

Politecnico di Torino

I Facoltà di Ingegneria

Corso di Laurea Magistrale in Ingegneria Civile

Tesi di Laurea Magistrale

**Influenza dell'orientazione dei clasti sulla
stabilità di un versante in bimrock**



Relatori:

Prof. Claudio Scavia

Prof.ssa Monica Barbero

Prof.ssa Maria Lia Napoli

Candidato:

Sara Giordano

Ottobre 2018

Sommario

Il termine "bimrock" è stato coniato da Medley (1994) per definire delle formazioni geologiche eterogenee strutturalmente complesse, costituite da blocchi di roccia di dimensione e litologia variabili inclusi in una matrice di fondo a tessitura fine, caratterizzata da una resistenza meccanica decisamente più scadente. Le bimrock risultano diffuse a scala mondiale e spesso la loro presenza genera problematiche rilevanti durante le fasi di progetto e di realizzazione di opere ingegneristiche. Un'attenta caratterizzazione geometrica e meccanica del materiale permette di ridurre imprevisti tecnici ed economici durante le operazioni di scavo e costruzione.

Nel presente elaborato, a partire da due fotografie che ritraggono delle sezioni di campioni di *mélange* italiano prelevati nella zona dell'Oltrepò Pavese, si verificano le proprietà di autosomiglianza della bimrock e si svolgono alcune analisi relative alla stima della percentuale areale e lineare dei blocchi all'interno della matrice.

Inoltre, si approfondisce lo studio relativo al comportamento geomeccanico delle bimrock, in particolare si affronta il tema della stabilità dei versanti in bimrock. Seguendo un approccio di tipo stocastico, si valuta l'influenza della distribuzione dimensionale, estratta in modo casuale da una distribuzione tipica del *Franciscan Mélange*, e del posizionamento dei blocchi, sempre casuale, sulla stabilità di un versante teorico, caratterizzato da una geometria semplice. Le analisi numeriche vengono svolte con l'ausilio del software a elementi finiti RS² (ROCSCIENCE INC.). Per ciascuna percentuale volumetrica dei blocchi indagata (pari a 25%, 40%, 55% e 70%) e per ciascuna delle due orientazioni delle inclusioni considerate (60° e 90° rispetto all'orizzontale) si definiscono 15 modelli eterogenei, caratterizzati dall'inclusione di blocchi ellittici con eccentricità $e=0.5$. Alle indagini stocastiche si affiancano analisi di stabilità di versante svolte considerando il materiale bimrock come omogeneo equivalente, seguendo gli approcci suggeriti da Lindquist (1994) e Kalender et al.(2014). I risultati vengono presentati in termini di fattore di sicurezza del versante e volumi potenzialmente instabili, a cui si associa un'osservazione qualitativa dell'andamento delle superfici di rottura per i modelli eterogenei.

Le sezioni analizzate dei campioni di *mélange* italiano verificano le proprietà di autosomiglianza della bimrock, mostrando una distribuzione dei blocchi molto somigliante per le diverse scale di osservazione indagate. La stima della percentuale

lineare cumulata dei blocchi viene eseguita utilizzando l'approccio statistico Montecarlo: si prendono in considerazione cinque serie random di posizioni di esecuzione dei sondaggi, considerando la realizzazione di 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 fori per indagine. I risultati ottenuti mostrano che la percentuale lineare dei blocchi, che risulta inferiore a quella areale per entrambi i campioni, tende a stabilizzarsi attorno a un valore medio per lunghezze di campionamento superiori a 30 volte la massima dimensione osservabile dei blocchi. Si mostra però la necessità di ulteriori indagini per ampliare il database e verificare i risultati.

Le analisi numeriche effettuate sui modelli di versante mostrano un incremento considerevole del fattore di sicurezza per i modelli di versante eterogenei e per alte percentuali volumetriche dei blocchi (VBP), mentre per basse VBP il contributo resistente fornito dai blocchi risulta trascurabile. La superficie di rottura si sviluppa tortuosa all'interno della matrice, aggirando i blocchi. In generale, all'aumentare di VBP si riduce il volume potenzialmente instabile del versante con la formazione di una superficie di rottura più superficiale. Per alte VBP si osservano però dei casi in cui il numero elevato e il particolare posizionamento dei blocchi generano un approfondimento della superficie di scivolamento. Risulta difficile stabilire una correlazione tra la dimensione e la posizione dei blocchi, la tortuosità della superficie di rottura e il fattore di sicurezza del versante. L'influenza dell'orientazione dei blocchi risulta difficilmente quantificabile; si può affermare con certezza che i blocchi verticali ostacolano maggiormente lo sviluppo della superficie di rottura, rendendola più tortuosa, rispetto ai blocchi inclinati di 60° rispetto all'orizzontale.

Infine, gli approcci omogenei equivalenti, che risultano validi per la stima delle proprietà meccaniche del materiale bimrock, sul versante oggetto di studio non sembrano capaci di predire un incremento di stabilità del pendio all'aumentare di VBP, osservato per i modelli eterogenei. Inoltre, la stima del volume potenzialmente instabile effettuata mediante gli approcci omogenei equivalenti non si mostra affidabile, dal momento che quest'ultimo è fortemente legato alla distribuzione dimensionale e al posizionamento dei blocchi.

INDICE

Sommario.....	I
Introduzione.....	1
1. BIMROCKS.....	3
1.1. Franciscan Mélange.....	5
1.2. Caratterizzazione strutturale.....	7
1.2.1. Caratterizzazione geometrica.....	9
1.2.1.1. Indipendenza di scala.....	11
1.2.1.2. Dimensione caratteristica del problema.....	15
1.2.1.3. Stima della percentuale volumetrica dei blocchi.....	19
1.2.1.4. Stima della distribuzione volumetrica dei blocchi.....	25
1.2.2. Caratterizzazione meccanica.....	30
1.2.2.1. Modello di Lindquist.....	32
1.2.2.2. Tortuosità della superficie di rottura.....	37
1.2.2.3. Resistenza e deformabilità.....	42
1.2.2.3.1. Approccio stocastico.....	42
1.2.2.3.2. Approccio omogeneo equivalente.....	52
1.2.2.3.2.1. Approccio di Lindquist (1994).....	52
1.2.2.3.2.2. Approccio di Kalender et al. (2014).....	54
1.3. Progettazione in bimrock.....	61
2. ANALISI SULLA PERCENTUALE DEI BLOCCHI NEL MELANGE ITALIANO.....	65
2.1. Verifica delle proprietà di autosomiglianza.....	67
2.2. Valutazione della percentuale dei blocchi.....	81

5.2. Approccio omogeneo equivalente: interpretazione dei risultati.....	161
5.2.1. Approccio di Lindquist (1994).....	161
5.2.2. Approccio di Kalender et al. (2014).....	164
5.2.3. Confronti.....	166
Conclusioni e confronti.....	171
Bibliografia.....	179
Allegato 1: PERCENTUALI DEI BLOCCHI.....	185
Allegato 2: CODICE MATLAB.....	201
Allegato 3 : MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO.....	209
Allegato 4: MODELLI STOCASTICI.....	269
- CASO A	269
- CASO B	285
- CASO C	301
- CASO D	309
Allegato 5: CASI ANOMALI.....	313
Allegato 6: MODELLI OMOGENEI EQUIVALENTI.....	315

Introduzione

Le bimrocks (*block-in-matrix rocks*) sono formazioni geologiche complesse strutturalmente eterogenee, costituite da blocchi di roccia inclusi in una matrice di fondo a tessitura fine, caratterizzata da una resistenza meccanica decisamente più scadente. Il termine "bimrocks" è stato coniato da Medley (1994) per sottolineare la complessità geotecnica che contraddistingue questi materiali, caratterizzati da un contrasto di proprietà meccaniche tra la matrice e i blocchi, la cui dimensione e il cui volume influenzano le proprietà dell'ammasso alla scala ingegneristica di interesse. Tali formazioni complesse sono diffuse in molte parti del mondo. La progettazione e la costruzione risultano problematiche a causa dell'enorme variabilità spaziale, litologica e meccanica delle bimrocks; solo una corretta caratterizzazione geometrica e meccanica del materiale può ridurre gli errori di progettazione e i problemi tecnici ed economici in fase di realizzazione.

Nel presente elaborato si eseguono alcune analisi volte a verificare l'autosomiglianza e l'indipendenza di scala di alcuni campioni di *mélange* prelevati nell'Oltrepò Pavese; in seguito si procede alla stima della percentuale areale e lineare dei blocchi all'interno delle sezioni indagate.

Inoltre, si studia il comportamento meccanico delle bimrocks; in particolare si approfondisce il tema della stabilità dei pendii, affrontato mediante un approccio stocastico. Per differenti percentuali volumetriche dei blocchi (VBP=25,40,55,70%), si valuta l'influenza della distribuzione dimensionale dei blocchi ellittici (con eccentricità $e=0.5$), estratta casualmente da una distribuzione tipica del *Franciscan Mélange*, e del posizionamento delle inclusioni, anch'esso random, all'interno di un versante caratterizzato da una semplice geometria. Si indagano le orientazioni dei blocchi a 60° e 90° rispetto all'orizzontale. I risultati delle analisi numeriche vengono espressi in termini di fattore di sicurezza globale del versante e volume potenzialmente instabile. I valori medi di tali parametri, per ciascuna VBP, vengono confrontati con quelli ottenuti applicando gli approcci omogenei equivalenti proposti da Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014).

Nel Capitolo 1 si fornisce un quadro completo degli studi principali reperibili in letteratura riguardanti le formazioni bimrock. Si tratta in modo articolato la

caratterizzazione geometrica e meccanica riportando i risultati ottenuti. Si sottolineano le difficoltà di progettazione in bimrock mediante l'ausilio di casi studio.

Nel Capitolo 2, a partire da fotografie che ritraggono due sezioni appartenenti a due diversi campioni di mélange italiano, si verifica l'autosomiglianza e l'indipendenza di scala della bimrock su diverse scale di osservazione. Utilizzando l'approccio statistico Montecarlo, mediante la simulazione di campagne di sondaggi, si stima la percentuale lineare dei blocchi caratterizzante le due sezioni indagate.

Il Capitolo 3 propone alcune linee guida utili per l'esecuzione di analisi di stabilità dei versanti in bimrock. Le analisi all'equilibrio limite e numeriche, svolte da differenti autori, evidenziano principalmente l'influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla stabilità del pendio.

Nel Capitolo 4 si espone dettagliatamente la realizzazione dei modelli dei versanti di cui è stata eseguita l'analisi di stabilità nel presente elaborato. Si descrive il codice Matlab necessario per l'implementazione stocastica dei modelli e la successiva modellazione geometrica e meccanica in RS² (ROCSCIENCE INC.).

Il Capitolo 5 è dedicato all'interpretazione dei risultati delle analisi numeriche dei modelli eterogenei ottenuti con approccio stocastico e di quelli ottenuti utilizzando gli approcci omogenei equivalenti. Le valutazioni e i confronti vengono effettuati considerando il fattore di sicurezza globale del versante e il volume potenzialmente instabile, associati a un'analisi qualitativa dell'andamento della superficie di rottura per i modelli eterogenei.

Infine, alle conclusioni si affiancano i confronti dei risultati riportati nel presente elaborato con quelli ottenuti da altri tesisti, che hanno effettuato delle analisi numeriche di stabilità di un versante caratterizzato dalla stessa geometria e dalle medesime proprietà dei materiali, il cui posizionamento e la cui distribuzione dimensionale dei blocchi sono stati estratti casualmente mediante lo stesso codice Matlab; differiscono esclusivamente l'eccentricità o l'orientazione dei blocchi.

Capitolo 1

BIMROCKS

Nel 1984 Raymond utilizzò per la prima volta il termine “*block-in-matrix rocks*” per definire *mélanges* e olistostromi. Tale termine fu coniato con lo scopo di mettere in evidenza l'elevata complessità geologica delle formazioni sopra citate. Da un punto di vista concettuale è importante però sottolineare che un ammasso roccioso o un terreno contraddistinti da un'elevata complessità geologica non necessariamente risultano essere complessi dal punto di vista geotecnico, in quanto una grande varietà litologica non sempre presuppone un'eterogeneità rilevante in termini di proprietà meccaniche dei diversi litotipi. Per concentrare l'attenzione sui problemi ingegneristici legati alla caratterizzazione meccanica degli ammassi rocciosi strutturalmente complessi a blocchi in matrice, Medley nel 1994 coniò il termine “bimrock”, che egli definì originariamente come:

"a mixture of rocks, composed of geotechnically significant blocks within a bonded matrix of finer texture."

Si tratta quindi di materiali strutturalmente eterogenei, costituiti da blocchi di roccia inclusi in una matrice di fondo a tessitura fine, caratterizzata da una resistenza meccanica decisamente più scadente. L'espressione “*geotechnically significant blocks*” evidenzia il contrasto di proprietà meccaniche tra la matrice e i blocchi, la cui dimensione e il cui volume influenzano le proprietà dell'ammasso alla scala ingegneristica di interesse.

Una vasta tipologia di formazioni complesse può essere classificata come bimrock, indipendentemente dalla genesi e dalla storia geologica. Tra le più diffuse le cataclasiti di faglia, i *mélanges* ed olistostromi, i *mélange* ofiolitici e le ignimbriti vulcaniche (Medley, 1994; Medley e Wakabayashi, 2004). Le cataclasiti sono rocce metamorfiche che si sviluppano nelle zone di faglia, con blocchi le cui dimensioni possono variare da decine di centinaia di metri a pochi millimetri. Con il termine “*mélanges*” si indicano genericamente formazioni costituite da materiali eterogenei, contenenti blocchi competenti inseriti in una matrice con proprietà meccaniche inferiori rispetto ai blocchi. *Mélanges* e olistostromi sono diffusi nelle aree montuose e si sono generati in seguito a movimenti di subduzione in più di sessanta paesi nel mondo, tra cui la Grecia, l'Italia e la

Turchia. Le ignimbriti sono depositi piroclastici, costituiti solitamente da una matrice al cui interno si individuano dei frammenti chiamati "fiamme" di dimensioni che variano dai 2 fino ai 64 mm.

Sebbene in letteratura siano stati analizzati moltissimi casi di *mélanges* dal punto di vista geologico, gli studi di tipo geotecnico sono relativamente recenti e si sono sviluppati a partire dalle ricerche effettuate da Medley sul *Franciscan Mélange* (1994).

1.1. Franciscan Mélange

Il *Franciscan Mélange* costituisce un vastissimo corpo geologico caotico affiorante su più di un terzo della California Settentrionale. Da un punto di vista geologico, questa formazione è stata ampiamente studiata e la sua origine è stata attribuita ad un contesto di margine convergente (Medley, 1994). Il *Franciscan* è costituito da una matrice argillosa/argillitica, caratterizzata da deformazioni di taglio, con immersi blocchi prevalentemente di arenaria ed in quantità minore blocchi di selce, calcari, serpentiniti ed altri litotipi metamorfici (*Figura 1.1.*) Da un punto di vista tessiturale il *Franciscan Mélange* è caratterizzato da blocchi eterogenei di diversa dimensione disposti in modo caotico all'interno della matrice. I blocchi molto più resistenti all'erosione rispetto alla matrice in alcuni casi sporgono dalla superficie, in altri casi sono meno visibili e la loro presenza viene dedotta osservando contrasti topografici o di colore della vegetazione (*Figura 1.2.*).

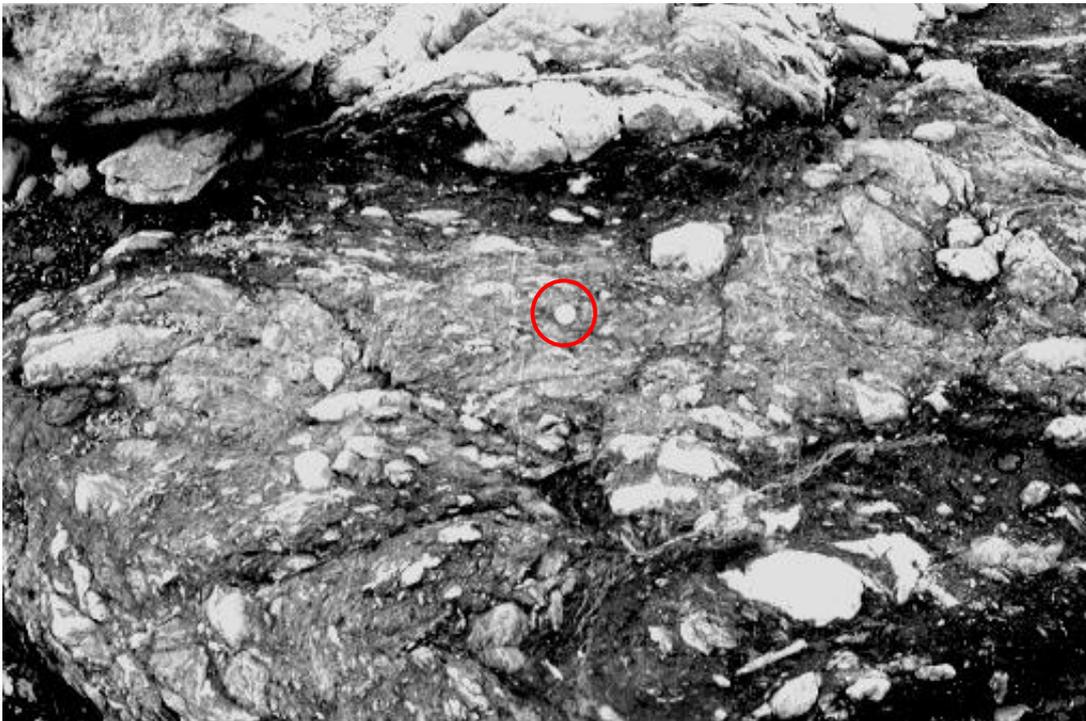


Figura 1.1. Tipica formazione bimrock del Franciscan Mélange, nord della California. La moneta evidenziata dal cerchio rosso fornisce una scala di riferimento per la fotografia (Medley, 2006).

Il *Franciscan mélange* costituisce una tipica bimrock ed è stata ampiamente studiata nel corso degli anni da un punto di vista ingegneristico (Medley, 1994; Medley & Lindquist, 1995; Medley, 2002).



Figura 1.2. Franciscan Mélange in Marin County, Nord California. Si notano dei rigonfiamenti, che indicano la presenza di blocchi di grandi dimensioni nel terreno sottostante. Nella stagione estiva si distinguono aree marroni che indicano l'essiccazione dell'erba su terreni più grossolani generati dall'erosione dei blocchi al di sotto e aree con erba verde che indicano la presenza di terreni argillosi sottostanti (Medley, 2008).

Nel seguito si elencano le principali caratteristiche del *Franciscan Mélange* (Lindquist,1994):

- è costituito da blocchi con buone proprietà meccaniche inseriti in una matrice con proprietà più scadenti;
- la matrice va dall'essere debolmente fissile a marcatamente squamosa. Le deformazioni di taglio massime e dunque la rottura si concentrano nella matrice nella zona attorno ai blocchi;
- i blocchi variano di forma: da rotondi ad allungati e da lenticolari a rettangolari. Alcuni blocchi sono soggetti a rigonfiamenti;
- i blocchi allungati di maggiore dimensione tendono ad allinearsi con la direzione dei piani di deformazione a taglio che si generano nella matrice; i blocchi di dimensioni minori si allineano con i margini dei blocchi più grandi;
- le dimensioni dei blocchi presentano un ampio intervallo di variazione: da frammenti millimetrici fino a lastre lunghe migliaia di metri.

1.2. Caratterizzazione strutturale

La definizione delle proprietà strutturali delle bimrocks risulta un'operazione molto complessa in virtù dell'estrema variabilità spaziale, litologica e meccanica di questa tipologia di formazioni.

Il riconoscimento di una bimrock avviene sul terreno attraverso un attento rilievo geologico (Wakabayashi e Medley, 2004). L'aspetto tipico di questi ammassi rocciosi è costituito dall'alternanza irregolare della matrice e dei clasti rocciosi, che appaiono in rilievo a seguito dei fenomeni di erosione selettiva.

Alcune bimrock, se superficialmente molto alterate, possono essere erroneamente scambiate con depositi colluviali e quindi interpretati come depositi superficiali poggianti su di un substrato continuo.

La matrice, quasi sempre a litologia argillosa, è frequentemente caratterizzata da una struttura a scaglie, dovuta alla presenza di piani di foliazione o clivaggio che possono assumere una orientazione preferenziale all'interno dell'ammasso e possono giocare un ruolo determinante nel comportamento meccanico (Medley e Rehermann, 2004).

La determinazione delle proprietà meccaniche di una bimrock deve tenere in conto degli aspetti litologici, morfologici e delle proprietà meccaniche delle tre componenti principali, e quindi:

- caratteristiche litologiche, tessiturali e meccaniche della matrice;
- morfologia, litologia, caratteristiche granulometriche e meccaniche dei blocchi;
- caratteristiche strutturali dell'intero ammasso: contenuto volumetrico di blocchi, distribuzione spaziale dei blocchi, proprietà meccaniche del sistema blocchi-matrice.

Il comportamento meccanico di una bimrock risulta infatti fortemente influenzato dalla presenza dei blocchi, in particolare dalla loro distribuzione granulometrica, forma, arrangiamento spaziale e contenuto volumetrico (Lindquist, 1994; Lindquist e Goodman, 1994; Sonmez et al., 2006).

Spesso nella pratica progettuale ingegneristica, si assumono le proprietà meccaniche della sola matrice come rappresentative del comportamento delle bimrocks, ignorando la presenza dei blocchi; tale approccio conservativo non rappresenta le reali caratteristiche dell'ammasso e spesso comporta problemi in corso d'opera, dovendo gestire la rimozione di grossi blocchi non previsti in fase di scavo per esempio. All'aumentare della

percentuale volumetrica dei blocchi, aumenta la rigidezza, diminuiscono le deformazioni in maniera più o meno marcata a seconda dell'orientazione relativa dei blocchi rispetto alle forze applicate (Lindquist, 1994; Lindquist e Goodman, 1994).

Studi recenti hanno individuato due gruppi distinti: "*welded*" (saldate) e "*unwelded*" (non saldate) bimrocks, considerando la forza di legame tra la matrice e i blocchi (Sonmez et al., 2004 e 2006). Il comportamento meccanico delle "*unwelded* bimrocks", il cui esempio tipico sono i *mélanges*, risulta essere completamente diverso da quello delle "*welded* bimrocks", che si sono formate in condizioni di alta temperatura e pressione, come ad esempio gli agglomerati. In particolare, le tensioni di contatto tra la matrice e i blocchi si considerano al massimo pari alla resistenza della matrice per le "*welded* bimrocks".

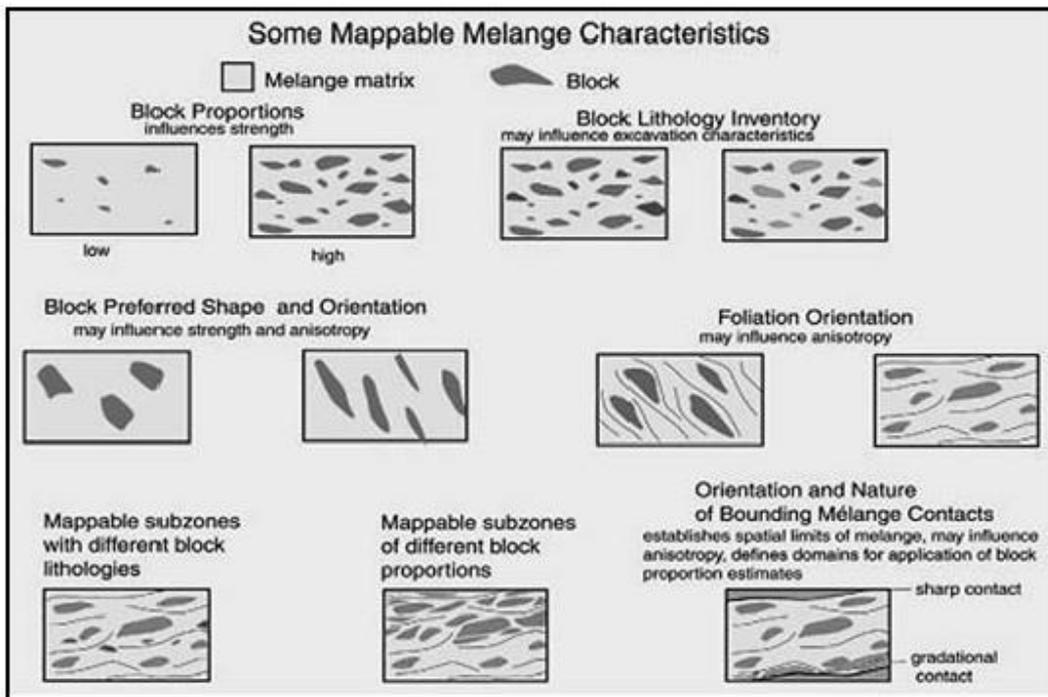


Figura 1.3. Principali caratteristiche mappabili di un *mélange*. (Medley e Wakabayashi, 2004).

1.2.1. Caratterizzazione geometrica

L'analisi di numerose formazioni complesse e in particolare le indagini svolte da Medley e Lindquist sul *Franciscan Mélange* hanno permesso di definire una serie di parametri capaci di caratterizzare geometricamente una bimrock.

I primi studi eseguiti da Medley (1994) misero in evidenza le caratteristiche di autosomiglianza su diverse scale di osservazione e dimostrarono l'indipendenza di scala delle bimrock. A partire da questi, successivamente molte ricerche si concentrarono sulla definizione di una dimensione rappresentativa dei blocchi per la scala di interesse relativa al progetto ingegneristico. Sulla sola base dei fori di sondaggio o del rilevamento delle dimensioni dei blocchi in superficie non è possibile rilevare le reali dimensioni massime delle inclusioni rocciose. Infatti, durante un sondaggio spesso si intercetta una corda del blocco ipotizzato ellittico e molto raramente il suo diametro. La possibilità che la corda del blocco incontrato durante la perforazione coincida con il diametro dipende dal relativo orientamento del blocco rispetto alla direzione del foro, dalla frazione volumetrica delle inclusioni e dalla lunghezza totale di foratura. Allo stesso modo, durante un'indagine in superficie la dimensione del blocco affiorante di rado corrisponde con la sua massima dimensione (*Figura 1.4.*).

In *Figura 1.5.* viene mostrato come l'analisi delle carote estratte dai sondaggi (1D) genera una scorretta interpretazione della reale misura dei blocchi in una bimrock: la dimensione dei blocchi più grandi viene generalmente sottostimata, quella dei blocchi più piccoli invece risulta sovrastimata.

Generalmente, dal momento che è impossibile definire la reale distribuzione 3D dei blocchi, si considera come riferimento la dimensione d_{mod} che si riferisce alla dimensione massima del blocco osservabile. In 2D e 3D: d_{mod} è la distanza tra i due punti più lontani misurati sulla porzione osservabile dei blocchi. In 1D: d_{mod} è la corda, la cui lunghezza viene misurata sulla carota estratta durante il sondaggio.

Definita la grandezza d_{mod} , è possibile anticipare sinteticamente alcune linee guida, che verranno poi trattate più approfonditamente nel seguito (Medley, 1994):

- la distribuzione dei blocchi risulta essere indipendente dalla scala: per ciascuna scala di osservazione, la distribuzione della dimensione dei blocchi è costante;

- definita un'area di indagine A , la dimensione massima del blocco è approssimativamente uguale a \sqrt{A} e il 99% dei blocchi presenta una dimensione massima non superiore a $0,75\sqrt{A}$;
- in prima approssimazione, la distribuzione dimensionale dei blocchi obbedisce a una legge di potenza negativa, tipicamente con un valore di dimensione frattale di 2,3: questo significa che per n blocchi di una determinata classe dimensionale, ci sono $n^{2.3}$ blocchi della classe dimensionale precedente;
- osservata l'indipendenza dimensionale di scala, è necessario definire un valore limite della dimensione dei blocchi, che separa il materiale appartenente alla matrice e quello facente parte dei blocchi. Tale valore varia in funzione della dimensione ingegneristica del problema (L_c), definibile come la dimensione del problema ingegneristico che risulta essere rappresentativa della geometria del problema in esame (per esempio l'altezza del pendio in caso di una frana o il diametro della galleria durante le operazioni di scavo). I blocchi più piccoli del valore limite sono considerati parte della matrice. La soglia blocco/matrice viene di solito fissata a $0,05\sqrt{A}$ oppure $0,05 L_c$.

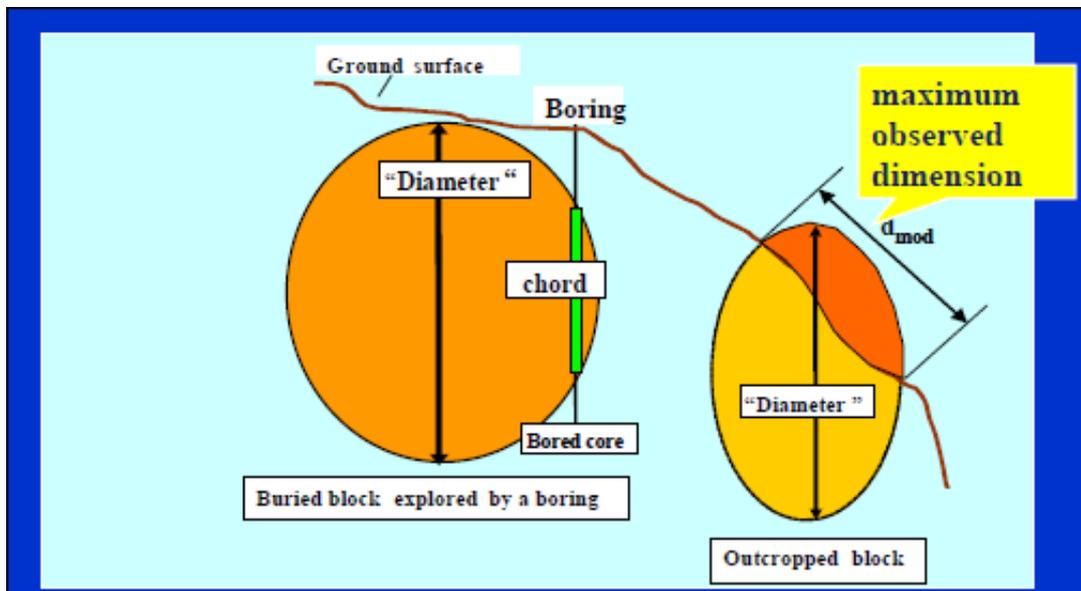


Figura 1.4. Stima della dimensione dei blocchi. Confronto tra la massima dimensione osservata e il diametro reale del blocco (Medley, 2001).

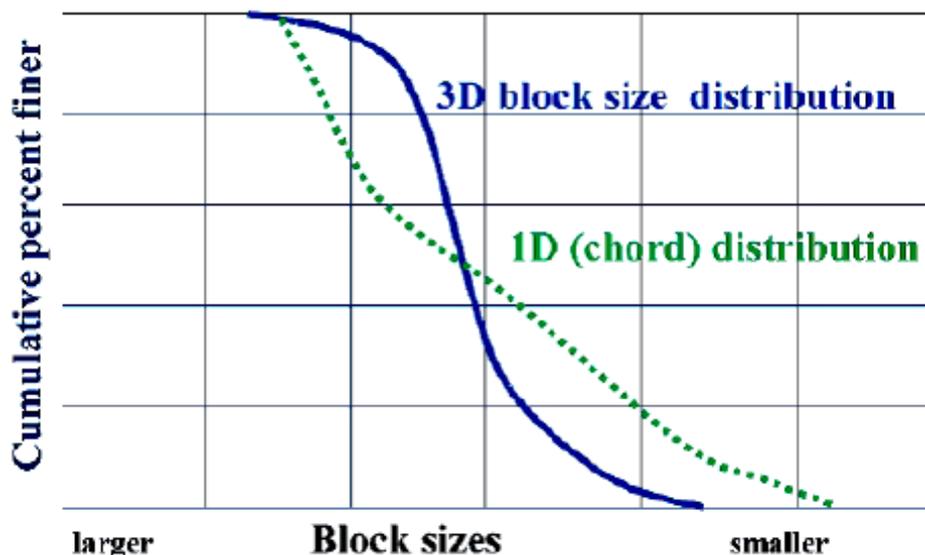


Figura 1.5. Confronto tra la distribuzione dei blocchi stimata tramite l'analisi delle carote estratte dai fori di sondaggio (1D) e la reale distribuzione dimensionale dei blocchi (3D).

1.2.1.1. Indipendenza di scala

L'autosomiglianza dei mélanges venne evidenziata per la prima volta da Cowan nel 1985, ma non venne svolta alcuna analisi quantitativa sugli aspetti di autosimilarità delle bimrocks fino allo studio di Lindquist (1991).

Mélanges e bimrock vengono definiti come sistemi auto simili: per una certa area di indagine, le sotto-aree presentano disposizioni di blocchi che risultano essere repliche dell'area madre a diverse scale di osservazione. Inoltre, si evidenzia una somiglianza tra gli istogrammi di frequenza e le distribuzioni cumulate delle dimensioni massime osservabili dei blocchi, anche se gli intervalli di classe di d_{mod} presentano delle ampiezze diverse.

Il requisito di base di un sistema auto simile è che la dimensione frattale, D , sia misurabile (Mandelbrot, 1983). La dimensione frattale viene definita formalmente come:

$$D = \log(N(r)) / \log(r) \quad (1.1)$$

quindi D è pari al logaritmo del rapporto tra $N(r)$, la frequenza numerica della variabile r , e la variabile r , intesa come l'intervallo di classe in frequenza. Convenzionalmente i dati vengono tracciati utilizzando assi logaritmici e la dimensione frattale corrisponde all'esponente in valore assoluto della legge di potenza o analogamente alla pendenza del grafico $N(r)$ in funzione di r su scala logaritmica. Ai fini della ricerca nelle formazioni

bimrock, per analisi bidimensionali si ipotizza che la dimensione frattale degli istogrammi di frequenza delle massime dimensioni osservabili d_{mod} sia un numero generalmente compreso tra 1,0 e 2,0.

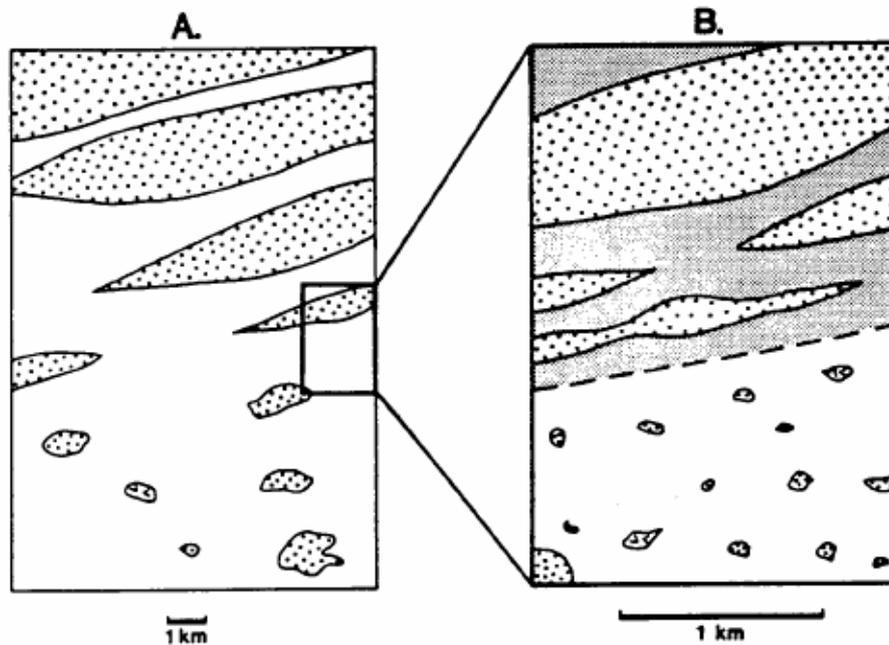


Figura 1.6. Indipendenza di scala dei mélanges (Cowan 1985)

L'auto somiglianza è considerata un indicatore necessario ma non sufficiente per dimostrare l'indipendenza di scala. Quest'ultima, per essere provata, richiede il confronto di molti istogrammi logaritmici delle frequenze, che coprono diverse scale di misura.

Alcune ricerche (Medley, 1994; Medley & Lindquist, 1995) dimostrano l'indipendenza di scala del *Franciscan Melange*. Medley (1994) misurò la dimensione massima osservata (d_{mod}) di circa 1900 blocchi attraverso l'analisi delle carte geologiche e degli affioramenti del *Franciscan Mélange*. Questi studi dimostrarono che la distribuzione della dimensione massima osservabile dei blocchi (d_{mod}), derivata dalle fotografie, seguiva una legge di potenza negativa nella forma $N = r^{-D}$, che quindi godeva della proprietà di auto-somiglianza. La Figura 1.7. mostra due istogrammi di frequenza delle massime dimensioni osservabili del *Franciscan Mélange* riferiti a scale diverse. Il grafico di sinistra mostra un d_{mod} di 1,98 m, misurato da analisi fotografica. L'area (A) è di 7,9 m² e la dimensione frattale D è 1,4. Il grafico a destra si riferisce a un d_{mod} di 18 km, l'area (A) corrisponde a quella dell'intera regione della contea Marin (California) pari a 920 km² e

la dimensione frattale D è 1,61. Si può osservare la somiglianza della distribuzione in frequenza nonostante la notevole differenza di scala.

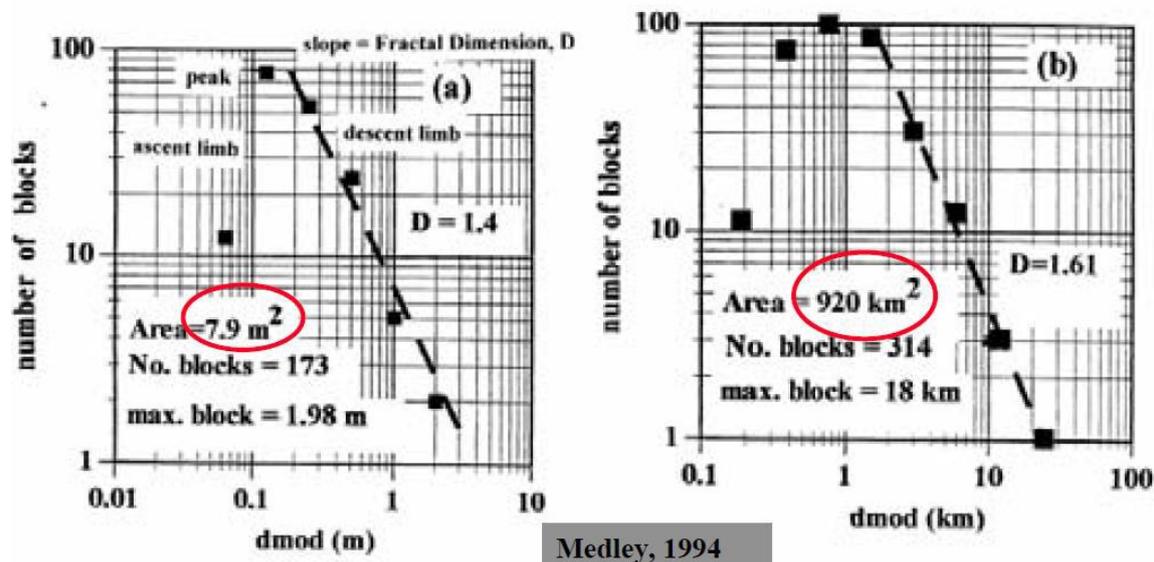


Figura 1.7. Istogrammi su scala logaritmica della dimensione dei blocchi nel Franciscan Mélange, California, riferiti a differenti scale di osservazione (Medley, 1994).

Come anticipato precedentemente, l'auto-similarità di per sé non è sufficiente per definire l'invarianza di scala. Per dimostrare l'indipendenza di scala ulteriori studi sono stati quindi eseguiti a diverse scale di osservazione, da 1 cm^2 a circa 1000 km^2 .

I dati sono stati confrontati secondo la seguente procedura (Medley, 1994):

- per ciascuna area esaminata sono state ottenute le frequenze relative $N(d_{\text{mod}})$;
- sono state definite le classi dimensionali di riferimento, normalizzate rispetto a \sqrt{A} , dove A è l'area totale indagata; le classi sono state stabilite in modo tale che ciascun gruppo comprendesse un intervallo di dimensione doppia rispetto alla classe precedente;
- i valori normalizzati sono stati inseriti su un diagramma che mostra $N(d_{\text{mod}})$ in funzione di $d_{\text{mod}} / \sqrt{A}$.

La Figura 1.8. mostra l'insieme di tutti i dati raccolti: sull'asse delle ordinate sono indicate le frequenze relative e sull'asse delle ascisse la dimensione massima osservata normalizzata. L'analisi del diagramma permette di trarre delle importanti conclusioni:

- i grafici normalizzati sono molto simili tra loro, nonostante la vasta gamma di scale di osservazione, quindi le distribuzioni delle frequenze sono relativamente

somiglianti, nonostante le d_{mod} per le varie scale di osservazione si discostino di un ordine di grandezza. In altre parole, qualsiasi sia la scala ingegneristica del problema la presenza dei blocchi non può mai essere trascurata. Inoltre, a scopi di ricerca è possibile analizzare campioni di piccole dimensioni del *Franciscan Mélange* e considerarli come "modelli" geometrici e anche meccanici di campioni su larga scala (vedi paragrafo 1.2.2.);

- il massimo delle curve è posto approssimativamente in corrispondenza di $d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = 0,05$ per frequenze relative comprese tra il 30% e il 50%;
- per ciascuna scala di osservazione il blocco più grande presenta una dimensione massima osservabile pari a \sqrt{A} . Tuttavia, poiché il 99% dei blocchi ha una dimensione minore di $0,75\sqrt{A}$, si assume come valore di riferimento $d_{\text{max}} = 0,75\sqrt{A}$;
- a sinistra del picco si può notare che le frequenze relative sono in numero minore in quanto i blocchi sono troppo piccoli per essere misurati e le classi dimensionali diventano piuttosto ristrette. Sulla base di questi risultati Medley definì un valore di soglia blocchi / matrice $d_{\text{peak}} = 0,05\sqrt{A}$. I blocchi di dimensione minore rispetto al valore di soglia vengono considerati parte della matrice e forniscono un contributo limitato alla resistenza complessiva. Il valore soglia blocchi/matrice può anche essere correlato alla scala ingegneristica utilizzando delle relazioni che fanno riferimento alla dimensione caratteristica del problema (vedi paragrafo 1.2.1.2.);
- è possibile definire una dimensione frattale comune a tutte le scale di osservazione pari circa a $D=1.2$. A partire da questa, ipotizzando che la percentuale di area dei blocchi nell'analisi 2D sia equivalente alla percentuale di volume dei blocchi, si può definire una dimensione frattale 3D, aggiungendo un'unità alla dimensione frattale bidimensionale (Mandelbrot, 1983; Sammis e Biegel, 1989). Nel caso del *Franciscan Mélange* data la dimensione frattale di $D_{2D} = 1,2$, la dimensione frattale $D_{3D} = 2,2$. Ciò significa che nel caso tridimensionale per n blocchi in una particolare classe di d_{mod} (o d_{mod}/\sqrt{A}), ce ne sono $n^{2.2}$ all'interno della classe precedente.

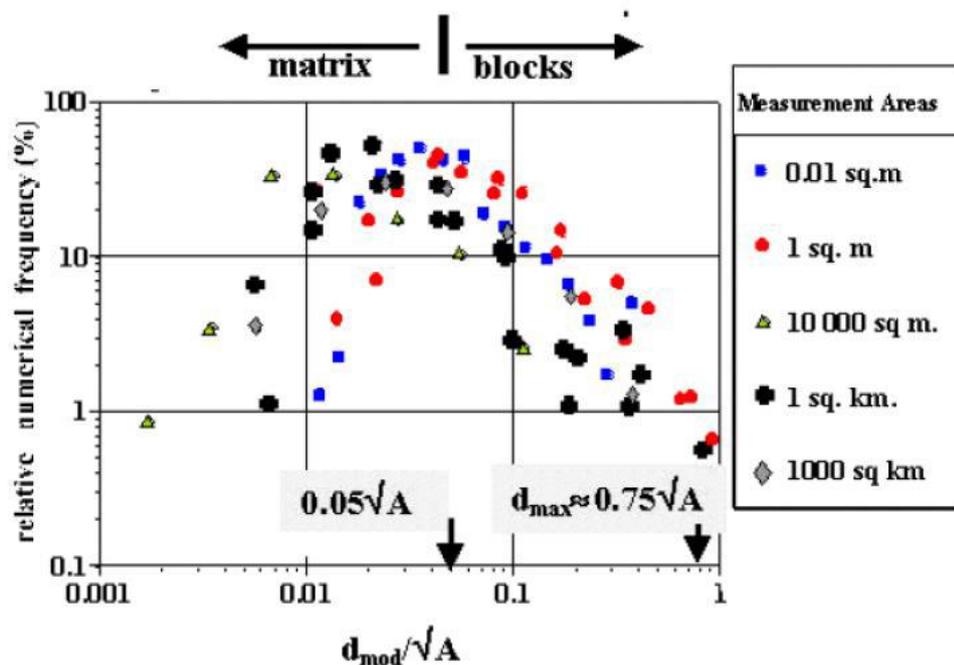


Figura 1.8. Insieme delle distribuzioni dei blocchi del Franciscan Mélange valutate su diverse scale di osservazione; grafico della frequenza in percentuale dei blocchi in funzione della massima dimensione osservata d_{mod} normalizzata rispetto all'area di indagine A (Medley, 2002).

1.2.1.2. Dimensione caratteristica del problema

La dimensione caratteristica del problema (L_c) viene definita come la lunghezza di un elemento del modello ingegneristico che risulta essere rappresentativa della geometria del problema in esame (Medley, 1994).

La scelta della L_c viene fatta seguendo i seguenti criteri:

- secondo considerazioni empiriche basate sulla conoscenza ingegneristica del contesto in esame. La L_c viene stabilita in base alle dimensioni dell'opera e alla interazione opera-terreno previste in fase di progettazione. Per effettuare la scelta si deve tener conto di quella che può essere la parte dell'opera o del fenomeno che interagisce con l'ammasso roccioso: la "dimensione significativa" che rappresenta la L_c può essere la profondità media di una superficie di frana o l'altezza del pendio (Medley e Sanz, 2004), l'altezza del campione di terreno sottoposto a prove meccaniche in situ (Xu et al., 2007), la larghezza della fondazione di una diga o il diametro di una galleria;

- in base alle dimensioni del provino sottoposto a prova meccanica, solitamente L_c è pari al diametro;
- pari a \sqrt{A} , dove A rappresenta la superficie totale coperta da riprese fotografiche o carte tematiche.

Medley (1994, 2002) e Medley e Lindquist (1995) svilupparono un criterio empirico per la definizione della soglia blocchi/matrice, fondato sulla scelta di una dimensione caratteristica di interesse ingegneristico (L_c) da considerare come scala di riferimento per il calcolo della soglia, che può essere ragionevolmente assunta pari a 5% della L_c . Al di sopra di questa soglia, i blocchi risultano significativi dal punto di vista geotecnico per qualsiasi scala di interesse. Al di sotto di essa, i blocchi vengono considerati parte della matrice e sono troppo piccoli per fornire un contributo in termini di resistenza. Allo stesso modo, la dimensione massima del blocco viene definita come $0,75 L_c$, al di sopra della quale la formazione non viene più considerata un *mélange* ma un ammasso roccioso.

Il termine \sqrt{A} per alcuni problemi ingegneristici può essere considerato come dimensione caratteristica; in questo modo si spiega la soglia blocchi/matrice posta a $0,05\sqrt{A}$ e la massima dimensione dei blocchi $d_{\max} = 0,75\sqrt{A}$ definite da Medley dall'analisi dei dati fotografici raccolti sul *Franciscan Mélange* per dimostrarne l'invarianza di scala (vedi paragrafo 1.2.1.1.).

Nel caso in cui sia possibile conoscere con ragionevole precisione la dimensione del blocco più grande (d_{\max}), anche questa può essere considerata una dimensione caratteristica.

Riassumendo dunque, ci sono più maniere per definire la soglia blocco/matrice a qualsiasi scala di interesse: $0,05 L_c$, $0,05 \sqrt{A}$ e $0,05d_{\max}$. Allo stesso modo le dimensioni del blocco più grande possono essere stimate mediante le relazioni $0,75 L_c$, $0,75\sqrt{A}$ e $0,75d_{\max}$ a seconda del problema in esame.

Attraverso l'esempio citato da Medley (2001) e mostrato in *Figura 1.9.* è possibile illustrare l'effetto della modifica della scala del problema sulla soglia blocco/matrice. Si considera inizialmente un'area di progetto di 100 m per 100 m in cui è presente il *Franciscan Mélange*. La scala dell'intero sito è rappresentata da una dimensione caratteristica (L_c) pari a \sqrt{A} , corrispondente a 100 m. Quindi, alla scala di interesse del problema, la soglia blocco / matrice è $0,05 \sqrt{A} = 5$ m e il blocco ragionevolmente più grande ha dimensione $0,75 \sqrt{A} = 75$ m. Alla scala dell'intero sito, qualsiasi blocco più piccolo di 5 m viene assegnato alla matrice e i blocchi più grandi di 75 m vengono

considerati come blocchi di roccia. In questo caso, tutti i blocchi in *Figura 1.9.* sono da tenere in considerazione, tranne quello indicato dalla freccia. Successivamente si progetta una strada di larghezza 20 m che attraversa lo stesso sito. Per la corretta progettazione degli scavi, si assume la larghezza della strada come dimensione caratteristica. A questa scala di interesse la soglia blocco / matrice è pari a $0.05L_c = 1\text{ m}$ e il blocco ragionevolmente più grande è $0.75L_c = 15\text{ m}$. Per il problema in esame, il grande blocco sul lato destro è ora assunto come un ammasso roccioso e quindi può essere analizzato utilizzando gli approcci di ingegneria delle rocce convenzionali. Il blocco di 1 m indicato dalla freccia invece è un blocco vero e proprio appartenente al *mélange*, sebbene sia stato assegnato alla matrice alla scala del sito. A una scala ancora più piccola di un fossato di gasdotto allineato sotto la strada, il blocco di 1m diviene un ostacolo significativo (Medley, 1994).

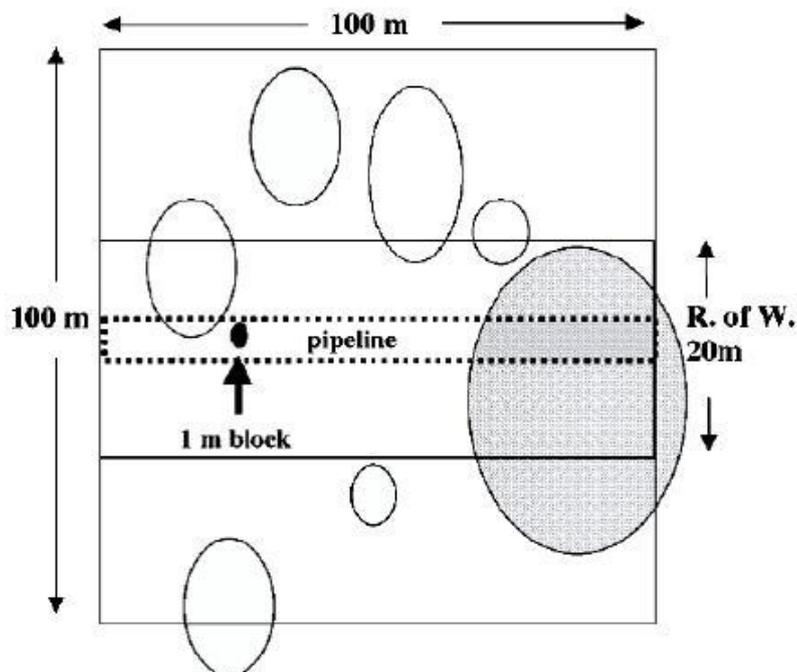


Figura 1.9. Concetto di soglia blocchi-matrice: il piccolo blocco nero al centro dell'immagine, avente d_{mod} pari a 1 m, risulta influenzare il comportamento meccanico alla scala del rettangolo tratteggiato, mentre non influenza il comportamento dell'ammasso alla scala del rettangolo più grande di lato 100 m (Medley, 2001).

Infine, la scelta del 5% di L_c come soglia blocchi/matrice viene spiegata con l'ausilio del grafico in *Figura 1.10.* Nel *Franciscan Mélange* è possibile individuare una miriade di piccoli blocchi. Anche se la zona a sinistra degli istogrammi di distribuzione dei blocchi suggerisce che ci sono pochi blocchi più piccoli di $0.05L_c$ (esempio in *Figura 1.7.*), in

realtà ce ne sono molti ma sono troppo piccoli per essere correttamente contati e misurati. Questa esclusione di dati è chiamata "censura". Il grafico in *Figura 1.10.* si riferisce a una popolazione di blocchi a forma ellissoidale con asse minore pari alla metà di quello maggiore. Il diagramma mostra che il 98% del numero di blocchi individuati nel *Franciscan Mélange* è più piccolo della soglia blocchi / matrice pari a $0.05d_{max}$ ma il volume di quella miriade di blocchi risulta essere inferiore all'1% del volume totale. In altre parole, i blocchi la cui dimensione è al di sotto della soglia stabilita, rappresentando una percentuale trascurabile del volume, non influiscono sul comportamento meccanico del *mélange* e quindi la loro presenza può essere trascurata.

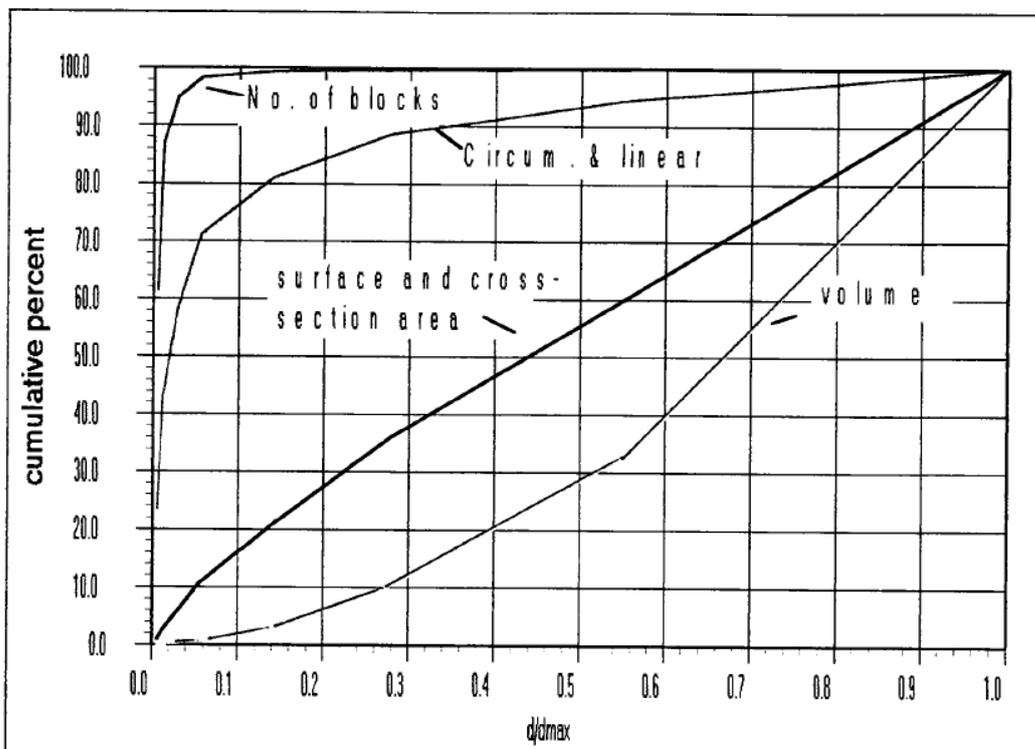


Figura 1.10. Diagramma della distribuzione dimensionale dei blocchi per una popolazione tipica di blocchi del *Franciscan Mélange*, con "diametri" compresi tra 0,3 m e 55 m. I blocchi con dimensioni inferiori al 5% di $L_c = 5\%$ di d_{max} rappresentano il 95% del numero totale di blocchi ma meno dell'1% del volume totale (Medley, 1994).

1.2.1.3. Stima della percentuale volumetrica dei blocchi

Uno degli aspetti più importanti della caratterizzazione delle bimrocks è la stima della percentuale volumetrica dei blocchi. Infatti, come verrà approfondito successivamente nel *paragrafo 1.2.2.*, all'aumentare della percentuale dei blocchi aumenta la resistenza meccanica del *mélange*.

La percentuale volumetrica dei blocchi è definita come il rapporto tra il volume dei blocchi presenti e il volume totale della massa di roccia eterogenea. La valutazione pratica della frazione dei blocchi non è ovvia e poiché questo parametro influenza in modo marcato il comportamento meccanico della formazione complessa, è necessario fare una stima il più accurata possibile. Diverse metodologie di indagine sono disponibili per l'analisi morfologica e spaziale dei blocchi:

- metodi 1D risultanti dall'interpretazione di stratigrafie o dalla misura delle corde dei blocchi individuate sulle carote estratte dai fori di sondaggio;
- metodi 2D basati sull'analisi digitale di immagini;
- metodi 3D basati sulla vagliatura fisica del materiale.

L'analisi granulometrica tramite vagliatura fisica del materiale può essere facilmente applicata alla scala di laboratorio, ma con l'aumentare della scala di interesse diventa sempre più complicata e dispendiosa. Inoltre, attraverso la vagliatura è possibile investigare solamente la distribuzione granulometrica dei blocchi in termini di percentuale cumulata in peso, ma non è possibile quantificare altre fondamentali caratteristiche quali la forma e la variabilità spaziale.

Se il *mélange* è stato esplorato attraverso fori di sondaggio che hanno raggiunto profondità differenti, è possibile definire una percentuale lineare dei blocchi, pari alla somma delle lunghezze delle corde dei blocchi intercettati durante i sondaggi divisa per la lunghezza totale delle carote estratte, come mostrato in *Figura 1.11*. Per compiere tali misurazioni, risulta necessario conoscere la dimensione caratteristica del problema e aver definito la soglia blocchi/matrice in modo da poter individuare sulle carote estratte le corde appartenenti ai blocchi considerati tali e quelle appartenenti a blocchi di dimensione minore della soglia prestabilita, che quindi fanno parte della matrice.

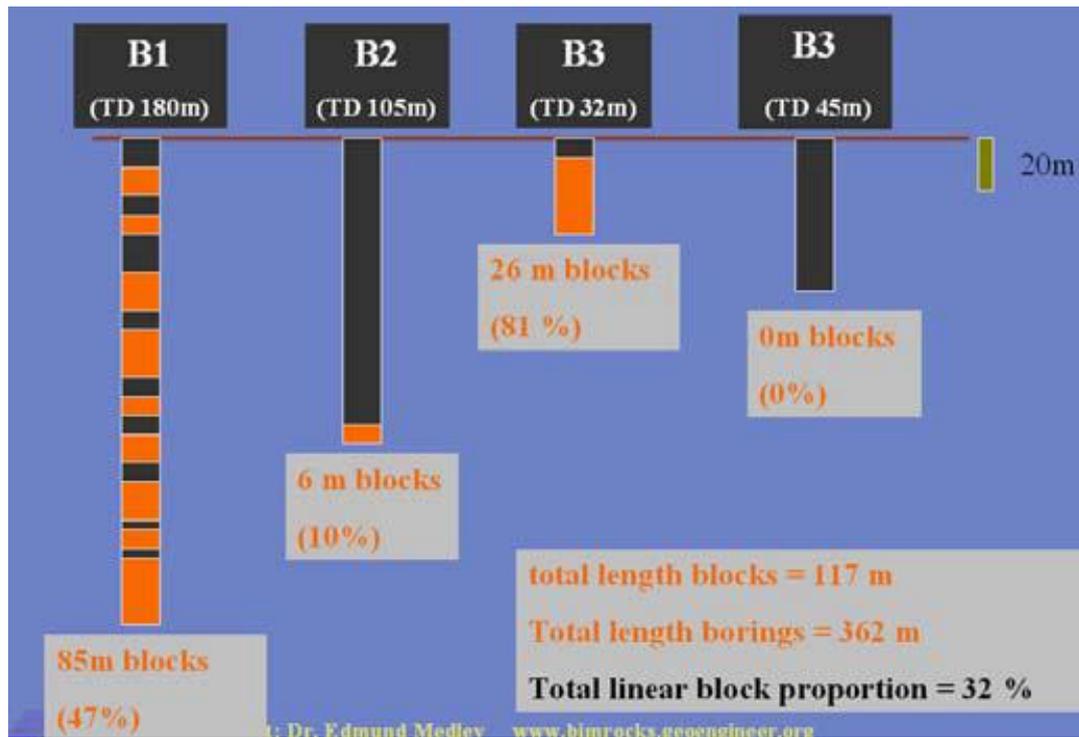


Figura 1.11. Intersezioni dei blocchi con i fori di sondaggio (in arancione). TD indica la lunghezza complessiva del foro di sondaggio. Le percentuali lineari dei blocchi per i singoli carotaggi variano da 0% al 47%; la percentuale lineare cumulata dei blocchi risulta essere del 32% (Medley, 2008).

Secondo la legge fondamentale della stereologia, solo in presenza di un'adeguata densità di campionamento la percentuale lineare dei blocchi corrisponde alla percentuale volumetrica degli stessi. Dal momento però che i blocchi non hanno forme perfettamente sferiche e sono distribuiti entro l'ammasso in modo non uniforme, i fori di sondaggio che vengono effettuati non sono mai sufficienti per verificare l'ipotesi alla base della legge stereologica. Risulta quindi necessario capire quale errore si commette andando ad eguagliare la percentuale lineare dei blocchi con quella volumetrica. Per far luce su questo interrogativo, Medley (1994) fabbricò quattro modelli fisici del *Franciscan Mélange*, le cui caratteristiche principali sono elencate nel seguito:

- le dimensioni dei provini prismatici: altezza 150 mm, profondità 100 mm, larghezza 170 mm;
- la matrice è realizzata con gesso;
- i blocchi sono preparati con plastilina, argilla e riso nero;
- per ogni campione viene definita una percentuale volumetrica differente, pari a 13%, 32%, 42%, 55%;

- la distribuzione volumetrica dei blocchi viene modellata utilizzando la dimensione frattale pari a 2,3, tipica del complesso francescano;
- l'orientamento dei blocchi è verticale o orizzontale.

Stabilita la sezione del provino cilindrico da indagare, si valuta la sua area pari a $100 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$, quindi la dimensione rappresentativa viene definita come $\sqrt{A}=13 \text{ cm}$. I blocchi sono riprodotti in cinque classi dimensionali che vanno da $0,05 \sqrt{A}$ a $0,75 \sqrt{A}$. Il numero totale delle inclusioni varia da 2200 (per il campione caratterizzato da una frazione in volume del 13%) a 7350 (per il provino con percentuale volumetrica del 55%). Una volta preparati, i campioni vengono tagliati in dieci porzioni: la superficie A di ciascuno di essi viene fotografata e analizzata. Su ciascuna fotografia si tracciano dieci segmenti che rappresentavano, in scala, i sondaggi praticati in cantiere su una bimrock; per ciascuno dei quattro modelli, si simulano 100 fori di sondaggio, lungo i quali è possibile calcolare le percentuali lineari dei blocchi.

La matrice in *Figura 1.13*. mostra la distribuzione delle 100 percentuali lineari dei blocchi per il modello la cui percentuale volumetrica dei blocchi è pari al 32%. Si osserva che, sebbene la percentuale volumetrica effettiva sia pari al 32%, le percentuali lineari valutate lungo le linee di scansione variano tra 0% e 61%.



Figura 1.12. Porzione di campione con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 42%, su cui sono tracciati 10 segmenti che simulano i fori di sondaggio in sito (Medley, 1994).

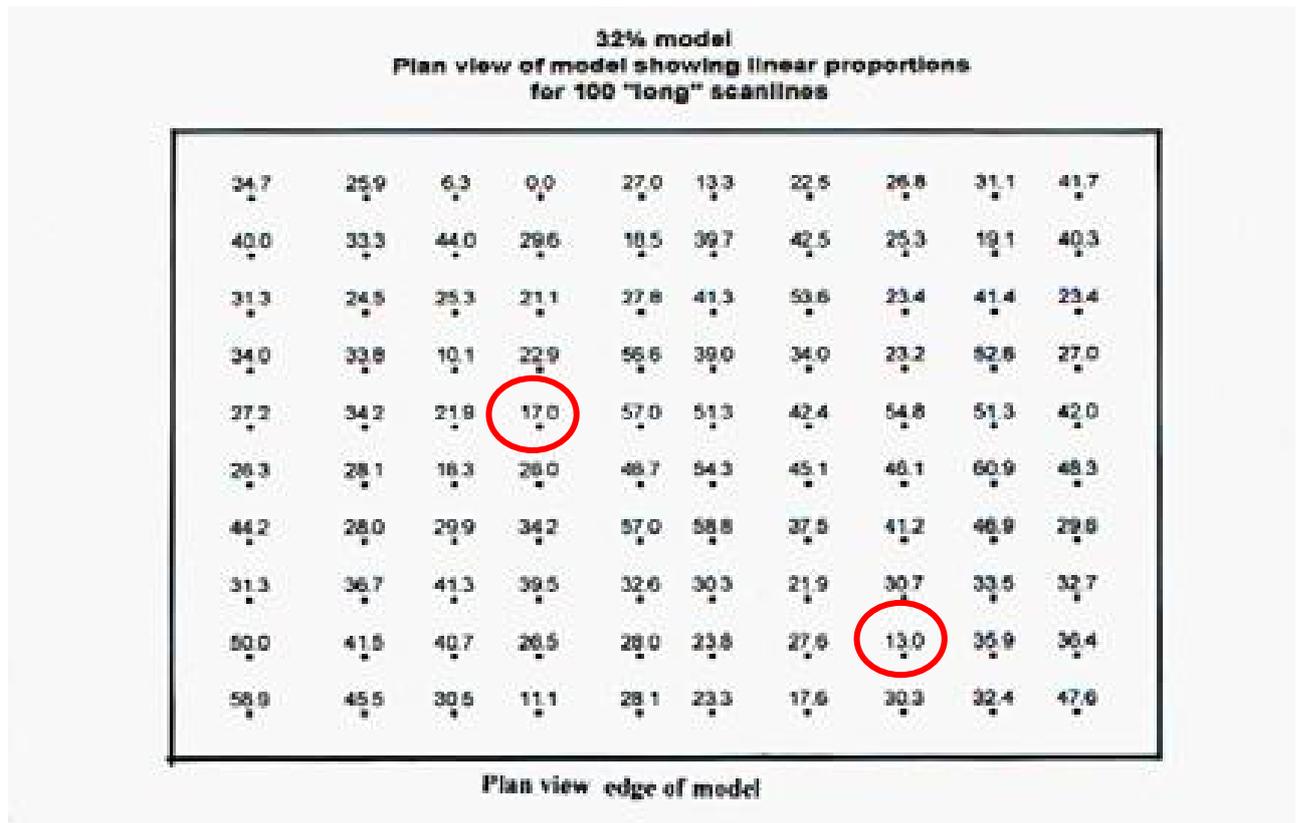


Figura 1.13. Matrice in cui vengono riassunte le percentuali lineari dei blocchi (comprese tra 0% e 61%) calcolate per il modello fisico con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 32% (Medley, 1997).

Si dimostra però che per ciascun modello la percentuale lineare media totale delle 100 scansioni non si discosta dalla percentuale volumetrica dei blocchi, quindi la legge fondamentale della stereologia risulta confermata. Tuttavia, quando si esplora un mélange, non si ha mai la possibilità di eseguire così tanti fori di sondaggio. Infatti, immaginando ad esempio di eseguire due carotaggi in due posizioni casuali (evidenziate con cerchi rossi in *Figura 1.13.*) della formazione bimrock rappresentata dal modello fisico con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 32%, ottenute le due percentuali lineari dei blocchi, è possibile calcolare la loro media, pari al 15%, per nulla vicina alla proporzione volumetrica effettiva del 32%.

Medley (2001), utilizzando l'approccio statistico Montecarlo, sulla base dei dati estratti dai 4 modelli, prese in considerazione moltissime posizioni di esecuzione dei sondaggi considerando la realizzazione di 2,4, 6, 8, 10, 15 e 20 fori per indagine. I risultati di tale analisi statistica sono riassunti in *Figura 1.14.* L'asse "x" rappresenta la misura del campionamento lineare eseguito sui modelli, espresso come rapporto tra la lunghezza totale della perforazione eseguita e la dimensione del più grande blocco presente nel

modello (d_{max}). Sull'asse "y" viene diagrammato il fattore di incertezza, definito come coefficiente di variazione (pari alla deviazione standard divisa per la media). In pratica, l'incertezza è l'errore tra la realtà e la nostra stima della realtà: nel caso studiato, è la differenza tra la percentuale lineare calcolata (stima della realtà) e la percentuale volumetrica dei blocchi effettiva (la realtà).

Si osserva che in generale, maggiore è la lunghezza totale di perforazione, minore è l'incertezza e l'errore che si commette assumendo valida l'ipotesi di eguaglianza tra percentuale lineare e volumetrica dei blocchi. Inoltre, minore è la percentuale volumetrica effettiva, maggiore è l'incertezza o l'errore. Ciò è dovuto al fatto che con una percentuale di blocchi bassa, i sondaggi hanno meno probabilità di intercettare i frammenti di roccia e quindi si registra una minore lunghezza delle corde. Con molti blocchi si individueranno più corde per la stessa profondità di perforazione.

Le linee tratteggiate mostrano che per una certa lunghezza di perforazione, normalizzata rispetto alla dimensione del blocco più grande (equivalente a $0,75 \sqrt{A}$, oppure stimato sul campo) e una proporzione lineare dei blocchi del 42%, l'incertezza è di circa 0,22. In altre parole, a partire dalla percentuale lineare dei blocchi, è possibile stimare un'incertezza della percentuale volumetrica pari a $0,22 * 40\% = 8,8\% \sim 9\%$, dunque la percentuale effettiva 3D dei blocchi risulta pari a $40\% \pm 9\%$. Di conseguenza, per la valutazione della resistenza di una bimrock, a favore di sicurezza, occorrerebbe considerare la stima inferiore della percentuale volumetrica dei blocchi, pari al 31%; per stimare invece i costi di scavo sarebbe più prudente considerare la massima stima pari al 51%. Studi successivi (Haneberg, 2004) hanno messo in evidenza come i metodi di campionamento 1D, in assenza di altri dati, possano sottostimare in modo significativo le dimensioni medie dei blocchi e la percentuale volumetrica, con errori che possono raggiungere il 50% per le dimensioni medie ed il 90% per la percentuale volumetrica.

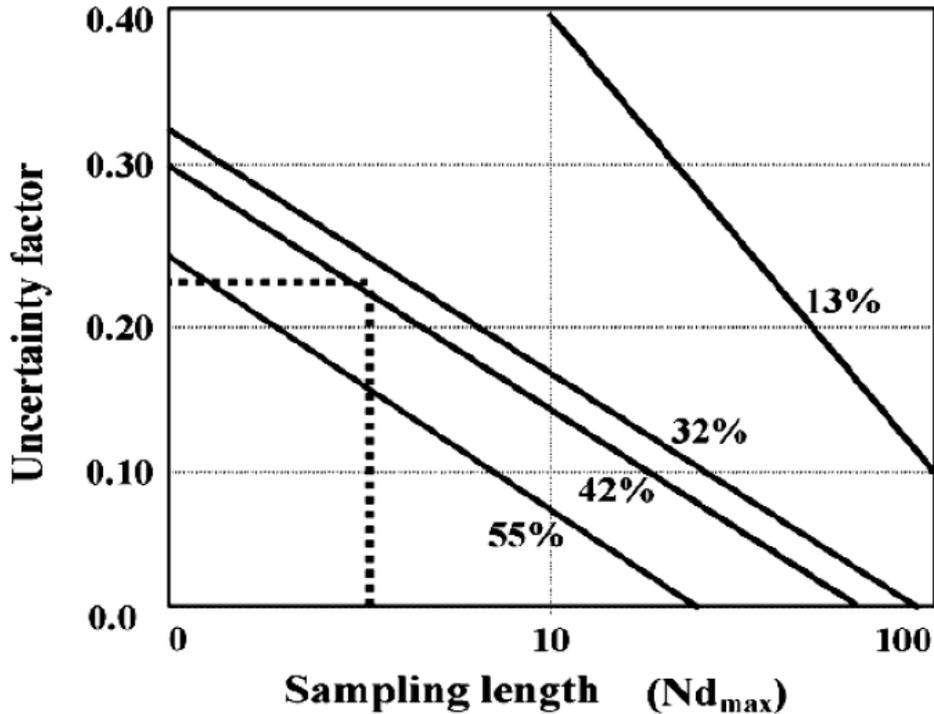


Figura 1.14. Incertezze nella stima della percentuale volumetrica dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento lineare, espressa come multiplo (N) della lunghezza massima del blocco (d_{max}), e della proporzione lineare dei blocchi, che varia tra il 13 e il 55% (Medley, 2001).

I metodi 2D si basano principalmente sullo studio di riprese fotografiche attraverso il riconoscimento delle proprietà dei blocchi con metodi di analisi digitale di immagini (Medley, 1994; Gokceoglu, 2002; Sonmez et al., 2004b). L'analisi 2D consente di raccogliere un gran numero di dati sulle proprietà geometriche dei blocchi: massime e minime dimensioni osservabili, area esposta di ciascun blocco, rapporto di forma, orientazione e distribuzione spaziale. Tale metodologia di indagine è ampiamente utilizzata nella pratica. Un metodo semplice per determinare la distribuzione delle dimensioni dei frammenti di roccia si basa sul contouring manuale di fotografie o mappe tematiche (Medley, 1994; Medley & Lindquist, 1995). I disegni e le fotografie alla scala degli affioramenti forniscono modelli grafici di bimrocks su larga scala; le analisi computerizzate e manuali delle immagini consentono di determinare l'area, la distribuzione dimensionale e il d_{mod} dei blocchi nell'intero deposito. Oggi le immagini, dopo la scansione, vengono convertite in una serie di pixel che include tutta la scala di grigi, ciascuno con un valore compreso tra 0 (nero) e 255 (bianco); i software di restituzione digitale consentono di misurare aree, perimetri e dimensioni assiali dei blocchi mostrati nelle immagini. Nella Figura 1.15., si è calcolata una frazione areale dei

blocchi del 35,6%, ottenuta sommando l'area dei blocchi messi in evidenza nella scansione in scala di grigi. Questo tipo di approccio è stato riconosciuto valido dopo essere stato applicato e aver fornito dei buoni risultati sui modelli fisici dei bimrock realizzati da Lindquist e Medley, laddove la percentuale volumetrica era nota a priori. Le incertezze legate a questo tipo di analisi dipendono dalla forma e dall'esposizione dei blocchi rispetto al piano esposto, dalla possibilità di fotografare direttamente degli affioramenti durante le indagini, nonché dal contrasto cromatico tra i blocchi e la matrice. Gli errori di sottostima possono raggiungere il 35% per le dimensioni medie dei blocchi ed il 44% per la percentuale volumetrica (Haneberg, 2004).

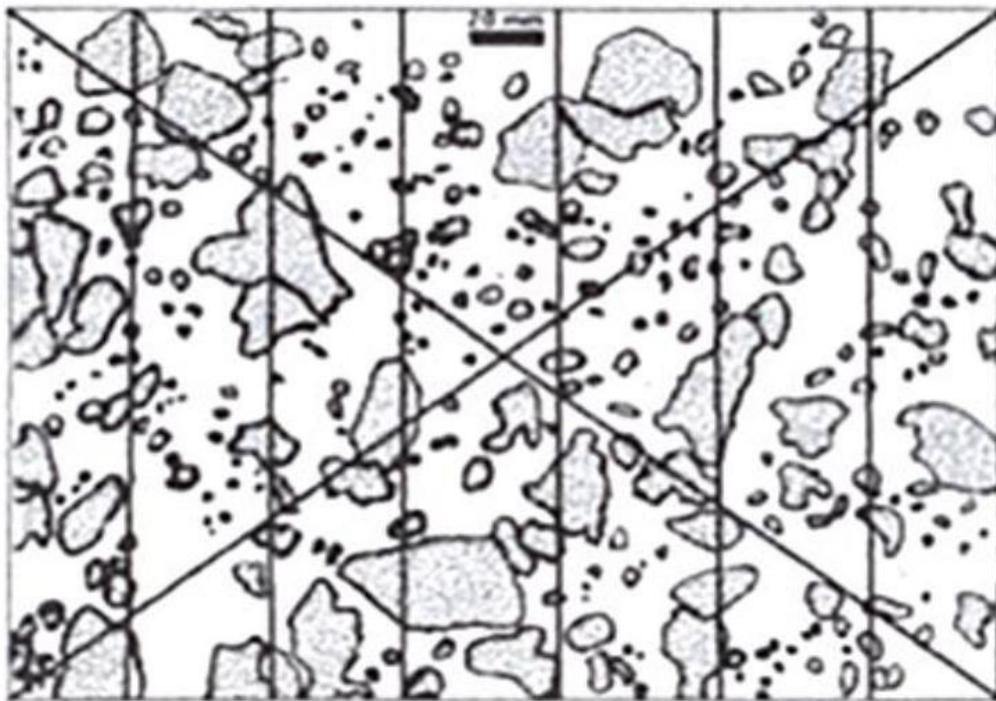


Figura 1.15. Scansione in bianco e nero di un affioramento in bimrocks (Medley, 2001)

1.2.1.4. Stima della distribuzione volumetrica dei blocchi

La difficoltà nella stima della distribuzione 3D dei blocchi a partire dai soli dati disponibili dai sondaggi viene messa in evidenza dalle analisi effettuate da Medley sui 4 modelli fisici del *Franciscan Mélange* da lui realizzati (1994), descritti al *paragrafo 1.2.1.3*. I quattro campioni contengono al loro interno una percentuale volumetrica differente delle inclusioni pari a 13%, 32%, 42%, 55% mentre la distribuzione volumetrica dei blocchi è modellata utilizzando la dimensione frattale pari a 2,3, tipica

del complesso francescano; l'orientamento dei blocchi è verticale o orizzontale. I campioni vengono tagliati in 10 porzioni e su ognuna di esse si definiscono 10 linee di scansione, rappresentanti i fori di sondaggio alla scala del sito (*Figura 1.12*). Le linee che intercettano le corde dei blocchi che sono prese in considerazione sono 400 (100 per ogni provino, 10 per ogni porzione di campione). Le lunghezze delle corde intercettate vengono misurate per trovare la relazione che le lega alla distribuzione delle dimensioni dei blocchi. I risultati ottenuti sono riportati nel diagramma in *Figura 1.16*, in cui viene mostrata sia la frequenza relativa delle corde sia quella della dimensione reale dei blocchi. Si noti che la lunghezza complessiva delle corde relative alla classe 3-6 mm è molto ridotta, nonostante la presenza di un gran numero di blocchi nel modello appartenenti a quell'intervallo dimensionale (frequenza relativa dell'80%). Questa discrepanza è dovuta al fatto la probabilità di incontrare i blocchi di piccole dimensioni sulla superficie laterale del campione è bassa, anche se sono numerosi; al contrario, i blocchi più grandi vengono identificati con più facilità dalle linee di scansione, data la loro estensione, anche se la corda che li interseca non coincide con la loro dimensione massima. Inoltre, si osserva che la frequenza relativa delle corde più lunghe è maggiore di quella dei blocchi della stessa classe di dimensioni poiché un piccolo numero di corde molto lunghe, rispetto al numero totale di campionamenti ancora piuttosto basso, porta a un aumento della frequenza.

Seguendo una rappresentazione della distribuzione dimensionale molto utilizzata nella meccanica delle terre (*Figura 1.17*.) viene mostrata la distribuzione di frequenza cumulata dei blocchi derivata sia dall'osservazione unidimensionale delle corde intercettate dalle linee di scansione (distribuzione delle lunghezze delle corde, CLD) sia dalla distribuzione tridimensionale reale dei blocchi (distribuzione delle dimensioni dei blocchi, BSD). Il diagramma mostra che ci sono alcune differenze tra le due distribuzioni, nonostante la grande quantità di dati analizzati. Si nota che il 60% dei blocchi definiti dal CLD ha una dimensione inferiore a $0,05\sqrt{A}$, valore soglia che separa i blocchi dal materiale che appartiene alla matrice; questo significa che le corde misurate sono di lunghezza minore rispetto alla soglia blocchi/matrice. Sapendo però a priori che all'interno dei modelli sono stati inseriti solo blocchi di dimensioni maggiori della soglia prestabilita, il fatto di individuare molte corde di lunghezza inferiore alla soglia evidenzia sperimentalmente un aspetto importante: le corde generalmente non coincidono con la dimensione massima effettiva del blocco d_{mod} .

Infine, in *Figura 1.18.*, si mostra la grande differenza di andamento tra la distribuzione di frequenza relativa per la distribuzione reale 3D dei blocchi (BSD) e quella delle lunghezze delle corde intercettate dalle sole linee di scansione che corrispondono alla mezzeria del provino, le quali simulano i carotaggi che andrebbero eseguiti in corrispondenza di un ipotetico asse di una galleria. In particolare, si osserva che la presenza dei blocchi di dimensioni maggiori non può in nessun modo essere predetta a partire dalla distribuzione delle corde.

