppo delle deformazioni di taglio ma anzi risulta sfavorevole dal punto di vista della stabilità. Da studi di letteratura ci si aspettava, in linea generale che i risultati relativi alle forme ellittiche offrissero un beneficio maggiore in termini di stabilità di versante rispetto al caso relativo alla forma circolare, poiché essendo la forma meno regolare il percorso di rottura dovrebbe risultare più tortuoso. In realtà è stato notato come questa tendenza non sia stata sempre soddisfatta, probabilmente perché le orientazioni dei blocchi analizzate non sono risultate a favore di sicurezza. L'inclinazione dei blocchi è stata valutata come un parametro che influenza maggiormente la stabilità del versante rispetto alla sola forma del blocco.

Gli effetti di anisotropia di matrice sono stati valutati inizialmente tramite il confronto con i risultati ottenuti per i blocchi circolari in condizioni isotrope. La differenza in termini di fattori di sicurezza è risultata più marcata nel caso di sola matrice, pari a circa l'11%, per la percentuale volumetrica al 25% la differenza risulta del 5% e per le restanti percentuali volumetriche la differenza è circa il 2%. Le analisi hanno mostrato come la presenza di piani di debolezza condizioni il comportamento generale, soprattutto in assenza di blocchi e abbia un'influenza anche per basse percentuali volumetriche, mentre superata la soglia di VBP pari al 40% l'influenza risulta modesta.

Il confronto con i risultati ottenuti per blocchi ellittici con $e = 0.87$ ed inclinazione dell'asse maggiore rispetto all'orizzontale pari a 90° , ha permesso di effettuare considerazioni relative l'influenza della forma del blocco. È risultato che per una percentuale volumetrica dei blocchi pari al 25% la media dei fattori di sicurezza è la stessa, pari a 0.89, mentre una discrepanza di valori è stata osservata per percentuali volumetriche maggiori. In particolare, risulta che per una VBP pari al 40% i blocchi ellittici presentano fattori di sicurezza in media più elevati rispetto a quelli circolari, si è registrata

una differenza di circa il 3.5%, mentre all'aumentare della VBP è stata osservata un'inversione di tendenza, cioè i versanti con presenza di blocchi circolari hanno mostrato maggior stabilità. Questo comportamento è marcato per percentuali volumetriche pari al 70% dove la differenza dei valori raggiunge il 10%. Anche nel caso anisotropo è stato possibile osservare come l'inclinazione dei blocchi considerata come sfavorevole, influenzi maggiormente la stabilità del versante rispetto la sola forma del blocco.

Infine, le analisi condotte secondo dei metodi empirici hanno posto in evidenza le differenze che si riscontrano nel considerare il materiale come omogeneo ed eterogeneo. I metodi empirici utilizzati sono stati quelli di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014), ed hanno evidenziato un andamento dei fattori di sicurezza molto simile per le varie VBP. Il metodo di Lindquist è stato valutato come decisamente cautelativo ed utilizzabile esclusivamente in casi di progettazione preliminare, essendo comunque a favore di sicurezza. La forma della superficie di scivolamento è risultata sempre di tipo circolare e dunque non è simile a quella evidenziata dai risultati con materiale eterogeneo. I limiti sono stati riscontrati anche con l'approccio di Kalender, il quale ha formulato relazioni valide per gli unwelded bimrock. All'aumentare della VBP sono stati ottenuti fattori di sicurezza minori, a causa dell'incremento dei punti di debolezza individuati ai contatti tra i blocchi e la matrice. L'applicabilità del metodo deve essere attentamente valutata in funzione del tipo di bimrock che si analizza.

In generale è stato osservato che caratterizzare il comportamento del versante in bimrock ignorando la presenza dei blocchi porta a delle considerazioni errate in termini di fattore di sicurezza e volumi coinvolti. I risultati ottenuti nel lavoro di tesi sono in linea generale in accordo con quanto evidenziato da studi di letteratura precedenti, cioè all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi si ha un incremento dei fattori di sicurezza ed una conseguente diminuzione dei volumi mobilizzati. Le considerazioni espresse in precedenza sull'influenza della forma del blocco sono comunque limitate a pochi casi, per valutazioni più generali risulta opportuno effettuare ulteriori analisi numeriche riferite a differenti eccentricità e orientamento dei blocchi.

BIBLIOGRAFIA

- AGI . (1979). Some Italian experiences on the mechanical characterization of structurally complex formations. *Proc. Intem. Congr. on Rock Mechanics, Montreux*, Vol. I, 872-846.
- Anagnostou, G., & Schuerch, R. (2014). TBM tunneling in complex formations. *ETH Zurich, Switzerland*, Cap. 15.
- Bagnold, R. A., & Barndorff-Nielsen, O. (1980). The pattern of natural size distribution: Sedimentology.
- Barbero, M., Bonini, M., & Borri Brunetto, M. (2006). Analisi numeriche della stabilità di un versante in bimrock. *Incontro annuale dei Ricercatori di Geotecnica - IARG 2006*. Pisa.
- Barbero, M., Bonini, M., & Borri-Brunetto, M. (2007). Numerical Modelling of the Mechanical Behaviour of Bimrock. In *Proceedings of the 11th Congress of the International Society for Block Mechanics (ISRM 2007)*. Lisbon, Portugal : International Society for Rock Mechanics.
- Barbier, R. (1977). A few thoughts on structurally complex formations. *Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri*, Vol. 2, 170-174.
- Boone, S. J., Westland, J., Busbridge, J. R., & Garrod, B. (1998). Prediction of boulder obstructions. In *Proceedings Tunnel and Metropolises* (pp. 817-822). Rotterdam: Balkema: Negro & Ferreira.
- Button, E. A., Schubert , W., Riedmüller, G., Klima, K., & Medley, E. W. (2004). Tunnelling in tectonic melanges – accommodating the impacts of geomechanical complexities and anisotropic rock mass fabrics. *Bulletin of Engineering Geology and the Environment*.

-
-
- Cloos, M. (1984). Flow melanges and the structural evolution of accretionary wedges. *Geological Society America, Special Paper 198*, 71-80.
- Cowan, D. S. (1985). Structural styles in Mesozoic and Cenozoic melanges in the western Cordillera of North America. *Bull. Geol. Soc. America*.
- Croce, A. (1977). Opening address. *Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri*, Vol. 2, 149-151.
- D'Elia, B., Distefano, D., Federico, G., & Oliva, S. (1984). Full-scale study of high cut in a structurally complex formation. *Proceedings of the 4th International Symposium on Landslides*, (pp. vol. 2, pp. 57-62). Toronto.
- Dinc, O. S. (2010). A new empirical approach for prediction of rock mass strength based on a strength reducing curve zone instead of unique strength reducing curve. *6th Asian Rock Mechanics Symposium, India*.
- Dzulynski, S. (1977). Origin, geological history and environmental factors leading to the development of structurally complex formations. *Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri*, Vol. 2, 157-166.
- Farias, M. M., & Assis, A. P. (1996). Numerical simulation of a tunnel excavated in a porous collapsible soil. In *Proc. Geotech. Asp. Underg. Constr. Soft Ground* (pp. 501-506). London.
- Frost, J. D., & DeJong, J. T. (2002). Shear failure behaviour of granular-continuum interfaces. *Engineering Fracture Mechanics* 69, 2029-2048.
- Goodman, R. E., & Ahlgren, C. S. (2000). Evaluating safety of concrete gravity dam on weak rock. In *J. of Geotech. and Geoenvironm* (pp. Vol. 126, No. 5, pp. 429-442).
- Greenly, E. (1919). The geology of Anglesey. *Great Britain Geological Survey Memoir*, V. 1, p.980.
-
-

-
-
- Haneberg, W. C. (2004). Simulation of 3-d block populations to characterize outcrop sampling bias in block-in-matrix rocks (bimrocks). *Felsbau*, Vol. 22, No. 5, pp. 19-26.
- Hopson, C. A., Mattison, J. M., & Pessagno, E. A. (1981). The Coast Range ophiolite, western California. In *The Geotectonic Development of California* (pp. 419-510). New Jersey: Prentice-Hall: Englewood Cliffs.
- However, Sheridan, M. F., Zemtsov, A. N., & Macias, J. L. (1992). A detailed study of the size distribution of large volcanic blocks at Ksudach, Kamchatka evidence for fractal fragmentation. In *Abstract SE22B-5, Program with Abstracts, Western Pacific Geophysics Meeting, American Geophysical Union* (p. 59).
- Hsu, K. J. (1968). The principles of melanges and their bearing on the Franciscan-Knoxville paradox. *Geological Society of America Abstracts*, V. 79, 1063-1074.
- Irfan, T. Y., & Tang, K. Y. (1993). Effect of the coarse fractions on the shear strength of colluvium. In *Geot. Engng. Office, Civ. Engng. Dept. Hong Kong: Geo report 23*.
- ISRM. (1985). Suggested method for determining point load strength. *International Journal of Rock Mechanics, Mining Science and Geomechanics Abstracts*, 22 (2), 51-60.
- Itasca. (2000). *FLAC, Fast Lagrangian Analysis of Continua, v. 4.0*. Itasca Consulting Group Inc.
- Kalender, A., Sonmez, H., Medley, E. W., Tunusluoglu, C., & Kasapoglu, K. (2014). An approach to predicting the overall strengths of unwelded bimrocks and bimsoils. *Eng. Geol.* 183, 65-79.
- Kim, C., Snell, C., & Medley, E. W. (2004). Shear strength of Franciscan Complex melange as calculated from back-analysis of a landslide. *Proc. 5th Int. Conf. on Case Histories in Geotechnical Engineering*. New York.
-
-

-
-
- Knipper, A. L. (1971). Development of serpentinite melange in the lesser Caucasus. *Geotectonics*, V. 6, 384-390.
- Lanaro, F., & Tolppanen, P. (2002). 3D characterization of coarse aggregates. *Engineering Geology* 65, 17-30.
- Laznicka, P. (1988). *Breccias and Coarse Fragmentites: Petrology, Environments; Ores*. Elsevier.
- Li, D., & Wong, L. (2012). The Brazilian disc test for rock mechanics applications: Review and new insights. In *Rock Mech. Rock Eng.* (pp. 270-287). Springer-Verlag.
- Li, X., Liao, Q. L., & He, J. M. (2004). In-situ test and stochastic structural model of rock and soil aggregate in the Three Georges Reservoir Area, China. In *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Vol. 41, No. 3*. Elsevier Ltd.
- Lin, Z. G. (1994). *The handbook of geotechnical engineering*.
- Lindquist, E. S. (1991). Fractals- Fracture and Franciscan. In *term paper for CE 280, Rock Mechanics, Dept. Civil Engineering, Univ. California, Berkeley; Prof Richard E. Goodman, Instructor*.
- Lindquist, E. S. (1994). The strength and deformation properties of melange. *PhD Thesis, Dept. of Civil Engineering, University of California, Berkeley*.
- Lindquist, E. S., & Goodman, R. E. (1994). The strength and deformation properties of a physical model melange. In *Proceedings of first North American Rock Mechanics Symposium*. Austin, Texas.
- Liu, C. Z. (2003). Geological study on the Baiyian landslides in the three Georges reservoir area. *Journal of engineering geology* 11 (1), 3-9.
- Liu, S. H., Sun, D. A., & Wang, Y. (2003). Numerical study of soil collapse behaviour by discrete element modelling. *Computers and Geotechnics* 30, 399-408.
-
-

-
-
- Lombardi, G. (1977). Behaviour of engineering structures in structurally complex formations. *Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri*, Vol. 2, 330-335.
- Lu, P., & Jefferson, I. F. (2000). Fractal characteristics of loess formation: evidence from laboratory experiments. *Engineering Geology* 2153, 1-7.
- Mandelbrot, B. B. (1983). *The fractal geometry of nature*. New York: W. H. Freeman.
- Mazanti, B. B., & Sowers, G. F. (1965). Laboratory testing of rock strength. In *Proceedings of the Symposium on Testing Techniques for Rock Mechanics* (pp. 207-227). Seattle, Wash.
- Medley, E. W. (1994). The engineering characterization of melanges and similar block-in-matrix rocks (bimrocks). In *Ph. D. dissertation* (p. 387). California: Dept. of Civil Engineering, University of California at Berkeley.
- Medley, E. W. (1997). Uncertainty in estimates of block volumetric proportion in melange bimrocks. In P. Marinos, G. Kpukis, G. Tsiambous, & G. Stournaras, *Proc Int. Symp. On Engineering Geology and the Environment* (pp. 267-272). Rotterdam: Balkema.
- Medley, E. W. (1999). Systematic characterization of melange bimrocks and other chaotic soil/rock mixtures. *Felsbau* 17(3), 152-162.
- Medley, E. W. (2001). Orderly characterization of chaotic Franciscan melanges. *Felsbau*, Vol. 19 No. 4, pp. 20-33.
- Medley, E. W. (2002). Estimating block size distributions of melanges and similar block-in-matrix rocks (bimrocks). *Proc. 5th North American Rock Mechanics Symposium*. Toronto, Canada.
- Medley, E. W. (2007a). Bimrocks Article Part 1: Introduction. *Newsletter of HSSMGE, No. 7, February 2007*.
-
-

-
- Medley, E. W., & Goodman, R. E. (1994). Estimating the block volumetric proportion of melanges and similar block-in-matrix rocks (bimrocks). In P. P. Nelson, & S. E. Laubach, *Proceedings of the 1st North American Rock Mechanics Conference (NARMS), Austin, Texas* (pp. 851-858). Rotterdam, Balkema.
- Medley, E. W., & Lindquist, E. S. (1995). The engineering significance of the scale-independence of some Franciscan melanges in California, USA. In J. K. Daemen, & R. A. Schultz, *Proceedings of the 35th US Rock Mechanics Symposium* (pp. 907-914). Rotterdam: Balkema.
- Medley, E. W., & Sanz, P. R. (2003). Increases in slope stability of rock/soil mixtures due to tortuosity of failure surfaces around rock blocks. *Annual Meeting Geol. Soc. America*. Seattle, WA.
- Medley, E. W., & Sanz, P. R. (2004). Characterization of Bimrocks (Rock/Soil Mixtures) With Application to Slope Stability Problems . In W. Schubert, *Proc. Eurock 2004 and 53rd Geomechanics Colloquium*. Salzburg, Austria: Essen: Verlag Glückauf GmbH.
- Medley, E. W., & Zekkos, D. (2011). Geopractitioners approaches to working with antisocial mélanges. *The Geological Society of America, Special Paper 480*, 261-277.
- Morgenstern, N. R., & Cruden, D. (1977). Description and classification of geotechnical complexities. *Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri*, Vol. 2, 195-203.
- Morgenstern, N. R., & Price, V. E. (1965). The analysis of the stability of general slip surfaces. In *Geotechnique*, v. 15 (pp. 79-93).
- Napoli et al. (2018, in preparazione).
- Napoli, M. L., Barbero, M., Ravera, E., & Scavia, C. (2018). A stochastic approach to slope stability analysis in bimrocks. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* 101, 41-49.
-

-
- Ovesen, N. K. (1997). Invited Lecture: geotechnical aspects of the Storebælt Project. *Proceedings of the 14th Conf. On soil Mechanics and Foundation Engineering*. Hamburg 6-12 Sept.: Committee, 2097-2014. Rotterdam: Balkema.
- Phipps, S. P. (1984). Ophiolitic olistostromes in the basal Great Valley sequence, Napa County, northern California Coast Ranges. In L. A. Raymond, *Melanges: Their nature, origin, and significance* (pp. 103-125). Geological Society America, Special Paper 198.
- Raymond, L. A. (1975). Tectonite and melange - A distinction: *Geology*. V. 3, 7-9.
- Raymond, L. A. (1984). Classification of melanges. In R. L.A., *Melanges: Their nature, origin and significance* (pp. 7-20). Geological Society of America, Boulder, Special Publication 228.
- Riedmüller, G., Brosch, F. J., Klima, K., & Medley, E. W. (2001). Engineering geological characterization of brittle faults rocks and classification of fault rocks. In *J. of Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling Vol. 19, No. 4, pp.* (pp. 13-19). Feldsbau.
- Rocscience Inc. (1990-2005). *PHASE2 v. 6.0, Finite Element Analysis for Excavations*. Toronto, Canada.
- Ross, J. C. (1986). *Effective Stereology*. New York: Plenum Press.
- Russ, J. C., & Dehoff, R. T. (2000). *Practical Stereology*. New York: Kluwer Academic/Plenum.
- Rymond, L. A. (1984). Classification of melanges: in *Melanges: Their nature, origin and significance*. Boulder, Colorado: Special Publication 228, Geol. Soc. of America.
- Sahagian, D. L., & Proussevitch, A. A. (1998). In 3. p. applications, *J. Volcanology and Geothermal Research*. 84 (pp. 173-196).
-

-
-
- Sahagian, D. L., & Proussevitch, A. A. (1998). 3D particle size distributions from 2D observations: stereology for natural applications. *J. Volcanology and Geothermal Research* 84, 173-196.
- Sharp, W. D. (1988). Pre-Cretaceous crustal evolution in the Sierra Nevada region, California. In W. Ernst, *Metamorphism and crustal evolution of the western United States*. (pp. Rubey Volume VII, pp. 823-865). Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice-Hall.
- Sonmez, H., Kasapoglu, K. E., Coskun, A., Tunusluoglu, C., Medley, E. W., & Zimmerman, R. A. (2009). Conceptual empirical approach for the overall strength of unwelded bimrocks. In *ISRM Regional Symposium, Rock Engineering in Difficult Ground Condition, Soft Rock and Karst*. Dubrovnik, Croatia.
- Sonmez, H. A., Gokceoglu, C., Tuncay, E., Medley, E. W., & Nefeslioglu, H. A. (2004). Relationship between volumetric block proportions and overall UCS for volcanic bimrock. *Journal of Engineering Geology: Geomechanics and Tunneling* (pp. 27-34, vol. 22). Felsbau.
- Stacey, T. R. (1980). A simple device for the direct shear strength testing of intact rock. *Journal of the South African Institute of Mining and Metallurgy*, 80 (3), 129-130.
- Summis, C. G., & R., L. (n.d.). Fractal, fault gouge and friction. In *J. of Pure and Applied Geophysics*, 131 (pp. 255-271).
- Turcotte, D. L. (1986). Fractals and fragmentation. In *Journal of Geophysical Research* (pp. V. 91, p. 1921-1926).
- Ulusay, R., & Gokceoglu, C. (1997). The modified block punch index test. *Can. Geotech. J. Vol. 34*, 991-1001.
- Underwood, E. E. (1970). Quantitative stereology. *Addison Wesley Publishing Company*.
- van der Schrier, J. S. (1988). The block punch index test. *Bulletin of the International Association of Engineering Geology*, 38, 121-126.
-
-

-
- Volpe, R. L., Ahlgren, C. S., & Goodman, R. E. (1991). Selection of engineering properties for geologically variable foundations. *Proceedings of the 17th International Congress on Large Dams*, (pp. 1087-1101). Paris.
- Wakabayashi, J. (2004). Contrasting settings of serpentinite bodies, San Francisco Bay area, California: Derivation from the subducting plate vs. mantle hanging wall. *International Geology Review*.
- Wakabayashi, J., & Medley, E. W. (2004). Geological characterization of melanges for geopractitioners. *Feldsbau, J. of Engineering Geology, Geomechanics and Tunnelling*, 10-18.
- Wan, R. G., & Guo, P. J. (1998). A simple constitutive model for granular soils: modified stress-dilatancy approach. *Computers and Geotechnics* 22 (2), 109-133.
- Weibel, E. R. (1980). Stereological methods. In *Vol. 2: Theoretical foundations*. New York: Academic Press.
- West, L. J., & Hencher, S. R. (1991). Assessing the stability of slopes in heterogeneous soils. *Landslides*. Rotterdam: Balkema.
- Yue, Z. Q. (2003). Finite element modelling of geomaterials using digital image processing. *Computers and Geotechnics* 30, 375-397.
- Zang, Z., & Jin, M. (1979). Two kinds of melange and their tectonic significance in Xiangcheng-Derong Area, southwestern Sichuan. *Scientia Geological Sinica*, V. 7, 205-214.
-

A. ALLEGATO: CODICE MATLAB

```
%GENERAZIONE CASUALE DI BLOCCHI ALL'INTERNO DEL
DOMINIO%
clear all;
close all;
clc;
%
tic;
% CARATTERISTICHE PENDIO %
% dimensioni del dominio, unità in m
B = 150; % base del dominio
H = 100; % altezza totale del dominio
L1 = 50; % dall'estremo del dominio all'inizio del pendio (sx--->dx)
L2 = 100; % dall'estremo del dominio alla fine del pendio (sx--->dx)
L3 = 50; % dalla base del pendio alla fine del dominio (a dx)
Lp = 50; % larghezza sull'orizzontale del pendio
H1 = 50; % dimensione caratteristica altezza del pendio
H2 = 50; % altezza dall'estremo del dominio alla base del pendio
%
A = (L1*H)+(1/2*Lp*H1)+(Lp*H2)+(L3*H2); % Area
% percentuale volumetrica
PV = 0.7;
toll = 1/40*PV;
%eccentricità ellisse
e=0;
% La dimensione dei blocchi, deve essere compresa tra il 5% e il 75%
% della dimensione caratteristica, in questo caso l'altezza del pendio (H1)
a = 0.05*H1;
b = 0.75*H1;
F = 0:0.0001:1;
q = -1.99;
dp = ((-F*((a^(1+q))-(b^(1+q))))+(a^(1+q))).^(1/(1+q));
%distanza minima tra 2 blocchi e tra blocchi e dominio
```

```

toll_pos = 0.05;
F2 = F.*100;
figure(1)
plot(dp,F2)
title('Distribuzione dei diametri dei blocchi in termini probabilistici');
    xlabel('Diametro blocchi (m)');
    ylabel('Probabilità (%)');
% Distribuzione dimensionale blocchi %
d_medio = zeros([],2); %vettore con asse maggiore e asse minore di ogni
ellisse
vv = 0;
i = 0;
    while vv<=(PV*A-toll*A)
        i = i+1;
        temp = round(rand(1)*length(F));
        if (temp==0), temp = 1; end
        d_medio(i,1) = dp(temp); %asse maggiore dell'ellisse, pari al
diametro dei cerchi nella versione con blocchi circolari
        d_medio(i,2) = (dp(temp)^2-e^2*dp(temp)^2)^0.5; %asse minore
dell'ellisse, pari all'asse maggiore per 3/4 per e=0.5
        vvi = pi*(d_medio(i,1)/2)*(d_medio(i,2)/2); %area dell'ellisse i-esima =
pigreco*semiassemaggiore*semiasseminore
        vv = vv+vvi;
    end
    vvb=vv-vvi;
    Nd = numel(d_medio)/2; %numero di ellissi generate (diviso 2 perchè
numel=n. elem. matrice,2=n. di colonne)
    while vv>=(PV*A+toll*A)
        temp = round(rand(1)*length(F));
        if (temp==0), temp = 1; end
        d_medio(Nd,1) = dp(temp); %asse maggiore dell'ellisse, pari al
diametro dei cerchi nella versione con blocchi circolari
        d_medio(Nd,2) = (dp(temp)^2-e^2*dp(temp)^2)^0.5; %asse minore
dell'ellisse, pari all'asse maggiore per 3/4 per e=0.5
        vvi = pi*(d_medio(i,1)/2)*(d_medio(i,2)/2); %area dell'ellisse i-esima =
pigreco*semiassemaggiore*semiasseminore