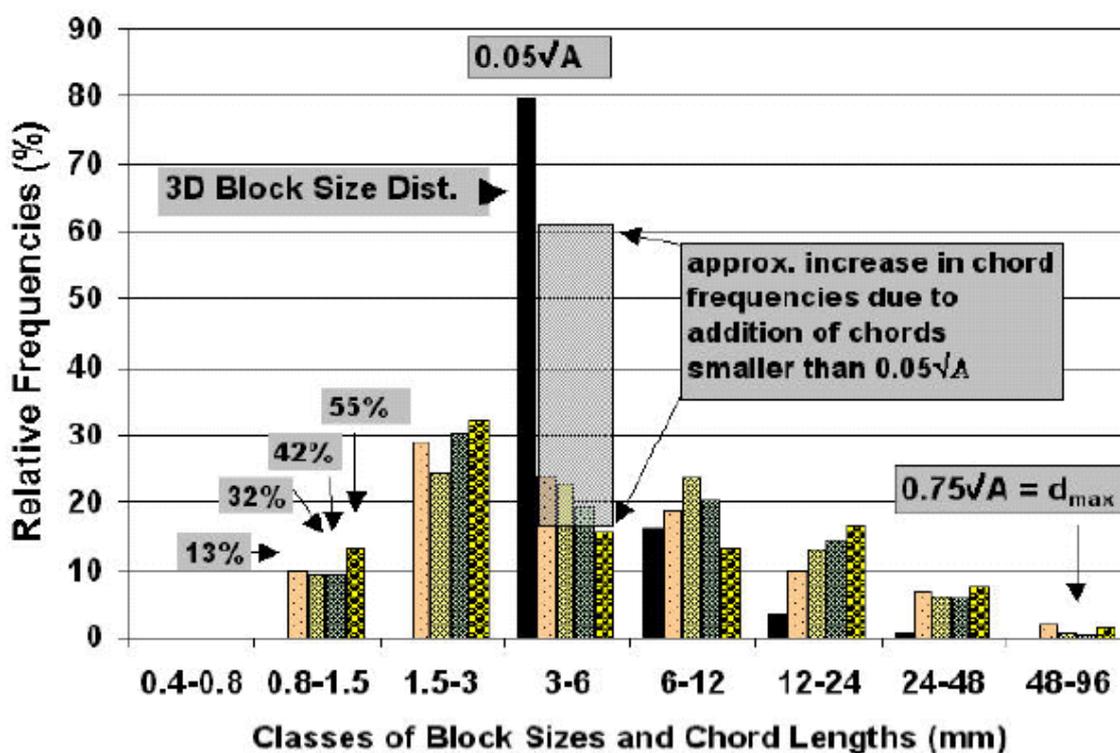


Figura 1.16. Frequenza relativa della lunghezza delle corde (1D) e della dimensione dei blocchi (3D). L'istogramma della distribuzione 3D per i 4 modelli di mélange è rappresentato da barre nere, mentre le barre colorate, di tonalità diversa a seconda della percentuale volumetrica dei blocchi riassumono la distribuzione delle lunghezze ottenute dalle 400 simulazioni di sondaggi (Medley, 2002).

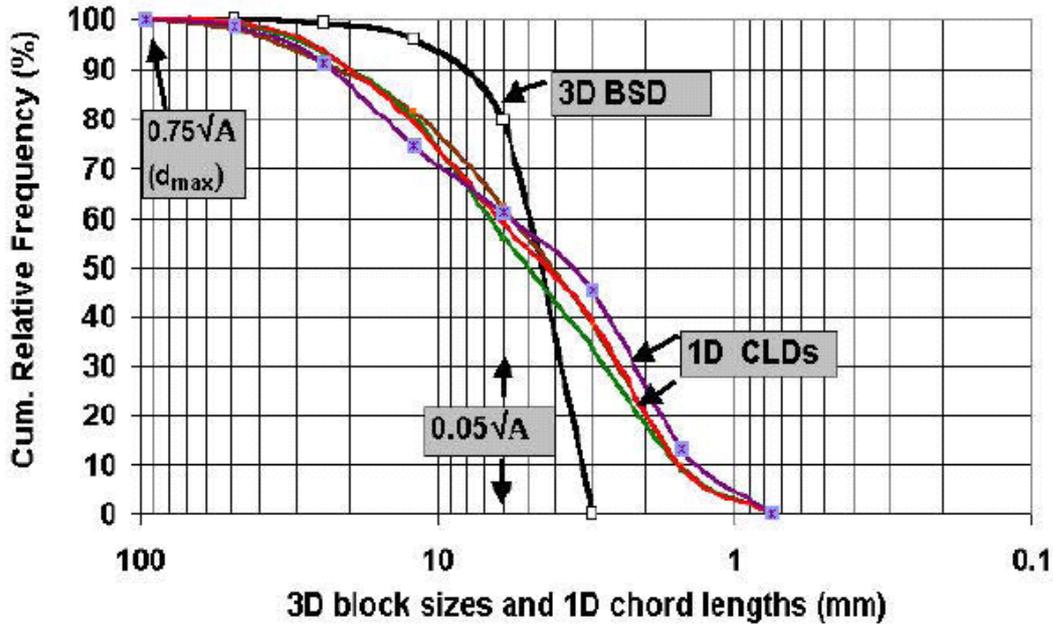


Figura 1.17. Frequenza relativa cumulata della distribuzione volumetrica originale (3D BSD) e della distribuzione della lunghezza delle corde intercettate durante i sondaggi simulati (1D CLDs) (Medley, 2002).

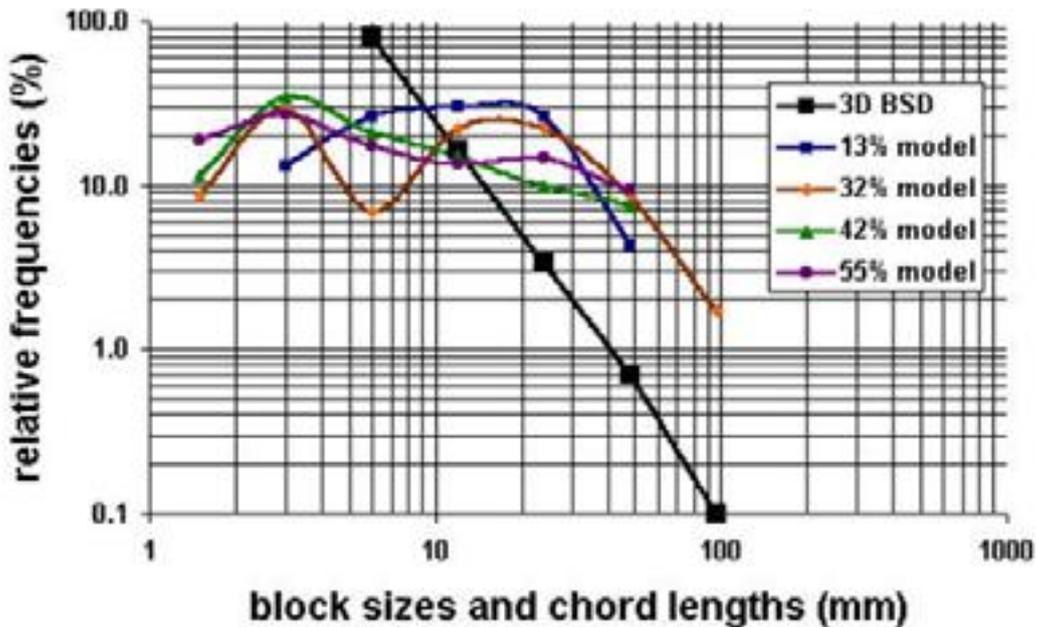


Figura 1.18. Frequenza relativa della distribuzione volumetrica originale (3D BSD) e della distribuzione della lunghezza delle corde intercettate durante i sondaggi simulati solo nella mezzeria dei provini (Medley, 2002).

Concludendo, il problema relativo alla costruzione della curva di distribuzione volumetrica dei blocchi a partire dall'analisi di dati forniti da indagini mono e bidimensionali è stato studiato per molti decenni. Gli approcci matematici utilizzati risultano essere molto complessi; il più recente contributo è stato fornito da Haneberg (2004). Si può affermare però che, allo stato attuale della ricerca, qualsiasi distribuzione dimensionale derivante dai dati di sondaggio non può ancora essere considerata rappresentativa della reale distribuzione 3D dei blocchi.

1.2.2. Caratterizzazione meccanica

A causa della complessa eterogeneità strutturale, la caratterizzazione meccanica delle bimrock costituisce una problematica di non semplice risoluzione, anche con le moderne tecniche di analisi messe a disposizione dalla Meccanica delle Rocce.

Dal punto di vista della progettazione ingegneristica, la presenza dei blocchi all'interno della formazione complessa può essere più o meno influente sul comportamento meccanico della bimrock a seconda della percentuale volumetrica e delle dimensioni dei blocchi presenti. La questione è resa ancora più complessa a causa del fatto che le dimensioni dei blocchi variano di diversi ordini di grandezza. E' necessario quindi definire in primo luogo una scala di interesse tipica del problema e associare ad essa una dimensione caratteristica L_c (vedi *paragrafo 1.2.1.2*). Successivamente, per la scala ingegneristica scelta, occorre definire una soglia dimensionale blocchi/matrice al di sotto della quale i blocchi sono considerati come ininfluenti sul comportamento meccanico d'ammasso e quindi come facenti parte della matrice (Medley (1994, 2001, 2002)). Medley (1994, 2002) e Medley e Lindquist (1995) svilupparono un criterio empirico per la definizione di tale soglia, basato sugli studi effettuati sul *Franciscan Mélange*, che pone la soglia blocchi/matrice pari al $5\%L_c$.

Riprendendo la definizione originaria fornita da Medley (1994), una formazione complessa può essere classificata come bimrock quando, da un punto di vista strutturale e meccanico, sono soddisfatte alcune proprietà fondamentali:

- il contrasto di resistenza tra la litologia dei blocchi e quella della matrice deve essere sufficientemente elevato, ovvero tale da far sviluppare eventuali deformazioni di taglio principalmente nella matrice, secondo percorsi tortuosi che si sviluppano tra i blocchi. Il contrasto minimo di resistenza è stato individuato per un valore del rapporto $\tan\varphi_{\text{blocchi}} / \tan\varphi_{\text{matrice}} \geq 2$ (dove φ rappresenta l'angolo di attrito della litologia caratteristica), o $E_{\text{blocchi}} / E_{\text{matrice}} \geq 2$ (dove E è il modulo di Young) (Volpe et al., 1991; Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994). In presenza di contrasti minori la superficie di rottura tende a svilupparsi anche all'interno dei blocchi piuttosto che solo intorno ad essi ed il comportamento meccanico della bimrock si avvicina a quello di un mezzo omogeneo. Quando il contrasto di resistenza supera il valore soglia, la resistenza propria dei blocchi gioca un ruolo trascurabile sulle proprietà meccaniche d'ammasso;

- il VBP, inteso come la percentuale volumetrica dei blocchi presente nella formazione, deve essere compreso indicativamente tra il 20-25% ed il 75% (Lindquist, 1994; Lindquist e Goodman, 1994; Kim et al., 2004; Sonmez et al., 2004a, b; Pan et al., 2008). Al di sotto di una VBP del 20% le caratteristiche di resistenza ed il comportamento tensio-deformativo della formazione sono controllati dalle proprietà della matrice, mentre al di sopra di una VBP del 75% il comportamento può essere assimilato a quello di un ammasso roccioso estremamente fratturato.

Nel seguito si descrivono e discutono i risultati degli studi presenti in letteratura riguardo all'aumento della resistenza della formazione bimrock rispetto a quella della sola matrice per la presenza di inclusioni inserite nella matrice stessa.

Le analisi e le sperimentazioni si fondano sulle prime osservazioni effettuate da Lindquist (1994) su provini artificiali di bimrock. In particolare Medley (2004) approfondì la descrizione qualitativa effettuata da Lindquist riguardo alla tortuosità della superficie di rottura, cercando di individuare dei parametri che la caratterizzassero in forma più oggettiva e stimando una larghezza della zona soggetta a importanti deformazioni di taglio.

Lindquist (1994) mise in evidenza l'aumento di resistenza all'aumentare del contenuto volumetrico dei blocchi, proponendo sulla base dei risultati ottenuti un criterio di rottura del materiale bimrock, considerato come omogeneo equivalente. L'approccio stocastico portato avanti da Li et al. (2004) e Barbero et al. (2007, 2018) validò tale risultato affrontando il problema in termini probabilistici attraverso la generazione di modelli non corrispondenti alla realtà deterministica, ma che grazie a un gran numero di estrazioni possono fornire un risultato finale più aderente ad essa, soprattutto nel caso di formazioni complesse laddove la caratterizzazione geometrica e meccanica risulta ricca di incertezze. Seguendo l'approccio omogeneo equivalente proposto da Lindquist (1994), sulla base di un gran numero di risultati presenti in letteratura e ottenuti da prove sperimentali su provini artificiali e in situ, Sonmez et al. (2006, 2009) e Kalender et al. (2014) definirono un criterio di resistenza per le formazioni bimrock considerandole come un omogeneo equivalente. Il criterio utilizzabile in una fase progettuale preliminare fornisce una stima del limite inferiore dell'angolo di attrito interno di una bimrock, note le proprietà meccaniche della matrice e dei blocchi e al variare della percentuale volumetrica delle inclusioni.

1.2.2.1. Modello di Lindquist

Lindquist (1994) realizzò i primi modelli fisici con lo scopo di comprendere il comportamento meccanico a rottura delle bimrocks. I risultati da lui ottenuti vengono utilizzati come punto di partenza per successive e più approfondite analisi. Per definire la forma, le dimensioni e le proprietà dei blocchi, Lindquist prese a riferimento il *Franciscan Mélange*, di cui disponeva un'importante serie di dati ottenuti da carte tematiche e fotografie eseguite durante gli approfonditi studi svolti sulle coste della California. I modelli presentano le seguenti caratteristiche:

- si tratta di provini cilindrici snelli di diametro 150 mm e altezza 300 mm;
- i blocchi vengono realizzati amalgamando insieme sabbia, cemento portland e ceneri volanti, mentre la matrice si ottiene miscelando bentonite e cemento portland. Per simulare le zone deformate a taglio in prossimità dei blocchi internamente alla matrice vengono utilizzati sottili strati di cera coperta da polvere di talco;
- la forma dei blocchi spazia da lenticolare a rettangolare;
- la dimensione frattale della distribuzione dei blocchi D è pari a 2 (valore tipico del *Franciscan Mélange*);
- il rapporto tra l'asse maggiore e minore dei blocchi è compreso tra 2 e 3;
- la massima dimensione assiale dei blocchi è circa pari al raggio del provino. Le misure medie dei blocchi variano da un massimo di 165 mm a un minimo di 12 mm, corrispondente alla soglia blocchi/matrice;
- la distribuzione volumetrica dei blocchi è rappresentabile considerando le quattro classi dimensionali con le corrispondenti frequenze relative in *Tabella 1.1.*;

Classe	Dimensioni [mm]	Frequenza relativa blocchi [%]
1	10-19	75.5
2	19-38	18.9
3	38-75	4.7
4	75-150	1.2

Tabella 1.1. Classi dimensionali dei blocchi e rispettiva frequenza relativa (Lindquist, 1994)

Vengono realizzati 5 provini per ciascuno dei 4 modelli, rappresentati schematicamente in *Figura 1.19*. La direzione di applicazione del carico è verticale; in *Figura 1.19* si

evidenzia anche l'angolo che si genera tra la direzione del carico e l'orientazione dei blocchi. Inoltre, si preparano anche 7 provini di diametro 200 mm costituiti interamente dal materiale della matrice e 10 campioni di diametro 70 mm che contengono esclusivamente il materiale con cui vengono modellati i blocchi.

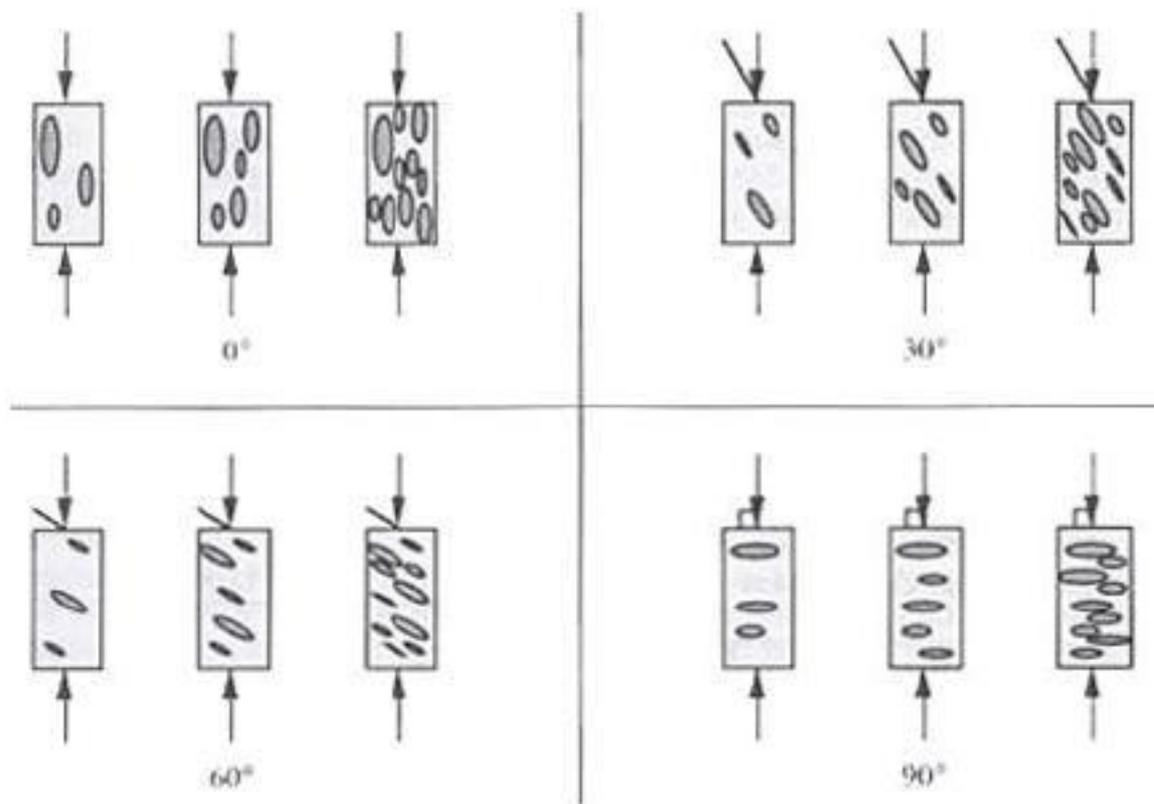


Figura 1.19. Rappresentazione schematica dei diversi modelli realizzati da Lindquist (Lindquist, 1994).

Lo studio, incentrato sulla variazione delle proprietà meccaniche dell'ammasso al variare della percentuale volumetrica dei blocchi, fornisce anche ulteriori dati per verificare le stime dei parametri geometrici effettuate sui modelli realizzati da Medley (1994) (vedi *paragrafo 1.1.1.3.*). Dopo aver sottoposto i campioni alla prova triassiale, Lindquist ricopiò la loro superficie laterale su carta trasparente, la quale fu poi successivamente stesa su una superficie ottenendo il risultato fotografato in *Figura 1.20.*, per verificare se la distribuzione dimensionale e volumetrica ottenuta con metodi 2D (analisi di fotografie) e 1D (risultati di sondaggi simulati) potesse risultare rappresentativa dei valori reali noti. In rosso venne tracciata sulla carta trasparente la superficie di rottura ottenuta in seguito all'esecuzione della prova triassiale osservando le fessure che si erano generate nel provino.



Figura 1.20. Proiezione piana della superficie laterale di un provino con inclinazione dei blocchi a 60° soggetto a prova triassiale; in rosso, la traccia della superficie di rottura (Lindquist, 1994).

Lindquist (1994) dimostrò che la superficie di rottura in una formazione bimrock segue i contatti blocchi-matrice. In particolare, mise in evidenza come la tortuosità della superficie di rottura nascesse per la presenza di blocchi appartenenti a diverse classi dimensionali, come mostrato in Figura 1.21.

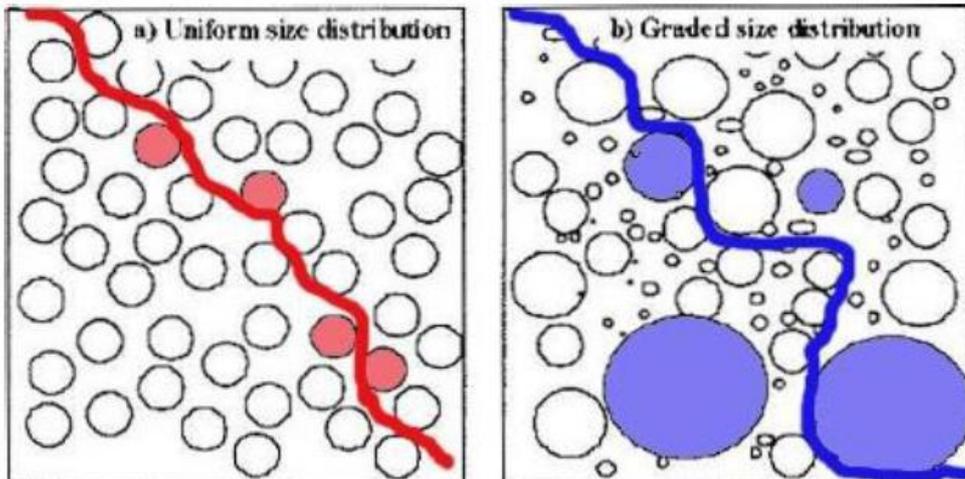


Figura 1.21. Sviluppo della superficie di rottura nel caso di distribuzione uniforme dei blocchi (a sinistra) e in presenza di blocchi con dimensioni differenti (a destra) (Lindquist & Goodman, 1994).

Per tutti i campioni testati, la resistenza al taglio τ viene rappresentata utilizzando il criterio di Mohr-Coulomb $\tau = c' + \sigma' \tan \varphi'$, dove c' è la coesione efficace, σ' è la tensione normale e φ' è l'angolo di attrito interno del materiale.

Si osserva una riduzione della coesione all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi (*Figura 1.22.*). In particolare, i provini con contenuto volumetrico di blocchi VBP=70% presentano una coesione dimezzata rispetto a quella della matrice. Inoltre, risulta evidente l'influenza della forma e dell'orientazione dei blocchi: bassi valori di coesione si individuano soprattutto per inclinazione dei blocchi a 30° rispetto alla verticale, mentre laddove i blocchi sono verticali e orizzontali si osservano i massimi valori di coesione. La riduzione di coesione all'aumentare di VBP è anche dovuta al fatto che i provini con un maggior contenuto di blocchi, non solo presentano un quantitativo superiore di superfici di debolezza al contatto blocchi-matrice su cui si sviluppa la potenziale superficie di rottura, ma queste superfici risultano anche più continue.

L'angolo di attrito interno del materiale si incrementa all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi (*Figura 1.23.*), grazie all'incremento di tortuosità della superficie di rottura. I valori dell'angolo di attrito non hanno importanti modificazioni al variare dell'inclinazione dei blocchi per medie e alte VBP per le quali si riscontra un incremento di circa 15° dell'angolo di attrito rispetto a quello definito per la matrice.

Analizzando i risultati nelle *Figure 1.22 e 1.23.* per basse percentuali volumetriche dei blocchi, intorno al 25-30%, si osserva che, soprattutto nel caso di disposizione delle inclusioni con inclinazioni pari a 0° e 60°, i valori di coesione e di angolo di attrito rimangono quasi invariati rispetto alla matrice. Questo dimostra la presenza di una soglia blocchi/matrice, posta attorno al 25-30% di VBP: i blocchi con dimensione inferiore a tale valore non contribuiscono a incrementare la resistenza dell'ammasso e possono considerarsi parte della matrice.

Lindquist analizzò anche il comportamento del modulo di deformazione secante (modulo di Young secante) al variare della percentuale volumetrica dei blocchi e dell'orientazione degli stessi. Egli osservò un aumento del modulo all'aumentare di VBP, con il raggiungimento dei massimi valori per i campioni in cui la direzione dell'asse maggiore dei blocchi era parallela a quella di applicazione del carico assiale.

Tali risultati vennero utilizzati come punto di partenza per definire un criterio di rottura per il materiale bimrock, considerato come omogeneo equivalente (vedi *paragrafo 1.2.2.3.2.1.*).

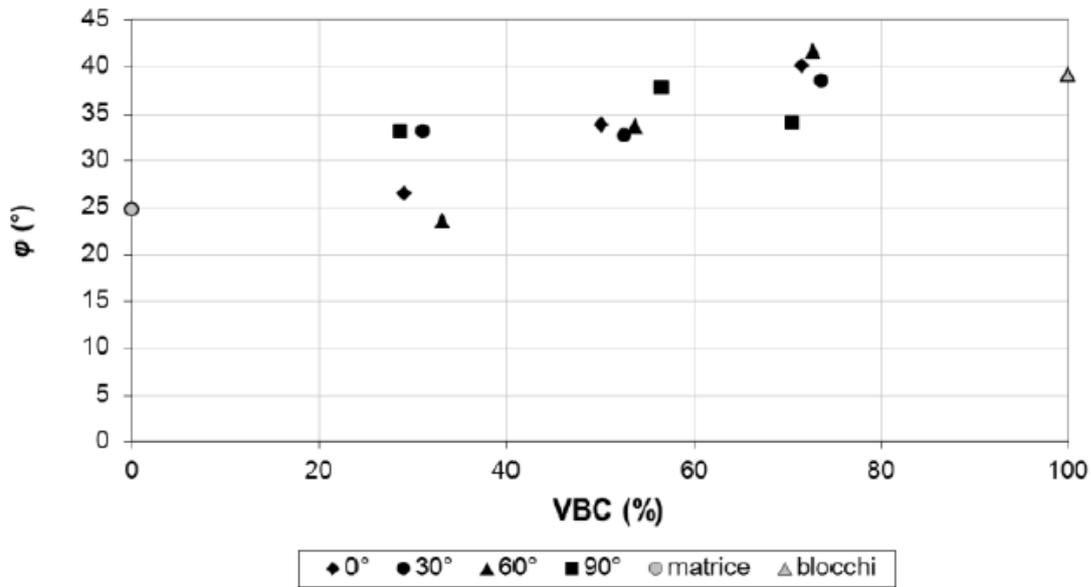


Figura 1.22. Variazione dell'angolo di attrito in funzione di VBC (contenuto volumetrico dei blocchi) per diverse orientazioni dei blocchi rispetto all'applicazione del massimo carico (Lindquist, 1994) (da Coli, 2010).

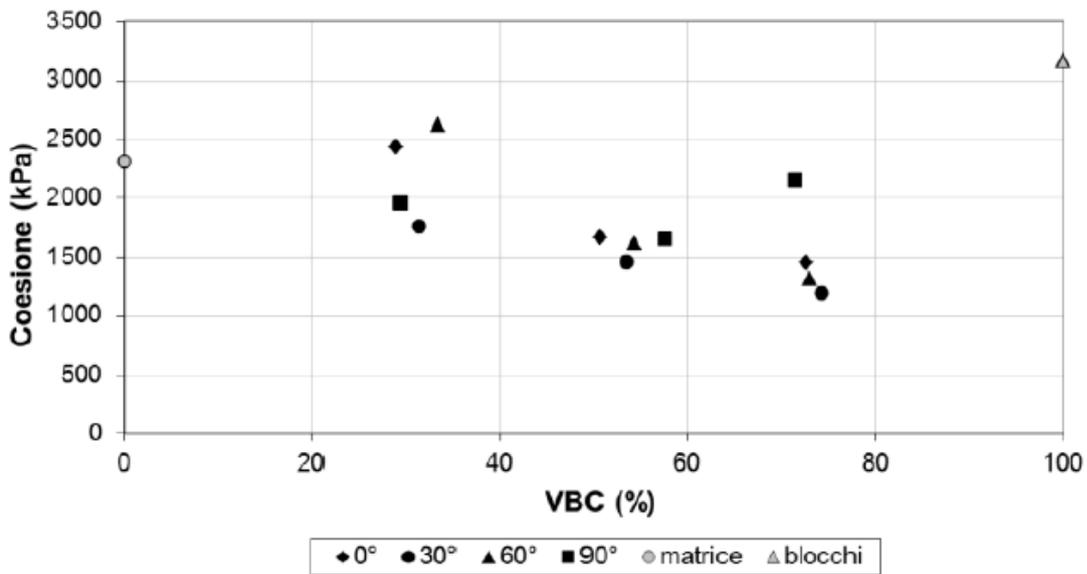


Figura 1.23. Variazione della coesione in funzione di VBC (contenuto volumetrico dei blocchi) per diverse orientazioni dei blocchi rispetto alla direzione di applicazione del massimo carico (Lindquist, 1994) (da Coli, 2010).

1.2.2.2. Tortuosità della superficie di rottura

In seguito all'esecuzione della prova triassiale, Lindquist (1994) osservò la tortuosità della superficie di rottura sui provini di bimrock da lui realizzati in maniera esclusivamente qualitativa.

Medley (2004) utilizzò delle copie delle proiezioni delle superfici laterali dei campioni cilindrici soggetti a prova da Lindquist per investigare le caratteristiche delle superfici di rottura. In *Figura 1.24.* in giallo è rappresentata la superficie di rottura individuata dalle fessure sul provino. Per misurare la sua lunghezza, viene utilizzata una corda flessibile fatta di maglie fini che può essere avvolta anche attorno alle curve più strette. La lunghezza della corda necessaria a seguire il reale percorso tortuoso di rottura, definita come L' , viene valutata stirando linearmente la corda stessa e misurandone la sua lunghezza. In rosso in *Figura 1.24.* è rappresentata anche la superficie di rottura che si genererebbe in assenza dei blocchi, definita sperimentalmente da Lindquist (1994) analizzando le fessure formatesi alla fine della prova triassiale nei provini costituiti dalla sola matrice. La lunghezza della traccia della superficie di rottura all'interno della matrice L_0 viene misurata sia manualmente, utilizzando una corda flessibile, sia in forma digitale sull'immagine. Si assume che il grado di deformazione orizzontale dovuto alla proiezione della superficie cilindrica del provino sul piano sia lo stesso per L' e L_0 . Vengono anche misurate le lunghezze di contatto tra la superficie di rottura e i blocchi, mostrate in blu in *Figura 1.24.*, la cui somma viene denominata come t . La valutazione dei parametri L' , L_0 e t viene eseguita su circa 70 proiezioni piane delle superfici cilindriche dei provini realizzati da Lindquist.

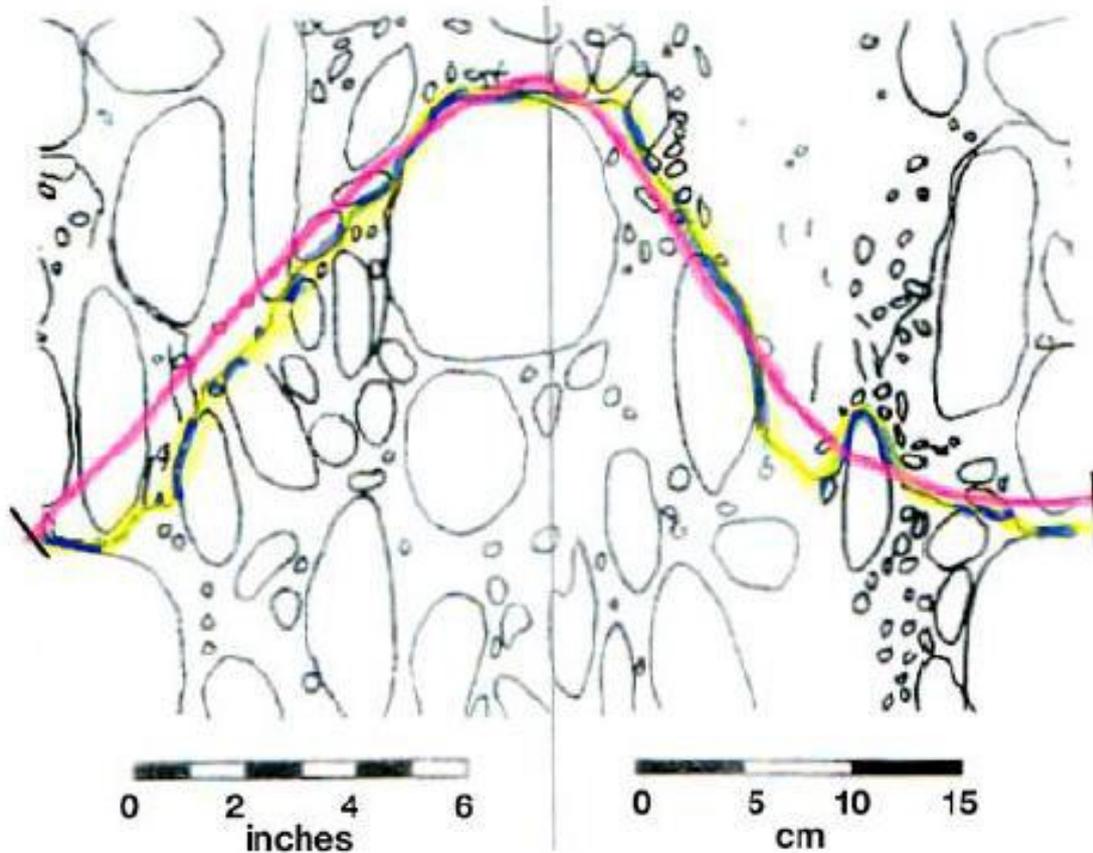


Figura 1.24. Proiezione piana della superficie cilindrica di un provino realizzato da Lindquist (1994); sono state misurate la lunghezza della superficie di rottura tortuosa L' in giallo, la lunghezza della superficie di rottura nella sola matrice in rosso e la lunghezza totale dei contatti blocchi/matrice, evidenziati singolarmente in blu (Medley, 2004).

In Figura 1.26. vengono mostrati i principali parametri presi in considerazione da Medley. Una misura di tortuosità è fornita dal rapporto L'/L_0 tra la lunghezza del percorso tortuoso L' e quella della linea più corta tra gli stessi due punti L_0 , corrispondente anche allo stiramento sul piano della superficie di rottura nella sola matrice. Digitalmente viene anche valutata l'area totale A compresa tra la superficie di rottura tortuosa e quella caratteristica della sola matrice. Il rapporto A/L_0 definito come larghezza tortuosa media diventa un indice della "rugosità" della superficie di rottura. Infine la lunghezza totale di contatto blocchi/matrice viene adimensionalizzata rispetto alla lunghezza L' della superficie tortuosa.

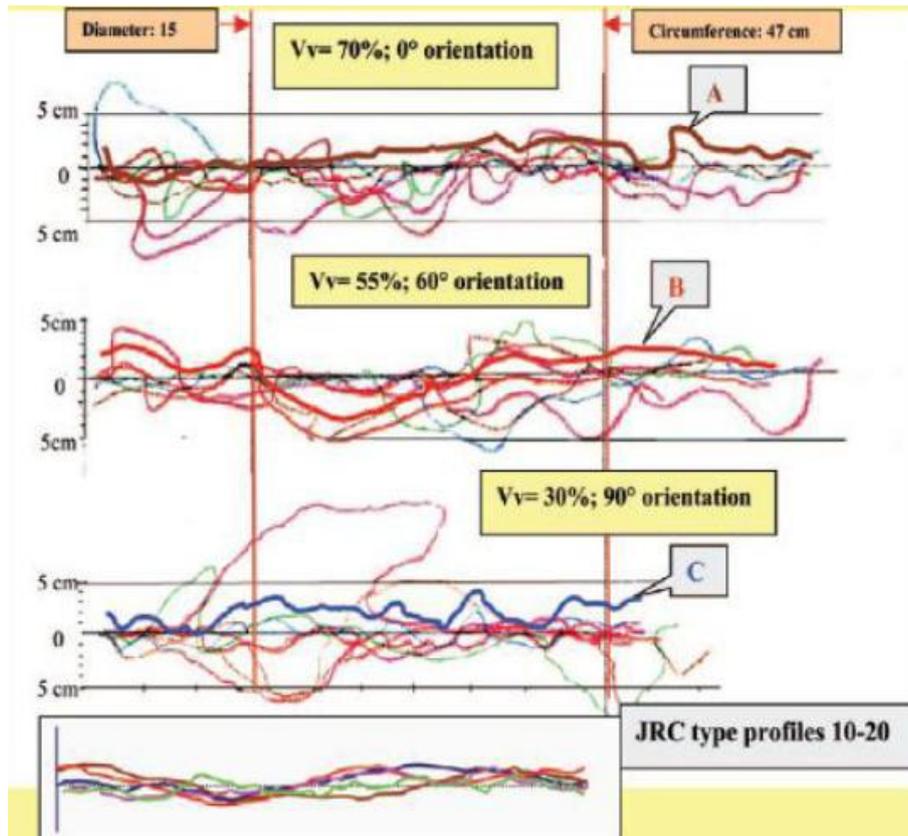


Figura 1.25. Tracce delle superfici di rottura raggruppate in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi e della loro orientazione, messe a confronto con i profili standard di JRC compresi tra 10 e 20. La scala orizzontale è la stessa di quella verticale (Medley, 2004).

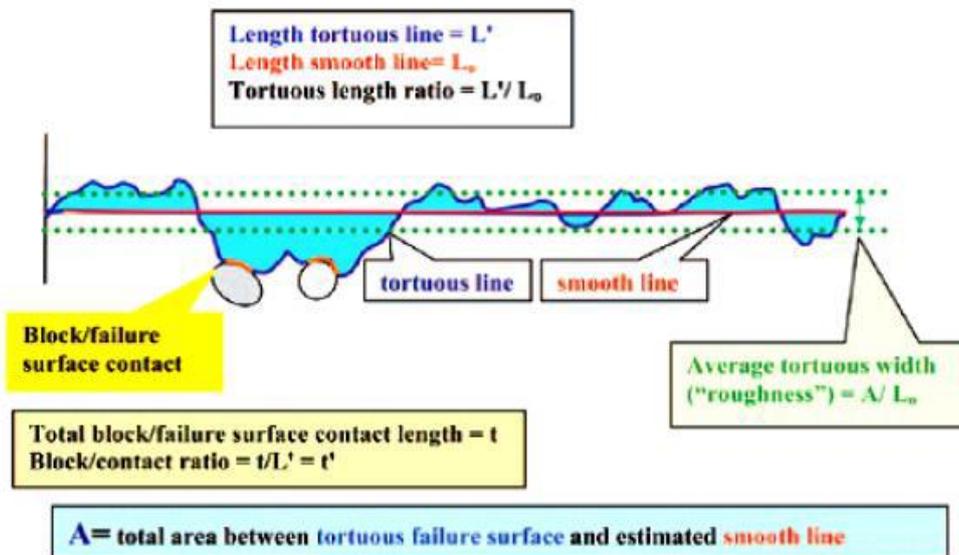


Figura 1.26. Parametri misurati e calcolati a partire dalle tracce delle superfici di rottura (Medley, 2004).

I risultati vengono riassunti in Figura 1.27.

Nel grafico in alto si osserva una ridotta sensibilità del rapporto L/L_0 al variare della percentuale volumetrica e dell'orientazione dei blocchi. La dispersione dei dati risulta essere maggiore per basse percentuali volumetriche dei blocchi (attorno al 30%). Medley (2004) sottolineò però la necessità di ulteriori studi per comprendere le ragioni delle differenti dispersioni di risultati e in particolare del motivo per cui c'è una dispersione minore per $VBP=50\%$.

Nel diagramma al centro si può individuare una lieve dipendenza di A/L_0 , indice della "rugosità" della superficie di rottura, dalla percentuale volumetrica dei blocchi e l'orientazione degli stessi, sebbene per basse VBP si riscontri ancora un'ampia dispersione dei dati. Il valore medio del parametro A/L_0 per 73 superfici di rottura analizzate è pari a 1.44 cm, con una deviazione standard di 0.68 cm, come mostrato in *Tabella 1.2.* Dal momento che il diametro del campione cilindrico sottoposto a prova triassiale è pari a 15 cm, la larghezza tortuosa media è approssimativamente il $10\% \pm 5\%$ del diametro. Per un qualsiasi problema ingegneristico quindi, definita la dimensione caratteristica L_c , è possibile stimare la larghezza di una potenziale zona di rottura compresa tra il 10 e il 15% di L_c .

Il grafico in *Figura 1.27.* in basso e la *Tabella 1.2.* riassumono i risultati ottenuti dall'analisi delle lunghezze di contatto blocchi/matrice t/L' . Si osserva una dipendenza lineare tra il parametro t/L' e la percentuale volumetrica dei blocchi, che tende a indebolirsi per VBP superiori al 50%. Medley suggerisce però di continuare a considerare la relazione di tipo lineare (retta rossa sul grafico in basso in *Figura 1.27.*), la quale risulta conservativa.

Concludendo, gli studi di Medley (2004) evidenziano come risulti molto difficile definire una potenziale superficie di rottura in bimrock. Risulta invece più prudente e appropriato definire delle zone di rottura con uno spessore compreso tra il 5 e il 15% della dimensione caratteristica del problema, all'interno della quale si sviluppa la superficie di rottura. Si osserva poi come gli approcci convenzionali della meccanica delle rocce, che descrivono la rugosità dei giunti attraverso dei profili tipo a cui è associato un valore di JRC, non possono essere utilizzati per la definizione della tortuosità della superficie di rottura, dal momento che la "rugosità" di quest'ultima risulta essere molto più accentuata di quella descritta dai profili JRC. Inoltre, non si può parlare di una superficie di rottura univoca, ma di vere e proprie zone di rottura, che coinvolgono spessori di matrice non indifferente, quindi dovrebbero entrare in gioco nell'analisi anche gli approcci della meccanica delle terre.

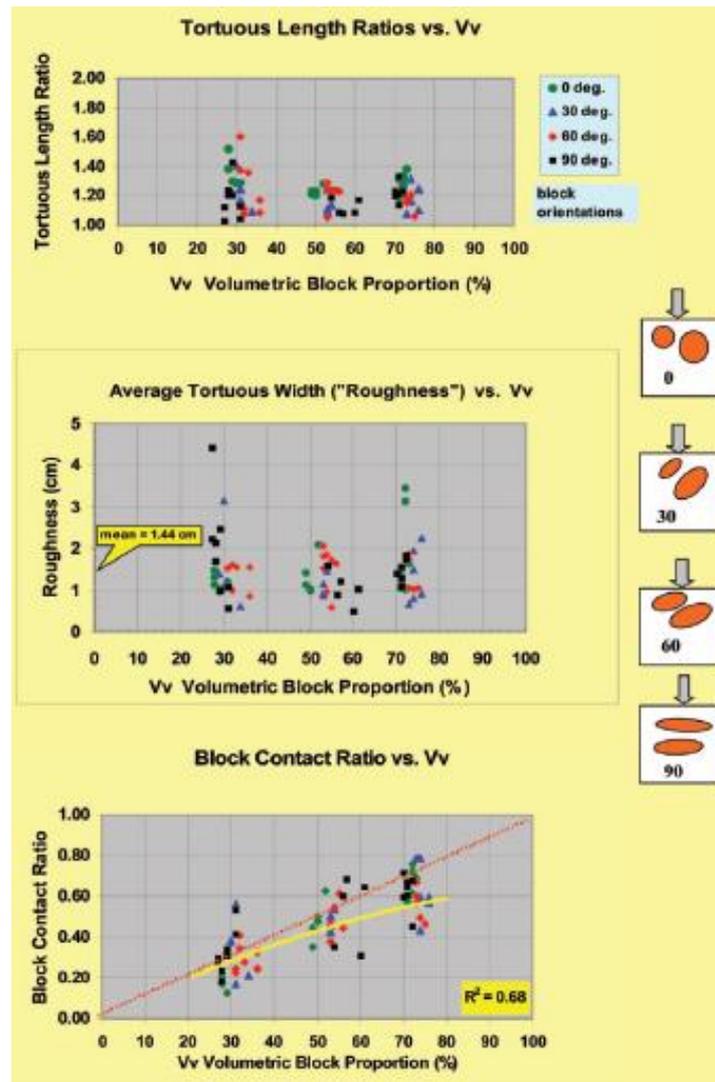


Figura 1.27. In alto, grafico dell'andamento del rapporto L'/L_0 in funzione di VBP; al centro andamento della "rugosità" della superficie di rottura in funzione di VBP; in basso dipendenza del parametro t/L' da VBP. I dati vengono riportati con colori diversi a seconda dell'orientazione dei blocchi (Medley, 2004).

Parameter	Unit	Symbol	Count	Mean	Standard deviation	Minimum	Maximum
Length Smooth Line*	cm	L_0	72	58.2	10.4	31.6	77.8
Length Tortuous Line	cm	L'	72	70.9	13.7	38.9	110.2
Tortuous Extension Ratio		L'/L_0	72	1.22	0.046	1.03	1.6
Total Length block Contacts	cm	t	72	32.9	12.5	9.7	66.8
Block Contact Ratio		t/L'	72	0.46	0.18	0.12	0.79
Tortuous Area	cm ²	A	73	84.2	37.7	24.9	225.4
Length Smooth Line**	cm	L_0	73	59.4	9.5	41.7	81
Tortuous Width	cm	A/L_0	73	1.44	0.68	0.5	4.45

* L_0 measured manually, ** L_0 measured digitally

Tabella 1.2. Riassunto dei parametri misurati e dei loro valori statistici (Medley, 2004).

1.2.2.3. Resistenza e deformabilità

1.2.2.3.1. Approccio stocastico

L'approccio stocastico, a partire da parametri meccanici ottenuti mediante prove sperimentali sul materiale in esame, tiene in considerazione le variazioni delle variabili di input e quindi fornisce dei risultati in termini probabilistici. I modelli stocastici non corrispondono alla realtà, ma l'analisi di molte estrazioni può fornire risultati più aderenti ad essa, soprattutto nel caso di formazioni complesse laddove la caratterizzazione geometrica e meccanica risulta difficoltosa e ricca di incertezze.

Nel seguito si propongono i modelli numerici studiati da Li et al. (2004), validati su dati sperimentali, e quelli generati da Barbero et al. (2007, 2018) con lo scopo di simulare una campagna d'indagine sperimentale su provini in bimrock, modellati sia in forma bidimensionale che tridimensionale, i cui blocchi e la cui matrice presentano le stesse proprietà meccaniche di quelli realizzati da Lindquist (1994).

Tra i primi modelli stocastici si cita quello realizzato da Li et al. (2004). Essi eseguirono una serie di prove di taglio in situ su un aggregato di rocce e terreni definito con l'acronimo RSA (*Rock and Soil Aggregate*) presente nell'area della diga delle Tre Gole in Cina, osservando come il comportamento del materiale fosse strettamente correlato alla percentuale volumetrica e alla distribuzione geometrica dei blocchi. I risultati delle prove di taglio in situ e la caratterizzazione del materiale presente vengono riportati in *Tabella 1.3.*, dove con P_{max} e P_{min} si indicano rispettivamente la massima e la minima forza orizzontale applicate, σ_p rappresenta la massima tensione di taglio raggiunta alla fine della prova, mentre la coesione C e l'angolo di attrito ϕ sono ottenuti a partire dai risultati della prova di taglio seguendo l'approccio di Lin et al. (1994).

	T1	T2	T3
VBP [%]	54	42.1	38.3
ρ [g/cm ³]	2.36	2.36	2.36
Pmax [KN]	24.64	15.02	14.14
Pmin [KN]	15.49	6.7	6.4
σ_p [KPa]	125.1	44.2	38.9
C [KPa]	22.6	18.7	18.4
ϕ [°]	41.6	39	29.3

Tabella 1.3. Risultati della prova di taglio diretto in situ eseguita su tre campioni T1, T2, T3 (Li et al., 2004)

Dal momento però che la possibilità di eseguire test in situ risulta limitata e il numero di prove eseguite non risulta sufficiente per studiare il comportamento della bimrock, l'analisi della risposta meccanica della formazione viene effettuata utilizzando un approccio stocastico. Viene realizzato un modello 2D, la cui dimensione riprende esattamente quella dei campioni soggetti alla prova di taglio in situ (larghezza 240 cm, altezza 110 cm). A partire dai dati delle campagne di indagine, vengono innanzitutto definite le funzioni di distribuzione dei quattro parametri geometrici individuati per descrivere la distribuzione spaziale dei blocchi:

- Posizione: le indagini in situ mostrano una disposizione dei blocchi casuale, si assume dunque una distribuzione uniforme per la loro localizzazione. Per ciascun modello, vengono quindi estratte con metodo Monte Carlo una serie di coordinate stocastiche (x,y) dei blocchi.
- Dimensione: l'analisi dimensionale nei campioni mostra una distribuzione logaritmica, quindi a partire da quest'ultima vengono estratte in maniera random le dimensioni dei blocchi.
- Forma: i blocchi presentano forme poligonali arrotondate. Viene quindi definita una variabile di forma η pari a 4,5,6,7,8 che rappresentano rispettivamente blocchi quadrilateri, pentagonali, esagonali, ettagonali ed ottaedrici. Per ciascun modello η viene estratta casualmente.
- Azimuth: definito come l'angolo compreso tra uno spigolo del blocco poligonale e l'orizzontale, viene ottenuto casualmente estraendolo nell'intervallo tra 0° e 360° .

Il modello continuo viene analizzato con l'ausilio del software Flac3D e discretizzato in 17393 unità triangolari (*Figura 1.28*). Le proprietà meccaniche dei blocchi e della matrice vengono ricavate sperimentalmente in maniera separata (*Tabella 1.4.*) e si assume per entrambi un comportamento elastico perfettamente plastico con un criterio di rottura di Mohr-Coulomb.

Il modello viene validato riproducendo il comportamento del campione T1 analizzato sperimentalmente con percentuale volumetrica dei blocchi pari al 54% e osservando una quasi totale corrispondenza tra il risultato numerico e quello della prova di taglio in situ sul diagramma tensione di taglio-spostamenti in *Figura 1.30*. Nel modello, si nota la formazione di due possibili superfici di rottura individuate da zone plasticizzate a taglio. La linea di frattura OB (*Figura 1.31.*) risulta corrispondere con quella individuata realmente nel provino T1 al termine della prova di taglio in situ. Come osservato già nei

primi modelli di Lindquist (1994), la superficie di rottura diventa tortuosa e irregolare, contorna i blocchi e raramente attraversa quelli di dimensione minore.

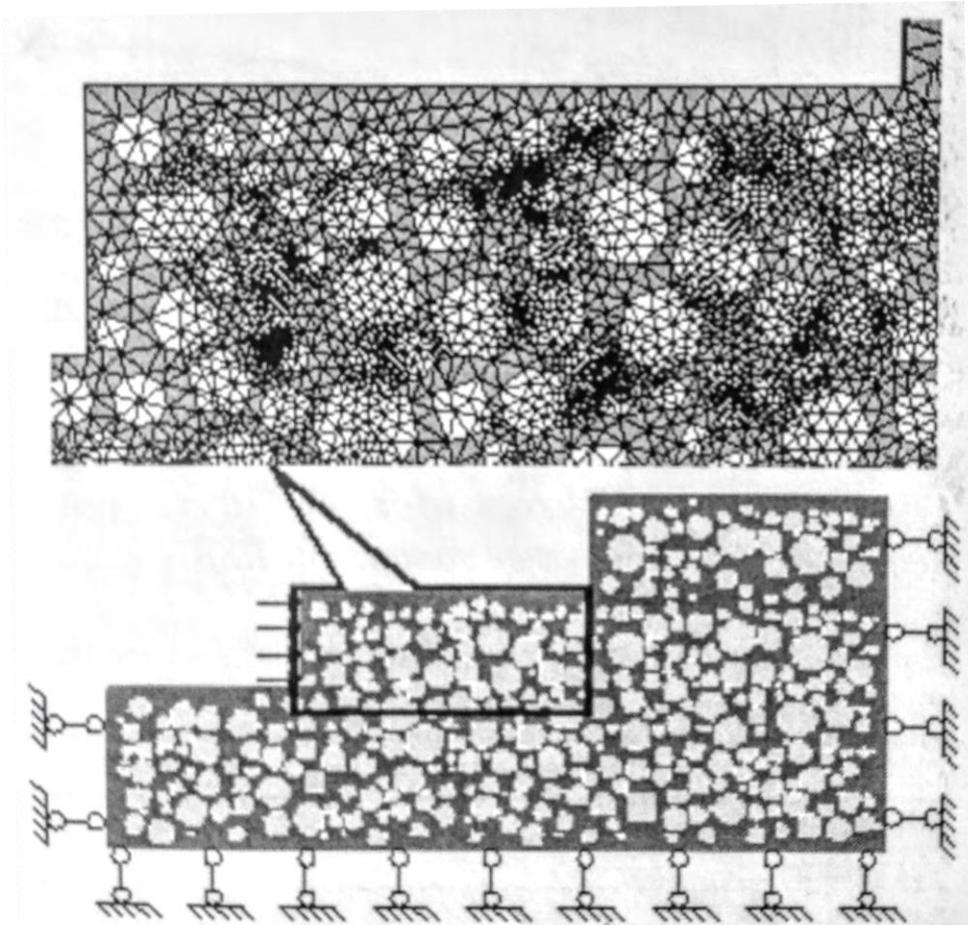


Figura 1.28. Modello stocastico 2D del provino T1 (Li et al., 2004)

	Matrice	Blocchi
Densità ρ [kg/m ³]	2200	2700
Modulo di volume K [MPa]	25	3000
Modulo di taglio G [MPa]	15	2100
Coesione C [MPa]	0.03	0.6
Angolo d'attrito ϕ [°]	24	40
Resistenza a trazione σ_t [MPa]	0.02	0.5

Tabella 1.4. Parametri meccanici inseriti nel modello numerico (Li et al., 2004).

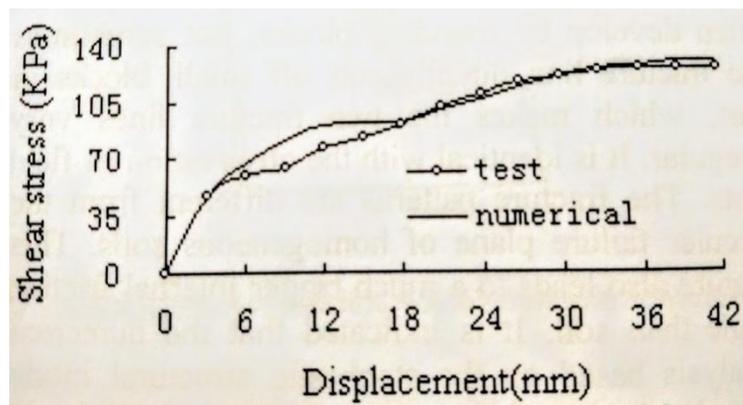


Figura 1.30. Curve sforzi di taglio-spostamenti ottenute per il modello numerico e sperimentale in sito (Li et al., 2004).

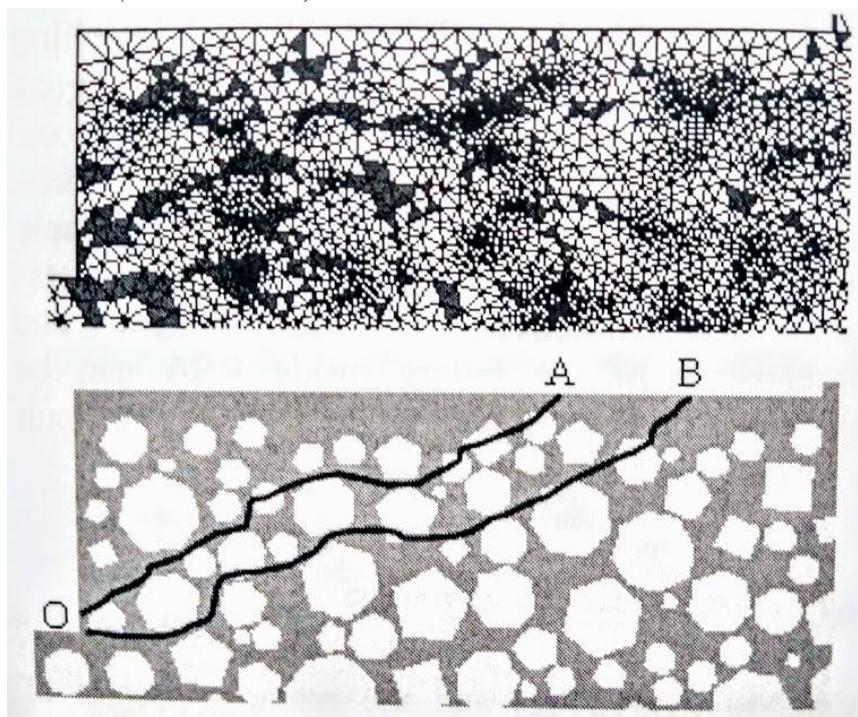


Figura 1.31. Zone plasticizzate in grigio e linee di frattura in nero evidenziate al termine del calcolo del modello numerico (Li et al., 2004).

Lo studio del comportamento meccanico delle bimrocks seguendo l'approccio stocastico viene portato avanti dal gruppo di ricerca costituito da M. Barbero, M. Bonini e M. Borri-Brunetto del Politecnico di Torino (2007, 2012).

Inizialmente, vengono generati dei modelli bidimensionali di campioni (altezza 10 cm, larghezza 5 cm) di bimrock con percentuali volumetriche dei blocchi (VBP) note a priori. Su di essi vengono simulate prove di compressione confinate e non confinate allo scopo di mettere in evidenza il comportamento meccanico e di verificare i risultati relativi all'incremento di resistenza con l'aumento della percentuale volumetrica dei blocchi, ottenuto sperimentalmente da Lindquist (1994). Si generano quindi dei modelli che

rispettano le principali caratteristiche delle formazioni bimrock. In particolare, le proprietà meccaniche della matrice e delle inclusioni in *Tabella 1.5.*, i cui valori sono gli stessi utilizzati per i modelli di Lindquist (1994), garantiscono un rapporto di resistenze blocchi/matrice superiore a 2, tipico delle formazioni bimrock (Medley, 2002). La matrice e le inclusioni vengono modellate con un comportamento elastico perfettamente plastico e con il criterio di rottura di Mohr Coulomb. Il diametro dei campioni, pari a 5 cm, viene definito come grandezza ingegneristica di interesse L_c ; di conseguenza la massima dimensione dei blocchi risulta essere pari $0.75 L_c$, cioè 3.75 cm, mentre la minima è $0.05L_c$, cioè 0.25 cm. I blocchi hanno forme circolari o ellittiche. Le loro posizioni, dimensioni e orientazioni vengono estratte casualmente a partire da una distribuzione statistica di ciascuno di questi tre parametri. In particolare, viene definito un algoritmo in cui ogni inclusione viene aggiunta al modello estraendo innanzitutto il suo asse maggiore, mediante un generatore di numeri casuali che segue una legge di potenza, mentre l'asse secondario e la rotazione dell'asse rispetto al sistema di riferimento fisso vengono ottenuti con estrazione casuale da distribuzioni di tipo uniforme. L'inserimento delle inclusioni termina quando viene raggiunta la percentuale volumetrica scelta a priori per il campione. Una seconda fase dell'algoritmo definisce la posizione delle ellissi tramite la generazione casuale delle coordinate del centro a partire da una distribuzione uniforme. Al fine di mantenere solo le configurazioni di inclusione fattibili, è stato incluso nell'algoritmo un test sulla compenetrazione delle ellissi (Donev et al., 2005) secondo il quale le inclusioni vengono aggiunte al campione in ordine inverso, la posizione di ogni nuovo blocco viene confrontata con quella dei precedenti e l'estrazione viene ripetuta fino a che si ottiene una disposizione adeguata.

	E [GPa]	ν [-]	σ_c [MPa]	σ_t [MPa]	ϕ' [°]	c' [MPa]
Matrice	2.5	0.25	7.12	0.712	24.7	2.28
Blocchi	5.0	0.25	12.68	1.268	38.3	3.07

Tabella 1.5. Proprietà meccaniche dei materiali inseriti nei modelli (E=modulo di Young; ν =coefficiente di Poisson; σ_c =resistenza a compressione uniassiale; σ_t =resistenza a trazione; ϕ' =angolo di attrito; c' =coesione) (Barbero et al. 2012)

Le analisi numeriche vengono eseguite con due differenti software: FLAC e ADINA. Il primo genera una griglia di discretizzazione rettangolare sufficientemente piccola, che viene sovrapposta al modello geometrico. A ogni cella vengono assegnate le proprietà meccaniche della matrice o dei blocchi. Il secondo invece genera una mesh triangolare, i

cui nodi si generano ai bordi delle inclusioni, garantendo una più efficiente discretizzazione. Mentre con FLAC si generano modelli con blocchi sia circolari che ellittici, con ADINA la simulazione prevede solo blocchi circolari. Vengono inoltre fissate le condizioni al contorno: per simulare la prova di compressione, la base del modello risulta fissa, mentre la sommità può muovere solo verticalmente. Nel caso di test non confinato, viene imposto un carico verticale e il campione risulta libero di spanciare lateralmente; per prove confinate viene fornita una pressione fissa ai lati del provino.

Le analisi forniscono risultati simili per i due software, quindi spesso i dati vengono analizzati insieme.

Nella prova di compressione non confinata, la plasticizzazione avviene inizialmente nella matrice, si raggiunge la resistenza a trazione in alcuni punti di contatto blocchi/matrice e solo in prossimità del massimo carico a rottura la plasticizzazione si propaga nei blocchi.

In *Figura 1.32* si osserva l'incremento della resistenza a compressione monoassiale all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi (VBP). Le analisi svolte con FLAC sono limitate a una VBP= 37% a causa delle limitazioni dovute alla sovrapposizione della griglia di elementi rettangolari sul modello e forniscono risultati leggermente inferiori dovuti a una discretizzazione meno efficiente delle piccole inclusioni. Il modulo di deformazione tangente, pari al 50% della resistenza a compressione, segue lo stesso andamento.

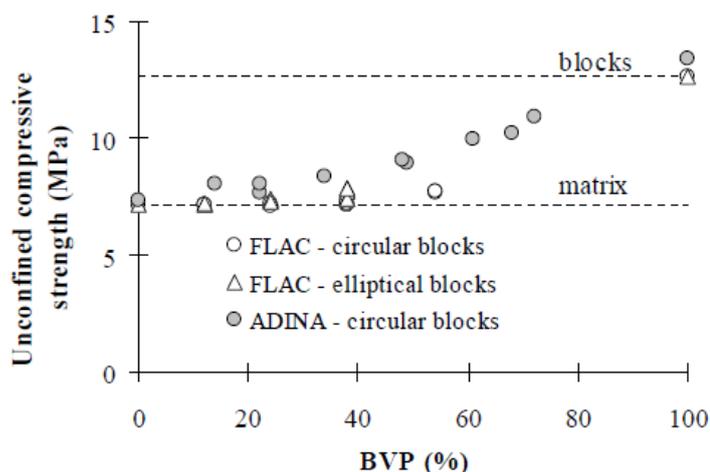


Figura 1.32. Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla resistenza a compressione non confinata nei modelli bimrock (Barbero et al., 2012)

Inoltre, i dati vengono anche interpretati utilizzando il criterio di resistenza di Hoek-Brown, raggruppando i risultati in classi di percentuali volumetriche dei blocchi 0-20%,

20-40%, 40-60%, 60-80%. In *Figura 1.33.* si osservano gli involuipi di rottura di Hoek-Brown al variare della percentuale volumetrica dei blocchi. Si nota un aumento della resistenza incrementando VBP che risulta più evidente in *Figura 1.34.*, dove i parametri m e σ_{ci} vengono ottenuti per regressione per ciascuna classe.

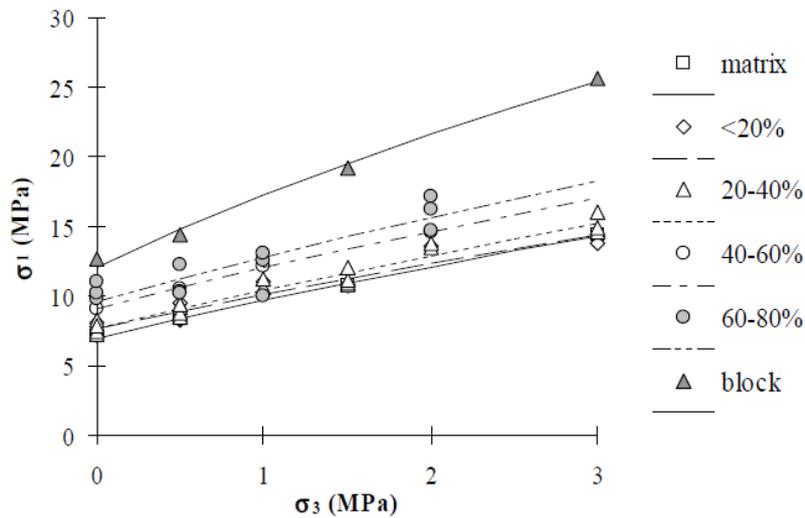


Figura 1.33. Involuppo di rottura di Hoek-Brown al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012)

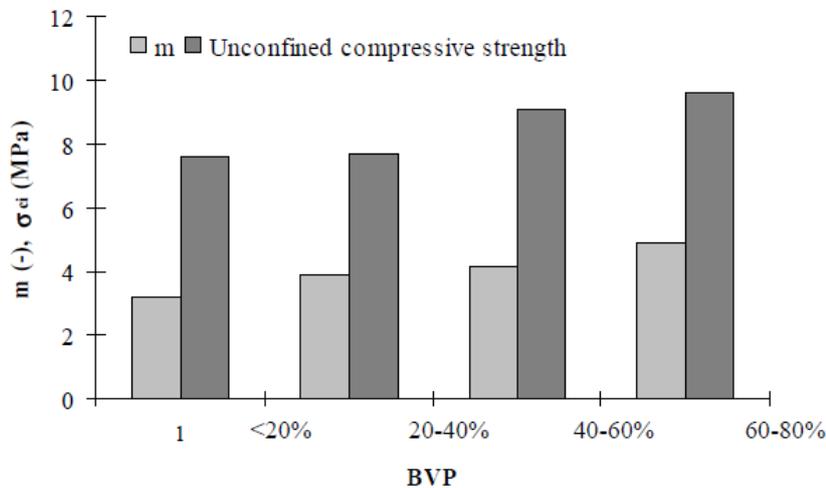


Figura 1.34. Andamento dei parametri m e σ_{ci} relativi al criterio di Hoek-Brown al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2012).

Il gruppo di ricerca di Barbero et al. (2012) studiò anche dei modelli 3D di campioni di bimrock costituiti da materiali aventi le stesse proprietà meccaniche dei provini 2D e dei campioni sperimentali realizzati da Lindquist (1994) allo scopo di simulare una campagna d'indagine sperimentale per la definizione dei parametri di resistenza e deformabilità di campioni di bimrock soggetti a prove monoassiali e triassiali.

Una volta assegnati i dati di input, cioè il diametro 5 cm e l' altezza 10 cm del campione (uguali a quelli della modellazione 2D), la percentuale volumetrica dei blocchi VBP e la sua tolleranza, le inclusioni sono generate all'interno di un volume cilindrico, garantendo i requisiti di non-compenetrazione e il raggiungimento della VBP prescritta.

L'algoritmo inizia con la generazione di un campione di sfere, in base alla distribuzione dei diametri d definita dalla seguente distribuzione di probabilità:

$$F(d) = - \frac{a^{1+q}-d^{1+q}}{a^{1+q}-b^{1+q}} \quad (1.2.)$$

dove $q=-2.3$, a e b sono rispettivamente il minimo e il massimo diametro dei blocchi.

L'output della procedura di generazione fornisce un elenco per ciascun campione delle inclusioni presenti specificando, per ogni sfera, le coordinate del centro e il raggio, che vengono importati in Adina (ADINA R & D, Inc.), software ad elementi finiti utilizzato per le simulazioni numeriche.

Definita la geometria, le inclusioni sferiche vengono discretizzate in elementi tetragonali sufficientemente piccoli, viene poi definita una maglia di una certa densità per la superficie esterna dei blocchi e infine anche alla matrice si applica una mesh costituita da elementi tetragonali.

Il comportamento dei materiali risulta elastico perfettamente plastico, seguendo la legge di Drucker-Prager a cui viene associato il seguente criterio di snervamento:

$$f = \alpha J_1 + \sqrt{J_{2D}} - k \quad (1.3.)$$

dove J_1 e J_{2D} sono il primo e il secondo invarianti degli sforzi deviatorici, α e k sono i parametri di Drucker-Prager, correlabili ai parametri di Mohr-Coulomb nel caso di rottura in compressione (Bathe, 1996, p.604).

Vengono modellati 12 provini, soggetti a 4 livelli di pressione laterale (0, 0.5, 1.0 e 2.0 MPa). Per stadi successivi, viene incrementata la deformazione assiale di un valore pari a $\Delta\varepsilon= 0.001$. In tutti i campioni, ad un certa deformazione imposta, la simulazione numerica non va più a convergenza. Per la definizione della tensione di rottura, si prende in considerazione quindi lo stato tensionale del provino all'ultimo stadio in cui si è verificata convergenza.

Per bassi VBP, attorno al 10%, si osserva che la resistenza risulta essere pari a quella della matrice, il cui valore è pari a 7.12 MPa, e la plasticizzazione è uniforme (*Figura 1.35 (a) e (b)*). Si nota inoltre che la presenza di grossi blocchi modifica la distribuzione delle tensioni nel provino. A partire dal 20% di VBP, la presenza dei blocchi diventa significativa per quanto riguarda l'incremento delle proprietà meccaniche. Al di sopra di

questo valore, la plasticizzazione si concentra attorno alle superfici dei blocchi, per arrivare poi ad interessarli quasi totalmente alla fine della prova (*Figura 1.35. (d)*). Sulla superficie laterale del campione si osserva la presenza di bande di snervamento.

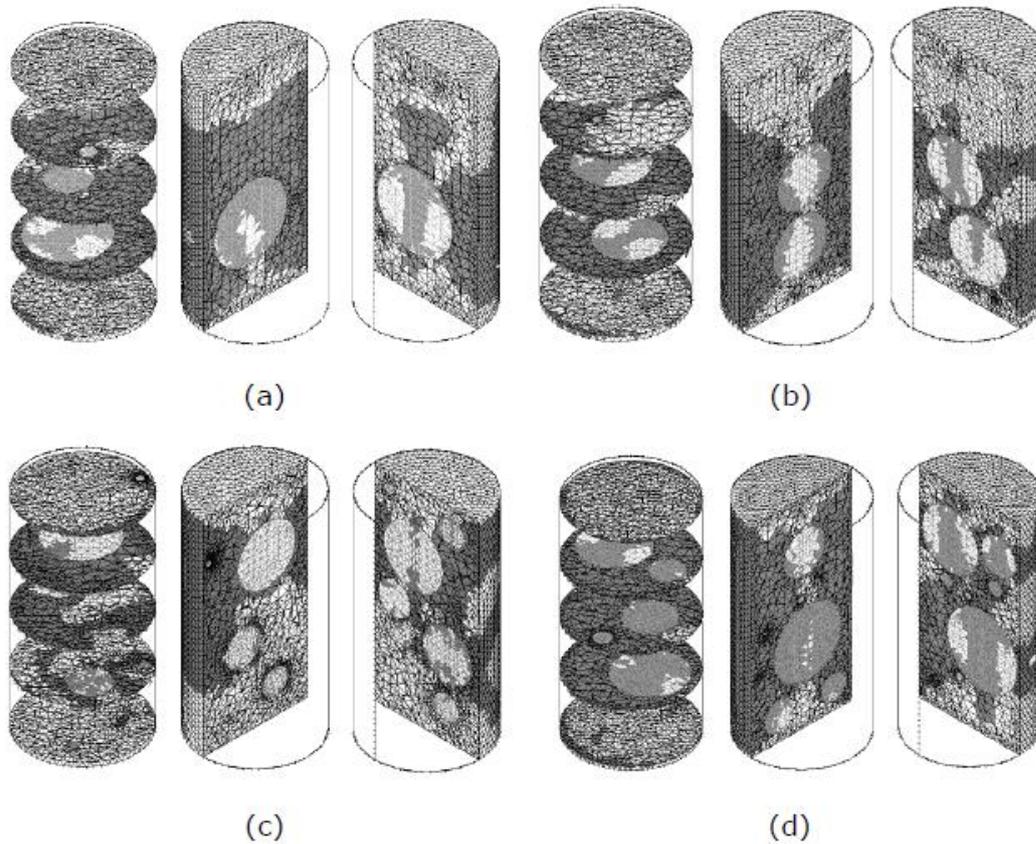


Figura 1.35. In grigio scuro sono evidenziate le zone plasticizzate per i provini caratterizzati da: (a) VBP=10%; (b) VBP=20%; (c) VBP=30%; (d) VBP=40%; in tutti e quattro i campioni la tensione di confinamento è pari a 20 MPa. (Barbero et al., 2012)

La resistenza a compressione σ_c aumenta linearmente con l'incremento della percentuale volumetrica dei blocchi, come mostrato in *Figura 1.36. in alto*. Il modulo di deformazione tangente, pari al 50% della resistenza a compressione, segue lo stesso andamento.

Tutti i dati ottenuti dalle prove di compressione sui provini 3D sono stati interpretati utilizzando il criterio di Hoek-Brown e come nel caso dei provini 2D, trattato precedentemente, si sono valutati i parametri m e σ_{ci} per le varie classi dimensionali con analisi di regressione. Come osservato già dall'analisi dei dati ottenuti dai provini analizzati in 2D, l'involuppo delle curve di resistenza dei campioni bimrock risulta limitato in basso dalla curva di resistenza della matrice e in alto da quella dei blocchi.

In conclusione, le simulazioni delle prove di compressione sia con analisi 2D che 3D verificano la formazione di zone di rottura che si concentrano prevalentemente nella matrice al contatto dei blocchi, come già evidenziato da Lindquist (1994) sperimentalmente. Lo studio effettuato da Barbero et al. (2012) dimostra inoltre la necessità di approfondire ulteriormente l'aspetto relativo al meccanismo di rottura, modellando separatamente le interfacce tra la matrice e i blocchi. Per far questo però occorre conoscere le proprietà meccaniche da assegnare alle interfacce, non fornite da Lindquist (1994); sarebbe dunque necessario effettuare una nuova campagna d'indagine sperimentale su provini in bimrock.

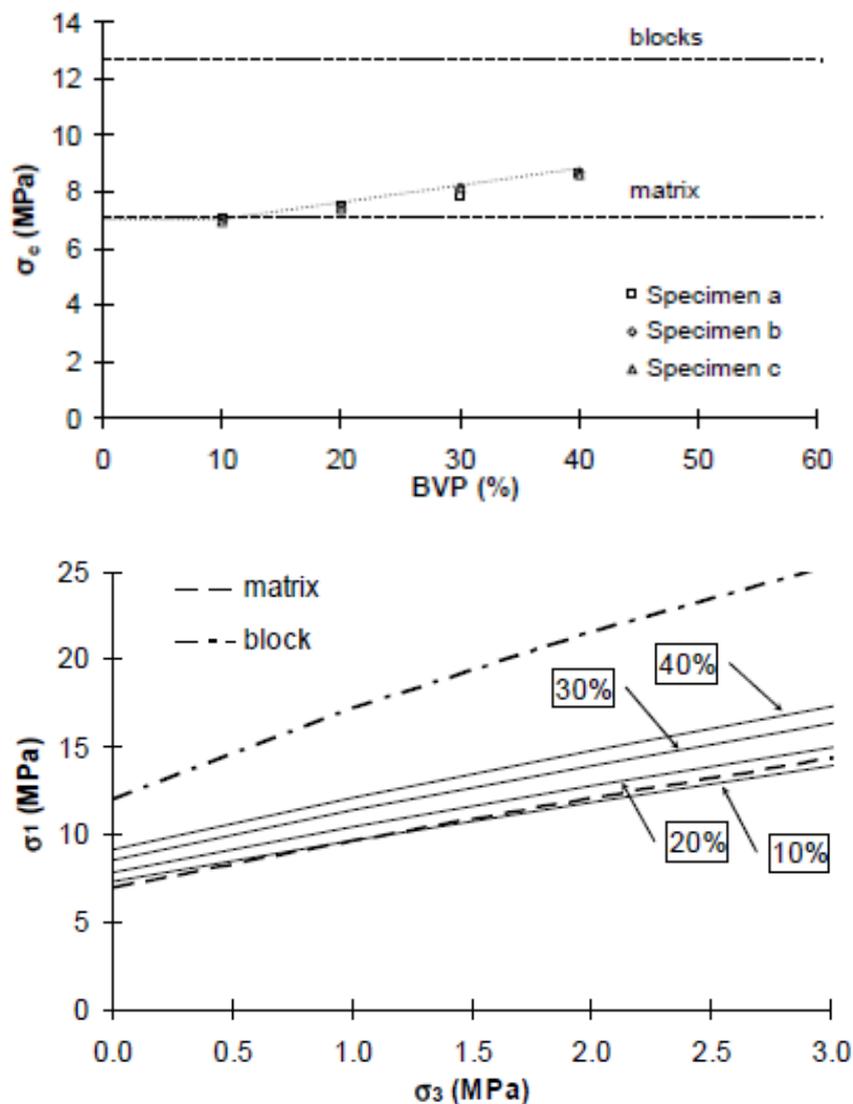


Figura 1.36. Risultati della modellazione 3D. Sopra, influenza di BVP sulla resistenza a compressione. Sotto, criterio di rottura di Hoek-Brown (Barbero et al., 2012).

1.2.2.3.2. Approcci omogenei equivalenti

Gli approcci omogenei equivalenti hanno lo scopo di fornire una stima della resistenza complessiva di una formazione bimrock.

Già Volpe et al. (1991) suggerirono di definire la resistenza di una bimrock come media ponderata delle resistenze dei blocchi e della matrice. L'ipotesi, per quanto ragionevole, non aveva potuto ottenere un riscontro pratico per l'impossibilità di costruire un ampio database di dati relativi a prove sperimentali su cui lavorare per definire delle relazioni empiriche.

Nel seguito si descrivono gli approcci proposti da Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014). L'approccio di Lindquist fornisce una stima dei parametri di resistenza del materiale bimrock al variare di VBP, basandosi principalmente sui risultati sperimentali ottenuti dall'esecuzione della prova triassiale sui campioni artificiali di bimrock da lui realizzati (vedi *paragrafo 1.2.2.1.*). L'approccio di Kalender, invece, di formulazione più recente, presenta un ampio database a disposizione, proponendosi come un metodo da utilizzare nella fase preliminare del progetto.

1.2.2.3.2.1. Approccio di Lindquist (1994)

Lindquist propose il seguente criterio di rottura di Mohr-Coulomb generalizzato al materiale bimrock, sulla base dei risultati sperimentali ottenuti dalle prove di compressione triassiale eseguite sui campioni artificiali di bimrock da lui realizzati (vedi *paragrafo 1.2.2.1.*), congruenti con i dati reperibili in letteratura e con i risultati ottenuti sui campioni prelevati presso la diga di Scott (California),:

$$\tau_{bimrock} = c_{matrice}(1 - VBP) + \sigma \tan(\varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP)) \quad (1.4.)$$

dove:

$$c_{bimrock} = c_{matrice}(1 - VBP) \quad (1.5.)$$

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP) \quad (1.6.)$$

Con τ_p si indica la resistenza a taglio del materiale bimrock, la quale risulta dipendente dai parametri di resistenza della matrice, in particolare dalla sua coesione $c_{matrice}$ e dal suo angolo di attrito interno $\varphi_{matrice}$, e dalla percentuale volumetrica dei blocchi VBP. Con $\Delta\varphi(VBP)$ si fa riferimento all'incremento dell'angolo di attrito interno del materiale bimrock per la VBP di interesse: Lindquist suggerì un incremento di 3° per ciascun aumento percentuale del 10% di VBP al di sopra di VBP=25%.

La coesione nel materiale bimrock (*equazione (1.5.)*) dunque decresce all'aumentare di VBP; la riduzione risulta legata alla debolezza dei contatti blocchi-matrice. Nel grafico in *Figura 1.37.*, che mostra il decremento della coesione all'aumentare di VBP, si osserva come la relazione ottenuta a partire dai dati sperimentali si discosti da quella proposta da Lindquist nel criterio. La prima, infatti, per VBP=100% fornisce una coesione all'ammasso roccioso compresa tra quella dei contatti blocchi-matrice e quella delle fasce di taglio, simulate nei modelli con la presenza di sottili strati di cera. Dal momento però che la conoscenza delle proprietà meccaniche delle zone di taglio all'interno dei mélange risulta molto limitata, si preferisce definire $c_{bimrock}$ come in *equazione (1.5.)*, a favore di sicurezza.

L'incremento dell'angolo di attrito interno del materiale all'aumentare di VBP (*equazione (1.6.)*) viene mostrato graficamente in *Figura 1.38.* Sulla base dei dati sperimentali ottenuti sui provini artificiali in bimrock, Lindquist suggerì una relazione leggermente più conservativa rispetto a proposta da Irfan e Tang (1993), la quale però fornisce valori decisamente più bassi rispetto a quelli ottenuti dai campioni prelevati in sito presso la diga di Scott (California).

Lindquist analizzò anche l'influenza di VBP sul modulo di deformazione del materiale bimrock (*Figura 1.39.*), osservando come i dati sperimentali si posizionassero tra il modulo medio relativo alla matrice e il modulo valutato tramite media ponderata del modulo della matrice e dei blocchi all'aumentare di VBP. A favore di sicurezza, propose di considerare il modulo di deformazione della bimrock pari a quello della matrice.