```

```

vv = vvb+vvi;
while vv<=(PV*A-toll*A)
temp = round(rand(1)*length(F));
if (temp==0), temp = 1; end
d_medio(Nd,1) = dp(temp); %asse maggiore dell'ellisse, pari al
diametro dei cerchi nella versione con blocchi circolari
d_medio(Nd,2) = (dp(temp)^2-e^2*dp(temp)^2)^0.5; %asse minore
dell'ellisse, pari all'asse maggiore per 3/4 per e=0.5
vvi = pi*(d_medio(i,1)/2)*(d_medio(i,2)/2); %area dell'ellisse i-
esima = pigreco*semiassemaggiore*semiasseminore
vv = vvb+vvi;
end
end
do = sort(d_medio,'descend');
figure(2)
plot(do,'x');
title('Distribuzione dimensionale blocchi');
xlabel('Blocchi');
ylabel('Diametro blocchi (m)');
% Verifica della dimensione frattale %
% generazione delle classi
node = 0.04*sqrt(A); % valore di riferimento per rappres. grafica--> ATT.||
valutare se inserire 0.05 al posto di 0.04
node_classe_1=node/2;
node_classe_2= node;
node_classe_3= node*2;
node_classe_4= node_classe_3*2;
node_classe_5= node_classe_4*2;
%definizione delle frequenze per le classi --- considerando l'asse maggiore
ii=0;
cont_1=0;
cont_2=0;
cont_3=0;
cont_4=0;
for i=1:Nd

```

```

if (node_classe_1<do(i,1)) && (node_classe_2>do(i,1))
    classe_1= cont_1 + 1;
    cont_1 = classe_1;
end
if (node_classe_2<do(i,1)) && (node_classe_3>do(i,1))
    classe_2= cont_2 + 1;
    cont_2 = classe_2;
end
if (node_classe_3<do(i,1)) && (node_classe_4>do(i,1))
    classe_3= cont_3 + 1;
    cont_3 = classe_3;
end
if (node_classe_4<do(i,1)) && (node_classe_5>do(i,1))
    classe_4= cont_4 + 1;
    cont_4 = classe_4;
end
end
somma = cont_1 + cont_2 + cont_3 + cont_4;
verifica = somma/Nd;
freq(1) = (cont_1/Nd)*100;
freq(2) = (cont_2/Nd)*100;
freq(3) = (cont_3/Nd)*100;
freq(4) = (cont_4/Nd)*100;
med(1) = (node_classe_1+node_classe_2)/2;
med(2) = (node_classe_2+node_classe_3)/2;
med(3) = (node_classe_3+node_classe_4)/2;
med(4) = (node_classe_4+node_classe_5)/2;
figure(3)
loglog(med,freq,'+')
toc
% Posizionamento blocchi%
% set number of ellipses to plot (= Nd), già definito
n = Nd;

```

```

radiix = (do(:,1)/2); %"do" è la matrice contenente, su ogni riga, l'asse > e
l'asse < di ogni ellisse, dalla più grande alla più piccola
radiiy = (do(:,2)/2);
pos = zeros(n, 2); % coordinate dei centri delle ellissi
posF1 = zeros(n,2);
posF2 = zeros(n,2);
allColours = lines(n);
% main loop
er=0;
ta=-pi:0.01:pi;
Pkxb=zeros(length(ta),Nd); %coordinate x dei punti sul contorno delle ellissi
considerando il centro a x=0
Pkx=zeros(length(ta),Nd); %coordinate x dei punti sul contorno delle ellissi
Pkyb=zeros(length(ta),Nd); %coordinate y dei punti sul contorno delle ellissi
considerando il centro a y=0
Pky=zeros(length(ta),Nd); %coordinate y dei punti sul contorno delle ellissi
ang=zeros(n,1);
for idx = 1:n
    is_good = false;
    ang(idx)=0;
    R = rotx(ang(idx));
% generate random positions and radii until we have a hit
    while ~is_good
        matrix=zeros(length(ta),n-1); %matrice per calcoli di verifica non inters
ellissi
        %%%% genero coordinate random del centro dell'ellisse idx
        pos(idx,1)=rand(1)*B;
        %%%% genero le coordinate dei punti di contorno dell'ellisse idx
        %%%% rotata
        Pkxb(:,idx)=radiix(idx)*cos(ta);
        Pkyb(:,idx)=radiiy(idx)*sin(ta);
        for i = 1:size(Pkx,1)
            Dum = R*[0 Pkyb(i,idx) Pkxb(i,idx)]';
            Pkyb(i,idx) = Dum(2);
            Pkx(i,idx) = Dum(3) + pos(idx, 1);

```

```

end
if (min(Pkx(:,idx))>toll_pos && max(Pkx(:,idx))<B-toll_pos)
    if pos(idx,1)<=L1
        er=1;
        vetymax=zeros(size(Pkx,1),1);
%creo un vettore contenente tutte le coordinate y massime associate alle
coordinate x dell'ellisse
        for iii=1:size(Pkx,1)
            if Pkx(iii,idx)<=L1
                vetymax(iii)=H;
            else
                vetymax(iii)=H2+(L1+Lp-Pkx(iii,idx))*(H-H2)/Lp;
            end
        end
    end
    while er==1
        pos(idx,2)=rand(1)*H;
        Pky(:,idx)=Pkyb(:,idx)+pos(idx,2);
        if min(Pky(:,idx))>toll_pos && min(vetymax-
Pky(:,idx))>=toll_pos
            er=0;
        else
            er=1;
        end
    end
end
end

if pos(idx,1)>= L2
    er=1;
    vetymax=zeros(size(Pkx,1),1);
%creo un vettore contenente tutte le coordinate y massime associate alle
coordinate x dell'ellisse
    for iii=1:size(Pkx,1)
        if Pkx(iii,idx)>=L2
            vetymax(iii)=H2;
        else

```

```

        vetymax(iii)=H2+(L1+Lp-Pkx(iii,idx))*(H-H2)/Lp;
    end
end
while er==1
pos(idx,2) = rand(1)*H2;
Pky(:,idx) =Pkyb(:,idx)+pos(idx,2);
    if    min(Pky(:,idx))>toll_pos    &&    min(vetymax-
Pky(:,idx))>=toll_pos
        er=0;
    else
        er=1;
    end
end
end
if pos(idx,1)>L1 && pos(idx,1)<L2
    er=1;
    vetymax=zeros(size(Pkx,1),1);
%creo un vettore contenente tutte le coordinate y massime associate alle
coordinate x dell'ellisse
    for iii=1:size(Pkx,1)
        if Pkx(iii,idx)>=L2
            vetymax(iii)=H2;
        elseif Pkx(iii,idx)<=L1
            vetymax(iii)=H1;
        else
            vetymax(iii)=H2+(L1+Lp-Pkx(iii,idx))*(H-H2)/Lp;
        end
    end
end
while er==1
pos(idx,2) = rand(1)*(H2+(L1+Lp-pos(idx,1))*(H-H2)/Lp);
Pky(:,idx)=Pkyb(:,idx)+pos(idx,2);
    if    min(Pky(:,idx))>toll_pos    &&    min(vetymax-
Pky(:,idx))>=toll_pos
        er=0;
    else

```

```

        er=1;
        end
        end
    end
toc
        posF1(idx,:)=[-e*radiix(idx),0]; %coordinate del fuoco F1 essendo
e*raddix = e*a= c
        posF2(idx,:)=[e*radiix(idx),0]; %coordinate del fuoco F2 non
ruotate
        DumF1 = R*[0 posF1(idx,2) posF1(idx,1)]';
        DumF2 = R*[0 posF2(idx,2) posF2(idx,1)]';
        posF1(idx,:)=[DumF1(3)+pos(idx,1),DumF1(2)+pos(idx,2),];
%coordinate del fuoco F1 ruotate
        posF2(idx,:)=[DumF2(3)+pos(idx,1),DumF2(2)+pos(idx,2),];
%coordinate del fuoco F2 ruotate
        VerPos=1;
        if idx>1
            for j=1:idx-1
                matrix(:,j)=((Pkx(:,idx)-posF1(j,1)).^2+(Pky(:,idx)-
posF1(j,2)).^2).^0.5+((Pkx(:,idx)-posF2(j,1)).^2+(Pky(:,idx)-
posF2(j,2)).^2).^0.5-2*radiix(j)-3*toll_pos;
            end
        end
        end
        VerPos = all(matrix(:) > -0.000001);
        %%%end

%verifica che tutti i termini siano ">0" (-0.000001 è usato perchè inizialmente
la matrice è costituita da "0")
        if VerPos == 1
            is_good = true;
        end
    end
end
end
toc

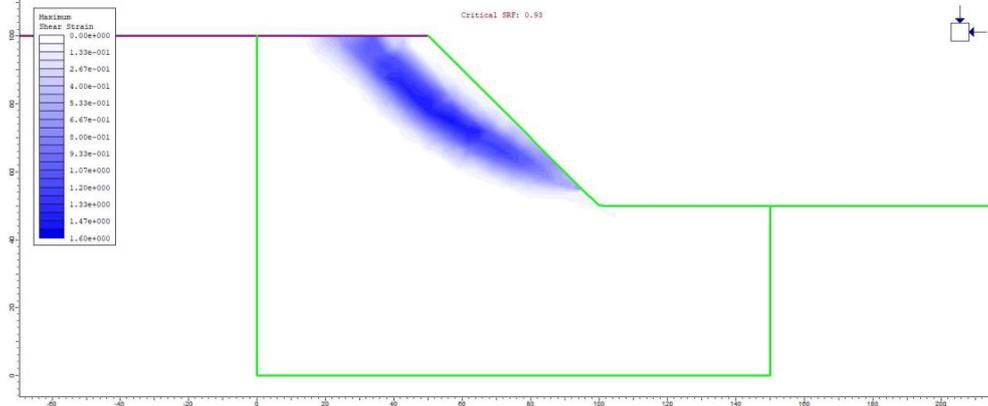
```

```

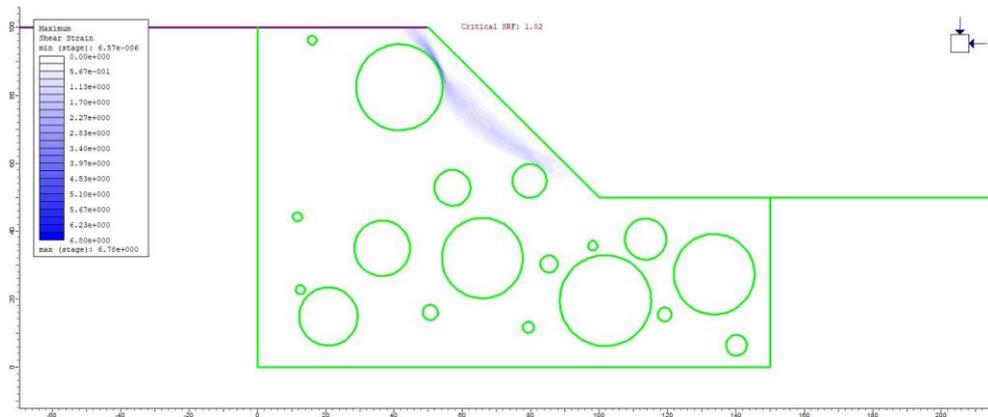
% plot
figure(5);
clf;
hold on
set(gca, 'visible', 'off')
daspect([1, 1, 1])
for idx = 1:n
    hold on
    patch(Pkx(:,idx),Pky(:,idx), zeros(1,length(ta)))
end
coordx=[0 0 L1 (L1+Lp) B B 0];
coordy=[0 H H H2 H2 0 0 ];
figure(5)
plot(coordx,coordy)
r=do(:,1)/2;
m=[pos(:,1),pos(:,2),r];
% Generazione file di coordinate %
if exist('coordinate.txt', 'file'), delete('coordinate.txt'); end
fid = fopen('coordinate.txt','a');
fprintf(fid,'%3.3f,%3.3f %2.2f \r\n',m.);
fclose(fid);
% Controllo percentuale volumetrica %
format long
PV
test=vv/A

```

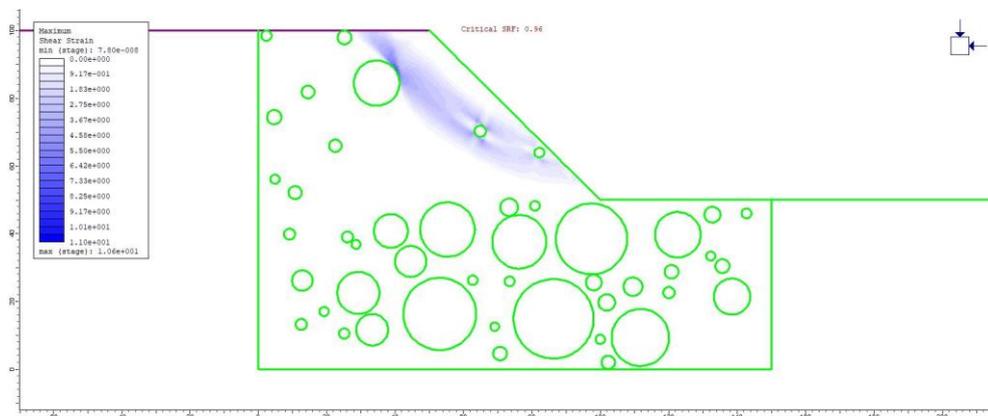
B. ALLEGATO: MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO IN ISOTROPIA



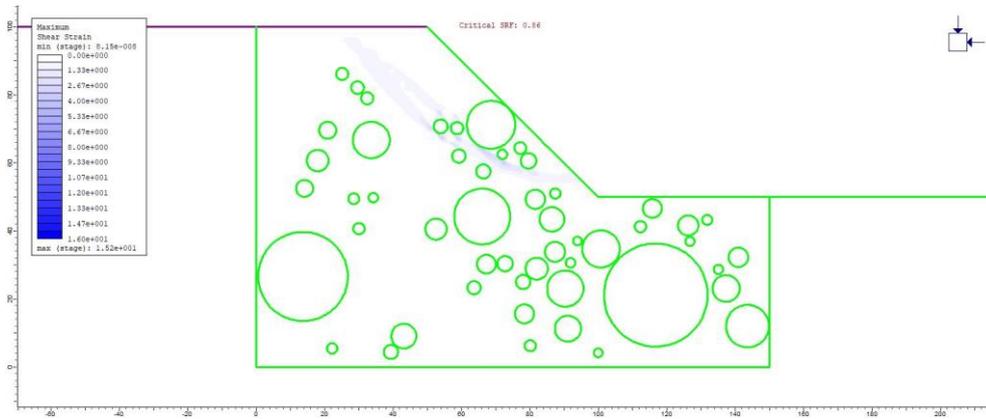
Allegato B.1: Massime deformazioni di taglio solo matrice



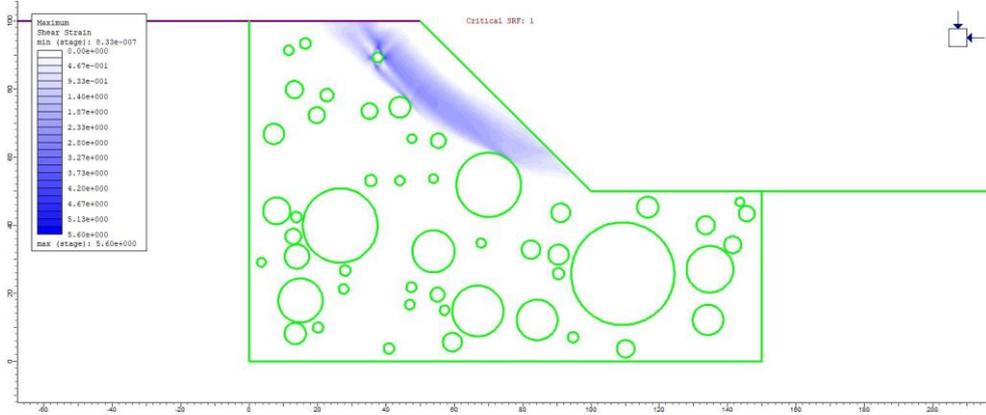
Allegato B.2: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 25%



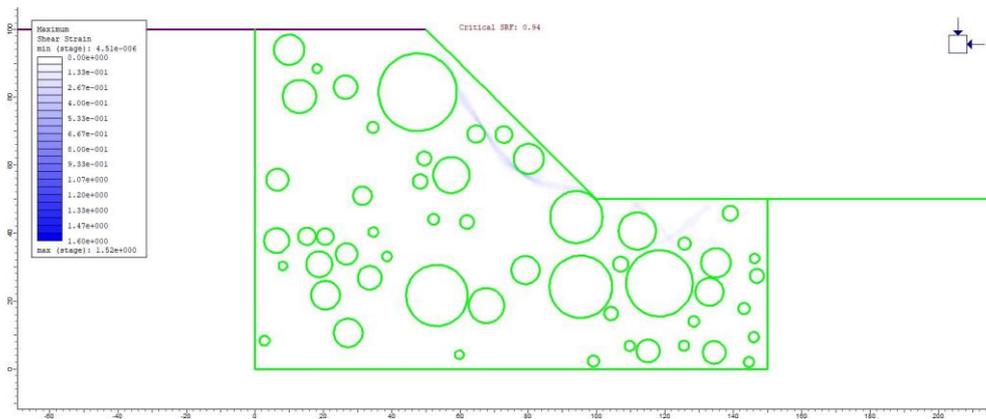
Allegato B.3: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 25%



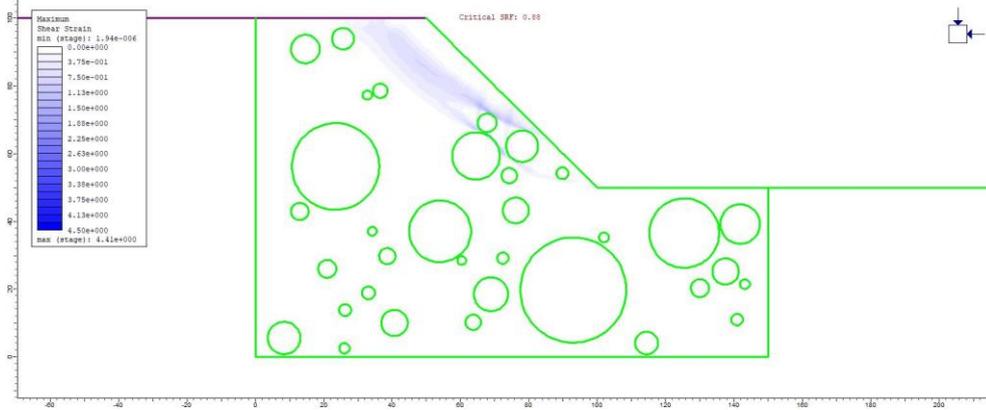
Allegato B.4: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 25%



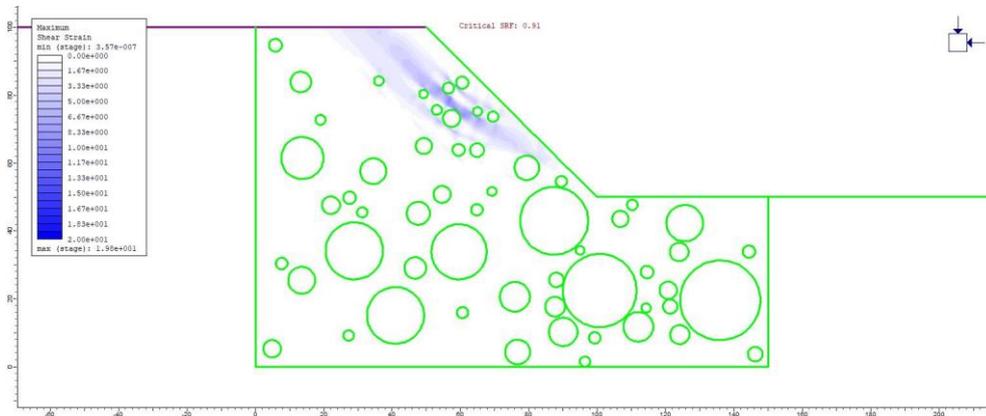
Allegato B.5: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 25%



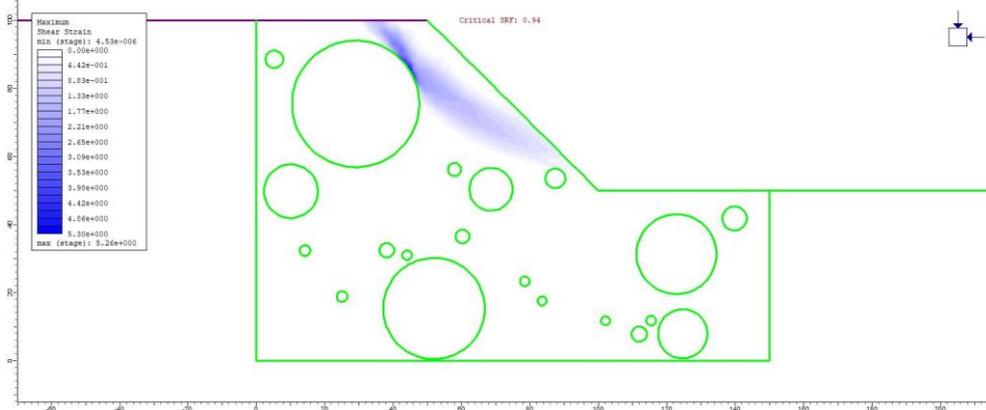
Allegato B.6: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 25%



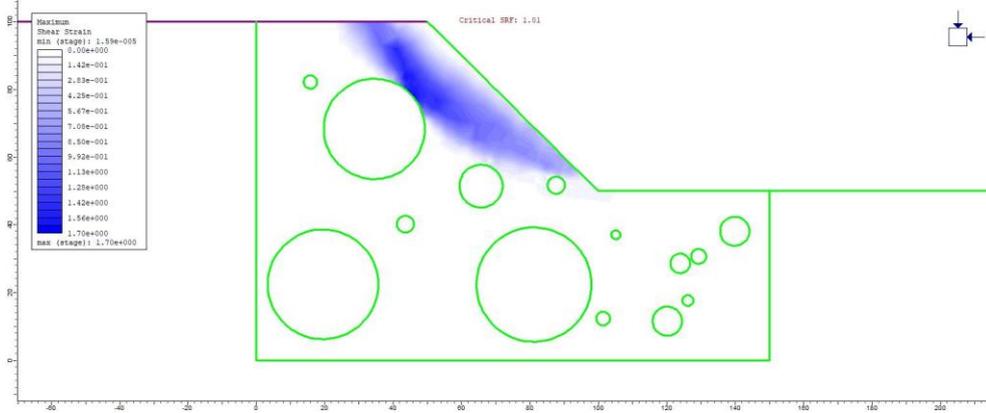
Allegato B.7: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 25%



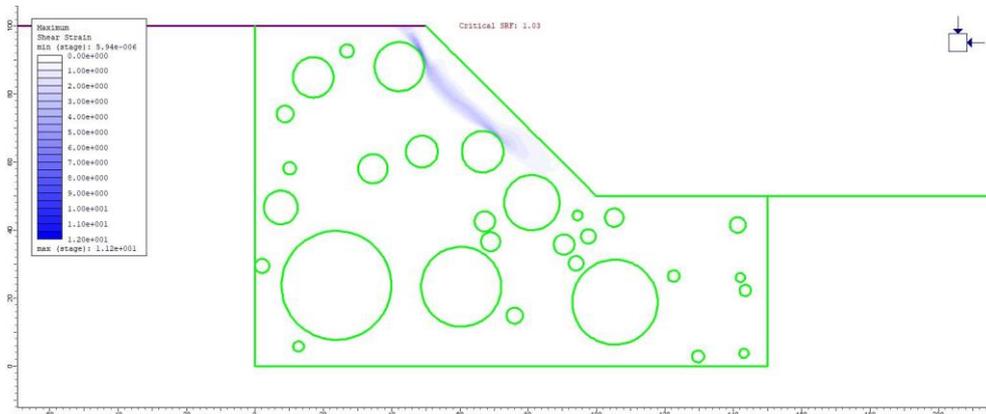
Allegato B.8: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 25%