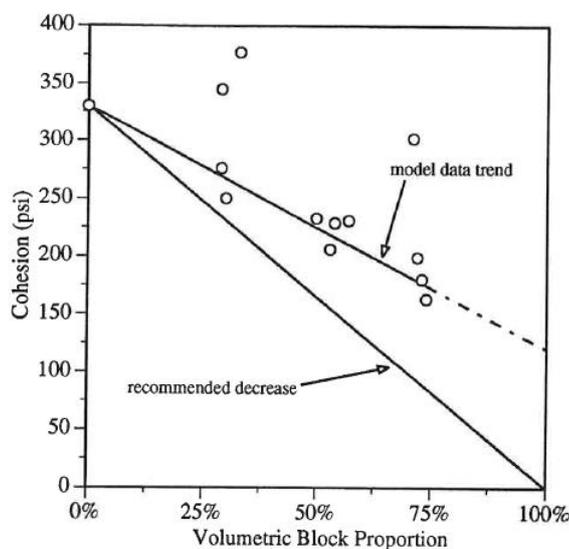


Figura 1.37. Influenza di VBP sulla coesione del materiale bimrock (Lindquist, 1994)

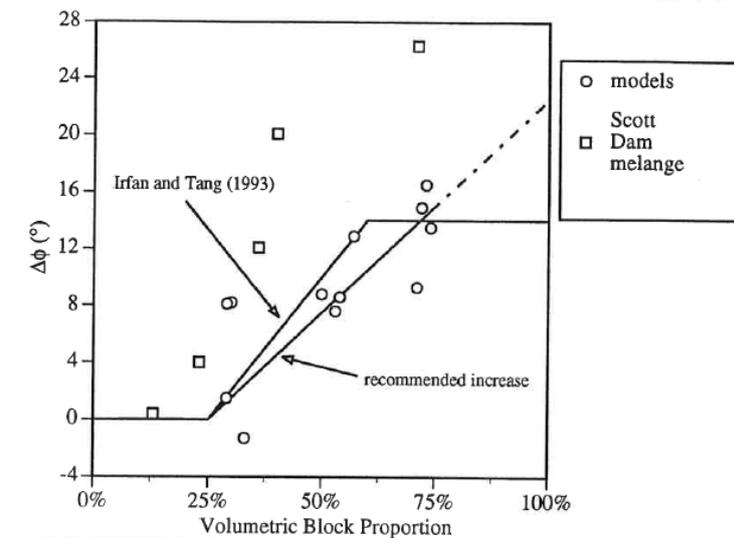


Figura 1.38. Influenza di VBP sull'angolo di attrito interno del materiale bimrock (Lindquist, 1994)

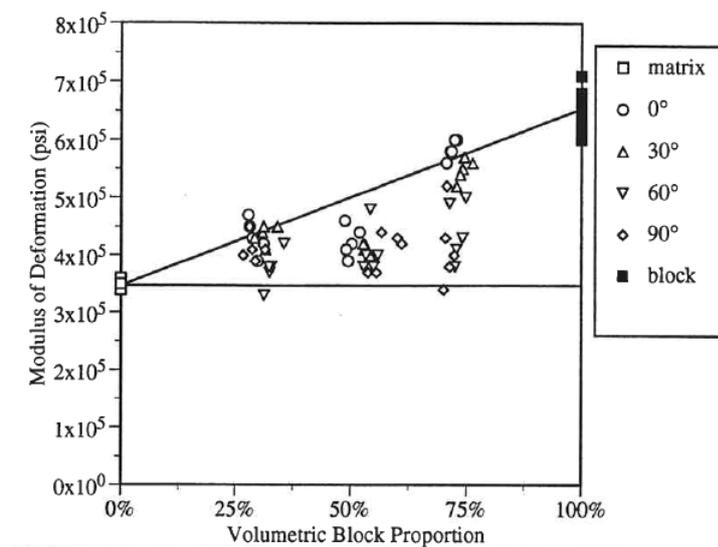


Figura 1.39. Influenza di VBP sul modulo di deformazione del materiale bimrock (Lindquist, 1994)

1.2.2.3.2.1. Approccio di Kalender et al. (2014)

Nel seguito si descrive l'approccio utilizzato da Kalender et al. (2014), che a partire da studi svolti precedentemente da Somnez et al. (2004, 2006, 2009), utilizza le leggi fondamentali della meccanica delle rocce e delle terre per predire la resistenza di una bimrock a seconda della percentuale volumetrica dei blocchi VBP, basandosi sull'analisi di un'importante quantità di dati raccolti in letteratura da prove su campioni

artificiali in laboratorio (Lindquist (1994), Altisoy (2006), Afifpour e Moarefvand (2014)) e da prove eseguite in sito (Coli et al. (2011)). Vengono presi in considerazione inoltre i dati ottenuti da test eseguiti sul Franciscan Melange durante gli studi per la realizzazione della diga di Scott (Goodman and Ahlgren (2000)) e per il progetto della diga di Calaveras (Roadiferet al. (2009) e Roadifer and Forrest (2012)), entrambe in California. Si realizzano infine provini di bimrock con matrici caratterizzate da due diverse resistenze a compressione e blocchi la cui forma varia da spigolosa a subarrotondata.

Lo scopo dello studio è di definire un criterio empirico di resistenza per le "unwelded" bimrock, come i *mélanges*, da utilizzare in una fase preliminare di progetto.

A partire dalle osservazioni iniziali di Lindquist (1994) riguardanti l'incremento dell'angolo di attrito interno φ_{bimrock} del materiale e la diminuzione della coesione c all'aumentare di VBP, le basi del criterio definite da Somnez et al. (2009) sono riportate nel seguito (Figura 1.40.):

- L'incremento di φ_{bimrock} risulta significativo per VBP compresi tra il 10% e il 75%. Per VBP inferiori al 10% non si riscontrano comportamenti differenti da quelli della matrice mentre per VBP superiori al 75% gli incrementi di resistenza risultano poco significativi.
- Per bassi o nulli gradi di *interlocking* tra i blocchi (*unwelded* bimrock) nel caso di alte VBP, φ_{bimrock} può essere assunto pari all'angolo a riposo α dei blocchi inclusi nella formazione. Per $10\% < \text{VBP} < 75\%$, si assume che $\alpha > \varphi_{\text{matrice}}$ aumenta con l'incremento di φ_{bimrock} .
- La resistenza a compressione uniassiale $\text{UCS}_{\text{bimrock}}$ si riduce da $\text{UCS}_{\text{matrice}}$ a zero per VBP tra 0% e 100%, ipotizzando il grado di interlocking quasi nullo per $\text{VBP} > 60\%$.

Il criterio dunque, considerando un grado di interlocking tra i blocchi quasi nullo per alte VBP, viene definito allo scopo di fornire un limite inferiore dei parametri di resistenza per la formazione. Infatti, si suppone che all'incrementare del grado di interlocking dei blocchi, angolo di attrito interno e coesione aumentino di conseguenza.

A partire dalle assunzioni di base sopra citate, tutti i dati raccolti vengono analizzati graficamente e interpolando al meglio i risultati si definiscono le curve presenti nelle Figure 1.41 e 1.42. , che sanciscono rispettivamente delle relazioni empiriche tra l'angolo di attrito interno φ_{bimrock} e la percentuale volumetrica dei blocchi VBP e tra $\text{UCS}_{\text{bimrock}}$ e

VBP. Le equazioni empiriche corrispondenti alle curve che aderiscono al meglio ai dati disponibili sono riportate nel diagramma di flusso in *Figura 1.43*.

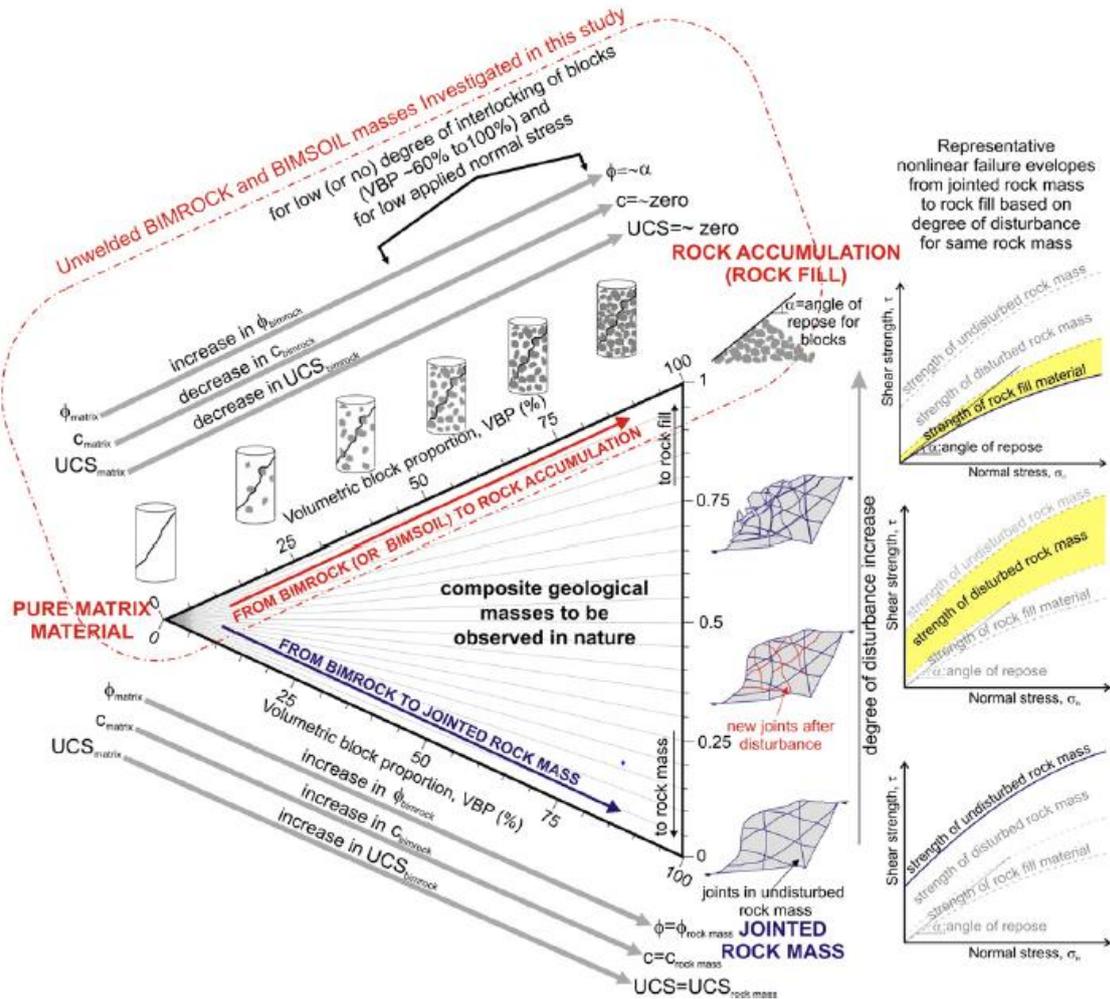


Figura 1.40. Rappresentazione schematica della dipendenza della resistenza delle "unwelded bimrock" da VBP (Somnez, 2009).

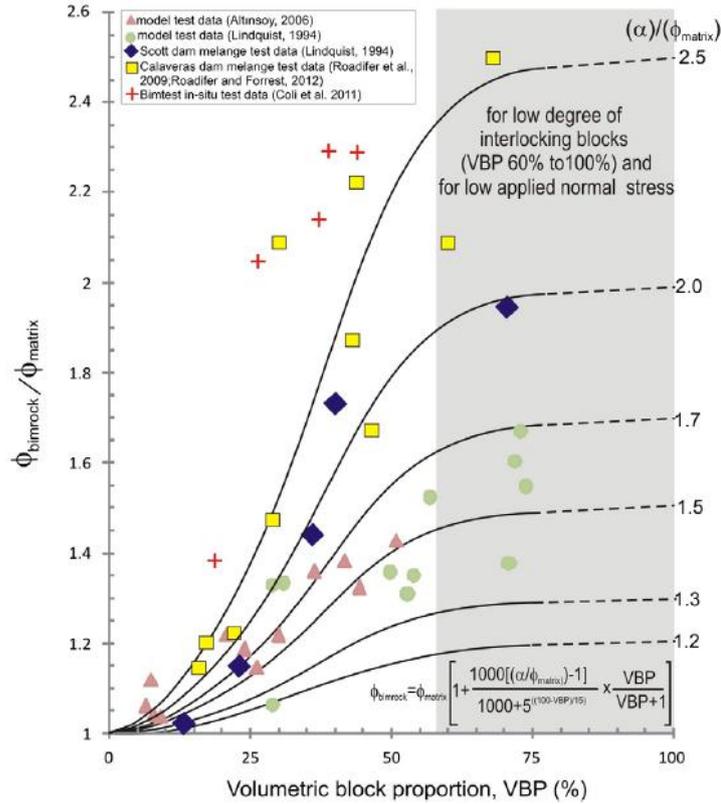


Figura 1.41. Approccio empirico per la definizione della dipendenza di $\phi_{bimrock}$ da VBP (Kalender, 2014).

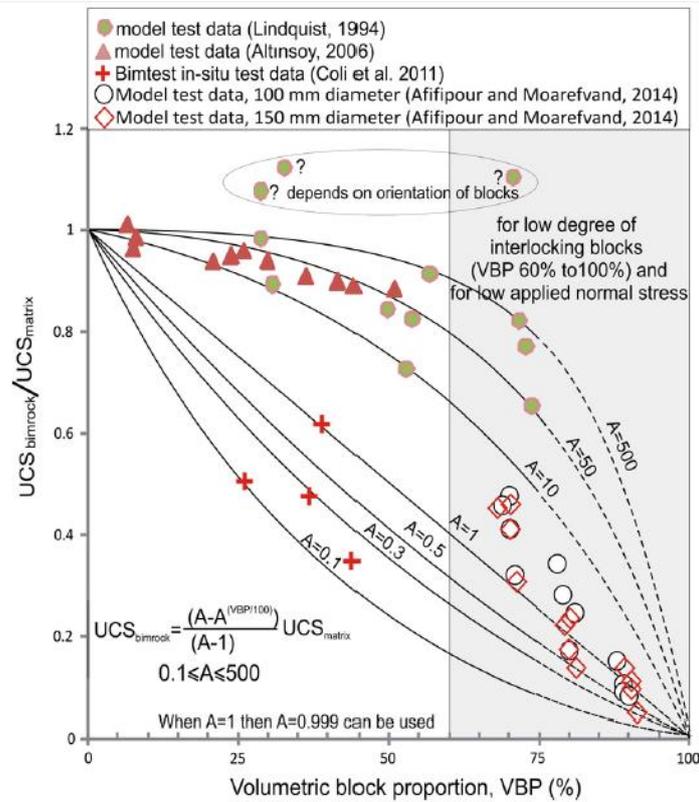


Figura 1.42. Approccio empirico per la definizione della dipendenza di $UCS_{bimrock}$ da VBP (Kalender, 2014).

Si osserva in *Figura 1.38* che per VBP alti, il valore dell'angolo di attrito interno viene posto pari all'angolo a riposo dei blocchi α . La relazione tra $UCS_{bimrock}$ e VBP (*Figura 1.39*) è invece governata dalla variazione del parametro A, che definisce la forza di contatto blocco-matrice, la quale a sua volta è influenzata dall'angolarità e dalla rugosità della superficie dei blocchi, dalle proprietà della matrice e dall'origine della formazione bimrock. In particolare, maggiore è A, maggiore è la resistenza dei legami tra la matrice e le inclusioni. Per previsioni cautelative, si suggerisce di utilizzare $A=0.1$. In *Figura 1.40*, vengono fornite alcune istruzioni pratiche per la valutazione del parametro, utilizzate anche per stimare a ritroso i valori di A per i dati di letteratura alla base del criterio.

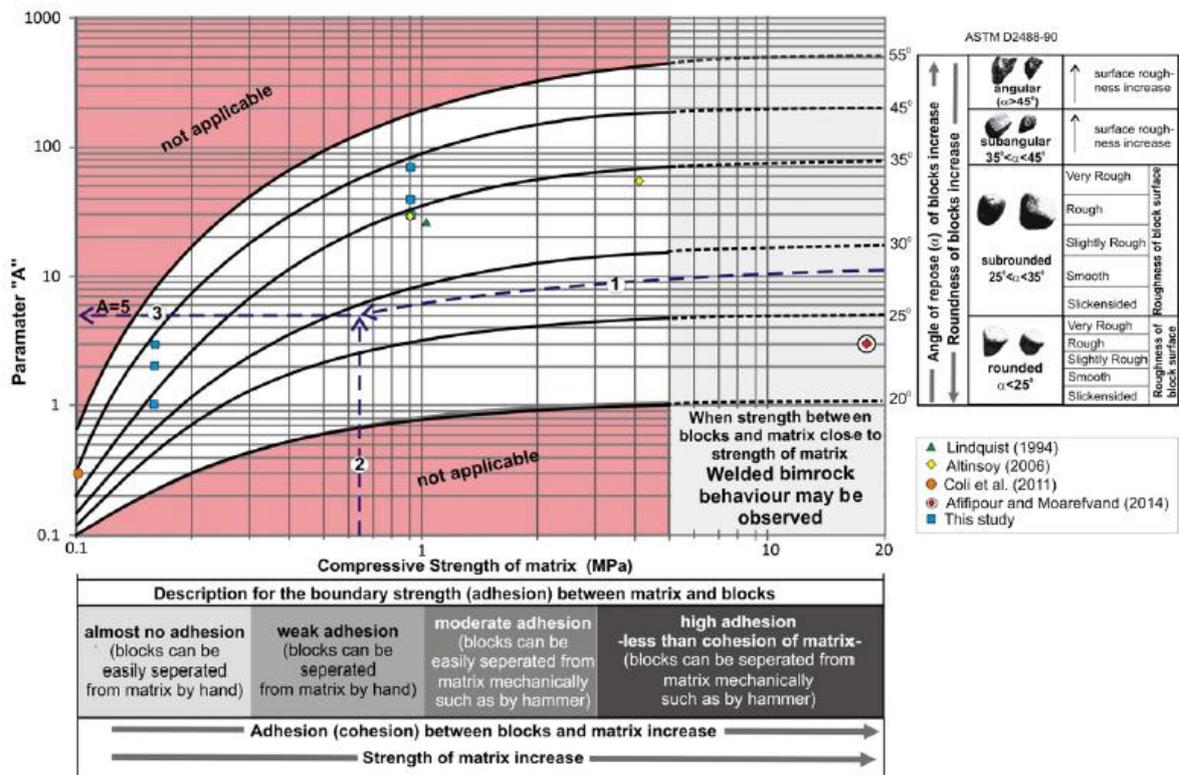


Figura 1.43. Guida pratica per la definizione del parametro A (Kalender, 2014).

L'efficacia del criterio empirico proposto è stata valutata confrontando i valori sperimentali di letteratura considerati e quelli predetti mediante le equazioni empiriche. Il grafico relativo alla correlazione tra angolo d'attrito predetto e misurato in *Figura 1.44*, mostra come il criterio empirico fornisca dei valori di $\phi_{bimrock}$ mediamente di 4° inferiori rispetto ai dati sperimentali, garantendo una stima preliminare a favore di sicurezza. La correlazione tra $UCS_{bimrock}$ misurato e predetto fornisce degli ottimi risultati, con un coefficiente di correlazione prossimo a 1 ($r=0.97$); tale risultato risulta però poco

significativo in quanto tutti i dati del database sono stati utilizzati per la definizione del parametro A, che governa la relazione empirica tra $UCS_{bimrock}$ e VBP.

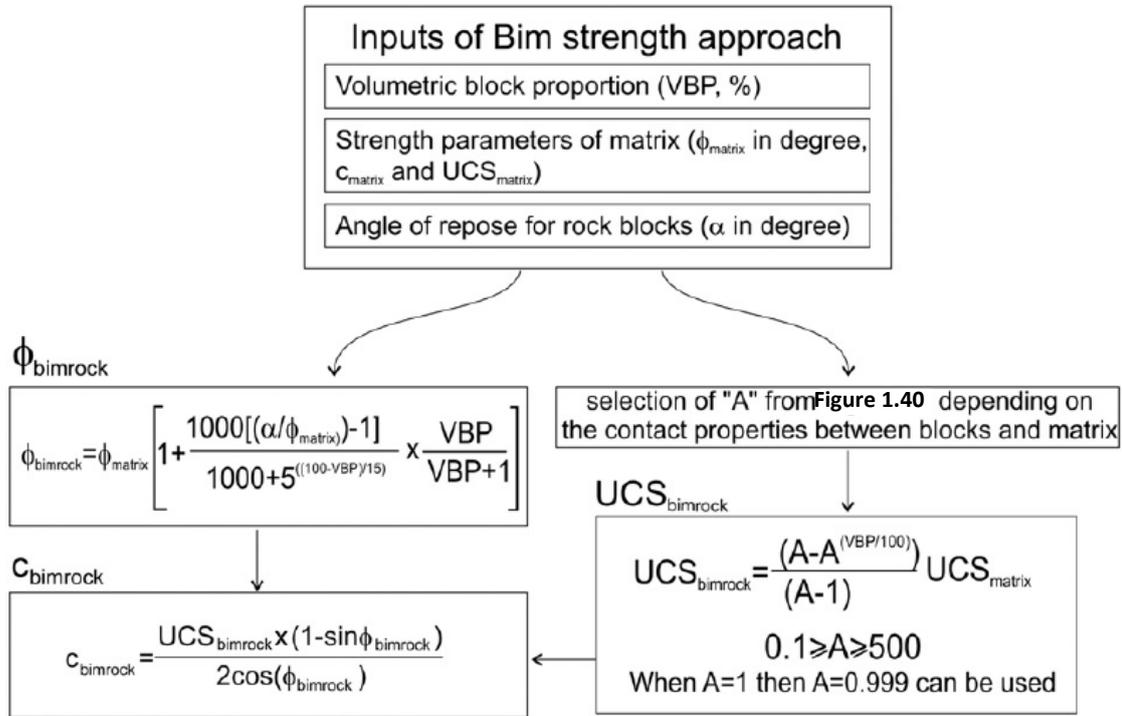


Figura 1.43. Diagramma di flusso che mostra l'approccio omogeneo equivalente di Kalender per predire i parametri di resistenza delle bimrock (Kalender, 2014).

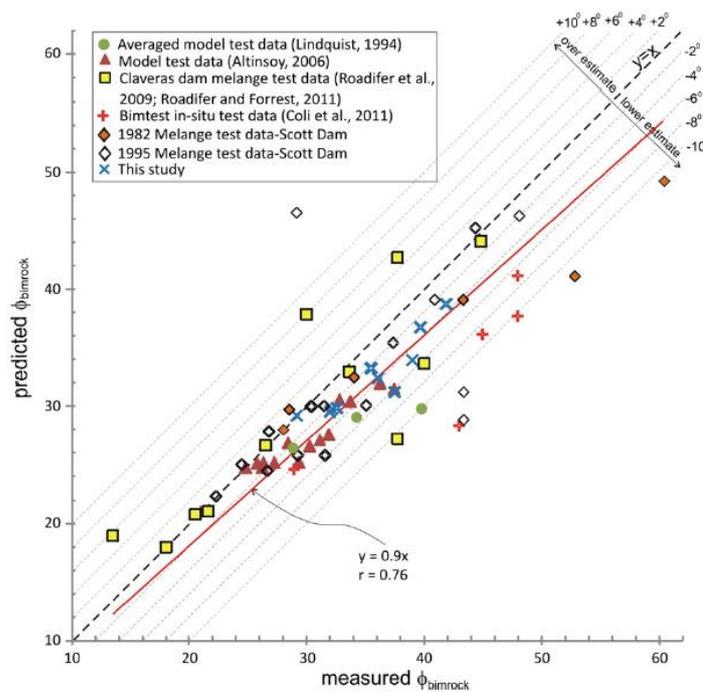


Figura 1.44. Correlazione tra i valori misurati e predetti di $\phi_{bimrock}$ (Kalender, 2014).

Concludendo, l'approccio omogeneo equivalente descritto fornisce una stima preliminare dei parametri meccanici di una formazione bimrock caratterizzata da bassi o nulli gradi di interlocking tra i blocchi; in particolare il criterio fornisce un valore soglia inferiore dell'angolo di attrito interno φ_{bimrock} e una stima di UCS_{bimrock} e c_{bimrock} .

1.3. Progettazione in bimrock

L'analisi geotecnica preliminare, gli studi di stabilità di versante, il progetto e la costruzione di opere civili e lo scavo di gallerie risultano essere particolarmente impegnativi a causa dell'enorme variabilità spaziale, litologica e meccanica delle bimrocks. Spesso si decide di trascurare la presenza dei blocchi e di tenere in considerazione le sole proprietà meccaniche della matrice facendo una scelta progettuale a favore di sicurezza, ma che di solito si rivela non rappresentativa del problema in esame e spesso particolarmente dispendiosa. Una corretta caratterizzazione della formazione complessa infatti può ridurre gli inconvenienti tecnici e le conseguenti ripercussioni economiche durante gli scavi, come descritto brevemente nei seguenti casi studio.

Innanzitutto, è necessario riconoscere una formazione bimrock e non confonderla con una serie di strati ordinati di rocce con caratteristiche meccaniche differenti. Un altro errore frequente è l'erronea identificazione del bedrock: infatti, estendere un foro di sondaggio esplorativo per qualche metro all'interno di una roccia compatta generalmente è sufficiente per definire la presenza del basamento roccioso, ma nelle formazioni eterogenee molto probabilmente indica la presenza di un blocco di dimensioni maggiori a quelle previste. L'errata identificazione del bedrock può generare errori nell'interpretazione delle condizioni del sottosuolo e la determinazione di una superficie di scivolamento molto diversa da quella che si sviluppa nella realtà. Un esempio viene fornito da Medley (1994). Nella zona di Coleman Beach in California, fu necessario intervenire su una frana che coinvolgeva spesso una strada principale. Vennero condotti dei sondaggi esplorativi, i quali si interruppero abbastanza vicini alla superficie quando sulla verticale si individuarono più di due metri di roccia arenaria. Si pensò dunque di aver identificato una frana superficiale costituita da massi di origine alluvionale inseriti in una matrice argillosa, che scorreva su una superficie di scivolamento a contatto con il bedrock in arenaria (*Figura 1.45 in alto*). Si progettò un intervento che consisteva semplicemente nel rimuovere la parte di materiale instabile e riprofilare il versante. Durante i lavori di scavo, si individuarono blocchi di dimensioni molto maggiori a quelle previste, che richiesero enormi sforzi per essere rimossi dal momento che non era possibile utilizzare esplosivo. Inoltre, si verificò l'assenza sia del bedrock che della superficie di scorrimento alla profondità ipotizzata. Per stabilizzare il versante, gli scavi

vennero approfonditi di molte decine di metri al di sotto della profondità prevista rendendo l'intervento molto più costoso del previsto.

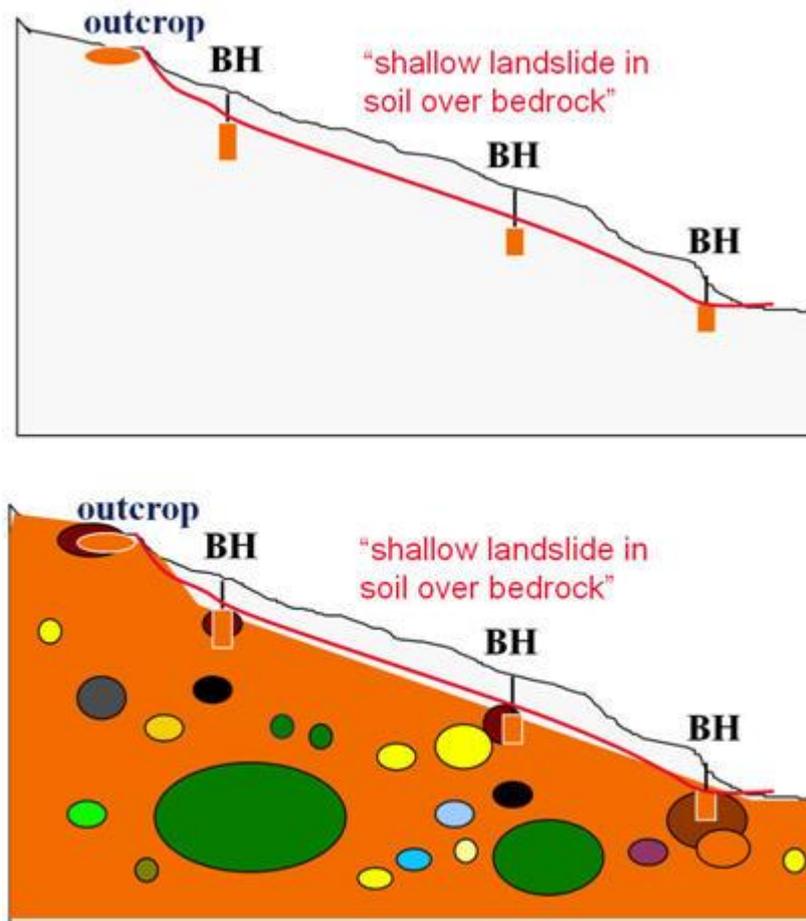


Figura 1.45. Sopra, profilo del versante e individuazione della presunta superficie di scivolamento tra il terreno soprastante e il bedrock in arenaria ipotizzata. Sotto, configurazione del versante più realistica, con fori di sondaggio che intersecano blocchi appartenenti a una formazione bimrock (Medley, 2007).

La frana in realtà si sviluppava all'interno della formazione complessa del *Franciscan Mélange* e il bedrock ipotizzato era dovuto all'errore di collegare sulla sezione con linee rette le profondità a cui si era individuata la roccia nei vari fori di sondaggio. Con una attenta analisi delle carte geologiche a disposizione e della morfologia delle colline circostanti, si sarebbero potuti individuare blocchi affioranti che avrebbero fatto ipotizzare la presenza di una formazione bimrock. E' fondamentale dunque riconoscere una bimrock prima di caratterizzarla.

Nel seguito invece si propone un caso studio in cui l'applicazione corretta dei fondamenti riguardanti le formazioni bimrock permette di dimostrare la stabilità di un'opera di grandi dimensioni come la diga di Scott in California, 160 km a nord di San

Francisco, inserita nel complesso del *Franciscan Mélange*. La caratterizzazione meccanica dei materiali presenti alla base della diga eseguita da Goodman e Ahlgren (2000) mise in evidenza la maggiore resistenza della formazione bimrock rispetto a quella della sola matrice. Infatti, seguendo l'analisi geotecnica convenzionale che eguaglia la resistenza del materiale a contatto della fondazione con quella della sola matrice, si sarebbe andati incontro chiaramente a una rottura della diga per scorrimento alla base (i calcoli forniscono un fattore di sicurezza pari a 0.7) . La diga però si presentava intatta, senza alcun segno di cedimento.

Goodman e Ahlgren (2000) eseguirono una caratterizzazione geometrica e meccanica della formazione bimrock , utilizzando gli approcci descritti ai *paragrafi 1.2.1 e 1.2.2*. Innanzitutto venne definita la dimensione caratteristica del problema $L_c = 3$ m, pari alla profondità dell'ipotetica superficie di scivolamento che si sarebbe generata al di sotto della diga in presenza della sola matrice. Allo scopo di definire la percentuale volumetrica dei blocchi, si valutarono le fotografie dei sondaggi esplorativi eseguiti alla base dell'opera (in rosso in *Figura 1.46.*) prima della sua costruzione, durante i quali si individuarono non poche difficoltà nel reperire il materiale. Sulle fotografie delle carote vennero prese in considerazione le corde dei blocchi intercettate con lunghezze superiori a 0.15 m, pari a $0.05L_c$, per la definizione della percentuale lineare dei blocchi, stimata attorno al 40% nella zona di taglio. Essendo la lunghezza totale di perforazione non sufficiente per garantire l'uguaglianza tra percentuale lineare e volumetrica dei blocchi, utilizzando l'approccio studiato da Medley (1997) e riassunto nel grafico in *Figura 1.14.*, si definì un'incertezza pari a 0.2 per la percentuale lineare dei blocchi del 40%. La stima della percentuale volumetrica dei blocchi VBP risultò quindi $40\% \pm (0.2 \times 40\%)$; cautelativamente si considerò una VBP pari al 32%, ridotta ulteriormente al 31% sulla base di ulteriori perforazioni esplorative.

La caratterizzazione meccanica venne eseguita su provini ricostituiti a partire dal materiale estratto durante le perforazioni, recuperando i blocchi dopo vagliatura e lavaggio. Sulla base del principio di indipendenza di scala dimostrato da Medley (1994), vennero realizzati campioni cilindrici caratterizzati da percentuali volumetriche dei blocchi differenti, che, sottoposti a prova triassiale, fornirono dei risultati rappresentativi del comportamento del materiale anche alla scala del sito. I risultati di laboratorio mostrano un incremento lineare dell'angolo di attrito interno del materiale all'aumentare di VBP. La stima dell'angolo di attrito caratterizzante il materiale presente nella zona di

taglio individuata al di sotto della diga di Scott viene effettuata considerando la retta interpolante i dati sperimentali e una percentuale volumetrica dei blocchi pari al 31% nel grafico in *Figura 1.47*: ϕ_{bimrock} , pari a 39° , risulta essere molto superiore a ϕ_{matrice} e dimostra l'incremento di resistenza alla base della diga per la presenza dei blocchi, il quale garantisce la stabilità dell'opera.

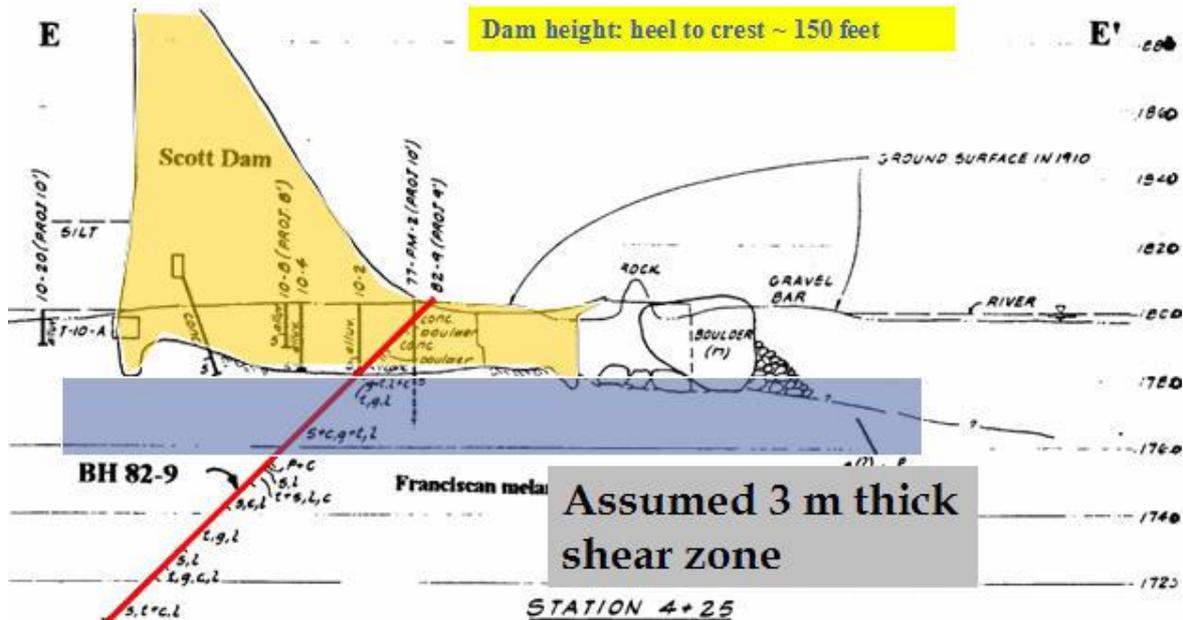


Figura 1.46. Sezione della diga di Scott. In rosso un tipico sondaggio esplorativo; in blu l'ipotetica zona di taglio che genera lo scivolamento dell'opera (Medley, 2007).

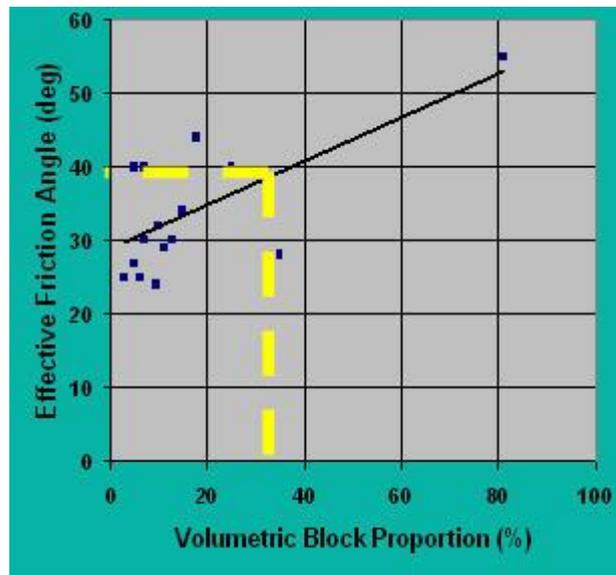


Figura 1.47. Angolo di attrito effettivo in bimrock in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi. Grafico ottenuto interpretando i risultati ottenuti dalle prove triassiali eseguite su campioni generati a partire dal materiale estratto durante le perforazioni alla base della diga di Scott (Goodman e Ahlgren, 2000).

Capitolo 2

ANALISI SULLA PERCENTUALE DEI BLOCCHI NEL MELANGE ITALIANO

Nel presente capitolo, sulla base delle linee guida stabilite da Medley (1994, 2002, 2007) e mediante l'ausilio del software Autocad, a partire da due fotografie di spezzoni estratti da campioni informi di un *mélange* sedimentario nella zona dell'Oltrepò Pavese, si verificano le caratteristiche di autosomiglianza e di frattalità del *mélange*, si effettua il confronto tra la percentuale areale dei blocchi e quella lineare e si stima per quale lunghezza o profondità di campionamento il valore della percentuale lineare dei blocchi si stabilizza. Il *mélange* è caratterizzato da una struttura caotica ed è costituito da clasti di calcare e calcarenite inseriti in una matrice di marne argillose. In *Figura 2.1.* e *2.2.* si riportano rispettivamente le fotografie relative ai campioni prelevati a mano e le sezioni su cui sono state eseguite le analisi relative alla percentuale dei blocchi.



Figura 2.1. Fotografie dei campioni di mélange sedimentario, prelevati nell'Oltrepò Pavese. A sinistra, il blocco n°2, a destra il blocco n.°3.



*Figura 2.2. Fotografie di spezzoni estratti dai campioni di *mélange* sedimentario; sopra, sezione dello spezzone prelevato dal blocco n.º2, sotto sezione dello spezzone prelevato dal blocco n.º3.*

2. 1. Verifica delle proprietà di autosomiglianza

Medley (1994) dimostrò l'autosomiglianza e l'indipendenza di scala del *Franciscan Mélange*. L'autosimilarità fu verificata mostrando che, per una certa area di indagine, le sotto-aree presentavano delle disposizioni di blocchi che risultavano essere repliche dell'area madre. L'indipendenza di scala fu provata con ulteriori studi che furono eseguiti a diverse scale di osservazione, da 1 cm² a circa 1000 km², ottenendo il grafico rappresentato in *Figura 1.8*.

Nel seguito si segue la procedura utilizzata da Medley (1994) per la realizzazione del grafico in *Figura 1.8*, e descritta al *paragrafo 1.2.1*, allo scopo di evidenziare le proprietà di autosomiglianza e l'indipendenza di scala del *mélange* italiano.

Dal momento che non è possibile conoscere le reali dimensioni dei blocchi, le fotografie vengono opportunamente scalate, fissando il lato maggiore pari a 100 unità. Le successive osservazioni vengono eseguite esclusivamente considerando in termini percentuali sia le dimensioni dell'area d'indagine, sia quelle dei blocchi inseriti nella matrice.

Per ciascuna fotografia, all'interno dell'ambiente Autocad, si definiscono successive finestre di osservazione, contornando con polilinee chiuse tutti i blocchi che si riescono ad individuare all'interno della matrice. Osservando le immagini, i blocchi si differenziano dalla matrice, caratterizzata da un grigio uniforme, perché di tonalità più chiara o più scura, a seconda dei minerali che contengono.

Per verificare le proprietà di autosomiglianza del *mélange*, la classificazione dei blocchi viene eseguita su diverse scale di osservazione: inizialmente si considera l'intera area fotografata (A=100%); successivamente si fissa uno spigolo della foto come riferimento e si riduce progressivamente la finestra di osservazione per A=25%, A=6.25% e A=1.56%, come mostrato schematicamente in *Figura 2.3*, per lo spigolo B e per la sezione indagata dello spezzone estratto dal campione n.°2. Per ciascuna area di indagine si registra la massima lunghezza della corda misurata. L'analisi viene ripetuta fissando come riferimento lo spigolo C. Le medesime finestre di osservazione vengono definite per la sezione estratta dallo spezzone appartenente al campione n.°3.

Per ogni blocco individuato, si misura la massima dimensione osservabile d e in funzione di essa, il blocco viene inserito in una delle seguenti classi dimensionali:

- classe 1: $d < 5\% \sqrt{A} / 4$
- classe 2: $5\% \sqrt{A} / 4 < d < 5\% \sqrt{A} / 2$

- classe 3: $5\% \sqrt{A} / 2 < d < 5\% \sqrt{A}$
- classe 4: $5\% \sqrt{A} < d < 2 \times 5\% \sqrt{A}$
- classe 5: $2 \times 5\% \sqrt{A} < d < 4 \times 5\% \sqrt{A}$
- classe 6 : $d > 4 \times 5\% \sqrt{A}$

Per l'individuazione dei blocchi all'interno dell'intera area della fotografia, si definisce un limite inferiore alla classe 1, non prendendo in considerazione le inclusioni con dimensioni massime inferiori al $5\% \sqrt{A} / 8$. Per le altre finestre di osservazione, si cerca di utilizzare tutta la risoluzione della fotografia per individuare il maggior numero di inclusioni di piccole dimensioni.

In *Figure 2.4.* e *2.5.*, rispettivamente per le sezione degli spezzoni n.º2 e n.º3, si mostrano i blocchi individuati in tutta l'area della fotografia ($A=100\%$); i diversi colori evidenziano l'appartenenza delle inclusioni alle classi dimensionali definite precedentemente, come illustrato nella legenda al di sotto delle immagini. Inoltre, è evidenziata in arancione e quotata la massima corda individuata all'interno dell'area di indagine. Non vengono presi in considerazione i blocchi che non sono totalmente compresi nella finestra di osservazione. Al termine della classificazione, per ciascuna classe si calcola la frequenza assoluta e relativa. Le *Tabelle 2.1.* riepilogano i limiti dimensionali in funzione dell'area $A=100\%$ misurata e la frequenza dei blocchi assoluta e relativa.

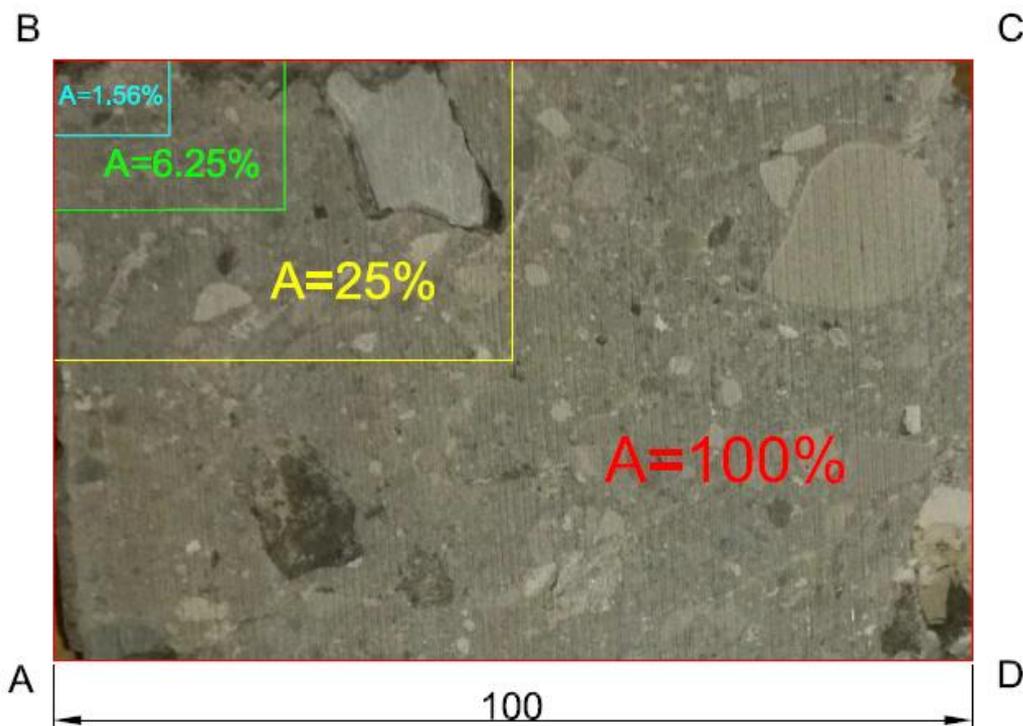


Figura 2.3. Finestre di osservazione considerate per la sezione dello spezzone estratto dal blocco n.º2.

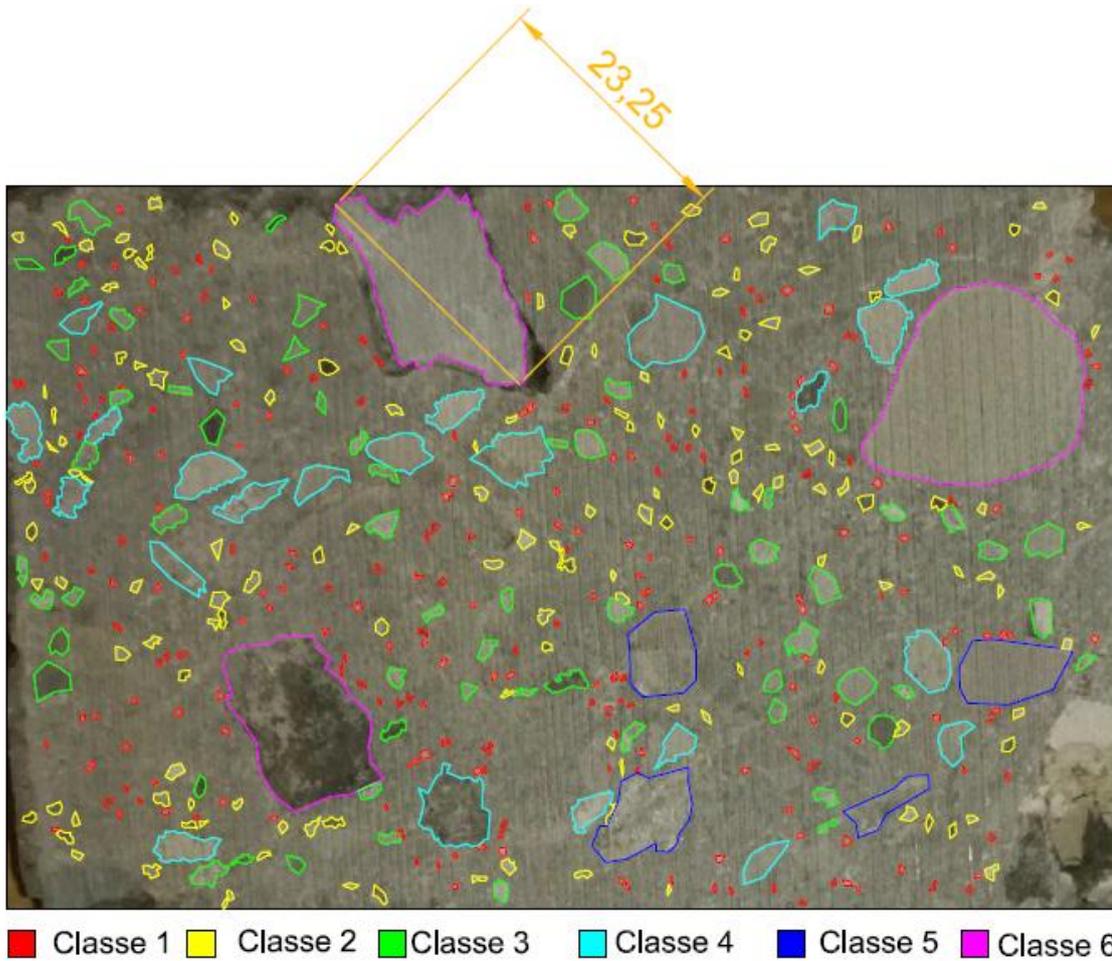


Figura 2.4. Sezione dello spezzone n.º2. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=100\%$

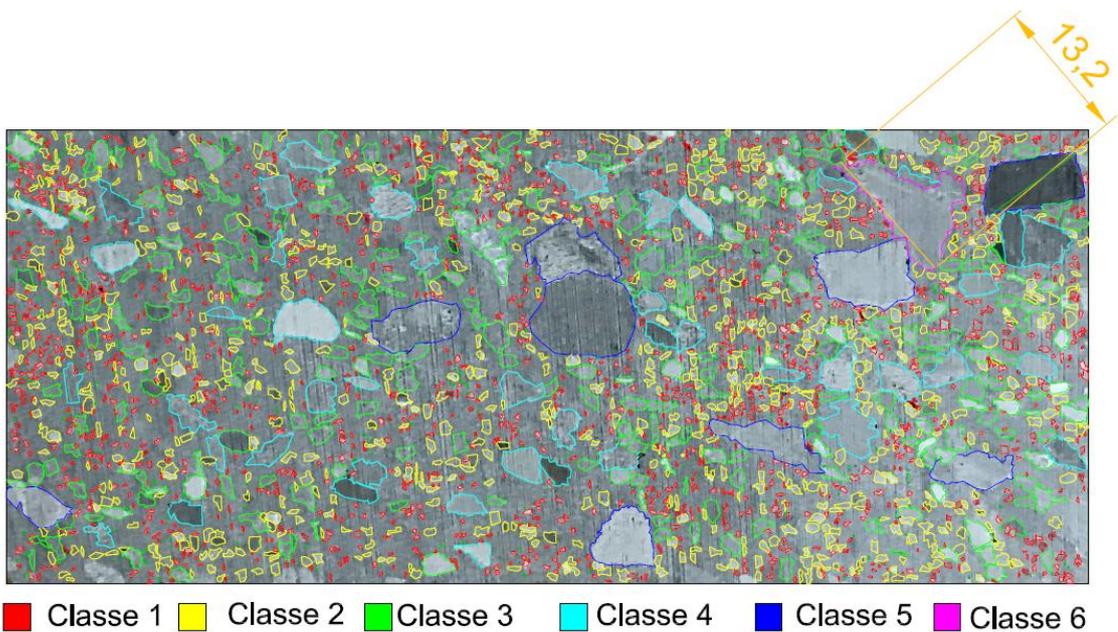


Figura 2.5. Sezione dello spezzone n.º3. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=100\%$.

Spezzone 2, A=100%

A	6575
dmod	23,25

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	0,51 - 1,01	244	49,69	0,0125
classe 2	1,01 - 2,02	149	30,35	0,01875
classe 3	2,02 - 4,05	67	13,65	0,0375
classe 4	4,05 - 8,10	24	4,89	0,075
classe 5	8,10 - 16,2	4	0,81	0,15
classe 6	> 16,2	3	0,61	0,2
	tot	491		

Spezzone 3, A=100%

A	4221
dmod	13,2

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	0,4 - 0,81	1415	57,71	0,0125
classe 2	0,81 - 1,62	725	29,57	0,01875
classe 3	1,62 - 3,25	256	10,44	0,0375
classe 4	3,25 - 6,5	46	1,88	0,075
classe 5	6,5 - 13	9	0,37	0,15
classe 6	> 13	1	0,04	0,2
	tot	2452		

Tabella 2.1. Dati relativi alla classificazione dei blocchi individuati per A=100% nelle sezioni appartenenti agli spezzoni n.° 2 e n.°3.

Si procede successivamente all'individuazione dei blocchi per A=25%, A=6.25% e A=1.56%. Per ogni spezzone, si indagano due quadranti per ciascuna percentuale di area indagata, dal momento che, riducendo la finestra di osservazione, i risultati diventano maggiormente dipendenti dalla particolare distribuzione locale dei blocchi. Nel seguito si riportano esclusivamente le immagini relative ai blocchi individuati e classificati per i primi quadranti analizzati per i due spezzoni (Figure 2.6., 2.7., 2.8, 2.9., 2.10., 2.11.); gli elaborati grafici relativi ai secondi quadranti indagati per ciascuna area d'osservazione e per ogni spezzone vengono riportati in *Allegato 1*, unitamente a tutte le tabelle che

riepilogano i dati relativi alla classificazione dei blocchi per $A=25\%$, $A=6.25\%$ e $A=1.56\%$ per entrambi gli spezzoni.

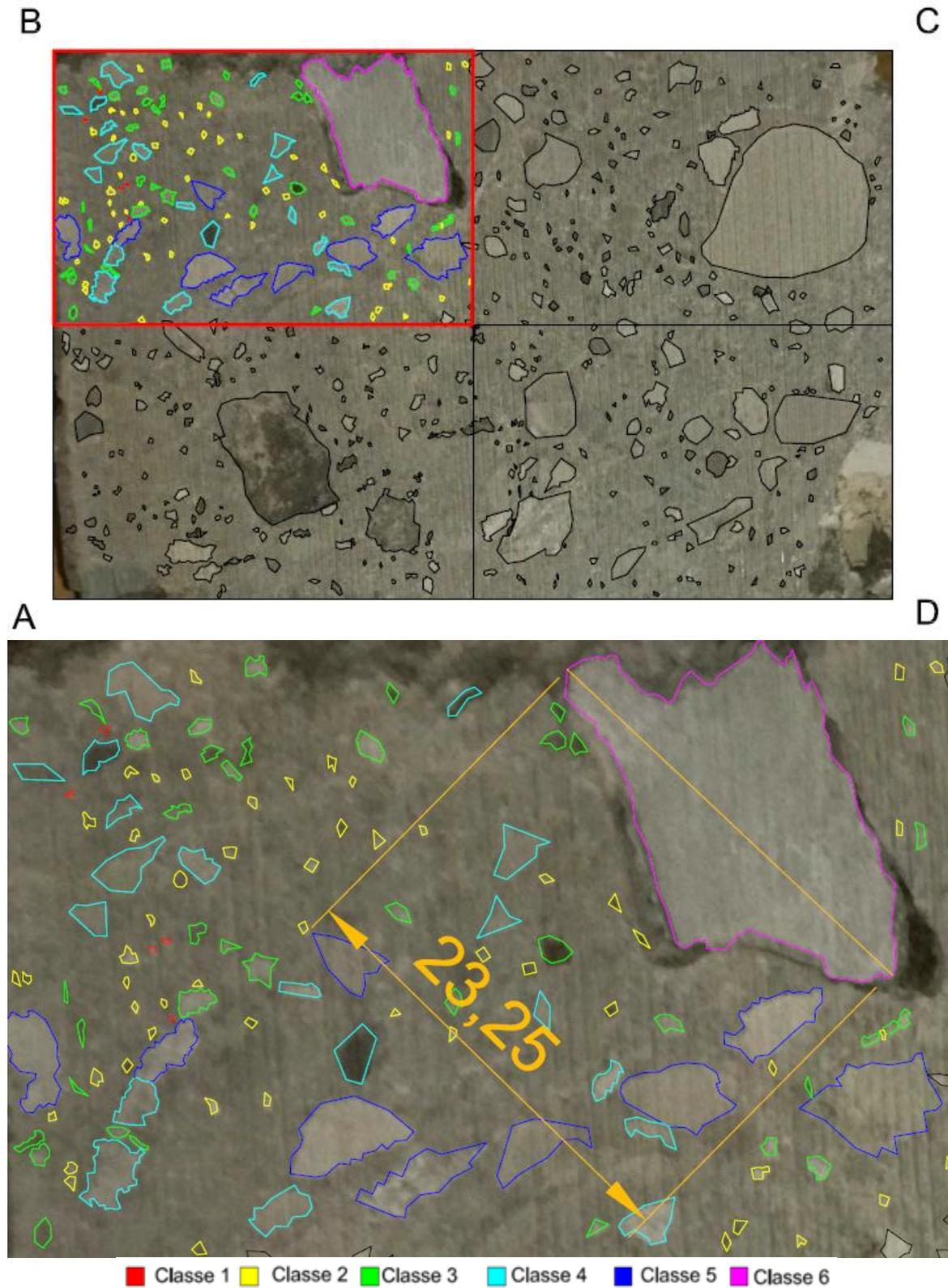


Figure 2.6. Sezione dello spezzone n.º2. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=25\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

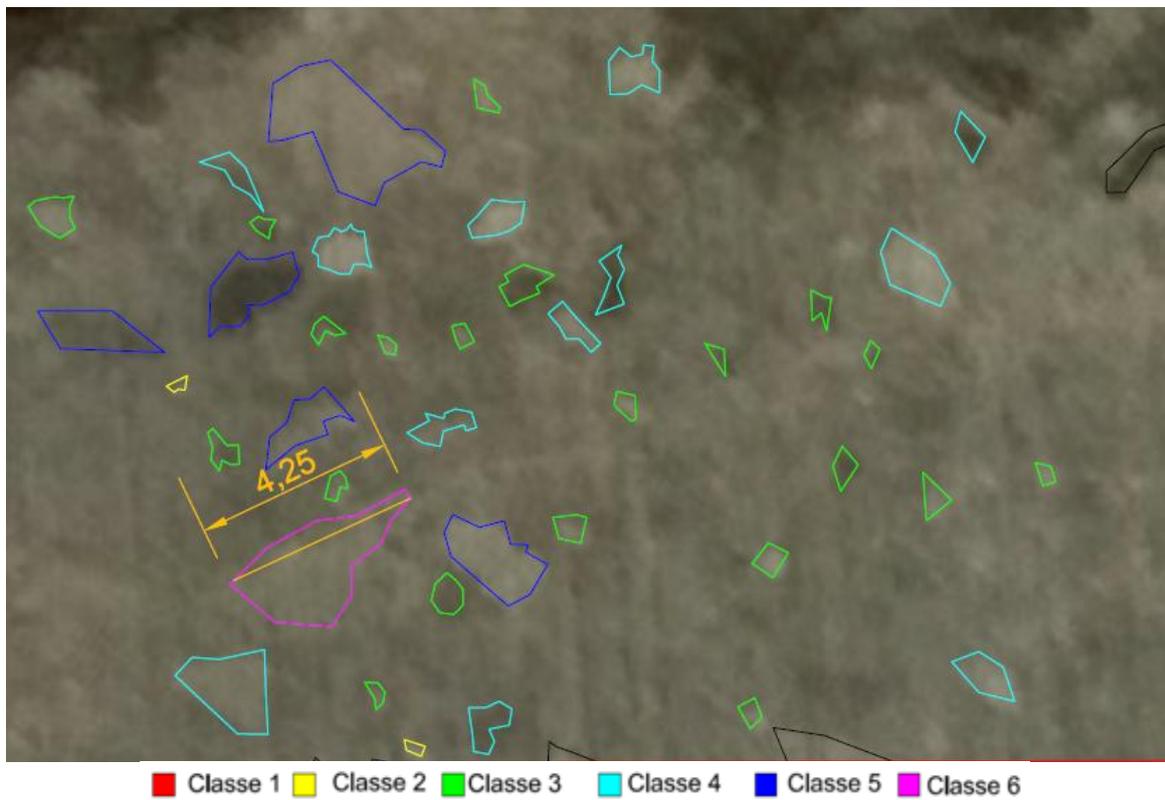
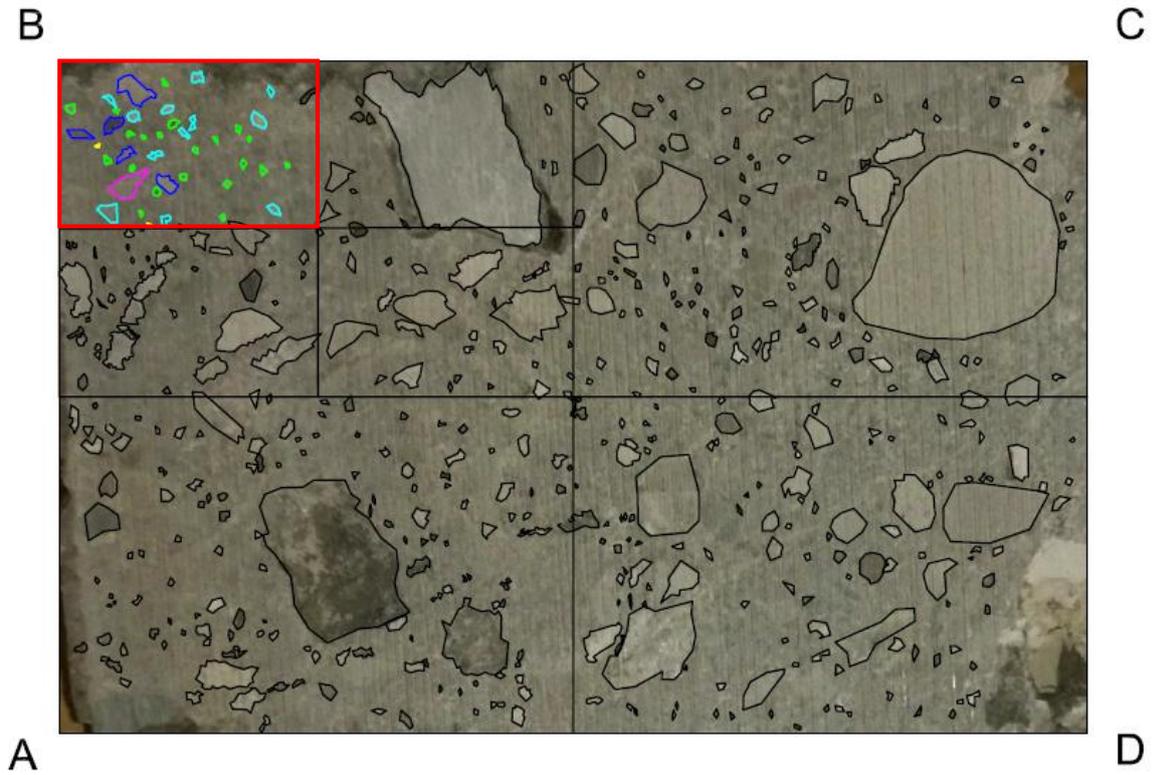


Figure 2.7. Sezione dello spezzone n.º2. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=6.25\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

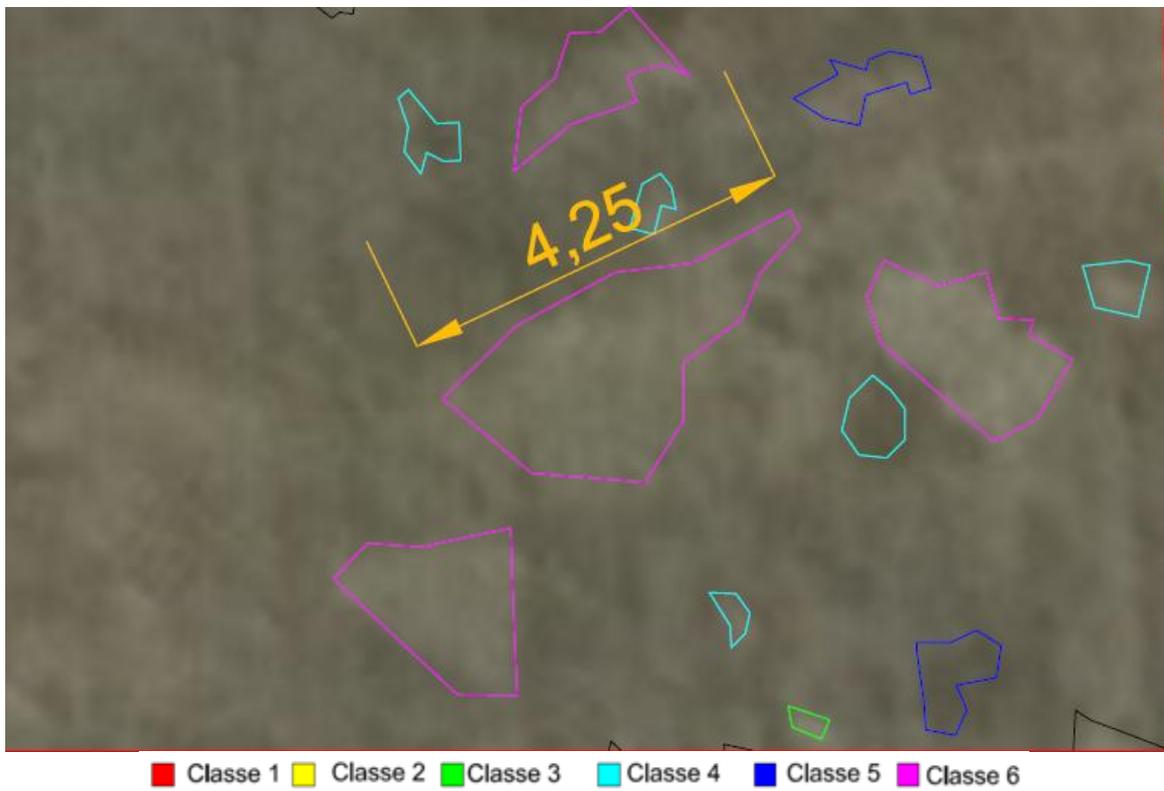
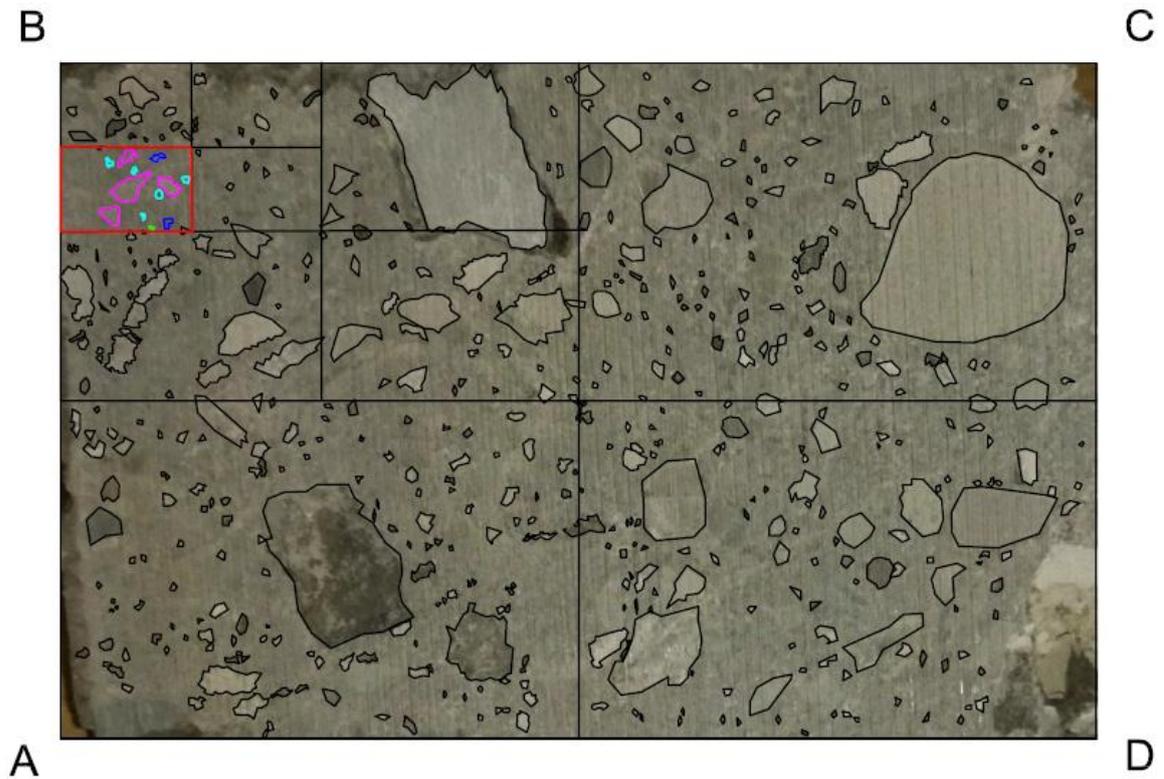


Figure 2.8. Sezione dello spezzone n.º2. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=1.56\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

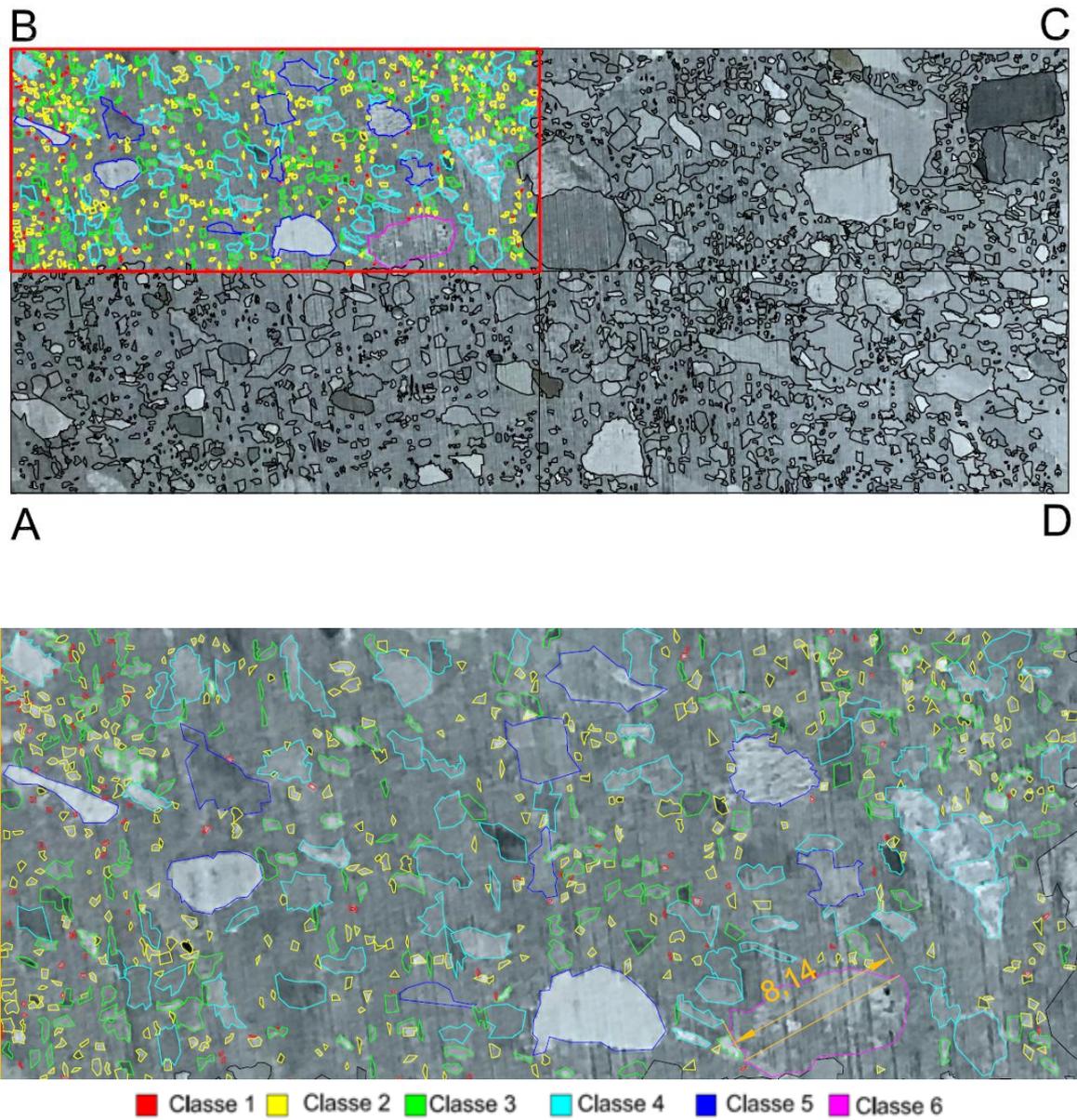


Figure 2.9. Sezione dello spezzone n.°3. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=25\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

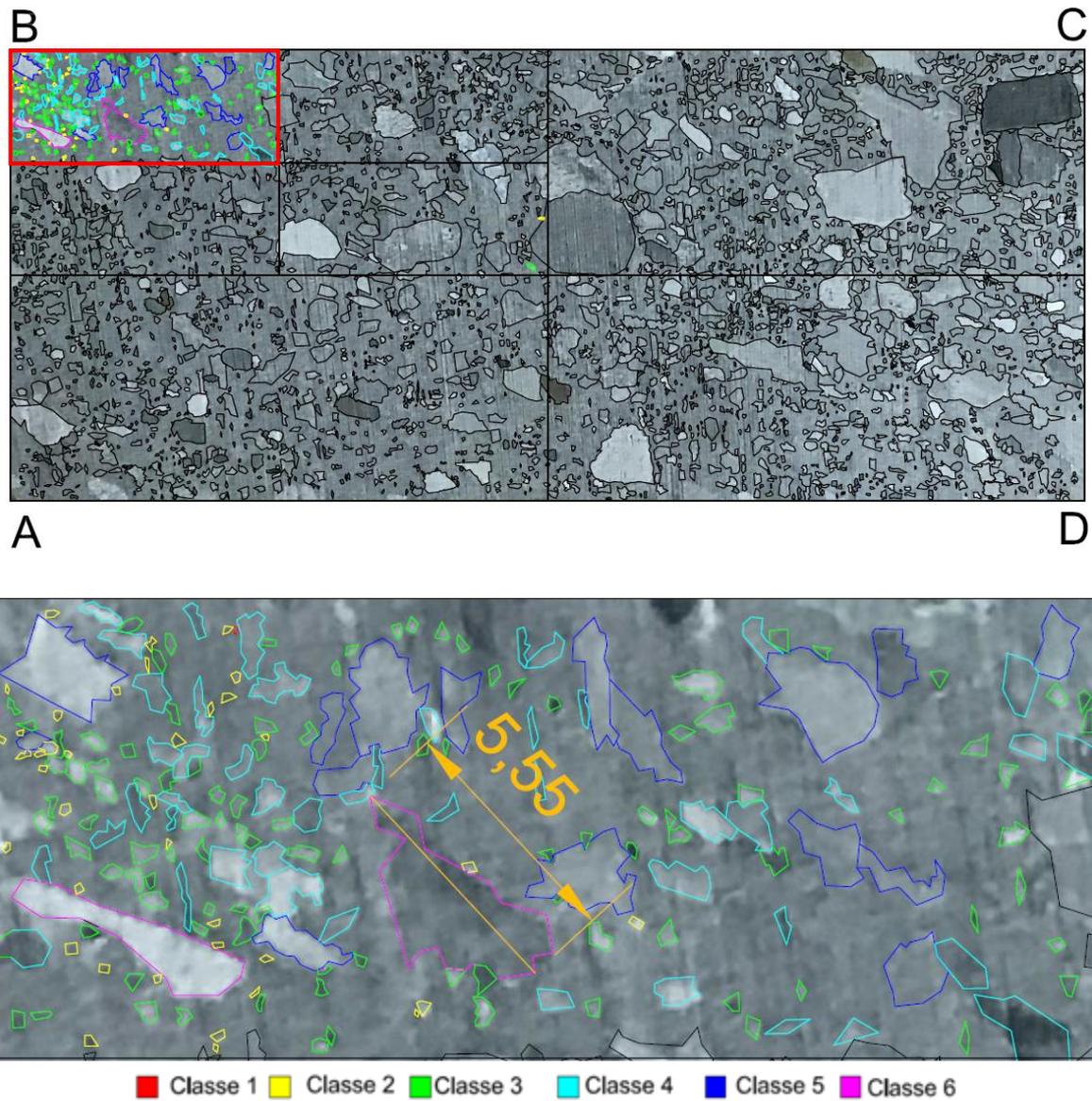


Figure 2.10. Sezione dello spezzone n.º3. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=6.25\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

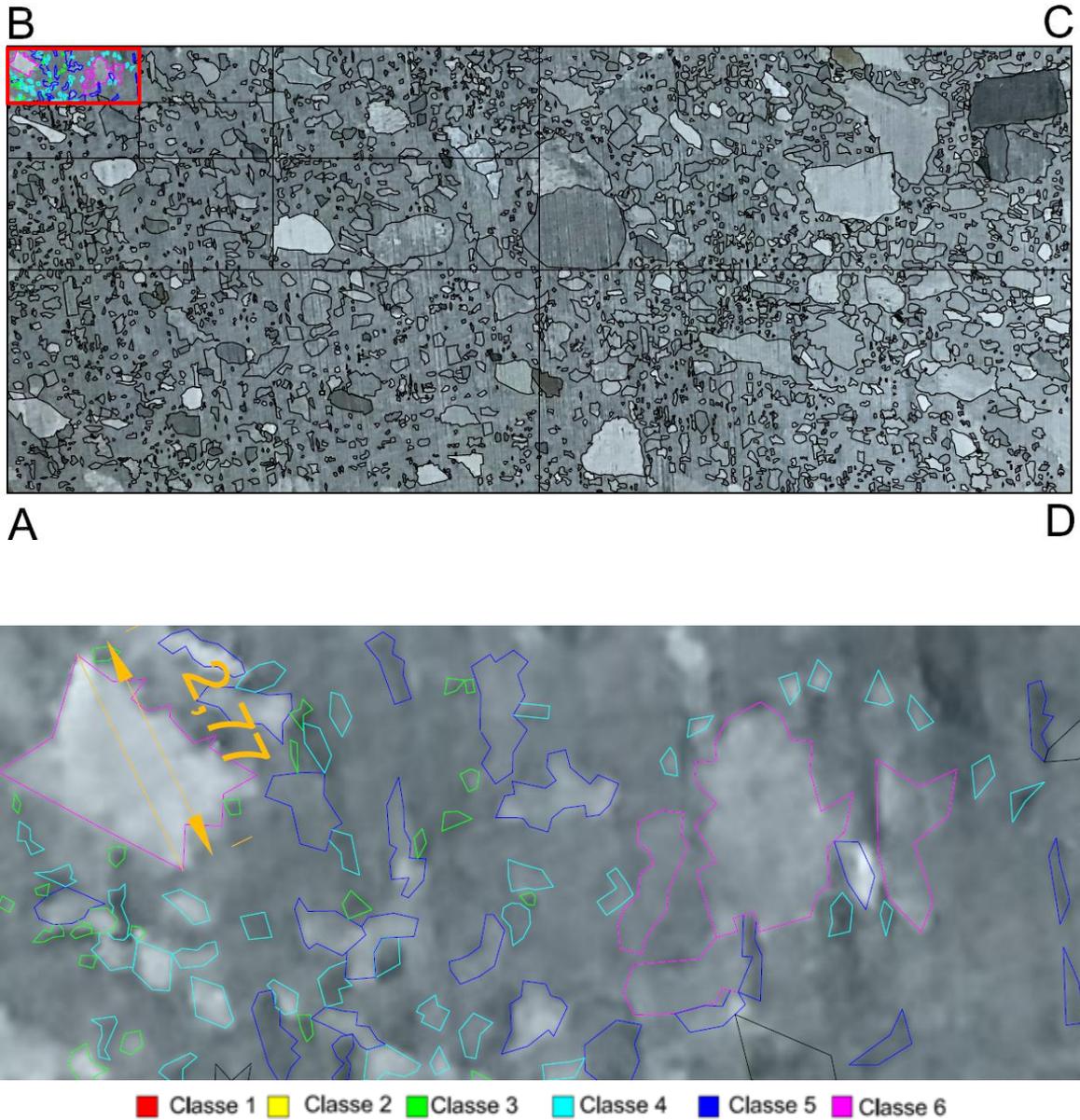


Figure 2.11. Sezione dello spezzone n.°3. Blocchi individuati, classificati in funzione della loro massima dimensione osservata per $A=1.56\%$. Sopra, l'intera fotografia in cui è evidenziata la finestra di osservazione; sotto dettaglio dell'area analizzata.

Per evidenziare le proprietà di autosomiglianza del mélange, le frequenze relative vengono rappresentate su un grafico logaritmico in funzione di d_{mod}/\sqrt{A} , dove d_{mod} rappresenta la massima dimensione osservata dei blocchi per la classe i -esima. A ciascuna delle sei classi dimensionali si associa quindi un valore di d_{mod}/\sqrt{A} , corrispondente alla mezzieria dell'intervallo rappresentativo di ogni classe o all'estremo superiore delimitante la classe 1 o inferiore della classe 6. Nel seguito si esplicitano le corrispondenze tra classi e d_{mod}/\sqrt{A} :

- classe 1: $d < 5\% \sqrt{A} / 4 \rightarrow d_{mod}/\sqrt{A} = 0.05/4 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.0125$

- classe 2: $5\% \sqrt{A} / 4 < d < 5\% \sqrt{A} / 2 \rightarrow d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = (0.05/4 + 0.05/2) / 2 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.01875$
- classe 3: $5\% \sqrt{A} / 2 < d < 5\% \sqrt{A} \rightarrow d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = (0.05/2 + 0.05) / 2 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.0375$
- classe 4: $5\% \sqrt{A} < d < 2 \times 5\% \sqrt{A} \rightarrow d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = (0.05 + 2 * 0.05) / 2 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.075$
- classe 5: $2 \times 5\% \sqrt{A} < d < 4 \times 5\% \sqrt{A} \rightarrow d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = (2 * 0.05 + 4 * 0.05) / 2 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.15$
- classe 6 : $d > 4 \times 5\% \sqrt{A} \rightarrow d_{\text{mod}} / \sqrt{A} > 4 * 0.05 * \sqrt{A} / \sqrt{A} = 0.2$

In *Figura 2.12.* e *Figura 2.13.* si raccolgono tutti i dati relativi rispettivamente agli spezzoni n.°2 e n.°3, per tutte le scale di osservazione considerate.