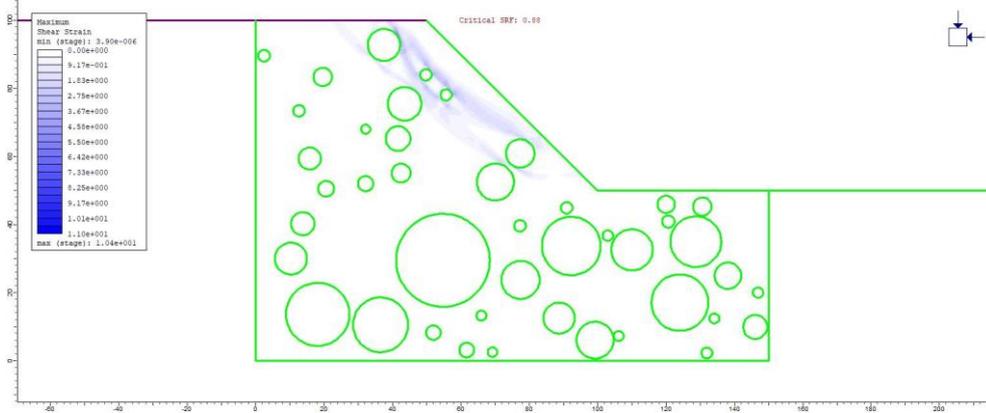
Allegato B.9: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 25%



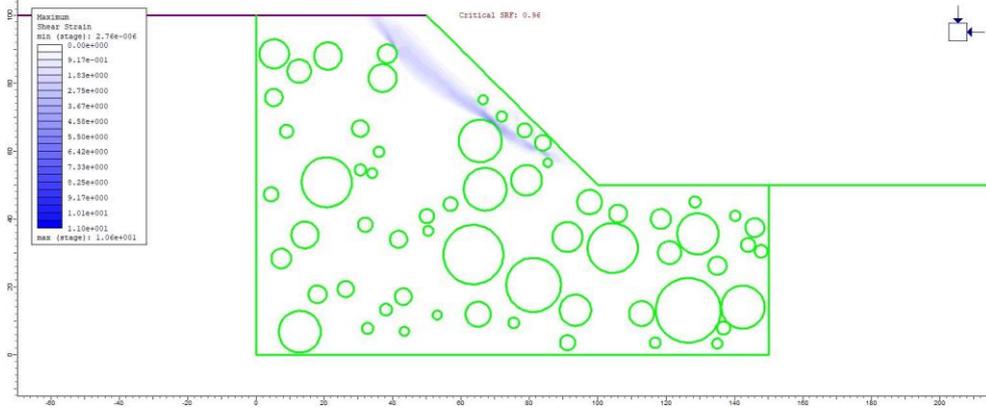
Allegato B.10: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 25%



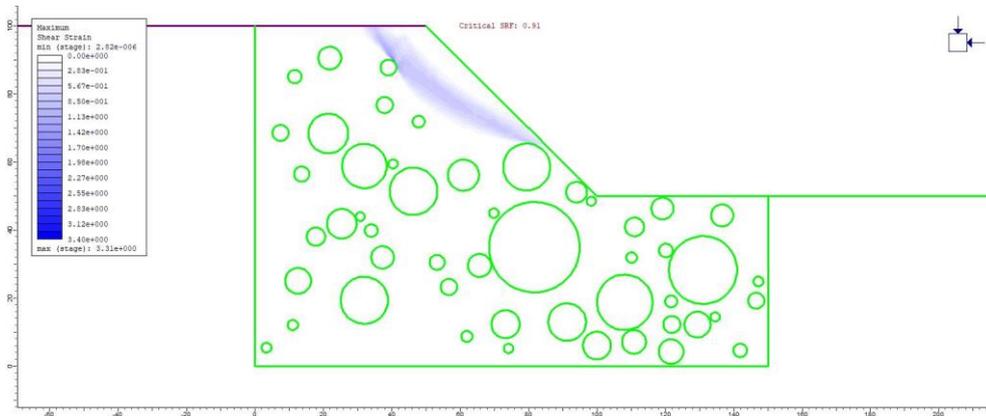
Allegato B.11: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 25%



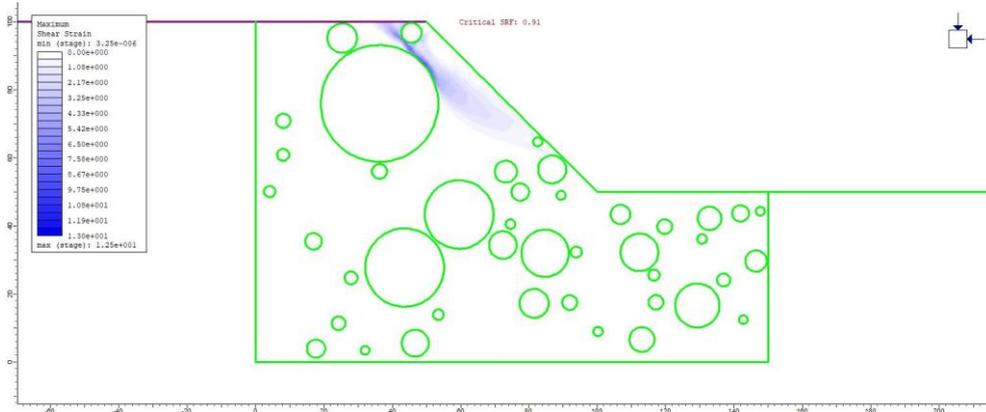
Allegato B.12: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 25%



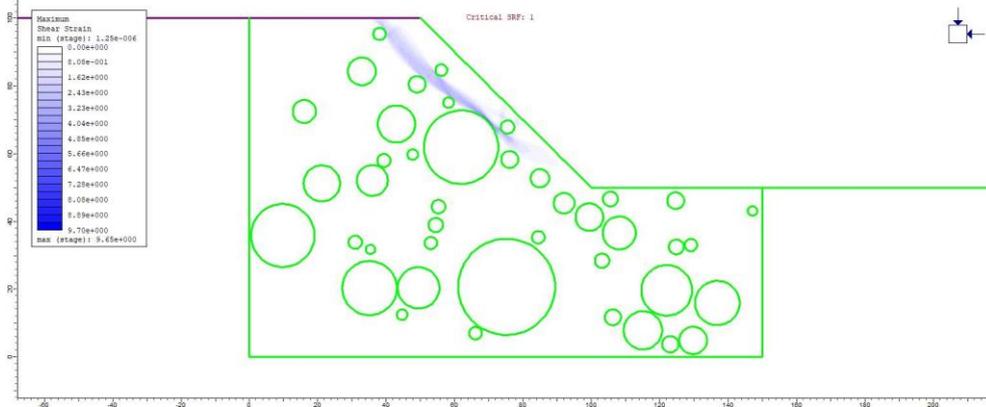
Allegato B.13: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 25%



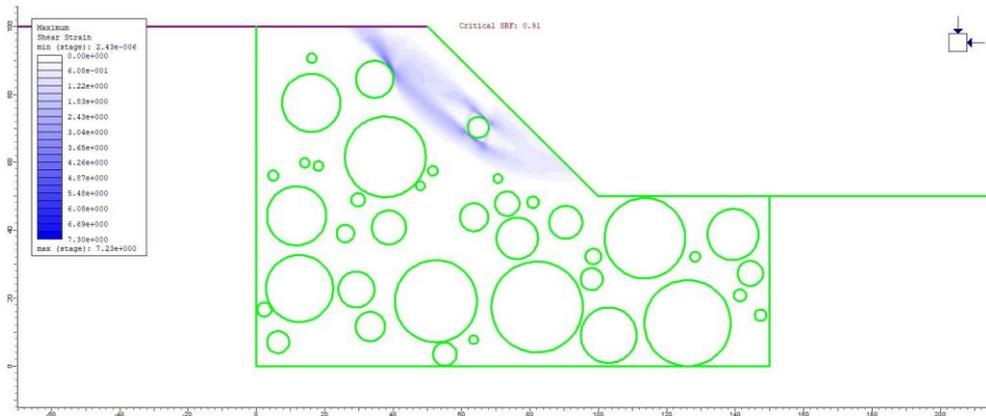
Allegato B.14: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 25%



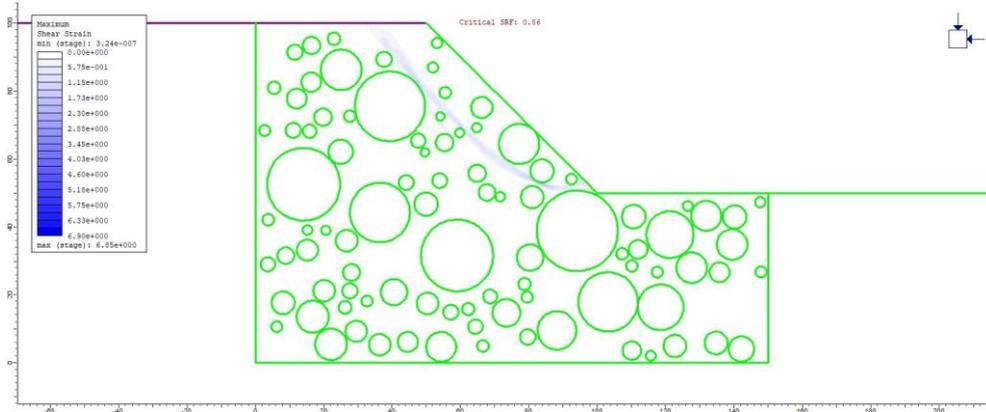
Allegato B.15: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 25%



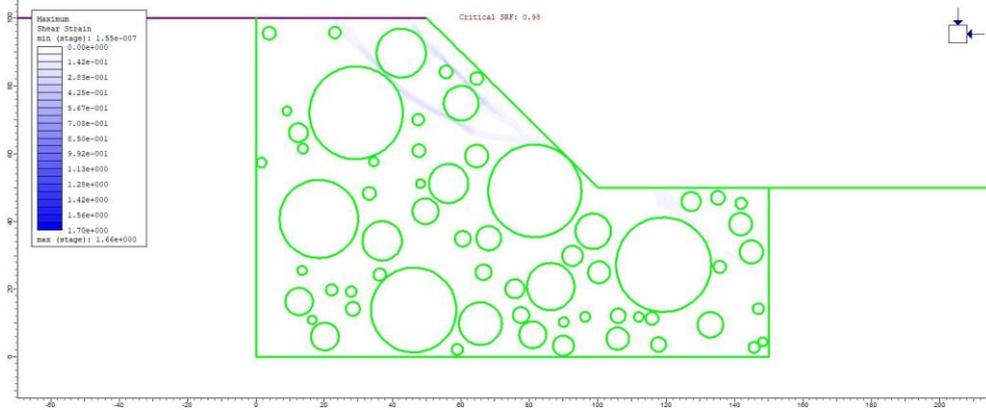
Allegato B.16: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 25%



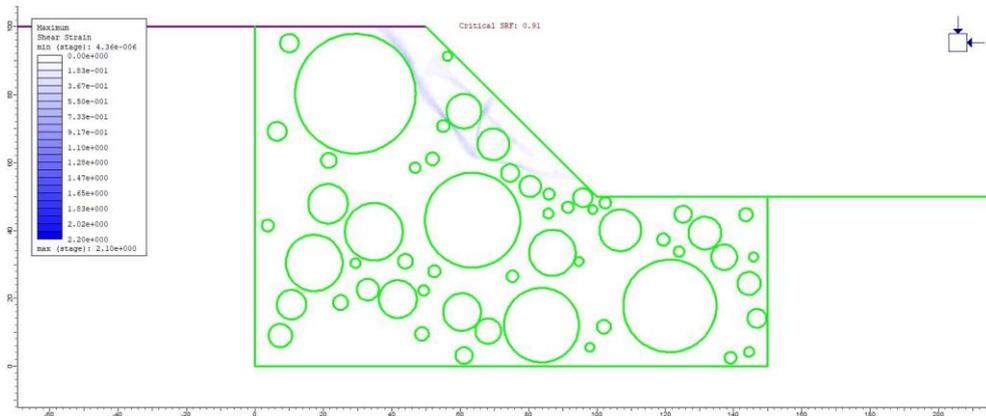
Allegato B.17: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 40%



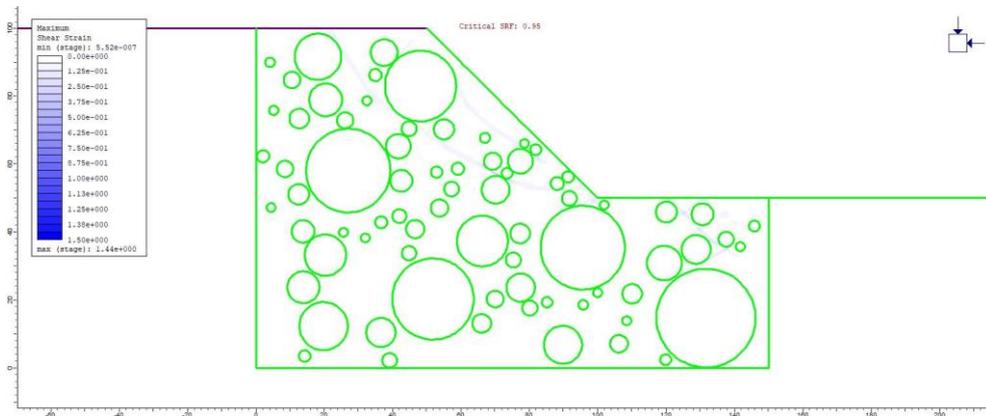
Allegato B.18: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 40%



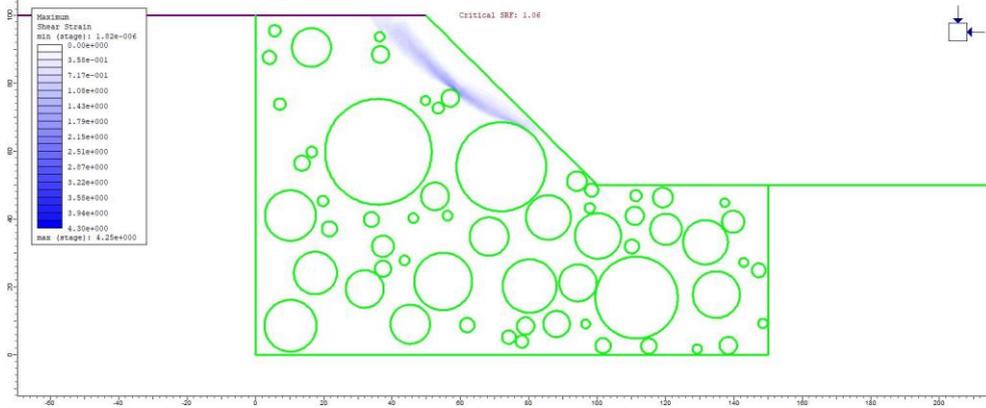
Allegato B.19: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 40%



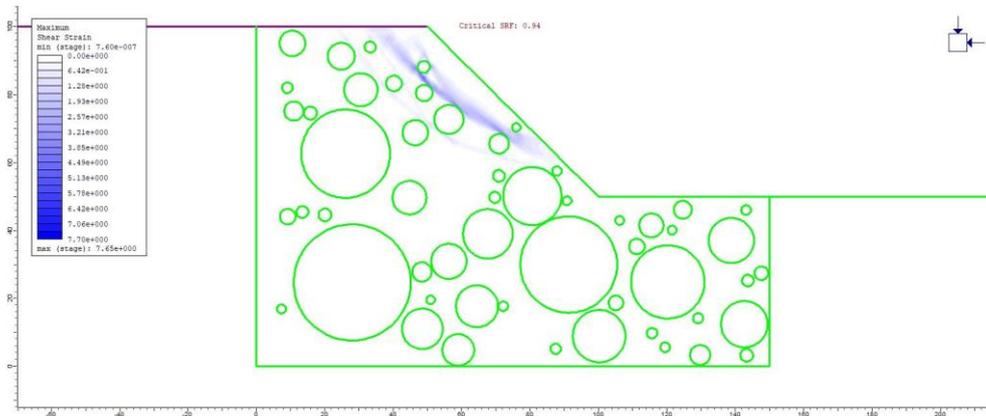
Allegato B.20: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 40%



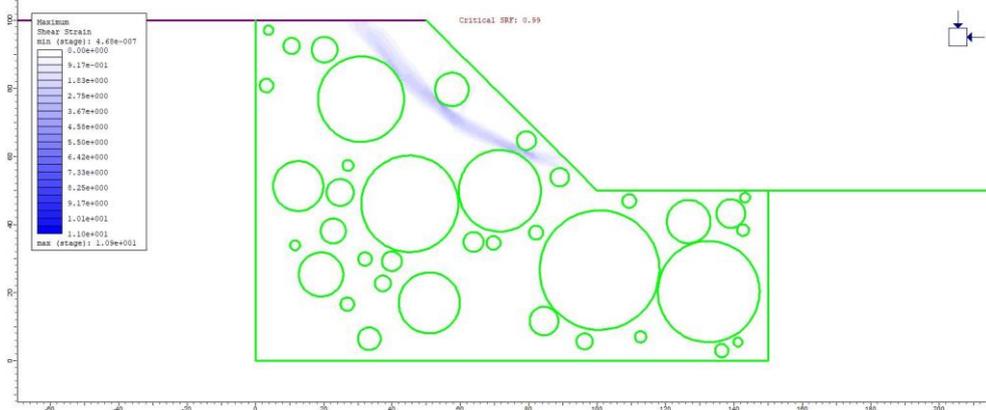
Allegato B.21: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 40%



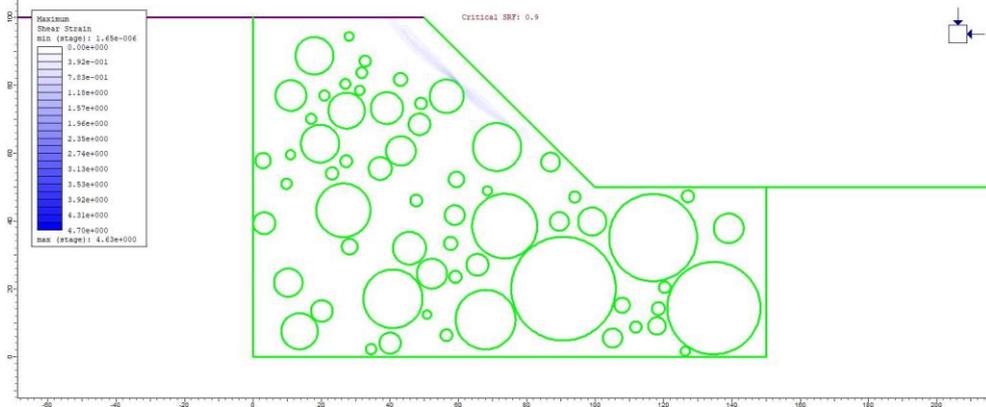
Allegato B.22: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 40%



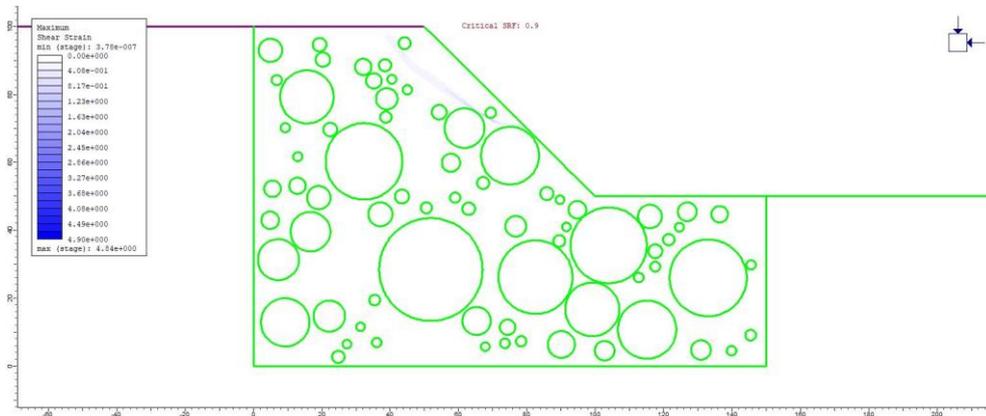
Allegato B.23: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 40%



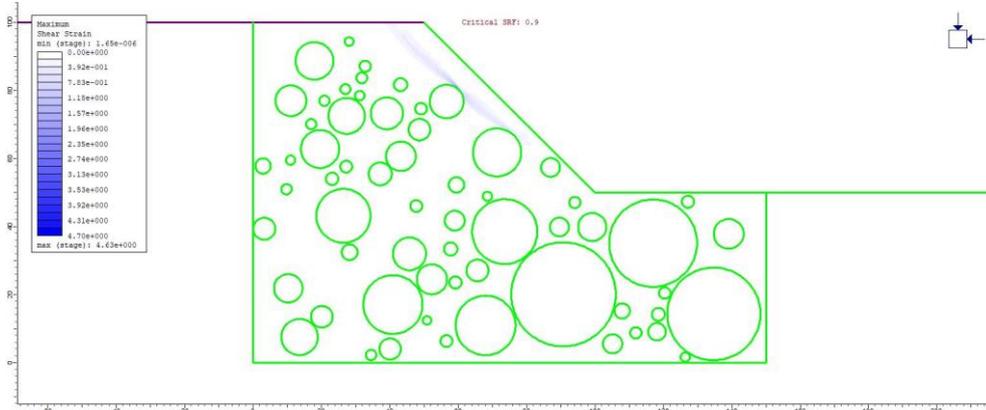
Allegato B.24: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 40%



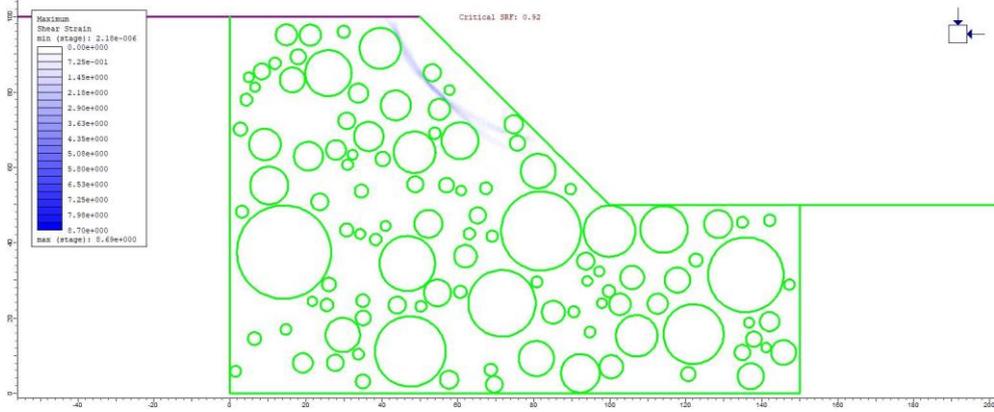
Allegato B.25: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 40%



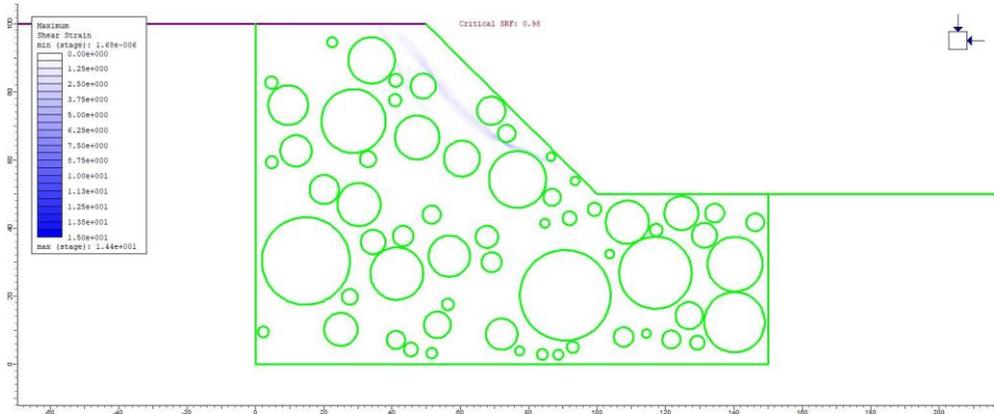
Allegato B.26: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 40%



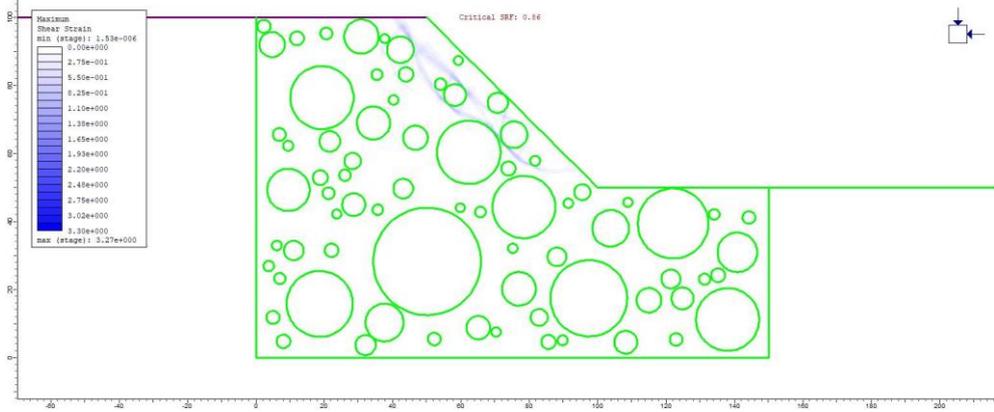
Allegato B.27: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 40%



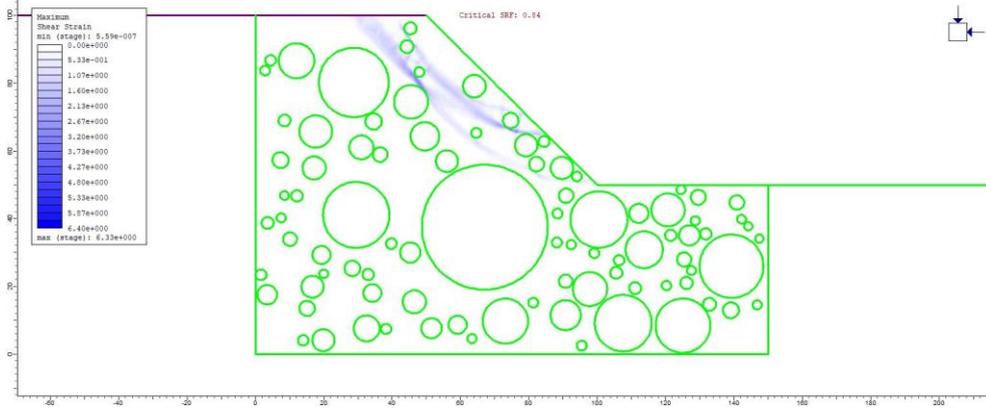
Allegato B.28: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 40%



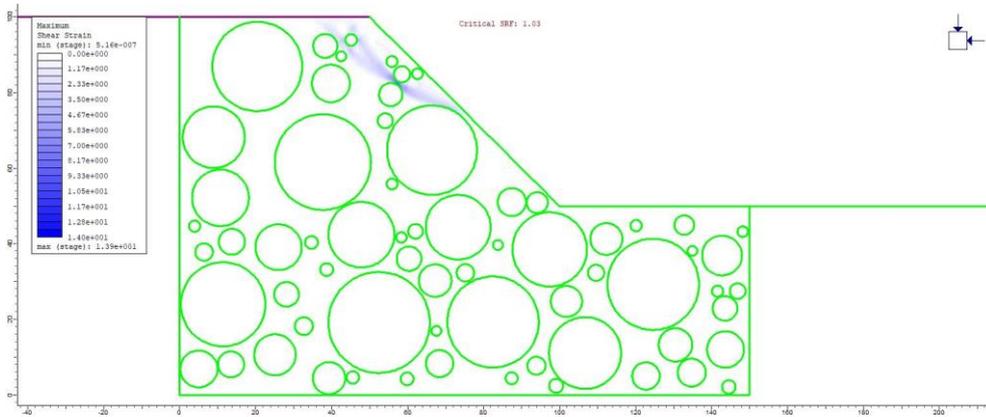
Allegato B.29: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 40%



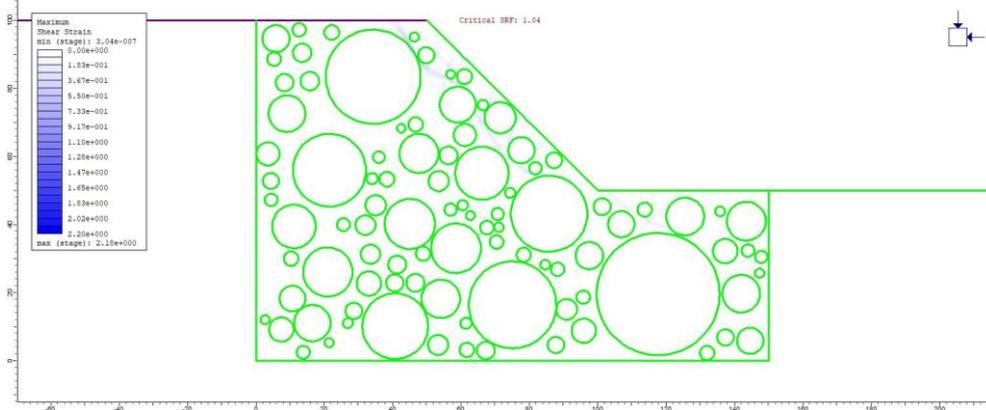
Allegato B.30: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 40%



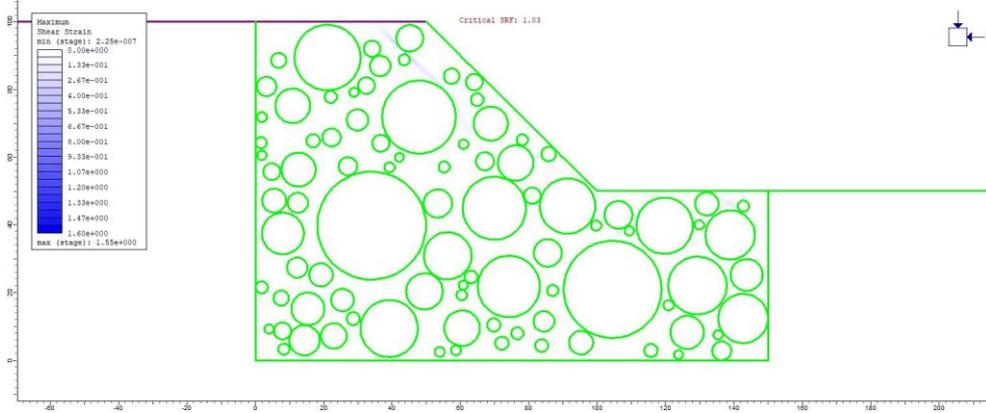
Allegato B.31: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 40%



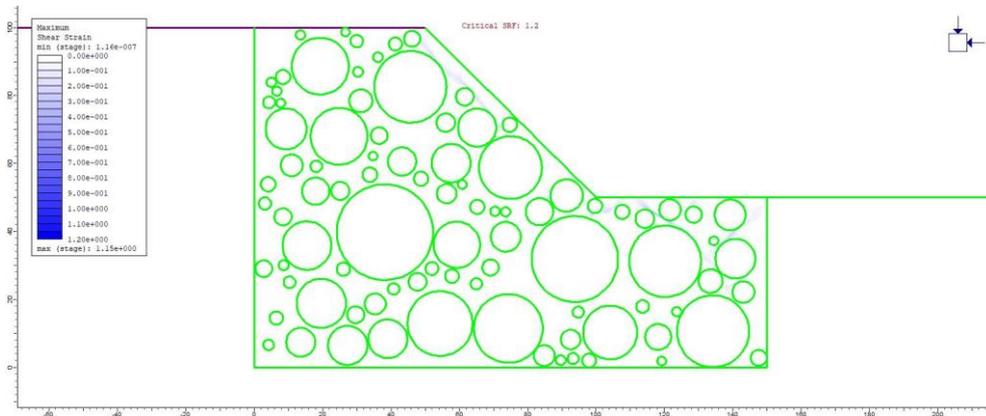
Allegato B.32: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 55%



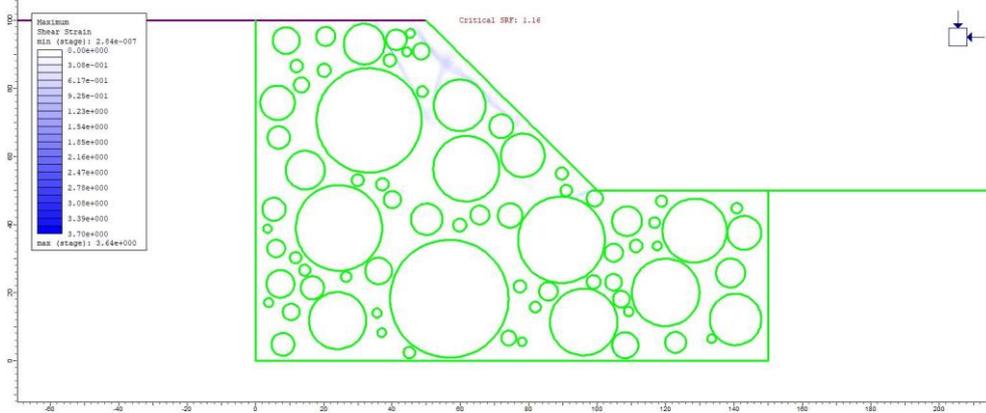
Allegato B.33: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 55%



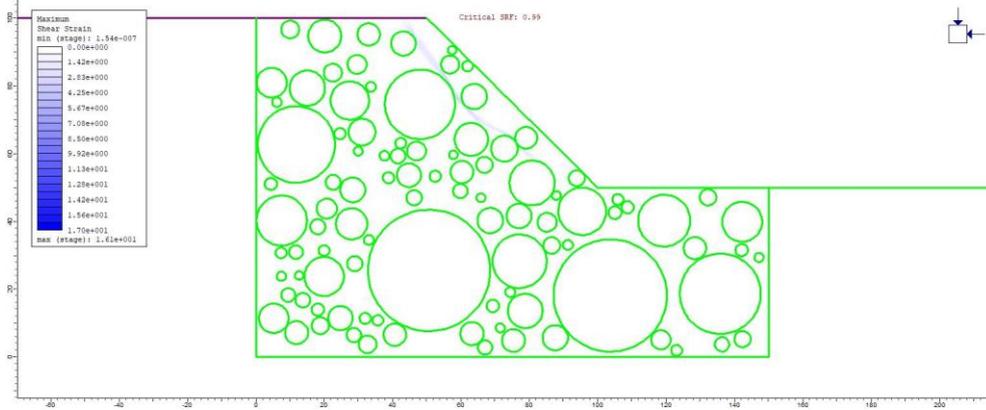
Allegato B.34: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 55%



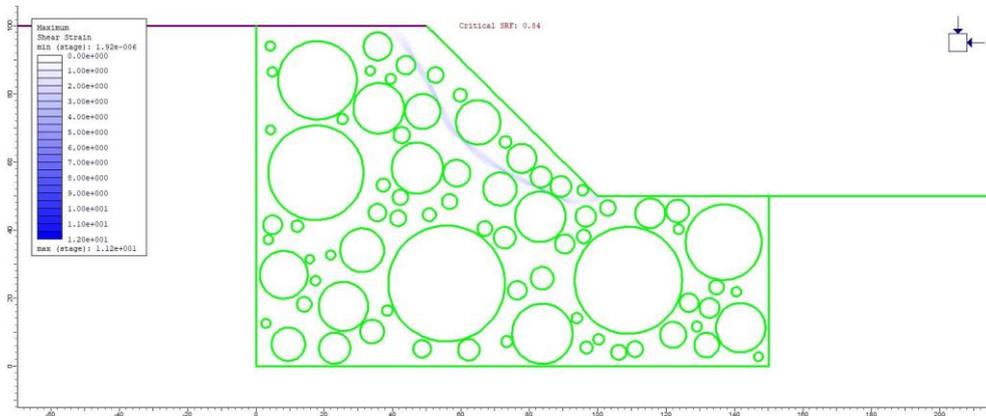
Allegato B.35: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 55%



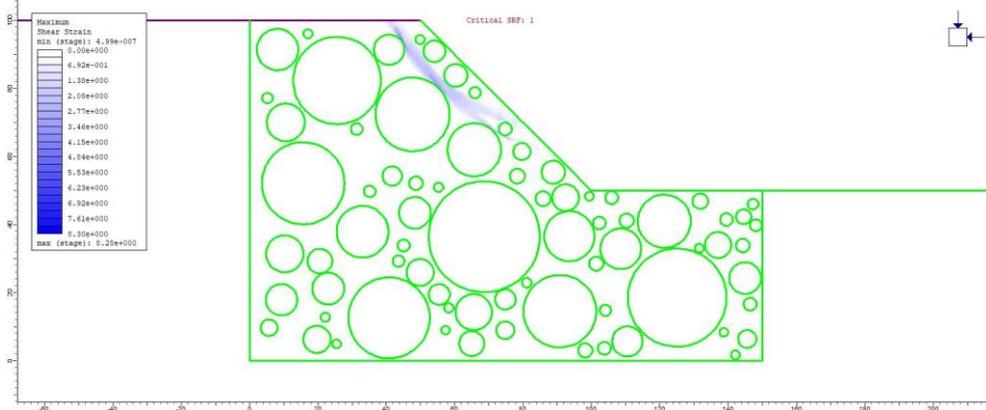
Allegato B.36: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 55%



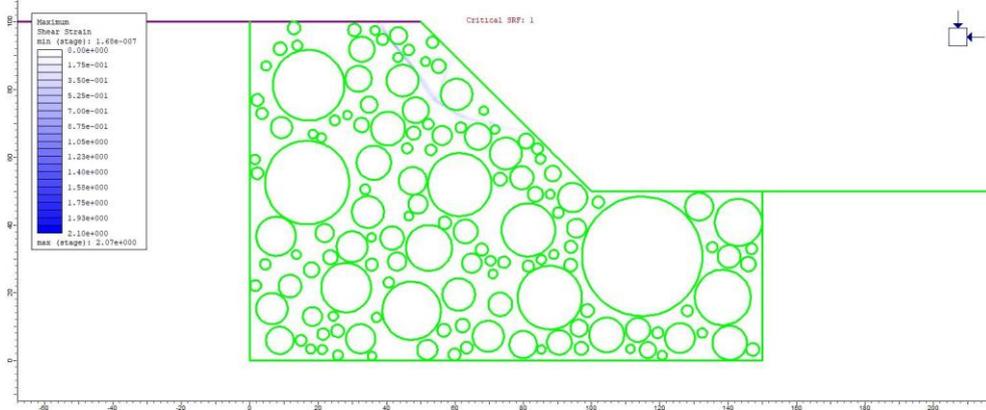
Allegato B.37: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 55%



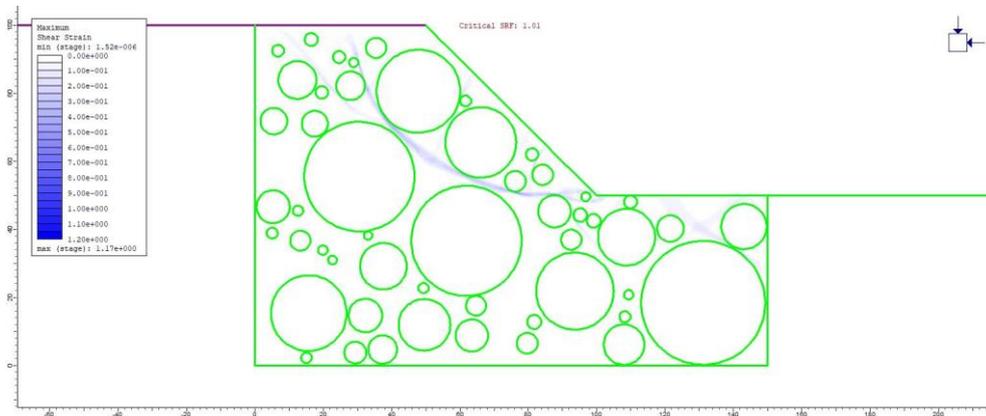
Allegato B.38: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 55%



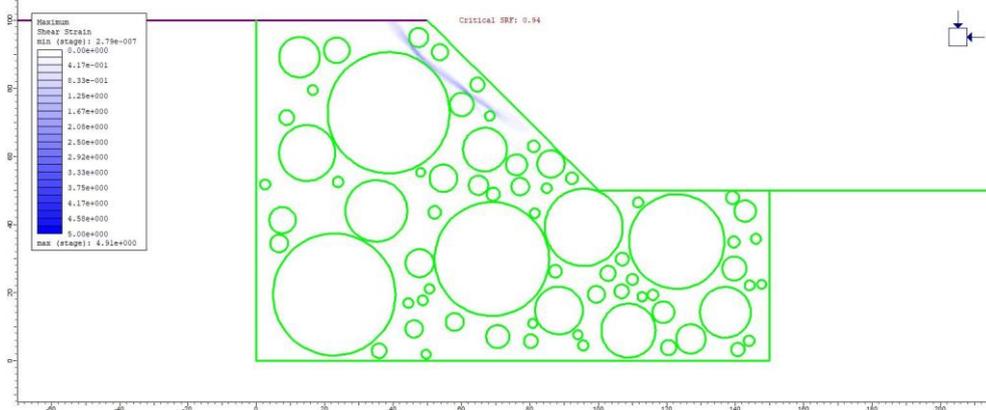
Allegato B.39: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 55%



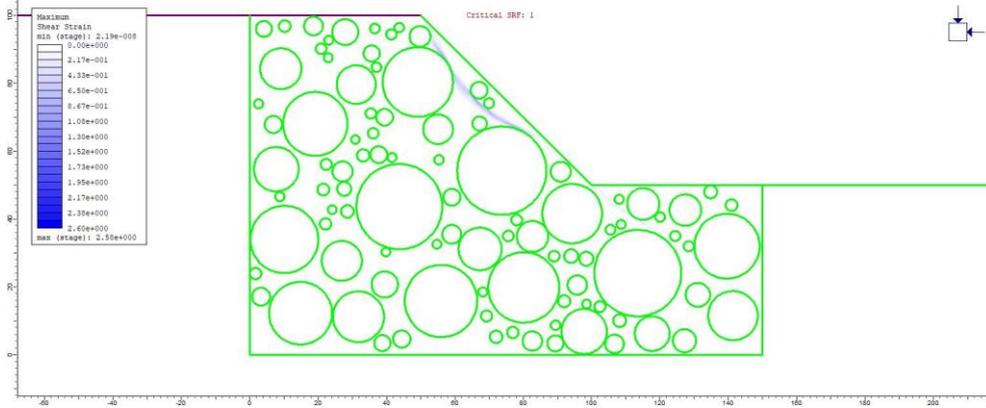
Allegato B.40: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 55%



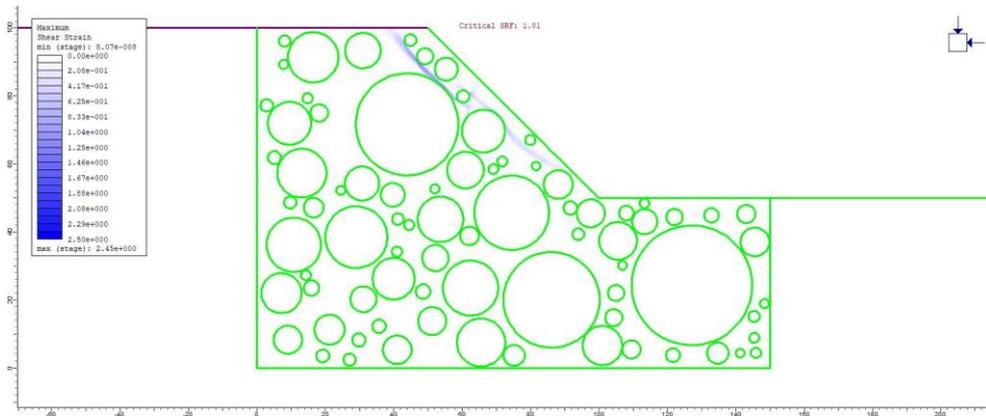
Allegato B.41: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 55%



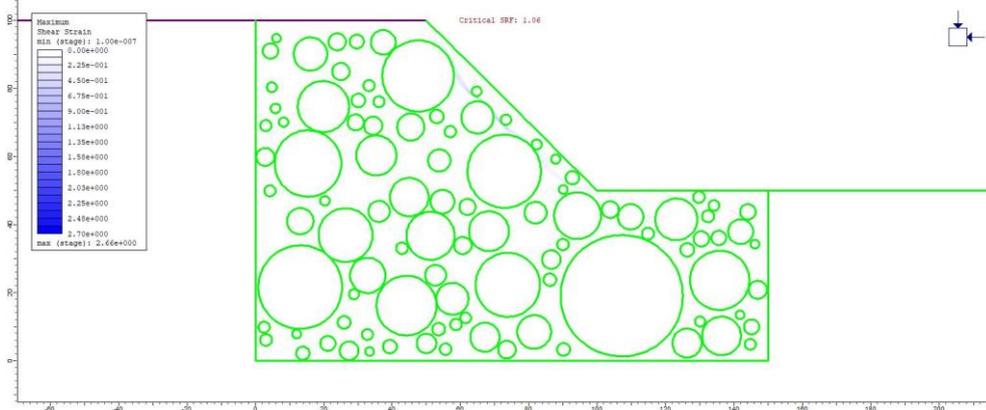
Allegato B.42: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 55%



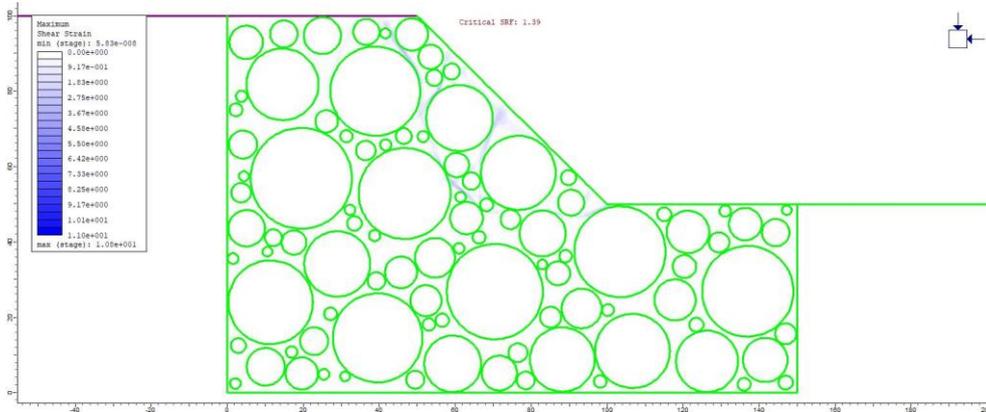
Allegato B.43: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 55%



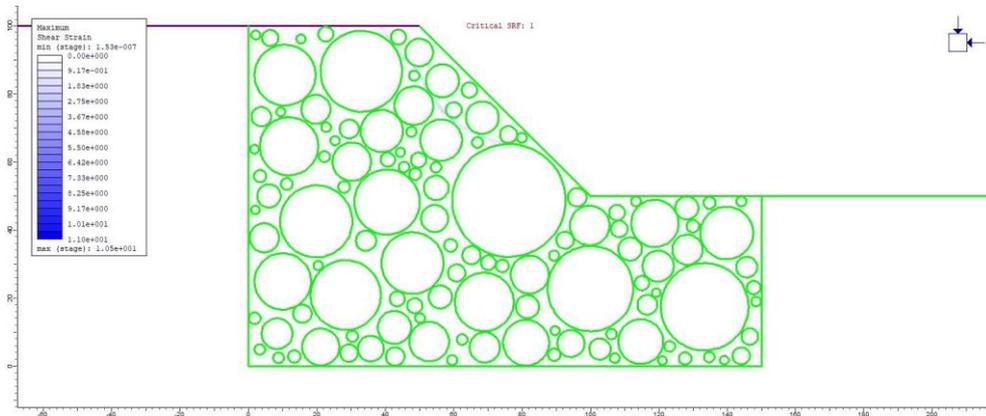
Allegato B.44: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 55%