Si dimostra l'autosomiglianza del mélange per i due campioni analizzati: i grafici normalizzati ottenuti in *Figura 2.14.* risultano molto simili tra loro, nonostante le diverse scale indagate; in altre parole le distribuzioni delle frequenze sono relativamente somiglianti, sebbene le d_{mod} per le varie scale di osservazione si discostino. La maggior parte delle curve ottenute presenta il massimo per la classe 3 o per la classe 4 a cui si associano delle frequenze relative comprese tra il 30% e il 50%. Nel caso $A=100\%$, per entrambi gli spezzoni, la curva non presenta un picco ma si mostra decrescente. Tale andamento è dovuto al fatto che si sono individuati moltissimi blocchi di piccole dimensioni, appartenenti alle classi 1 e 2; spesso, nella pratica, molti di questi non vengono misurati e contati, ma si considerano parte della matrice, dal momento che forniscono un contributo trascurabile in termini di resistenza. Per lo spezzone 2, per le finestre di osservazione caratterizzate da $A=1.56\%$ non si riescono ad individuare blocchi di piccole dimensioni appartenenti alle classi 1 e 2 e il numero di blocchi individuato è particolarmente basso; questi due fattori generano delle curve nel grafico in *Figura 2.11.* con una frequenza molto alta dei blocchi in classe 6 per il primo quadrante e un picco nella classe 5 per il secondo quadrante investigato. Tali risultati si pensa siano dovuti a una limitata risoluzione dell'immagine relativa alla sezione dello spezzone n.°2, che non permette l'individuazione di un numero sufficiente di blocchi inseribili nelle classi 1, 2 e 3. Per la fotografia relativa allo spezzone n.° 3, infatti, tali anomalie di distribuzione dei blocchi non si rilevano grazie al fatto che la risoluzione dell'immagine permette di individuare un maggior numero di piccoli blocchi. La soglia blocchi/matrice fissata da Medley per $d_{\text{mod}} / \sqrt{A} = 0,05$ e rappresentata da una retta verticale in verde in *Figura 2.11.* risulta valida nel caso dei due spezzoni analizzati.

Risulta quindi evidente come indipendentemente dalla scala ingegneristica del problema, la presenza dei blocchi non può mai essere trascurata in questa formazione, neppure lavorando su piccole aree. Per verificare a tutti gli effetti l'autosomiglianza dell'intera

formazione, sarebbe però necessario considerare finestre di osservazione anche molto grandi, che racchiudono al loro interno molti metri quadri di superficie, ad esempio sarebbe utile investigare la distribuzione dei blocchi sulla superficie libera di un pendio accessibile. Se l'autosomiglianza del mélange fosse dimostrata anche su ampia scala, sarebbe possibile investigare le proprietà geometriche e meccaniche di campioni di piccole dimensioni considerandoli "modelli" geomeccanici di campioni su larga scala.

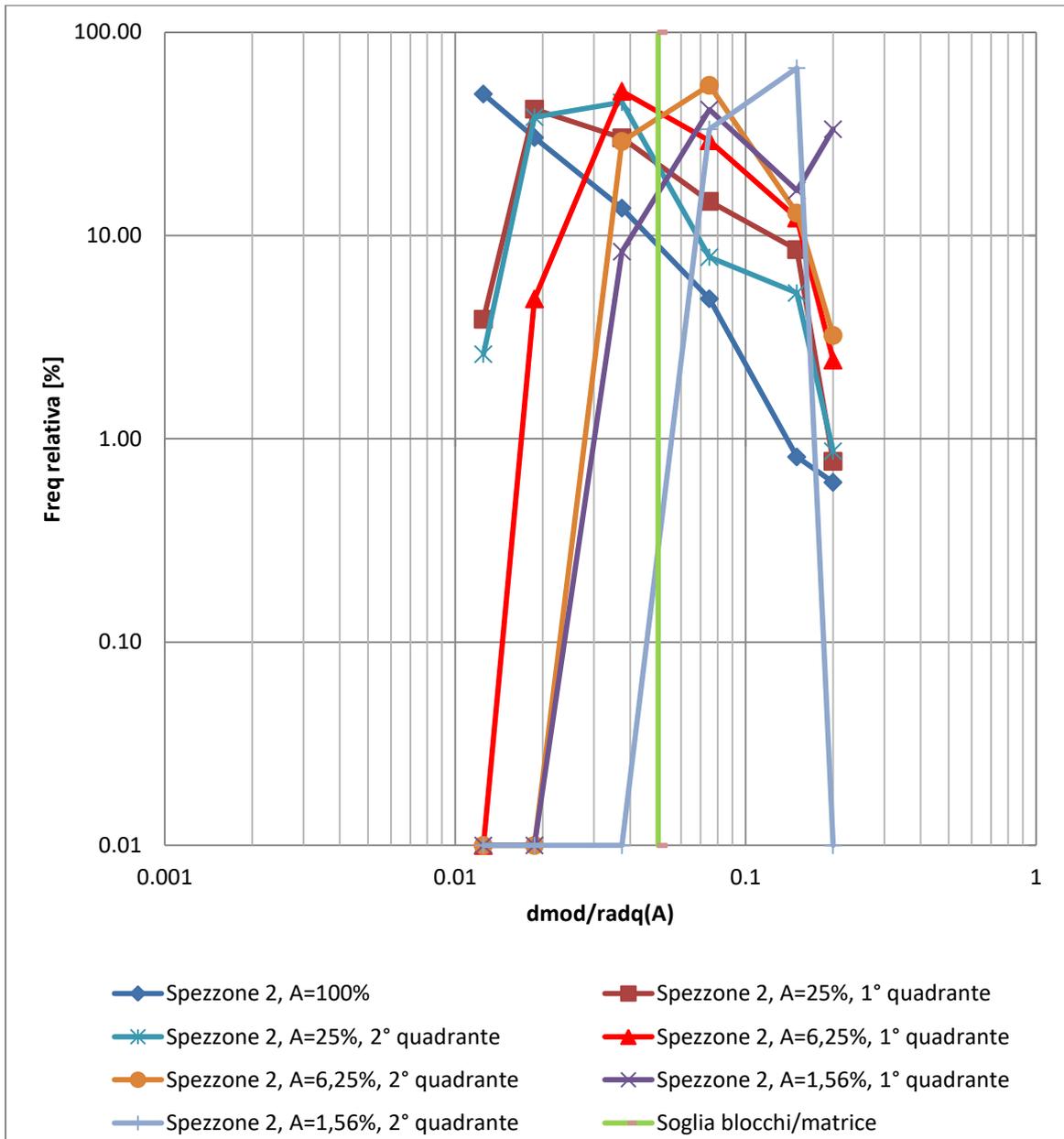


Figura 2.12. Insieme delle distribuzioni dei blocchi per le sezioni analizzate dello spezzone n.º2 per diverse scale di osservazione; grafico della frequenza relativa dei blocchi in funzione della massima dimensione osservata d_{mod} in ciascuna classe, normalizzata rispetto all'area di indagine A .

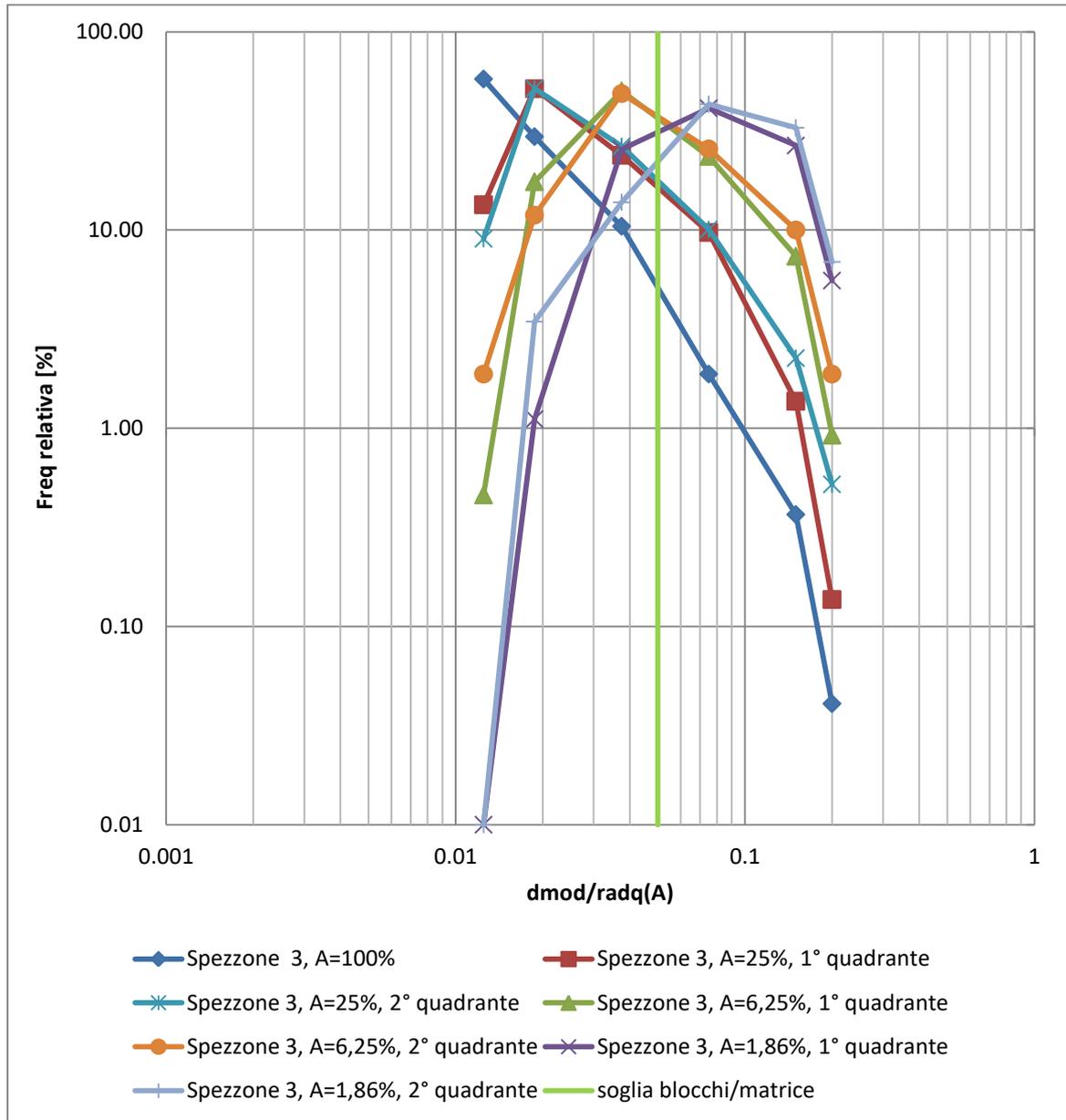


Figura 2.13. Insieme delle distribuzioni dei blocchi per le sezioni analizzate dello spezzone n.º3 per diverse scale di osservazione; grafico della frequenza relativa dei blocchi in funzione della massima dimensione osservata d_{mod} in ciascuna classe, normalizzata rispetto all'area di indagine A .

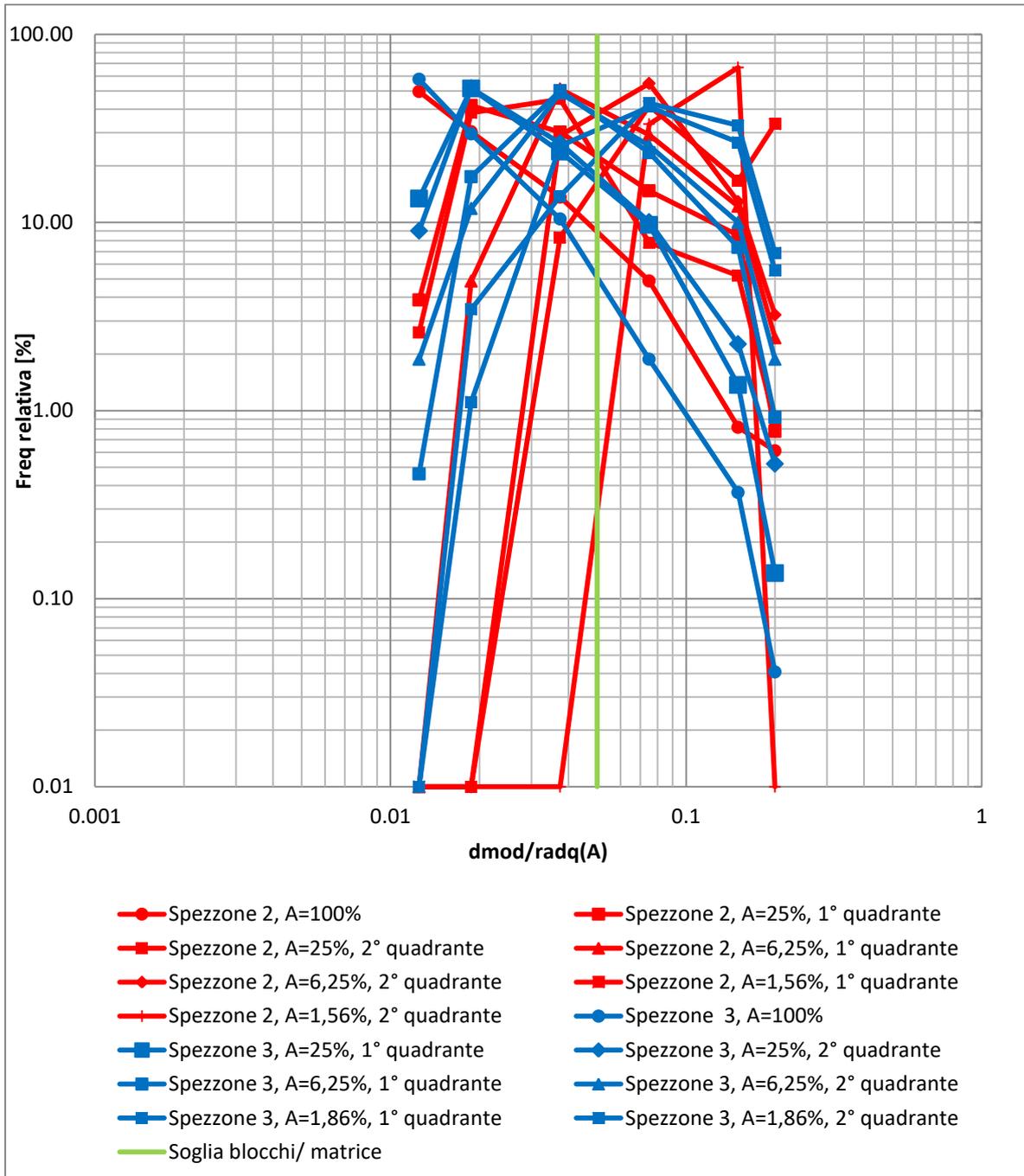


Figura 2.14. Insieme delle distribuzioni dei blocchi per le sezioni analizzate dei due spezzoni per diverse scale di osservazione; grafico della frequenza relativa dei blocchi in funzione della massima dimensione osservata d_{mod} in ciascuna classe, normalizzata rispetto all'area di indagine A.

2.2. Valutazione della percentuale dei blocchi

Medley (1994, 1997, 2001) approfondì il tema legato alla valutazione della percentuale lineare dei blocchi all'interno di una formazione bimrock, simulando una campagna di sondaggi mediante la definizione di linee di scansione verticali lungo le sezioni dei provini artificiali di bimrock da lui realizzati, come spiegato al *paragrafo 1.2.1.3*. Per ciascuno dei quattro modelli realizzati con percentuali volumetriche note a priori pari al 13%, 32%, 42% e 55% e per ciascuna delle 10 porzioni ottenute da ciascun provino, egli simulò 10 fori di sondaggio come mostrato in *Figura 1.12.*, lungo i quali è possibile calcolare le percentuali lineari dei blocchi. Successivamente, utilizzando l'approccio statistico Montecarlo e sulla base dei dati estratti dai 4 modelli, Medley (2001) prese in considerazione moltissime posizioni di esecuzione dei sondaggi considerando la realizzazione di 2, 4, 6, 8, 10, 15 e 20 fori per indagine. Per ciascun modello, caratterizzato da 100 simulazioni di fori di sondaggio, l'analisi statistica richiese l'esecuzione di più di 3400 diversi tentativi di combinazione delle linee di scansione verticali. I risultati vengono graficati in termini di percentuale lineare dei blocchi cumulata in funzione di $N \cdot d_{max}$, definita come lunghezza di campionamento ed espressa come multiplo della dimensione massima osservabile dei blocchi (d_{max}) (*Figura 2.15.*).

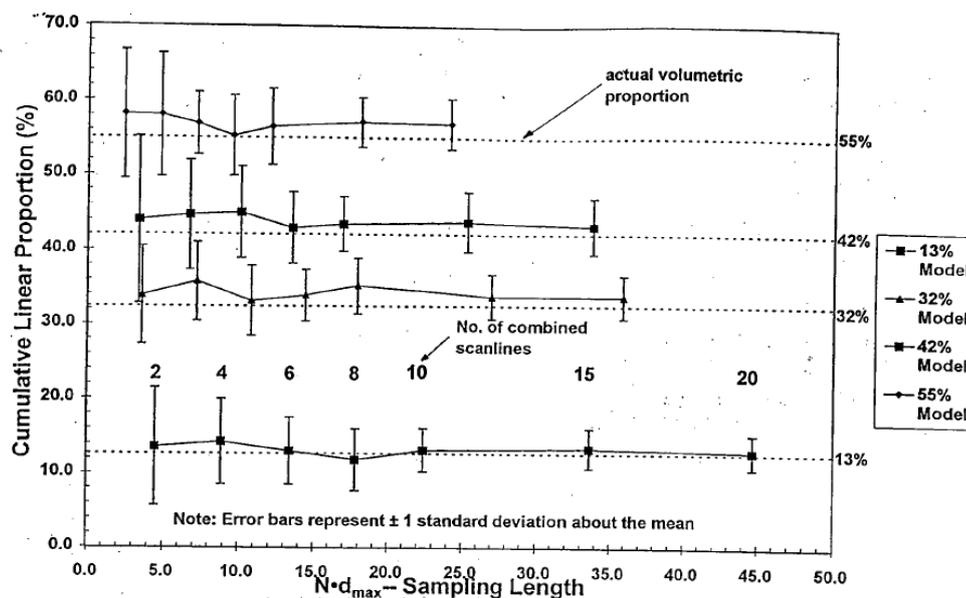


Figura 2.15. Grafico che mostra l'andamento della percentuale lineare dei blocchi cumulata in funzione della lunghezza di campionamento ($N \cdot d_{max}$). Le barre verticali mostrano la deviazione standard dei dati ottenuti dalla combinazione random dei sondaggi (Medley, 1997).

Per i quattro modelli analizzati, la percentuale lineare dei blocchi risulta essere prossima a quella volumetrica, grazie all'elevato numero di campagne di sondaggi simulate; all'aumentare della lunghezza di campionamento, si riduce sensibilmente la deviazione standard attorno al valore medio. Medley (1997) concluse che nel *Franciscan Mélange*, da lui modellato mediante la realizzazione di provini artificiali di bimrock, la percentuale lineare dei blocchi si stabilizza per profondità totali di campionamento pari a $10 \cdot d_{max}$.

Nel seguito, verificate le proprietà di autosomiglianza dei campioni di *mélange* italiano analizzati, si suppone questi possano rappresentare dei modelli di aree di grande estensione, soggette a una campagna di indagine eseguita mediante sondaggi allo scopo di valutare la percentuale dei blocchi presente all'interno della formazione.

Si procede inizialmente ad adimensionalizzare le fotografie delle sezioni ottenute dagli spezzoni n.º2 e n.º3, ponendo il lato maggiore delle immagini pari a 100 unità. Si prendono in considerazione solo i blocchi che presentano delle dimensioni superiori alla soglia blocco/matrice, pari a $0.05\sqrt{A}$, e inferiori a $0.75\sqrt{A}$, appartenenti alle classi 4, 5, 6 definite al *paragrafo 2.1.* per $A=100\%$. Si valuta la percentuale areale dei blocchi (ABP), ottenuta come rapporto percentuale tra l'area totale dei blocchi con dimensioni superiori alla soglia e l'area totale coperta dalla fotografia. Entrambe le sezioni indagate presentano una bassa percentuale areale dei blocchi: lo spezzone n.º2 è caratterizzato da $ABP=11.67\%$ mentre per lo spezzone n.º3 si è calcolato $ABP=16.51\%$.

Seguendo l'approccio proposto da Medley (1994), si simula la realizzazione di 10 sondaggi verticali, rappresentati da linee di scansione equidistanziate evidenziate in arancione in *Figura 2.14.* e *Figura 2.15.* rispettivamente per gli spezzoni n.º 2 e n.º 3. Le due linee di scansione più marginali sono posizionate sufficientemente lontane dal bordo della fotografia per evitare di intercettare blocchi non totalmente compresi nell'immagine. Per entrambi gli spezzoni, si valuta la lunghezza massima della corda verticale che intercetta i blocchi, definita come d_{max} e quotata in *Figure 2.16.* e *2.17.*

Si procede successivamente a simulare diverse campagne di indagine svolte mediante l'esecuzione di 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 fori di sondaggio posizionati come in *Figure 2.16.* e *2.17.* La stima della percentuale lineare cumulata dei blocchi viene eseguita mediante l'approccio statistico Montecarlo: si ipotizzano quindi cinque serie random di posizioni dei sondaggi, per ognuna delle quali si estrae casualmente 1 linea di scansione e se ne aggiunge via via un'altra, sempre in modo random, fino a che tutte le 10 linee di scansione vengono prese in considerazione.

I risultati sono rappresentati sui grafici mostrati in *Figura 2.18.* e *Figura 2.19.* rispettivamente per lo spezzone n.° 2 e n.° 3, dove viene mostrata la percentuale lineare cumulata dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento, espressa come multiplo della dimensione massima osservabile dei blocchi ($N \cdot d_{max}$). Per ciascuna serie random, sull'asse delle ordinate, la percentuale lineare cumulata dei blocchi viene ottenuta nel seguente modo:

- per la prima linea di scansione estratta, si valuta la lunghezza totale delle corde intersecanti i blocchi della prima scanline della serie ($Lc1$) e si divide $Lc1$ per la lunghezza della linea di scansione ($Ls1$) $\rightarrow Lc1/Ls1$;
- si prende in considerazione la seconda linea di scansione estratta e si calcola la lunghezza delle corde intersecanti i blocchi della seconda scanline ($Lc2$). Quest'ultima viene sommata alla $Lc1$; la somma $Lc1+Lc2$ si divide per la lunghezza delle due scanlines ($Ls1+Ls2$) $\rightarrow (Lc1+Lc2)/(Ls1+Ls2)$;
- si procede valutando la lunghezza delle corde intersecanti la terza linea di scansione estratta ($Lc3$), che viene successivamente sommata a $Lc1$ e $Lc2$; la somma $Lc1+Lc2+Lc3$ si divide per la lunghezza delle tre scanlines ($Ls1+Ls2+Ls3$) $\rightarrow (Lc1+Lc2+Lc3)/(Ls1+Ls2+Ls3)$;
- tale procedimento viene ripetuto fino all'introduzione della decima linea di scansione.

Di conseguenza, sull'asse delle ascisse, la lunghezza di campionamento viene definita come rapporto tra la lunghezza totale delle linee di scansione prese in considerazione e d_{max} . Ad esempio, considerando l'esecuzione di un solo sondaggio, la lunghezza di campionamento è pari al rapporto tra la lunghezza della prima linea di scansione della serie ($Ls1$) e d_{max} . La realizzazione di due sondaggi prevede una lunghezza di campionamento pari a $(Ls1+Ls2)/d_{max}$; si ripete il procedimento fino a considerare una campagna di indagine costituita da 10 linee di scansione.

I calcoli svolti e i risultati numerici ottenuti sono riportati in *Allegato 1.*

Per entrambi gli spezzoni, i grafici della percentuale lineare cumulata dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento mostrano una marcata dispersione dei risultati, evidenziata dai grafici in *Figure 2.20.* e *2.21.*, rispettivamente per gli spezzoni n.°2 e n.°3, dove viene rappresentato l'andamento del valor medio e della deviazione standard della percentuale lineare cumulata dei blocchi per i valori di $N \cdot d_{max}$ investigati.

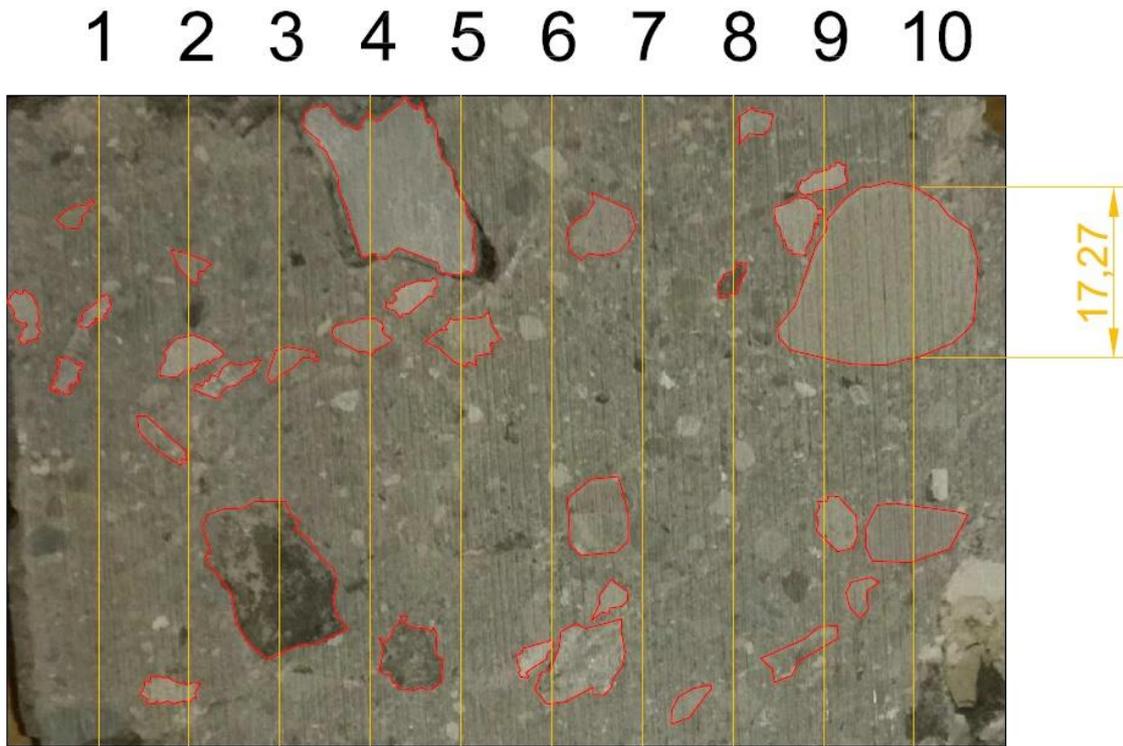


Figura 2.16. Spezzone n.º2. I blocchi di dimensioni superiori alla soglia blocco/matrice sono contornati in rosso; in arancione sono evidenziate le linee di scansione verticali che simulano i fori di sondaggio.

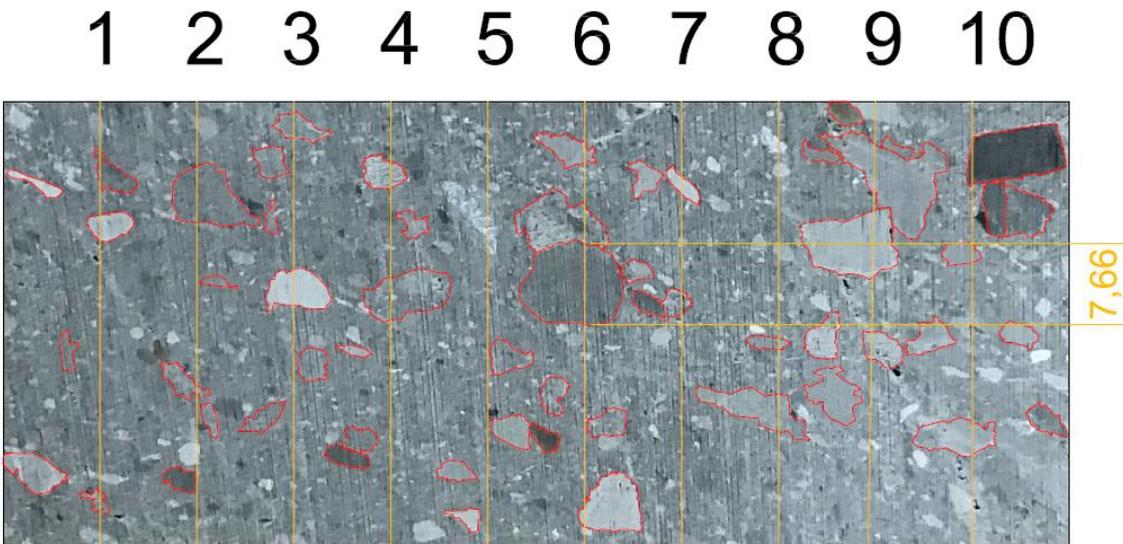


Figura 2.17. Spezzone n.º3. I blocchi di dimensioni superiori alla soglia blocco/matrice sono contornati in rosso; in arancione sono evidenziate le linee di scansione verticali che simulano i fori di sondaggio.

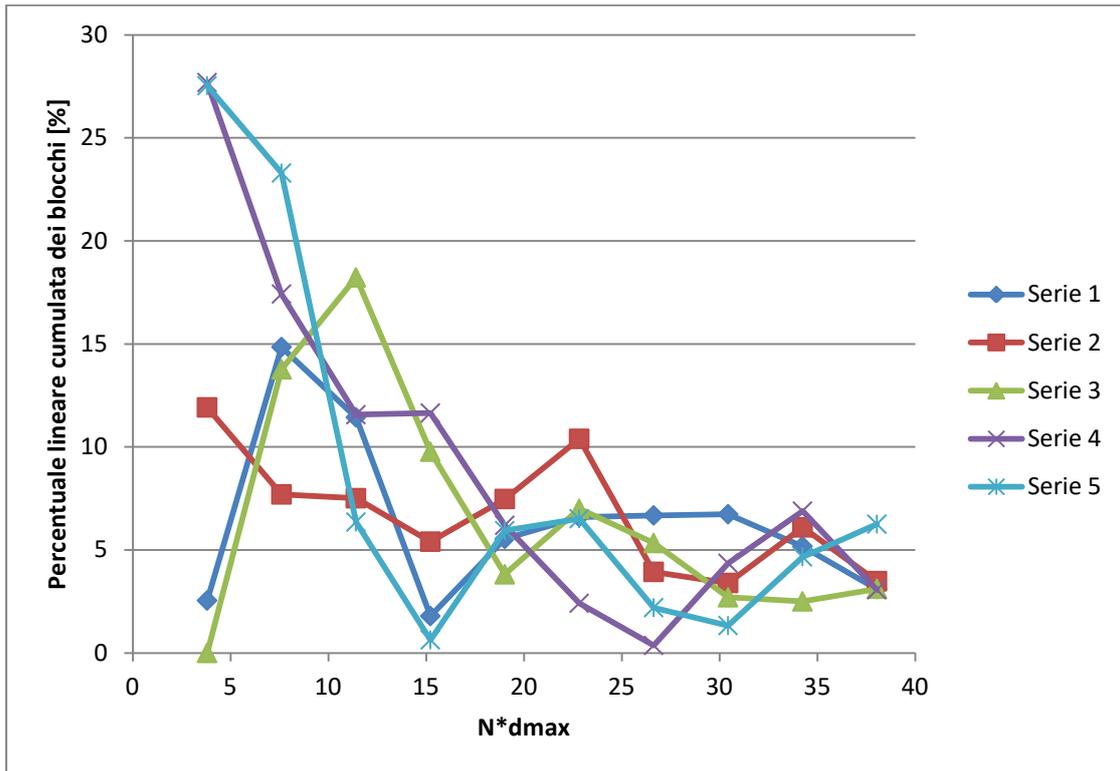


Figura 2.18. Spezzione n.º 2. Percentuale lineare cumulata dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento.

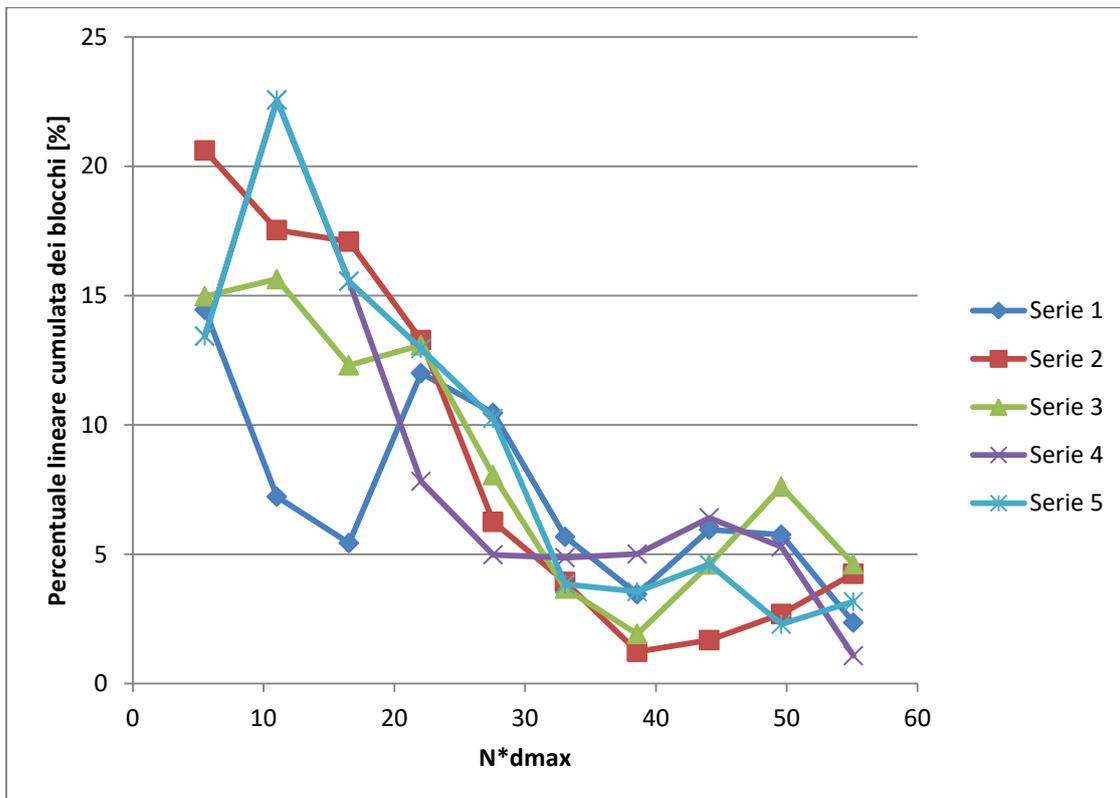


Figura 2.19. Spezzione n.º 3. Percentuale lineare cumulata dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento.

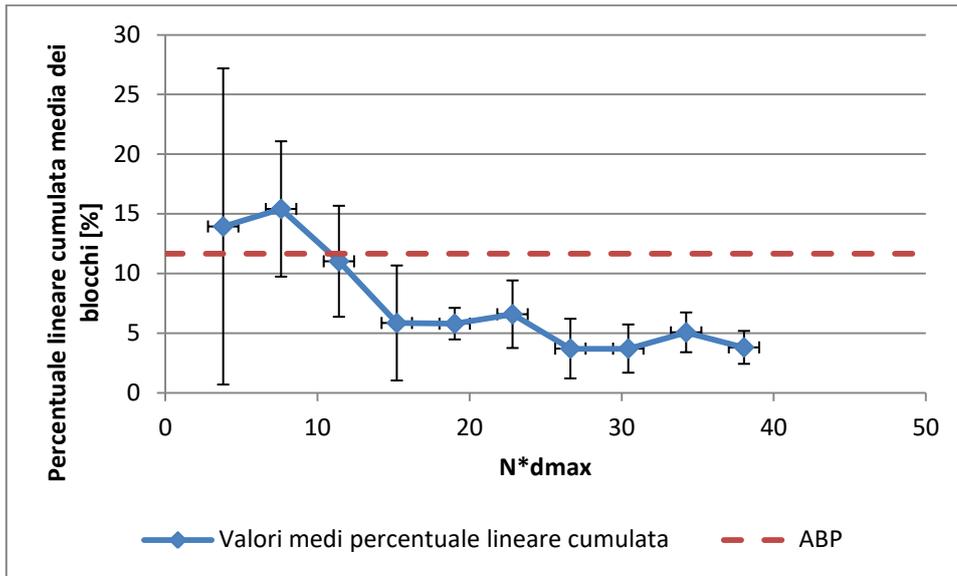


Figura 2.20. Spezzone n.° 2. Percentuale lineare cumulata media dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento. I segmenti verticali rappresentano le deviazioni standard dei risultati ottenuti.

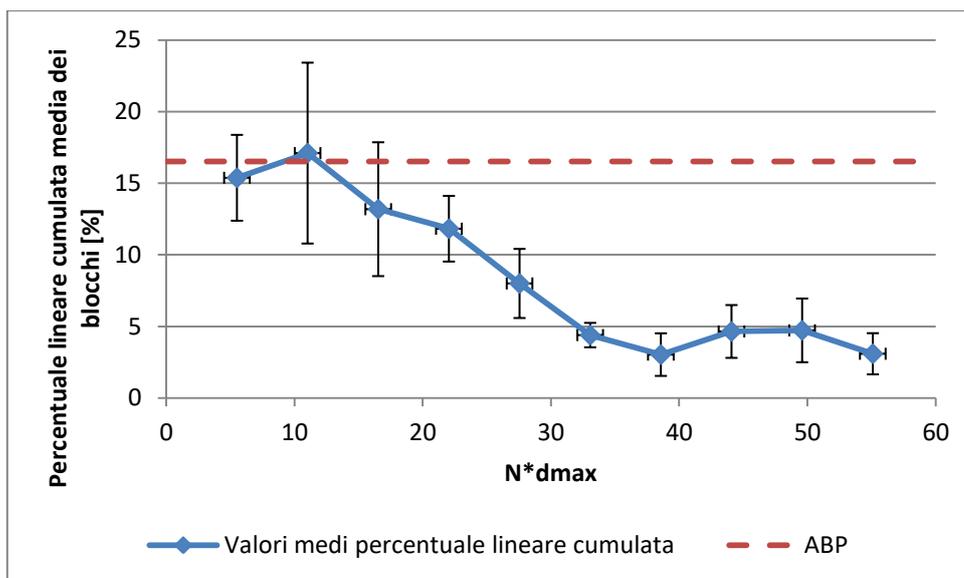


Figura 2.21. Spezzone n.° 2. Percentuale lineare cumulata media dei blocchi in funzione della lunghezza di campionamento. I segmenti verticali rappresentano le deviazioni standard dei risultati ottenuti.

Nel caso dei due spezzoni indagati, la percentuale lineare cumulata dei blocchi non risulta stabilizzarsi per $10 \cdot d_{max}$, come osservato da Medley (1997) per il *Franciscan Mélange*. Occorre però ricordare che queste analisi sono state eseguite esclusivamente su due sezioni appartenenti a due spezzoni, andando a considerare un numero limitato di estrazioni random. Sarebbe necessario quindi ampliare la ricerca considerando un numero

maggiore di sezioni e indagando spezzoni che presentano una percentuale dei blocchi superiore. Come mostrato in *Figura 1.14*, infatti, per basse percentuali di blocchi, l'incertezza che caratterizza i risultati è maggiore. Ciò è dovuto al fatto che con una percentuale di blocchi bassa, i sondaggi hanno meno probabilità di intercettare le inclusioni e quindi si registra una minore lunghezza delle corde. Per i due spezzoni analizzati infatti la percentuale lineare media dei blocchi che si ottiene per lunghezze di campionamento pari a $N \cdot d_{max}$ risulta essere molto più bassa della percentuale areale calcolata, che non coincide ancora con l'effettiva percentuale volumetrica dei blocchi.

Concludendo, si può quindi affermare che per i campioni analizzati la lunghezza di campionamento a cui sembra stabilizzarsi la percentuale lineare cumulata risulta essere superiore a $30 \cdot d_{max}$, valore al di sopra di cui si osserva una deviazione standard ridotta e pressoché costante. Per lunghezze di campionamento superiori a $30 \cdot d_{max}$ i valori medi delle percentuali cumulate dei blocchi oscillano tra 3.5 e 5% per lo spezzone n.°2 e tra 3 e 4.7% per lo spezzone n.°3, valori molto inferiori rispetto alle ABP valutate sulle stesse sezioni. Si mostrano necessari ulteriori studi su campioni provenienti dalla stessa formazione per ampliare il database a disposizione e verificare i risultati ottenuti.

Capitolo 3

STABILITA' DEI VERSANTI IN BIMROCK

L'analisi di stabilità dei pendii in bimrock risulta particolarmente difficoltosa e ad oggi la letteratura in merito è ancora limitata. Alla difficoltà di caratterizzazione geometrica e meccanica del materiale si affianca la valutazione dell'influenza della percentuale volumetrica, della distribuzione dimensionale, della forma e dell'orientazione dei blocchi sullo sviluppo di una potenziale superficie di scivolamento lungo il versante. Molto spesso in presenza di una formazione bimrock si preferisce trascurare la presenza dei blocchi, attribuendo all'intera formazione le proprietà della matrice caratterizzata da parametri meccanici più scadenti. Questa forte semplificazione permette di poter applicare i comuni metodi dell'equilibrio limite per la stabilità di un versante omogeneo. Il modello su cui si svolgono i calcoli progettuali risulta però molto lontano dalla realtà fisica. Inoltre, è necessario verificare che, trascurando la presenza dei blocchi, i risultati siano a favore di sicurezza. Le conseguenze sulla stabilità di versante dell'ipotesi basata sull'ignorare la presenza delle inclusioni nella matrice sono state approfondite sia mediante analisi di stabilità all'equilibrio limite (Medley e Sanz, 2004) sia utilizzando metodi numerici (Barbero et al., 2007; Napoli et al., 2018).

La caratterizzazione geometrica e meccanica delle bimrocks è stata ampiamente discussa nel *Capitolo 1*. Nel seguito si fa riferimento ai fattori principali della caratterizzazione che risultano strettamente legati ai concetti di stabilità di versante.

I *mélange* si identificano per la presenza di blocchi di rocce di diverse litologie posizionate casualmente all'interno di una matrice di solito di natura argillosa in cui sono presenti zone altamente deformate a taglio (Medley e Wakabayashi, 2004). All'interno della stessa formazione si possono individuare zone più o meno ricche di blocchi. Le dimensioni delle inclusioni variano per più di 7 ordini di grandezza (Medley e Lindquist, 1995). Risulta quindi fondamentale definire preliminarmente una dimensione caratteristica del problema ingegneristico L_c , quale l'altezza di un pendio in frana, il diametro di un tunnel in progetto o la larghezza di una fondazione, allo scopo di individuare le dimensioni dei blocchi che risultano essere significative per il problema in esame. Alla scala di interesse, i blocchi di dimensioni comprese tra il 5% e il 70% di L_c

forniscono un contributo in termini di resistenza della formazione bimrock (Medley,2001). Le inclusioni con dimensioni inferiori al 5% di Lc si considerano parte della matrice, mentre quelle più grandi del 70% di Lc si studiano come blocchi di roccia a sé stanti.

Tra le formazioni bimrock più studiate si cita il *Franciscan Mélange*, presente in California, caratterizzato dall'inclusione nella matrice di blocchi ellissoidici con un rapporto 1:2 tra asse minore e asse maggiore. All'interno della matrice, a contatto con i blocchi, soprattutto quelli con dimensioni maggiori, si generano delle aree fortemente deformate a taglio che costituiscono zone di debolezza, le quali favoriscono la formazione di superfici di scivolamento nei pendii. I fenomeni franosi sono comuni in *mélanges* con una ridotta presenza di inclusioni e in versanti molto ripidi dove si individuano blocchi di grandi dimensioni (Medley e Sanz, 2004).

Come già discusso nel *Capitolo 1*, quando la percentuale volumetrica dei blocchi VBP risulta compresa tra circa il 25% e il 70%, l'aumento delle proprietà meccaniche complessive delle bimrocks è principalmente e direttamente legato al valore di questo parametro (Lindquist and Goodman, 1994). Il valore massimo dell'angolo di attrito interno del materiale si è dimostrato essere tra 15 e 20 gradi superiore all'angolo di attrito relativo alla sola matrice. Con l'incremento di VBP, aumenta anche il modulo di Young e diminuisce la coesione.

Lindquist & Goodman (1994) evidenziano inoltre un'influenza dell'orientamento delle inclusioni sulla stabilità di un versante in bimrock: quando l'asse principale dei blocchi è orientato di circa 30 gradi ($45^\circ - \varphi_{\text{matrice}}/2$ gradi) rispetto alla direzione della sollecitazione principale massima, si individuano i valori minimi di resistenza della bimrock. Questo ultimo aspetto mette in evidenza l'importanza di caratterizzare al meglio la tessitura di bimrock anisotropi, soprattutto nelle zone di faglia (Riedmueller et al., 2001) e nelle aree con blocchi sub-paralleli. Si riscontra nella pratica che in presenza di blocchi e zone di taglio orientati con un angolo di inclinazione basso rispetto a quello del versante (*Figura 3.1. A, B e D*) la stabilità del pendio risulta essere ridotta. Viceversa, per blocchi orientati con alte inclinazioni rispetto alla pendenza del versante (*Figura 2.1 C*) si osserva un aumento di stabilità dovuto all'incremento di tortuosità della superficie di scivolamento (Medley & Sanz, 2004). Inoltre, grandi blocchi o regioni ricche di inclusioni in sommità del pendio tendono ad aumentare la stabilità dello stesso (Kim, Snell e Medley, 2004). Tuttavia nella realtà la situazione risulta più complessa: spesso nelle frane che si

verificano in *mélanges* e cataclasiti di faglia, gli orientamenti dei blocchi e delle aree di taglio variano da zona a zona e i blocchi più piccoli vengono trascinati dai movimenti in atto nelle zone di taglio ruotando attorno ai blocchi più grandi. Di conseguenza, l'orientamento delle superfici di rottura può variare più volte lungo il versante.

La forma dei blocchi influenza la tortuosità delle superfici di rottura solo quando accoppiata a un orientamento favorevole degli stessi a ad un valore di VBP maggiore del 25%. I blocchi ellittici riducono in maniera importante la stabilità del versante quando l'orientamento degli assi maggiori è prossimo alla pendenza del pendio (*Figura 3.1. B*) (Medley e Sanz, 2004).

In *Figura 3.1* sono riassunti alcuni possibili scenari di versanti bimrock in frana (Medley e Sanz, 2004):

- A) in presenza di VBP bassa la superficie di scivolamento non è influenzata dalla presenza dei blocchi;
- B) blocchi e fratture orientate parallelamente al pendio influenzano lo sviluppo della superficie di scivolamento;
- C) blocchi e fratture verticali rendono tortuosa la superficie di scivolamento, aumentando la stabilità complessiva del pendio;
- D) l'alternarsi di aree ricche e povere di blocchi porta alla generazione di una superficie di scivolamento tra zone con diversa VBP; la stabilità del versante si riduce a causa del peso dell'area in frana ricca di blocchi.

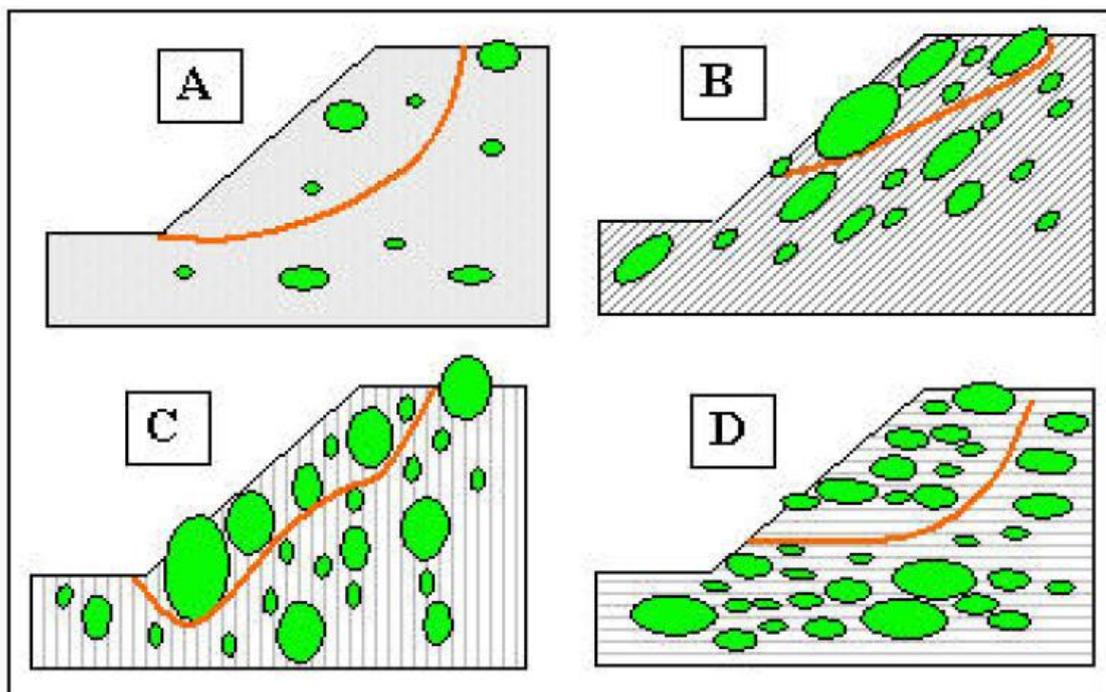


Figura 3.1. Possibili scenari di versanti bimrock in frana (Medley e Sanz, 2004).

3.1. Analisi all'equilibrio limite

I blocchi all'interno di una formazione bimrock incrementano la stabilità di versante, fornendo un fattore di sicurezza globale maggiorato rispetto a quello che si otterrebbe considerando la presenza della sola matrice. Tale affermazione viene dimostrata da Medley e Sanz (2004) che svilupparono un modello semplice per studiare la stabilità di versante di una formazione bimrock ideale.

La geometria del modello risulta essenziale: si tratta di un pendio di altezza 10 m, inclinato di 35 gradi rispetto all'orizzontale.

Definita la dimensione caratteristica del problema ingegneristico $L_c=10$ m, pari all'altezza del pendio, per modellare i blocchi ellissoidici tipici del *Franciscan Mélange*, le analisi vengono eseguite inserendo nella sezione del versante rettangoli orizzontali con lato orizzontale doppio rispetto al verticale, seguendo la distribuzione dimensionale tipica del *Franciscan Mélange* (Medley e Lindquist, 1995). Si assume che la percentuale areale dei blocchi valutata sulla sezione corrisponda alla percentuale volumetrica degli stessi, ipotesi che nella realtà non sempre risulta essere corretta, come osservato da Medley (1997). Si realizzano diversi modelli con percentuale areali dei blocchi pari a 50%, 25% e 13%.

Sulla base dell'esperienza acquisita nel *Franciscan Mélange*, alla matrice vengono assegnati i seguenti parametri di resistenza: coesione $c=10$ kPa, angolo di attrito $\phi=25$ gradi. La resistenza dei blocchi e quella relativa ai contatti blocco/matrice vengono trascurate mentre si assume che la falda non interferisca con il pendio.

Attraverso il metodo dell'equilibrio limite, inizialmente viene identificata la superficie di rottura che si forma in presenza della sola matrice, segnalata dal tratteggio in *Figura 3.2.*, che fornisce un fattore di sicurezza pari a $FS=1.26$. Utilizzando un programma di grafica ingegneristica, questa traccia viene utilizzata come punto di partenza per predire possibili superfici di scivolamento tortuose tra i blocchi all'interno di modelli caratterizzati da una percentuale volumetrica fissa, come mostrato nell'esempio in *Figura 3.2.*

In seguito le tracce grafiche di tutte le superfici di rottura ipotizzate vengono importate sul software SlopeWTM, (Geo-Slope International, Inc.), che effettua le analisi di stabilità del pendio con il metodo dell'equilibrio limite fornendo i fattori di sicurezza FS.

Per generalizzare i risultati, i fattori di sicurezza vengono poi normalizzati rispetto al FS della sola matrice.

I valori ottenuti dalle singole analisi sono riassunti in *Figura 3.3.*, che evidenzia l'incremento del fattore di sicurezza normalizzato all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, aumento dovuto all'incrementarsi della tortuosità e dunque della lunghezza della traccia della superficie di scivolamento sul piano.

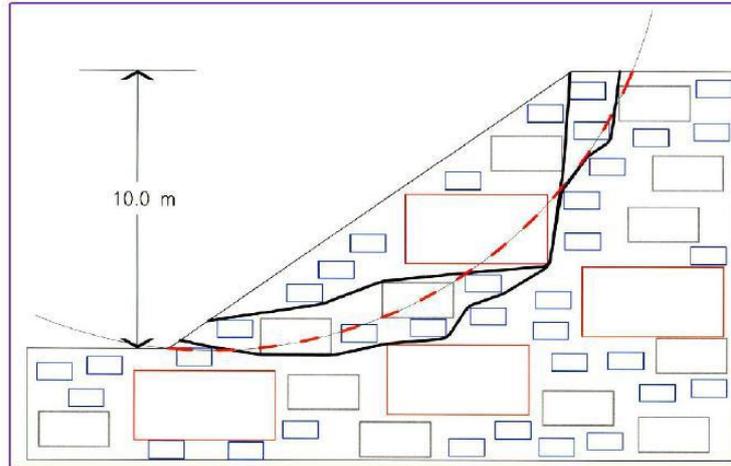


Figura 3.2. Modello di pendio in bimrock con VBP=50% e blocchi distribuiti in modo random. La linea tratteggiata mostra la superficie di rottura che si originerebbe in presenza della sola matrice; le linee nere evidenziano due possibili superfici di scivolamento in bimrock (Medley e Sanz, 2004).

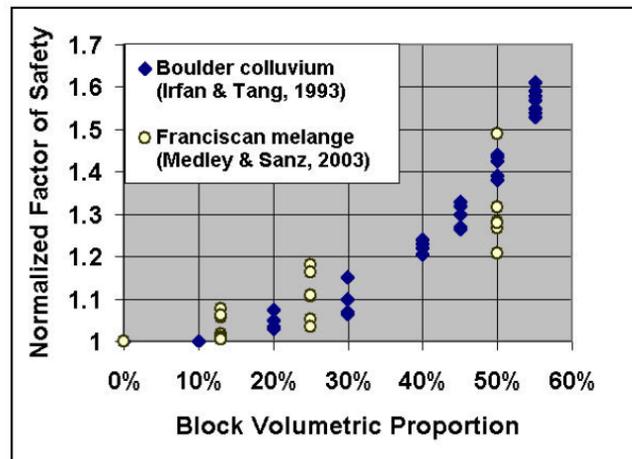


Figura 3.3. Confronto dei fattori di sicurezza ottenuti al variare di VBP per il deposito alluvionale di Hong Kong (Irfan e Tang, 1993) e il Franciscan Mélange (Medley e Sanz, 2004).

I risultati ottenuti da Medley e Sanz (2004) possono essere confrontati con quelli conseguiti da Irfan & Tang (1993), che hanno eseguito analisi di stabilità su pendii teorici in un terreno ricco di massi nell'ambito di un'indagine riguardante la resistenza al taglio del terreno alluvionale di Hong Kong. I versanti modellati presentano un'altezza di 10 metri e una pendenza di 60° rispetto all'orizzontale. I blocchi rettangolari inseriti nella

matrice presentano tutti la stessa dimensione e si dispongono in maniera stratificata, separati uniformemente. Le percentuali volumetriche delle inclusioni variano tra il 10% e il 55%. Alla matrice vengono assegnati i seguenti parametri di resistenza: $c' = 5$ kPa e $\phi' = 35$ gradi.

Le analisi di stabilità all'equilibrio limite sono state effettuate utilizzando il metodo di Morgenstern & Price (1965) applicato su potenziali superfici di rottura disegnate a zig zag con ampiezze regolari all'interno della matrice, che toccano gli spigoli dei blocchi adiacenti (Figura 3.4).

Irfan & Tang (1993) evidenziarono l'influenza della stratificazione dei blocchi, che risulta importante quanto la proporzione volumetrica degli stessi. L'allineamento dei blocchi nella direzione di pendenza del pendio genera fattori di sicurezza più bassi rispetto all'orientazione degli stessi normalmente rispetto alla direzione di scorrimento, la quale produce FS più alti a causa dell'incremento della tortuosità delle superfici di rottura.

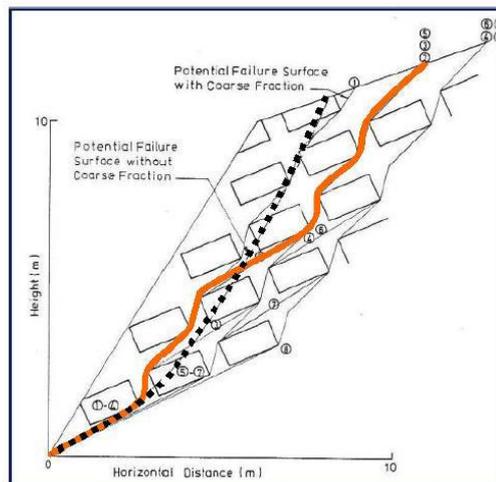


Figura 3.4. Modello di versante ricco di blocchi che modella i pendii costituiti da terreno alluvionale di Hong Kong, VBP=20%. La linea tratteggiata rappresenta la superficie di scivolamento nella sola matrice; in rosso un'ipotetica superficie di scivolamento (Irfan e Tang, 1993).

Concludendo, in Figura 3.3. si osserva un evidente aumento del fattore di sicurezza all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi per entrambe le analisi eseguite nonostante differenze significative nelle geometrie del modello, sull'orientamento dei blocchi, riguardanti la geometria e i metodi analitici utilizzati. Come già evidenziato inizialmente da Lindquist (1994) durante l'analisi dei risultati ottenuti dall'esecuzione delle prove triassiali su provini sperimentali di bimrock, la presenza dei blocchi offre un vantaggio geomeccanico ridotto per VBP inferiori al 25-30%. Tuttavia, a partire da questo limite inferiore a oltre il 55%, vi è un marcato aumento della stabilità del pendio.

3.2. Analisi numeriche

Il tema della stabilità dei pendii in bimrock viene approfondito mediante numerose analisi numeriche di stabilità di modelli stocastici da un gruppo di ricerca del Politecnico di Torino. Nel seguito si riassumono i metodi di analisi e i principali risultati ottenuti da Barbero et al. (2006) e Napoli et al. (2018).

Barbero et al. (2006) hanno eseguito alcune analisi numeriche al continuo per indagare l'influenza dei principali parametri caratterizzanti le bimrocks (VBP, forma e orientazione dei blocchi inglobati nella matrice) sulla stabilità di un versante di geometria semplice. Lo studio si pone l'obiettivo di definire una metodologia di approccio al problema della simulazione del comportamento meccanico delle bimrocks.

Lo studio della stabilità di un versante in bimrock ha come scopo l'analisi della variazione del fattore di sicurezza globale del pendio in funzione dei parametri che caratterizzano le bimrocks. Il versante analizzato ha una geometria molto semplice (*Figura 3.5.a*). Le analisi di stabilità vengono eseguite numericamente mediante il codice alle differenze finite FLAC (Itasca, 2000), ipotizzando dunque che il mezzo sia modellabile come un continuo. I blocchi vengono inseriti nella matrice utilizzando un processo statistico di estrazione casuale, in termini di dimensione e orientazione. A tale fine si sviluppa un apposito software che genera una mesh bimateriale in un dominio poligonale, costituito da matrice (materiale roccioso con caratteristiche geo-meccaniche generalmente scadenti) e blocchi, ovvero regioni ellittiche di materiale relativamente più resistente. I principali parametri di ingresso del codice sono la percentuale volumetrica dei blocchi, l'esponente della distribuzione di frequenza delle dimensioni dei blocchi, le dimensioni minima e massima delle regioni ellittiche, il rapporto fra l'asse minore e quello maggiore delle ellissi (nel seguito e), la direzione media e lo scarto del diametro massimo. Il codice fornisce un file di uscita in formato compatibile con FLAC, contenente gli indici delle celle il cui centro appartiene ad un blocco, alle quali sono anche assegnate le proprietà meccaniche opportune.

Si analizzano modelli con VBP pari a 20%, 35% e 50%, rapporto e corrispondente a 0.25, 0.5 e 1.0 ed orientazioni i di 0°, 45°, 90° e 135° dell'asse maggiore del blocco rispetto all'orizzontale (*Figura 3.5.b*). Le caratteristiche dei materiali sono riportate in *Tabella 3.1*. Lo scenario di analisi è di condizioni gravitative, ove il pendio costituito da

sola matrice si trova in condizioni di equilibrio limite. Il fattore di sicurezza globale del versante al variare di VBP è stato valutato con la tecnica SRF (Strength Reduction Factor, vedi *paragrafo 4.3.1*).

I risultati delle analisi consentono di formulare alcune interessanti osservazioni:

- Il fattore di sicurezza FS cresce all'aumentare di VBP; l'incremento è più marcato per valori di VBP maggiori del 20%. Tale valore è dunque una soglia al di sotto della quale il versante si comporta come se fosse costituito di sola matrice (*Figura 3.5.c*).
- Il fattore di sicurezza subisce un incremento significativo quando i blocchi hanno forme ovali molto schiacciate; assume invece valori minimi per blocchi circolari. Questo potrebbe essere dovuto al fatto che i blocchi ellittici in qualche modo ostacolano lo sviluppo della superficie di rottura, che diventa più tortuosa aggirandoli.
- In generale, per percentuali volumetriche del 20%, non si hanno sostanziali miglioramenti delle condizioni di stabilità rispetto al caso in cui i blocchi siano assenti e l'intero versante abbia le caratteristiche della matrice; in entrambi i casi la superficie di scorrimento è ampia e profonda. Per percentuali del 50%, la stabilità del versante risulta nettamente migliorata: le superfici di scivolamento risultano corticali e molto ridotte.
- L'orientazione dei blocchi sembra non influenzare in modo evidente il fattore di sicurezza, per qualsiasi valore di VBP ed e . Tale aspetto è ad ogni modo molto complesso e richiede ulteriori analisi.

	Matrice	Blocchi
Legge costitutiva	Elastoplastica ideale	Elastoplastica ideale
E [MPa]	200	600
ν	0.33	0.3
c [MPa]	0.01	0.1
ϕ [°]	35	50

Tabella 3.1. Caratteristiche meccaniche dei materiali costituenti il modello (Barbero et al., 2006).

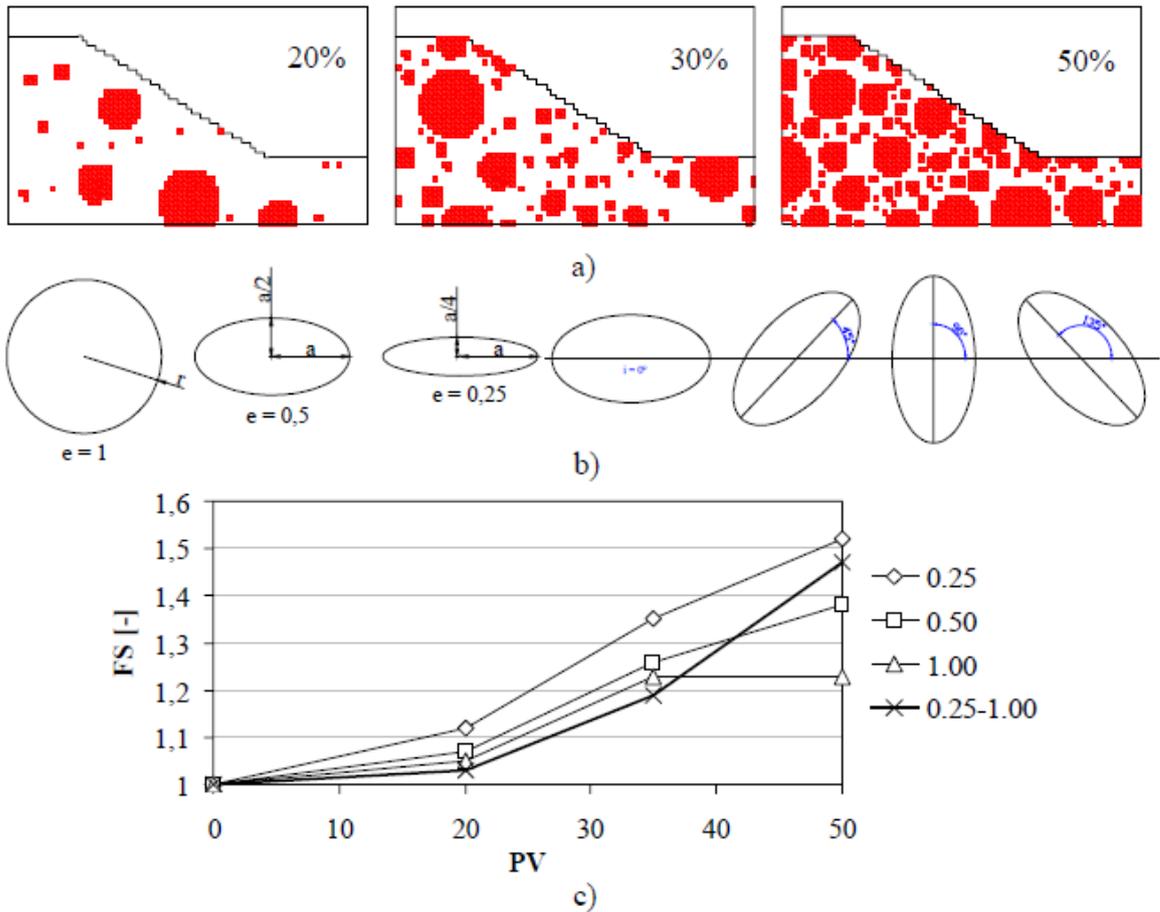


Figura 3.5. a) Modello del versante per diverse VBP; b) Geometrie per diverse eccentricità e inclinazioni; c) andamento del FS al variare di VBP (per direzioni completamente casuali) (Barbero et al., 2006).

L'approccio stocastico introdotto da Barbero et al. (2006) per l'analisi di stabilità dei pendii viene ulteriormente approfondito dal gruppo di ricerca Napoli et al. (2018), che eseguono circa 90 analisi numeriche di stabilità di versante 2D utilizzando sia i metodi a elementi finiti (FEM) sia quelli all'equilibrio limite (LEM).

La distribuzione dimensionale e la posizione dei blocchi circolari all'interno della geometria del pendio sono definiti grazie all'implementazione di un codice Matlab, che esegue simulazioni numeriche Montecarlo. In particolare, data la geometria del versante e fissata VBP, lo script Matlab genera casualmente n diametri estratti da una popolazione distribuita secondo le linee guida fornite da Medley (1994) per *il Franciscan Mélange*. Per ciascuna delle VBP considerate (pari a 25%, 40%, 55% e 70%), si generano dieci diverse configurazioni di versante in bimrock per prendere in considerazione la variabilità spaziale e dimensionale dei blocchi.

Le analisi di stabilità del pendio ad elementi finiti (FE) vengono condotte usando il software Phase2 (vers. 8.0) di Rocscience. Il pendio caratterizzato dalla presenza delle inclusioni viene inserito in un modello di dimensioni maggiori, dove lo spazio esterno è utile per evitare l'influenza dei vincoli sul pendio in analisi (Figura 3.6.). Viene generata una mesh caratterizzata da elementi triangolari a sei nodi. Si simula inoltre un processo di scavo in 10 stadi successivi per fornire il profilo definitivo al versante. Al modello vengono assegnate le proprietà dei blocchi e della matrice riportate in Tabella 3.2., in particolare la parte del modello caratterizzata dalla presenza delle inclusioni assume un comportamento elastico perfettamente plastico, mentre lo spazio esterno viene modellato elasticamente. Si considera un criterio di rottura di Mohr-Coulomb.

Le analisi LEM vengono eseguite sugli stessi modelli estratti e modellati nel caso FEM, utilizzando il codice Slide (v. 5.0) di Rocscience e i metodi di Bishop semplificato e Spencer, che hanno fornito risultati molto simili. Nel seguito si fa riferimento ai risultati del metodo di Bishop semplificato.

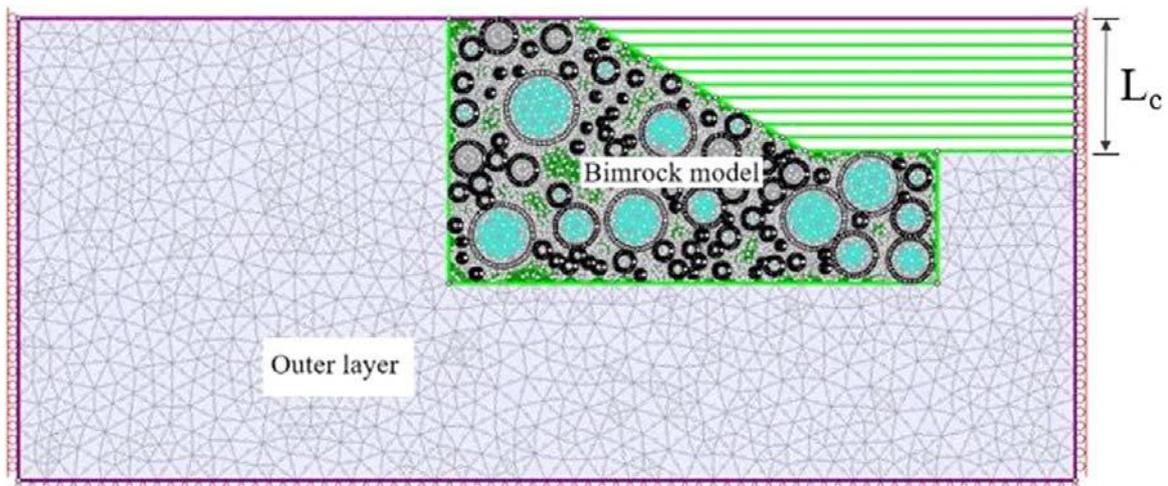


Figura 3.6. Esempio del modello a elementi finiti in Phase2 (v.8) (Napoli et al., 2018.)

Parametri	Matrice	Blocchi
E [GPa]	2.5	7.2
ν [-]	0.3	0.3
γ [kN/m ³]	23	23
c [kPa]	10	1000
ϕ [°]	28	50

Tabella 3.2. Proprietà meccaniche della matrice e dei blocchi (Napoli et al., 2018).

I risultati stocastici vengono confrontati con quelli ottenuti dalla computazione di modelli omogenei, a cui sono state assegnate le proprietà meccaniche del materiale bimrock,

ottenute mediante gli approcci di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014), approfonditi al *paragrafo 1.2.2.3.2*.

I risultati ottenuti vengono confrontati in termini di fattori di sicurezza globali del versante FS, ottenuti mediante il metodo SSR (vedi *paragrafo 4.3.1.*) per i modelli FEM, e di volumi potenzialmente instabili, considerando l'area isolata dalla superficie di rottura moltiplicata per un metro di profondità del versante.

La ricerca conferma che per VBP=25% l'incremento del fattore di sicurezza del versante è poco significativo: sia le analisi LEM che quelle FEM forniscono valori prossimi a quello ottenuto per la sola matrice. Per alte percentuali volumetriche dei blocchi (VBP=55, 70%), la stabilità del versante risulta nettamente migliorata (*Figura 3.6.*). Tali risultati sono in accordo con quelli ottenuti da Medley e Sanz (2004) e da Barbero et al.(2006).

All'interno della stessa classe di VBP, si osserva una variabilità importante dei fattori di sicurezza ottenuti dalle analisi FEM: la differenza tra il massimo e il minimo SF per le dieci configurazioni caratterizzate dalla stessa VBP varia tra 0,18 ($\Delta SF_{40\% VBP}$) fino a 0,54 ($\Delta SF_{70\% VBP}$). Questo comportamento è dovuto sicuramente alle posizioni dei blocchi e alla presenza di zone povere di blocchi, dove si concentrano le deformazioni a taglio, che guidano l'andamento della superficie di rottura. Le analisi all'equilibrio limite, fornendo superfici di scivolamento circolari, non sono in grado di fornire queste informazioni riguardo la tortuosità e lo sviluppo delle zone di rottura nel versante.

Gli approcci omogenei equivalenti forniscono dei risultati comparabili utilizzando i metodi FEM e LEM. Lo studio evidenzia come i valori di FS ottenuti con l'approccio di Kalender et al. (2014) risultino essere molto prossimi alla media dei valori di FS ottenuti nei modelli FEM per ciascuna VBP (*Figura 3.6.*); per il materiale oggetto di studio, sembra che il metodo possa essere validamente utilizzato in una fase preliminare della progettazione, sebbene non fornisca alcuna informazione circa lo sviluppo tra i blocchi della superficie di rottura.

In generale, sia per i metodi FEM che per i metodi LEM, si osserva una riduzione del volume potenzialmente instabile del versante all'aumentare di VBP (*Figura 3.7.*). La variabilità dei risultati viene messa in evidenza dalle analisi FEM: l'intervallo di variazione dei volumi potenzialmente instabili aumenta all'incrementare di VBP, dovuto al posizionamento dei blocchi e all'alternarsi di zone ricche e povere di inclusioni tra cui si sviluppa la superficie di rottura. Gli approcci omogenei equivalenti non forniscono dei risultati significativi per quanto riguarda il posizionamento della superficie di rottura e la

stima del volume instabile, dal momento che non prendono in considerazione l'eterogeneità del materiale.

Infine, lo studio evidenzia come i metodi LEM non dovrebbero essere utilizzati durante l'analisi di stabilità in materiali eterogenei. Infatti, i metodi all'equilibrio limite definiscono una superficie di rottura circolare, che non risulta rappresentativa del problema reale, in cui la superficie di scivolamento si articola tortuosamente nella matrice tra i blocchi. Inoltre, si è osservato come in LEM la posizione della superficie critica risulti fortemente influenzata dall'alta resistenza dei blocchi che interseca, mostrandosi quindi generalmente più superficiale e fornendo una sovrastima del fattore di sicurezza per tutte le VBP analizzate. Un esempio viene fornito in *Figura 3.8.*, dove nello stesso modello di versante, in presenza di un alto numero di inclusioni (VBP=70%), il metodo LEM individua una superficie di rottura circolare, molto superficiale, sovrastimando di molto il valore di FS rispetto al metodo FEM, che evidenzia una superficie di scivolamento più realistica tra i blocchi.

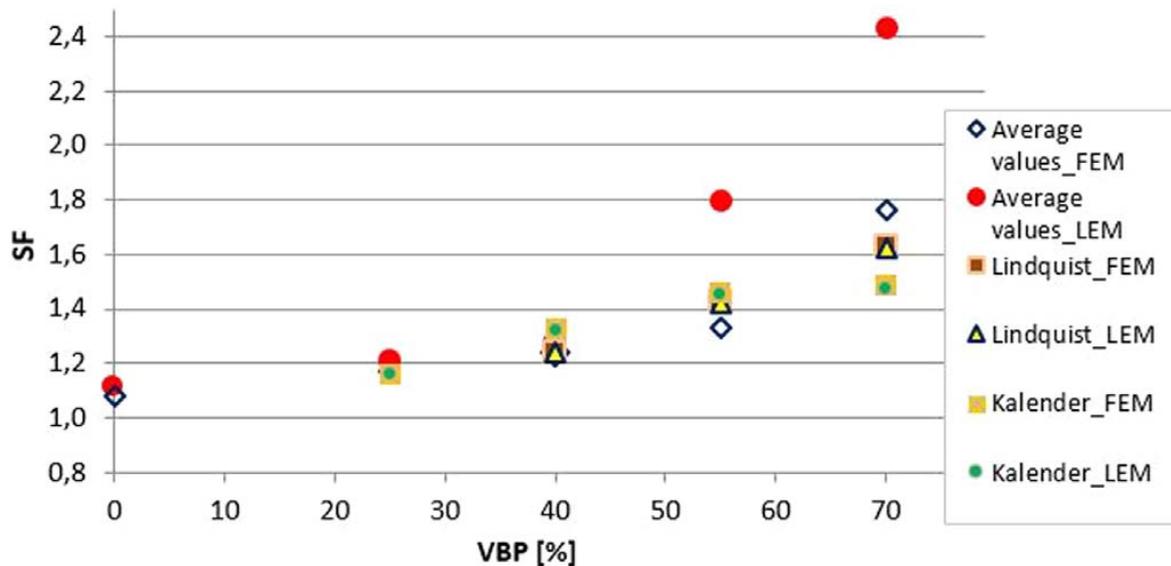


Figura 3.6. Influenza di VBP sul fattore di sicurezza del versante FS (Napoli et al., 2018).

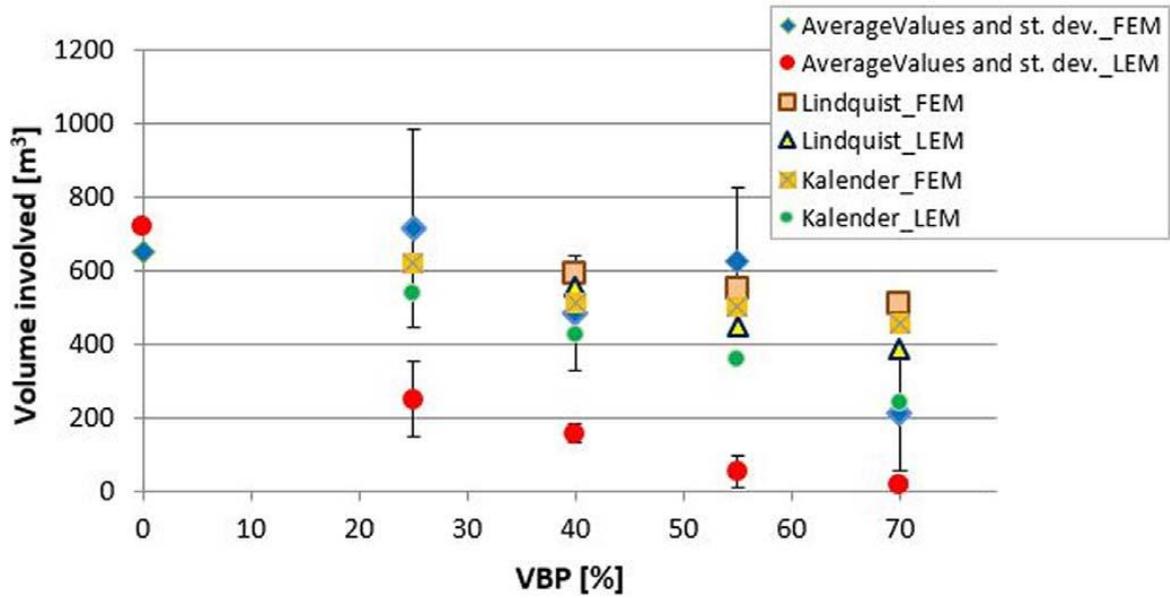


Figura 3.7. Influenza di VBP sul volume potenzialmente instabile (Napoli et al., 2018).

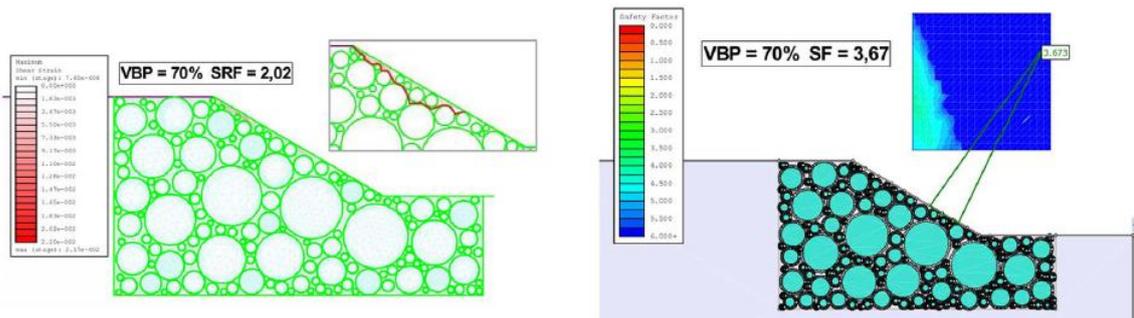


Figura 3.8. Confronto tra i risultati ottenuti, in termini di SF e andamento della superficie di rottura, tramite i metodi FEM (a sinistra) e LEM (a destra) per un modello di versante caratterizzato da VBP=70% (Napoli et al., 2018).

Capitolo 4

ANALISI DI STABILITA' DEI VERSANTI IN BIMROCK: REALIZZAZIONE DEL MODELLO

Nel presente capitolo, si descrive l' approccio utilizzato per affrontare l'analisi di stabilità di un pendio in bimrock caratterizzato da una geometria molto semplice.

Spesso in formazioni bimrock caratterizzate da una complessità geometrica e meccanica importanti nell'ambito della stabilità dei pendii si preferisce assegnare le proprietà della matrice all'intera area oggetto di studio, trascurando la presenza e la caratterizzazione dei blocchi. Tale scelta generalmente si rivela a favore di sicurezza, sebbene la modellazione e le analisi numeriche abbiano messo in evidenza l'esistenza di casi in cui, per VBP non troppo elevate, il fattore di sicurezza del versante risulti inferiore a quello calcolato in presenza della sola matrice. Nella maggior parte dei casi, trascurare la presenza dei blocchi causa una sottostima importante delle caratteristiche di resistenza meccanica della bimrock dal momento che è stato ampiamente dimostrato in letteratura come una presenza dei blocchi consistente incrementi le proprietà meccaniche dell'intero *mélange* (vedi *paragrafo 1.2.2.*).