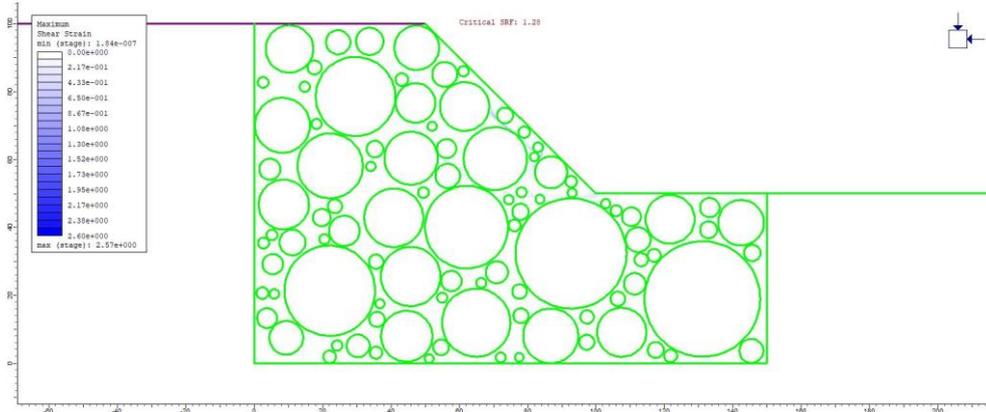
Allegato B.45: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 55%



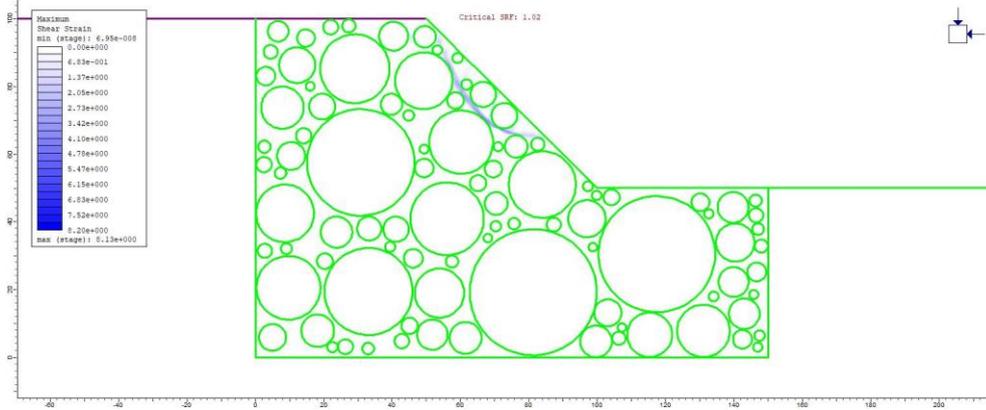
Allegato B.46: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 70%



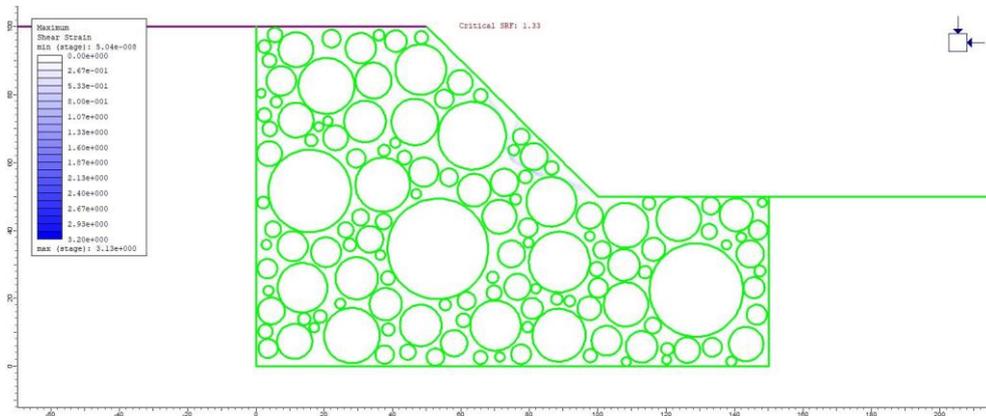
Allegato B.47: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 70%



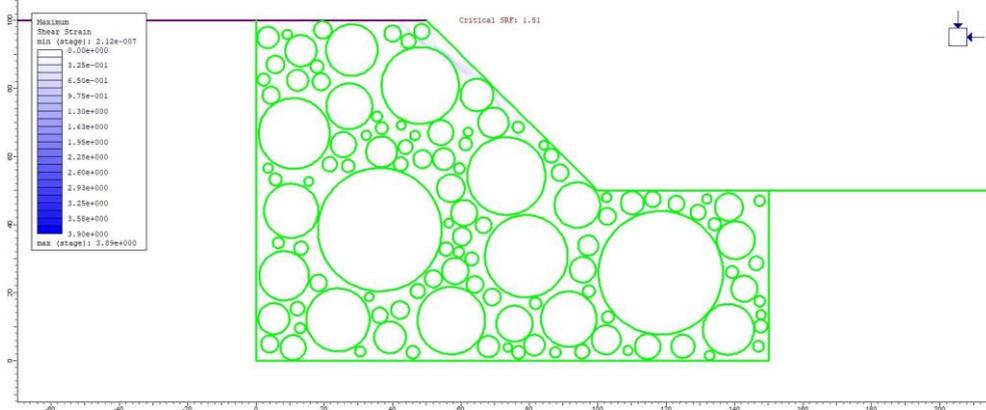
Allegato B.48: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 70%



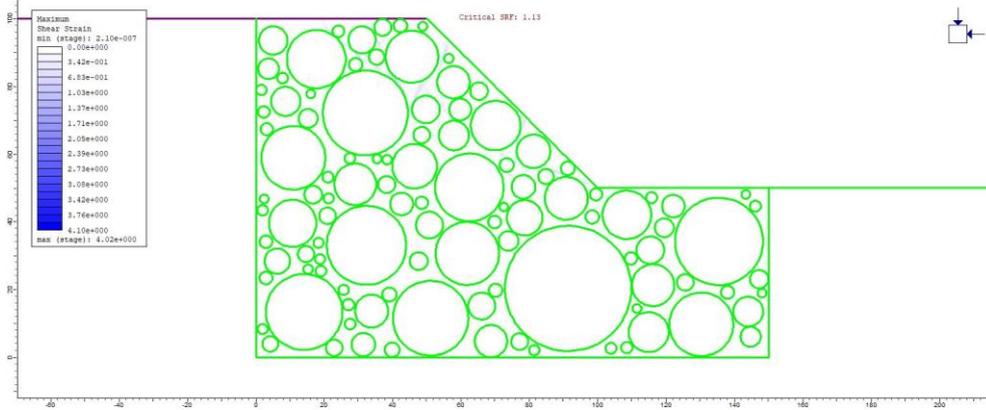
Allegato B.49: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 70%



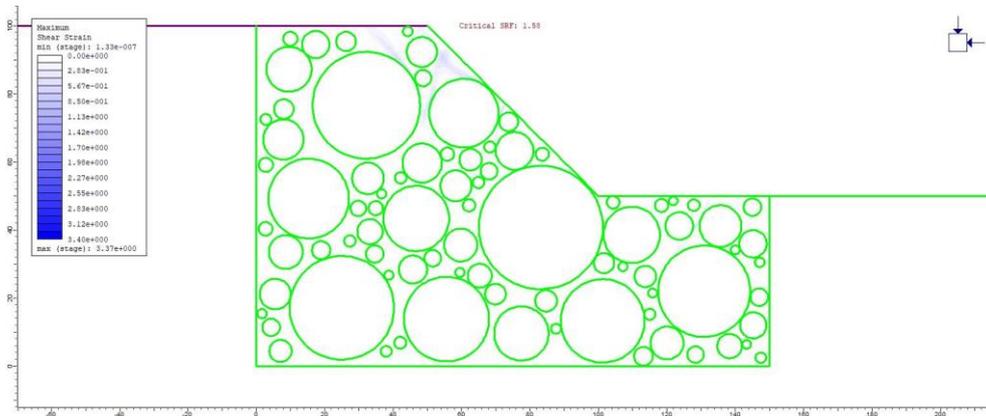
Allegato B.50: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 70%



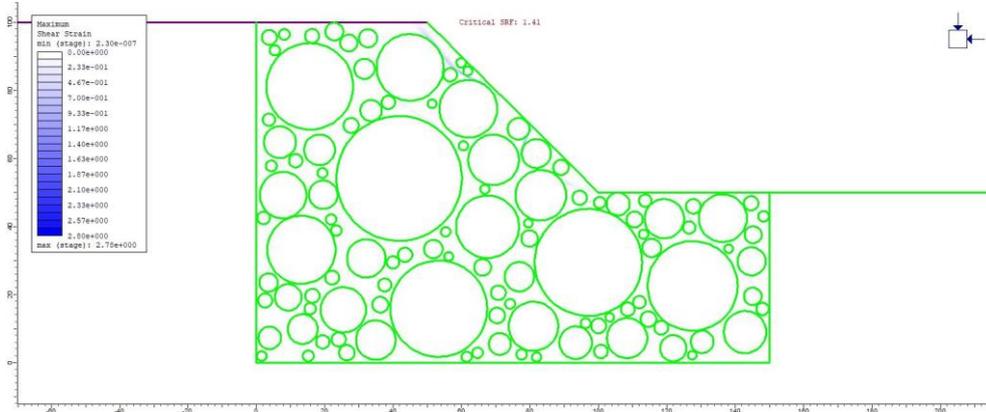
Allegato B.51: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 70%



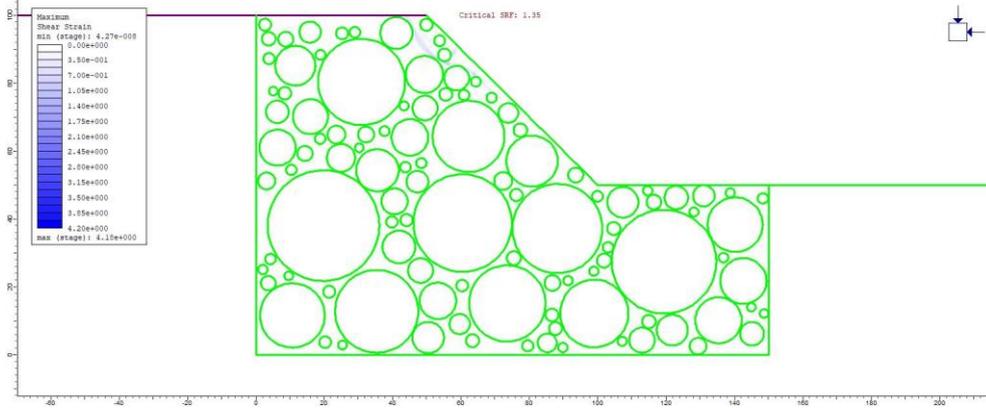
Allegato B.52: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 70%



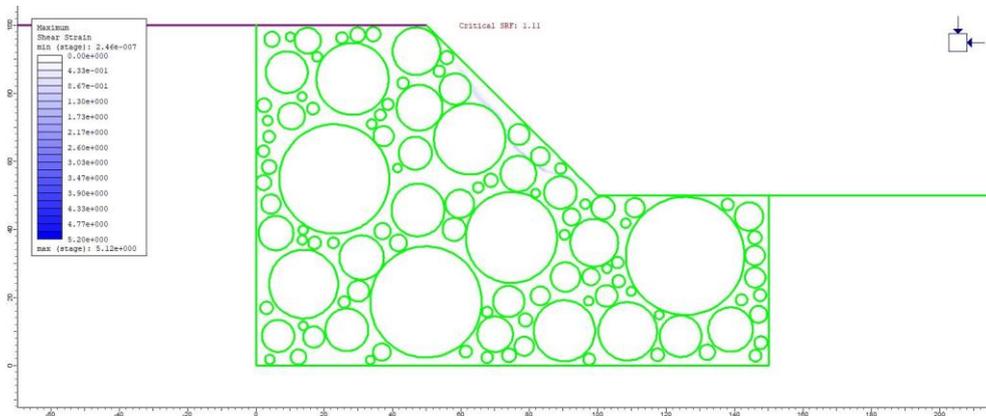
Allegato B.53: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 70%



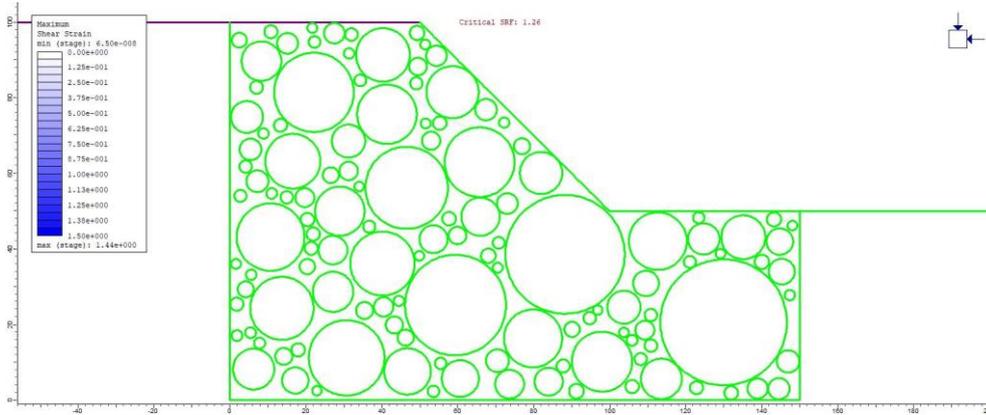
Allegato B.54: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 70%



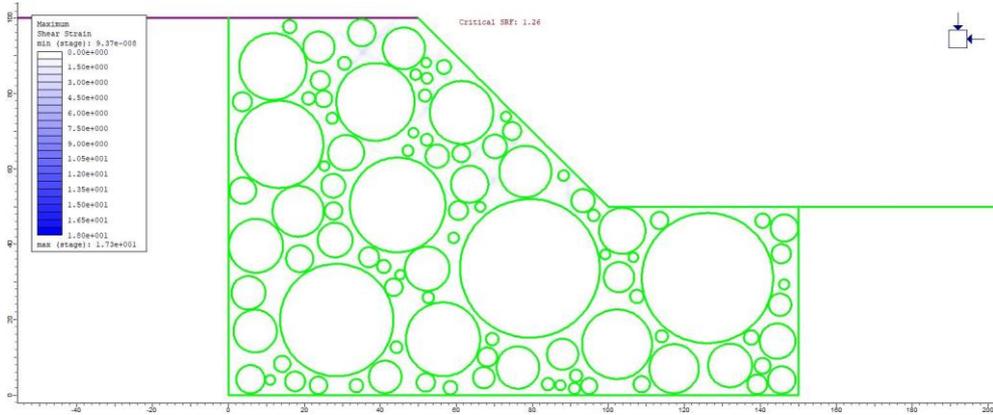
Allegato B.55: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 70%



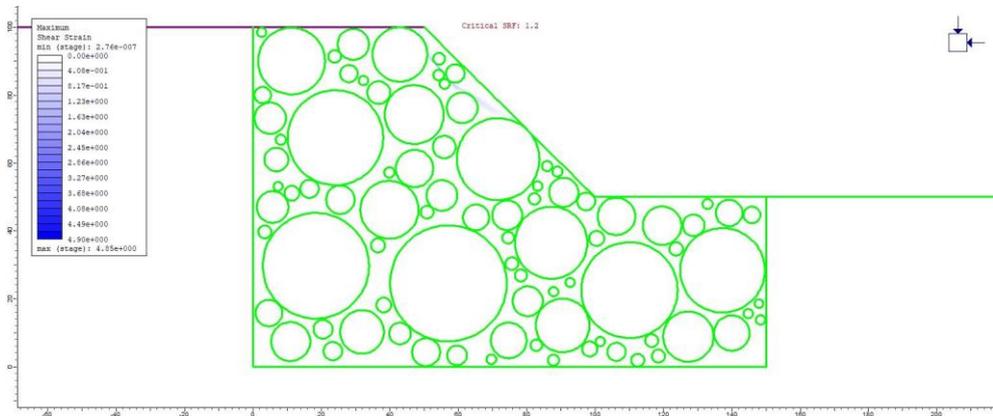
Allegato B.56: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 70%



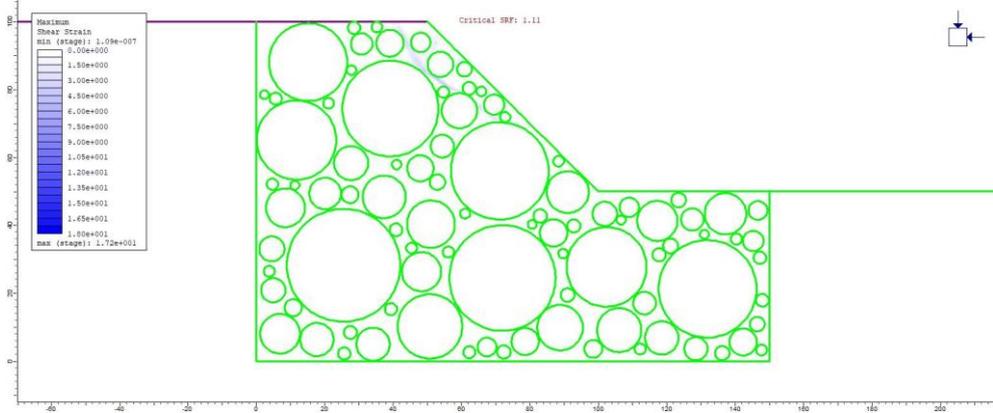
Allegato B.57: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 70%



Allegato B.58: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 70%

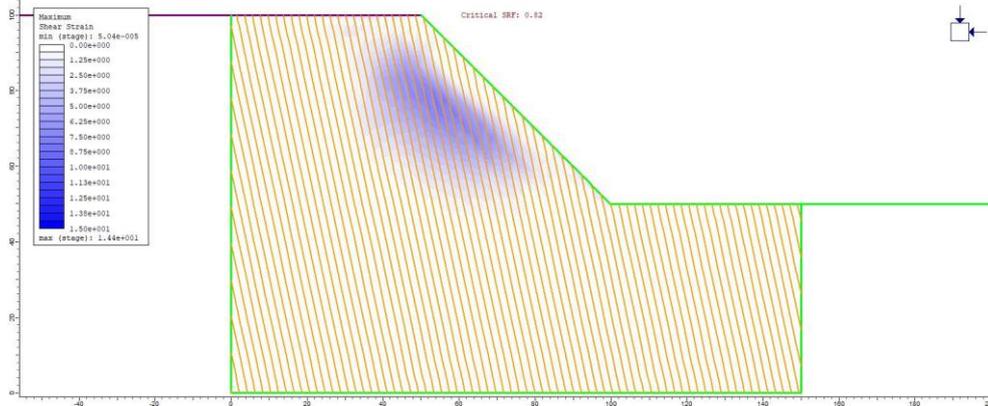


Allegato B.59: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 70%

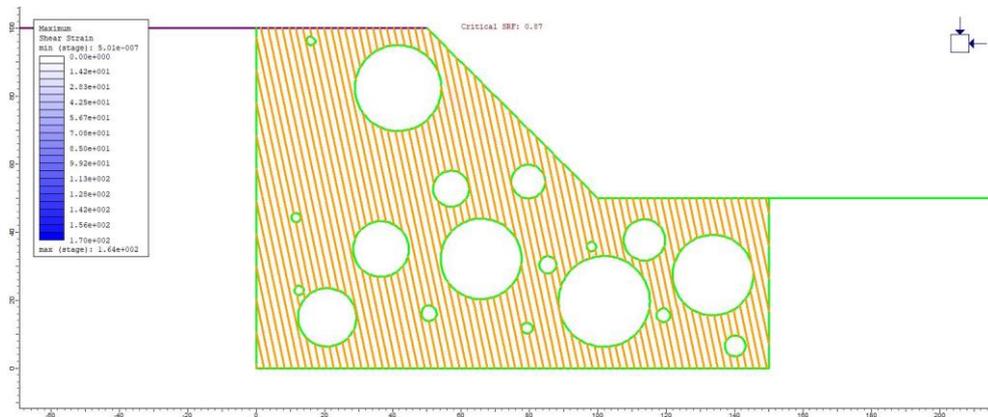


Allegato B.60: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 70%

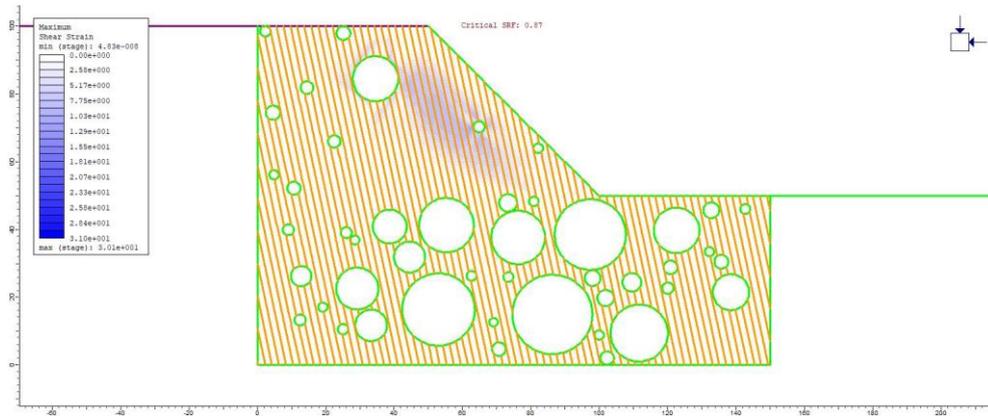
C. ALLEGATO: MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO IN ANISOTROPIA



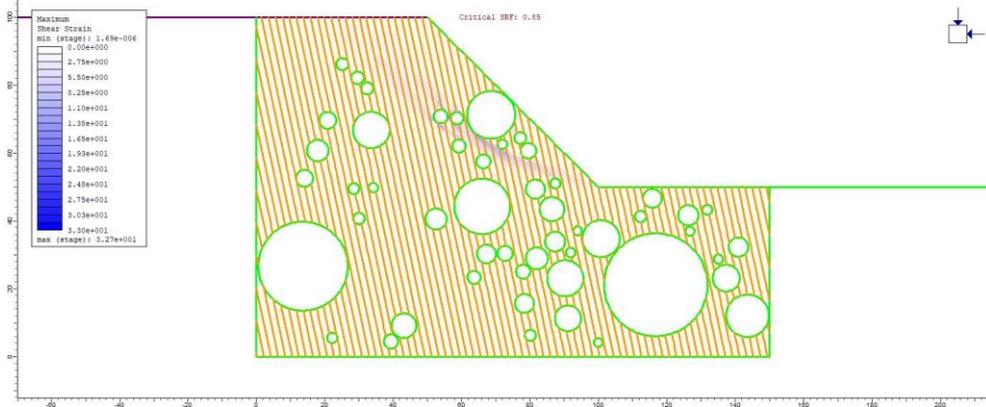
Allegato C.1: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 25%



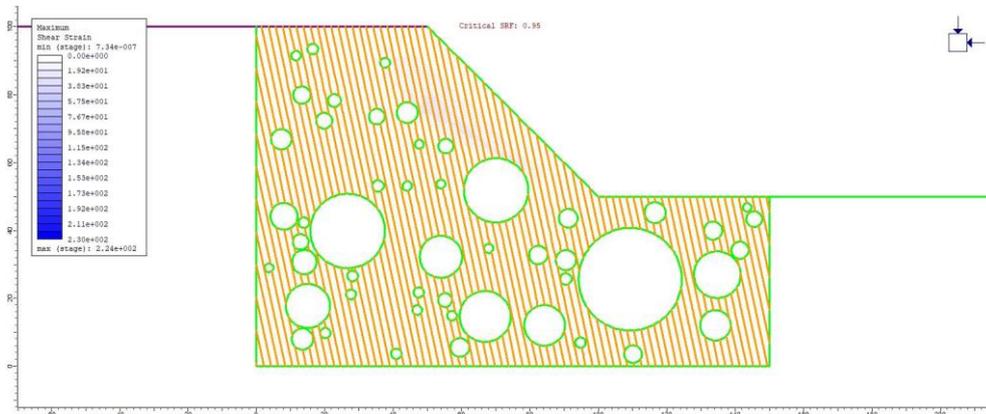
Allegato C.2: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 25%