In letteratura, la stabilità dei pendii è stata affrontata in tempi relativamente recenti da Medley e Sanz (2004) che hanno svolto analisi all'equilibrio limite su pendii teorici inseriti nel *Franciscan Mélange* e Barbero et al. (2006) e Napoli et al. (2018), i quali hanno introdotto modelli numerici di pendii ideali dove la posizione, la forma e l'orientazione dei blocchi sono definiti usando una procedura statistica.

Nel seguito si analizza la stabilità di un versante in bimrock seguendo un approccio stocastico. Si considera la presenza dei blocchi all'interno della matrice, definendo la loro forma, orientazione, dimensione frattale e percentuale volumetrica in accordo con le principali linee guida fornite da Medley (1994) sul *Franciscan Mélange*. La posizione dei blocchi e la distribuzione dimensionale, compatibile con la legge di potenza negativa tipica del *Franciscan Mélange*, vengono definite per estrazione casuale, allo scopo di creare una serie di modelli probabilistici per ciascuna percentuale volumetrica dei blocchi, i quali singolarmente non hanno un significato fisico definito ma

se considerati nell'insieme possono fornire un risultato più aderente alla realtà, proprio perché affrontano statisticamente le incertezze insite nell'individuazione in sito della distribuzione e localizzazione corretta dei blocchi.

Il modello, definito in forma bidimensionale, viene costruito seguendo l'approccio riassunto nel seguito e approfondito nei paragrafi successivi:

- Mediante l'uso di un codice, creato con il linguaggio di programmazione Matlab, si generano le inclusioni e si posizionano casualmente all'interno della geometria del pendio. Le dimensioni dei blocchi e le coordinate dei centri vengono restituiti in un file in formato *.txt*.
- Con l'ausilio di un foglio elettronico in Excel, si verifica la conformità della dimensione frattale e della percentuale volumetrica della distribuzione estratta seguendo le principali linee guida fornite al *Capitolo 1*.
- Il file *.txt*, convertito in *.scr*, viene importato in Autocad, dove viene definita la geometria completa del versante in cui sono presenti le inclusioni. Il modello geometrico viene salvato in formato *.dxf*.
- Il modello geometrico viene importato in RS², un software a elementi finiti creato dal gruppo Rocscience. Si definiscono le proprietà meccaniche della matrice e dei blocchi, la discretizzazione e la mesh del modello, le condizioni al contorno e di carico.

4.1. Implementazione in Matlab

Si utilizza il codice Matlab, riportato in *Allegato 2*, per generare dei blocchi da inserire all'interno della geometria di un pendio teorico, la cui posizione e dimensione vengono definite in modo random, in linea però con la tipica distribuzione dimensionale del *Franciscan Mélange*.

Nel codice si definisce in input la geometria del modello: si tratta di un pendio alto 50 metri e inclinato di 45 gradi. Il dominio viene delimitato seguendo le regole tipicamente utilizzate per la definizione dell'area di indagine in campo geotecnico. In questo caso, assumendo l'altezza del versante H1 come grandezza caratterizzante il problema, si estende il dominio di una dimensione pari ad H1 nelle diverse direzioni attorno al segmento inclinato che definisce il pendio.

Le inclusioni di forma ellittica presentano una eccentricità $e=0.5$.

Si fissa la percentuale volumetrica VBP dei blocchi da inserire nel modello e una sua tolleranza, pari a 1/40 di VBP. Si assume a priori che la percentuale in volume delle inclusioni corrisponda alla percentuale areale dei blocchi presenti sulla sezione che si sta modellando. Tale ipotesi, effettuata anche nelle analisi di stabilità dei pendii presenti in letteratura (Medley e Sanz, 2004; Barbero et al., 2006; Napoli et al., 2018) non risulta però essere sempre valida, come osservato da Medley (1997).

L'estrazione random della dimensione dei blocchi viene effettuata all'interno di una popolazione le cui dimensioni massime e minime degli assi delle inclusioni ellittiche sono limitate dai valori di a e b, corrispondenti rispettivamente al 5% e al 75% della dimensione caratteristica del problema L_c , pari all'altezza del pendio esaminato. La popolazione dei blocchi inoltre obbedisce alla funzione di distribuzione espressa nel seguito, analoga a quella utilizzata da Barbero et al. (2007, 2012) per la modellazione 2D e 3D a elementi finiti di campioni cilindrici in bimrock (vedi *paragrafo 1.2.2.3.1.*) e da Napoli et al. (2018):

$$F(d) = - \frac{(a^{1+q}-d^{1+q})}{(a^{1+q}-b^{1+q})} \quad (4.1.)$$

dove:

- q è l'esponente della distribuzione dimensionale dei blocchi; in letteratura (Medley e Lindquist, 1995) si suggeriscono valori di q compresi tra 1 e 2 per modellazioni bidimensionale del *Franciscan Mélange*; nel caso oggetto di studio si assume $q=1.99$;

- $a = 0.05L_c$ è il minimo valore dell'asse accettabile per inclusioni ellittiche;
- $b = 0.75L_c$ è la dimensione massima accettabile degli assi delle inclusioni ellittiche;
- d è la dimensione dell'asse appartenente alla popolazione, limitata tra a e b .

La corrispondente funzione di densità di probabilità viene definita come:

$$f(d) = -\frac{(1+q)}{(a^{1+q} - b^{1+q})} d^q \quad (4.2.)$$

e illustrata in forma percentuale in *Figura 4.1*. Si osserva che circa il 57% dei blocchi appartenenti alla distribuzione presenta una dimensione compresa tra il 5 e il 10% di L_c , cioè tra 2.5 e 5 m. Circa il 32% dei blocchi totali presenta un asse maggiore compreso tra il 10 e il 30% di L_c , mentre solo il 10% della popolazione presenta un asse maggiore superiore al 30% di L_c , 15 m in questo caso.

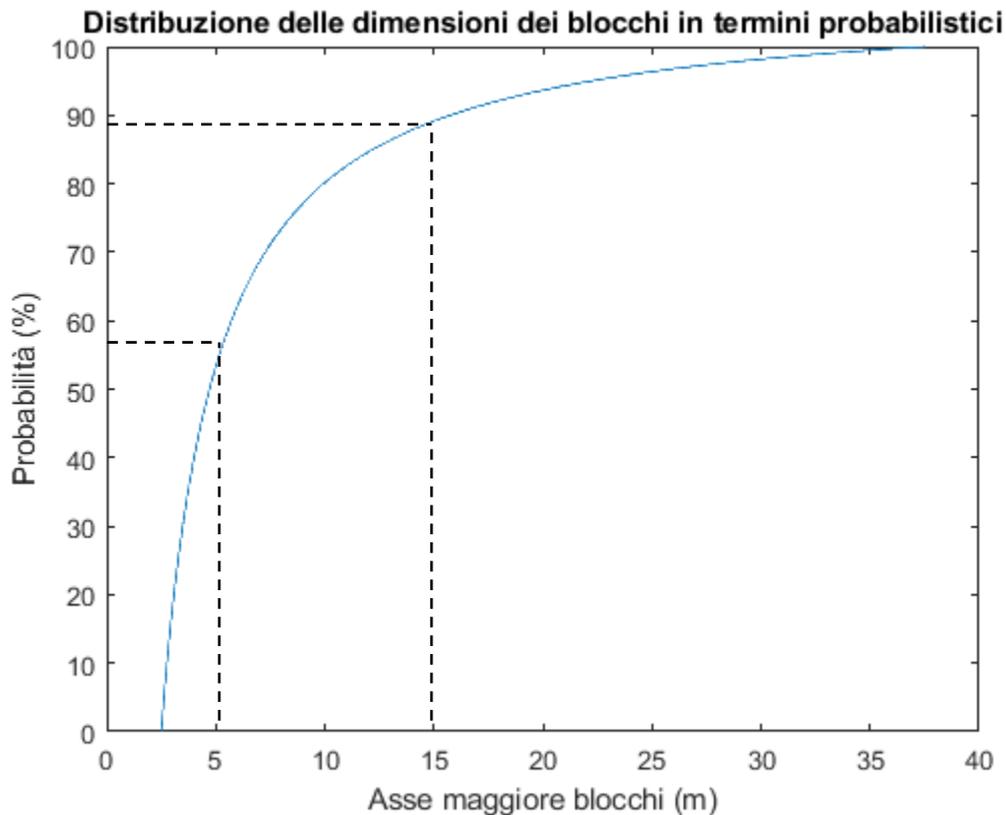


Figura 4.1. Distribuzione delle dimensioni dei blocchi in termini probabilistici.

Il codice elabora i dati forniti mediante l'ausilio di un ciclo *while*, che si arresta quando viene raggiunta la percentuale volumetrica dei blocchi definita in input, equivalente alla percentuale areale delle inclusioni, ottenuta come somma delle aree dei blocchi ellittici estratti casualmente e inseriti nel modello divisa per l'area totale della sezione del pendio

in esame. Nell'identificazione di una corretta combinazione delle inclusioni per garantire la VBP in input, viene concessa una tolleranza pari al 2.5% di VBP (1/40 di VBP).

Successivamente, occorre verificare la dimensione frattale D della distribuzione delle dimensioni dei blocchi estratte in modo random e in particolare è necessario che D sia compresa nell'intervallo tra 1 e 2, valori tipici nel *Franciscan Mélange*. Per eseguire tale verifica, si segue l'approccio descritto nel *paragrafo 1.2.1.1.* e utilizzato originariamente da Medley (1994), costruendo dei diagrammi di frequenza della dimensione dei blocchi su scala logaritmica. Le dimensioni delle inclusioni vengono raggruppate in classi a partire dalla definizione di un nodo centrale corrispondente a $0.04\sqrt{A}$ dove A è l'area della sezione in esame. I limiti delle classi dimensionali vengono fissati dimezzando il valore del nodo per le classi di blocchi di dimensioni minori e raddoppiandolo per le classi con blocchi di dimensioni maggiori. I valori d'estremo continuano a rimanere $a=0.05L_c$ per il limite inferiore e $b=0.75L_c$ per quello superiore. La frequenza di ogni classe viene calcolata come rapporto tra il numero di blocchi aventi dimensioni appartenenti alla classe e il numero totale dei blocchi. La dimensione frattale D definita formalmente come $D = \log(N(d)) / \log(d)$ corrisponde alla pendenza della retta interpolante i punti sull'istogramma di frequenza, di cui si mostra un esempio in *Figura 4.2.*

Noto il numero di inclusioni ellittiche da inserire nel modello per garantire la percentuale volumetrica dei blocchi stabilita in input e definito l'angolo di rotazione dell'asse principale delle ellissi rispetto all'orizzontale, si generano per estrazione casuale le coordinate del centro di ciascuna inclusione. Occorre però che i blocchi, posizionati in modo random all'interno della geometria del versante, rispettino alcuni vincoli geometrici: le inclusioni non possono intersecarsi e non devono intersecare i limiti del dominio; si fissa una distanza minima tra blocchi adiacenti e tra blocchi e confini del modello pari a 10 cm.

Il codice Matlab fornisce in output un file in formato *.txt* che per ogni inclusione presente nel modello indica le coordinate del centro, del vertice appartenente all'asse maggiore e la lunghezza del semiasse minore. Modificando l'estensione del file *.txt* in *.scr*, i dati relativi al posizionamento e alle dimensioni dei blocchi ellittici possono essere letti direttamente dal software Autocad.

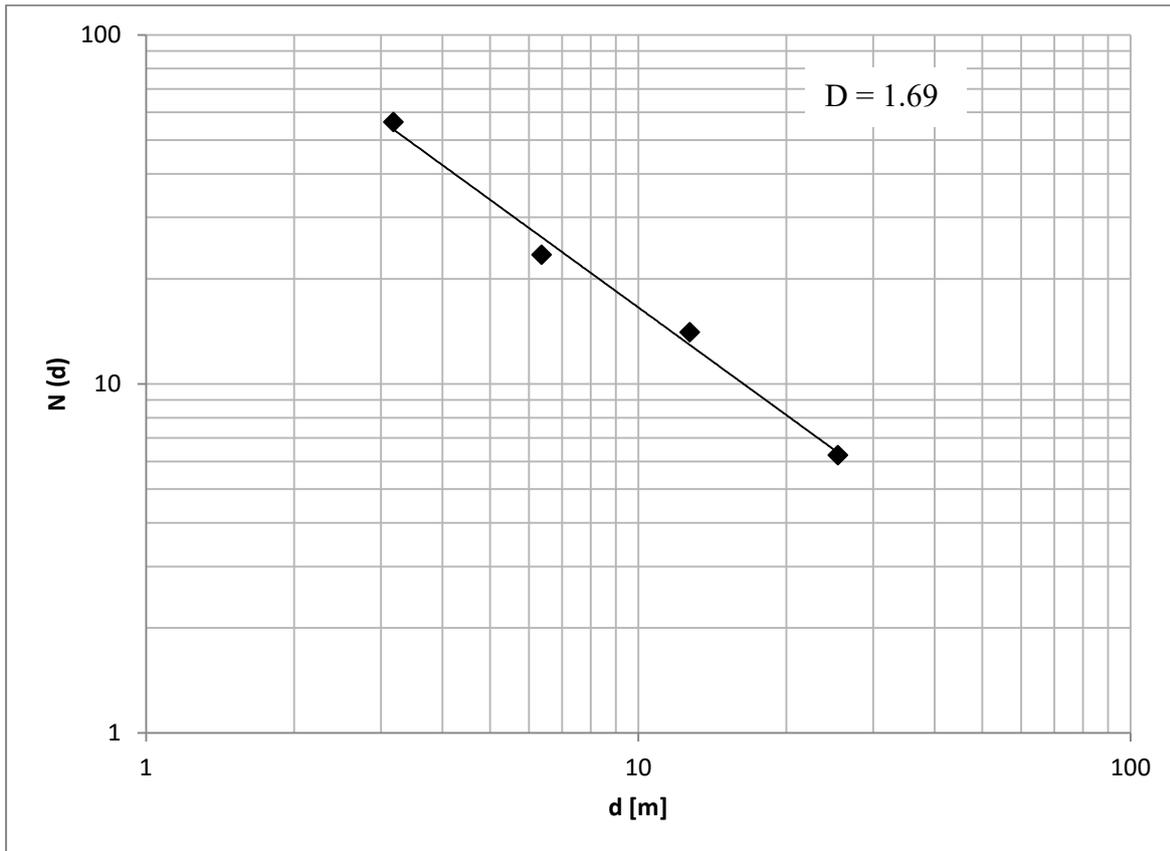


Figura 4.2. Esempio di diagramma logaritmico di frequenza delle dimensioni dei blocchi per la 4° estrazione con $VBP=25\%$ e inclinazione dei blocchi rispetto all'orizzontale pari al 60° (modello denominato 60_25_4).

4.2. Modellazione geometrica in Autocad

Con l'ausilio del software Autocad si costruisce geometricamente il modello, delimitando esternamente il dominio e successivamente importando il file *.scr* contenente i dati relativi a ogni singolo blocco mediante l'utilizzo della funzione "script" nella riga di comando. Le inclusioni ellittiche vengono delimitate in Autocad da polilinee 3D, inserite nella geometria del versante, come mostrato nell'esempio in *Figura 4.3*.

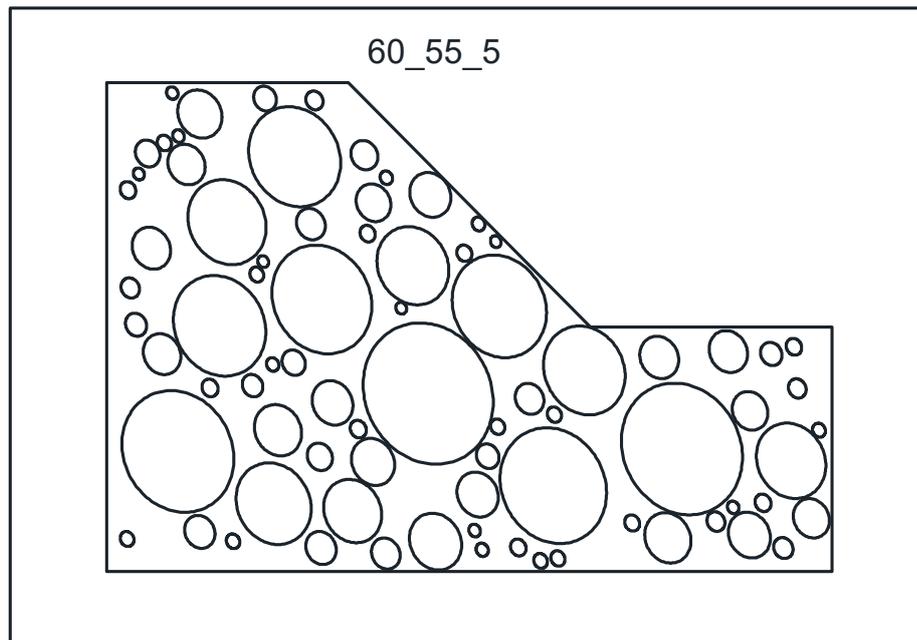


Figura 4.3. Modello geometrico in Autocad relativo alla 5° estrazione per VBP= 55% e inclinazione dei blocchi rispetto all'orizzontale pari a 60°.

Dal momento che il modello geometrico necessita di essere poi importato nel programma di calcolo a elementi finiti RS^2 , il quale riconosce esclusivamente polilinee semplici, è necessario operare alcuni passaggi intermedi per rendere visibile la geometria del versante al software RS^2 . Innanzitutto, occorre salvare il file Autocad contenente il modello nel formato DXF R12/LT2 e chiuderlo. Una volta riaperto, è possibile esplodere tutte le polilinee 3D che delimitano i blocchi e successivamente con il comando "EDITPL" convertire i singoli segmenti in cui è stata esplosa la polilinea 3D in polilinee 2D, che a sua volta possono poi essere unite in un'unica polilinea per delimitare ognuna le singole inclusioni ellittiche. Il modello geometrico convertito in polilinee semplici può a questo punto essere salvato in formato DXF, importabile in RS^2 .

4.3. Modellazione meccanica in RS²

RS² è un software bidimensionale agli elementi finiti appartenente al gruppo dei programmi Rocscience utilizzato in applicazioni geotecniche sia in roccia che nelle terre per il progetto e la verifica di gallerie ed opere in sotterraneo, scavi superficiali, fondazioni, analisi di stabilità di versanti e analisi dinamiche. Permette la definizione di modelli complessi, caratterizzati da più stadi di applicazione del carico.

L'analisi di stabilità dei versanti utilizzando il metodo SSR (*Strength Reduction Factor*) è il principale degli aspetti che è stato migliorato nella più recente versione di Phase², denominata appunto RS² o Phase² v.9. Tale approccio, descritto dettagliatamente al *paragrafo 3.3.1.*, permette di eseguire un'analisi di stabilità agli elementi finiti del versante e allo stesso tempo di ottenere un fattore di sicurezza globale del versante, intuitivo e facilmente interpretabile, ricavato tipicamente nei metodi all'equilibrio limite. L'applicazione del metodo SSR è totalmente automatizzata e può essere utilizzata in combinazione con diversi criteri di rottura, tra cui il criterio di Mohr -Coulomb e il criterio generalizzato di Hoek-Brown.

4.3.1. Metodo SSR

Il concetto centrale del metodo SSR è molto semplice. Simile all'analisi all'equilibrio limite, comporta riduzioni successive delle resistenze al taglio dei materiali costituenti il pendio di alcuni fattori fino a raggiungere la rottura, individuata quando il modello ad elementi finiti non converge più ad una soluzione stabile. Il fattore critico corrispondente allo stadio appena precedente alla non convergenza del modello viene considerato il fattore di sicurezza del pendio.

Nel caso di applicazione del metodo a materiali con comportamento elastoplastico e criterio di rottura di Mohr-Coulomb, la resistenza al taglio τ viene progressivamente ridotta fino al raggiungimento della rottura; il fattore di riduzione della resistenza F può essere determinato dalla seguente equazione:

$$\frac{\tau}{F} = \frac{c'}{F} + \frac{\tan\phi'}{F} \quad (4.3.)$$

dove τ è la resistenza al taglio del materiale, c' la coesione e φ' l'angolo di attrito interno del materiale.

L'equazione può essere riscritta come:

$$\frac{\tau}{F} = c^* + \tan\varphi^* \quad (4.4.)$$

dove: $c^* = \frac{c'}{F}$ e $\varphi^* = \arctan\left(\frac{\tan\varphi'}{F}\right)$ (4.5.)

L'algoritmo base per la ricerca del fattore SRF (*Shear Reduction Factor*) critico che conduce un versante stabile alla rottura viene descritto nel seguito (*):

- 1) Generazione del modello a elementi finiti e assegnazione delle proprietà dei materiali costituenti il pendio. Computazione del modello e registrazione della deformazione totale massima nel versante.
- 2) Incremento del fattore F, calcolo dei fattori c^* e φ^* definiti in (4.5.). Questi ultimi vengono inseriti nel modello, che viene ricalcolato e viene nuovamente memorizzata la massima deformazione totale del versante.
- 3) Ripetizione della procedura descritta al punto 2) con incremento sistematico di F fino alla non convergenza del modello. Tale procedimento corrisponde alla riduzione per steps delle proprietà di resistenza dei materiali finché si verifica la rottura. Il valore critico di F appena precedente allo stadio in cui il modello non converge più a una soluzione coincide con il fattore di sicurezza globale del versante.

Nel caso in cui il versante risulti già inizialmente instabile, il valore di F in 2) e 3) viene ridotto anziché incrementato fino a quando il modello converge a una soluzione. Il valore di F in corrispondenza della prima convergenza del modello coincide con il fattore di sicurezza globale del versante.

L'utilizzo dell'approccio SSR permette dunque di ottenere, al termine dell'analisi, un fattore di sicurezza globale del versante di facile interpretazione superando alcune delle assunzioni necessarie del metodo all'equilibrio limite. In primo luogo, l'analisi agli elementi finiti elimina la necessità di definire a priori una superficie di rottura nel versante, essa nasce come risultato dell'applicazione del metodo SSR. Un altro vantaggio dell'approccio SSR è l'eliminazione di ipotesi arbitrarie riguardanti le inclinazioni e le posizioni delle forze di interstriscia. Inoltre, il metodo può monitorare automaticamente lo

(*) Riferimento: "A new era in slope stability analysis: Shear strength reduction Finite Element Technique", RocNews, Summer 2004, p.3 - 4.

sviluppo delle zone di rottura, individuando inizialmente alcune aree che raggiungono la massima deformazione a taglio fino alla determinazione della completa superficie di scivolamento nel pendio. Date poi le corrette proprietà di deformazione dei materiali, il metodo SSR può prevedere le deformazioni previste ai livelli di sollecitazione rilevati nei pendii.

Concludendo, a oggi la metodologia SSR non deve essere considerata come sostituta delle analisi all'equilibrio limite, utilizzate per decenni nel passato fornendo dei buoni risultati. In alcuni problemi particolarmente complessi però, come ad esempio in formazioni bimrock, laddove l'approccio all'equilibrio limite sarebbe difficile, il metodo SSR viene considerato una valida alternativa. Inoltre, la tecnica SSR può essere utilizzata per risolvere le ambiguità nell'analisi della stabilità di pendio con equilibrio limite. Ad oggi, i recenti miglioramenti della tecnica SSR e delle sue applicazioni hanno il potenziale per migliorare la qualità delle analisi di stabilità dei versanti e per ampliare la nostra conoscenza circa il comportamento e le interazioni tra i vari fattori che influenzano la stabilità dei pendii.

4.3.2. Modellazione pratica in RS²

In RS² inizialmente occorre procedere alla definizione della geometria del problema. Nel caso in esame, essa è stata già definita in un file DXF, realizzato in Autocad, laddove sono state riportate graficamente le informazioni circa la localizzazione e la dimensione di ciascuna delle inclusioni ellittiche presenti all'interno del pendio sottoposto ad analisi contenute all'interno di un file *.txt* originato dal codice Matlab.

Preliminarmente per ogni modello, occorre aprire un nuovo file all'interno del software RS² e definire le seguenti impostazioni generali (*Project settings -> General*):

- Condizioni di deformazione piana: si assume che il pendio si estenda infinitamente nella direzione normale alla sezione piana in analisi, ipotizzando nulli deformazioni e spostamenti fuori dal piano. Il software considera come tensioni principali σ_1 e σ_3 , rispettivamente la massima e la minima sollecitazione nel piano; esso calcola anche lo stato tensionale fuori dal piano σ_z . Vengono forniti deformazioni e spostamenti nel piano.
- Tipologia di risolutore: la scelta del tipo di risolutore permette di determinare in che modo il programma risolve la matrice che rappresenta il sistema di equazioni definito dal modello. Sono disponibili tre metodi: eliminazione gaussiana, metodo

del gradiente coniugato e metodo del gradiente coniugato preconditionato. Si sceglie di applicare la metodologia di eliminazione gaussiana, stabilita di default, che trasforma la matrice originaria in una triangolare superiore per semplificare la risoluzione delle equazioni originarie.

- Unità di misura: metri per le lunghezze, MPa per le tensioni.
- Le opzioni Interazione solido-fluido, unità di misura del tempo e della permeabilità vengono lasciate pari a quelle di default considerando l'assenza di falda e tralasciando l'aspetto temporale nel problema in esame.

Inoltre, nel menu *Project settings* -> *Strength reduction* si procede ad attivare la funzione che permette di calcolare SRF (*Strength reduction factor*) critico, corrispondente al fattore di sicurezza globale del versante.

4.3.2.1. Importazione del modello geometrico, mesh e vicoli

La geometria del modello viene definita utilizzando differenti tipologie di polilinee di delimitazione (*Boundaries*). Nel caso in esame, il modello geometrico è costituito da una sezione di un pendio teorico alto 50 m e inclinato di 45° rispetto all'orizzontale in cui sono presenti blocchi di forma ellittica. Esso viene importato in formato DXF, assegnando alle polilinee chiuse che delimitano le inclusioni il ruolo di *material boundaries*, le quali hanno lo scopo di definire il confine tra materiali con diverse proprietà meccaniche, tra la matrice e i blocchi in questo caso. Il programma RS² dopo aver importato il modello esegue automaticamente il comando *Geometry Cleanup*, che consente di "ripulire" la geometria del modello unendo vertici molto vicini tra loro in un singolo vertice, in base a un criterio di spaziatura definito dall'utente. Per il pendio in esame, si sceglie di utilizzare il criterio del rapporto massimo definendo una tolleranza di convergenza. I nodi convergono in uno solo situato in una posizione intermedia tra i nodi convergenti quando il rapporto tra la dimensione massima del modello e la distanza tra i vertici supera un valore fissato pari a 2000 in questo caso. L'esecuzione della funzione *Geometry Cleanup* sull'intera geometria riduce i problemi nella successiva fase di discretizzazione del modello: vertici molto vicini fra loro generano solitamente una mesh di scarsa qualità, caratterizzata dalla presenza di lunghi elementi assottigliati, che può

generare incertezze durante l'analisi numerica, fornendo nel peggiore dei casi anche analisi non corrette o impedendo la computazione in partenza.

Importata la geometria del versante, si incrementa ulteriormente la dimensione del modello inserendo un'area esterna, utilizzando il comando *External boundary*, in modo tale che la parte di sezione caratterizzata dalla presenza dei blocchi non venga in nessun modo influenzata dai vincoli posizionati sul contorno. Le dimensioni dell'area esterna vengono definite in seguito a una serie di analisi parametriche effettuate per definire l'influenza della dimensione del modello e per evitare qualsiasi condizionamento dei vincoli esterni sul pendio in studio (*Figura 4.4*).

Dopo aver definito i confini del problema in esame, si procede alla definizione della mesh, la cui qualità influenza in modo importante la convergenza del modello e la bontà dei risultati. RS² incorpora al suo interno un generatore di mesh bidimensionale automatico, capace di generare mesh basate su elementi triangolari o quadrilateri. La procedura di generazione della mesh viene eseguita in due tempi: inizialmente si discretizza il dominio, originando una serie di nuovi nodi sui confini che delimitano il modello, successivamente si procede alla generazione degli elementi costituenti la mesh. Nel caso in esame si sceglie di utilizzare elementi triangolari a sei nodi, previsti di default dagli sviluppatori del software e soprattutto molto consigliati nel caso di applicazione del metodo SSR in seguito a numerosi studi applicativi. La presenza delle inclusioni all'interno del pendio, soprattutto nel caso di alte percentuali volumetriche, rende molto probabile la formazione di elementi triangolari allungati tra i blocchi e tra di essi e il confine del pendio. Si eseguono una serie di tentativi allo scopo di definire una mesh di buona qualità, i quali portano alla definizione della procedura seguente che garantisce in tutti i modelli analizzati l'eliminazione di elementi triangolari troppo allungati:

- Prima di stabilire i parametri della discretizzazione, si inseriscono ulteriori vertici lungo il confine che delimita il modello contenente le inclusioni, il tratto inclinato del pendio e i bordi che separano i vari strati di materiale che vengono scavati in fasi successive (vedi *paragrafo 4.3.2.2*).
- Attraverso le opzioni avanzate di definizione della mesh (*Mesh -> Mesh Setup -> Advanced*) si definiscono aree con diversi gradi di discretizzazione. L'area esterna viene discretizzata seguendo le impostazioni di default: si utilizza una mesh graduata, con fattore di gradazione pari a 0.1 e 60 nodi lungo la frontiera esterna. La lunghezza dei lati media di ciascun elemento lungo la frontiera più esterna si

aggira attorno ai 16.66 m. Per la parte di modello in cui sono presenti le inclusioni e l'area di scavo si definisce una mesh graduata più fitta, la cui lunghezza media dei lati dei triangoli posti sulla frontiera viene impostata pari a 10 m.

- La verifica della qualità della mesh viene eseguita utilizzando la funzione *Show mesh quality*, presente nel sottomenu del comando *Mesh*. Si utilizzano per la verifica i parametri stabiliti di default, in particolare un elemento viene considerato di scarsa qualità se uno dei tre criteri sotto descritti non viene rispettato:
 - Il rapporto tra la lunghezza del lato maggiore e il lato minore di ciascun elemento triangolare non deve superare il valore di 30.
 - L'angolo interno minimo è fissato pari a 2°.
 - L'angolo interno massimo non deve superare i 175°.

Questi tre criteri non risultano indipendenti; il criterio principale è quello legato all'angolo interno minimo, infatti solitamente un elemento particolarmente allungato presenta un angolo interno molto ridotto e non necessariamente un rapporto tra i lati maggiore e minore alto o un angolo interno massimo elevato.

La discretizzazione differenziata in aree e l'introduzione di vertici aggiuntivi eseguita preliminarmente nelle zone più critiche di formazione di elementi allungati determinano la generazione di una mesh che rispetta nella maggior parte dei casi i criteri sopra elencati. Laddove RS^2 segnala ancora la presenza di elementi troppo allungati, si procede andando ad applicare localmente il comando *Increase mesh element density* (presente nel sottomenu di *Mesh* -> *Increase density*), che all'interno della finestra tracciata sull'area del modello interessata inserisce un nuovo nodo al centro di ogni elemento e successivamente definisce una nuova mesh, utilizzando i nodi originali esistenti e quelli appena generati.

Per la realizzazione dei modelli omogenei, utili per l'analisi di stabilità del versante in presenza della sola matrice (VBP=0%) e per l'applicazione degli approcci omogenei equivalenti di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014), in assenza di inclusioni, il modello viene discretizzato con una mesh triangolare a sei nodi, uniforme e molto fitta nella zona interna al pendio e limitrofa (*Figura 4.5.*), per garantire una dettagliata interpretazione dei risultati e un'accurata individuazione della superficie di rottura.

Le condizioni al contorno che definiscono il problema vengono fissate in termini di spostamenti. Le frontiere laterali del modello hanno la possibilità di muoversi

nella direzione y , mentre gli spostamenti x sono fissati pari a zero, come sottolineato graficamente dai carrelli disposti verticalmente in *Figura 4.4*. Alla base del dominio vengono posti carrelli orizzontali, che impediscono spostamenti verticali, mentre ai due vertici in basso si posizionano delle cerniere che fissano staticamente il modello, impedendo movimenti nelle direzioni x e y . La parte superiore del dominio risulta libera di muoversi nelle direzioni x e y .

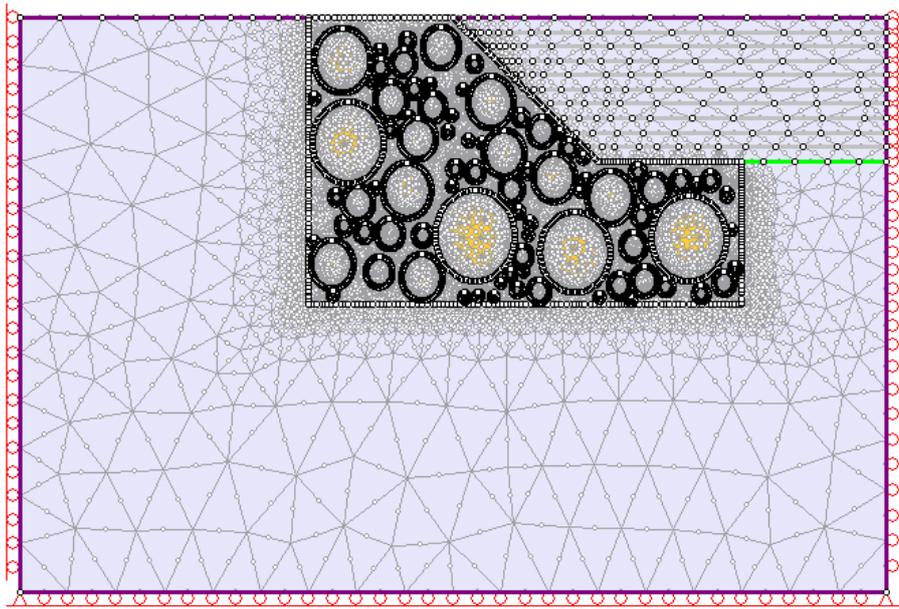


Figura 4.4. Modello 90_55_1 (corrispondente alla prima estrazione con $BVP=55\%$, angolo di inclinazione dei blocchi pari a 90°). Esempio di definizione della mesh e di posizionamento dei vincoli.

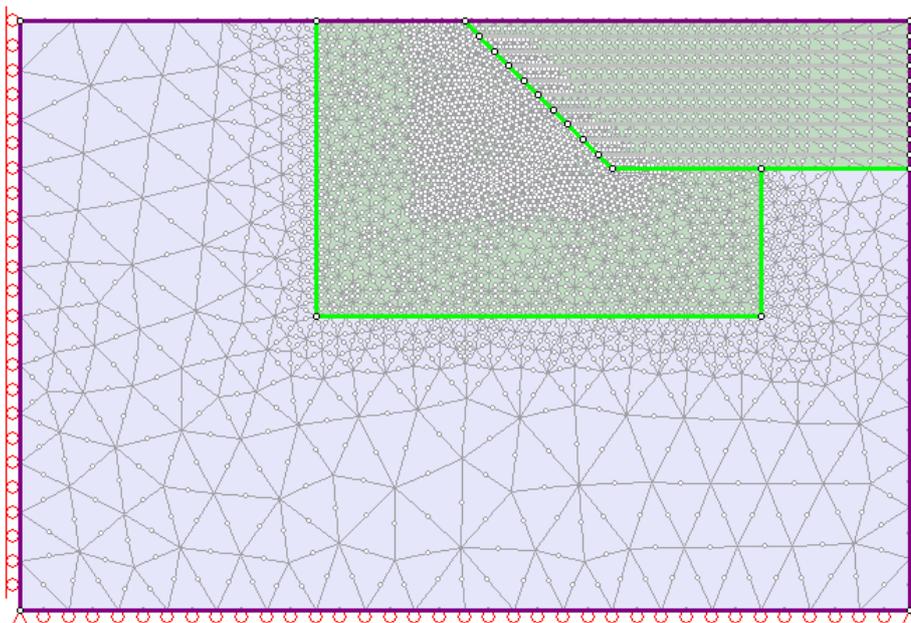


Figura 4.5. Modello in presenza della sola matrice ($VBP=0\%$). Esempio di definizione della mesh e di posizionamento dei vincoli.

4.3.2.2. Assegnazione delle proprietà dei materiali e delle condizioni di carico

Il comportamento meccanico del modello viene definito assegnando proprietà meccaniche e leggi costitutive a ogni elemento. Le proprietà meccaniche vengono assunte pari a quelle ottenute da Li et al. (2004) in seguito all'esecuzione di prove di taglio in situ su materiale bimrock presente nella zona della Diga delle Tre Gole, in Cina. Tali valori sono già stati utilizzati dagli stessi autori per la definizione di un modello stocastico dei campioni soggetti alle prove, che ha fornito risultati molto aderenti alla realtà sperimentale, sia in termini di curve forza-spostamenti, che per quanto riguarda l'individuazione della superficie di rottura sul modello osservando l'andamento delle massime deformazioni a taglio (vedi *paragrafo 1.2.2.3.1.*). Nel seguito si riporta la *Tabella 4.1.* relativa alle proprietà meccaniche dei materiali definite da Li et al. (2004) e assegnate ai modelli generati nel presente studio. In tabella vengono anche forniti il coefficiente di Poisson ν e la resistenza a compressione monoassiale σ_{ci} , stimate per il materiale in esame per poter fornire dei valori indicativi delle proprietà meccaniche globali della formazione bimrock utilizzando l'approccio omogeneo equivalente (vedi *paragrafo 5.2.*).

	Matrice	Blocchi
Densità ρ [kg/m ³]	2200	2700
Modulo di Young E [MPa]	37.5	5124
Coesione C [MPa]	0.03	0.6
Angolo d'attrito ϕ [°]	24	40
Resistenza a trazione σ_t [MPa]	0.02	0.5
Coefficiente Poisson ν [-]	0.25	0.22
Resistenza alla compressione monoassiale [kPa]	92.4	2573.4

Tabella 4.1. Proprietà dei materiali (da Li et al.(2004)).

La geometria del versante viene definita simulando un processo di scavo in 10 stadi successivi (*Figura 4.4.*) per ottenere il corretto stato tensionale nel versante ed evitare disturbi dovuti alla modellazione; si assume un comportamento elastico dell'intero modello al primo stadio, in assenza di scavo. Successivamente, blocchi e matrice vengono modellati come materiali con comportamento elastico perfettamente plastico, mentre all'area esterna, creata con il solo scopo di evitare che il modello del versante sia influenzato dalla presenza dei vincoli, si continuano ad assegnare le proprietà meccaniche

della matrice a comportamento elastico. Secondo la legge costitutiva elastica perfettamente plastica per tensioni minori della tensione di snervamento il comportamento è elastico lineare (la deformazione dipende linearmente dalla variazione di tensione efficace); raggiunta la tensione di snervamento, la deformazione plastica si sviluppa indefinitamente sotto una tensione costante. Tale legge ha il vantaggio di mostrare la capacità del materiale di deformarsi per carichi superiori a quello di snervamento, non richiedendo la conoscenza di alcun parametro aggiuntivo rispetto al caso puramente elastico. Nelle simulazioni in esame infatti si assume che l'angolo di attrito φ e la coesione C forniti in *Tabella 4.1.* rappresentino sia i valori di picco che quelli residui. Si considera nullo l'angolo di dilatazione.

Il criterio di resistenza adottato in tutti i casi corrisponde a quello di Mohr-Coulomb:

$$\tau = c' + \sigma' \tan \varphi' \quad (4.6.)$$

dove τ è la resistenza di taglio disponibile lungo la superficie di scivolamento, σ' è la tensione efficace agente normalmente alla superficie di rottura, mentre c' e φ' sono rispettivamente la coesione e l'angolo di attrito interno del materiale.

Al modello si assegna una distribuzione tensionale iniziale di tipo gravitazionale (*Loading -> Field stress -> Gravity*). Il programma automaticamente determina il piano campagna e definisce la tensione verticale agente su ciascun elemento a seconda della sua profondità e della densità del materiale che lo sovrasta. Si considera inizialmente un rapporto tra la tensione verticale e orizzontale pari a 1, ipotizzando uno stato tensionale idrostatico. Dieci steps successivi di scavo permettono poi di evidenziare il profilo del versante, cercando di simulare lo stato tensionale che si verifica effettivamente in un pendio reale in seguito a processi naturali quali erosione o scavo da parte di corsi d'acqua.

Avviando la computazione, il software in una prima fase analizza la condizione iniziale con piano campagna orizzontale, mostrata in *Figura 4.4.*; a questa seguono i calcoli relativi ai 10 steps, in ognuno dei quali viene rimosso uno strato di materiale nella zona a destra del modello in *Figura 4.4.*, per raggiungere la configurazione finale, che mostra completamente il tratto inclinato del pendio. Eseguiti i calcoli per quest'ultimo stage, attraverso iterazioni successive che riducono progressivamente le proprietà dei materiali, si ricava SRF (*Strength Reduction Factor*) critico, corrispondente al fattore di sicurezza del versante.

4.4. Analisi dei risultati

Terminata la computazione, se questa è andata a buon fine, viene fornito il valore critico di SRF per il modello analizzato ed è possibile investigare graficamente tensioni agenti, deformazioni impresse ed elementi plasticizzati grazie a differenti scale di intensità di colore sul modello, a cui è associata una legenda. Dopo aver verificato la congruenza generale dei risultati forniti dal software con quelli attesi nei vari stages, si focalizza l'attenzione sull'andamento delle massime deformazioni di taglio, che definiscono la posizione della superficie di rottura che si genera all'interno del versante. In particolare, per delineare al meglio la traccia di tale superficie, si impostano i seguenti stages come stadi di riferimento per la valutazione delle deformazioni (*Stage settings -> Reference stage*):

- se $SRF > 1$, lo stage di riferimento risulta essere quello con $SRF=1$;
- se $SRF < 1$, si assume come stage di riferimento quello con SRF minimo.

La superficie di scivolamento si individua tracciando una polilinea che unisce i punti di massima deformazione a taglio su ogni verticale della sezione modellata (*Tools -> Add tool -> Polyline*).

Nel caso in cui la traccia della superficie di rottura non risulti evidente o appaia ambigua analizzando le massime deformazioni di taglio, si può ricorrere all'analisi degli spostamenti, considerando sempre gli stages di riferimento specificati precedentemente. Nel corso degli studi effettuati, l'analisi dei massimi spostamenti è stata utilizzata in pochi modelli e per delineare solo in parte la superficie di rottura, nelle zone in cui l'andamento delle massime deformazioni a taglio risultava particolarmente incerta. In *Figura 4.6* viene mostrato un esempio di individuazione della superficie di scivolamento, che si articola tra i blocchi seguendo le massime deformazioni a taglio all'interno della matrice.

La polilinea chiusa che segue l'andamento della superficie di scivolamento da una parte e racchiude al suo interno la potenziale area instabile del versante viene esportata in formato DXF e importata in Autocad, dove con il comando *Misura Area* si valuta l'area racchiusa al suo interno. Tale estensione areale, valutata sulla sezione e moltiplicata per un metro di profondità del versante, fornisce una stima del volume instabile in m^3 per metro di profondità.

Riassumendo, per ogni modello in seguito alla computazione si ottiene un SRF critico e si procede alla definizione della potenziale superficie di rottura e a una stima del volume

instabile. I dati raccolti vengono successivamente elaborati e interpretati suddividendoli in classi in funzione della percentuale volumetrica e dell'orientamento dei blocchi (vedi *Capitolo 5*).

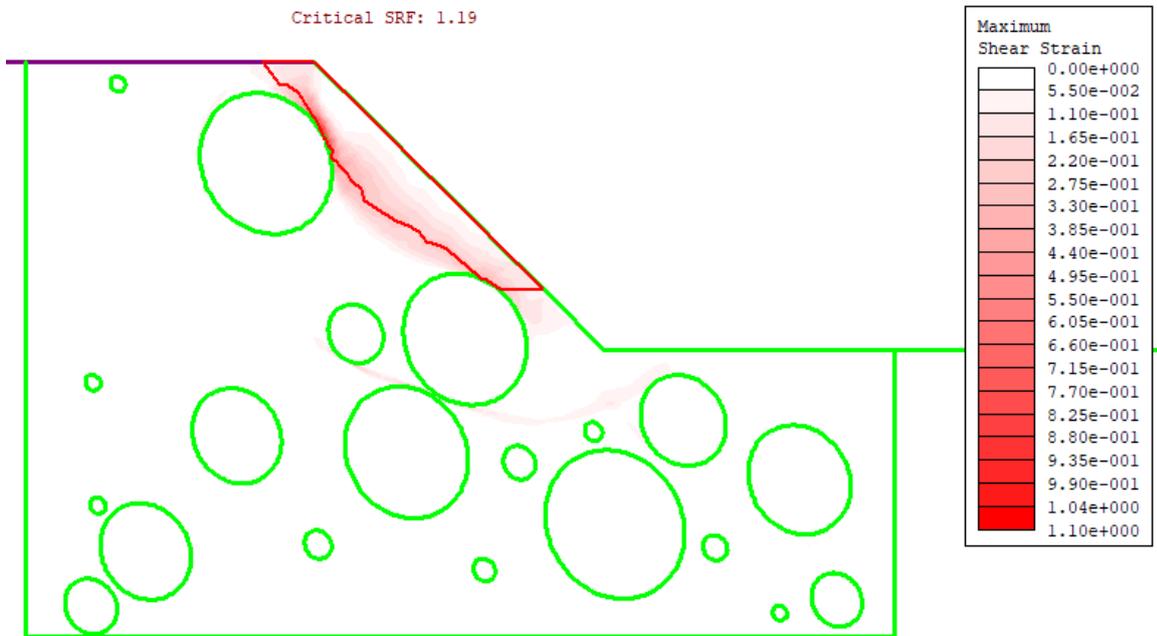


Figura 4.6. Dettaglio del modello 60_25_1 (VBP= 25%, angolo di inclinazione dei blocchi= 60°, 1° estrazione). Andamento delle tensioni massime di taglio mostrata dalla scala cromatica del rosso; superficie di rottura evidenziata dalla polilinea rossa.

Capitolo 5

ANALISI DI STABILITA' DEI VERSANTI IN BIMROCK: RISULTATI OTTENUTI

L'analisi di stabilità dei pendii in bimrock risulta molto complessa a causa della difficile caratterizzazione geometrica e meccanica del materiale, a cui si aggiunge la complicata valutazione dell'influenza della presenza dei blocchi sulla formazione di un'eventuale superficie di scivolamento lungo il versante.

Nel seguito si analizzano i risultati ottenuti dalla computazione in RS² di modelli eterogenei di versanti in bimrock, caratterizzati dalla presenza di blocchi inseriti nella matrice, e di modelli omogenei equivalenti, ottenuti stimando le proprietà meccaniche complessive del materiale bimrock mediante i criteri forniti da Lindquist (1994) e Kalender (2014).

I fattori principali che influenzano il comportamento della formazione e che devono essere presi in considerazione per l'elaborazione dei risultati ottenuti dai modelli eterogenei sono la forma, l'orientazione, la distribuzione dimensionale e la percentuale volumetrica dei blocchi all'interno della matrice (trattati nel *paragrafo 1.2.1.*) Nello studio effettuato, si definisce un modello di pendio teorico dalla geometria molto semplice, alto 50 m e con inclinazione rispetto al piano orizzontale di 45°. Si decide a priori una forma ellittica dei blocchi con eccentricità $e = 0.5$. La posizione delle inclusioni viene definita in maniera random e anche la dimensione dei blocchi è estratta casualmente da una popolazione con una distribuzione tipica del *Franciscan Mélange* tramite l'utilizzo del codice appositamente implementato in Matlab. I blocchi presentano un'orientazione fissa; nel presente studio si indagano gli effetti dell'inclinazione delle inclusioni a 60° e 90° rispetto all'orizzontale. Le proprietà meccaniche di blocchi e matrice vengono assunte pari a quelle ricavate sperimentalmente da Li et al.(2004) mediante prove di taglio in sito su una formazione bimrock localizzata in prossimità della diga delle Tre Gole in Cina.

Scopo della ricerca è definire l'influenza della percentuale volumetrica dei blocchi e del loro orientamento sulla formazione di una superficie di rottura all'interno del pendio teorico e di conseguenza sulla stabilità del versante. Si utilizza un approccio stocastico,

che prevede per ognuna delle due orientazioni dei blocchi investigate e per ciascuna delle seguenti VBP pari a 25%, 40%, 55% e 70% l'estrazione di 15 differenti configurazioni dei blocchi mediante l'algoritmo definito in Matlab. I singoli casi vengono denominati con un codice numerico nella forma II_PP_NN dove con II si indica l'angolo di orientazione in gradi rispetto all'orizzontale dei blocchi, PP specifica la percentuale volumetrica delle inclusioni presenti nel modello, NN si riferisce al numero dell'estrazione Matlab. Per esempio il modello 60_25_15 corrisponde al modello ottenuto a partire dalla 15° estrazione, con VBP=25% e angolo di inclinazione dei blocchi rispetto all'orizzontale pari a 60°.

Si realizzano quindi in RS² 15 modelli eterogenei per ciascuna VBP, per le due orientazioni; in totale vengono analizzati tramite il software 120 modelli in cui sono presenti le inclusioni, a cui si aggiunge un'analisi iniziale effettuata considerando il pendio costituito dalla sola matrice. Le analisi prevedono tutte l'applicazione del metodo SSR (*Shear Strength Reduction*) per la definizione di un fattore di sicurezza globale del versante.

L'interpretazione dei dati coinvolge la definizione della superficie di rottura del versante osservando l'andamento delle massime deformazioni di taglio, la stima del volume potenzialmente instabile in m³/m (moltiplicando l'area del versante delimitata dalla traccia della superficie di rottura per un metro di profondità del pendio) e la valutazione del fattore SRF critico (vedi *paragrafo 4.4.*) Per ognuna delle due orientazioni dei blocchi e per ciascuna delle VBP analizzate, vengono forniti i valori medi di SRF critico e del volume potenzialmente instabile. Si valuta inoltre l'aumento del fattore di sicurezza globale del versante, coincidente con SRF critico, all'incrementare di VBP. Nell'analisi dei dati vengono infine evidenziati i risultati anomali e inattesi, provando a fornire una spiegazione circa le possibili cause.

Al termine del capitolo, viene mostrata anche l'applicazione dell'approccio omogeneo equivalente di Lindquist (1994) e di Kalender et al. (2014) al materiale bimrock inserito nel versante teorico, fornendo una stima approssimativa delle proprietà meccaniche dell'intera formazione. I valori stimati di angolo di attrito interno e coesione del materiale bimrock al variare della percentuale volumetrica dei blocchi vengono inseriti nel modello del versante omogeneo; in seguito alla computazione in RS² si forniscono anche per questo approccio il fattore di sicurezza del versante e il volume potenzialmente instabile al variare di VBP.

5.1. Approccio stocastico: interpretazione dei risultati

Nel seguito si riportano i risultati ottenuti in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile per il modello di versante in presenza della sola matrice e per le due orientazioni dei blocchi investigate (inclinazione dell'asse principale delle inclusioni ellittiche a 60° e 90° rispetto all'orizzontale) raggruppate in classi, ciascuna contenente 30 modelli, a seconda della percentuale volumetrica dei blocchi. Inoltre, per ogni classe caratterizzata da una fissata VBP, si tenta di individuare ulteriori sottoclassi, mostrando come la posizione dei blocchi nel modello in prossimità della potenziale superficie di rottura individuata nella sola matrice influenzi in modo importante la tortuosità della superficie di scivolamento in presenza delle inclusioni. Si noti che la definizione di tali sottoclassi deriva da una valutazione che non può essere descritta da una procedura oggettiva, ma viene eseguita in maniera esclusivamente qualitativa sovrapponendo sul modello geometrico in cui sono presenti le inclusioni la superficie di rottura ottenuta nel modello di versante caratterizzato dalla presenza della sola matrice e osservando l'articolarsi della superficie di scivolamento attorno ai blocchi nel modello in oggetto. In ciascuna sottoclasse si inseriscono dunque i modelli caratterizzati da proprietà comuni di articolazione delle superfici di scivolamento attorno ai blocchi; l'andamento delle tracce delle superfici di rottura in linea generale può essere correlato poi a un intervallo di variazione di SRF critico, sebbene si presentino alcune eccezioni.

Nel seguito per ciascuna VBP, si definiscono le sottoclassi denominate caso A, B, C e D e per ciascuna di esse vengono forniti degli esempi. In *Allegato 4* vengono poi raccolti tutti i modelli analizzati suddivisi nei casi A, B, C, D per le differenti VBP, in modo tale che per ciascuna sottoclasse si possano accostare modelli caratterizzati da superfici di rottura che presentano proprietà simili al variare di VBP.

Successivamente, grafici riassuntivi mostrano l'influenza dell'incremento di VBP sul fattore di sicurezza globale del versante e sul volume potenzialmente instabile.

5.1.1. Matrice

Nel seguito si riportano i risultati ottenuti al termine del calcolo di stabilità di versante effettuato dal software RS² in presenza della sola matrice, trascurando quindi la presenza dei blocchi, come spesso viene fatto nella pratica progettuale. I risultati seguenti in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile vengono presi in considerazione come punto di partenza per l'interpretazione dei dati relativi ai modelli contenenti percentuali volumetriche dei blocchi non trascurabili.

Figura 5.1. mostra l'andamento delle massime deformazioni di taglio all'interno del versante, le quali permettono di definire una superficie di scivolamento che si sviluppa lungo l'intera altezza del pendio e che risulta relativamente profonda. La superficie di rottura viene individuata sulla sezione collegando i punti in cui si individuano i massimi valori di deformazione di taglio per ciascuna verticale. Il pendio si presenta instabile (SRF critico=0.98) e il volume potenzialmente mobilitato risulta essere pari a 1248 m³/m.

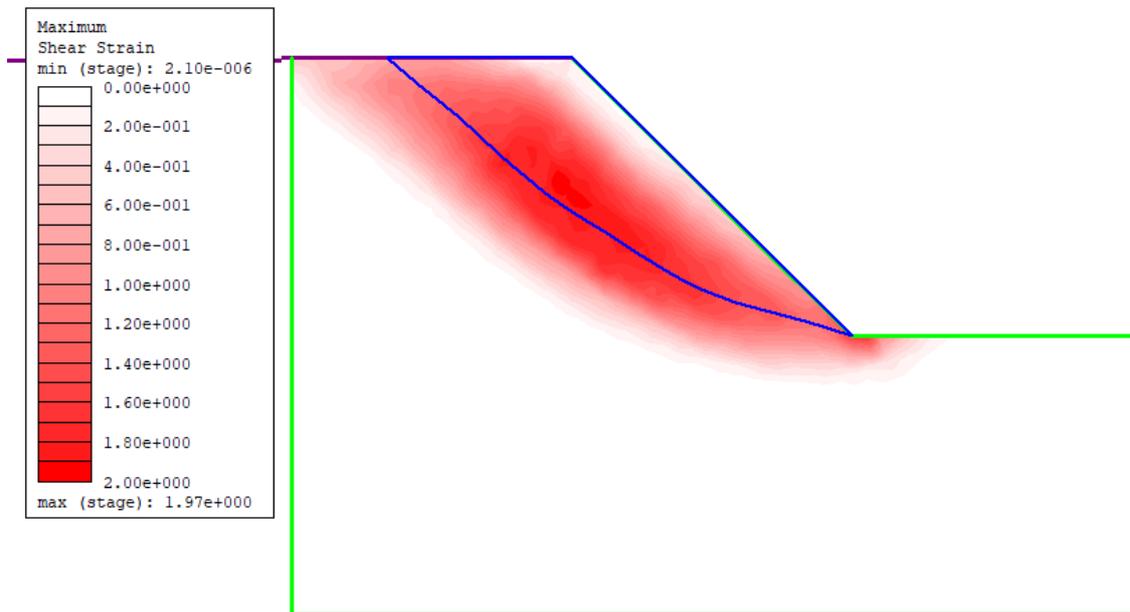


Figura 5.1. Risultato della computazione in RS² in termini di massime deformazioni a taglio; in blu, la superficie di rottura individuata nel pendio.

5.1.2. Modelli con VBP= 25%

Per ogni orientazione delle inclusioni, sono stati analizzati 15 modelli caratterizzati da VBP=25%, che differiscono per la distribuzione dimensionale e la disposizione dei blocchi all'interno del pendio, estratti in modo casuale utilizzando il codice Matlab. In *Figure 5.2.* e *5.3.* a titolo di esempio si riportano gli andamenti delle massime deformazioni di taglio associati alle tracce delle superfici di rottura individuate tra i blocchi per orientazione delle inclusioni rispettivamente a 60° e 90° (tutti i risultati sono mostrati in *Allegato 3*).

La *Tabella 5.1.* mostra i valori di fattore di sicurezza globale e il volume potenzialmente instabile valutati per ciascun modello e per le due orientazioni dei blocchi a 60° e 90°.

Indipendentemente dall'orientazione dei blocchi, i fattori di sicurezza presentano un ampio intervallo di variazione, compreso tra 0.88 e 1.2. Considerando i valori medi di SRF per le 15 estrazioni, per entrambe le orientazioni delle inclusioni, si può affermare che la presenza dei blocchi non determina un incremento significativo di SRF. Solo per alcune configurazioni particolari, laddove blocchi di dimensioni importanti si posizionano lungo la potenziale superficie di rottura che si svilupperebbe nella matrice, si riscontra un aumento del fattore di sicurezza rilevante.

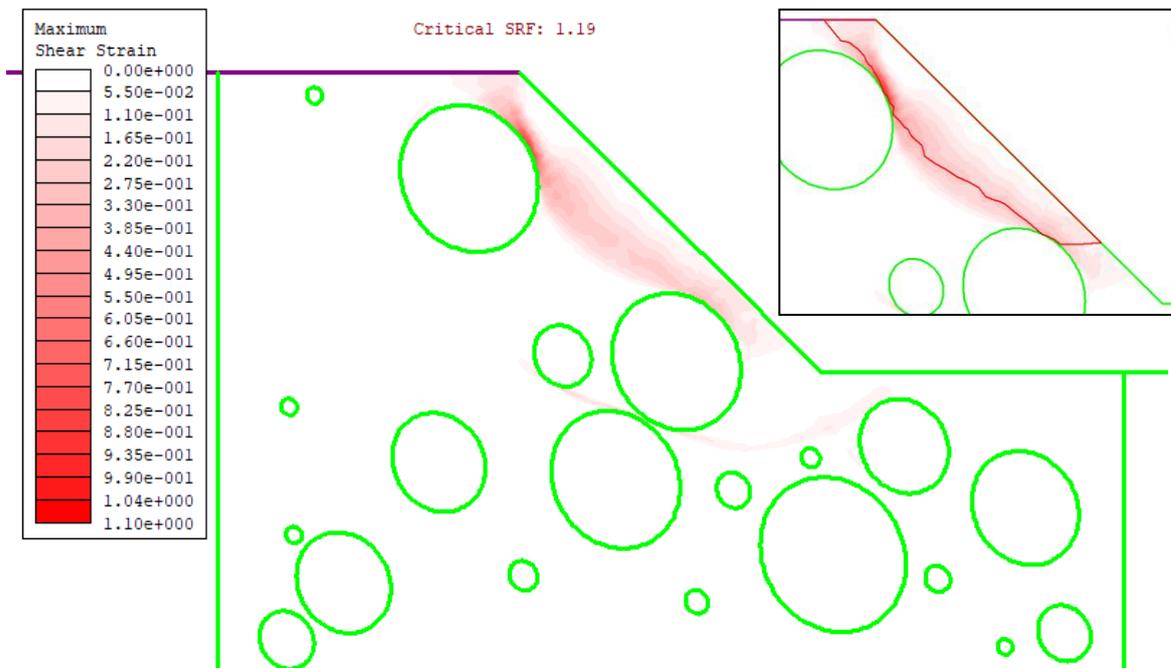


Figura 5.2. Modello 60_25_1. Risultato della computazione in RS² in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

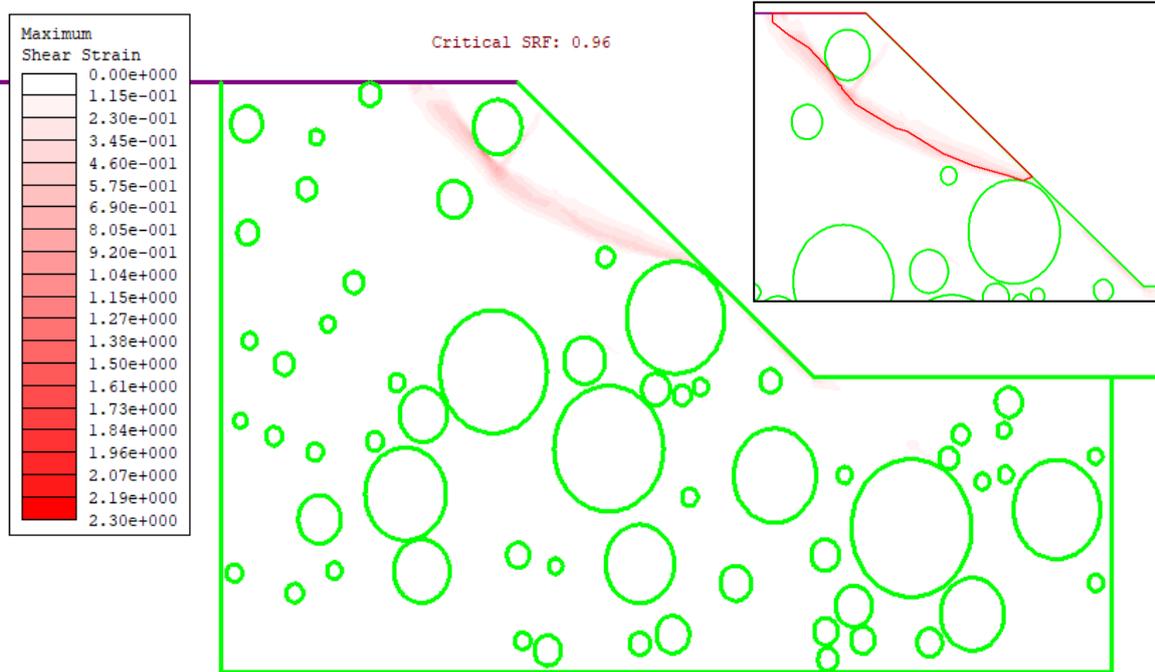


Figura 5.3. Modello 90_25_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

	SRF	Volume [m ³ /m]		SRF	Volume [m ³ /m]
matrice	1	1248	matrice	1	1248
60_25_1	1,19	440	90_25_1	0,96	465
60_25_2	1,04	503	90_25_2	0,96	1206
60_25_3	1,2	445	90_25_3	1,13	702
60_25_4	0,92	1291	90_25_4	0,96	1194
60_25_5	0,88	1241	90_25_5	1	1094
60_25_6	1,04	468	90_25_6	1,07	947
60_25_7	1,2	431	90_25_7	1,07	1096
60_25_8	0,97	1243	90_25_8	0,97	601
60_25_9	0,88	1225	90_25_9	0,99	1492
60_25_10	1,05	478	90_25_10	1	692
60_25_11	0,96	1020	90_25_11	1,03	1040
60_25_12	1,07	863	90_25_12	0,88	855
60_25_13	0,98	1222	90_25_13	1,17	640
60_25_14	0,98	886	90_25_14	1,01	1103
60_25_15	1,11	501	90_25_15	0,94	630
media 60_25	1,03	817	media 90_25	1,01	917

Tabella 5.1. SRF e volume potenzialmente instabile per i modelli con $VBP=25\%$ e angolo di orientazione dei blocchi pari a 60° (a sinistra) e 90° (a destra).

Al fine di comprendere come la presenza dei blocchi in prossimità della potenziale superficie di rottura che si svilupperebbe nella matrice influenzi la stabilità del pendio espressa in termini di SRF, si suddivide il gruppo di 15 estrazioni per ogni orientamento in sottoclassi, elencate nel seguito.

CASO A

In prossimità della potenziale superficie di rottura nella sola matrice, la presenza di due blocchi di dimensioni importanti o di un blocco di grandi dimensioni e di altri due blocchi di medie dimensioni, posizionati molto vicini tanto da rappresentare un ostacolo unico per la formazione della superficie di scivolamento, devia in maniera importante lo sviluppo di tale superficie rendendola più superficiale. Si osserva un aumento del fattore di sicurezza compreso nell'intervallo tra 1.17 e 1.2 e una riduzione del volume potenzialmente instabile rispetto al caso della sola matrice. Si considerano appartenenti a tale sottoclasse i modelli 60_25_1, 60_25_3, 60_25_7 e 90_25_13.

Si può osservare come l'estrazione casuale della posizione e della distribuzione dimensionale dei blocchi influisca sui risultati, fornendo tre modelli con incrementi importanti del fattore di sicurezza per l'orientazione dei blocchi a 60° e solo uno per inclusioni orientate verticalmente. Tale disequilibrio mette in evidenza come la procedura random, inserita nell'analisi proprio per simulare l'incertezza di modellazione di un versante in bimrock, possa fornire più modelli favorevoli e aumentare il fattore di sicurezza critico del versante o viceversa più modelli con posizionamento dei blocchi sfavorevole, riducendo l'incremento di SRF con VBP. Di conseguenza si ribadisce che la definizione delle sottoclassi viene effettuata solo per analizzare lo sviluppo della superficie di rottura, mentre per quanto riguarda la definizione di SRF critico e volume potenzialmente instabile relativo a una fissata VBP, si fa riferimento esclusivamente ai valori medi, che mitigano gli effetti dovuti all'estrazione casuale.

Si riportano in *Figura 5.4*. un esempio del Caso A per inclinazione dei blocchi a 60° e l'unico modello appartenente a tale classe per orientazione a 90°. In blu è evidenziata la superficie di scivolamento individuata nel modello relativo alla sola matrice, in rosso la superficie di rottura ottenuta per il modello in seguito all'individuazione dell'andamento delle massime deformazioni di taglio lungo il versante. I restanti casi appartenenti a tale classe sono riportati in *Allegato 4, Caso A*.

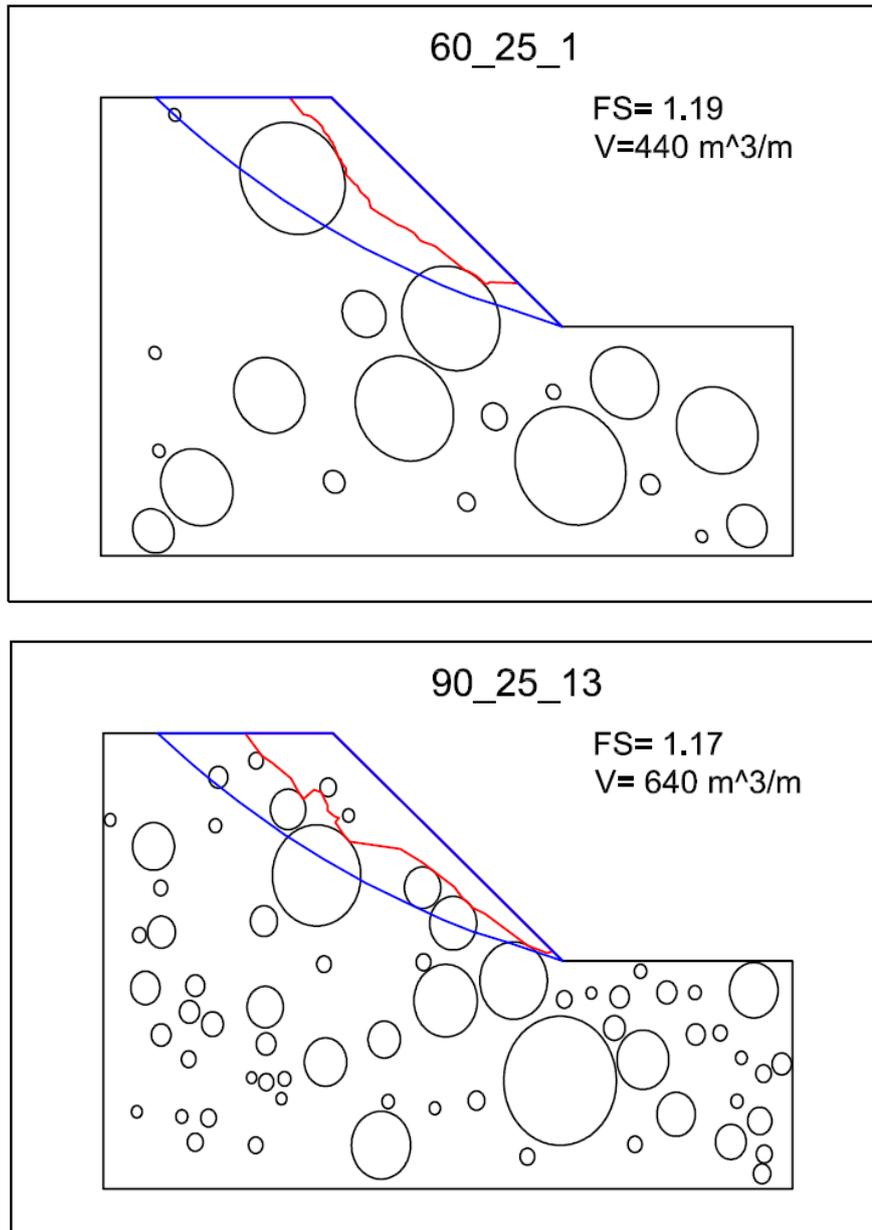


Figura 5.4. Esempi del Caso A per $VBP=25\%$: blocchi di dimensioni importanti rendono più superficiale la superficie di rottura incrementando SRF. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

CASO B

La presenza di un blocco di dimensioni considerevoli che interseca la superficie di rottura o posto leggermente al di sotto della traccia che si genererebbe all'interno della sola matrice devia in maniera importante la superficie di scivolamento nel modello, rendendola più superficiale ma generalmente più profonda del Caso A. I fattori di sicurezza globali del versante si presentano superiori all'unità, in un intervallo che spazia da 1.04 a 1.13. Vengono inseriti in questa sottoclasse i modelli 60_25_2, 60_25_6, 60_25_10, 60_25_12, 60_25_15 e 90_25_3, 90_25_6, 90_25_7. In Figura 4.5. si

riportano due esempi di modelli appartenenti a questo gruppo, per orientazioni dei blocchi a 60° e 90° ; la geometria delle superfici di rottura di tutti i modelli appartenenti a questa sottoclasse è fornita in *Allegato 4, Caso B*.

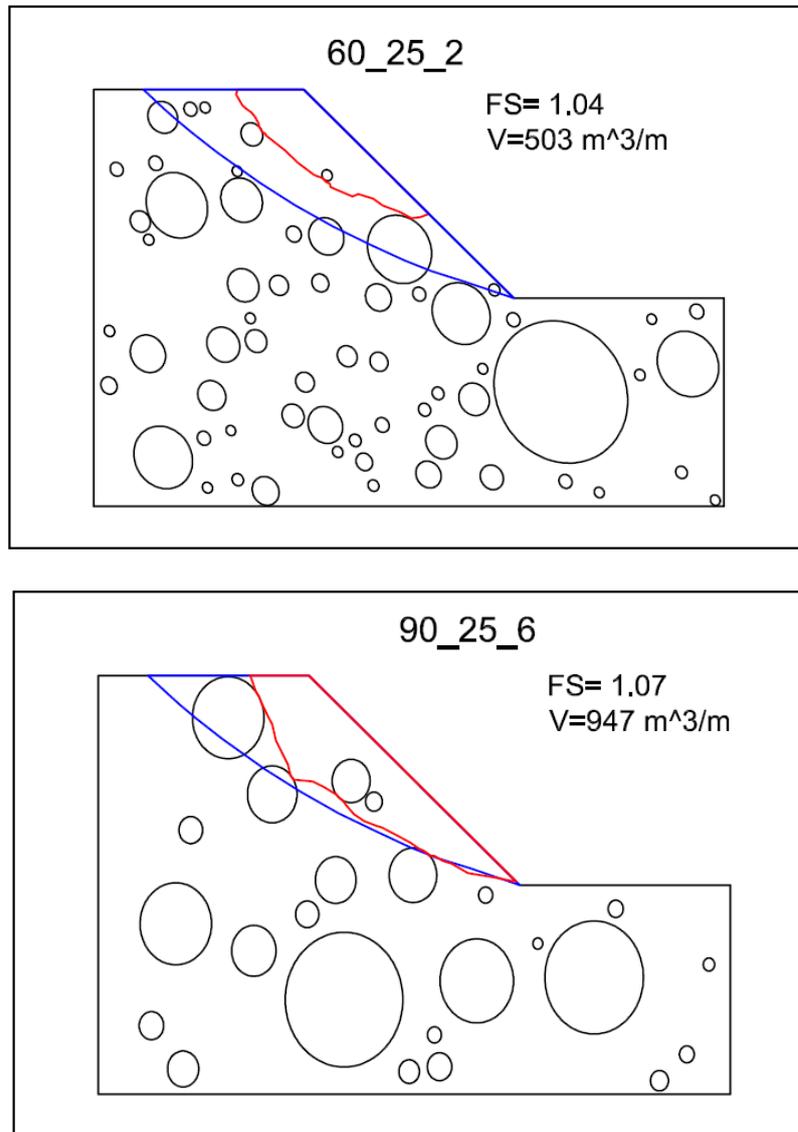


Figura 4.5. Esempi del Caso B per VBP=25% : un blocco di dimensioni importanti rende più superficiale la superficie di rottura fornendo SRF compresi tra 1.04 e 1.13. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

CASO C

I casi C e D si accumulano per fattori di sicurezza prossimi a 1 (valore ottenuto per il versante modellato in presenza della sola matrice) o inferiori. Si è deciso di distinguere i due casi per differenze dovute alla localizzazione dei blocchi, che portano alla formazione di superfici di rottura con diverse caratteristiche qualitative. In questa sottoclasse si

raggruppano i modelli in cui in prossimità della superficie di rottura sono presenti dei blocchi il cui posizionamento o le cui dimensioni non sono sufficienti per aumentare la resistenza e generare una superficie di rottura più superficiale rispetto a quella che si è individuata nella sola matrice. I blocchi in questione, di medie dimensioni, spesso vengono inglobati nel volume potenzialmente instabile, aumentando il peso della massa che può mettersi in movimento e riducendo così il fattore di sicurezza globale del versante, come avviene nei modelli 60_25_4, 60_25_5, 60_25_8, 60_25_9, 60_25_13 e 90_25_9. In altri casi, un blocco di dimensioni importanti appena al di sotto o leggermente intersecante la superficie di rottura individuata nella matrice, può generare una traccia della superficie di scivolamento nel versante quasi coincidente con quella della matrice a causa dell'assenza di ulteriori blocchi che aumentano la tortuosità della superficie e di conseguenza il valore di SRF (modelli 60_25_11 e 90_25_2, 90_25_5, 90_25_11, 90_25_14). I fattori di sicurezza del versante sono compresi tra 1.03 e 0.88. In *Figura 5.6.* in alto si mostra un esempio di versante in cui un blocco di dimensione media viene inglobato nel volume instabile, in basso invece un blocco di grandi dimensioni troppo in profondità rispetto alla superficie di rottura che si originerebbe nella matrice non impedisce la formazione di una superficie prossima a quella originata nel modello della sola matrice. Gli altri modelli appartenenti a questa sottoclasse sono riportati in *Allegato 4, Caso C.*

CASO D

In questa sottoclasse sono raggruppati i modelli in cui in prossimità della superficie di scivolamento nella matrice, soprattutto nella parte alta del pendio, non sono presenti blocchi di grandi o medie dimensioni capaci di incrementare in maniera rilevante la resistenza al taglio. Di conseguenza, come nel Caso C, i fattori di sicurezza individuati risultano essere prossimi o inferiori all'unità. Si osserva come i blocchi di dimensioni piccole, sebbene non riescano a incrementare la resistenza allo scivolamento, permettano in alcuni casi la formazione di superfici di rottura molto più superficiali, individuate nei modelli 90_25_1, 90_25_8, 90_25_15. Nel gruppo viene incluso anche il modello 90_25_10 caratterizzato dalla presenza di alcuni blocchi di dimensioni medie in prossimità della superficie di rottura della matrice che però non incrementano la resistenza al taglio rispetto al caso della sola matrice e in cui la traccia della superficie di

scivolamento risulta superficiale. In *Figura 5.7.* si mostrano due esempi di modelli appartenenti a questo gruppo, i restanti vengono mostrati in *Allegato 4, Caso D.*

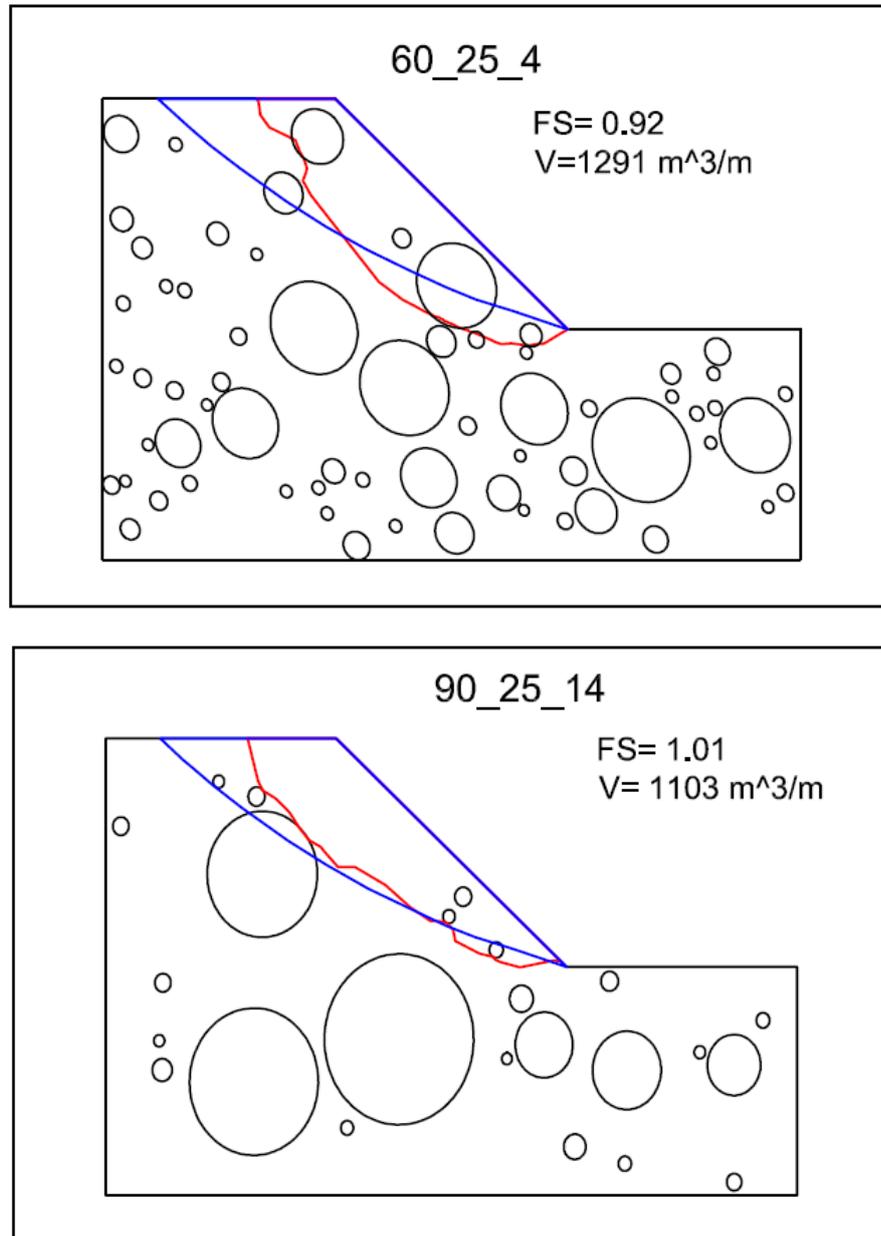


Figura 5.6. Esempi del Caso C per VBP=25% : sopra, blocco di dimensioni medie inglobato nel volume potenzialmente instabile; sotto, blocco di dimensioni importanti posizionato troppo in basso per influire sulla formazione di una superficie di rottura più superficiale di quella relativa alla matrice . In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS².

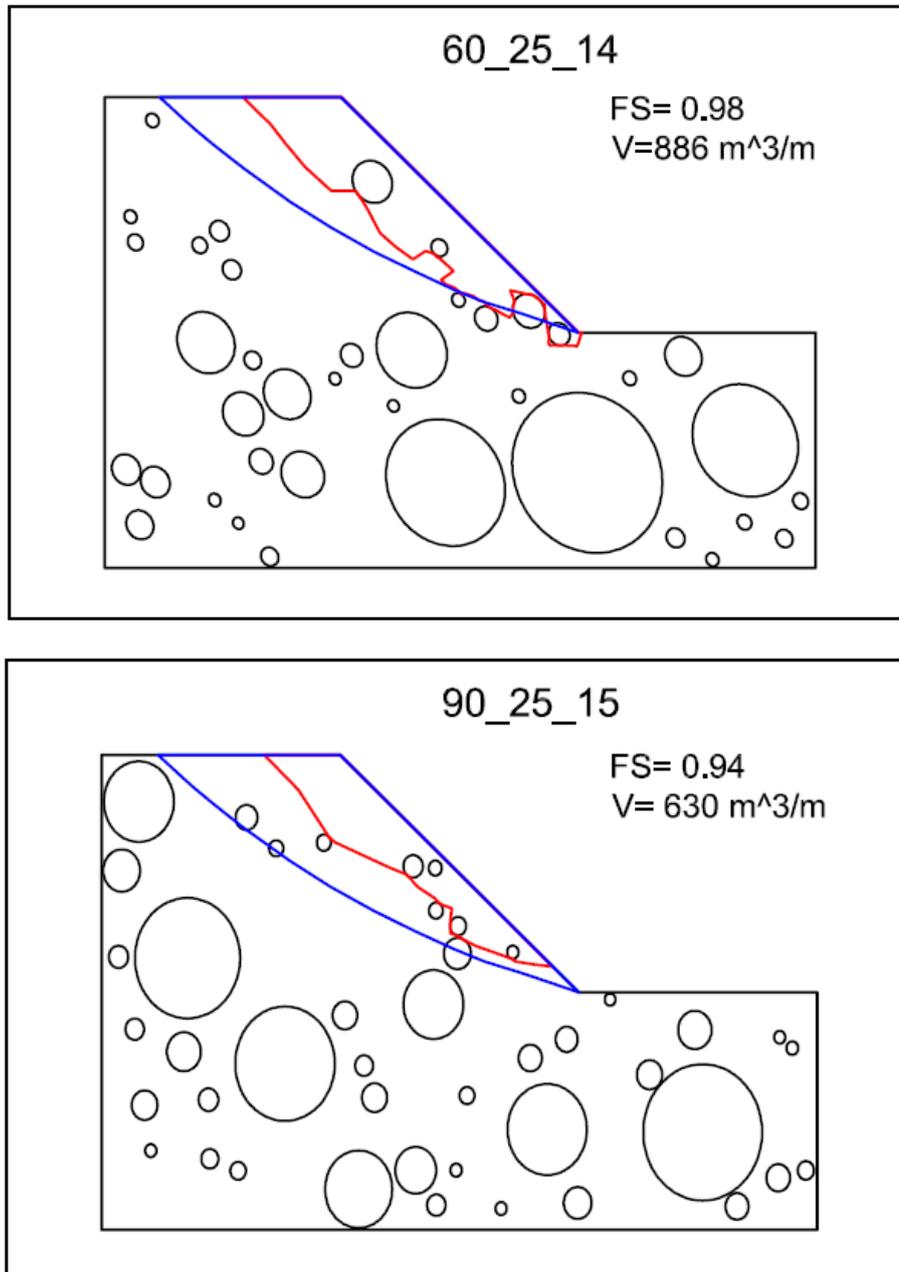


Figura 5.7. Esempi del Caso D per VBP=25% : pochi blocchi di piccole dimensioni in prossimità della superficie di scivolamento nella matrice non incrementano la resistenza del modello; il loro particolare posizionamento può però ridurre il volume potenzialmente instabile. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

In generale, si può concludere che per VBP basse, l'orientazione dei blocchi non gioca un ruolo determinante nell'influenzare il fattore critico SRF, indice della stabilità globale del versante. Il metodo di estrazione casuale delle dimensioni dei blocchi e della loro localizzazione influenza in parte i risultati medi in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile, i quali devono essere valutati come stime con un certo margine

di tolleranza e non come dati esatti. Infatti, nella suddivisione in sottoclassi svolta precedentemente si osserva come siano presenti più modelli nei casi C e D con posizionamento dei blocchi sfavorevole per orientazione a 90° che per inclinazione delle inclusioni a 60° . Ciò implica un SRF medio leggermente più basso per orientazione dei blocchi a 90° dovuto probabilmente all'estrazione di un maggior numero di posizioni dei blocchi sfavorevoli. Lo stesso ragionamento di influenza dell'estrazione random può essere eseguito sui valori dei volumi potenzialmente instabili.

5.1.3. Modelli con VBP= 40%

I modelli con VBP=40% non mostrano un netto incremento di fattore di stabilità globale del versante rispetto al caso della sola matrice. La disposizione dei blocchi raramente riesce a essere efficace in prossimità della superficie di rottura tanto da incrementare la resistenza allo scivolamento.

La suddivisione in sottoclassi risulta essere più difficoltosa per la presenza di un maggior numero di inclusioni. Si tenta nel seguito di collocare ciascun modello in uno dei quattro casi sopra descritti, osservando anche differenze di comportamento rispetto ai modelli con VBP=25%.

In *Figure 5.8.* e *5.9.* a titolo di esempio si mostrano i risultati in termini di massime deformazioni a taglio ottenuti per i modelli 60_40_1 e 90_40_1 associati alle tracce delle superfici di rottura individuate (tutti i risultati sono riportati in *Allegato 3*). In *Tabella 5.2.* vengono riportati schematicamente i risultati in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile per i 30 modelli caratterizzati da VBP=40%, con orientazione dei blocchi a 60° e 90° .

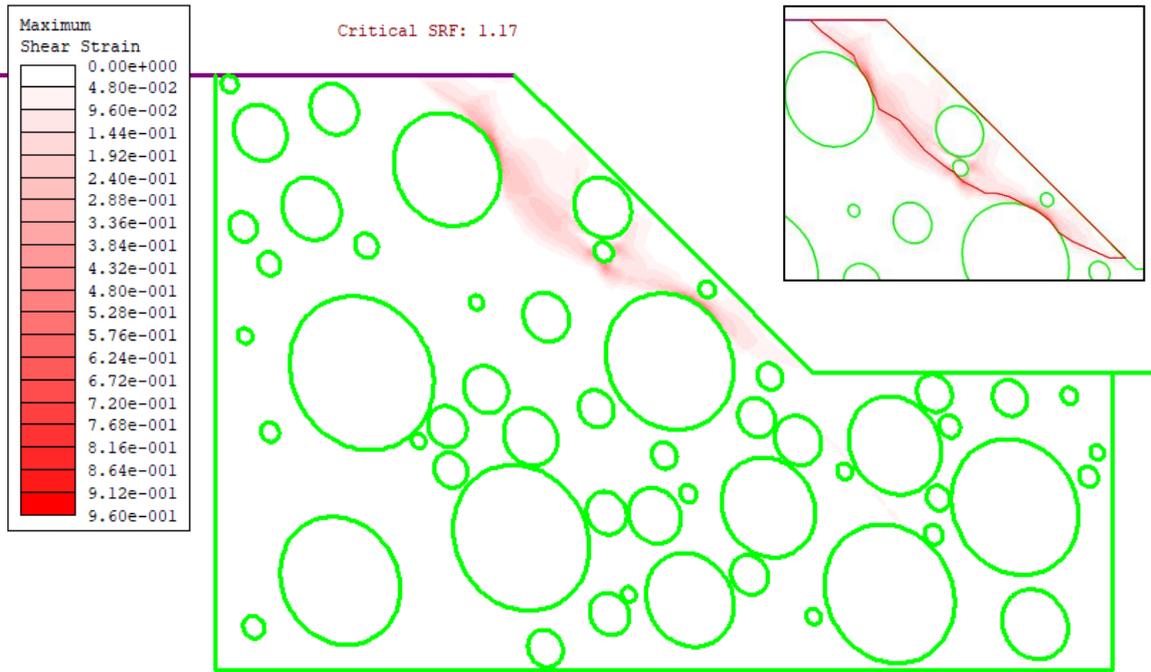


Figura 5.8. Modello 60_40_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

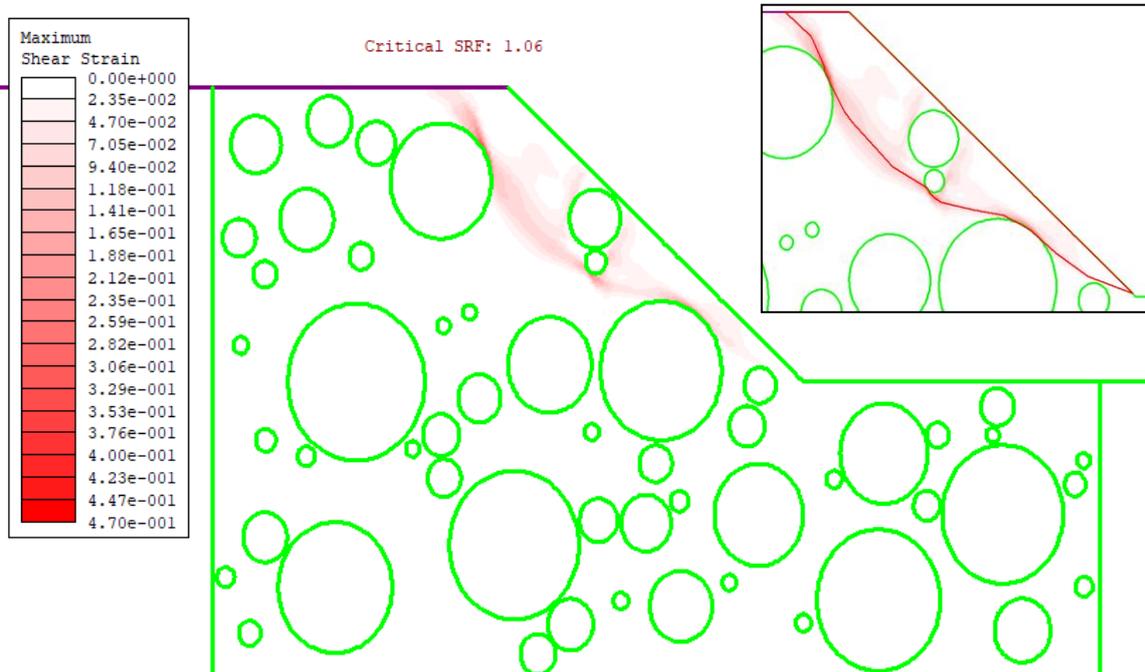


Figura 5.9. Modello 90_40_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

	SRF	Volume [m ³ /m]		SRF	Volume [m ³ /m]
matrice	1	1248	matrice	1	1248
60_40_1	1,17	678	90_40_1	1,06	614
60_40_2	0,97	828	90_40_2	1	648
60_40_3	0,91	1371	90_40_3	1,04	365
60_40_4	0,97	751	90_40_4	1,03	1002
60_40_5	1,01	1647	90_40_5	1,1	907
60_40_6	1,22	632	90_40_6	1,06	599
60_40_7	0,96	771	90_40_7	1	640
60_40_8	0,98	910	90_40_8	1,04	347
60_40_9	1,08	812	90_40_9	1,03	1007
60_40_10	1,04	474	90_40_10	1,1	895
60_40_11	0,88	1369	90_40_11	0,92	1230
60_40_12	0,92	762	90_40_12	0,94	714
60_40_13	0,98	617	90_40_13	1,05	698
60_40_14	1,04	819	90_40_14	1,05	846
60_40_15	0,9	815	90_40_15	1	256
media 60_40	1,0	884	media 90_40	1,03	718

Tabella 5.2. SRF e volume potenzialmente instabile per i modelli con VBP=40% e angolo di orientazione dei blocchi pari a 60° (a sinistra) e 90° (a destra).

CASO A

La presenza di due blocchi di dimensioni importanti intersecanti nella loro parte alta o in prossimità del loro centro la superficie di scivolamento che si sviluppa in sola matrice genera un incremento del fattore di sicurezza del versante. Nei modelli con inclinazione delle inclusioni a 60° appartenenti a tale sottoclasse (60_40_1 e 60_40_6) si osserva un posizionamento dei blocchi molto simile a quello riscontrato per VBP=25%: si presentano due blocchi di grandi dimensioni uno nella parte alta del pendio e uno in quella bassa lungo la superficie di rottura individuata nel modello in presenza della sola matrice e pochi blocchi inseriti nel volume potenzialmente instabile. Per i modelli con orientazione verticale delle inclusioni (90_40_1, 90_40_5, 90_40_6, 90_40_10, 90_40_13, 90_40_15), la superficie di rottura si mostra più tortuosa e si osserva un incremento minore in termini di SRF critico, dovuto al verificarsi di deformazioni di taglio importanti lungo la superficie di rottura, sebbene quest'ultima risulti deviata dai blocchi e superficiale, caratteristiche che permettono l'inserimento dei modelli in questa sottoclasse. Nei modelli 90_40_5 e 90_40_10 si individua un solo blocco di dimensioni importanti, ma la presenza di blocchi di dimensioni medio-piccole accostati tra loro lungo

la superficie di rottura nella matrice genera comunque un incremento di stabilità del versante. Si considerano dunque appartenenti a questo caso, modelli con SRF superiori all'unità, inseriti nell'intervallo compreso tra 1.05 e 1.22. Viene inserito in questo gruppo anche il modello 60_40_9, che fornisce un SRF pari a 1.08 rientrando all'interno dell'intervallo caratterizzante questa sottoclasse ma in cui non sono presenti blocchi di dimensioni importanti intersecanti la superficie di rottura nella matrice. Probabilmente però il confinamento fornito alla superficie di rottura da blocchi di piccole e medie dimensioni determina un aumento del valore di SRF critico.

In *Figura 5.10*. si mostrano due esempi appartenenti al caso A; i restanti sono riportati in *Allegato 4, caso A*.

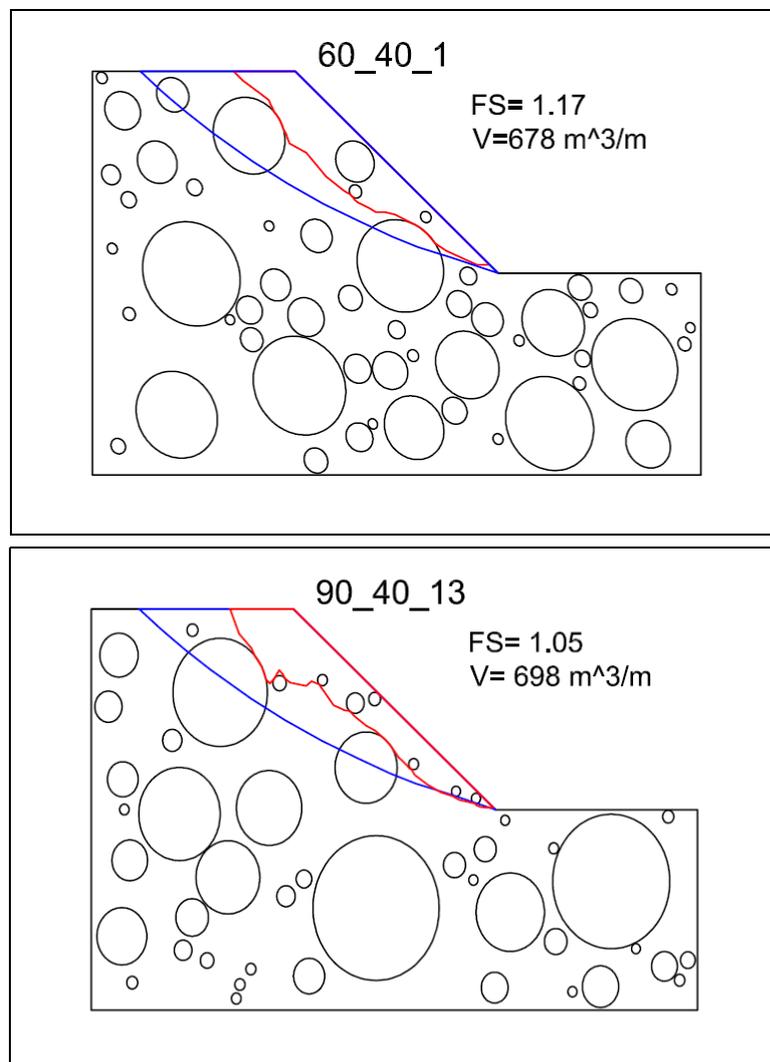


Figura 5.10. Esempi del Caso A per VBP=40% : blocchi di dimensioni importanti rendono più superficiale la superficie di rottura incrementando SRF. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS².

CASO B

L'esistenza di un blocco di dimensioni considerevoli lungo la superficie di rottura individuata nel modello costituito da sola matrice altera la forma della superficie di scivolamento nei modelli appartenenti a questo gruppo, rendendola più superficiale. Tale comportamento nei modelli con VBP=25% genera un lieve incremento del fattore di stabilità globale del versante, permettendo di definire SRF critico sempre superiore all'unità. Questa affermazione non risulta più corretta per VBP=40%, dove si ottengono per superfici di rottura superficiali deviate prevalentemente da un blocco di grandi dimensioni anche SRF inferiori a 1, con un decremento del fattore critico, fenomeno già evidenziato in alcuni modelli appartenenti al caso A con VBP=40%. Nella sottoclasse analizzata dunque, i fattori di sicurezza globali del versante spaziano nell'intervallo compreso tra 1.04 e 0.92. I modelli 60_40_2, 60_40_7 e 60_40_14 vengono inclusi in questa categoria sebbene in prossimità della superficie di rottura nella matrice non sia presente un blocco grande ma uno di medie dimensioni accostato a più inclusioni medio-piccole posizionate in modo tale da svolgere la stessa funzione di deviazione verso l'alto della superficie di rottura.

I valori dei volumi potenzialmente instabili coinvolti sono inferiori a quello evidenziato per il modello costituito da sola matrice. Inoltre per la maggior presenza di blocchi anche di piccole dimensioni posizionati in modo favorevole si individuano un maggior numero di modelli con superfici di rottura superficiali rispetto al caso con VBP=25%, soprattutto per orientazione dei blocchi verticale (esempio modello 90_40_15).

In *Figura 5.11*, si mostrano due esempi appartenenti al caso B; i restanti sono riportati in *Allegato 4, caso B*.

CASO C

In questo gruppo vengono raccolti i modelli in cui il posizionamento particolare dei blocchi porta alla formazione di una superficie di rottura più profonda di quella ottenuta per la sola matrice. Spesso, tale approfondimento della superficie di scivolamento è dovuto al fatto che la superficie di rottura che si originerebbe in assenza dei blocchi interseca inclusioni di grandi dimensioni nella zona nel centro o al di sotto di esso; a questo punto la formazione della superficie di rottura prosegue contornando il blocco nella parte inferiore e inglobandolo (esempio modello 60_40_5). I fattori di sicurezza del versante risultano essere prossimi o inferiori all'unità, compresi tra 0.88 e 1.01; i volumi

potenzialmente instabili sono prossimi o superano quello definito per il modello costituito dalla sola matrice.

Due modelli appartenenti a tale sottoclasse sono mostrati in *Figura 5.12.*; i restanti sono riportati in *Allegato 4, caso C.*

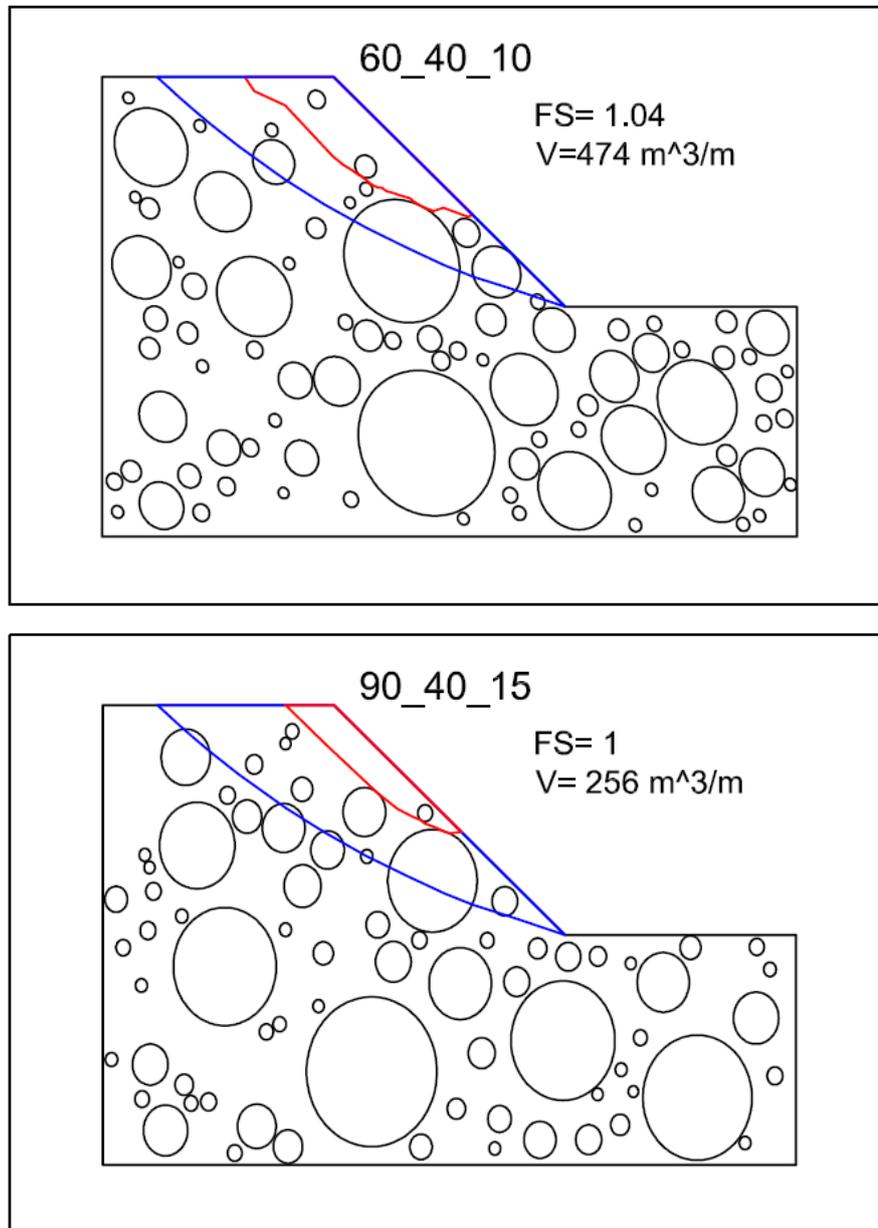


Figura 5.11. Esempi del Caso B per VBP=40% : un blocco di dimensioni importanti rende più superficiale la superficie di rottura. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

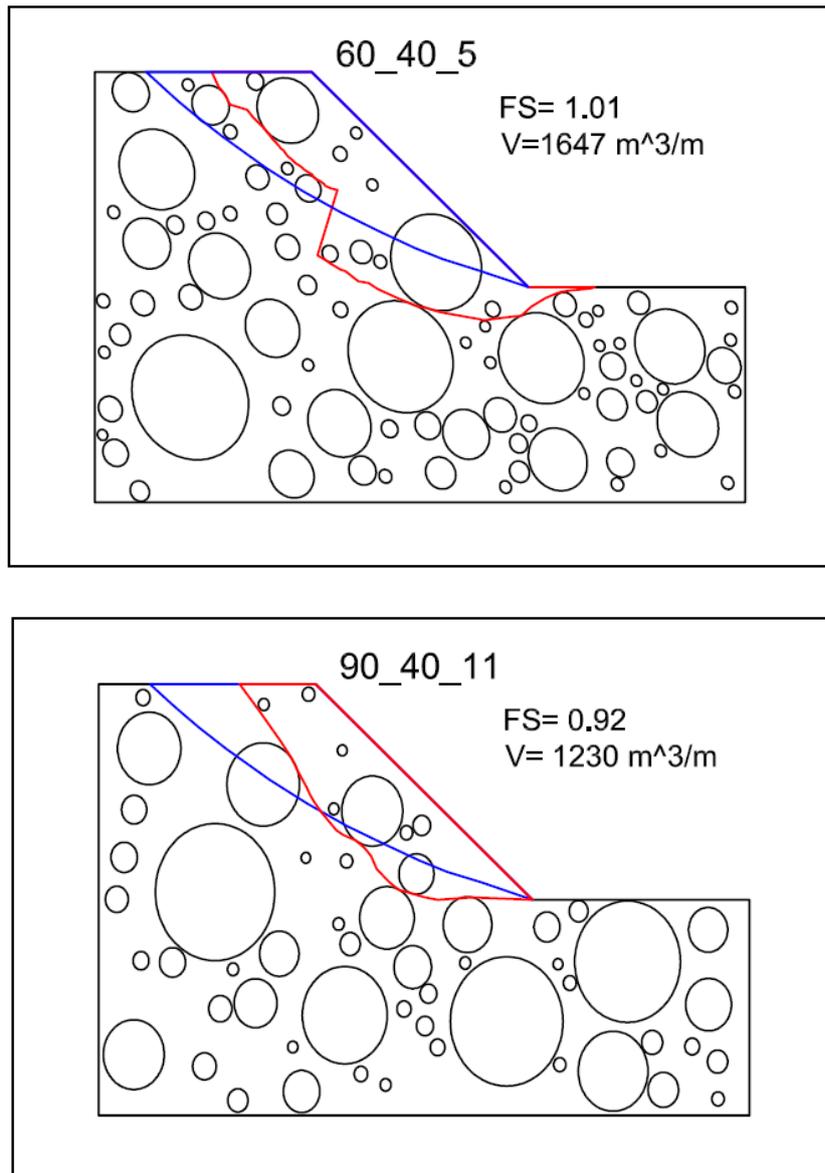


Figura 5.12. Esempi del Caso C per VBP=40% : blocchi di dimensioni importanti inglobati nel volume potenzialmente instabile incrementano la massa che si potrebbe teoricamente muovere lungo il versante. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

Non sono stati individuati modelli che potessero essere inseriti nella sottoclasse del caso D in quanto la maggior percentuale volumetrica dei blocchi rende difficile il verificarsi di situazioni in cui si presenti una scarsità di inclusioni nella zona del pendio in cui si sviluppa la superficie di scivolamento.

In generale, i modelli analizzati con VBP=40% non mostrano un incremento significativo del fattore di sicurezza del versante. La media di SRF per orientazione delle inclusioni a 60° risulta essere pari a 1. Per blocchi disposti verticalmente $SRF_{medio}=1.03$.

Si riscontra che per orientazione dei blocchi verticale le superfici di scivolamento diventano spesso più superficiali e tortuose. L'inclinazione dei blocchi a 60° invece non fornisce dei buoni risultati neppure in termini di volumi potenzialmente instabili, mediamente superiori a quelli registrati con VBP=25%, per la presenza di diversi modelli in cui blocchi di grandi dimensioni vengono inglobati all'interno della zona instabile del pendio, fenomeno che sembra meno frequente per blocchi posizionati verticalmente.

In generale, si osserva che per VBP=40% si assiste alla formazione di superfici di scivolamento più tortuose ma non sempre più superficiali, soprattutto per l'orientazione dei blocchi a 60°. Le massime deformazioni di taglio registrate risultano però elevate, tanto che i modelli non mettono in evidenza un incremento di SRF rispetto al caso modellato in presenza della sola matrice.

5.1.4. Modelli con VBP= 55%

Per la percentuale volumetrica dei blocchi pari al 55% si assiste a un aumento percentuale di SRF medio pari al 7% rispetto a quello ottenuto per la matrice per entrambe le orientazioni dei blocchi indagate (*Tabella 4.3.*). Tale incremento, sebbene non così elevato, viene confermato per entrambe le orientazioni.

Nel seguito si procede alla definizione delle sottoclassi, prestando particolare attenzione alle proprietà caratterizzanti le superfici di rottura inserite in ciascun gruppo. La presenza di un maggior numero di inclusioni richiede per ogni modello non solo di individuare i blocchi intersecanti la superficie di rottura che si svilupperebbe nella sola matrice, ma di valutare quali delle inclusioni, in base alla loro dimensione e posizione, risultano effettivamente influenzare lo sviluppo della superficie di scivolamento. A tal scopo si esamina l'andamento delle massime deformazioni di taglio, osservando che i blocchi che deviano in maniera prevalente la superficie di rottura sono quelli a contatto dei quali si riscontrano i valori maggiori delle deformazioni a taglio. L'andamento delle massime deformazioni a taglio è riportato per i modelli 60_55_1 e 90_55_1 rispettivamente nelle *Figure 5.13.* e *5.14;* tutti i risultati sono mostrati in *Allegato 3.*

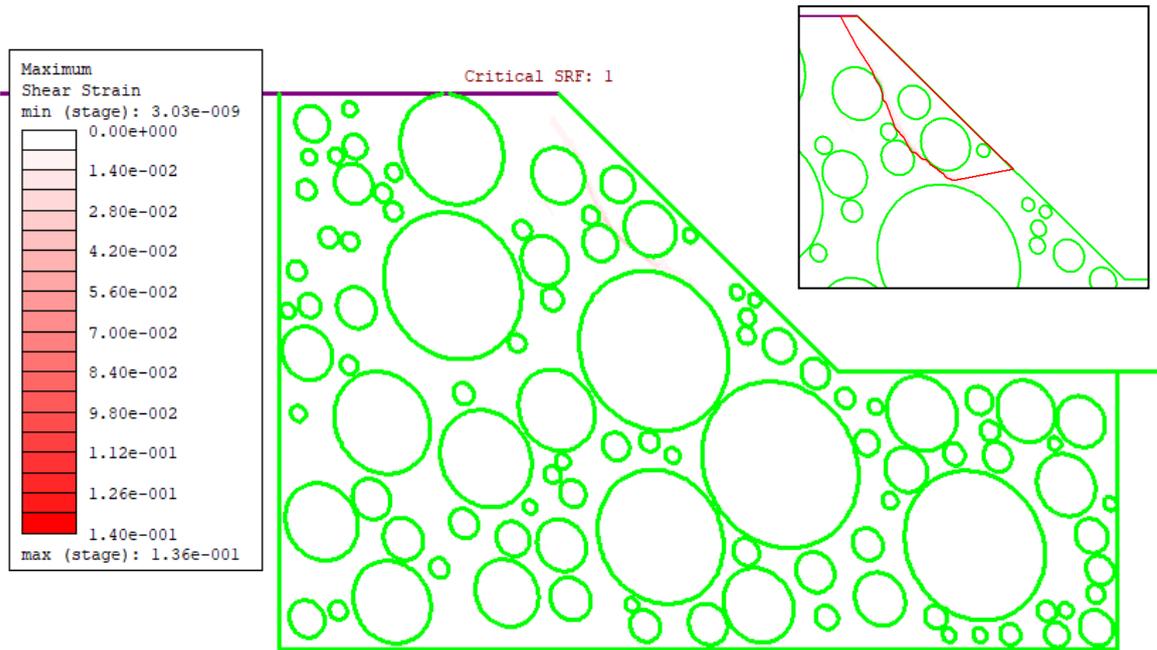


Figura 5.13. Modello 60_55_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

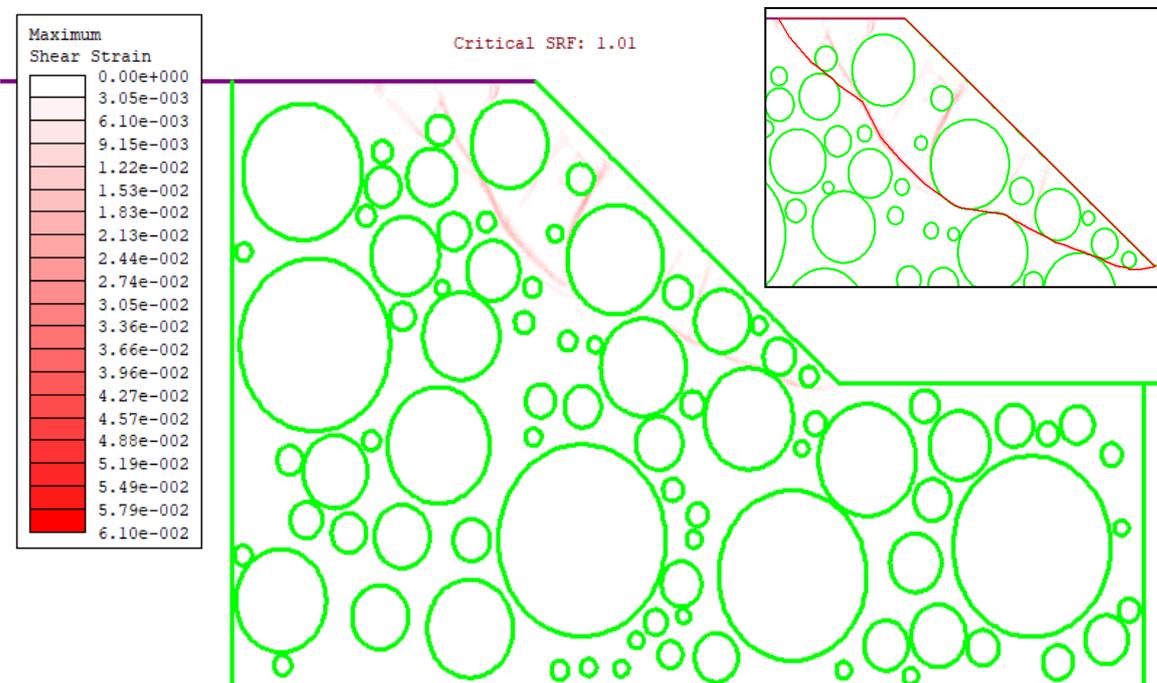


Figura 5.14. Modello 90_55_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

	SRF	Volume [m ³ /m]		SRF	Volume [m ³ /m]
matrice	1	0	matrice	1	1248
60_55_1	1	310	90_55_1	1,01	1242
60_55_2	1,06	613	90_55_2	1,03	400
60_55_3	1,04	540	90_55_3	1,21	331
60_55_4	1,0	896	90_55_4	1,15	190
60_55_5	1,15	456	90_55_5	1,06	826
60_55_6	1,1	561	90_55_6	1,01	214
60_55_7	0,97	890	90_55_7	1,09	913
60_55_8	1,14	448	90_55_8	1,06	318
60_55_9	1,15	442	90_55_9	1,01	1004
60_55_10	0,995	562	90_55_10	1,07	197
60_55_11	1	995	90_55_11	0,87	867
60_55_12	0,98	657	90_55_12	1,11	1449
60_55_13	0,94	1023	90_55_13	1,11	1227
60_55_14	1,14	504	90_55_14	0,97	1210
60_55_15	1,12	638	90_55_15	1,02	253
media 60_55	1,05	632	media 90_55	1,05	709

Tabella 5.3. SRF e volume potenzialmente instabile per i modelli con VBP=55% e angolo di orientazione dei blocchi pari a 60° (a sinistra) e 90° (a destra).

CASO A

In questa sottoclasse rientrano i modelli in cui almeno due blocchi di grandi dimensioni deviano la superficie di rottura nel pendio. Le superfici di scivolamento risultano superficiali; esse contornano nella parte alta i blocchi di grandi dimensioni che le deviano oppure si articolano con andamento tortuoso tra i blocchi di piccole dimensioni, posti vicini e al di sopra dei blocchi medio-grandi, come avviene nel modello 60_55_15. I volumi potenzialmente instabili sono ridotti, soprattutto nel caso di orientazione verticale dei blocchi. I fattori di sicurezza risultano tra i più alti ottenuti per percentuale volumetrica delle inclusioni pari al 55%, spaziando nell'intervallo tra 1.07 e 1.21.

Due esempi relativi alle due orientazioni investigate sono forniti in *Figura 5.14*. I restanti sono inseriti in *Allegato 4, Caso A*.

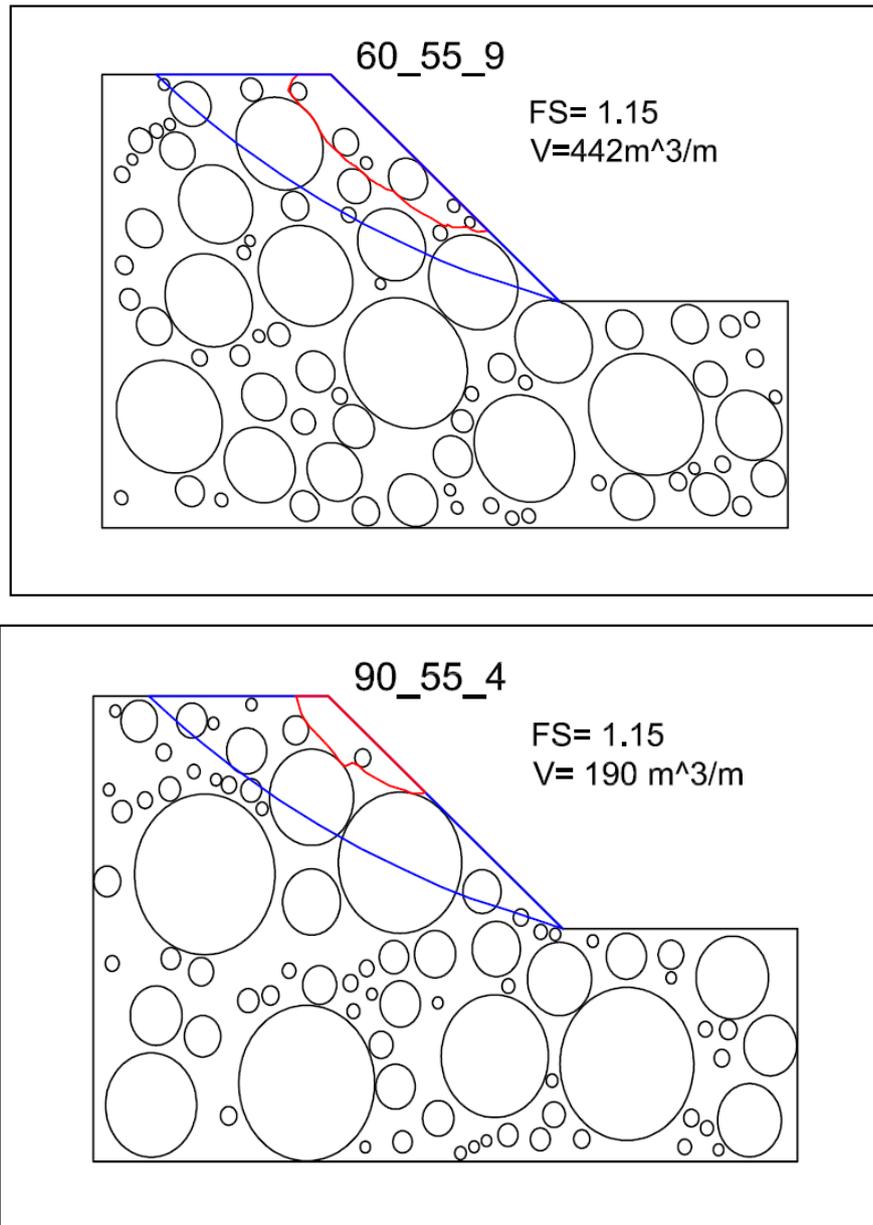


Figura 5.14. Esempi del Caso A per VBP=55% : blocchi di dimensioni importanti rendono più superficiale la superficie di rottura incrementando SRF. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

CASO B

La presenza di un blocco di dimensioni importanti che devia la superficie di rottura è la condizione più frequente per VBP=55%. In generale il volume potenzialmente instabile tende a ridursi per la presenza di blocchi di piccole dimensioni posti vicino a inclusioni di dimensioni maggiori che rendono più superficiale la traccia della superficie di scivolamento. In alcuni casi, blocchi di medie dimensioni posti anche più superficialmente rispetto alla superficie di rottura individuata per la sola matrice riescono

a deviare la traccia della superficie di scivolamento nel versante, come avviene nel modello 90_55_15, dove il particolare posizionamento di più inclusioni di medie dimensioni poste vicine costituisce un ostacolo importante allo svilupparsi della superficie di rottura, la quale diventa molto superficiale. Risulta inoltre evidente come la presenza di un numero elevato di blocchi nella parte alta del pendio riduca in modo importante il volume potenzialmente instabile, deviando già in sommità la superficie di rottura verso il piano inclinato libero del versante. I fattori di sicurezza relativi ai modelli inseriti in questa sottoclasse non presentano un intervallo caratterizzante il caso, spaziando in un range molto ampio tra 0.94 e 1.14. Il valore di SRF critico pari a 0.94 viene ottenuto nel modello 60_55_13: tale risultato risulta sicuramente in parte influenzato dal fatto che le massime deformazioni di taglio individuano un volume potenzialmente instabile importante, al cui interno sono presenti numerosi blocchi, che incrementano di molto il peso della massa che può mettersi in movimento. La riduzione del fattore di sicurezza per incremento del peso del volume instabile si pensa possa influenzare anche altri modelli con SRF inferiore a 1 o prossimo all'unità, come il 90_55_9 e 90_55_14. Nella sottoclasse viene inserito anche il modello 90_55_11 considerato come caso anomalo, caratterizzato dalla presenza di un blocco posto in alto che devia in maniera significativa la superficie di rottura ma un $SRF=0.87$, decisamente più basso degli altri valori ottenuti.

Nel seguito sono riportati due modelli appartenenti a tale sottoclasse (*Figura 5.15*); tutti gli altri sono presenti in *Allegato 4, Caso B*.

CASO C

In questa sottoclasse rientrano i casi in cui il posizionamento dei blocchi è tale da favorire l'inglobamento dei blocchi da parte della superficie di scivolamento, con conseguente incremento del volume potenzialmente instabile, e le situazioni in cui la posizione dei blocchi non risulta efficace per deviare in maniera significativa l'andamento della superficie di rottura rispetto al caso della sola matrice.

Per $VBP= 55\%$ non si sono individuati modelli che mostrano l'inglobamento di grandi blocchi e la formazione di superfici più profonde di quella individuata nella matrice. Sono presenti invece casi in cui la superficie di rottura è molto prossima a quella ottenuta con la modellazione del versante in sola matrice. L'assenza di blocchi di dimensioni significative da deviare la superficie di rottura rispetto a quella ottenuta nella matrice è evidente nei

modelli 60_55_4 e 60_55_7. Nei modelli 90_55_1, 90_55_12, 90_55_13 la presenza di blocchi di dimensioni rilevanti, posizionati troppo in alto rispetto alla superficie di rottura che si svilupperebbe nella matrice non permette una deviazione di quest'ultima; nei modelli 90_55_12 e 90_55_13 però la tortuosità della superficie di scivolamento, che si sviluppa confinata tra i blocchi seguendo la sua traccia originaria nella matrice, permette un incremento significativo di SRF, pari a 1.11 in entrambe le situazioni. Infine, nel modello 60_55_11 i blocchi sembrano influire pochissimo sullo sviluppo della superficie di rottura, che si sviluppa seguendo la traccia individuata in presenza della sola matrice, fornendo un fattore di sicurezza pari a 1. Anche in questo caso l'intervallo dei fattori di sicurezza relativi ai modelli appartenenti alla sottoclasse non risulta essere un elemento distintivo per quest'ultima, essendo definito tra 1.11 e 0.97. Per quanto riguarda invece il volume potenzialmente instabile, in questo gruppo sono presenti i modelli in cui questo parametro assume i valori più alti.

In *Figura 5.16*. si riportano due esempi del caso C, i restanti sono mostrati in *Allegato 4, Caso C*.

Non si individuano modelli appartenenti al Caso D per VBP=55% in quanto il gran numero di inclusioni non permette la formazione di zone in cui sono assenti o molto rari i blocchi.

Per VBP=55% si può genericamente affermare come l'orientazione delle inclusioni non influisca sul valore critico di SRF, che presenta un aumento medio del 5% rispetto al caso della sola matrice.

La presenza di un numero elevato di inclusioni garantisce spesso la collocazione di blocchi di medio-grandi dimensioni in prossimità della zona di formazione della superficie di rottura, che si articola in forma più tortuosa tra i blocchi. Si riscontra che inclusioni grandi o medie accoppiate a blocchi di piccole dimensioni nella parte alta del pendio costituiscono un grande ostacolo allo sviluppo della superficie di rottura, deviandola superficialmente. Rispetto al caso di sola matrice si osserva una riduzione significativa del volume potenzialmente instabile, che risulta più marcata per l'orientazione dei blocchi a 60°. Infatti, a differenza di ciò che si è registrato per VBP=40% (dove si individua una maggiore riduzione del volume instabile per blocchi verticali), per VBP=55% i blocchi verticali sembrano ostacolare maggiormente la

formazione della superficie tanto da portare all'inglobamento di un maggior numero di inclusioni. Tale aspetto, che per la percentuale volumetrica in esame risulta solo intuibile, diventa invece più evidente per $VBP=70\%$.

L'individuazione di numerosi fattori di sicurezza prossimi all'unità o leggermente inferiori in modelli in cui sono presenti blocchi che deviano la superficie di rottura e aumentano la sua tortuosità si suppone sia in parte influenzata anche da un incremento del peso del volume mobilitato, dovuto alla presenza di numerosi blocchi nel volume potenzialmente instabile.

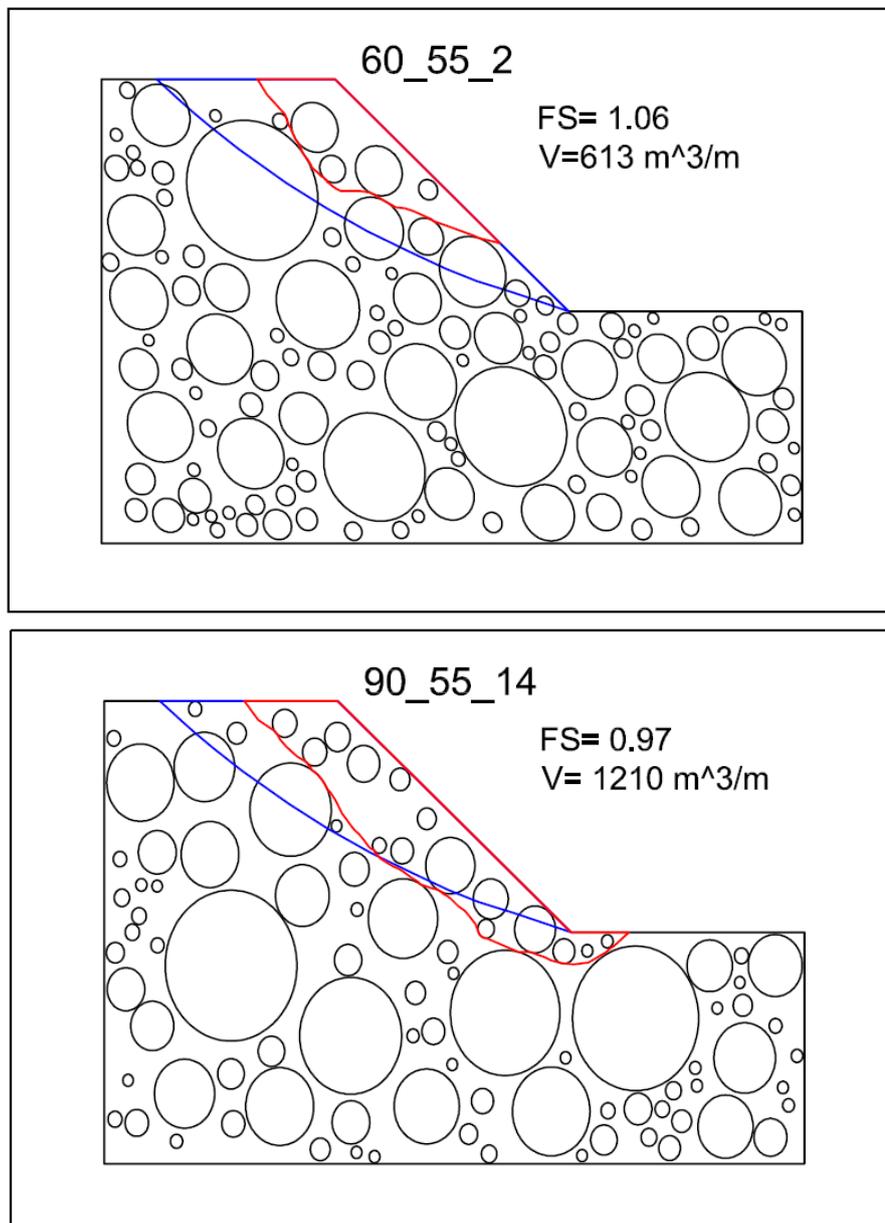


Figura 5.15. Esempi del Caso B per $VBP=55\%$: un blocco di dimensioni rilevanti rende più superficiale la superficie di rottura. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

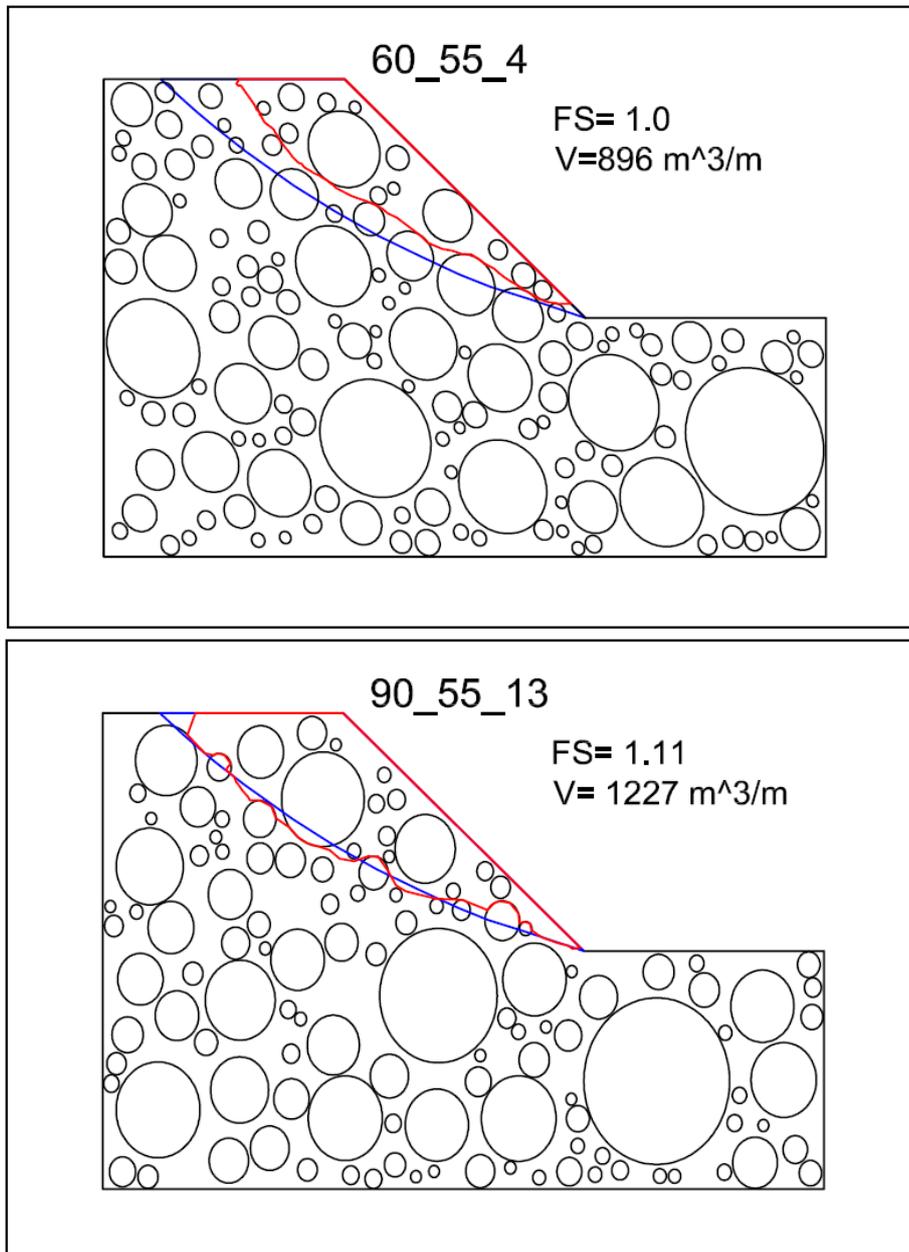


Figura 5.16. Esempi del Caso C per VBP=55% : la superficie di rottura nei modelli si sviluppa molto prossima a quella ottenuta dall'analisi dei risultati del modello in sola matrice. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

4.1.5. Modelli con VBP=70%

Per una percentuale volumetrica dei blocchi molto alta pari al 70%, si osserva mediamente un incremento del fattore di sicurezza globale del versante pari al 20% per orientazione dei blocchi a 60° e del 30% per inclusioni disposte verticalmente. Le tracce delle superfici di scivolamento si articolano a contatto con i blocchi, come mostrato in *Figure 5.17. e .18.* a titolo di esempio rispettivamente per i modelli 60_70_1 e 90_70_1 (tutti i risultati in termini di massime deformazioni a taglio e tracce delle superfici di rottura sono mostrati in *Allegato 3*).

I risultati medi forniti in *Tabella 5.4.* sono stati ottenuti escludendo i valori relativi ai modelli 60_70_15, 90_70_3, 90_70_9 considerati anomali per il particolare posizionamento dei blocchi, in quanto in seguito alla computazione hanno fornito valori molto bassi di SRF e per i quali soprattutto non è stato possibile definire una superficie di scivolamento lungo il versante. Approfondimenti e immagini relative ad essi vengono forniti al termine dell'analisi dei modelli inseriti nelle varie sottoclassi.

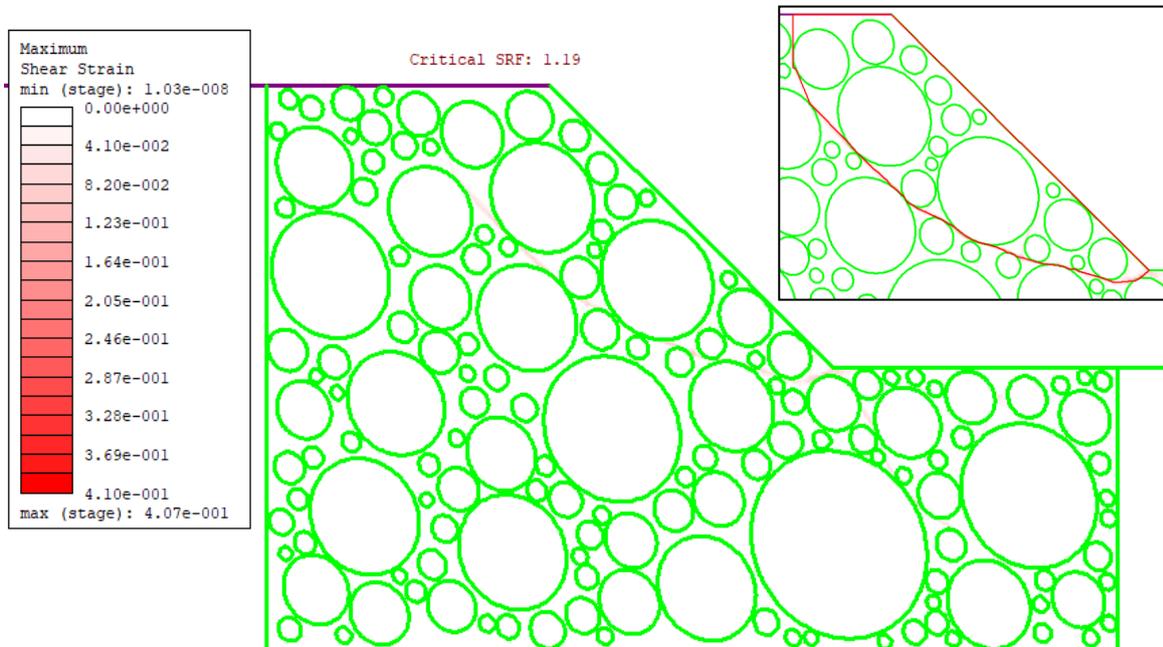


Figura 5.17. Modello 60_70_1. Risultato della computazione in RS² in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

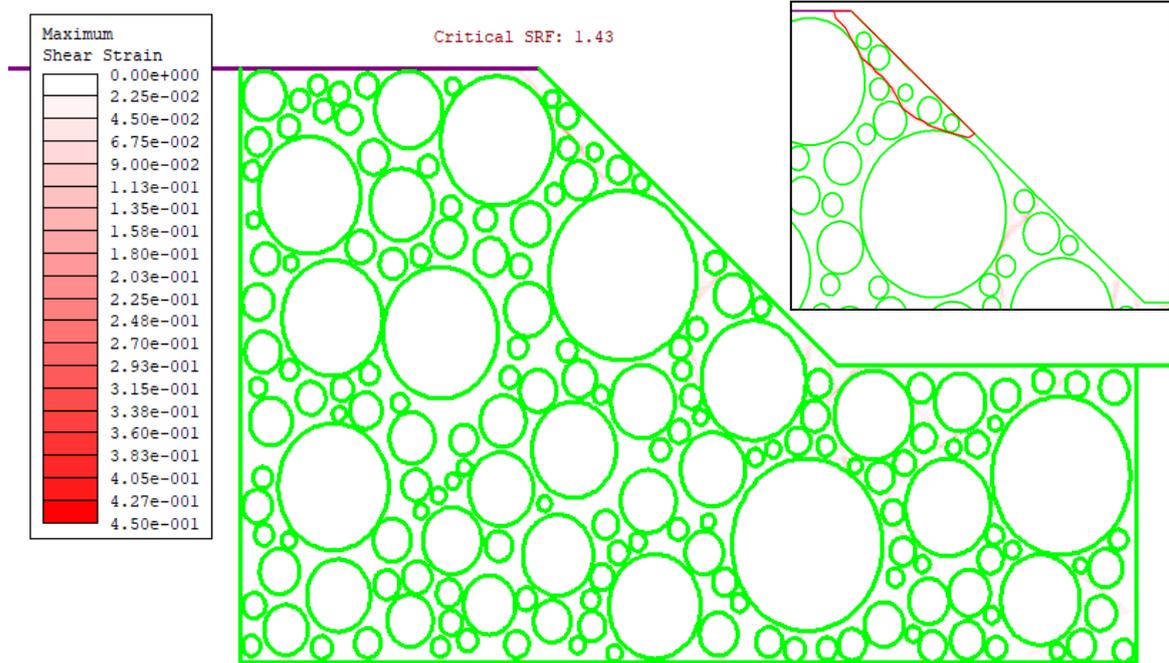


Figura 5.18. Modello 90_70_1. Risultato della computazione in RS^2 in termini di massime deformazioni a taglio; la polilinea rossa mostra la traccia della superficie di rottura individuata nel pendio.

	SRF	Volume [m ³ /m]
matrice	1	1248
60_70_1	1,19	1501
60_70_2	1,46	230
60_70_3	1,38	1870
60_70_4	1,22	495
60_70_5	1,18	1775
60_70_6	1,05	1020
60_70_7	1,07	1608
60_70_8	1,08	260
60_70_9	1,18	1196
60_70_10	1,11	862
60_70_11	1,19	161
60_70_12	1,18	313
60_70_13	1,01	752
60_70_14	1,24	303
60_70_15	0,87	?
media 60_70	1,18	882

	SRF	Volume [m ³ /m]
matrice	1	1248
90_70_1	1,43	123
90_70_2	1,38	200
90_70_3	0,95	?
90_70_4	1,12	989
90_70_5	1,23	351
90_70_6	1,17	1058
90_70_7	1,14	1226
90_70_8	1,5	1262
90_70_9	0,88	?
90_70_10	1,32	1207
90_70_11	1,37	140
90_70_12	1,34	156
90_70_13	1,03	474
90_70_14	1,43	1092
90_70_15	1,13	442
media 90_70	1,28	671

Tabella 5.4. SRF e volume potenzialmente instabile per i modelli con $VBP=70\%$ e angolo di orientazione dei blocchi pari a 60° (a sinistra) e 90° (a destra).

CASO A

La maggior parte dei modelli con VBP=70% possono essere inseriti nel Caso A, per la presenza in prossimità della superficie di rottura nella sola matrice di due o tre blocchi di dimensioni significative che deviano lo sviluppo della superficie di scivolamento. I fattori di sicurezza del versante superano abbondantemente il valore unitario spaziando in un intervallo compreso tra 1.07 e 1.46. Tendenzialmente si osservano valori di SRF maggiori per orientazione dei blocchi a 90° dovuti a un incremento evidente della tortuosità della superficie di rottura rispetto ai modelli con inclusioni inclinate a 60°.

Per quanto riguarda la valutazione del volume potenzialmente instabile si individuano due situazioni distinte: in alcuni casi si assiste a una forte riduzione del volume mobilitato, con superfici di rottura superficiali che interessano solo parte dell'altezza del versante, in altri la presenza di un gran numero di blocchi di dimensioni medio-grandi gioca un ruolo sfavorevole incrementando il volume instabile e fornendo valori prossimi o superiori a quello ottenuto nel modello contenente la sola matrice. Il fenomeno di approfondimento della superficie di rottura già evidenziato nei modelli con orientazione dei blocchi a 90° per VBP=55% coinvolge in egual modo le due orientazioni dei blocchi investigate per VBP=70%. In molti modelli caratterizzati da valori di volumi instabili elevati, soprattutto laddove si individua l'inclusione di molti blocchi o di blocchi di grandi dimensioni, si osserva una riduzione di SRF rispetto agli altri casi appartenenti alla stessa classe: si ipotizza che tale diminuzione sia influenzata dall'aumento del peso della massa che può eventualmente mobilitarsi. Si inserisce in questa sottoclasse anche il modello 90_70_13 che a causa del particolare posizionamento dei blocchi fornisce un valore di fattore di sicurezza inferiore rispetto a quelli ottenuti per gli altri modelli appartenenti a questo gruppo ma la cui superficie di scivolamento risulta comunque deviata da due blocchi di dimensioni considerevoli.

In *Figura 5.19* vengono riportati due esempi di modelli appartenenti a questa sottoclasse; in alto si osserva una superficie di rottura profonda che ingloba blocchi di dimensioni medio-grandi, mentre in basso la superficie di scivolamento coinvolge solo superficialmente la parte alta del versante.

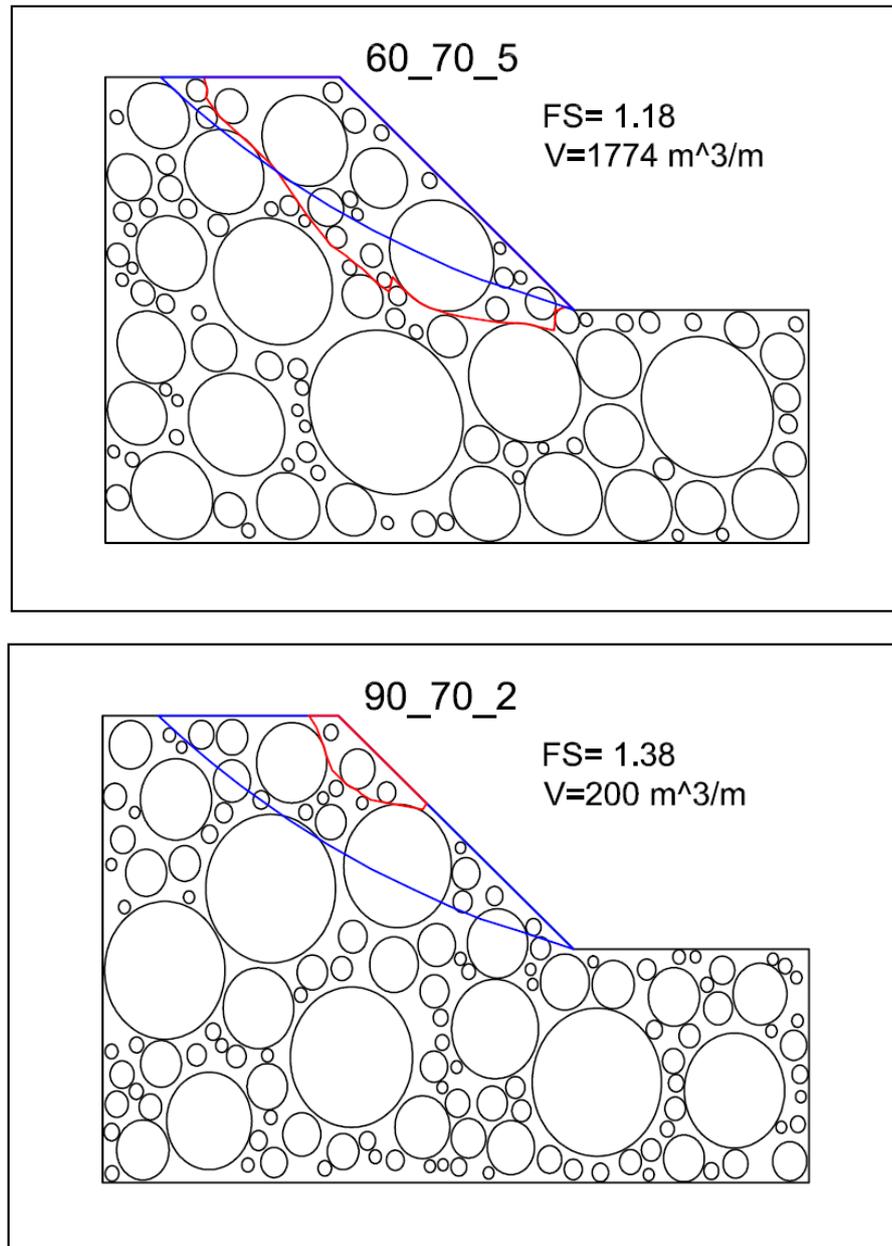


Figura 5.19. Esempi del Caso A per $VBP=70\%$: blocchi di dimensioni importanti deviano la superficie di rottura incrementando SRF. In alto, approfondimento della superficie dovuto all'inglobamento di blocchi medio-grandi; in basso superficie che interessa solo la parte alta del pendio e molto superficiale. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS^2 .

CASO B

Si inseriscono in questa sottoclasse i casi in cui prevalentemente un solo blocco influenza l'andamento della superficie di scivolamento, a contatto del quale si sviluppano le massime deformazioni di taglio registrate nel versante. Appartengono a questo gruppo modelli che presentano un SRF critico non così elevato compreso tra 1.01 e 1.12.

Nei modelli appartenenti a questa classe, a seconda del posizionamento dei blocchi presenti in prossimità della zona dove si sviluppano le massime deformazioni a taglio, le superfici di rottura si sviluppano sia molto prossime alla superficie sia più in profondità.

In *Figura 5.20.* si riportano due esempi facenti parte di questa sottoclasse; gli altri vengono mostrati in *Allegato 4, Caso B.*

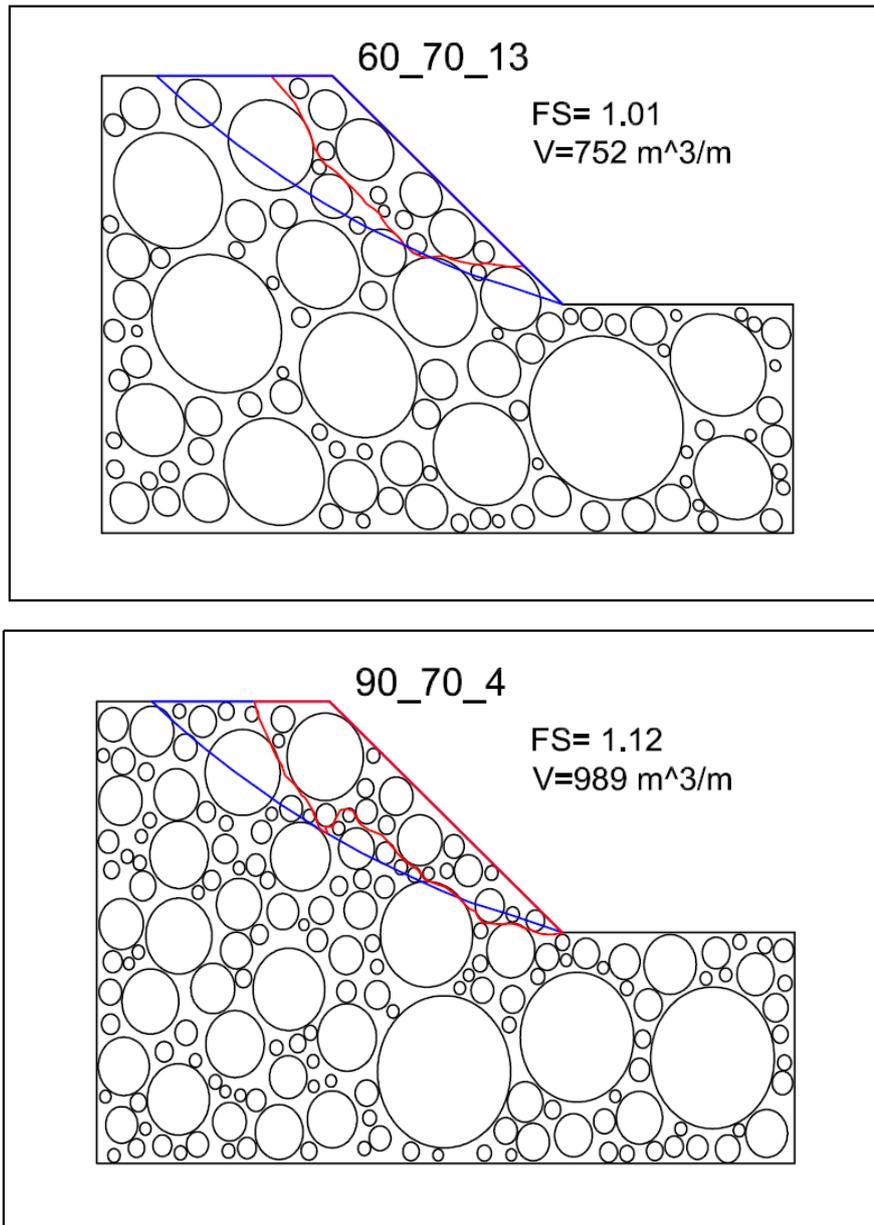


Figura 5.20. Esempi del Caso B per VBP=70% : un blocco di dimensioni rilevanti devia la superficie di rottura. In blu superficie di rottura nella matrice; in rosso superficie di scivolamento ottenuta dalla computazione con RS².

CASO C

Alcuni modelli in cui l'andamento della superficie di rottura è influenzato prevalentemente da due blocchi di dimensioni importanti, inseriti nel Caso A, potrebbero anche essere considerati facenti parte di questo gruppo in quanto si osserva un approfondimento della superficie di rottura con inglobamento di inclusioni medio-grandi. Dal momento che però sono già stati analizzati precedentemente e riportati in *Allegato 4, Caso A*, non vengono qui riproposti ma semplicemente citati nel seguito: modelli 60_70_1, 60_70_3, 60_70_5, 60_70_7, 60_70_9.

Non si individuano modelli inseribili nel Caso D.

CASI ANOMALI

Per i modelli 60_70_15, 90_70_3 e 90_70_9 non è possibile definire una superficie di scivolamento fisicamente attendibile lungo il versante. I modelli si accomunano per la localizzazione delle massime deformazioni di taglio nella parte bassa del versante, a contatto con blocchi molto vicini alla superficie libera del pendio e tra i blocchi posti al di sotto del tratto piano al piede del versante, come mostrato in *Figura 5.14*. Inoltre, queste situazioni forniscono SRF critici particolarmente bassi, al di sotto dei valori tipicamente individuati per VBP=70%. Tali modelli vengono considerati come anomali; probabilmente una particolare localizzazione dei blocchi unita a uno sforzo computazionale importante da parte del software, visto l'elevato numero di inclusioni, generano una situazione non realistica, che si riporta per completezza dei dati ma di cui si preferisce non tener conto nell'elaborazione dei risultati medi.

In *Figura 5.21* si analizzano le anomalie riscontrate nel modello 90_70_9; i modelli 60_70_15 e 90_70_3 in cui sono state individuate anomalie simili sono riportati in *Allegato 5, Casi anomali*.

In conclusione, si può affermare che per VBP=70% si osserva un incremento di SRF pari al 20% per orientazione dei blocchi a 60° e un incremento del 30% per blocchi posizionati verticalmente. La differenza del 10% di incremento di SRF tra le due orientazioni è dovuta soprattutto a un incremento della tortuosità della superficie di rottura nel caso di blocchi verticali, che sono più difficilmente aggirabili.

I volumi potenzialmente instabili risultano incrementati rispetto al caso VBP=55% per inclusioni inclinate di 60°, a causa della presenza di un numero rilevante di modelli in cui la superficie di rottura diventa profonda inglobando blocchi di medio-grandi dimensioni. L'approfondimento della superficie di scivolamento si individua in un egual numero di modelli caratterizzati da inclusioni poste verticalmente, dove però si osserva una riduzione del valore medio del volume potenzialmente instabile rispetto al caso VBP=55%. Tale decremento è dovuto al fatto che nei modelli non interessati da superfici di scivolamento profonde la zona di rottura si articola molto vicino alla superficie libera del pendio e spesso coinvolge solo una parte dell'altezza del versante. Quest'ultimo fenomeno si riscontra invece meno frequentemente per inclinazioni di 60° dei blocchi, portando a un aumento del volume medio potenzialmente instabile rispetto al caso VBP=55%.

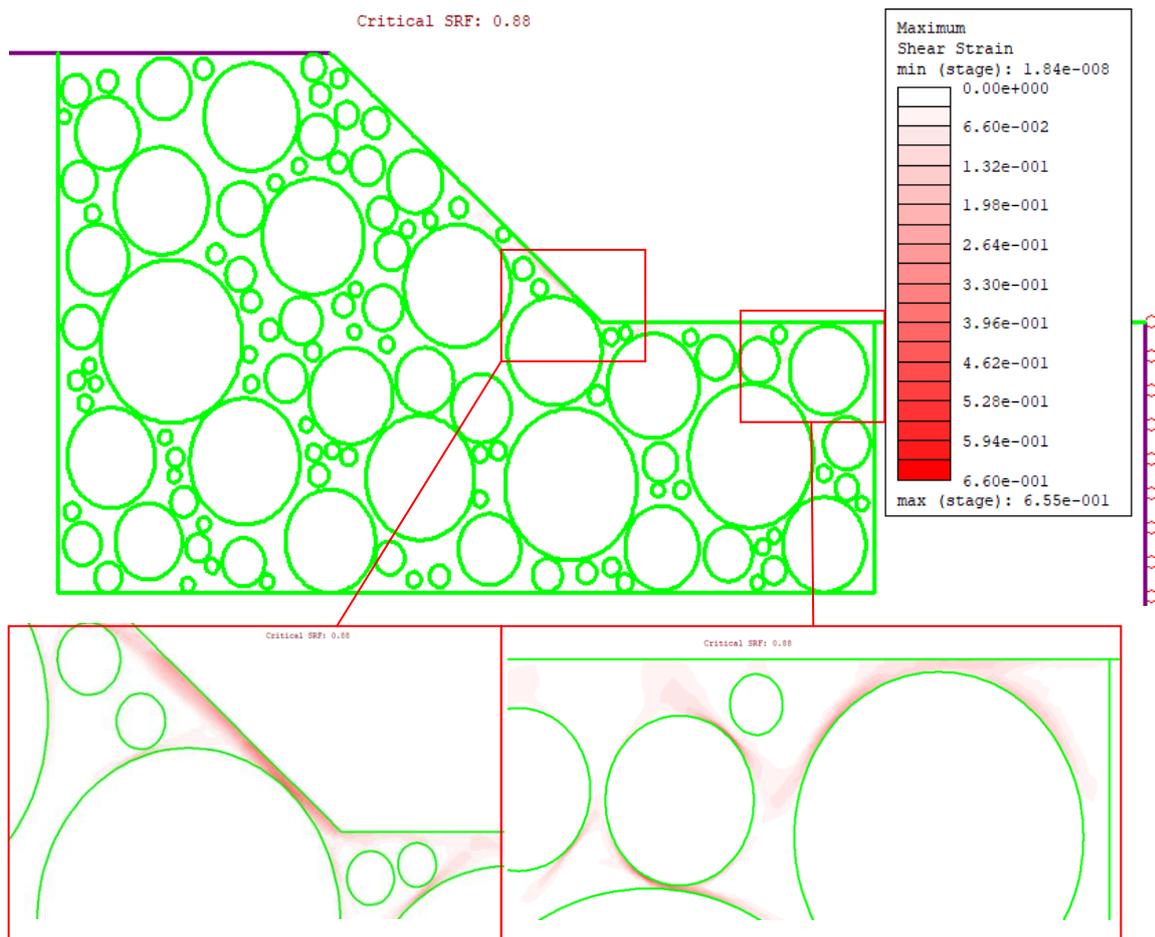


Figura 5.21. Modello 90_70_9: risultati anomali osservati in base all'andamento delle massime deformazioni di taglio sulla sezione modellata.

5.1.6. Influenza di VBP sulla stabilità del versante

La *Tabella 5.5.* riassume i parametri statistici principali calcolati per SRF critico e volume potenzialmente instabile relativi alle 30 estrazioni effettuate per ciascuna VBP, 15 per ogni orientazione dei blocchi.

L'analisi statistica in termini di media, mediana e deviazione standard per ciascuna percentuale volumetrica dei blocchi e per ogni orientazione permette di trarre alcune considerazioni significative.

Per VBP=25% l'incremento medio di SRF risulta praticamente trascurabile, pari al 5% per orientazione dei blocchi a 60° e 3% per inclusioni verticali. La deviazione standard mette in evidenza una dispersione maggiore dei dati per orientazione dei blocchi a 60° rispetto alla situazione dei blocchi verticali, dimostrando l'ipotesi effettuata al *paragrafo 5.1.2.* secondo cui l'incremento maggiore di SRF per orientazione delle inclusioni a 60° sia dovuto alla presenza di un numero maggiore di estrazioni con posizioni dei blocchi favorevoli rispetto al caso con inclusioni verticali, dove un valore minore di deviazione standard mostra come i risultati siano più omogenei in termini di SRF. I volumi potenzialmente instabili si riducono rispetto al caso della sola matrice. Dunque per VBP=25% la presenza dei blocchi non riesce ancora ad influire in termini di aumento di resistenza del materiale e di stabilità del versante; le inclusioni però riescono a deviare la superficie di rottura rendendola in buona parte dei modelli più superficiale.

Il caso con VBP=40% non fornisce un incremento significativo di SRF per blocchi orientati a 60°, con media pari a 1 e mediana pari a 0.98, coincidente con il valore ottenuto per il modello costituito dalla sola matrice. Si suppone che tali risultati siano influenzati dal fatto che per VBP=40% il numero di inclusioni non è ancora così elevato e spesso un posizionamento non ottimale dei blocchi non permette una deviazione importante della superficie di rottura e un incremento di SRF. Allo stesso tempo la presenza delle inclusioni non risulta però trascurabile in termini di aumento di peso del volume mobilitato, che influisce nell'incremento delle tensioni di taglio agenti sulla superficie di rottura e quindi nella riduzione di SRF anche nei casi in cui siano presenti uno o due blocchi di grandi dimensioni a deviare la superficie di rottura. Per orientazioni a 90°, l'incremento di SRF del 5% rispetto al caso di sola matrice per VBP=40% si suppone sia attribuibile a un aumento della tortuosità della superficie di scivolamento per la presenza di blocchi verticali. Tale incremento seppure lieve viene confermato da una

dispersione dei dati dimezzata rispetto ai modelli analizzati caratterizzati da stessa VBP ma orientazione a 60° dei blocchi. I valori medi dei volumi potenzialmente instabili confermano le supposizioni effettuate precedentemente per SRF: rispetto al caso VBP=25% i volumi mobilitati aumentano per orientazioni dei blocchi a 60° a causa di un posizionamento non efficace dei blocchi, mentre diminuiscono per inclusioni verticali in seguito a un incremento della tortuosità della superficie, che si articola prevalentemente contornando nella parte superiore i blocchi che la ostacolano.

Per VBP=55% l'incremento di SRF del 7% risulta essere confermato per entrambe le orientazioni. Si osserva però come il volume potenzialmente instabile diminuisce in maniera importante per inclinazioni dei blocchi a 60°, mentre rimane pressoché lo stesso rispetto al caso VBP=40% per inclusioni verticali. Tali risultati vengono giustificati dal fatto che per orientazioni di 90°, i blocchi costituiscono maggior ostacolo alla formazione della superficie di rottura rendendola particolarmente superficiale in alcuni casi o portando all'inclusione di grandi blocchi che fanno aumentare in modo considerevole il volume potenzialmente instabile in altri. Tale supposizione viene dimostrata da un elevato valore della deviazione standard del volume instabile per blocchi verticali, doppia rispetto alla situazione di orientazione dei blocchi a 60°. L'aumento del volume instabile incrementa anche il peso agente sulla superficie di rottura e riduce il valore di SRF per quei modelli in cui si evidenzia un inglobamento dei blocchi di grandi dimensioni. Tale influenza si ipotizza sia responsabile del fatto che non si individua un incremento di SRF per blocchi verticali rispetto al caso di orientazione a 60°.

Infine per VBP=70% si osservano incrementi considerevoli di SRF rispetto al caso di sola matrice per entrambe le orientazioni: l'aumento si attesta attorno al 20% per orientazioni dei blocchi a 60° e risulta essere del 30% per blocchi verticali. Risulta evidente come l'incremento maggiore di SRF per inclusioni posizionate verticalmente sia dovuto ad una maggiore tortuosità della superficie di rottura. I valori di deviazione standard per SRF sono i più elevati tra quelli registrati, probabilmente dovuti al fatto che in alcuni casi posizionamenti di blocchi di grandi dimensioni incrementano molto i valori di SRF (per alcuni modelli si ottengono SRF=1.4-1.5), mentre in altri una localizzazione meno favorevole dei blocchi genera degli incrementi minori (con SRF attorno a 1.05-1.1). I volumi medi potenzialmente instabili presentano valori importanti, per la presenza di superfici di scivolamento profonde per entrambe le orientazioni. Nel caso di blocchi posizionati verticalmente il valore medio dei volumi mobilitati risulta essere più

contenuto per una maggiore tortuosità della superficie di scivolamento, che genera superfici di rottura anche molto superficiali, che interessano solo la parte alta del versante. Le deviazioni standard relative ai volumi sono particolarmente elevate a causa del fatto che la dispersione dei risultati è alta per la presenza sia di superfici di scivolamento molto superficiali, sia di superfici di rottura profonde, che inglobano molti blocchi.