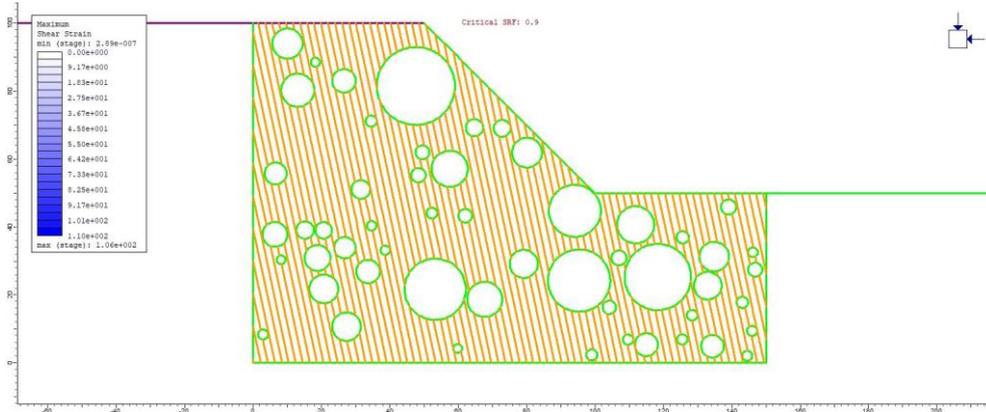
Allegato C.3: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 25%



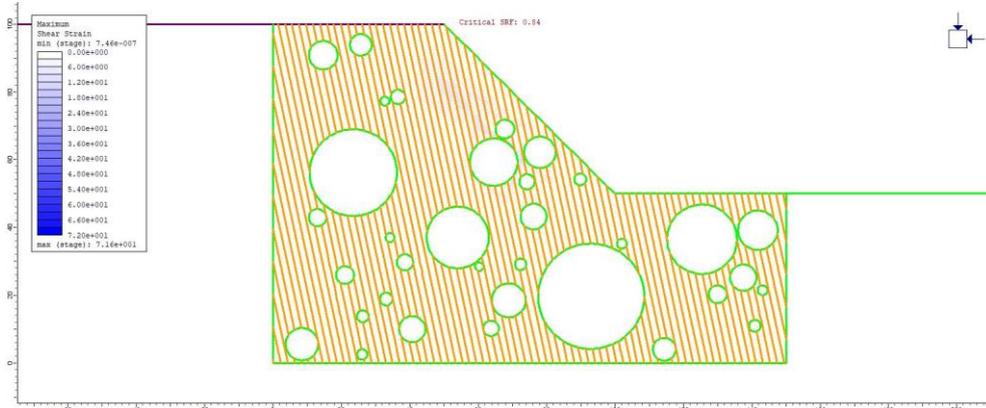
Allegato C.4: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 25%



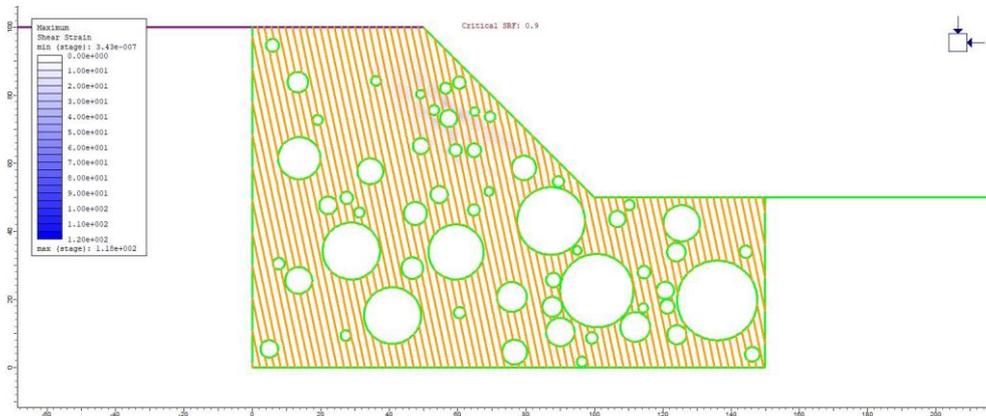
Allegato C.5: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 25%



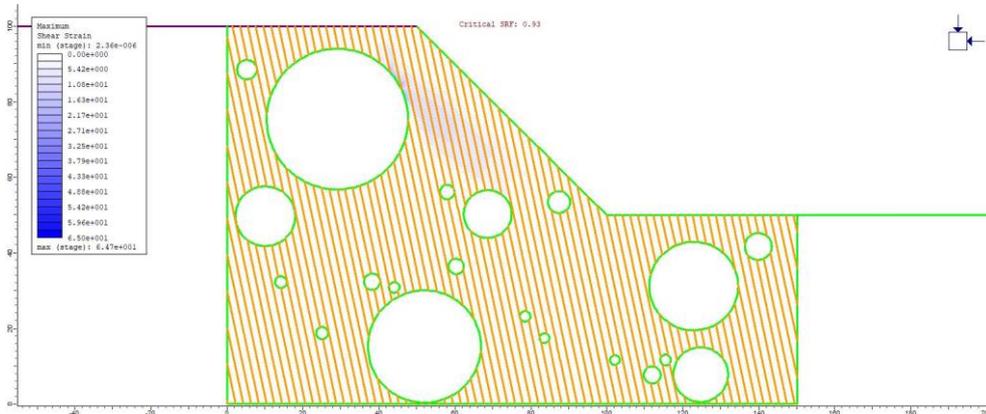
Allegato C.6: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 25%



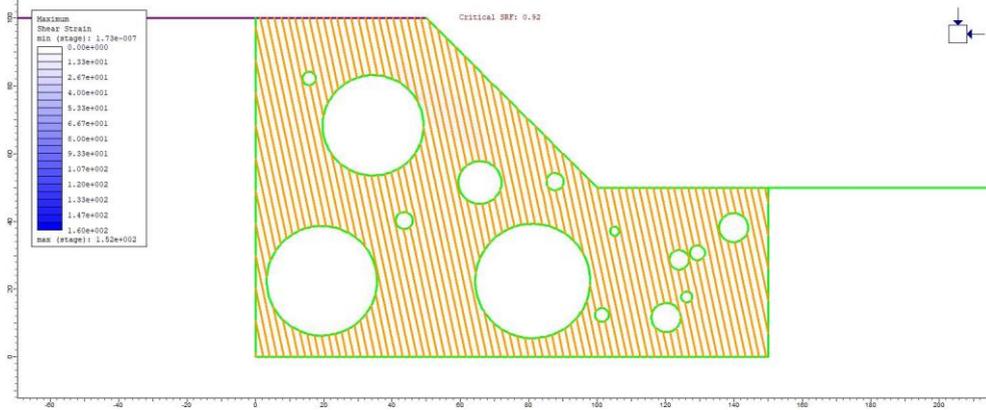
Allegato C.7: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 25%



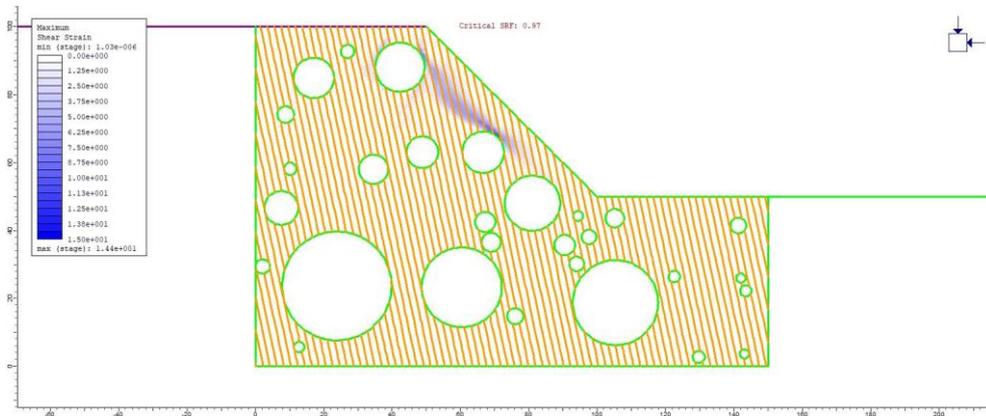
Allegato C.8: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 25%



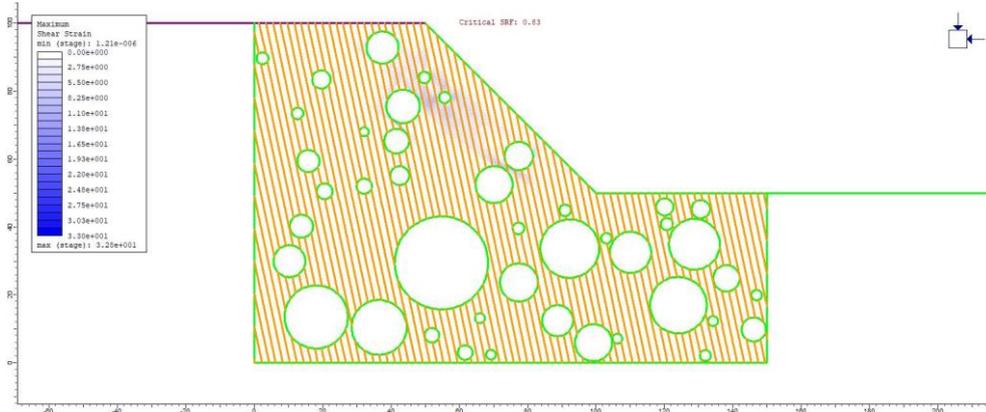
Allegato C.9: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 25%



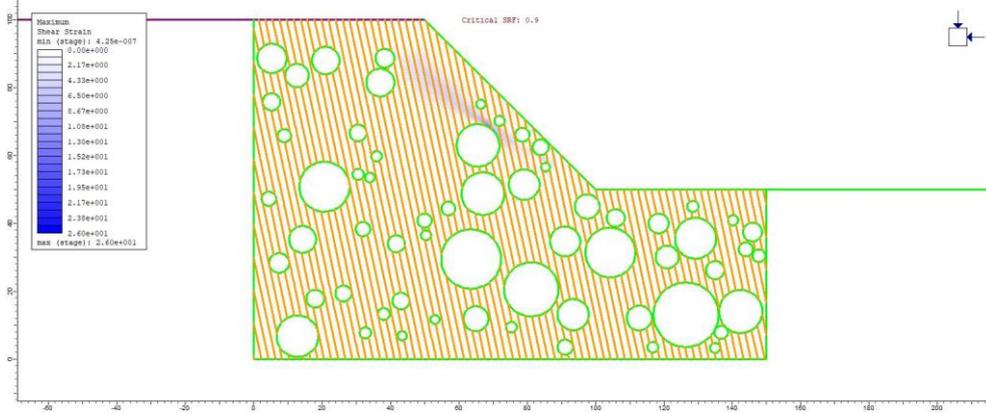
Allegato C.10: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 25%



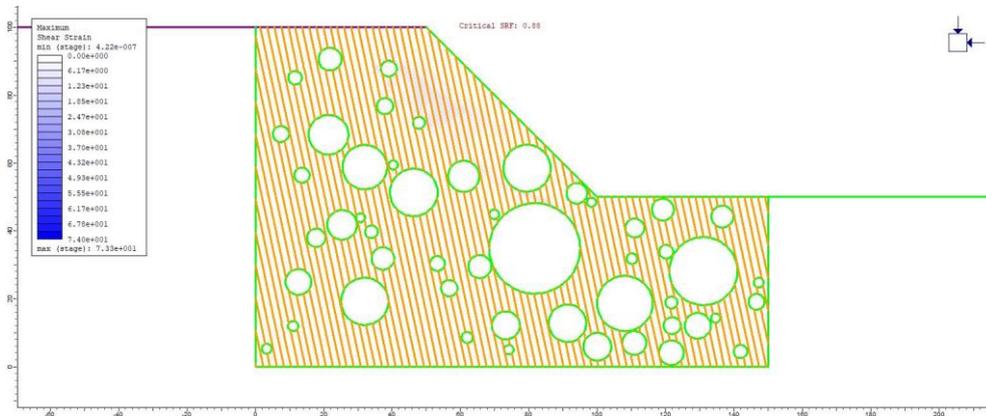
Allegato C.11: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 25%



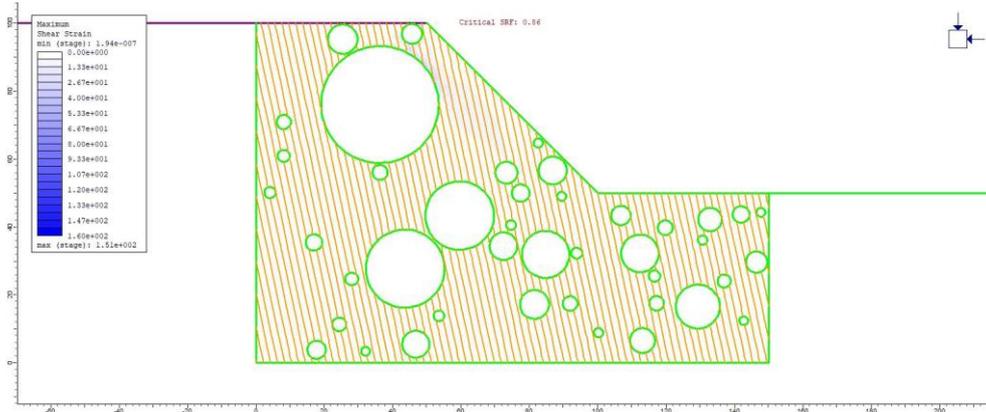
Allegato C.12: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 25%



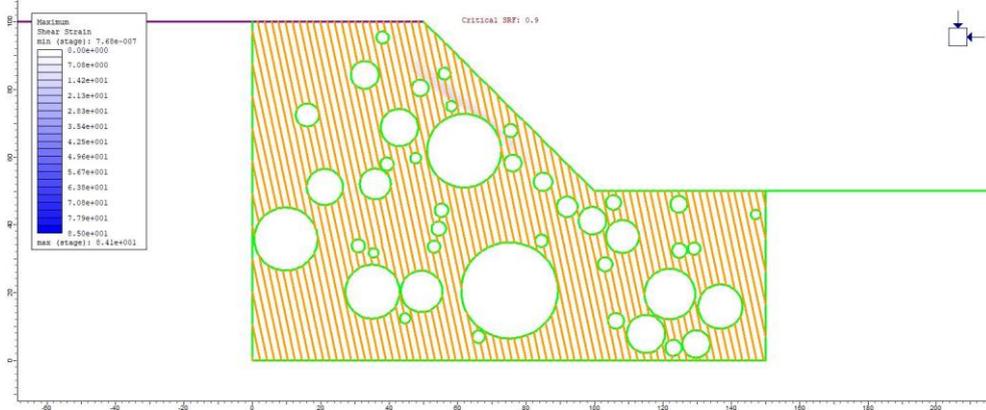
Allegato C.13: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 25%



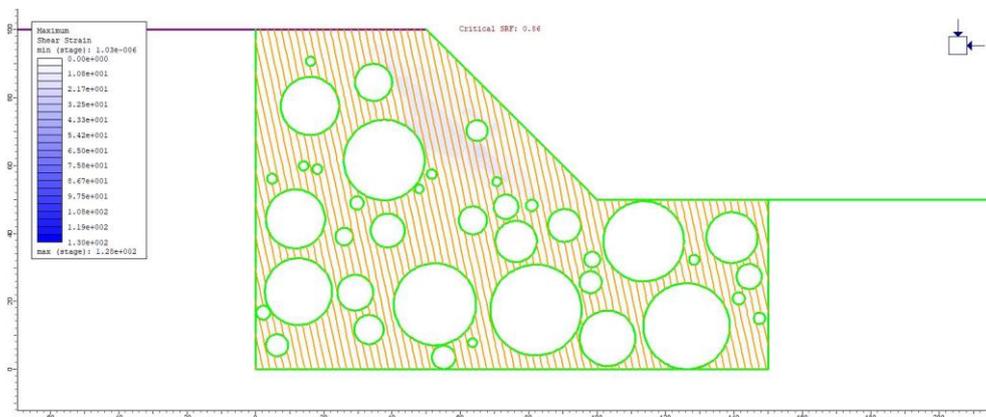
Allegato C.14: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 25%



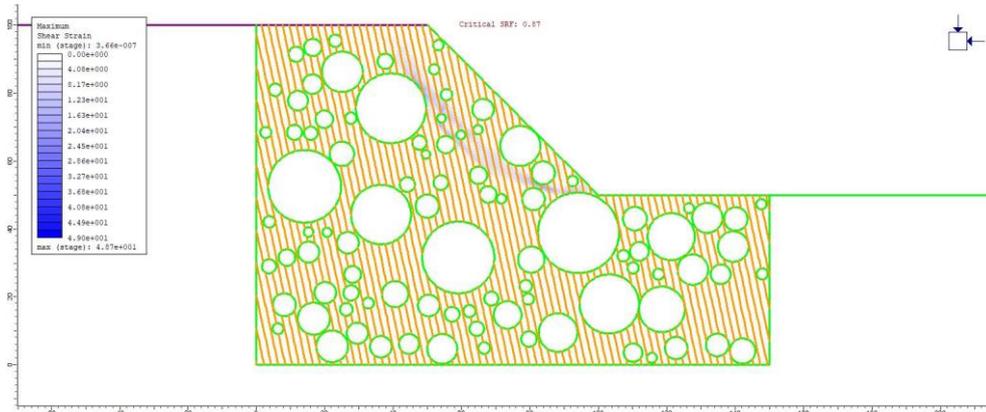
Allegato C.15: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 25%



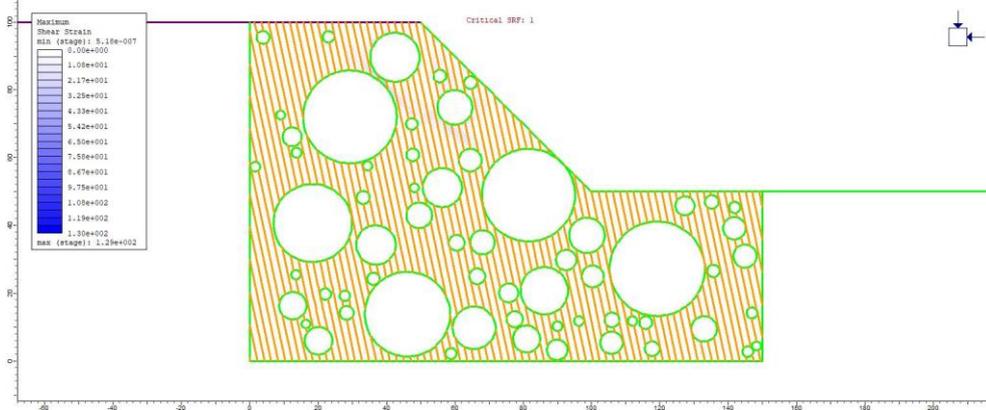
Allegato C.16: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 25%



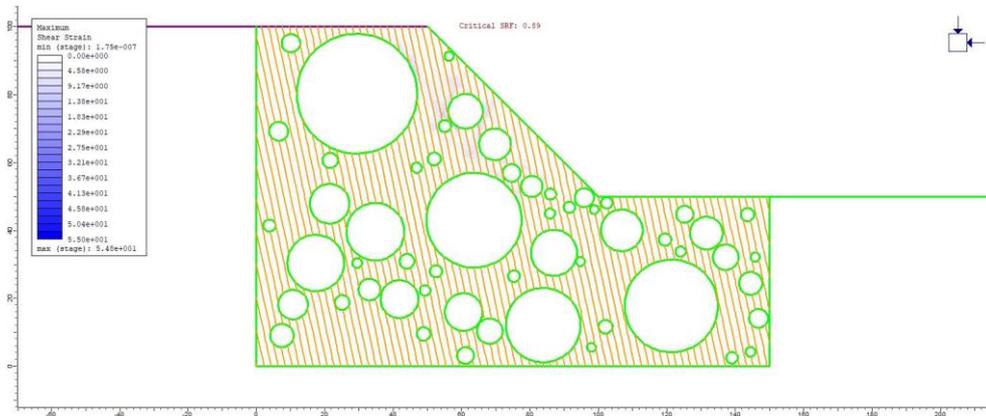
Allegato C.17: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 40%



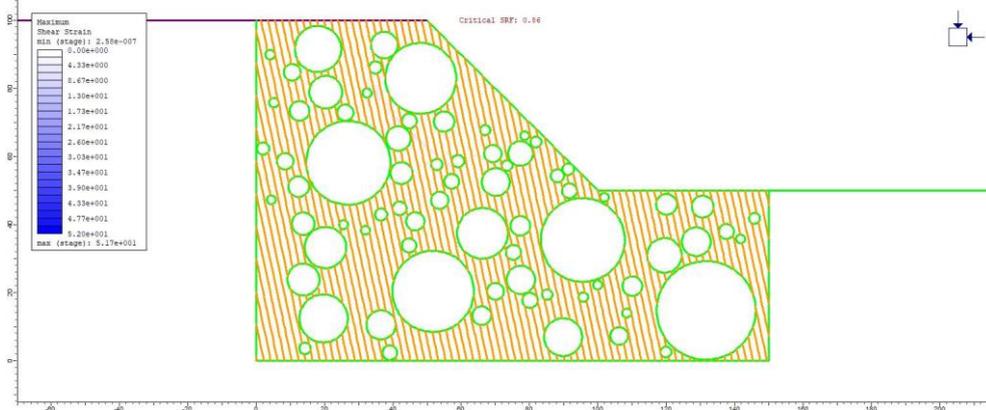
Allegato C.18: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 40%



Allegato C.19: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 40%



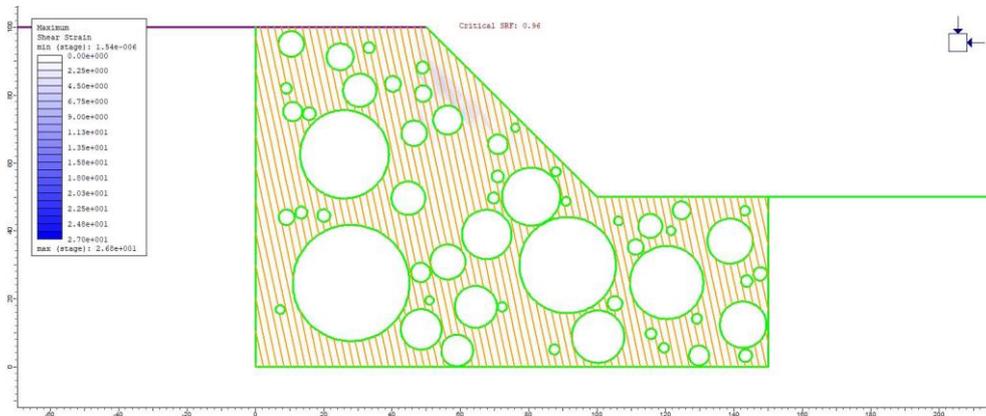
Allegato C.20: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 40%