	SRF	Volume [m³/m]
Matrice	0,98	1248

	VBP= 25%			
	<i>Orientazione blocchi 60°</i>		<i>Orientazione blocchi 90°</i>	
	SRF	Volume [m³/m]	SRF	Volume [m³/m]
Media	1,03	817	1,01	917
Mediana	1,04	863	1	947
Deviazione standard	0,11	361	0,08	289

	VBP= 40%			
	<i>Orientazione blocchi 60°</i>		<i>Orientazione blocchi 90°</i>	
	SRF	Volume [m³/m]	SRF	Volume [m³/m]
Media	1,0	884	1,03	718
Mediana	0,98	812	1,04	698
Deviazione standard	0,10	323	0,05	270

	VBP= 55%			
	<i>Orientazione blocchi 60°</i>		<i>Orientazione blocchi 90°</i>	
	SRF	Volume [m³/m]	SRF	Volume [m³/m]
Media	1,05	632	1,05	709
Mediana	1,04	562	1,06	826
Deviazione standard	0,08	223	0,08	455

	VBP= 70%			
	<i>Orientazione blocchi 60°</i>		<i>Orientazione blocchi 90°</i>	
	SRF	Volume [m³/m]	SRF	Volume [m³/m]
Media	1,18	882	1,28	690
Mediana	1,18	807	1,32	474
Deviazione standard	0,12	618	0,15	469

Tabella 5.5. Parametri statistici per SRF e volumi potenzialmente instabili valutati per ciascuna VBP e per le due orientazioni dei blocchi.

L'influenza di VBP su SRF viene sintetizzata dai grafici in *Figure 5.21.* e *5.22.* per orientazione dei blocchi rispettivamente a 60° e 90° . In blu sono rappresentati i valori ottenuti per i modelli appartenenti a una certa classe caratterizzata da una fissata VBP, in rosso viene evidenziato il valore medio della classe. La dispersione dei risultati, analizzata precedentemente in termini statistici mediante la valutazione della deviazione standard, può essere osservata graficamente. Per blocchi verticali (*Figura 5.22.*) si individua un incremento di SRF all'aumentare di VBP, seppure contenuto per le percentuali volumetriche dei blocchi pari a 25%, 40% e 55%. Nel caso di orientazione dei blocchi a 60° (*Figura 5.21*), al trend di crescita non partecipa il valore medio dei risultati ottenuti per VBP=40%.

Introducendo i blocchi nel modello, con VBP=25%, il valore medio del volume potenzialmente instabile subisce una diminuzione importante rispetto al caso di sola matrice per entrambe le orientazioni (*Figure 5.23. e 5.24.*). Per VBP=40% il decremento continua ad essere rilevante per blocchi verticali, mentre si osserva persino un leggero aumento del volume instabile per inclusioni orientate a 60° , dovuto a un posizionamento non efficace dei blocchi che genera superfici di scivolamento piuttosto profonde. Successivamente, per orientazioni a 60° delle inclusioni, per VBP=55% il volume medio instabile si riduce, mentre aumenta per VBP=70% per la formazione di superfici di rottura profonde che inglobano blocchi di grandi dimensioni. Per inclinazione verticale dei blocchi invece, a causa della maggiore difficoltà che si riscontra nell'aggirare le inclusioni, si generano superfici di rottura profonde sia per VBP=55% che per VBP=70%. Di conseguenza, per orientazione dei blocchi a 90° si assiste a una lieve riduzione dei volumi passando da VBP=40% a VBP=70%, la quale si verifica per la presenza oltre che di superfici di scivolamento profonde anche di superfici di rottura che diventano sempre più superficiali e interessano parti via via minori del versante all'aumentare di VBP.

Concludendo, si può affermare che non è possibile definire una semplice relazione di crescita lineare del fattore di sicurezza del versante in bimrock all'incrementare di VBP. E' necessario prendere in considerazione la dimensione e il posizionamento dei blocchi nel pendio per valutare la loro influenza nella deviazione della superficie di rottura per VBP comprese tra il 25% e il 55%, soprattutto per blocchi orientati in maniera sfavorevole (a 60°). Inoltre, occorre mettere in evidenza che l'incremento del fattore di sicurezza del versante per VBP pari o superiori al 55% non sempre corrisponde a una riduzione del volume instabile: la presenza di numerosi blocchi e l'incremento della

tortuosità della superficie di rottura possono favorire un aumento del volume instabile a causa dell'inglobamento delle inclusioni.

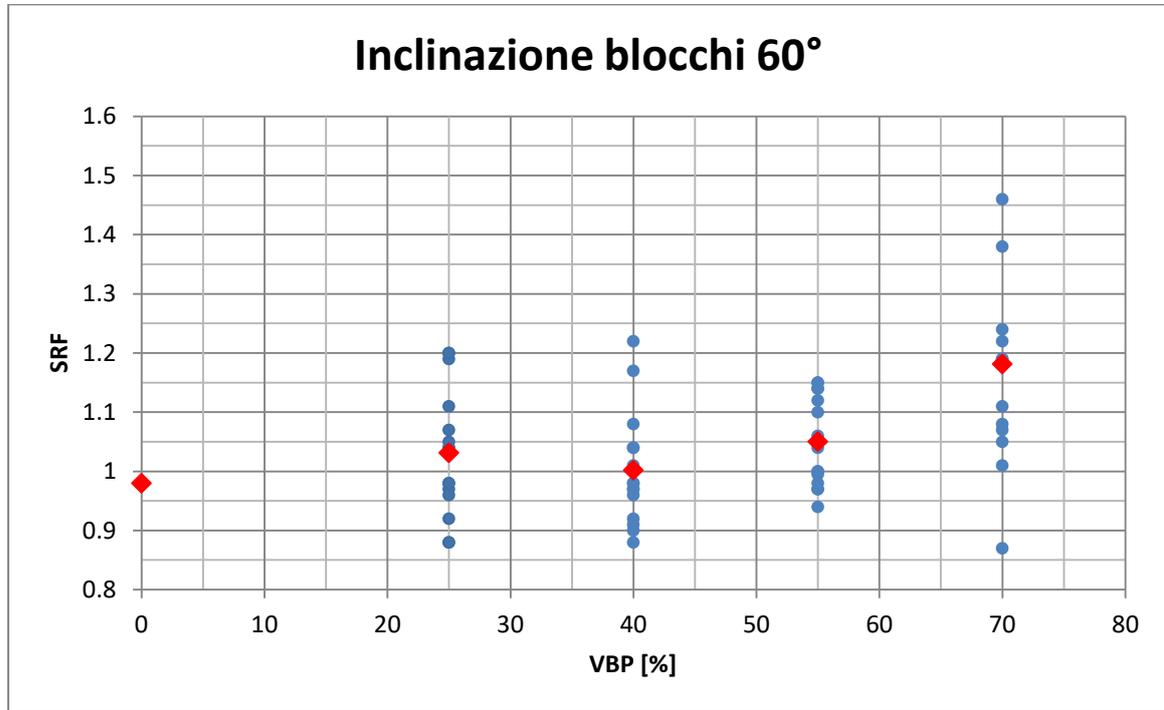


Figura 5.21. Influenza di VBP su SRF critico per orientazione dei blocchi a 60°. In blu i risultati relativi ai modelli computati, in rosso la media dei valori di SRF ottenuti per ciascuna VBP.

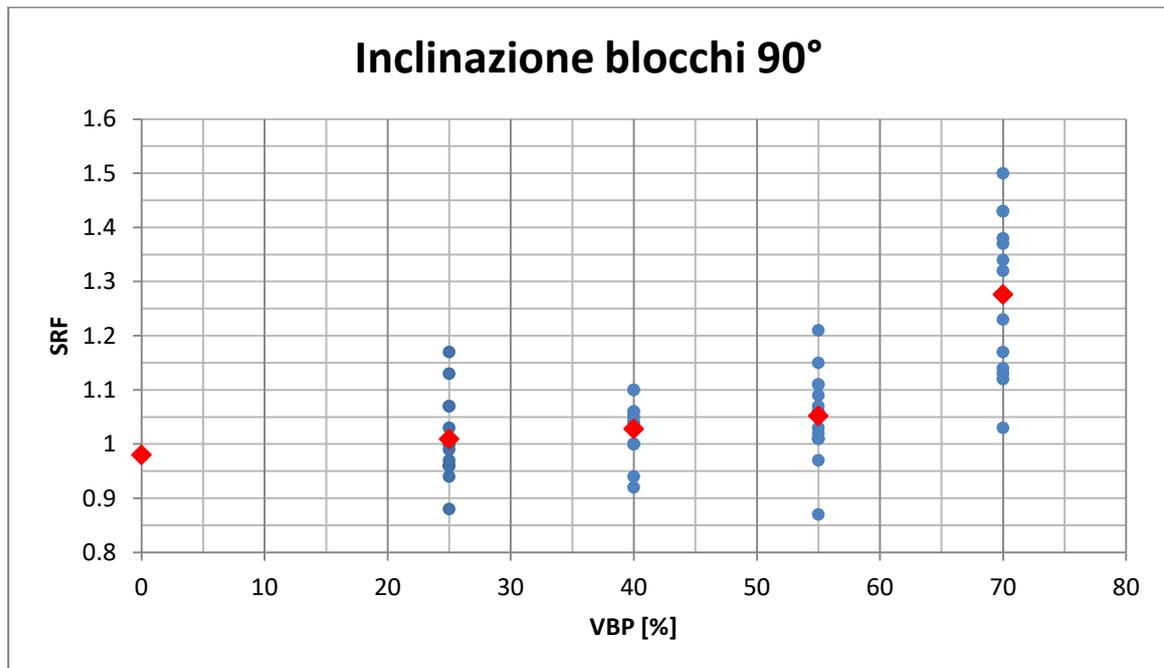


Figura 5.22. Influenza di VBP su SRF critico per orientazione dei blocchi a 90°. In blu i risultati relativi ai modelli computati, in rosso la media dei valori di SRF ottenuti per ciascuna VBP.

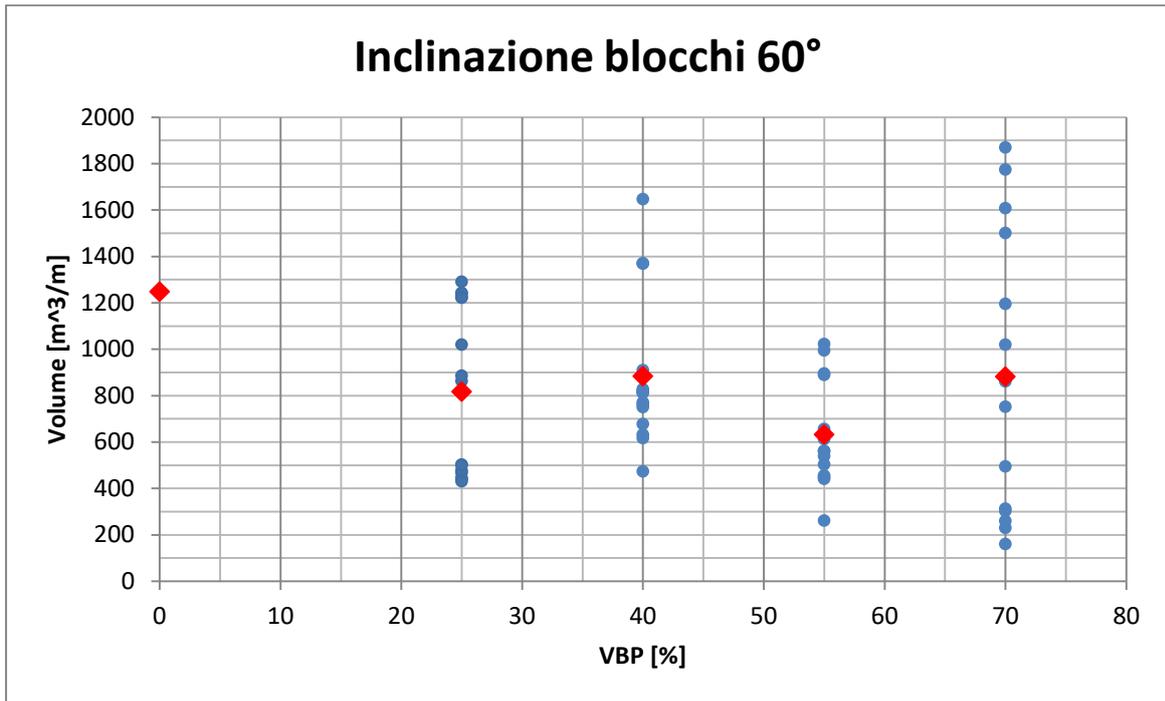


Figura 5.23. Influenza di VBP sul volume potenzialmente instabile del versante per orientazione dei blocchi a 60°. In blu i risultati relativi ai modelli computati, in rosso la media dei valori di volume instabile individuati per ciascuna VBP.

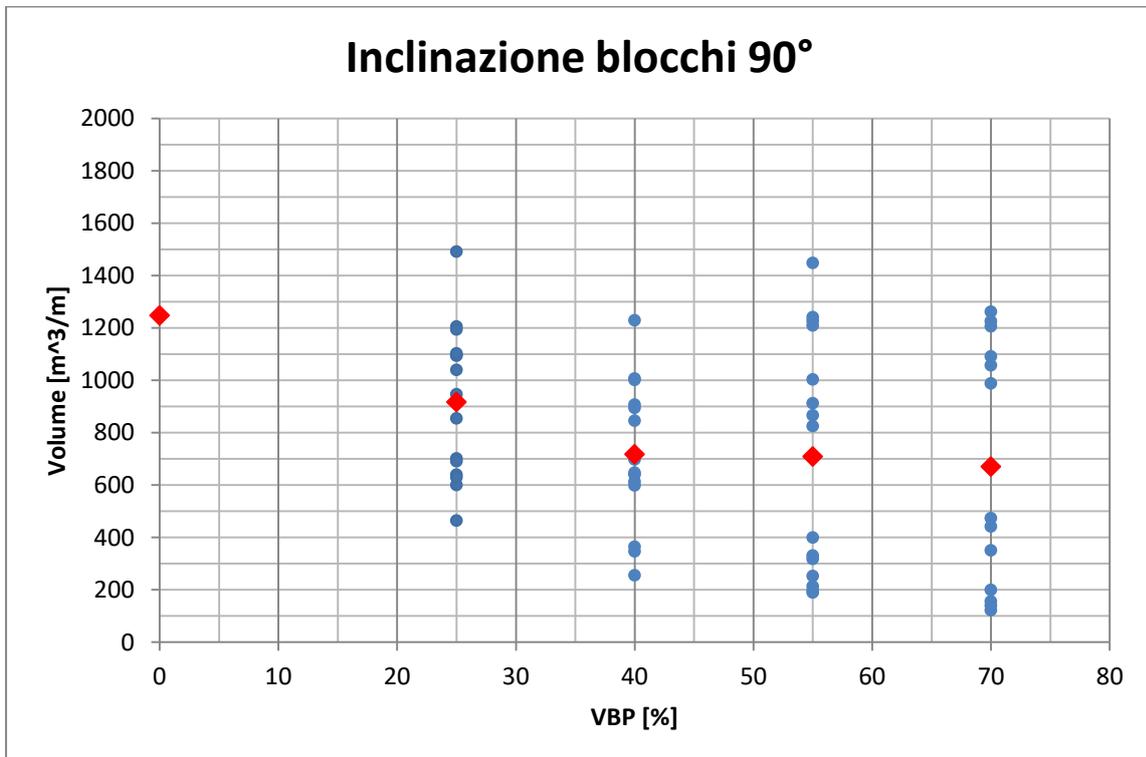


Figura 5.24. Influenza di VBP sul volume potenzialmente instabile del versante per orientazione dei blocchi a 90°. In blu i risultati relativi ai modelli computati, in rosso la media dei valori di volume instabile individuati per ciascuna VBP.

5.2. Approcci omogenei equivalenti: interpretazione dei risultati

Gli approcci di Lindquist (1994) e di Kalender et al.(2014), descritti nel *paragrafo 1.2.2.3.*, si basano entrambi sul criterio di resistenza di Mohr-Coulomb relativo al materiale omogeneo equivalente:

$$\tau_{R,bimrock} = c'_{bimrock} + \sigma' \tan \varphi'_{bimrock} \quad (5.1)$$

dove $\tau_{R,bimrock}$ è la tensione di taglio resistente e σ' è la tensione normale, le quali si sviluppano rispettivamente lungo e ortogonalmente alla superficie di rottura. L'applicazione prevede il calcolo mediante opportune formulazioni empiriche dell'angolo di attrito $\varphi'_{bimrock}$ e della coesione $c'_{bimrock}$ relativi al materiale omogeneo equivalente, tenendo conto della presenza all'interno della matrice di blocchi in percentuale volumetrica variabile.

Definiti tali parametri, essi vengono inseriti nel modello omogeneo del versante realizzato in RS², mantenendo la densità del materiale, il modulo di Young e il coefficiente di Poisson invariati rispetto al modello generato per la sola matrice. Si analizzano i risultati ottenuti in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile per valori crescenti di VBP pari a 25%, 40%, 55% e 70%. Tali dati vengono infine confrontati con i valori medi di SRF critico e volume instabile ottenuti utilizzando l'approccio stocastico al variare della percentuale volumetrica dei blocchi.

5.2.1. Approccio di Lindquist (1994)

L'applicazione dell'approccio di Lindquist richiede la conoscenza delle proprietà meccaniche della matrice, riportate in *Tabella 5.6.*, e della percentuale volumetrica dei blocchi VBP. Tali dati vengono inseriti nel criterio di rottura di Mohr-Coulomb generalizzato per il materiale bimrock, formulato da Lindquist (1994) sulla base dei risultati sperimentali ottenuti dalle prove di compressione triassiale eseguite sui campioni artificiali di bimrock da lui realizzati (vedi *paragrafo 1.2.2.3.2.1.*). Il criterio viene riportato nel seguito:

$$\tau_{bimrock} = c_{matrice}(1 - VBP) + \sigma \tan(\varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP)) \quad (5.2)$$

dove:

$$c_{bimrock} = c_{matrice}(1 - VBP) \quad (5.3.)$$

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP) \quad (5.4.)$$

Con τ_p si indica la resistenza a taglio del materiale bimrock, la quale risulta dipendente dai parametri di resistenza della matrice, in particolare dalla sua coesione $c_{matrice}$ e dal suo angolo di attrito interno $\varphi_{matrice}$, e dalla percentuale volumetrica dei blocchi VBP. Con $\Delta\varphi(VBP)$ si fa riferimento all'incremento dell'angolo di attrito interno del materiale bimrock per la VBP di interesse: Lindquist suggerì un incremento di 3° per ciascun aumento percentuale del 10% di VBP al di sopra di VBP=25%.

	c [kPa]	φ [°]	E [Mpa]	v [-]	σ_t [Mpa]	ρ [kg/m ³]	UCS [kPa]
Matrice	30	24	37,5	0,25	0,02	2200	92,4

Tabella 5.6. Parametri meccanici della matrice

I valori di $c_{bimrock}$ e $\varphi_{bimrock}$ ottenuti al variare di VBP vengono riportati in Tabella 5.7. L'aumento dell'angolo di attrito interno del materiale e la riduzione della coesione risultano lineari all'aumentare di VBP, seguendo l'andamento suggerito da Lindquist (1994) rispettivamente nelle Figure 1.38. e 1.39.

	VBP [%]				
	0	25	40	55	70
$\Delta\varphi_{bimrock}$ [°]	0	0	4,5	9	13,5
$c_{bimrock}$ [kPa]	30	22,5	18	13,5	9
$\varphi_{bimrock}$ [°]	24	24	28,5	33	37,5
SRF critico	0,98	1,07	1,05	1,06	1,07
Volume instabile [m ³ /m]	1248	980	960	802	626

Tabella 5.7. Parametri meccanici stimati con l'approccio di Lindquist (1994) per il materiale bimrock omogeneo equivalente.

Successivamente in RS² si realizza un modello omogeneo di versante per ciascuna VBP, caratterizzato da mesh e vincoli mostrati in Figura 4.5. Si assegnano l'angolo di attrito e la coesione calcolati mediante l'approccio di Lindquist, utilizzando il criterio di rottura di Mohr-Coulomb in campo esclusivamente elastico nella situazione iniziale, in assenza di scavo utile alla definizione del versante. Negli stadi successivi, invece, il versante e l'area di scavo vengono modellati con criterio di Mohr-Coulomb elastico perfettamente plastico,

mentre l'area esterna, necessaria per evitare l'influenza dei vincoli, viene mantenuta in campo elastico. I risultati ottenuti dalla computazione in RS^2 in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile vengono riportati nella parte inferiore di *Tabella 5.7.* al variare di VBP.

L'andamento delle massime deformazioni di taglio lungo il versante e l'individuazione della superficie di rottura vengono riportati in *Figura 5.25.* per il versante modellato con i parametri meccanici ottenuti applicando l'approccio di Lindquist per VBP=25%; tutti i risultati ottenuti sono mostrati in *Allegato 6.*

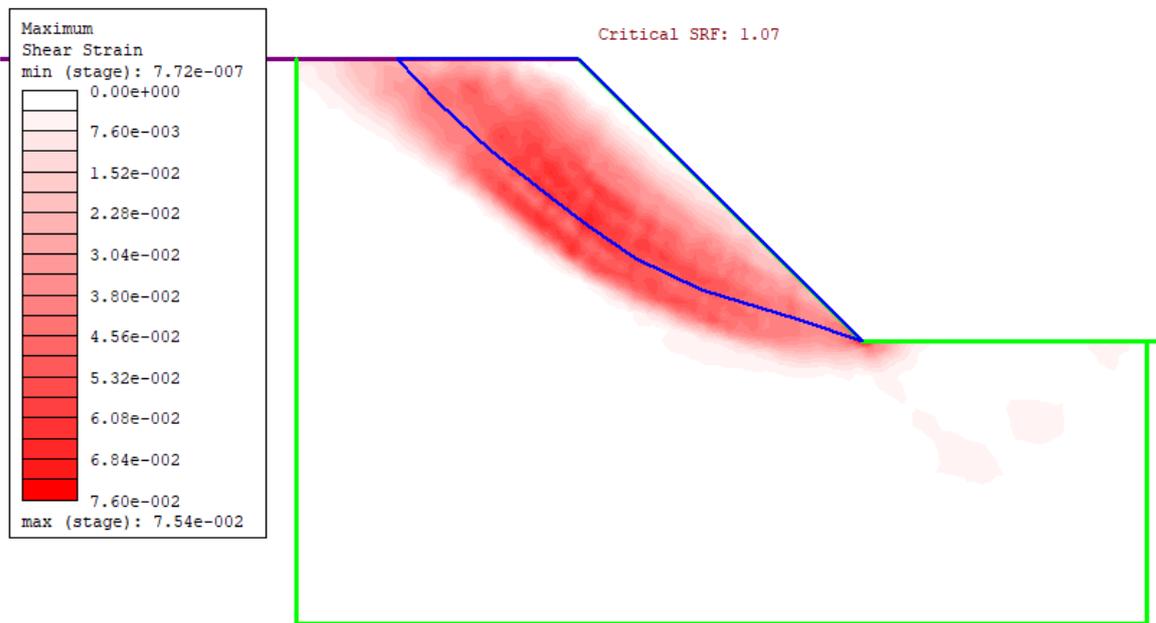


Figura 5.25. Andamento delle massime deformazioni di taglio lungo il versante per il modello caratterizzato dai parametri di resistenza ottenuti utilizzando l'approccio di Lindquist (1994) per VBP=25%.

Le analisi di stabilità del versante non mostrano un trend di incremento del fattore di sicurezza del pendio all'aumentare di VBP. I modelli con VBP compresi tra il 25% e il 70% presentano un SRF critico compreso nell'intervallo tra 1.05 e 1.07.

Le dimensioni dei volumi potenzialmente instabili invece tendono a ridursi all'aumentare di VBP; per VBP=25% e 40% i volumi mobilitati risultano pressoché uguali, mentre per alte percentuali volumetriche si evidenzia la formazione di una superficie di rottura meno profonda, osservando per VBP=70% la movimentazione di un volume dimezzato rispetto al caso della sola matrice.

Tali risultati mostrano la necessità di ulteriori studi per valutare l'influenza dell'aumento dell'angolo di attrito e la riduzione della coesione sulla stabilità del versante.

5.2.2. Approccio di Kalender et al. (2014)

L'approccio di Kalender et al. (2014) viene applicato seguendo il diagramma di flusso riportato in *Figura 1.41*. Il metodo richiede in input la percentuale volumetrica dei blocchi VBP (pari al 25%, 40%, 55% e 70%) , i parametri di resistenza della matrice (riportati in *Tabella 5.6.*) e l'angolo a riposo delle inclusioni. Nel seguito si assume come angolo a riposo delle inclusioni $\alpha=30^\circ$ ipotizzato da Kalender et al. (2014) per l'inserimento nel database dei dati relativi ai provini bimrock artificiali realizzati da Lindquist (1994). L'utilizzo di tale valore per il parametro α permette un confronto migliore con l'approccio di Lindquist (1994), basato proprio sui risultati ottenuti in seguito all'esecuzione della prova triassiale sui provini artificiali in bimrock da lui realizzati.

E' necessario inoltre valutare il parametro A, il quale dipende dalle proprietà dei contatti blocchi-matrice. La stima viene eseguita mediante l'ausilio delle linee guida riassunte graficamente in *Figura 1.40*. Nota la resistenza a compressione monoassiale della matrice $UCS_{matrice}=92.4$ kPa, approssimata a 0.1 MPa, e l'angolo a riposo dei blocchi $\alpha=30^\circ$, si stima $A=0.16$.

I parametri stimati e le proprietà meccaniche della matrice vengono inseriti nelle formule empiriche ottenute da Kalender et al. (2014) a partire da un vasto database e riportate nel seguito:

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} \left[1 + \frac{1000 \left[\frac{\tan \alpha}{\tan \varphi_{matrice}} - 1 \right]}{1000 + 5 \left(\frac{100 - VBP}{15} \right)} \left(\frac{VBP}{VBP + 1} \right) \right] \quad (5.5.)$$

$$UCS_{bimrock} = \frac{A - A^{\frac{VBP}{100}}}{A - 1} UCS_{matrice} \quad \text{con } 0.1 \leq A \leq 500 \quad (5.6.)$$

$$c_{bimrock} = \frac{UCS_{bimrock} [1 - \sin(\varphi_{bimrock})]}{2 \cos(\varphi_{bimrock})} \quad (5.7.)$$

I risultati per il materiale bimrock omogeneo equivalente al variare della percentuale volumetrica VBP dei blocchi sono forniti in *Tabella 5.8*. L'angolo di attrito aumenta di 7° passando dalla situazione caratterizzata dall'assenza di blocchi al caso con $VBP=70\%$. L'incremento dell'angolo di attrito all'aumentare di VBP risulta essere non lineare e segue l'andamento suggerito da Kalender in *Figura 1.41*. per $\alpha/\varphi_{matrice} = 1.25$. La resistenza a compressione monoassiale si riduce, seguendo la curva per $A=0.1$ in *Figura 1.39*. Infine, anche la coesione, funzione di UCS e $\varphi_{bimrock}$, si riduce drasticamente all'aumentare di VBP.

Successivamente in RS² viene realizzato un modello omogeneo di versante per ciascuna VBP, a cui vengono assegnati l'angolo di attrito e la coesione calcolati con l'approccio di Kalender et al. per il materiale bimrock. La modellazione prevede l'utilizzo del criterio di rottura di Mohr-Coulomb in campo esclusivamente elastico nella situazione iniziale, in assenza di scavo. Negli stadi successivi, invece, il versante e l'area di scavo vengono modellati con criterio di Mohr-Coulomb elastico perfettamente plastico, mentre l'area esterna viene mantenuta in campo elastico. I risultati ottenuti dalla computazione in RS² in termini di SRF critico e volume potenzialmente instabile vengono riportati nella parte inferiore di *Tabella 5.8.* al variare di VBP.

	VBP [%]				
	0	25	40	55	70
ϕ_{bimrock} [°]	24	26	28	30	31
UCS _{bimrock} [kPa]	92	52	35	23	13
c _{bimrock} [kPa]	30	16	11	6	4
SRF critico	0,98	1,09	1,04	1,12	1,06
Volume instabile [m ³ /m]	1248	1161	1171	1214	989

Tabella 5.8. Parametri meccanici stimati con l'approccio di Kalender et al. (2014) per il materiale bimrock omogeneo equivalente.

L'andamento delle massime deformazioni a taglio lungo il versante viene mostrato per il modello con VBP=70% in *Figura 5.26.* ; tutti i risultati sono forniti in *Allegato 6.*

In generale, non si osserva un incremento di SRF all'aumentare di VBP; i fattori di sicurezza del pendio risultano compresi tra 1.04 e 1.12 per VBP superiori al 25%.

Per VBP=25%, 40% e 55% le superfici di rottura si sviluppano molto prossime a quella individuata nella sola matrice; solo per VBP= 70% si osserva una riduzione significativa del volume potenzialmente instabile.

I risultati ottenuti sono fortemente dipendenti dalla scelta effettuata dei parametri A ed α . Si evidenzia comunque la necessità di ulteriori studi per indagare l'influenza dei parametri meccanici c e ϕ del materiale bimrock omogeneo sulla stabilità di versante.

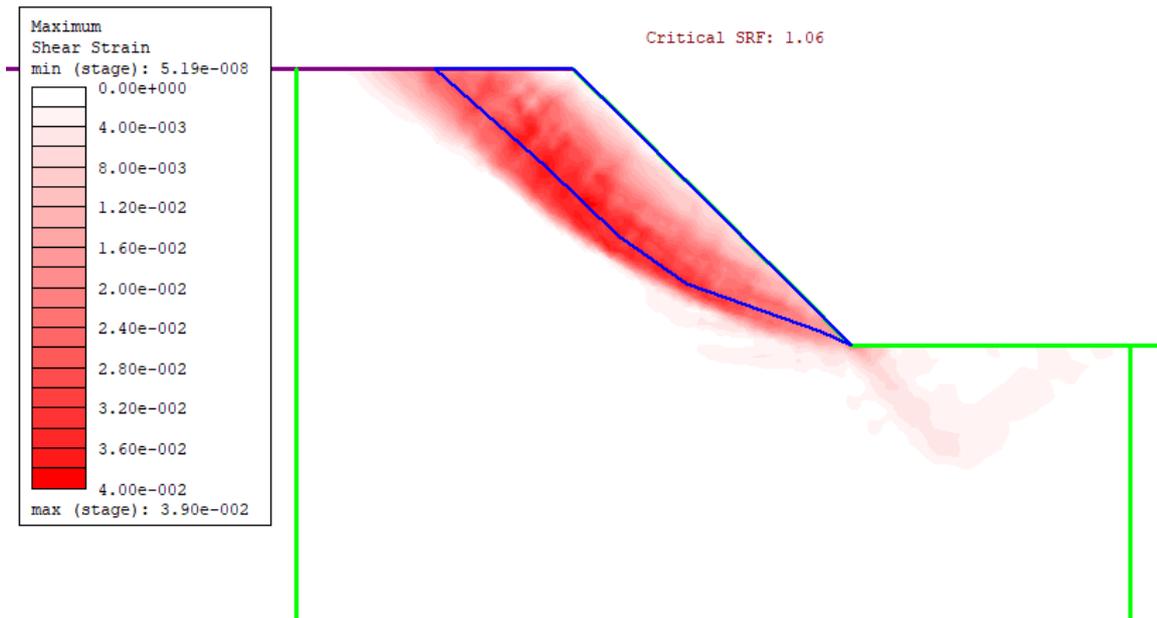


Figura 5.26. Andamento delle massime deformazioni di taglio lungo il versante per il modello omogeneo a cui sono state assegnate le proprietà meccaniche ottenute utilizzando l'approccio di Kalender et al. (2014) per VBP=70%.

5.2.3. Confronti

Gli approcci omogenei equivalenti nascono nell'ottica di fornire una stima a favore di sicurezza dei parametri meccanici del materiale bimrock in una fase preliminare della progettazione. In particolare, l'approccio di Kalender et al. (2014) si pone l'obiettivo di fornire un valore soglia inferiore dell'angolo di attrito interno ϕ_{bimrock} per bassi o nulli gradi di interlocking tra i blocchi. Si suppone che all'aumentare del grado di interlocking, angolo di attrito e coesione si incrementino rispetto ai valori definiti dal criterio.

I risultati ottenuti mediante i due metodi omogenei equivalenti possono essere direttamente confrontati tra loro dal momento che i modelli presentano la stessa geometria e discretizzazione; inoltre sono stati assunti in input i medesimi parametri della matrice e per l'approccio di Kalender et al. si è definito l'angolo a riposo dei blocchi $\alpha=30^\circ$, pari a quello stimato per inserire i risultati sperimentali di Lindquist nel database alla base delle relazioni empiriche (5.5.), (5.6) e (5.7.).

L'approccio di Kalender mostra un aumento più ridotto e non lineare dell'angolo di attrito e una riduzione più marcata della coesione del materiale bimrock rispetto all'approccio di Lindquist.

Entrambi i metodi mostrano un incremento del fattore di sicurezza del versante rispetto al caso di sola matrice compreso tra il 5% e il 14%. Per il materiale in esame, i due approcci non mostrano però un aumento del fattore di sicurezza del versante all'aumentare di VBP, comportamento che si osserva attraverso l'approccio stocastico, individuando incrementi significativi di SRF per alte VBP (*Figura 5.27.e Tabella 5.9.*). Si può osservare però che i parametri di angolo di attrito e coesione ricavati con gli approcci omogenei equivalenti sono stati ottenuti da relazioni empiriche che si basano principalmente sull'analisi dei dati relativi a prove di caratterizzazione meccanica dei materiali, cioè prove di compressione triassiali, monoassiali e di taglio su campioni di bimrock, ottenuti da campioni prelevati in sito o artificiali. Si ipotizza quindi che le formule empiriche di Lindquist e Kalender et al., che forniscono una stima attendibile delle proprietà dei materiali come dimostrato in letteratura, non necessariamente garantiscano dei buoni risultati se applicate all'analisi di stabilità di versante, dove angolo di attrito e coesione intervengono in misura diversa lungo la superficie di rottura, il cui andamento è condizionato anche dalla geometria del versante.

Si individua una riduzione del volume potenzialmente instabile all'aumentare di VBP mediante l'approccio di Lindquist, che non viene confermato dai risultati ottenuti con l'applicazione del metodo di Kalender et al.. Le osservazioni sul volume mobilitato nel caso dell'approccio omogeneo equivalente non risultano però così significative in quanto la superficie di rottura circolare che si genera nel modello omogeneo risulta essere molto diversa da quella fisicamente realizzabile, fortemente dipendente dalla distribuzione dimensionale e dalla posizione dei blocchi all'interno del pendio. Per completezza in *Figura 5.28.* si riportano i volumi potenzialmente instabili valutati per le diverse VBP indagate mediante gli approcci omogenei equivalenti e l'approccio stocastico.

Si può quindi concludere affermando che gli approcci omogenei equivalenti, che risultano validi per la stima delle proprietà meccaniche del materiale bimrock, sul versante oggetto di studio non sembrano capaci di predire un incremento di stabilità del pendio all'aumentare di VBP. Si evidenzia la necessità di eseguire ulteriori analisi per comprendere l'influenza dell'aumento dell'angolo di attrito e della riduzione della

coesione sulla formazione della superficie di rottura nel modello omogeneo, non dimenticando l'influenza della geometria sul cinematismo di scivolamento.

Si osserva infine come la predizione del volume mobilitato non risulta essere affidabile, dal momento che quest'ultimo è fortemente legato alla distribuzione dimensionale e al posizionamento dei blocchi.

SRF critico		VBP [%]				
		0	25	40	55	70
Modelli omogenei	Lindquist, 1994	0,98	1,07	1,05	1,06	1,07
	Kalender, 2014	0,98	1,09	1,04	1,12	1,06
Modelli eterogenei	orient. 60°	0,98	1,03	1,00	1,05	1,18
	orient. 90°	0,98	1,01	1,03	1,05	1,28

Tabella 5.8. Confronto dei fattori di sicurezza del versante ottenuti mediante l'approccio omogeneo equivalente e l'approccio stocastico.

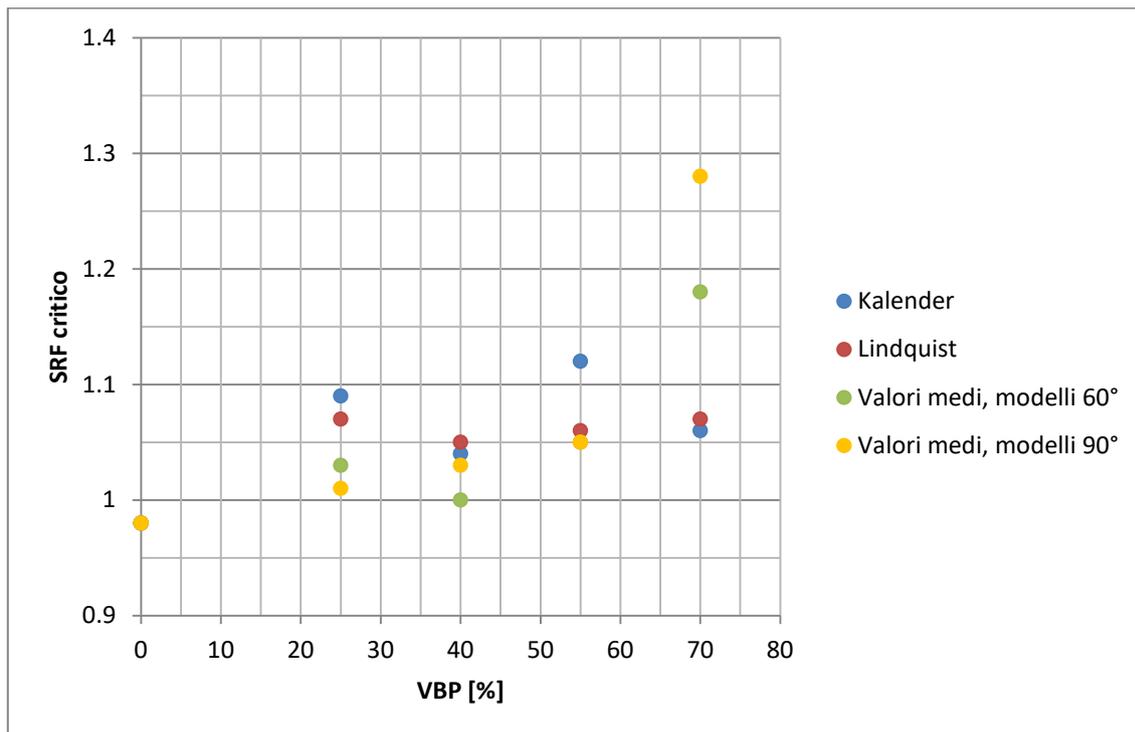


Figura 5.27. Fattori di sicurezza globali del versante al variare di VBP ottenuti mediante gli approcci omogenei equivalenti (Lindquist, Kalender) e l'approccio stocastico, con orientazione dei blocchi a 60° e 90°.

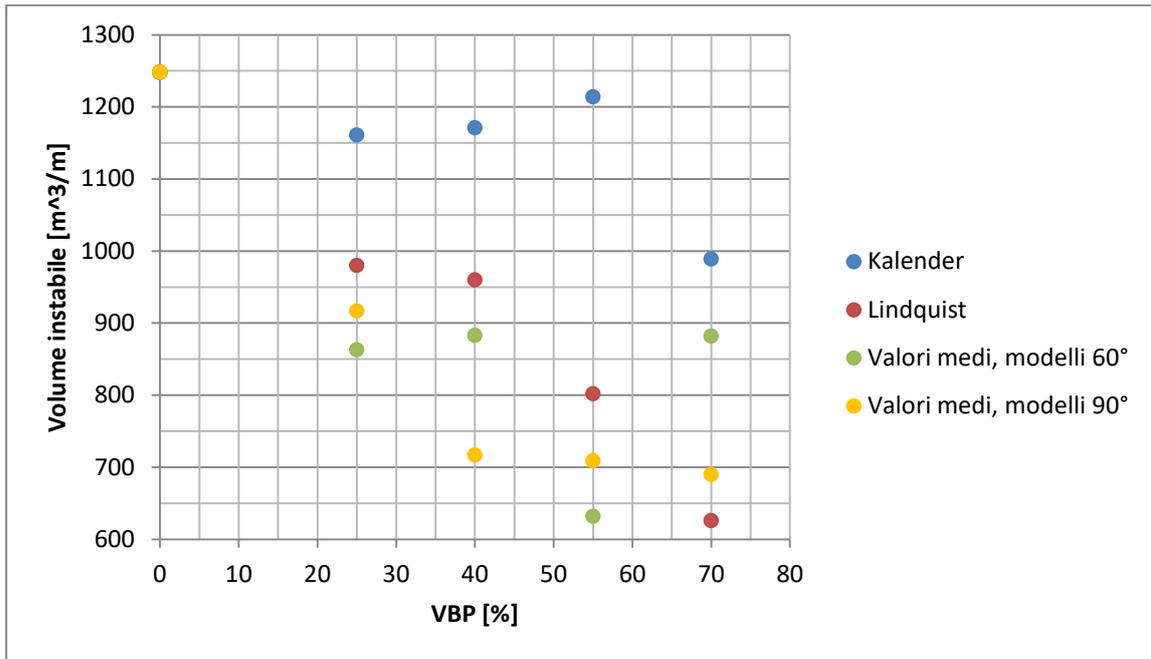


Figura 5.28. Volumi potenzialmente instabili del versante al variare di VBP ottenuti mediante gli approcci omogenei equivalenti (Lindquist, Kalender) e l'approccio stocastico, con orientazione dei blocchi a 60° e 90°.

Conclusioni e confronti

Nel presente elaborato, in seguito a un inquadramento teorico centrato sulla caratterizzazione geometrica e meccanica delle bimrock, si sono verificate le proprietà di autosomiglianza e di invarianza di scala di due campioni di *mélange* prelevati nella zona dell'Oltrepò Pavese, seguendo le linee guida proposte da Medley (1994,1997,2001). La distribuzione dimensionale dei blocchi si mostra somigliante per le diverse scale di osservazione indagate, osservando un picco sul grafico logaritmico che mette in relazione la frequenza relativa e la massima dimensione osservata d_{mod} , normalizzata rispetto all'area di indagine A , in prossimità della soglia blocchi/matrice pari a $0.05\sqrt{A}$, come ottenuto da Medley per il *Franciscan Mélange* (1994). Successivamente, la stima della percentuale lineare cumulata dei blocchi viene eseguita utilizzando l'approccio statistico Montecarlo: si prendono in considerazione cinque serie random di posizioni di esecuzione dei sondaggi, simulati con linee di scansione verticali lungo le sezioni analizzate, considerando la realizzazione di 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10 fori per indagine. I risultati ottenuti mostrano che la percentuale lineare dei blocchi tende a stabilizzarsi attorno al valore medio, inferiore a quello ottenuto valutando la percentuale areale dei blocchi, per lunghezze di campionamento superiori a $30*d_{max}$, valore tre volte maggiore di quello individuato da Medley (1997) svolgendo le stesse analisi sulle sezioni dei campioni di bimrock artificiale da lui realizzati. La discrepanza dei risultati evidenzia la necessità di ulteriori studi statistici, utili per incrementare il numero di dati a disposizione e per confermare le stime effettuate per le due sezioni indagate.

Il presente elaborato analizza inoltre le problematiche relative alla simulazione del comportamento meccanico delle bimrock. In particolare, la tesi risulta inserita all'interno di una ricerca più ampia concernente il tema della stabilità dei versanti in bimrock. Nell'ambito di tale studio, vengono eseguite una serie di analisi di stabilità stocastiche di un versante teorico, caratterizzato da una geometria semplice e costituito da materiale bimrock, le cui caratteristiche geometriche e meccaniche sono tipiche del *Franciscan Mélange*. I singoli elaborati si occupano di verificare l'incremento di stabilità del versante all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, dimostrato in letteratura (Medley e Sanz, 2004; Barbero et al., 2007; Napoli et al., 2018), al variare della forma e dell'orientazione delle inclusioni.

Il versante teorico presenta un'altezza pari a 50 m e un'inclinazione di 45°. Esso è costituito da materiale bimrock, caratterizzato dalla presenza di inclusioni, la cui posizione e distribuzione dimensionale vengono estratte in modo random utilizzando un codice Matlab appositamente implementato. Per ciascuna orientazione delle inclusioni, si estraggono 15 modelli geometrici per ogni percentuale volumetrica dei blocchi VBP indagata (pari a 25%, 40%, 55% e 70%). Le analisi di stabilità vengono eseguite importando i modelli nel software a elementi finiti RS² e assegnando loro le proprietà meccaniche definite da Li et al. (2004) per la formazione RSA investigata in prossimità della Diga delle Tre Gole in Cina (riportate in *Tabella 4.1.*). Per ciascun modello si determinano il fattore di sicurezza globale del versante, corrispondente a SRF critico, e il volume potenzialmente instabile. Si valuta inoltre qualitativamente l'andamento della superficie di rottura lungo il versante. Nella presente tesi si sono svolte 120 analisi di stabilità su modelli eterogenei di versante caratterizzati dalla presenza di blocchi di forma ellittica con eccentricità $e=0.5$ e orientazioni dei blocchi a 60° e 90° rispetto all'orizzontale.

I risultati ottenuti nel presente elaborato in termini di incremento medio del fattore di sicurezza globale del versante all'aumentare di VBP vengono confrontati con i dati elaborati da parte di altri tesisti, che hanno svolto delle analisi di stabilità mediante l'ausilio del software RS² sul medesimo versante teorico caratterizzato dalle stesse proprietà dei materiali, effettuando 15 estrazioni casuali della posizione e della distribuzione dimensionale dei blocchi per ciascuna VBP (pari a 25%, 40%, 55% e 70%) ma variando forma e orientazione delle inclusioni.

In *Tabella 6.1* si confrontano i valori medi dei fattori di sicurezza del versante ottenuti nel presente elaborato per eccentricità dei blocchi pari a 0.5 e orientazione verticale con quelli ricavati per eccentricità maggiore, $e=0.866$ (si fissa il rapporto tra asse maggiore e minore delle inclusioni ellittiche pari a 2) e la medesima orientazione. In *Figura 6.1.* il confronto grafico viene eseguito considerando i valori di SRF normalizzati, ottenuti dividendo i valori di SRF medio, valutato sulle 15 estrazioni, rispetto al valore di SRF relativo al modello costituito dalla sola matrice. In entrambi i casi si osserva un incremento importante di SRF critico per elevate percentuali volumetriche dei blocchi (70%), mentre l'incremento risulta trascurabile per VBP=25%, a causa di un numero di inclusioni non sufficiente per incrementare la resistenza del materiale, e per VBP=40%, dove il posizionamento dei blocchi influisce molto sulla stabilità di versante. In

particolare per VBP=40% ed $e=0.866$ si osserva un lieve decremento di SRF rispetto al caso con VBP=25%, comportamento individuato anche nel presente elaborato per $e=0.5$ e orientazione dei blocchi a 60°. La dispersione dei dati, evidenziata dalla deviazione standard, risulta leggermente inferiore per $e=0.866$.

Si può quindi concludere che per orientazione dei blocchi verticale, l'eccentricità sembra influire poco sull'incremento di SRF all'aumentare di VBP. Il lieve incremento di stabilità del versante che si rileva per $e=0.5$ in maniera crescente all'aumentare di VBP può essere dovuto al maggior ingombro in termini areali dei blocchi sulla sezione rispetto al caso con $e=0.866$, il quale può fornire un maggior ostacolo alla formazione della superficie di rottura. Tale ipotesi andrebbe però dimostrata con ulteriori analisi numeriche che forniscano risultati per modelli con le stesse proprietà meccaniche e geometriche e blocchi con diversa eccentricità, ad esempio circolari.

		VBP [%]				
		0	25	40	55	70
e=0,5	SRF critico medio	0,98	1,01	1,03	1,05	1,28
	SRF normalizzato	1,00	1,03	1,05	1,07	1,30
	Incremento SRF [%]	0	3	5	7	30
	Deviazione standard	/	0,08	0,05	0,08	0,15
e=0,866	SRF critico medio	0,94	0,96	0,95	0,99	1,18
	SRF normalizzato	1,00	1,02	1,01	1,05	1,26
	Incremento SRF [%]	0	2	1	5	26
	Deviazione standard	/	0,03	0,05	0,04	0,13

Tabella 6.1. Confronto dei risultati in termini di SRF medio e deviazioni standard per le 15 estrazioni e orientazioni dei blocchi verticali al variare di VBP per $e=0.5$ ed $e=0.866$.

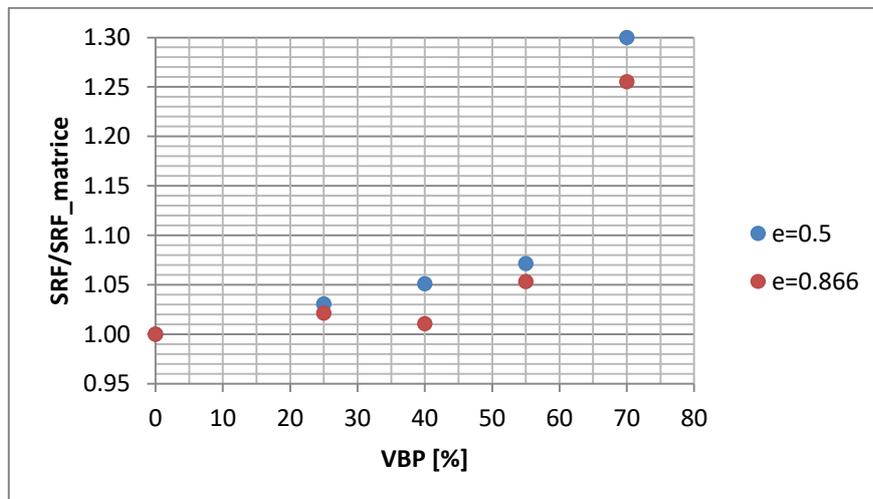


Figura 6.1. Incremento del fattore di sicurezza del versante all'aumentare di VBP e orientazione dei blocchi verticale per $e=0.5$ ed $e=0.866$.

In *Tabella 6.2.* e in *Figura 6.2.* vengono forniti i risultati ottenuti in termini di valori medi e deviazioni standard dei fattori di sicurezza del pendio all'aumentare di VBP per eccentricità pari a $e=0.5$ e orientazioni delle inclusioni pari a 0° , 30° , 60° e 90° rispetto all'orizzontale.

Orientazione blocchi		VBP [%]				
		0	25	40	55	70
0°	SRF critico medio	0,92	0,93	0,97	1,13	1,44
	SRF normalizzato	1,00	1,01	1,05	1,23	1,57
	Incremento SRF [%]	0	1	5	23	57
	Deviazione standard	/	0,06	0,07	0,14	0,19
30°	SRF critico medio	0,92	0,93	0,94	1,00	1,18
	SRF normalizzato	1,00	1,01	1,02	1,09	1,28
	Incremento SRF [%]	0	1	2	9	28
	Deviazione standard	/	0,03	0,05	0,04	0,13
60°	SRF critico medio	0,98	1,03	1,00	1,05	1,18
	SRF normalizzato	1,00	1,05	1,02	1,07	1,20
	Incremento SRF [%]	0	5	2	7	20
	Deviazione standard	/	0,11	0,10	0,08	0,12
90°	SRF critico medio	0,98	1,01	1,03	1,05	1,28
	SRF normalizzato	1,00	1,03	1,05	1,07	1,30
	Incremento SRF [%]	0	3	5	7	30
	Deviazione standard	/	0,08	0,05	0,08	0,15

Tabella 6.2. Confronto dei risultati in termini di SRF medio e deviazioni standard per le 15 estrazioni per $e=0.5$ e orientazioni dei blocchi a 0° , 30° , 60° e 90° rispetto all'orizzontale.

Disporre, per la stessa eccentricità, dei risultati ottenuti per quattro diverse orientazioni dei blocchi permette di formulare delle osservazioni complete circa l'influenza dell'orientazione dei blocchi sulla stabilità di versante.

Per basse VBP, si dimostra nuovamente come la presenza dei blocchi risulti trascurabile ai fini dell'incremento di resistenza del materiale bimrock; per nessuna delle orientazioni dei blocchi, si osserva un netto incremento del fattore di sicurezza del versante per VBP=25%.

Per le quattro orientazioni investigate, la presenza di una percentuale dei blocchi pari al 40% non fornisce incrementi significativi di SRF critico. L'omogeneità dei risultati al variare dell'orientazione dei blocchi per VBP=40% mostra come, per una percentuale volumetrica dei blocchi intermedia, l'efficace posizionamento delle inclusioni sia

fondamentale per ostacolare lo sviluppo della superficie di rottura e di conseguenza per incrementare il fattore di sicurezza del versante. In presenza, dunque, di un numero di blocchi significativo ma non così alto, solo laddove i blocchi si dispongono efficacemente in prossimità della superficie di rottura che si originerebbe in loro assenza, si osserva un incremento di SRF critico; negli altri casi, il fattore di sicurezza del versante si stima prossimo a quello ottenuto nella matrice o leggermente inferiore, a causa dell'aumento di peso del volume potenzialmente instabile che grava sulla superficie di rottura per la presenza di un quantitativo non trascurabile di blocchi.

Per alte percentuali volumetriche dei blocchi (VBP=55%, 70%), l'influenza dell'orientazione delle inclusioni risulta evidente. Per blocchi ellittici con asse maggiore posizionato orizzontalmente ($i=0^\circ$), l'incremento di stabilità del versante risulta nettamente superiore rispetto alle restanti orientazioni, registrando un aumento pari al 23% rispetto al caso di sola matrice per VBP=55% e del 57% per VBP=70%. Per le restanti orientazioni, l'influenza dell'inclinazione delle inclusioni si osserva esclusivamente per VBP= 70%: per blocchi posizionati verticalmente, si osserva un incremento del 30% di stabilità del versante, prossimo a quello ottenuto per blocchi inclinati di 30° rispetto all'orizzontale, pari al 28%, mentre per inclusioni con asse maggiore orientato a 60° rispetto all'orizzontale, l'aumento di SRF critico risulta essere pari solo al 20% rispetto al caso di sola matrice.

Infine, le deviazioni standard dei risultati medi ottenuti per le diverse orientazioni risultano molto simili. In particolare si osservano valori maggiori di deviazione standard per alte VBP, che indicano una maggiore dispersione dei risultati.

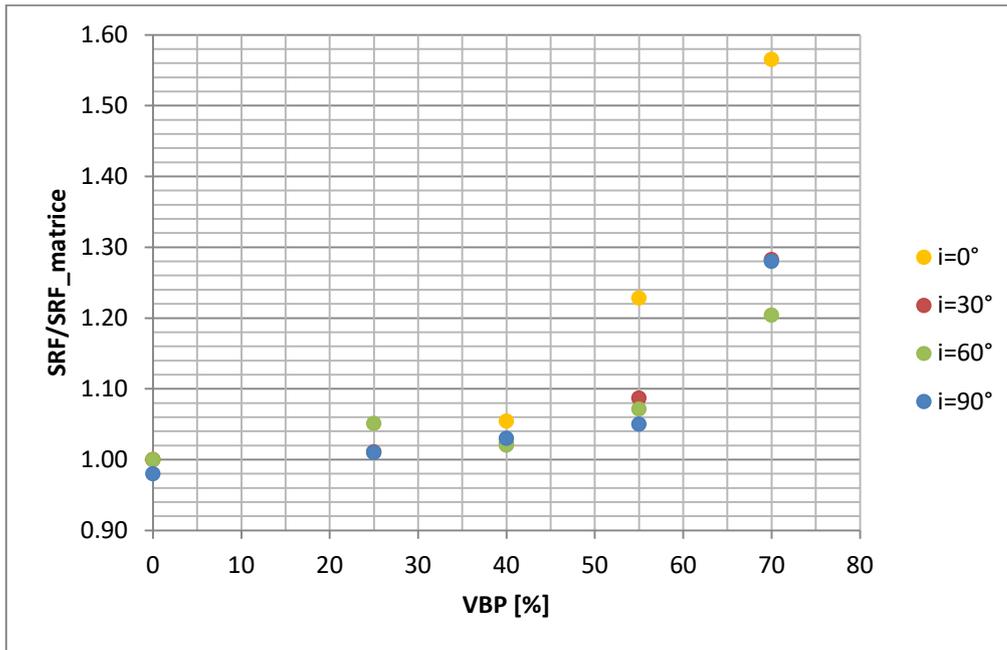


Figura 6.2. Incremento del fattore di sicurezza del versante all'aumentare di VBP per $e=0.5$ e orientazione dei blocchi a 0° , 30° , 60° e 90° rispetto all'orizzontale.

Per concludere, si riassumono nel seguito i principali risultati ottenuti dalle modellazioni numeriche effettuate e interpretate nel presente elaborato. Per $e=0.5$ e orientazione dei blocchi pari a 60° e 90° rispetto all'orizzontale:

- la superficie di rottura si sviluppa all'interno della matrice, articolandosi tra i blocchi, con tortuosità crescente all'aumentare di VBP;
- l'incremento del fattore di sicurezza del versante risulta marcato per alte VBP (70%), modesto per VBP=55%, fortemente dipendente dal posizionamento dei blocchi per VBP=40%, trascurabile per VBP=25%;
- la presenza delle inclusioni nel versante generalmente rende più superficiale la superficie di rottura, riducendo il volume potenzialmente instabile. Per percentuali volumetriche dei blocchi medio-alte (pari al 55% e 70%), a causa di particolari posizionamenti dei blocchi, in alcuni casi si assiste a un approfondimento della superficie di rottura e a un incremento del volume potenzialmente instabile;
- si osserva un'alta dispersione dei risultati, sia in termini di SRF critico che di volume potenzialmente instabile, la quale evidenzia una forte influenza della dimensione e del posizionamento dei blocchi su tali parametri;
- le analisi mettono in evidenza la difficoltà di trovare delle correlazioni chiare tra la dimensione e la posizione dei blocchi, la tortuosità della superficie di rottura, il fattore di sicurezza del versante e il volume potenzialmente instabile;

- i blocchi posizionati verticalmente ostacolano maggiormente la formazione della superficie di rottura, che diventa più tortuosa aggirandoli, causando un incremento del fattore di sicurezza rilevante rispetto alla condizione di orientazione a 60° nel caso di alte VBP (70%).

Il confronto dei risultati ottenuti per $e=0.5$ e orientazione dei blocchi a 60° e 90° con quelli caratterizzati da differente eccentricità e o diversa orientazione dei blocchi i mette in evidenza come l'influenza dei parametri e ed i sia difficilmente quantificabile, in accordo con i risultati ottenuti da Barbero et al. (2006). Solo per alte VBP, si osserva, rispetto alle altre orientazioni, un incremento certamente maggiore del fattore di sicurezza del versante per blocchi posizionati orizzontalmente e nettamente inferiore per blocchi inclinati di 60° rispetto all'orizzontale.

Infine, le analisi di stabilità di versante eseguite per i modelli omogenei caratterizzati dalle proprietà dei materiali stimate mediante l'approccio di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014) non sembrano capaci di predire un incremento del fattore di sicurezza del pendio all'aumentare di VBP. Per quanto riguarda l'applicazione dell'approccio di Kalender et al., i risultati ottenuti risultano fortemente dipendenti dai parametri A e α scelti. La predizione del volume mobilitato sui modelli omogenei non risulta essere affidabile, dal momento che quest'ultimo è fortemente legato alla distribuzione dimensionale e al posizionamento dei blocchi, come già osservato da Napoli et al. (2018).

Bibliografia

- Afifipour, M., Moarefvand, P., 2013. Mechanical behavior of bimrocks having high rockblock proportion. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* 65, 40–48.
- Altınoy, H., 2006. Matriks içinde blok içeren kayaların makaslama dayanımının belirlenmesi için fiziksel model esaslı bir araştırma [M.Sc.Thesis] Ankara: Hacettepe Univ.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2006. Analisi numeriche della stabilità di un versante in bimrock. *Atti dell' Incontro annuale dei ricercatori di Geotecnica– IARG 2006*, Pisa, 2006.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2007. Numerical modelling of the mechanical behaviour of bimrock. *Proceedings of the 11th ISRM Int. Congress*. Taylor & Francis Ltd., 2007, 377-380.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2008. Three-Dimensional Finite Element Simulations of Compression Tests on Bimrock. In: *Proceedings of the 12th Int. Conference of International Association for Computer Methods and Advances in Geomechanics (IACMAG)*, Goa, India, 631-637.
- Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2012. Numerical Simulations of Compressive Tests on Bimrock. *EJGE*, vol. 15, 3397-3399.
- Barla, M., 2010. *Elementi di meccanica e ingegneria delle rocce*, Celid.
- Coli, N., 2010. *Metodi avanzati di indagine di ammassi rocciosi a blocchi in matrice (bimrock)*. Università di Bologna, Italia, PhD diss. Ciclo XXII.
- Donev, A., Torquato, S., Stillinger, F.H., 2005. Neighbor list collision-driven molecular dynamics simulation for nonspherical hard particles: II. Applications to ellipses and ellipsoids. *Journal of Computational Physics* 202(2), 765-793.
- Gökçeoğlu, C., Kasapoğlu, K.E., Sonmez, H., 1998. Prediction of uniaxial compressive strength of Ankara Agglomerates from their petrographical composition. In: Moore, D.Hungr, O. (eds.): *Proceedings of the Eighth International Congress of IAEG and the Environment*, Vancouver, Canada, pp. 455-459. Rotterdam: Balkema.

Goodman, R.E., Ahlgren, C.S., 2000. Evaluating the safety of a concrete gravity dam on weak rock-Scott Dam. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering* 126, 429-442.

Haneberg, W.C., 2004. Simulation of 3D block populations to characterize outcrop sampling bias in bimrocks. *Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling* 22(5), 19-26.

Irfan, T.Y., Tang, K.Y., 1993. Effect of the Coarse Fractions on the Shear Strength of Colluvium. GEO report No.22 – Hong Kong Geotechnical Engineering Office, Reprinted, 1995, 223.

Kalender, A., Somnez, H., Medley, E., Tunusluoglu, C., Kasapoglu, K.E., 2014. An approach to predict the overall strengths of unwelded bimrocks and bimsoils. *Engineering Geology*, vol.183, 65-79.

Kim, C., Snell, C., Medley, E., 2004. Shear Strength of Franciscan Complex Melange as Calculated From Back-Analysis of a Landslide. *Proceedings of the Fifth International Conference on Case Histories in Geotechnical Engineering*, New York, Paper 2-33, 1-8.

Li, X., Liao Q. L., He, J. M., 2004. In-situ tests and a stochastic structural model of rock and soil aggregate in the three Gorges Reservoir area, China. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 41, No. 3, 702-707.

Lindquist, E., 1994. The Strength and Deformation Properties of Melange. Ph.D. dissertation, Department of Civil Engineering, University of California, Berkeley.

Lindquist, E.S., Goodman, R.E., 1994. Strength deformation properties of a physical model melange. *Proceedings 1st North American Rock Mech. Symp.*, Austin, Texas, 843-850.

Mandelbrot, B.B., 1983. *The fractal geometry of nature*. W.H. Freeman and Co, New York, 468 pp.

Medley, E., 1997. Uncertainty in estimates volumetric proportions in melange bimrocks. *Proceedings of International Symposium on Engineering Geology and the Environment*, Athens, 23-27 June 1997, eds P.G Marinos et al., 267-272.

Medley E., 1999. Systematic characterization of melange bimrocks and other chaotic soil/rock mixtures. *Felsbau* 17 (1999), No.3.

- Medley, E., 2001. Orderly Characterization of Chaotic Franciscan Melanges. *Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling* 19, 4,20-4,21.
- Medley, E., 2002. Estimating Block Size Distributions of Melanges and Similar Block-in Matrix Rocks (Bimrocks). *Proceedings of 5th North American Rock Mechanics Symposium (NARMS)*, Toronto, July 2002, 509-606.
- Medley, E., 2004. Observations on tortuous failure surface in bimrocks. *Felsbau Vol.22 (2004)*, No. 5, 35-43.
- Medley, E., 2007a. Bimrocks Article Part 1: Introduction. *Newsletter of HSSMGE*, No. 7, February 2007.
- Medley E., 2007b. Bimrocks Article Part 2: Case Histories and Practical Guidelines. *Newsletter of HSSMGE*, No. 8, April 2007.
- Medley, E., Lindquist., E.S., 1995. The engineering significance of the scale independence of some Franciscan melanges in California, USA. *Proceedings of the 35th US Rock Mechanics Symposium*, Reno, 907-914.
- Medley, E., Sanz Rehermann, P.F., 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., Sanz Rehermann, P.F., 2004. Characterization of Bimrocks (Rock/Soil Mixtures) with Application to Slope Stability Problems. *Proceedings Eurock 2004 & 53rd Geomechanics Colloquium Salzburg*, Austria October 2004.
- Medley, E., Wakabayashi, J., 2004. Geological Characterization of Melanges for Practitioners. *Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling* 22(5), 10-18.
- Morgenstern, N.R., Price, V.E., 1965. The analysis of the stability of general slip surfaces. *Geotechnique*, v.15, 79-93.
- Napoli, M.L., Barbero, M., Ravera, E., Scavia, C., 2018. A stochastic approach to slope stability analysis in bimrocks. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.* vol.101, 41–49.

Pan, Y.W., M.H. Hsieh, M.H., Liao, J.J., 2008. Mechanical Properties of virtual block-in-matrix colluvium. In: Proceedings of ARMA 2008, American Rock Mechanics Association, 42nd U.S. Rock Mechanics Symposium, San Francisco, USA, ARMA08-51, 8.

Raymond, L.A., 1984. Classification of melanges. In Raymond L.A., ed, Melanges: Their nature, origin and significance. Geological Society of America Special Paper, 198, 7-20.

Riedmuller, G., Brosch, F.J., Klima, K., Medley, E., 2001. Engineering geological characterization of brittle faults and classification of fault rocks. Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling 19 (4), 13-19.

Roadifer, J., Forrest, M.P., 2012. Characterization and treatment of mélange and sandstone foundation at Calaveras Dam. Proc. GeoCongress 2012 State of the Art and Practice in Geotechnical Engineering, Oakland, California, 3362–3371.

Roadifer, J.W., Forrest, M.P., Lindquist, E.S., 2009. Evaluation of shear strength of melange foundation at Calaveras Dam. Proc. U.S. Society for Dams, Annual Meeting and Conference, 29th, on “Managing Our Water Retention Systems”, Nashville, Tennessee, 507–521.

Rocscience, 2004. A new era in slope stability analysis: Shear strength reduction Finite Element Technique. RocNews, Summer 2004, 2-9.

RS2 Theory documentations provided by the developers of the software. https://www.rocscience.com/help/rs2/#t=getting_started%2FRS2_Applications_Overview.htm (2018)

Sonmez, H., Gokceoglu, C., Tuncany, E., Medley, E., Nefeslioglu, H.A., 2004a. Relationships Between Volumetric Block Proportions and Overall UCS of a Volcanic Bimrock. Felsbau Rock and Soil Engineering- Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling 22(5), 27-32.

Sonmez, H., Tuncay, E., Gokceoglu, C., 2004b. Models to predict the uniaxial compressive strength and the modulus of elasticity for Ankara Agglomerate. Int. Jour. Rock Mech. Min. Sci. 41, 717–729.

- Sonmez, H., Altinsoy, H., Gokceoglu, C., Medley, E., 2006a. Considerations in Developing an Empirical Strength Criterion for Bimrocks. Proceedings 4th Asian Rock Mechanics Symposium (ARMS 2006), November 6-10, Singapore.
- Sonmez, H., Gokceoglu, C., Medley, E., Tuncay, E., Nefeslioglu, H.A., 2006b. Estimating the Uniaxial Compressive Strength of a Volcanic Bimrock. *Int. Jour. Rock Mech. Min. Sci.* 43, 554-561.
- Sonmez, H., Kasapoglu, K.E., Coskun, A., Tunusluglu, C., Medley, E.W., Zimmerman, R.W., 2009. A 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., Tunusluoglu, C., 2010. Development of a unified geomechanical classification system and a generalized empirical approach for jointed rock masses and bimrocks. TUBITAK Project no:108Y002.
- Sonmez, H., Ercanoglu, M., Kalender, A., Dagdelenler, G., Tunusluoglu, C., 2016. Predicting uniaxial compressive strength and deformation modulus of volcanic bimrock considering engineering dimension. *Int. Jour. Rock Mech. Min. Sci.* 86, 91-103.
- Volpe, R.L., Ahlgren, C.S., Goodman, R.E., 1991. Selection of engineering properties for geologically variable foundations. In: *Proceedings of the 17th International Congress on Large Dams, Paris, 1991*. 1087-1101.
- Xu, W., Hu, R., Tan, R., 2007. Some geomechanical properties of soil-rock mixtures in the Hutiao Gorge area, China. *Géotechnique*. 3, 255-264.
- Xu, W., Yueb, Z., Hu, R., 2008. Study on the mesostructure and mesomechanical characteristics of the soil-rock mixture using digital image processing based finite element method. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 45,749-62.

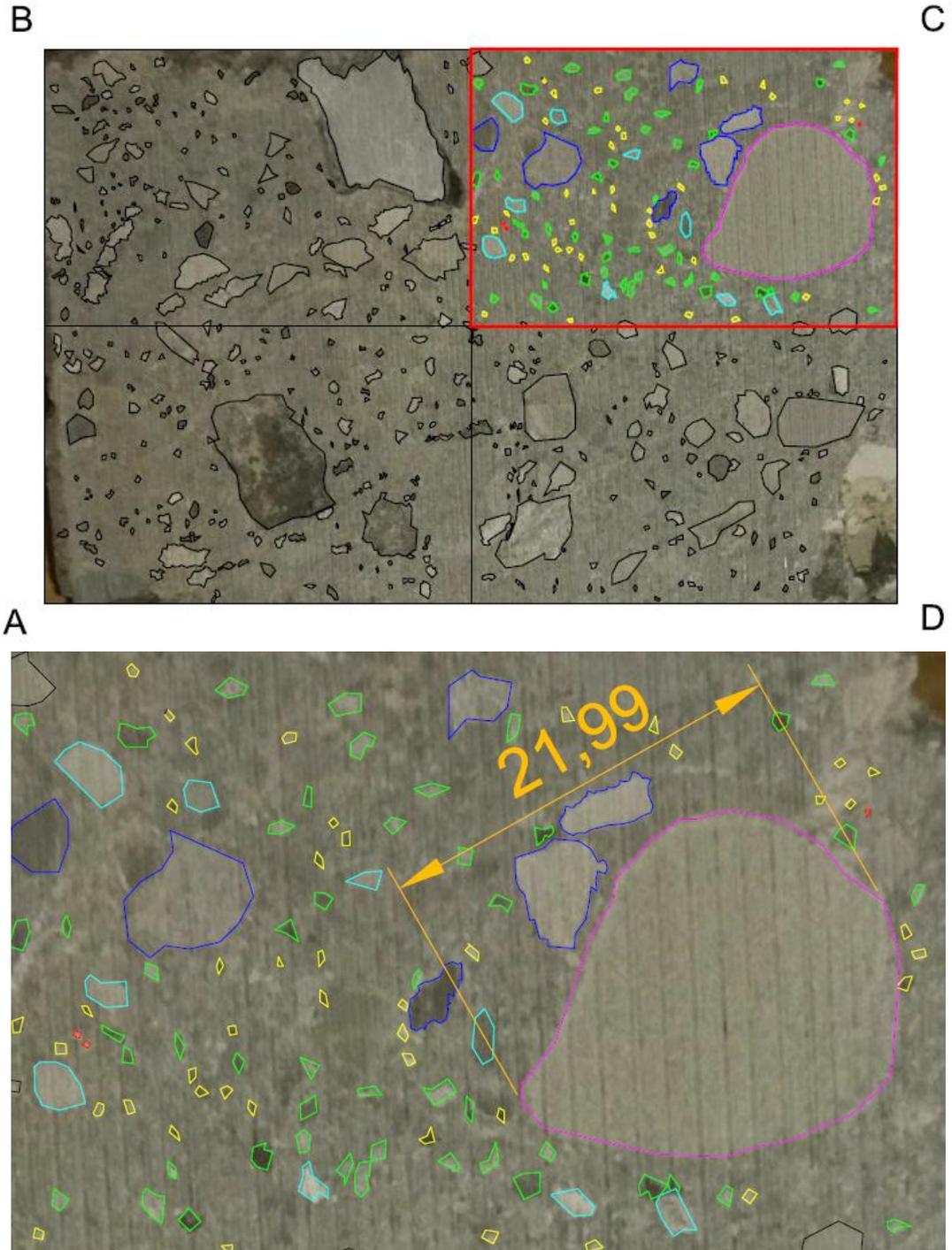
Allegato 1

PERCENTUALI DEI BLOCCHI

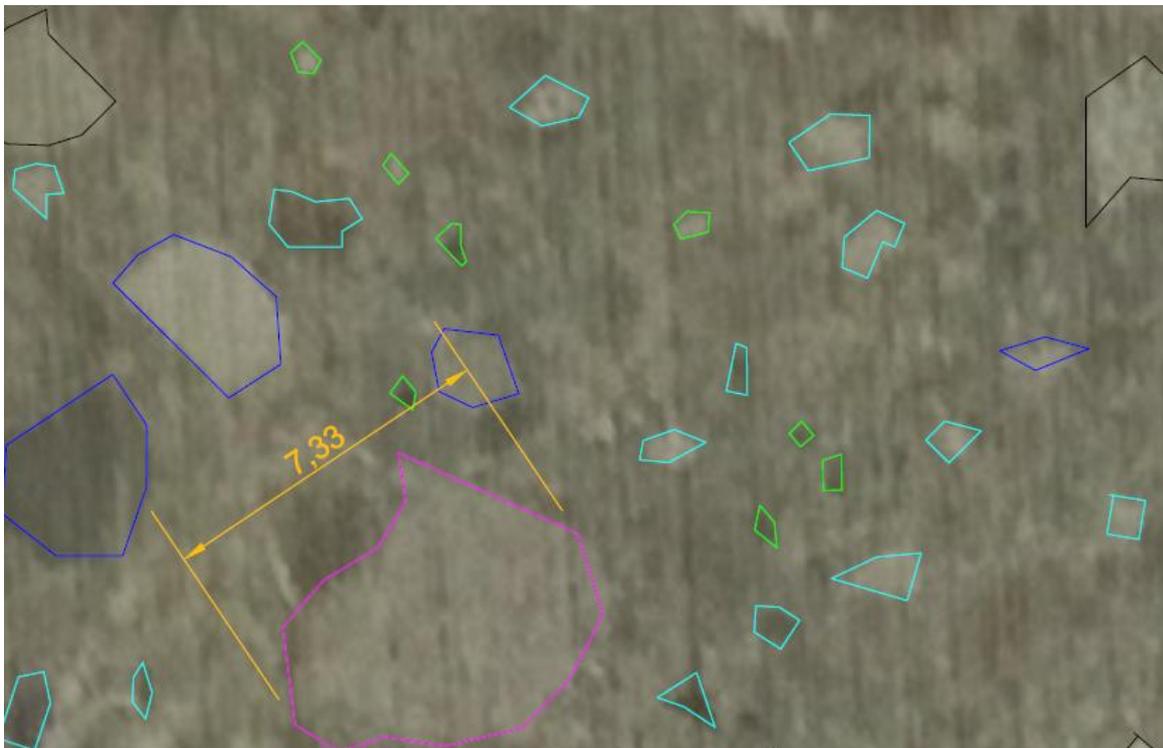
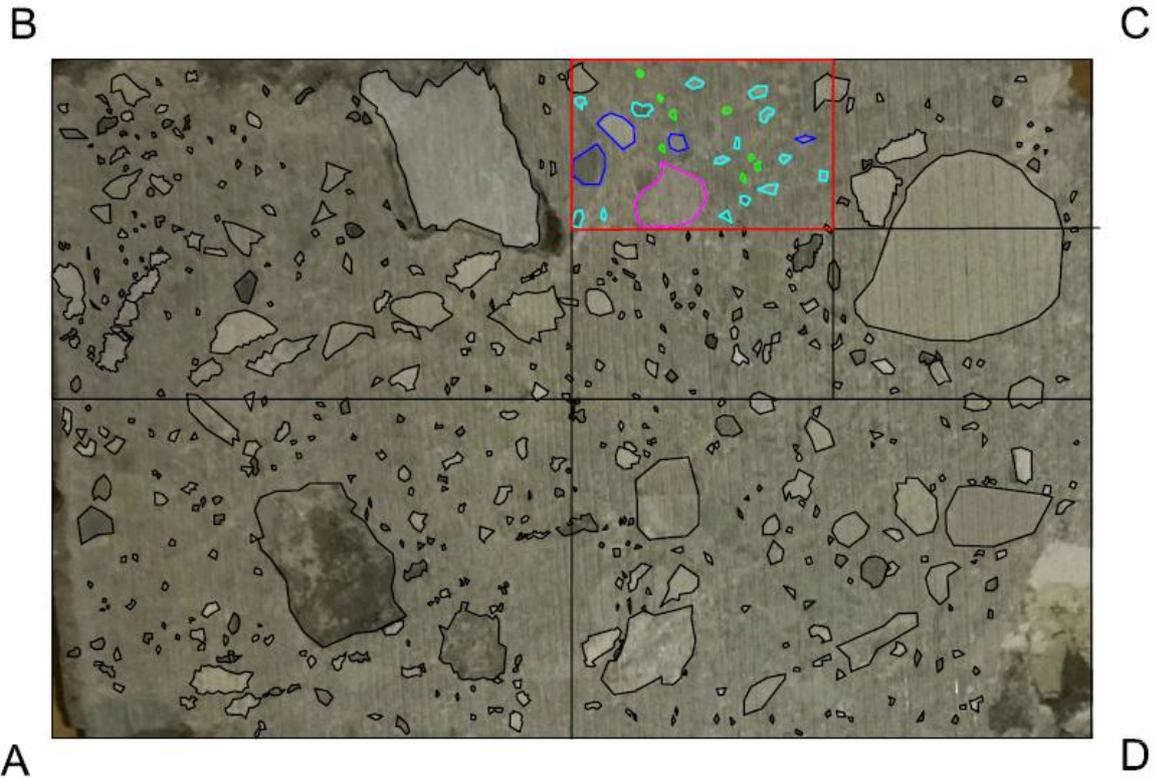
VERIFICA DELLE PROPRIETA' DI AUTOSOMIGLIANZA

Spezzone n.° 2

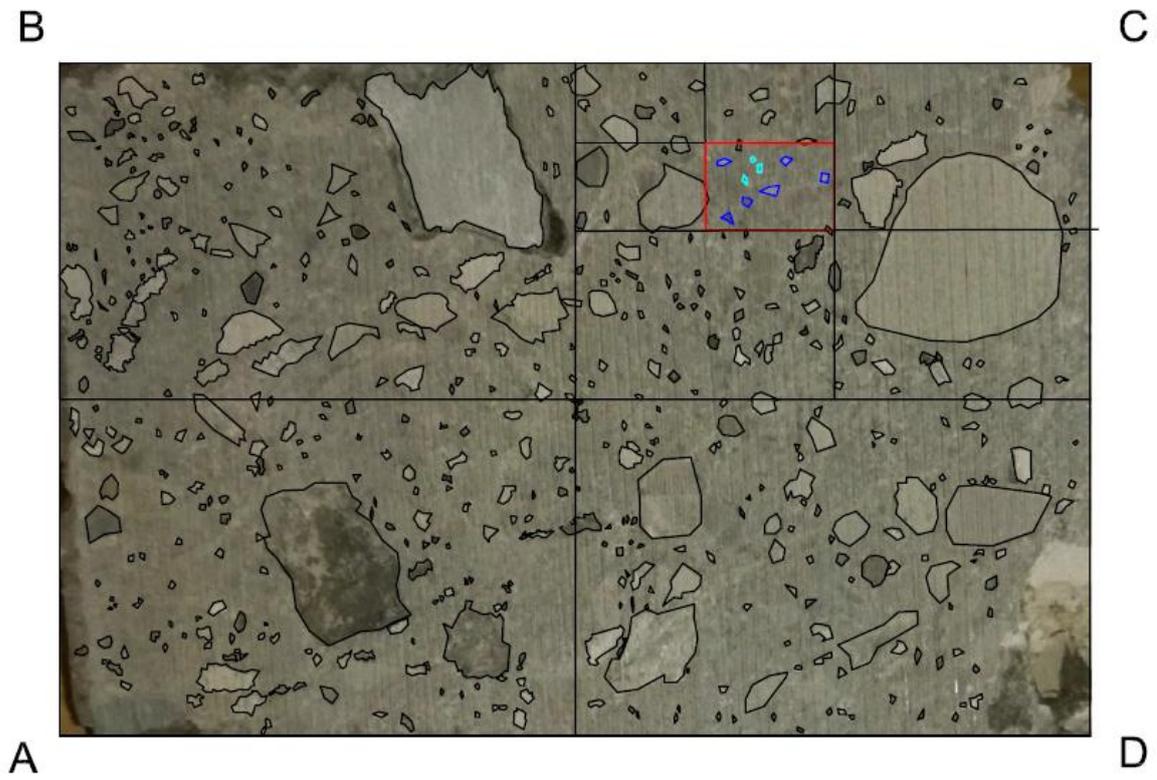
A=25%, 2° quadrante



A=6.25%, 2° quadrante



A=1.56%, 2° quadrante



Spezzone 2, A=25%

1° quadrante

A	1642,5
dmod	23,25

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,51	5	3,88	0,0125
classe 2	0,51 - 1,01	54	41,86	0,01875
classe 3	1,01 - 2,03	39	30,23	0,0375
classe 4	2,03 - 4,06	19	14,73	0,075
classe 5	4,06 - 8,12	11	8,53	0,15
classe 6	> 8,12	1	0,78	0,2
	tot	129		