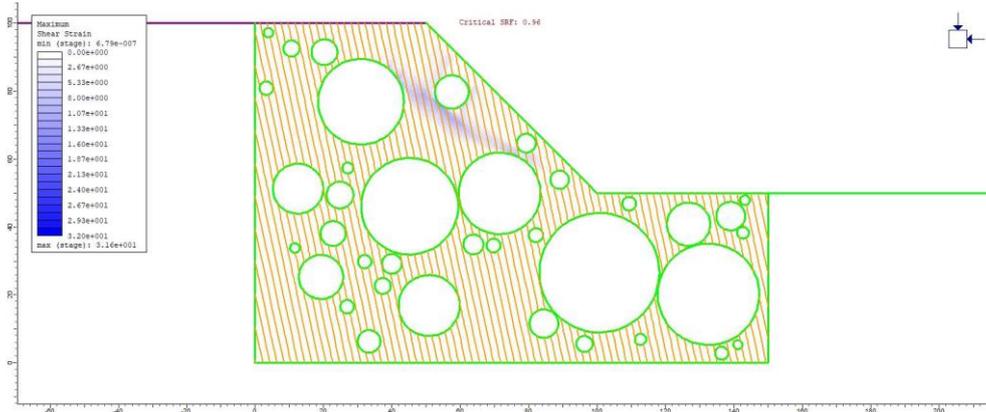
Allegato C.21: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 40%



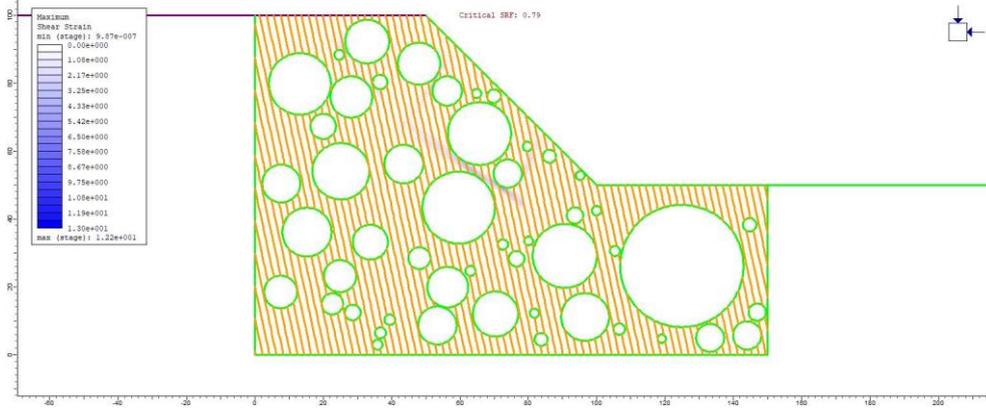
Allegato C.22: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 40%



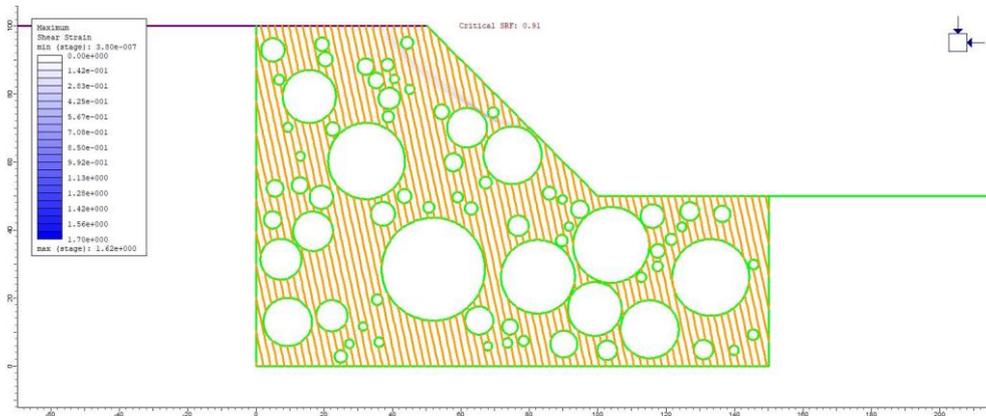
Allegato C.23: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 40%



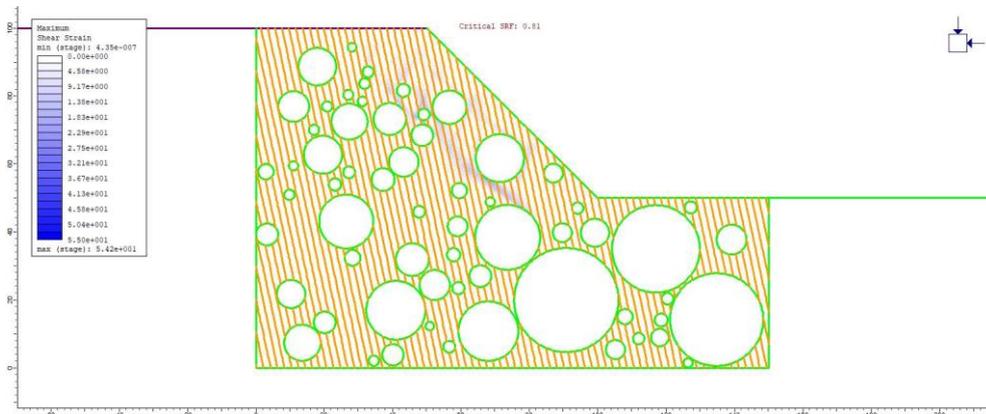
Allegato C.24: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 40%



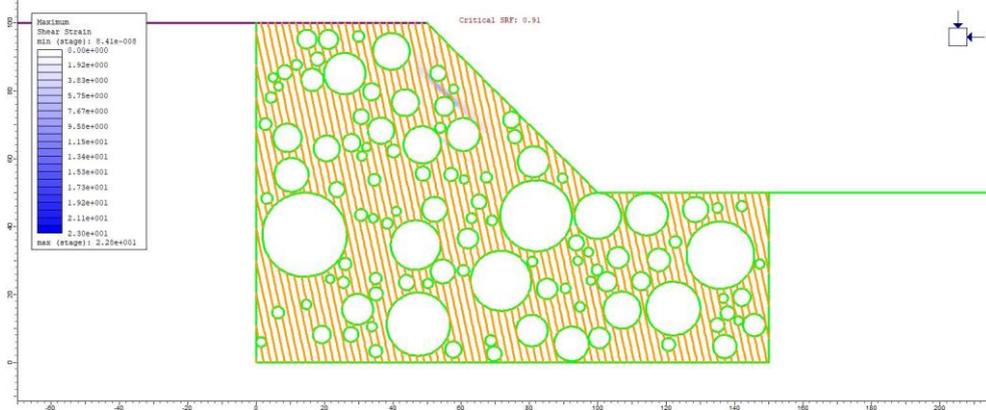
Allegato C.25: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 40%



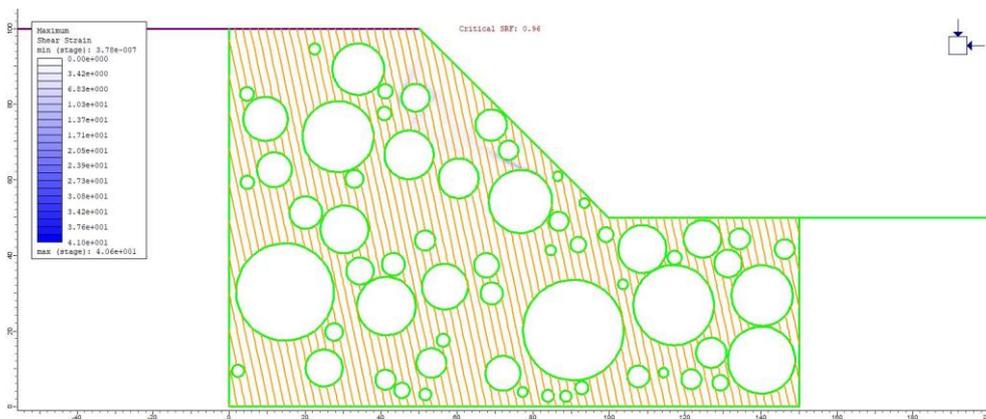
Allegato C.26: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 40%



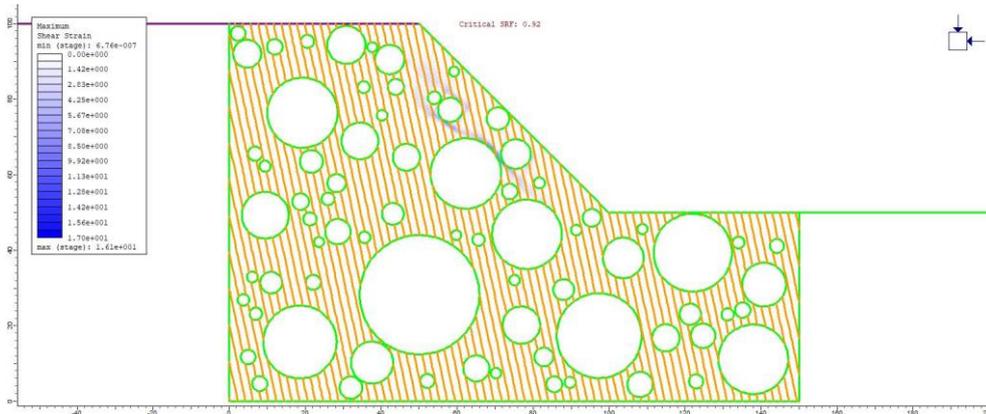
Allegato C.27: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 40%



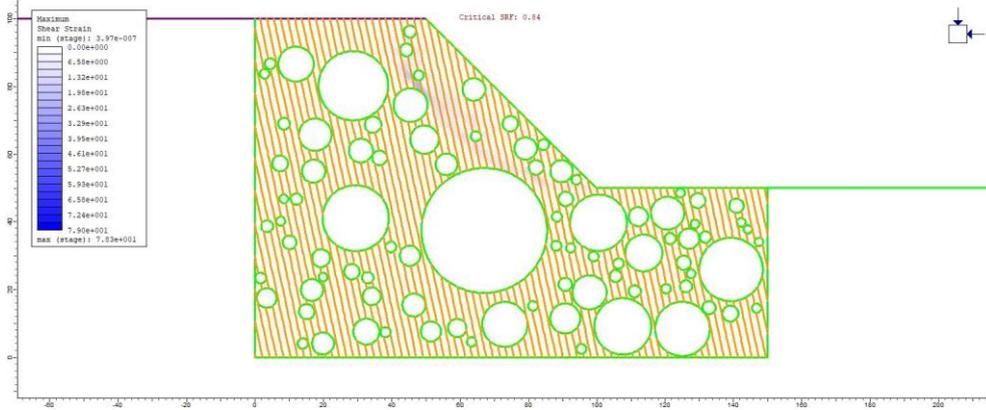
Allegato C.28: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 40%



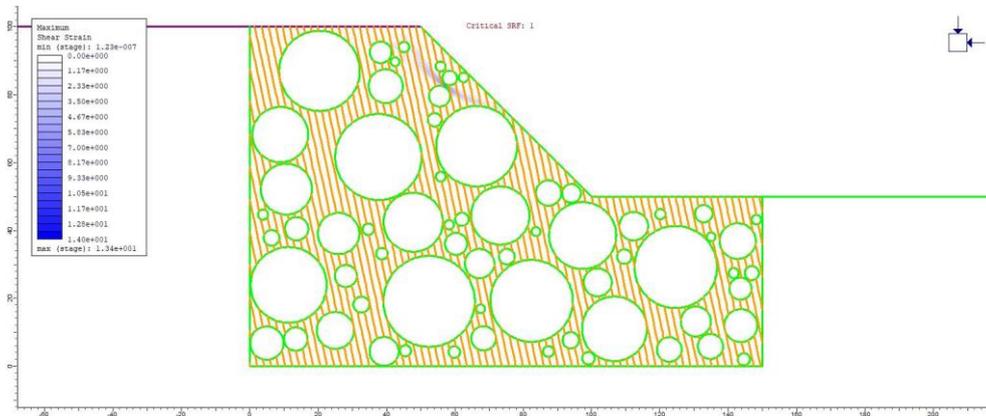
Allegato C.29: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 40%



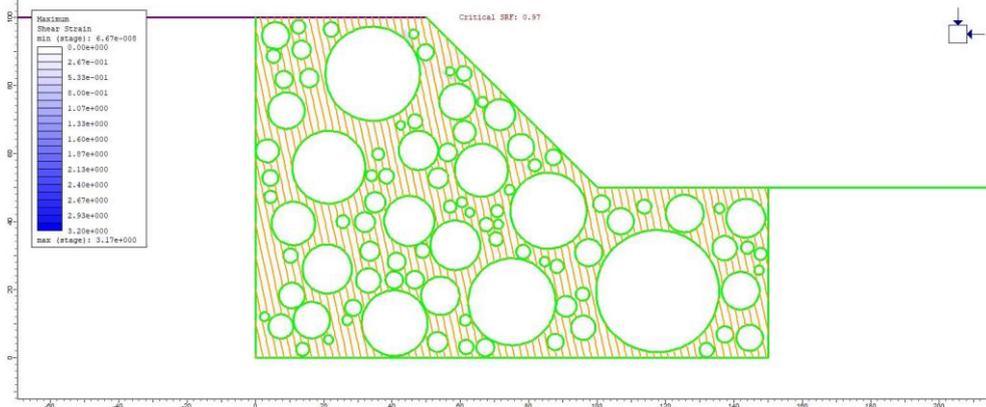
Allegato C.30: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 40%



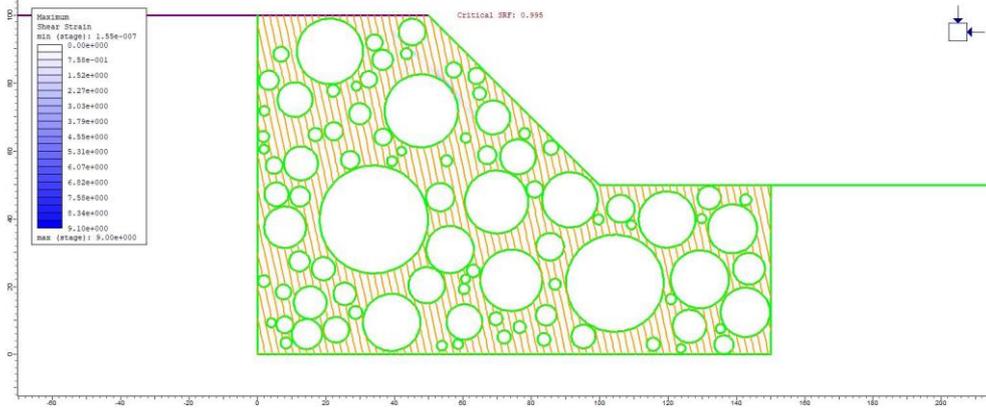
Allegato C.31: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 40%



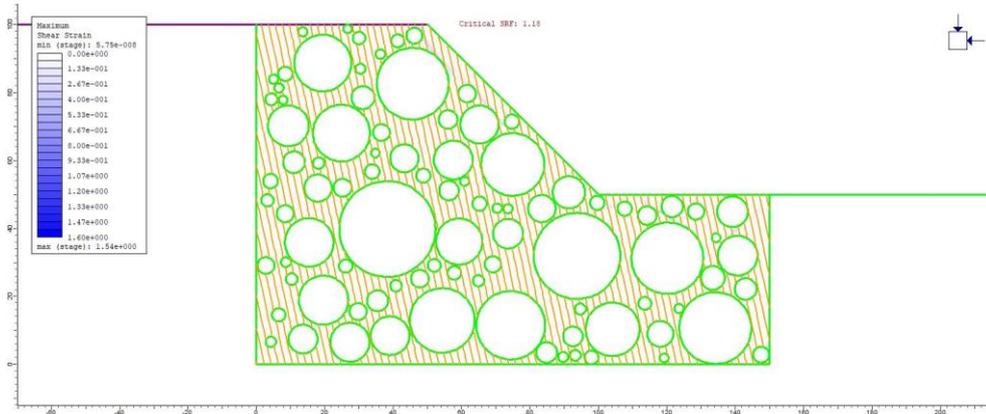
Allegato C.32: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 55%



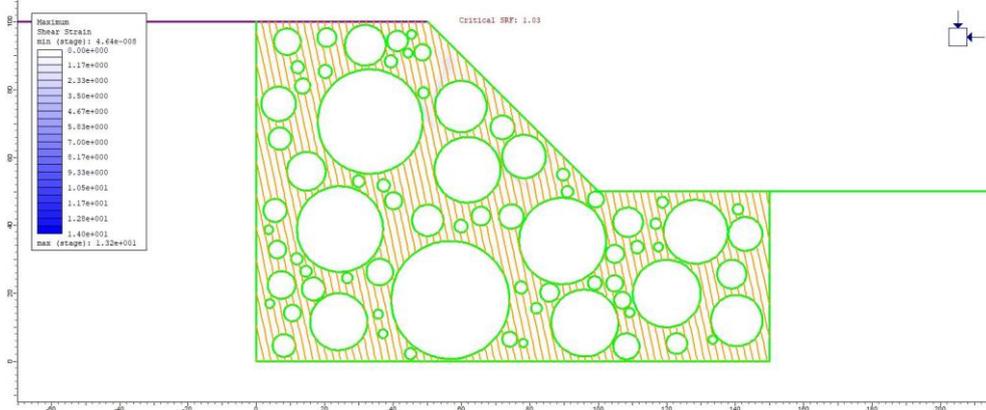
Allegato C.33: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 55%



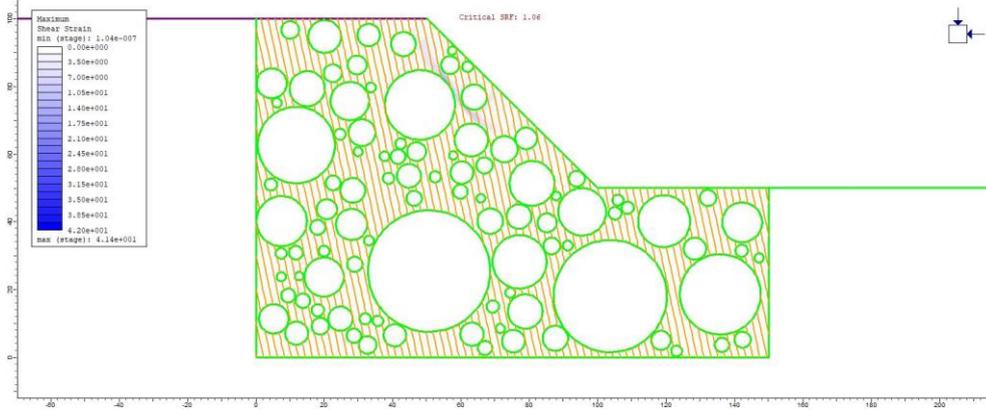
Allegato C.34: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 55%



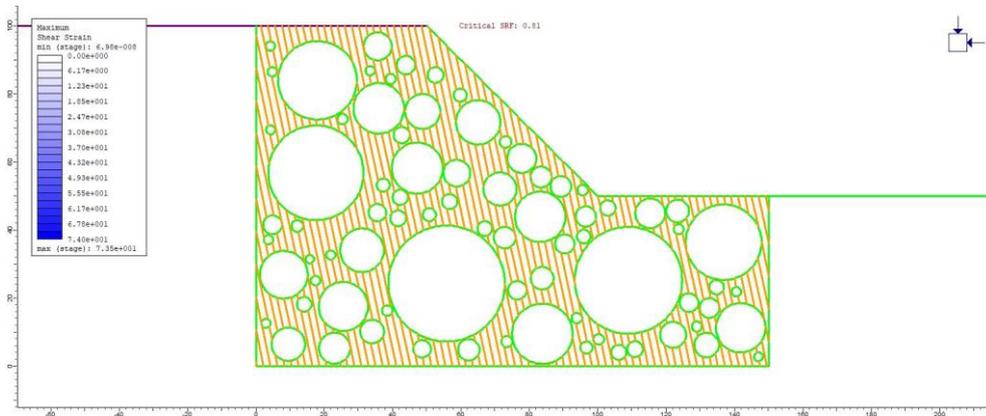
Allegato C.35: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 55%



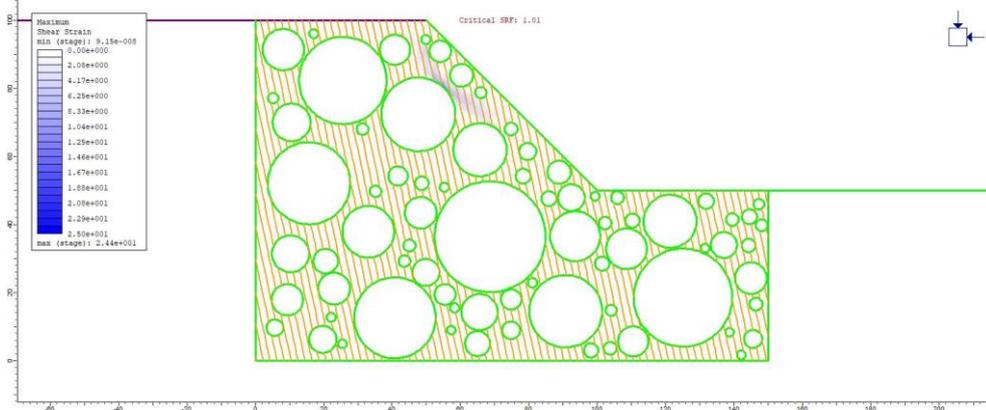
Allegato C.36: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 55%



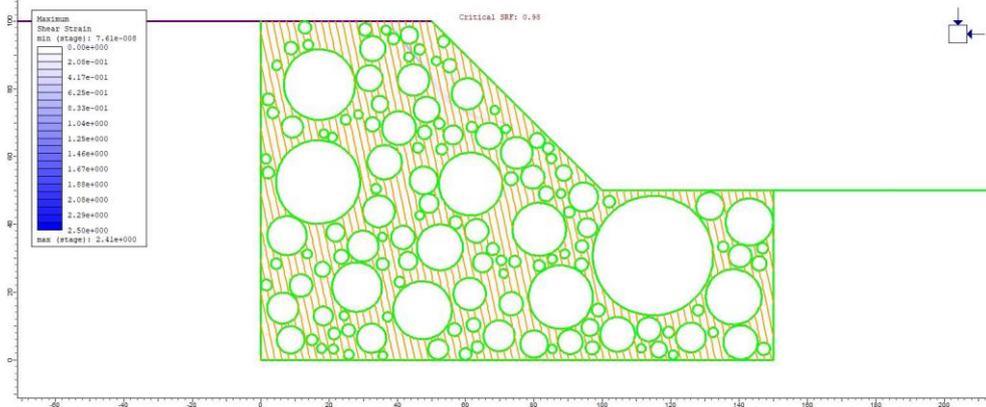
Allegato C.37: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 55%



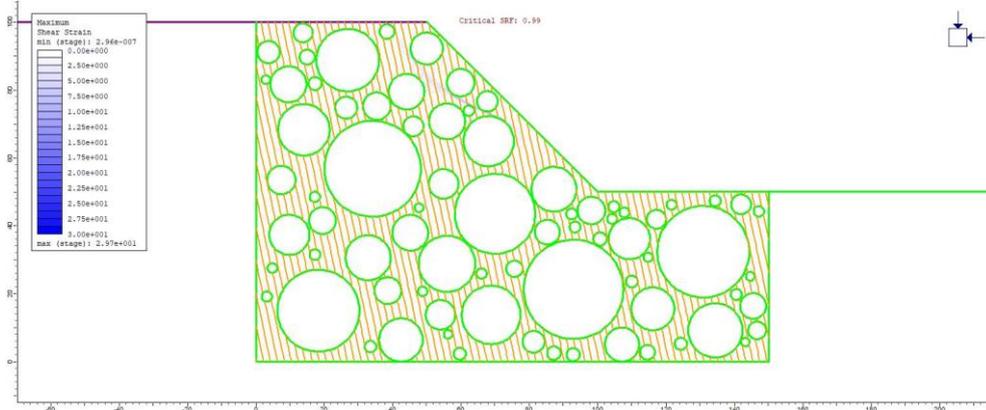
Allegato C.38: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 55%



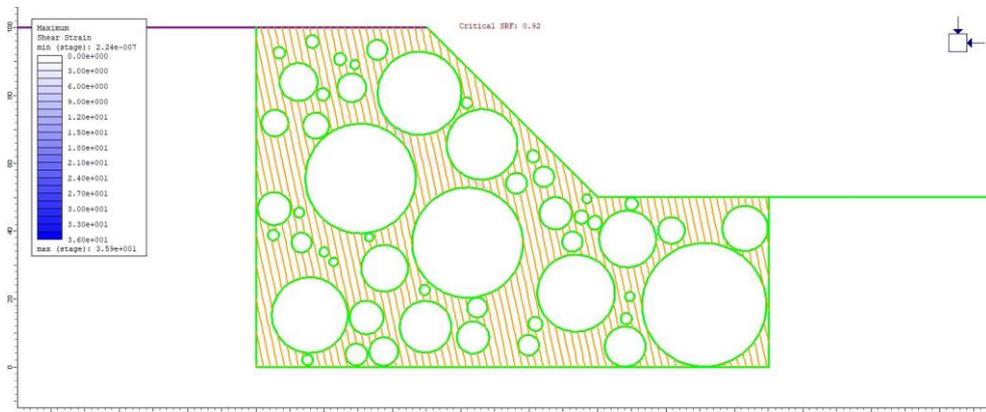
Allegato C.39: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 55%



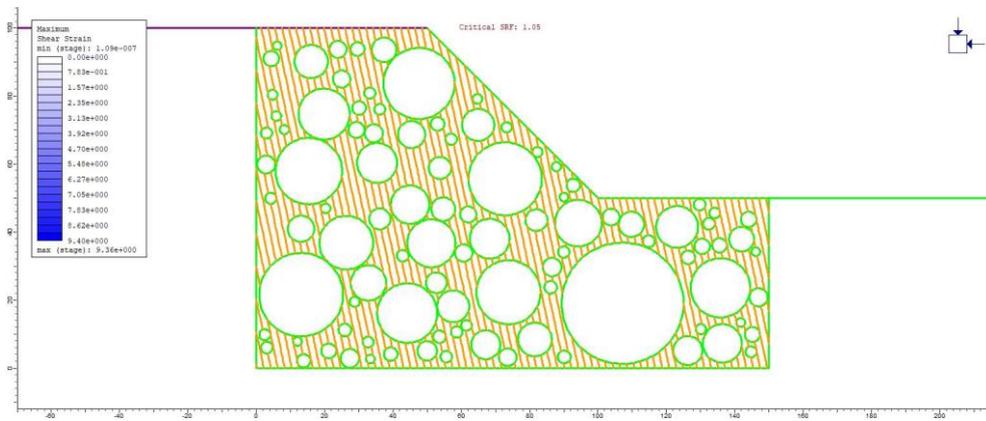
Allegato C.40: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 55%



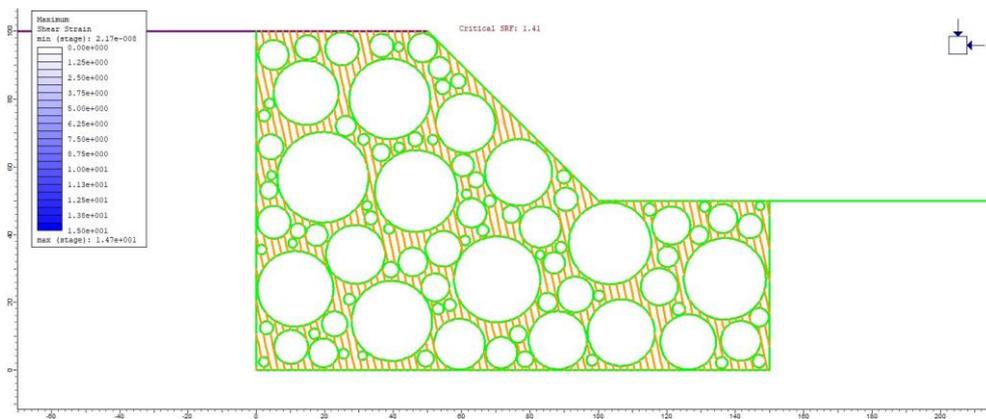
Allegato C.41: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 55%



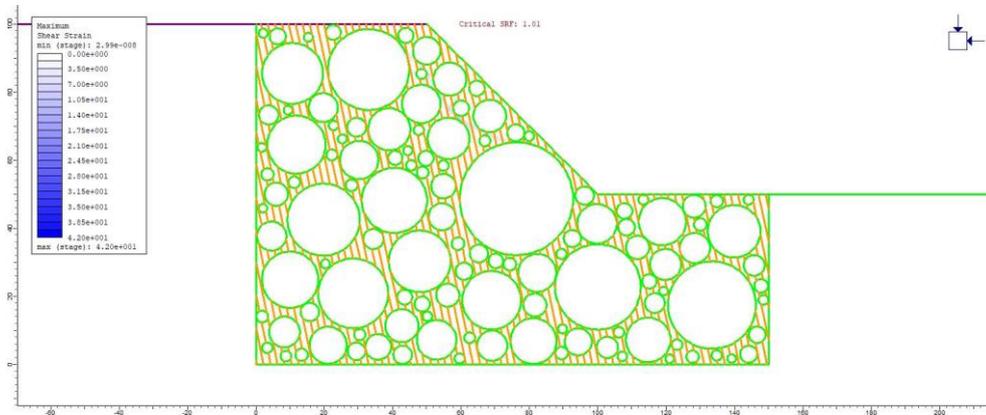
Allegato C.42: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 55%



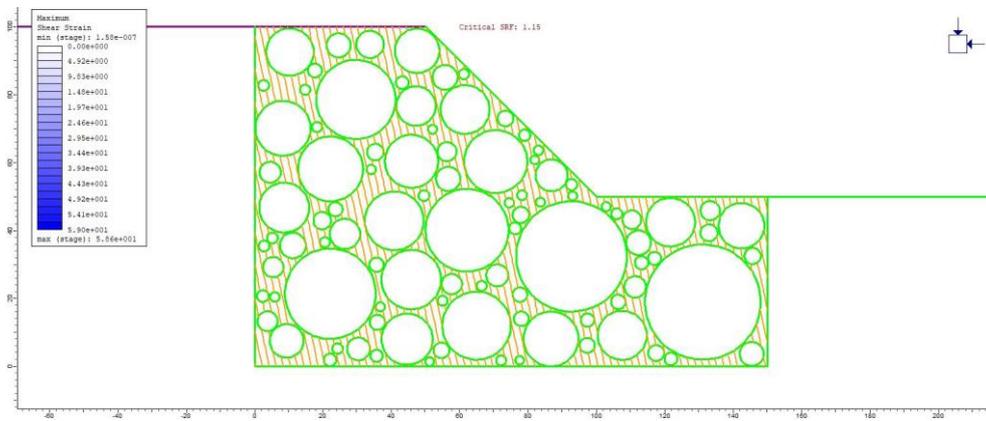
Allegato C.46: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 55%



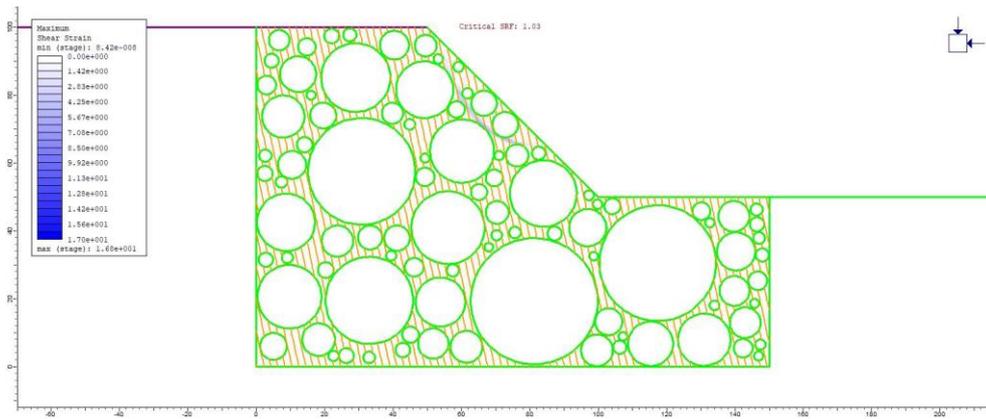
Allegato C.47: Massime deformazioni di taglio estrazione 1 con VBP 70%



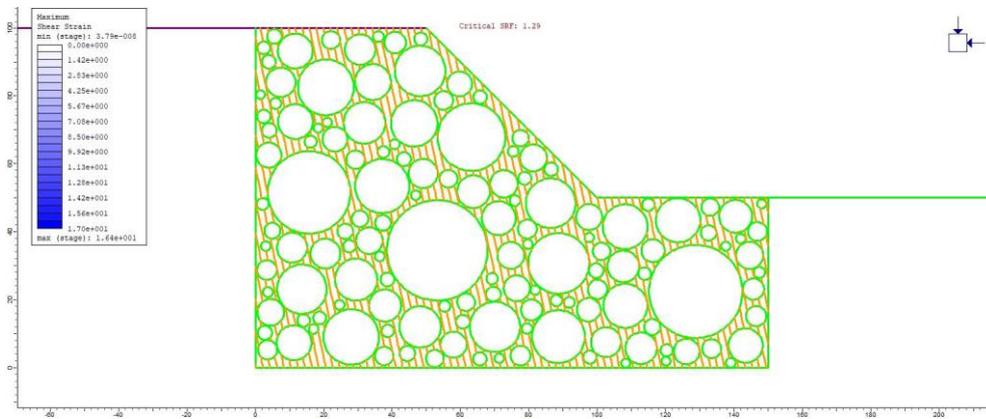
Allegato C.48: Massime deformazioni di taglio estrazione 2 con VBP 70%



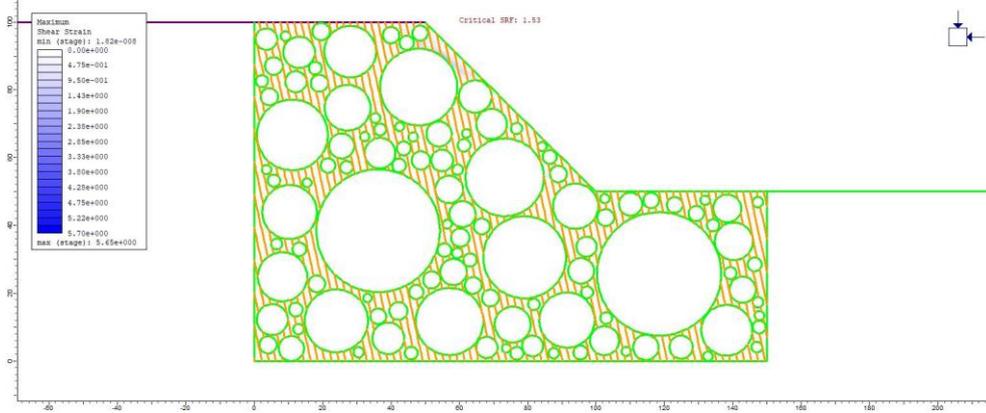
Allegato C.49: Massime deformazioni di taglio estrazione 3 con VBP 70%



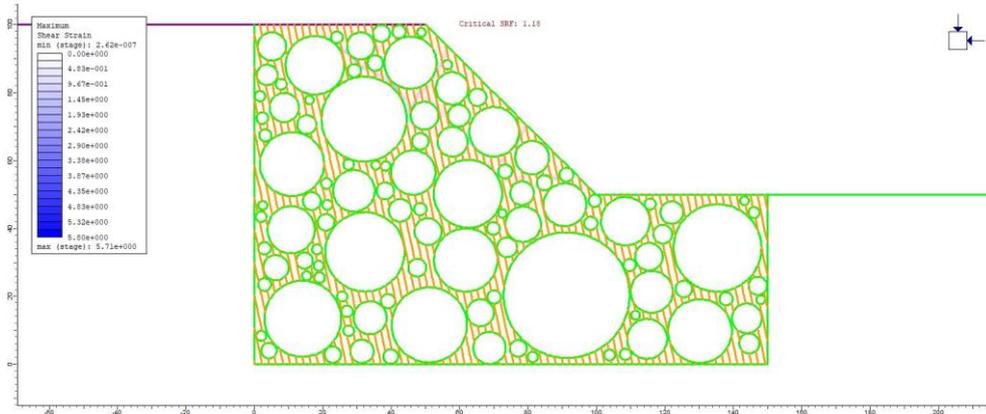
Allegato C.50: Massime deformazioni di taglio estrazione 4 con VBP 70%



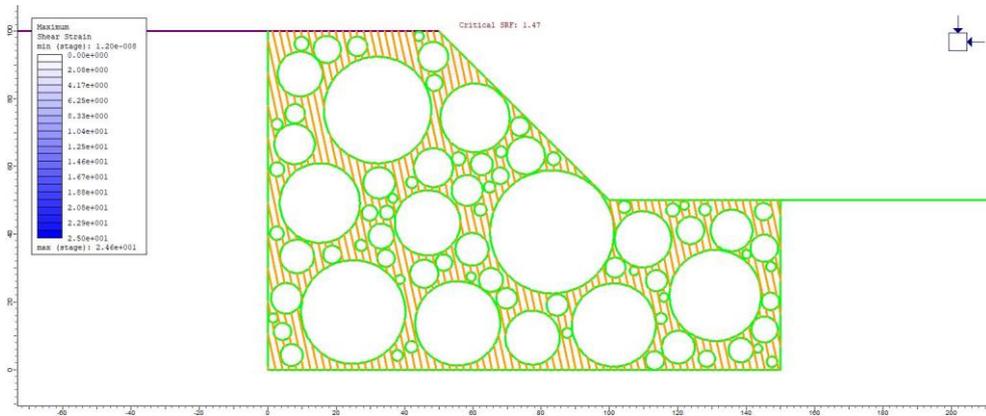
Allegato C.51: Massime deformazioni di taglio estrazione 5 con VBP 70%



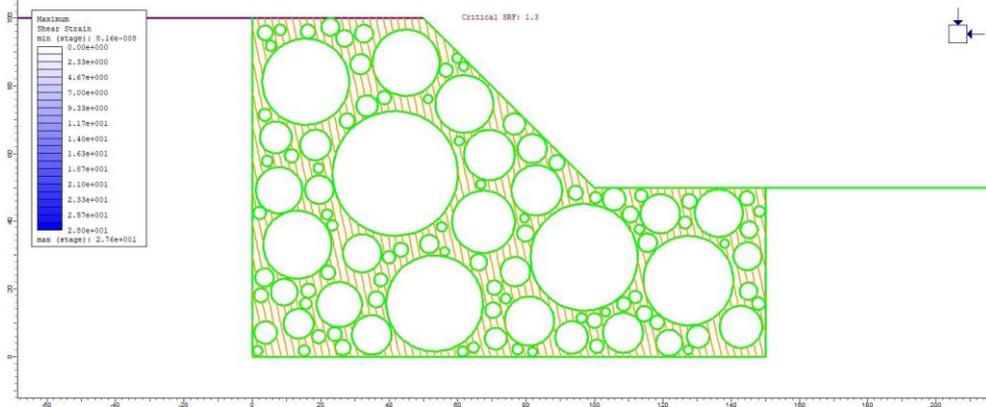
Allegato C.52: Massime deformazioni di taglio estrazione 6 con VBP 70%



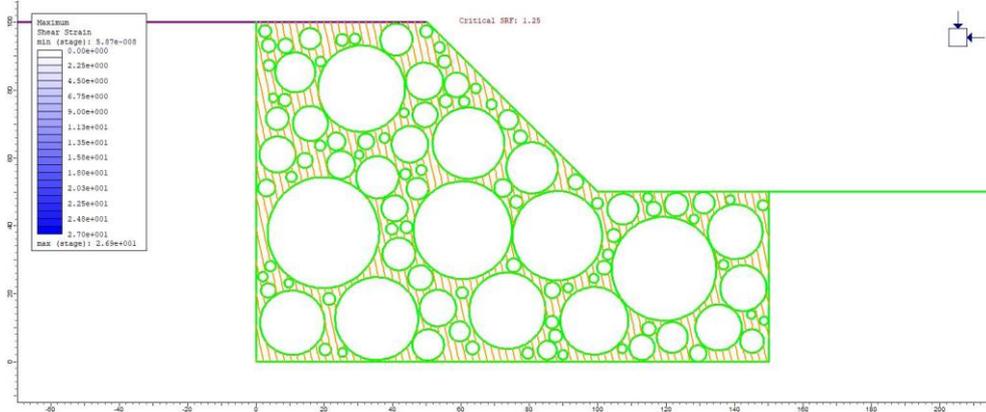
Allegato C.53: Massime deformazioni di taglio estrazione 7 con VBP 70%



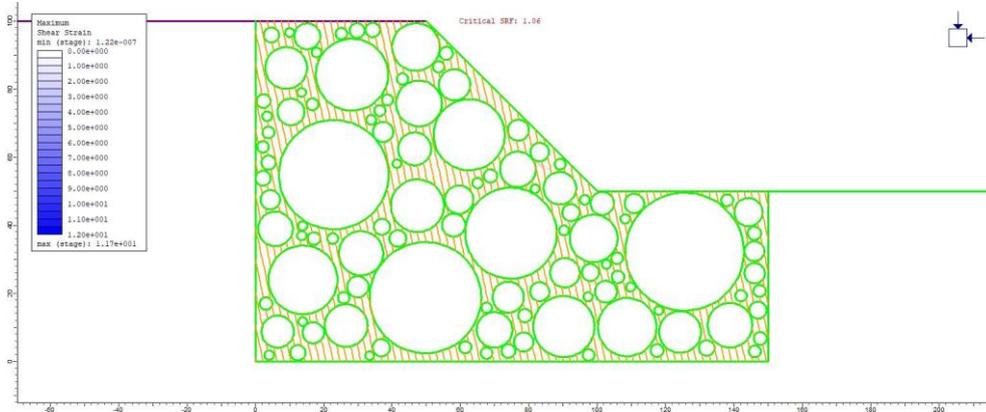
Allegato C.54: Massime deformazioni di taglio estrazione 8 con VBP 70%



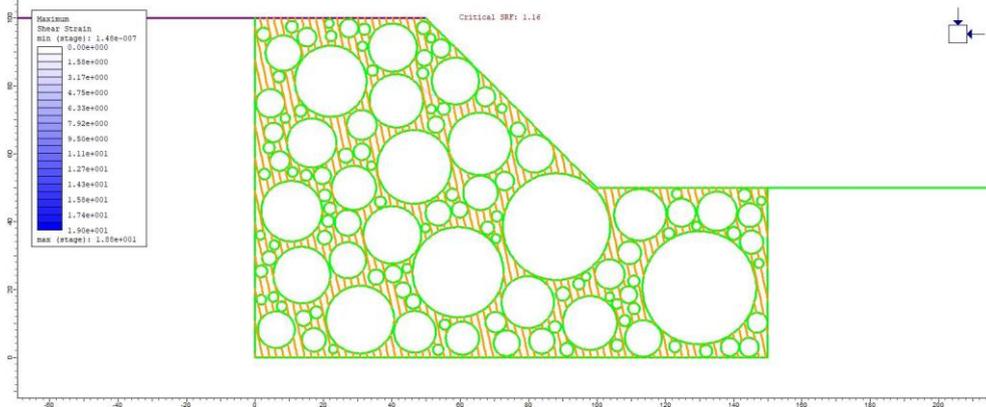
Allegato C.55: Massime deformazioni di taglio estrazione 9 con VBP 70%



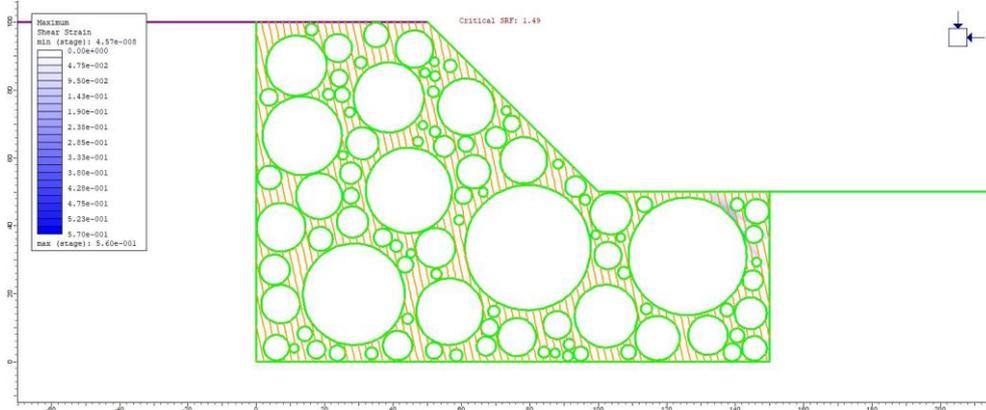
Allegato C.56: Massime deformazioni di taglio estrazione 10 con VBP 70%



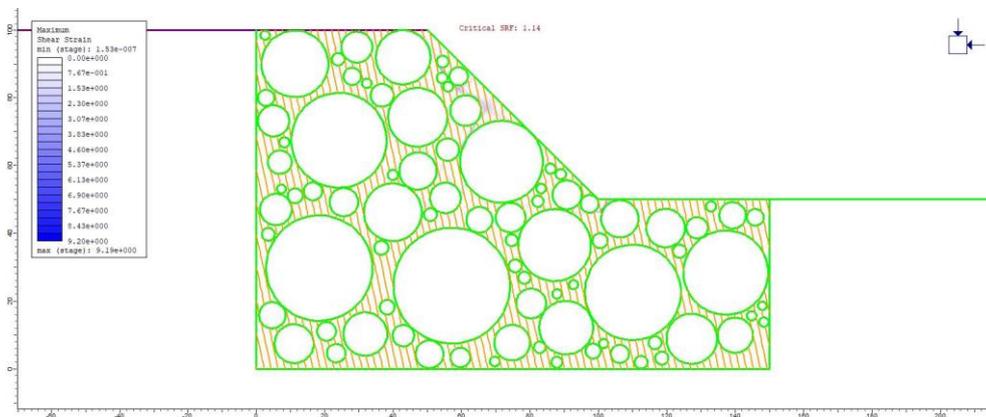
Allegato C.57: Massime deformazioni di taglio estrazione 11 con VBP 70%



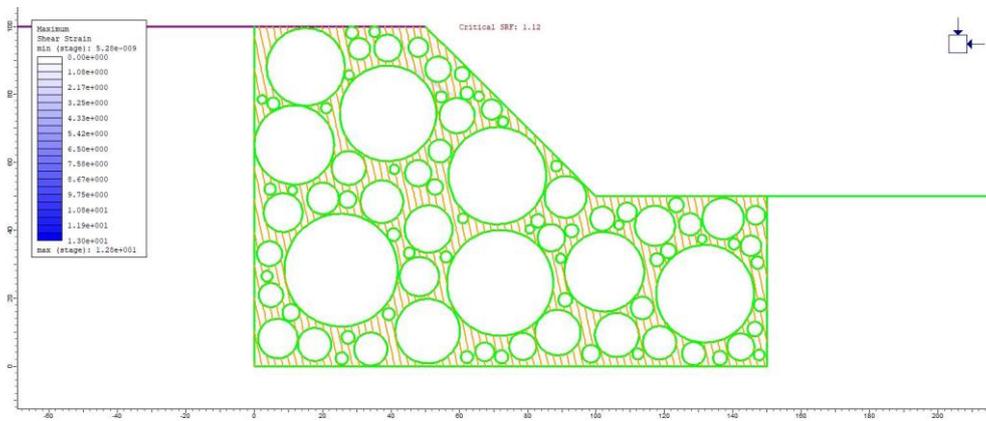
Allegato C.58: Massime deformazioni di taglio estrazione 12 con VBP 70%



Allegato C.59: Massime deformazioni di taglio estrazione 13 con VBP 70%



Allegato C.60: Massime deformazioni di taglio estrazione 14 con VBP 70%



Allegato C.61: Massime deformazioni di taglio estrazione 15 con VBP 70%