2° quadrante

A	1642,5
dmod	21,99

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,51	3	2,61	0,0125
classe 2	0,51 - 1,01	44	38,26	0,01875
classe 3	1,01 - 2,03	52	45,22	0,0375
classe 4	2,03 - 4,06	9	7,83	0,075
classe 5	4,06 - 8,12	6	5,22	0,15
classe 6	> 8,12	1	0,87	0,2
	tot	115		

Spezzone 2, A=6.25%

1° quadrante

A	413,38
dmod	4,25

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,25	0	0,01	0,0125
classe 2	0,25 - 0,51	2	4,88	0,01875
classe 3	0,51 - 1,02	21	51,22	0,0375
classe 4	1,02 - 2,04	12	29,27	0,075
classe 5	2,04 - 4,08	5	12,20	0,15
classe 6	> 4,08	1	2,44	0,2
	tot	41		

2° quadrante

A	413,38
dmod	7,33

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,25	0,01	0,01	0,0125
classe 2	0,25 - 0,51	0,01	0,01	0,01875
classe 3	0,51 - 1,02	9	29,03	0,0375
classe 4	1,02 - 2,04	17	54,84	0,075
classe 5	2,04 - 4,08	4	12,90	0,15
classe 6	> 4,08	1	3,23	0,2
	tot	31		

Spezzone 2, A=1.56%

1° quadrante

A	104,27
dmod	4,25

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,12	0	0,01	0,0125
classe 2	0,12 - 0,25	0	0,01	0,01875
classe 3	0,25 - 0,51	1	8,33	0,0375
classe 4	0,51 - 1,02	5	41,67	0,075
classe 5	1,02 - 2,04	2	16,67	0,15
classe 6	> 2,04	4	33,33	0,2
	tot	12		

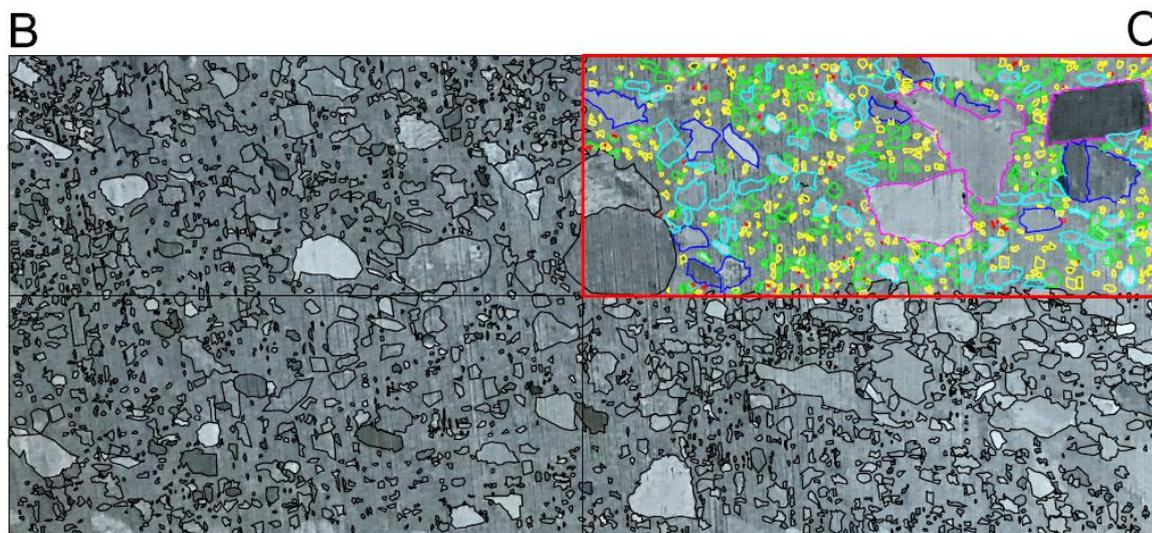
2° quadrante

A	104,27
dmod	2

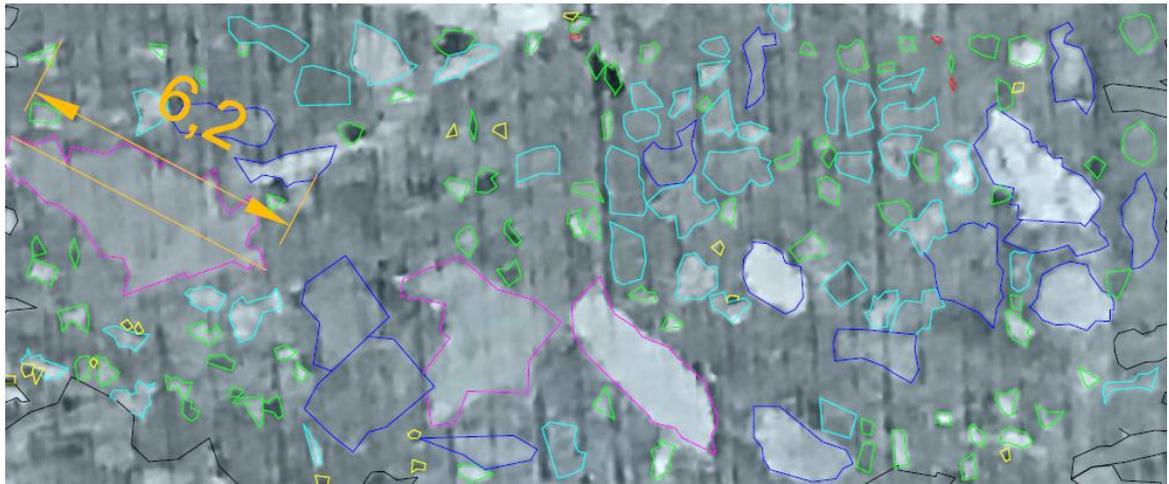
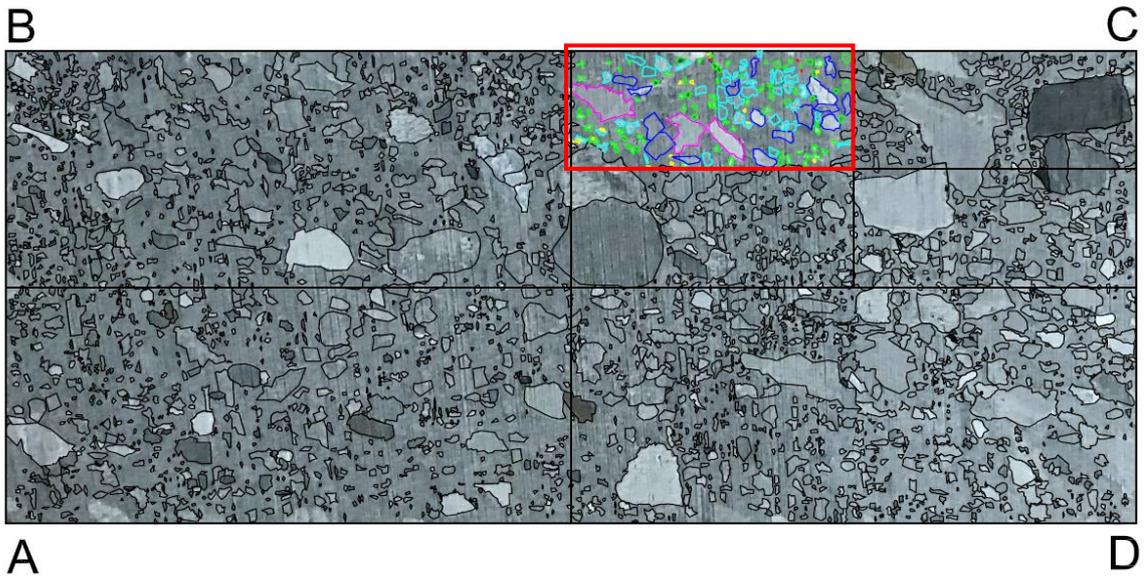
		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,12	0	0,01	0,0125
classe 2	0,12 - 0,25	0	0,01	0,01875
classe 3	0,25 - 0,51	0	0,01	0,0375
classe 4	0,51 - 1,02	3	33,33	0,075
classe 5	1,02 - 2,04	6	66,67	0,15
classe 6	> 2,04	0	0,01	0,2
	tot	9		

Spezzone n.° 3

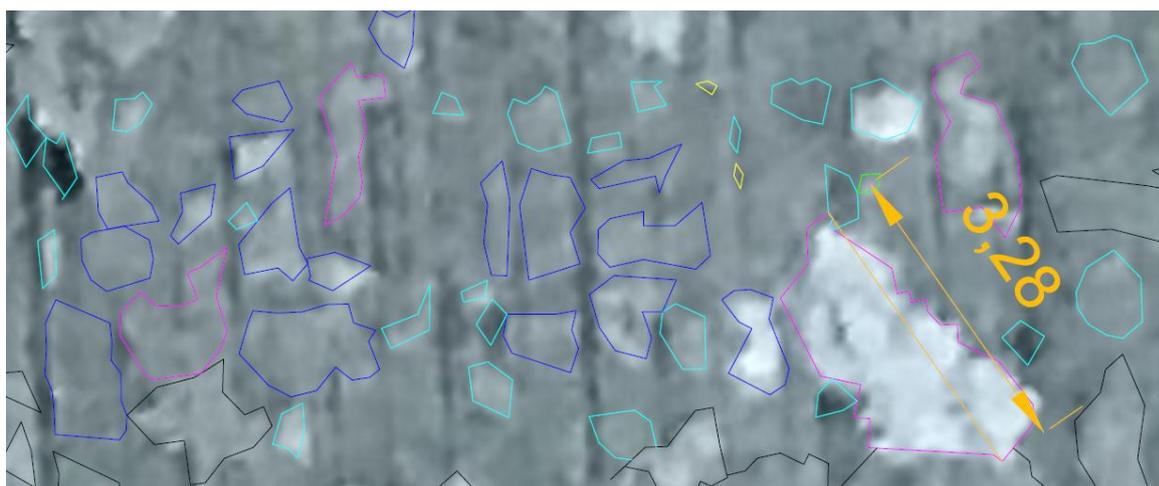
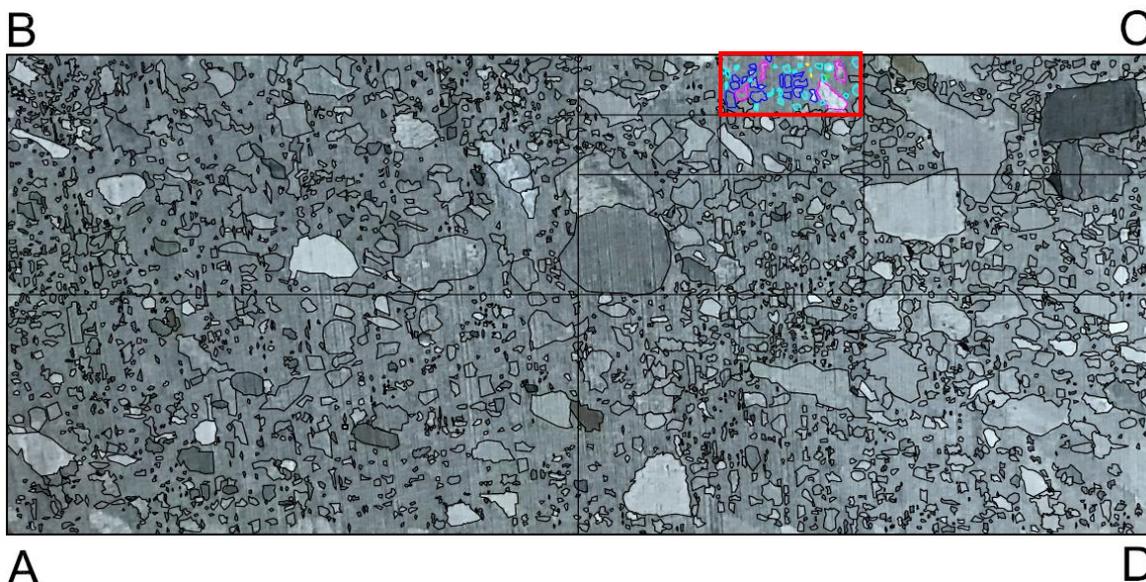
A=25%, 2° quadrante



A=6.25%, 2° quadrante



A=1.56%, 2° quadrante



Spezzone 3, A=25%

1° quadrante

A	1055
dmod	8,14

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,4	98	13,41	0,0125
classe 2	0,4 - 0,81	377	51,57	0,01875
classe 3	0,81 - 1,62	174	23,80	0,0375
classe 4	1,62 - 3,25	71	9,71	0,075
classe 5	3,25 - 6,5	10	1,37	0,15
classe 6	> 6,5	1	0,14	0,2
	tot	731		

2° quadrante

A	1055
dmod	13,2

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,4	52	9,03	0,0125
classe 2	0,4 - 0,81	298	51,74	0,01875
classe 3	0,81 - 1,62	152	26,39	0,0375
classe 4	1,62 - 3,25	58	10,07	0,075
classe 5	3,25 - 6,5	13	2,26	0,15
classe 6	> 6,5	3	0,52	0,2
	tot	576		

Spezzone 3, A=6.25%

1° quadrante

A	263,75
dmod	5,55

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,20	1	0,46	0,0125
classe 2	0,20 - 0,40	38	17,51	0,01875
classe 3	0,40 - 0,81	109	50,23	0,0375
classe 4	0,81 - 1,62	51	23,50	0,075
classe 5	1,62 - 3,25	16	7,37	0,15
classe 6	> 3,25	2	0,92	0,2
	tot	217		

2° quadrante

A	263,75
dmod	6,2

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	<0,20	3	1,88	0,0125
classe 2	0,20 - 0,40	19	11,88	0,01875
classe 3	0,40 - 0,81	78	48,75	0,0375
classe 4	0,81 - 1,62	41	25,63	0,075
classe 5	1,62 - 3,25	16	10,00	0,15
classe 6	> 3,25	3	1,88	0,2
	tot	160		

Spezzone 3, A=1.56%

1° quadrante

A	65,87
dmod	2,77

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,10	0	0,01	0,0125
classe 2	0,10 - 0,20	1	1,11	0,01875
classe 3	0,20 - 0,40	23	25,56	0,0375
classe 4	0,40 - 0,81	37	41,11	0,075
classe 5	0,81 - 1,62	24	26,67	0,15
classe 6	> 1,62	5	5,56	0,2
	tot	90		

2° quadrante

A	65,87
dmod	3,28

		Frequenza	Freq relativa [%]	dmod/radq(A)
classe 1	< 0,12	0	0,01	0,0125
classe 2	0,12 - 0,25	2	3,45	0,01875
classe 3	0,25 - 0,51	8	13,79	0,0375
classe 4	0,51 - 1,02	25	43,10	0,075
classe 5	1,02 - 2,04	19	32,76	0,15
classe 6	> 2,04	4	6,90	0,2
	tot	58		

VALUTAZIONE DELLA PERCENTUALE LINEARE DEI BLOCCHI

Spezzone n.° 2

Serie random 1

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
1	4	6	7	9
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
2	10	5	3	8

Ls	65,71
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	1,67	0,025	3,805	2,54
Lc2	17,84	0,148	7,610	14,85
Lc3	4,7	0,114	11,415	11,43
Lc4	0	0,018	15,219	1,79
Lc5	18,19	0,055	19,024	5,54
Lc6	7,83	0,066	22,829	6,60
Lc7	22,87	0,067	26,634	6,67
Lc8	12,52	0,067	30,439	6,73
Lc9	18,09	0,052	34,244	5,18
Lc10	2,28	0,031	38,049	3,10

Serie random 2

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
2	8	5	1	10
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
3	7	4	9	6

Ls	65,71
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	7,83	0,119	3,805	11,92
Lc2	2,28	0,077	7,610	7,69
Lc3	12,52	0,075	11,415	7,51
Lc4	1,67	0,054	15,219	5,40
Lc5	22,87	0,075	19,024	7,47
Lc6	18,09	0,104	22,829	10,39
Lc7	0	0,039	26,634	3,93
Lc8	17,84	0,034	30,439	3,39
Lc9	18,19	0,061	34,244	6,09
Lc10	4,7	0,035	38,049	3,48

Serie random 3

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
7	3	4	2	6
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
10	1	5	8	9

Ls	65,71
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	0	0,000	3,805	0,00
Lc2	18,09	0,138	7,610	13,77
Lc3	17,84	0,182	11,415	18,23
Lc4	7,83	0,098	15,219	9,77
Lc5	4,7	0,038	19,024	3,81
Lc6	22,87	0,070	22,829	6,99
Lc7	1,67	0,053	26,634	5,34
Lc8	12,52	0,027	30,439	2,70
Lc9	2,28	0,025	34,244	2,50
Lc10	18,19	0,031	38,049	3,12

Serie random 4

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
9	6	3	5	2
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
1	7	10	4	8

Ls	65,71
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	18,19	0,277	3,805	27,68
Lc2	4,7	0,174	7,610	17,42
Lc3	18,09	0,116	11,415	11,56
Lc4	12,52	0,116	15,219	11,65
Lc5	7,83	0,062	19,024	6,19
Lc6	1,67	0,024	22,829	2,41
Lc7	0	0,004	26,634	0,36
Lc8	22,87	0,044	30,439	4,35
Lc9	17,84	0,069	34,244	6,88
Lc10	2,28	0,031	38,049	3,06

Serie random 5

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
3	5	7	1	4
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
2	8	6	10	9

Ls	65,71
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	18,09	0,275	3,805	27,53
Lc2	12,52	0,233	7,610	23,29
Lc3	0	0,064	11,415	6,35
Lc4	1,67	0,006	15,219	0,64
Lc5	17,84	0,059	19,024	5,94
Lc6	7,83	0,065	22,829	6,51
Lc7	2,28	0,022	26,634	2,20
Lc8	4,7	0,013	30,439	1,33
Lc9	22,87	0,047	34,244	4,66
Lc10	18,19	0,062	38,049	6,25

Asse x	Media asse y [%]	Dev. St.
3,805	13,93	13,24656
7,610	15,40	5,672953
11,415	11,02	4,651145
15,219	5,85	4,817281
19,024	5,79	1,320482
22,829	6,58	2,831834
26,634	3,70	2,498291
30,439	3,70	2,021142
34,244	5,06	1,66616
38,049	3,80	1,378391

Spezzone n.° 3

Serie random 1

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
2	5	1	9	10
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
3	8	6	4	7

Ls	42,21
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	6,1	0,145	5,510	14,45
Lc2	0	0,072	11,021	7,23
Lc3	6,88	0,054	16,531	5,43
Lc4	13,38	0,120	22,042	12,00
Lc5	8,7	0,105	27,552	10,46
Lc6	5,67	0,057	33,063	5,67
Lc7	4,54	0,035	38,573	3,46
Lc8	15,54	0,059	44,084	5,95
Lc9	6,32	0,058	49,594	5,75
Lc10	3,63	0,024	55,104	2,36

Serie random 2

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
10	2	6	1	4
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
7	5	3	8	9

Ls	42,21
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	8,7	0,206	5,510	20,61
Lc2	6,1	0,175	11,021	17,53
Lc3	15,54	0,171	16,531	17,09
Lc4	6,88	0,133	22,042	13,28
Lc5	6,32	0,063	27,552	6,25
Lc6	3,63	0,039	33,063	3,93
Lc7	0	0,012	38,573	1,23
Lc8	5,67	0,017	44,084	1,68
Lc9	4,54	0,027	49,594	2,69
Lc10	13,38	0,042	55,104	4,25

Serie random 3

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
4	1	10	9	7
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
3	5	6	8	2

Ls	42,21
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	6,32	0,150	5,510	14,97
Lc2	6,88	0,156	11,021	15,64
Lc3	8,7	0,123	16,531	12,30
Lc4	13,38	0,131	22,042	13,08
Lc5	3,63	0,081	27,552	8,06
Lc6	5,67	0,037	33,063	3,67
Lc7	0	0,019	38,573	1,92
Lc8	15,54	0,046	44,084	4,60
Lc9	13,38	0,076	49,594	7,61
Lc10	6,1	0,046	55,104	4,62

Serie random 4

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
3	9	4	1	7
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
10	2	6	8	5

Ls	42,21
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	5,67	0,134	5,510	13,43
Lc2	13,38	0,226	11,021	22,57
Lc3	6,32	0,156	16,531	15,56
Lc4	6,88	0,078	22,042	7,82
Lc5	3,63	0,050	27,552	4,98
Lc6	8,7	0,049	33,063	4,87
Lc7	6,1	0,050	38,573	5,01
Lc8	15,54	0,064	44,084	6,41
Lc9	4,54	0,053	49,594	5,29
Lc10	0	0,011	55,104	1,08

Serie random 5

Pos. 1	Pos. 2	Pos. 3	Pos. 4	Pos. 5
3	8	4	6	2
Pos. 6	Pos. 7	Pos. 8	Pos. 9	Pos. 10
7	1	10	5	9

Ls	42,21
----	-------

		Asse y	Asse x	Asse y [%]
Lc1	5,67	0,134	5,510	13,43
Lc2	13,38	0,226	11,021	22,57
Lc3	6,32	0,156	16,531	15,56
Lc4	15,54	0,129	22,042	12,95
Lc5	6,1	0,103	27,552	10,25
Lc6	3,63	0,038	33,063	3,84
Lc7	6,88	0,036	38,573	3,56
Lc8	8,7	0,046	44,084	4,61
Lc9	0	0,023	49,594	2,29
Lc10	13,38	0,032	55,104	3,17

Asse x	Media asse y [%]	Dev. St.
5,510	15,38	2,999022
11,021	17,10	6,316208
16,531	13,19	4,67345
22,042	11,82	2,292798
27,552	8,00	2,414089
33,063	4,40	0,852337
38,573	3,03	1,48784
44,084	4,65	1,844094
49,594	4,73	2,224429
55,104	3,09	1,437175

Allegato 2

CODICE MATLAB

Nel seguito a titolo di esempio si riporta il codice di implementazione per i modelli con VBP=25% e angolo di orientazione dei blocchi pari a 60°.

```
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%      GENERAZIONE CASUALE DI BLOCCHI ALL'INTERNO DEL DOMINIO
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
clear all;
close all;
clc;
%
tic;
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%      CARATTERISTICHE PENDIO
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
% dimensioni del dominio, unità misura 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 = 0.25;
toll = 1/40*PV;

%eccentricità ellisse
e=0.5;

% 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 = 0.10;

*F2 = F.*100;*

figure(1)

plot(dp,F2)

title('Distribuzione delle dimensioni dei blocchi in termini probabilistici');

xlabel('Asse maggiore blocchi (m)');

ylabel('Probabilità (%)'');

%%%
% *Distribuzione dimensionale blocchi* *%*
%%%

d_medio = zeros([1,2]); %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
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:pi/100: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)=60;
    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
        end
    end
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

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
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
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
    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)

m=[Pkx(1,:)',Pky(1,:)',Pkx(101,:)',Pky(101,:)',radii];

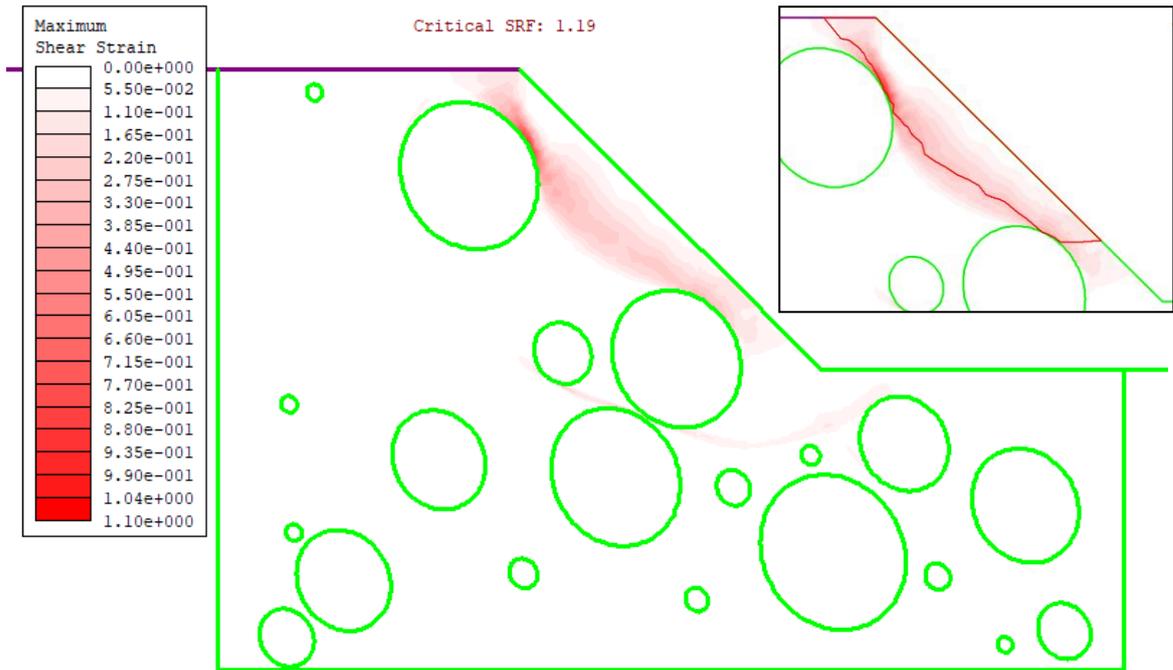
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%           Generazione file di coordinate           %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
if exist('coordinate.txt', 'file'), delete('coordinate.txt'); end
fid = fopen('coordinate.txt','a');
fprintf(fid, '%3.3f,%3.3f%2.2f,%2.2f%2.2f\r\n',m.);
fclose(fid);

%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
%           Controllo percentuale volumetrica           %
%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%%
format long
PV
test=vv/A
```

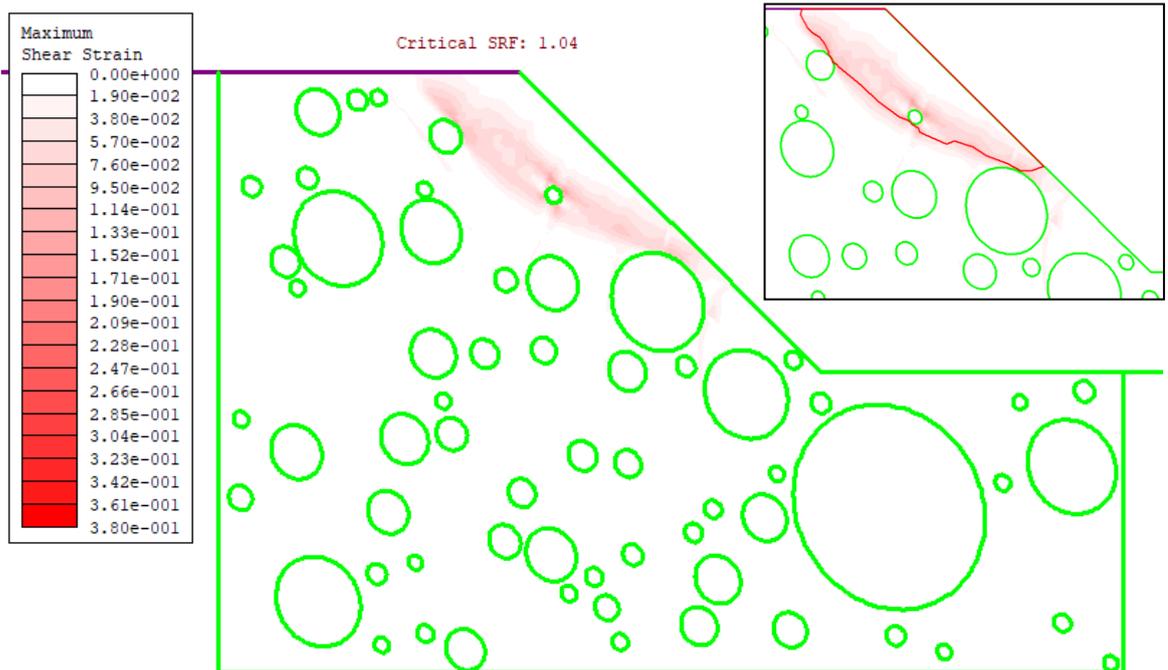
Allegato 3

MASSIME DEFORMAZIONI DI TAGLIO

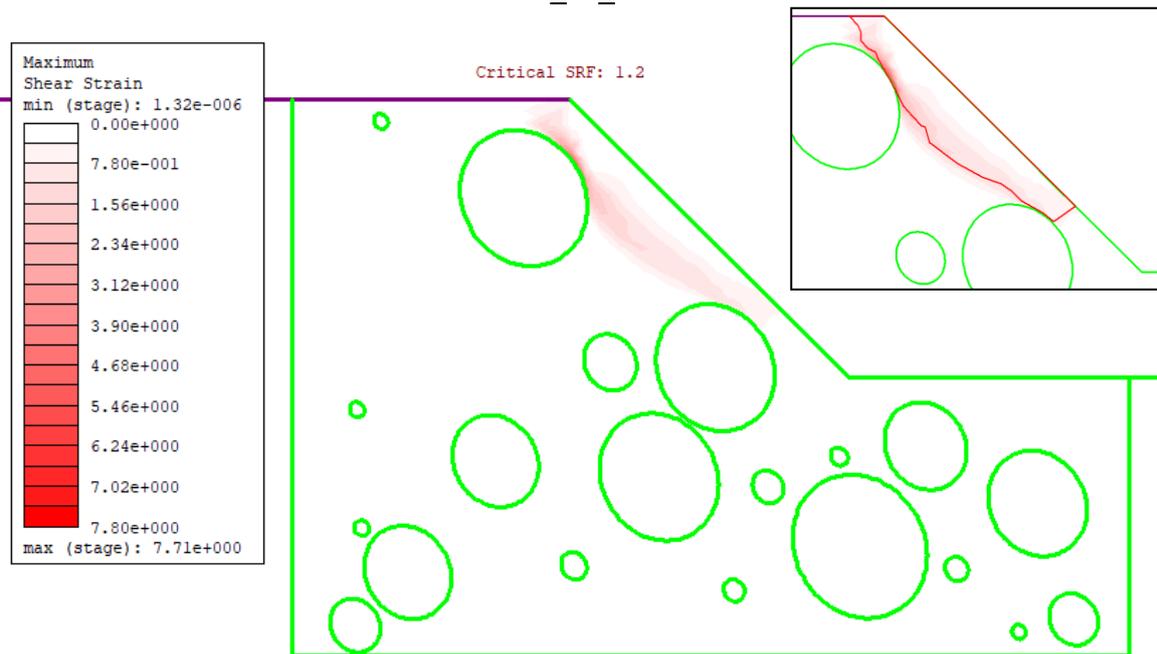
60_25_1



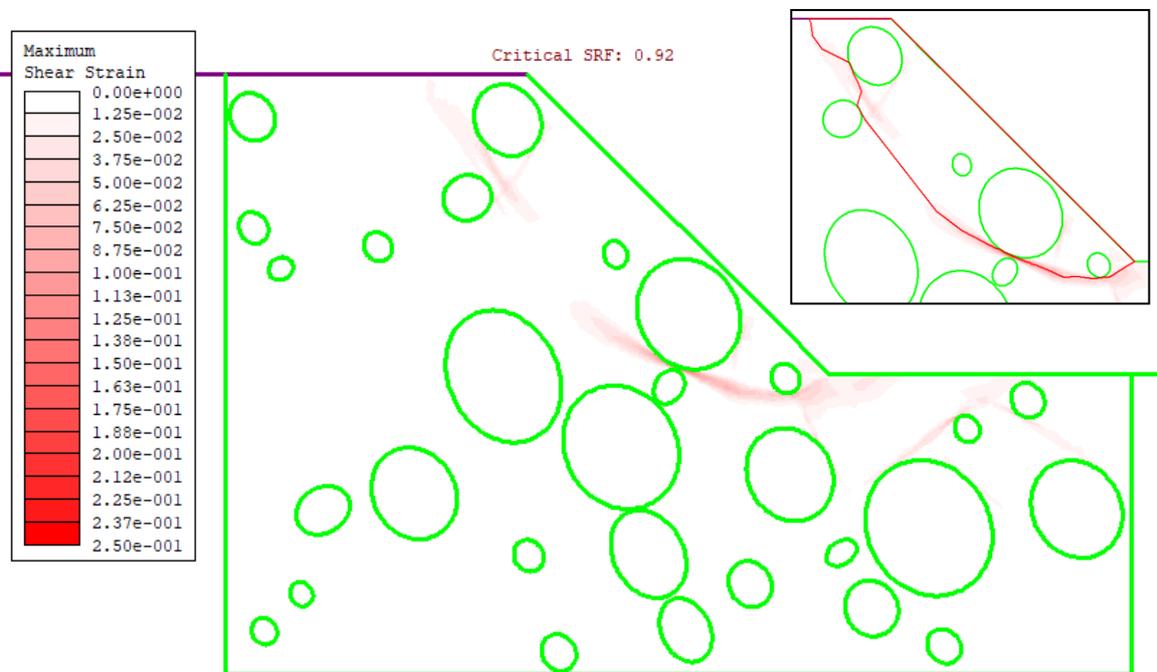
60_25_2



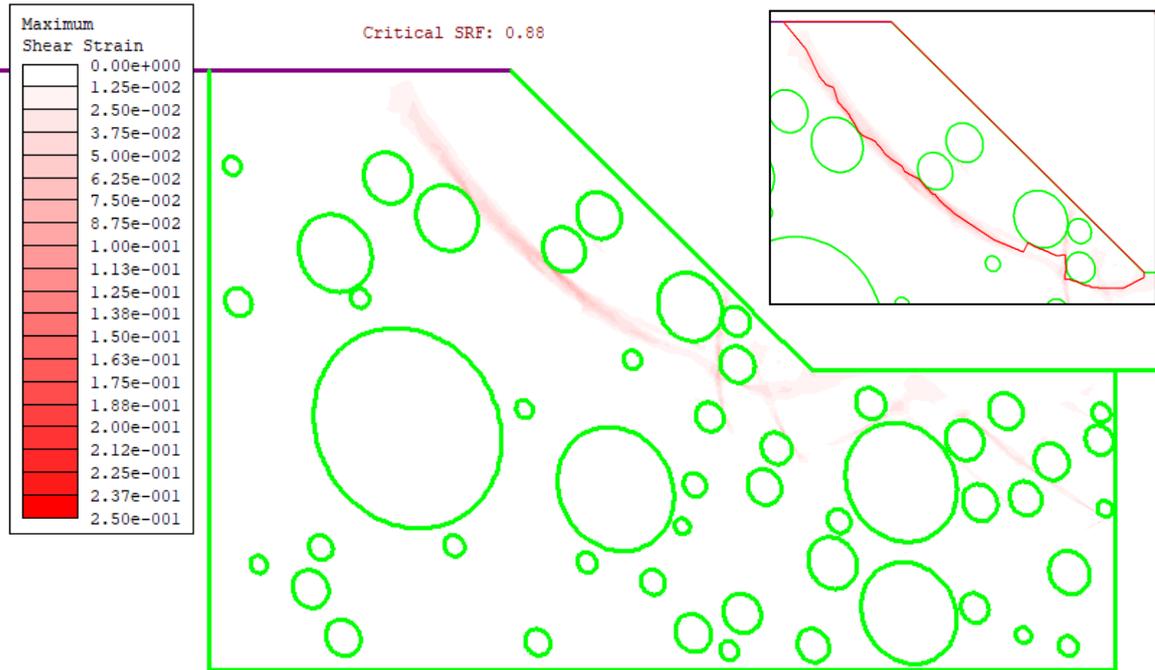
60_25_3



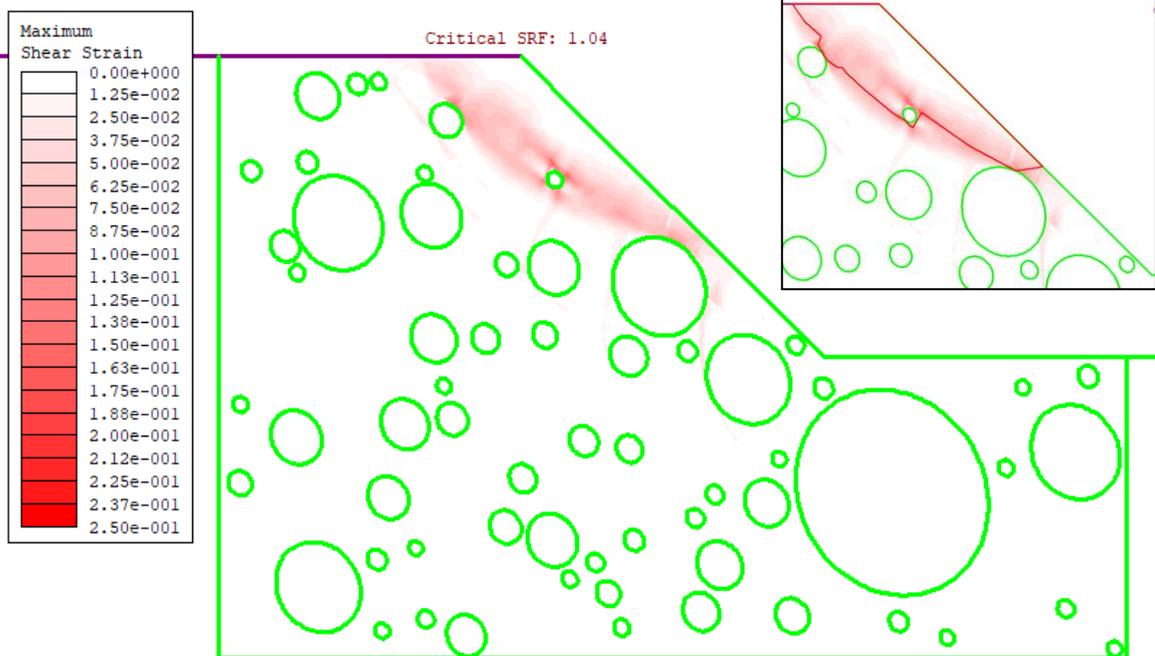
60_25_4



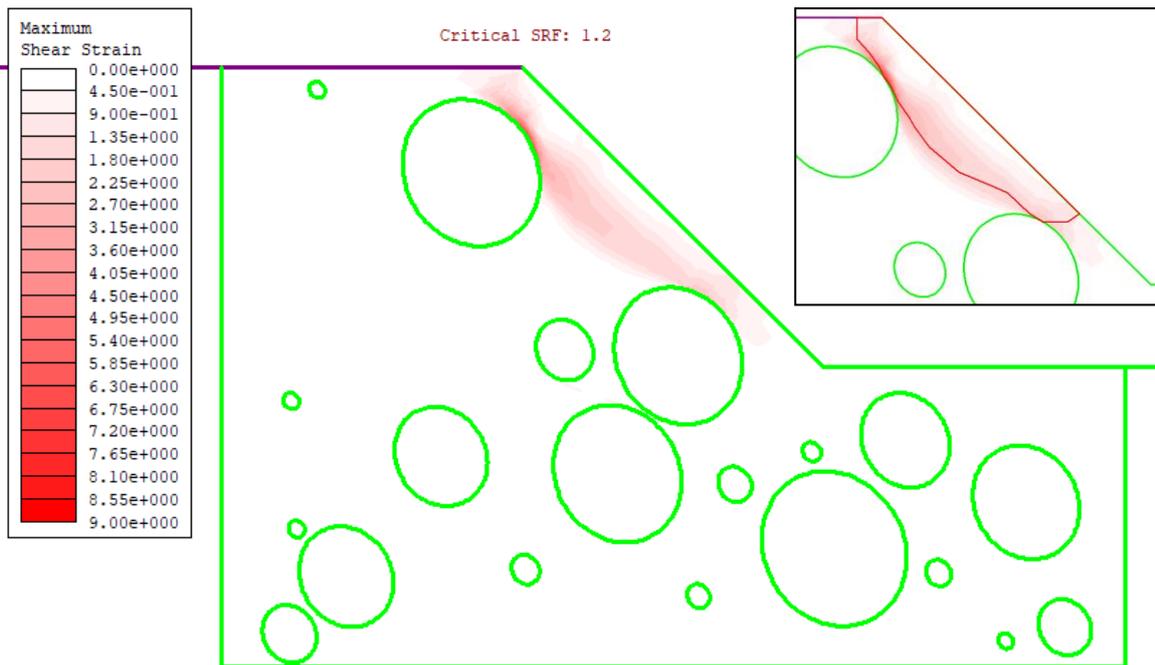
60_25_5



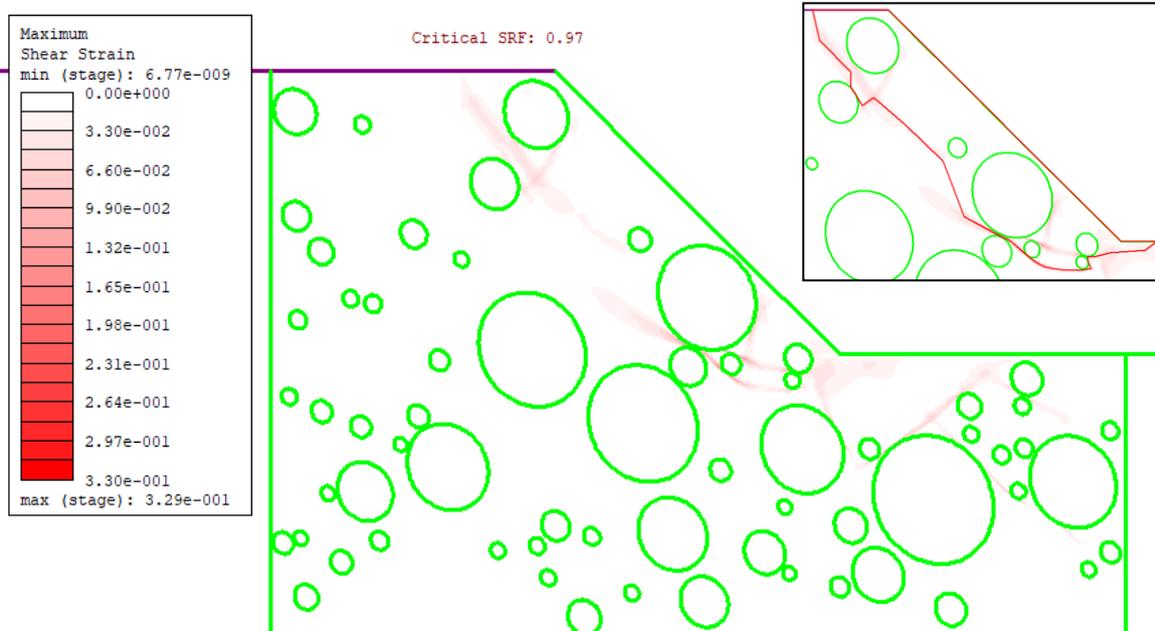
60_25_6



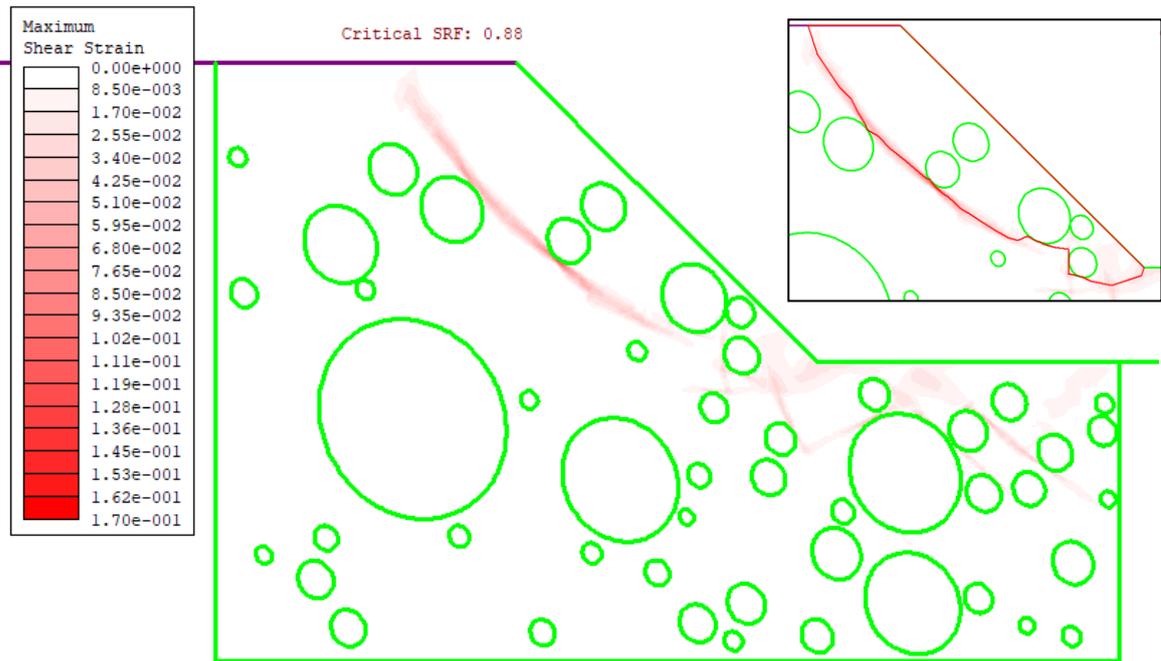
60_25_7



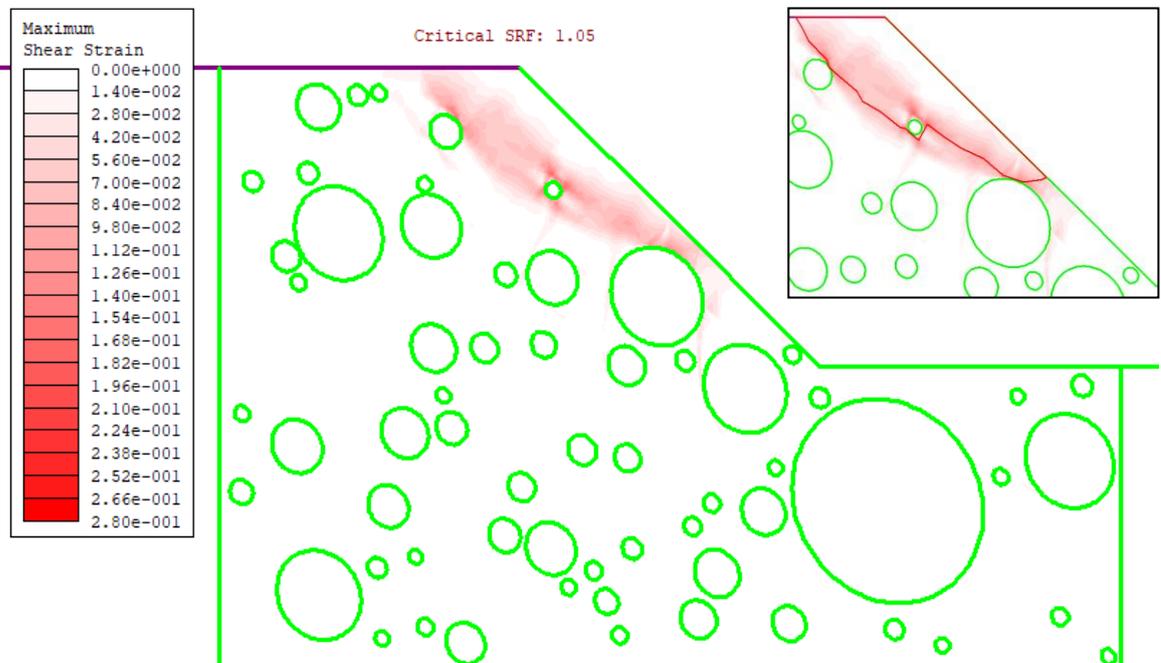
60_25_8



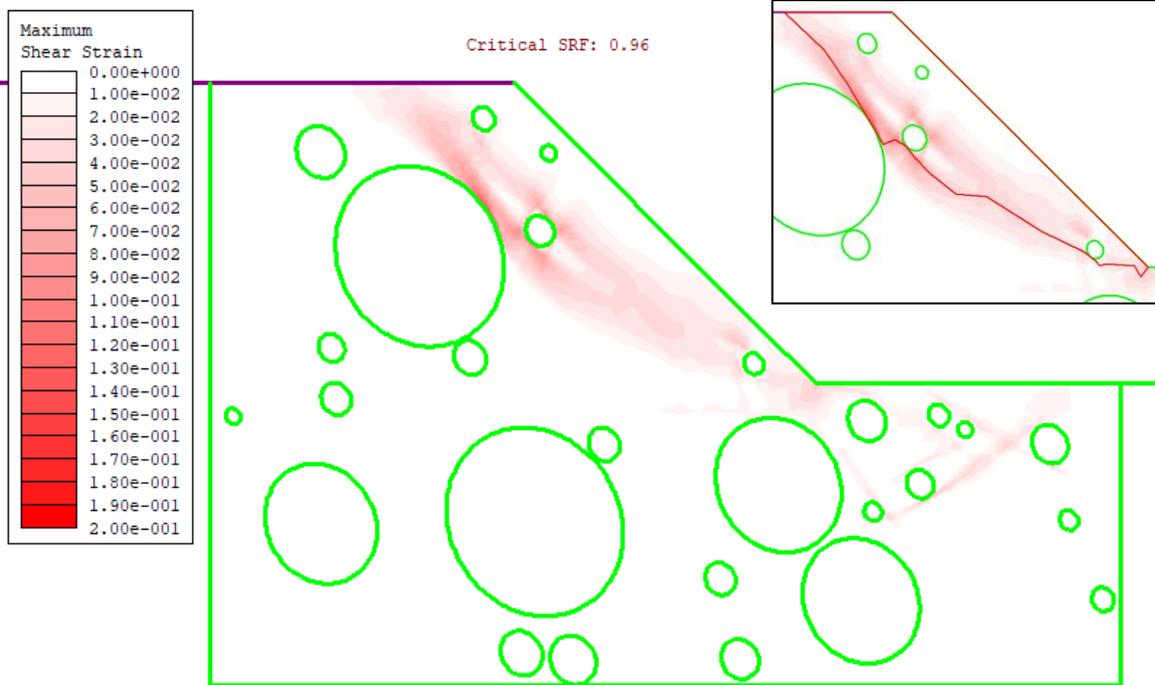
60_25_9



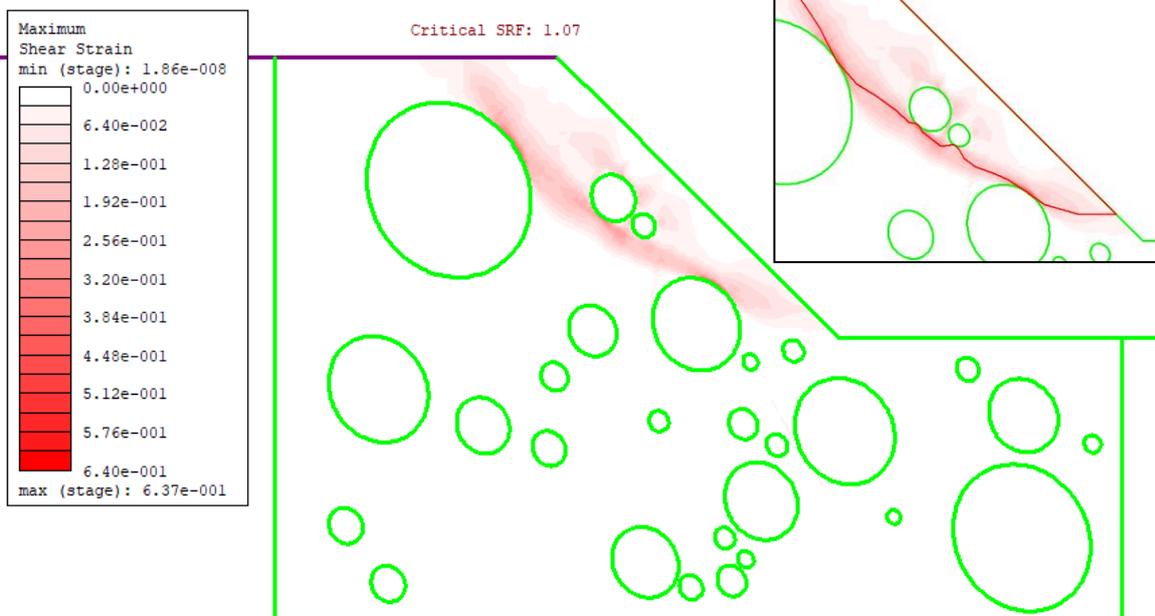
60_25_10



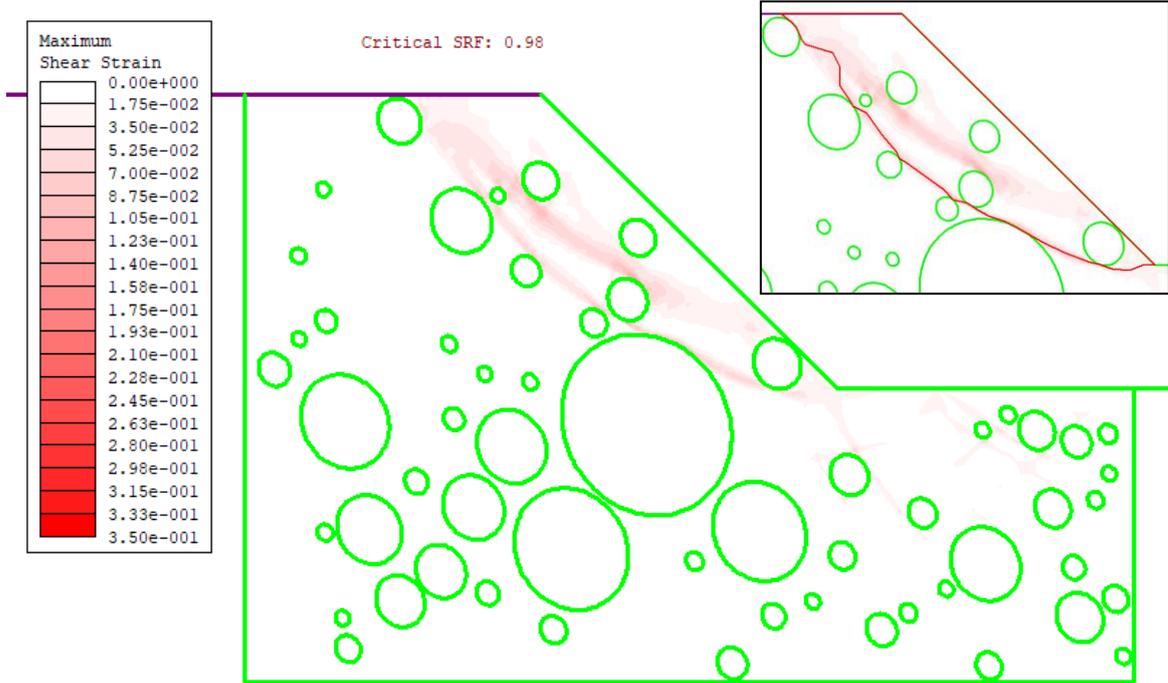
60_25_11



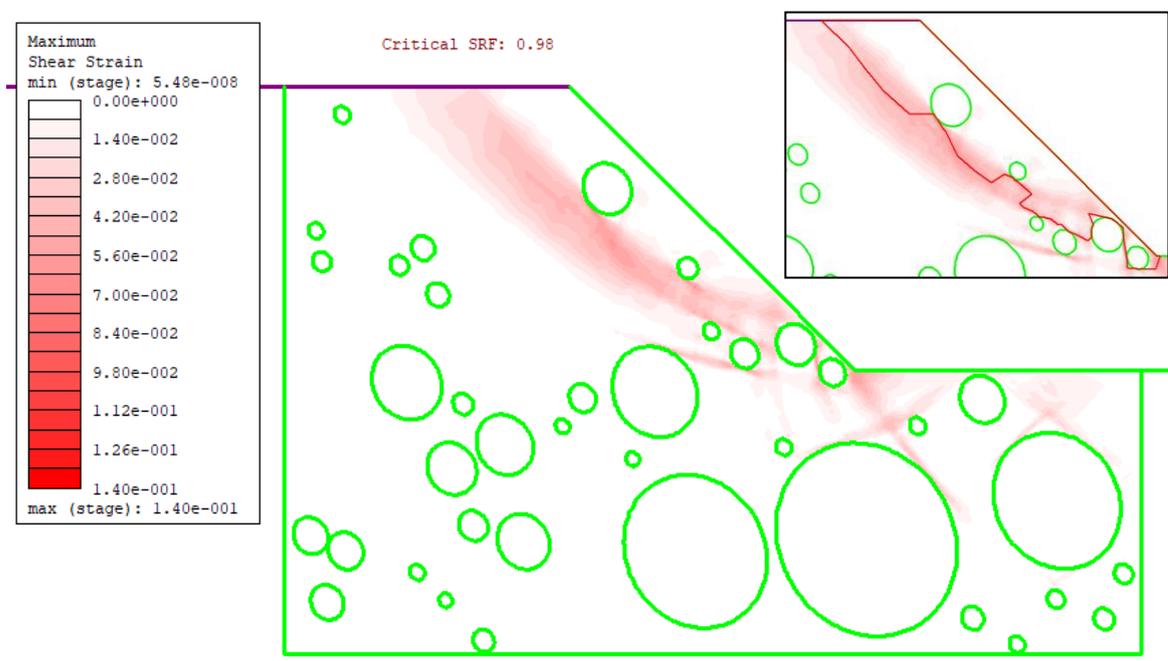
60_25_12



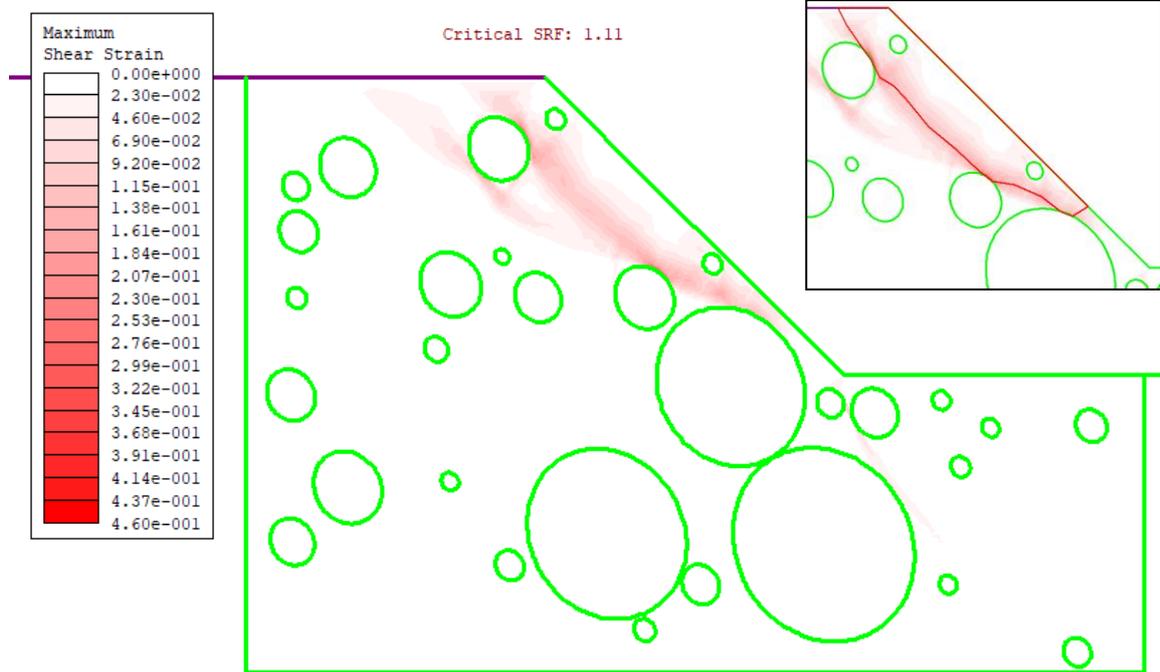
60_25_13



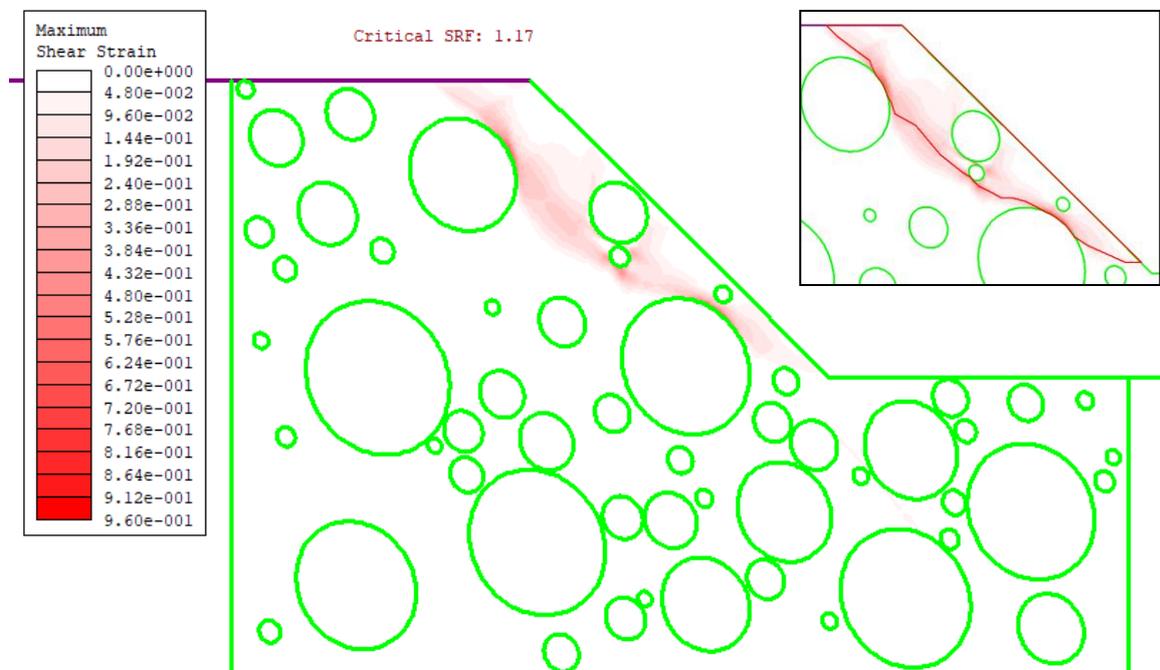
60_25_14



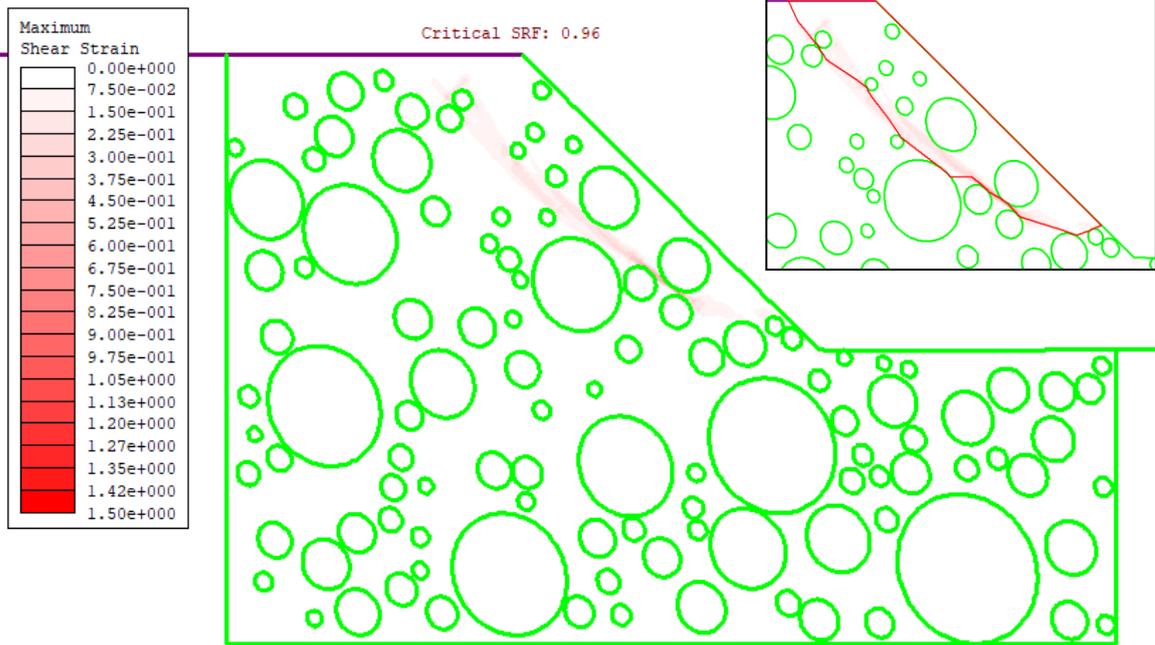
60_25_15



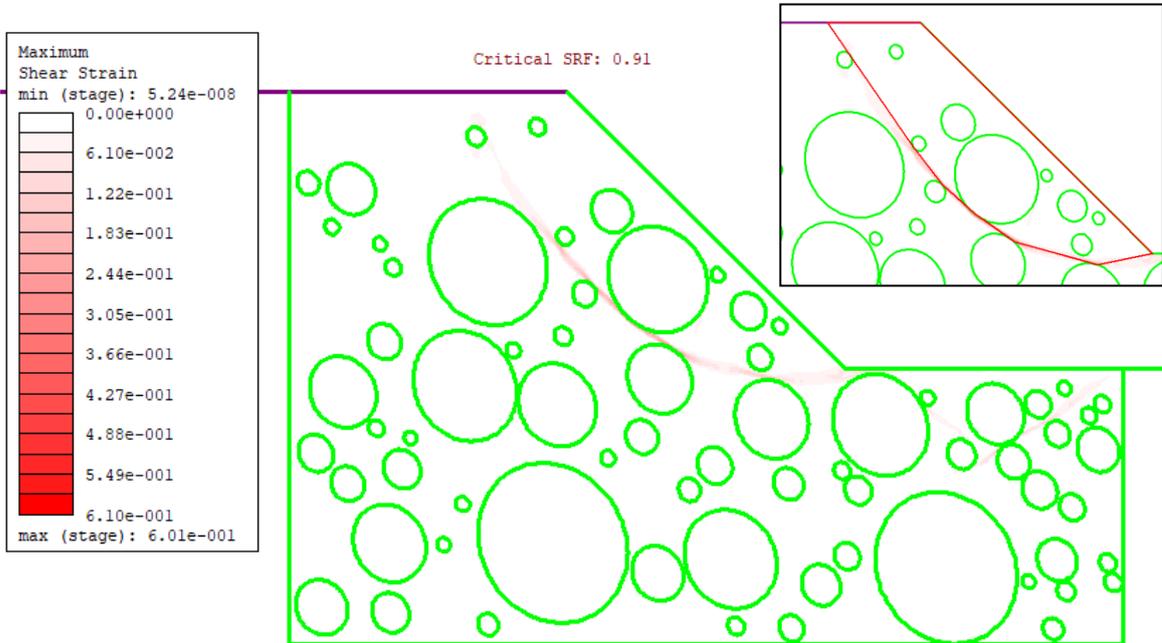
60_40_1



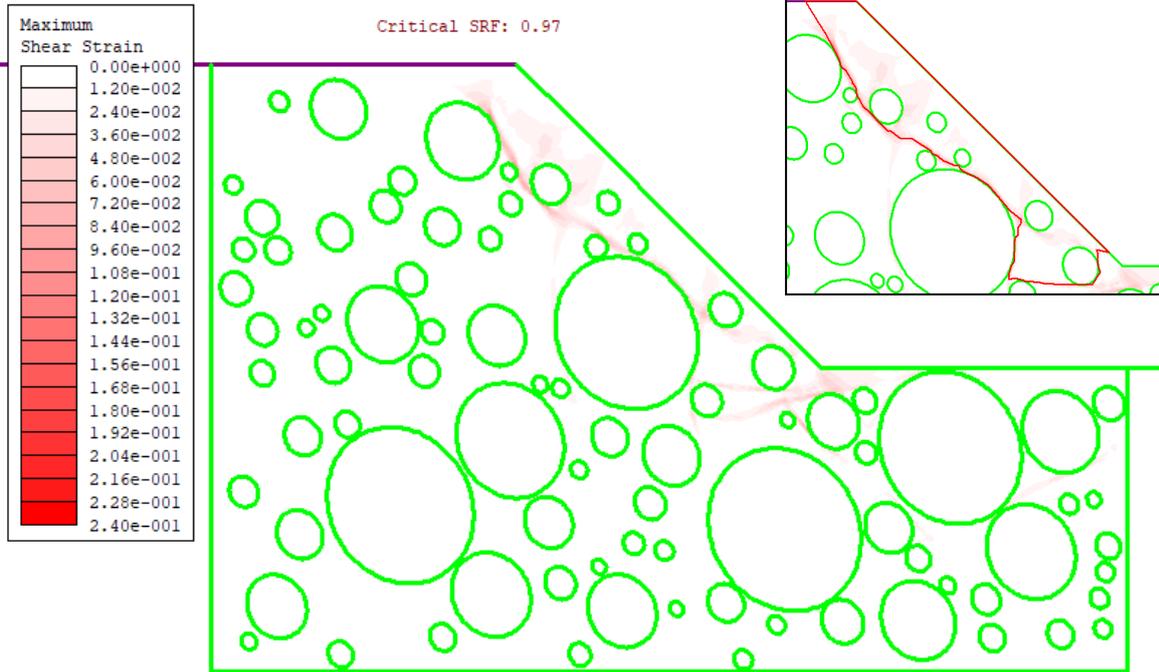
60_40_2



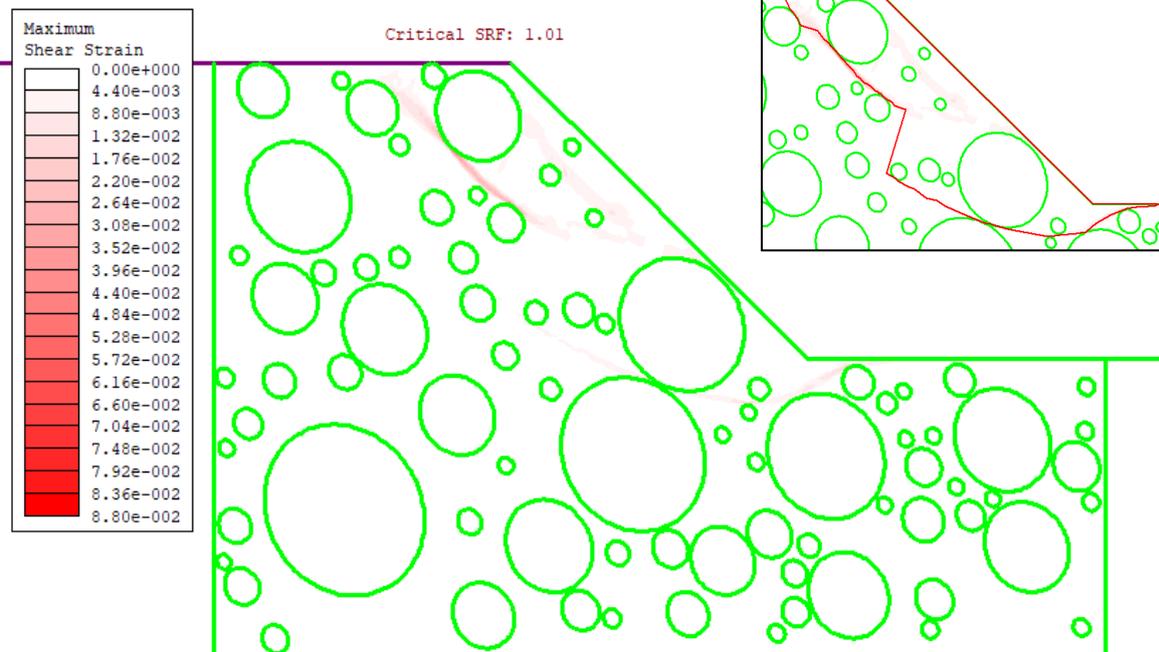
60_40_3



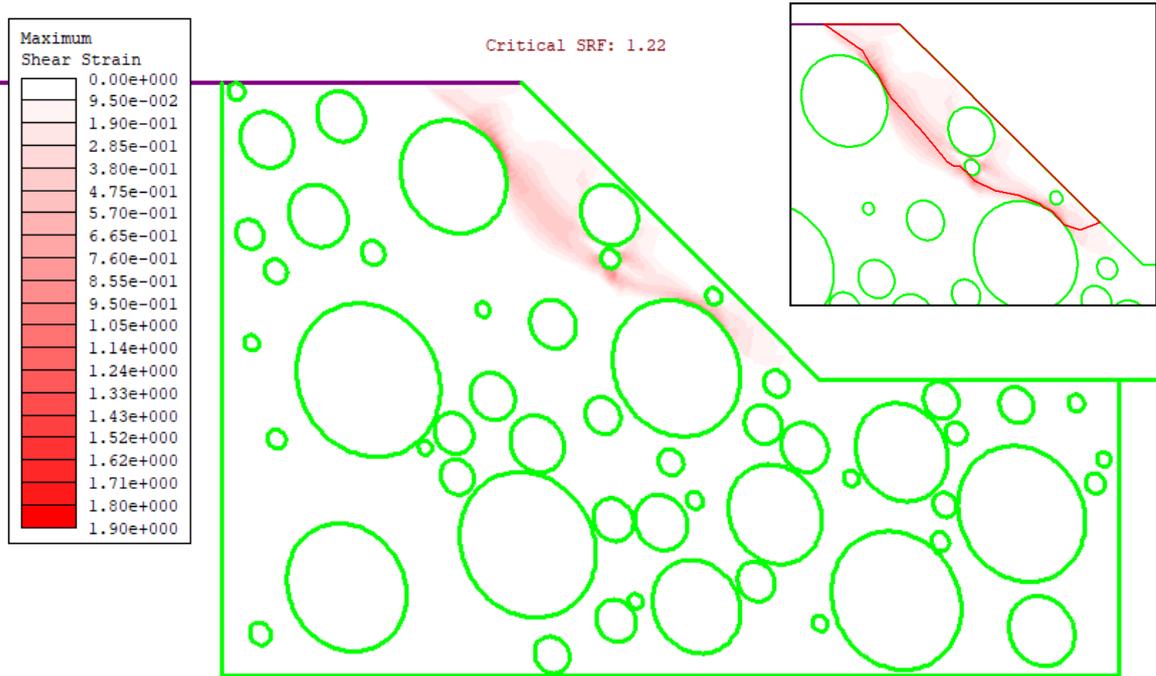
60_40_4



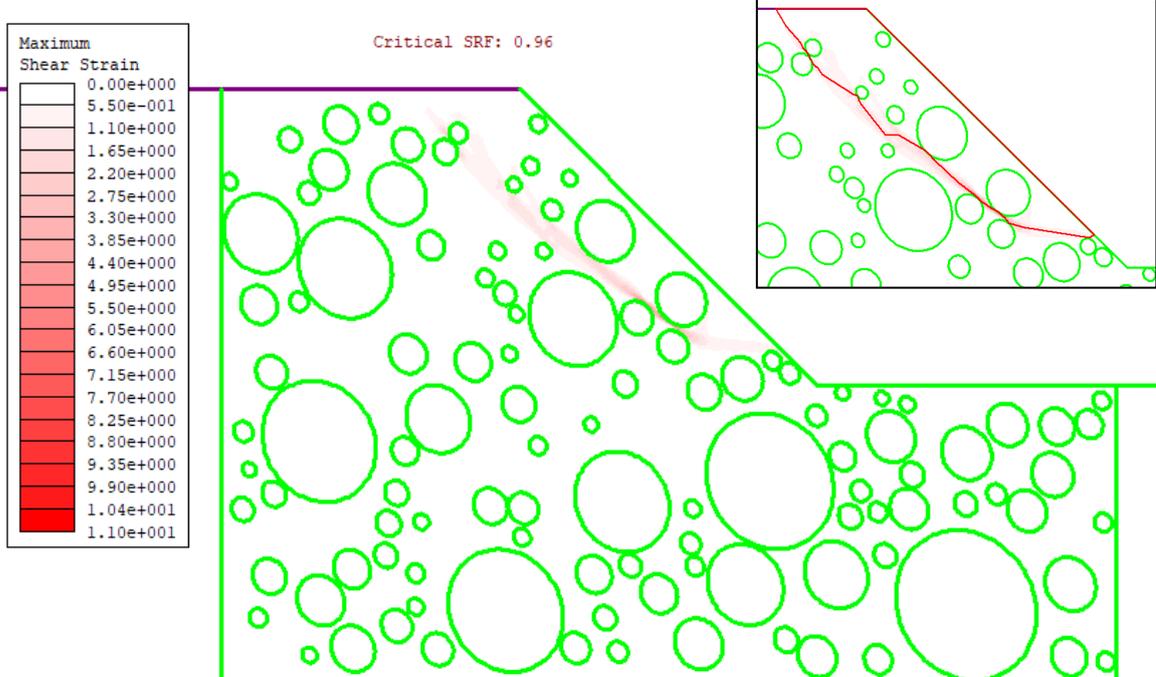
60_40_5



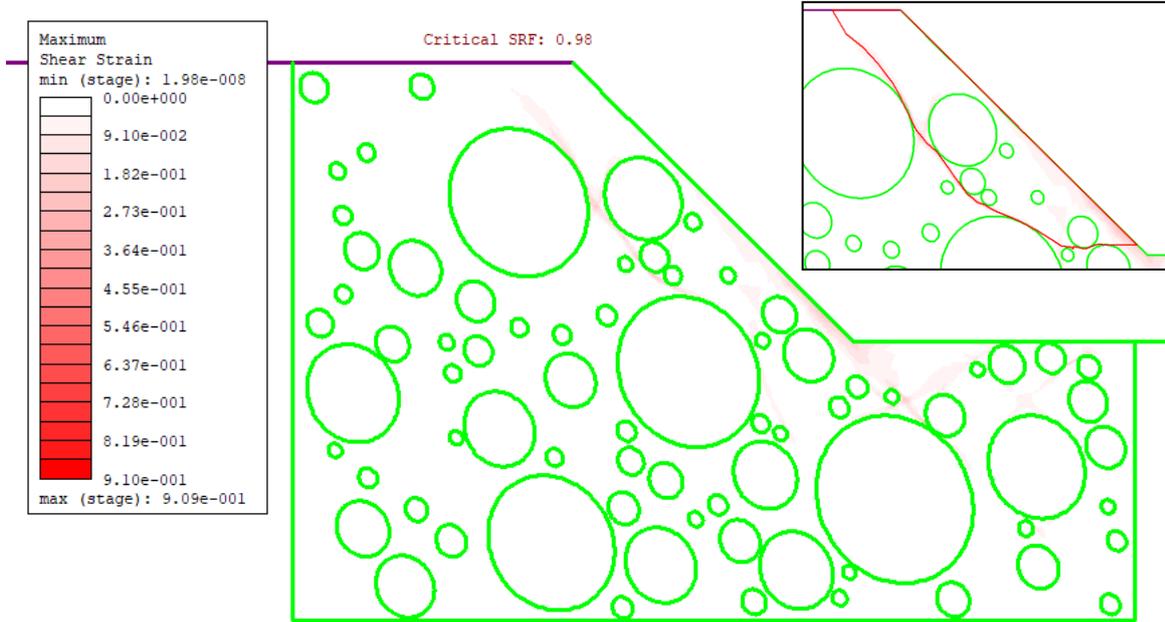
60_40_6



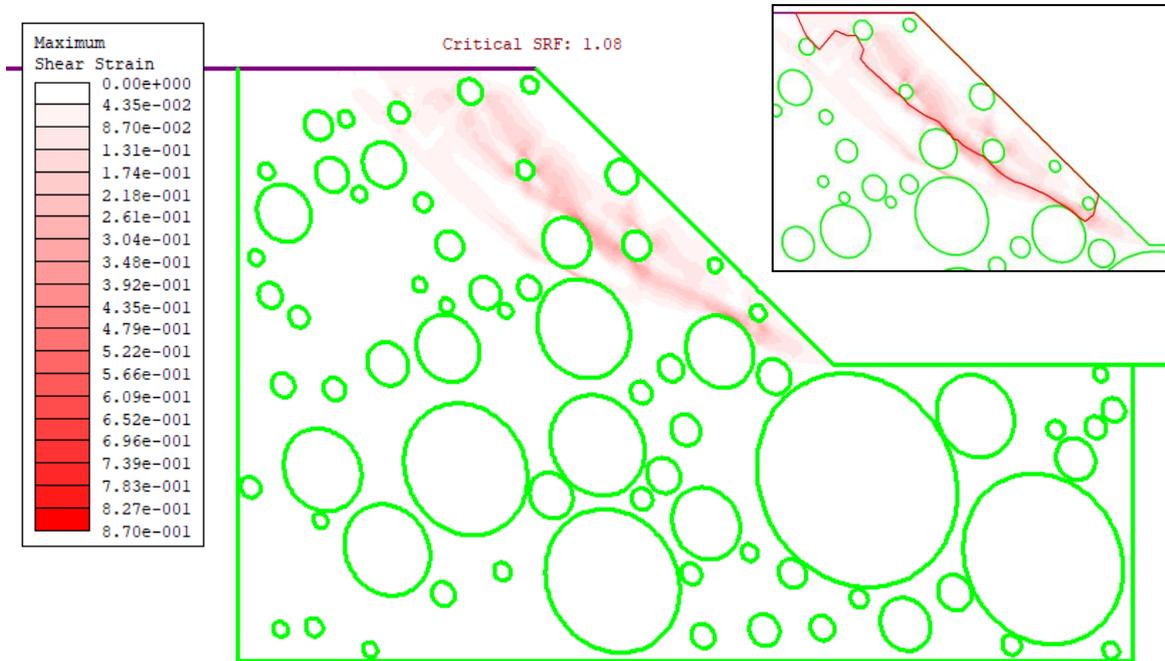
60_40_7



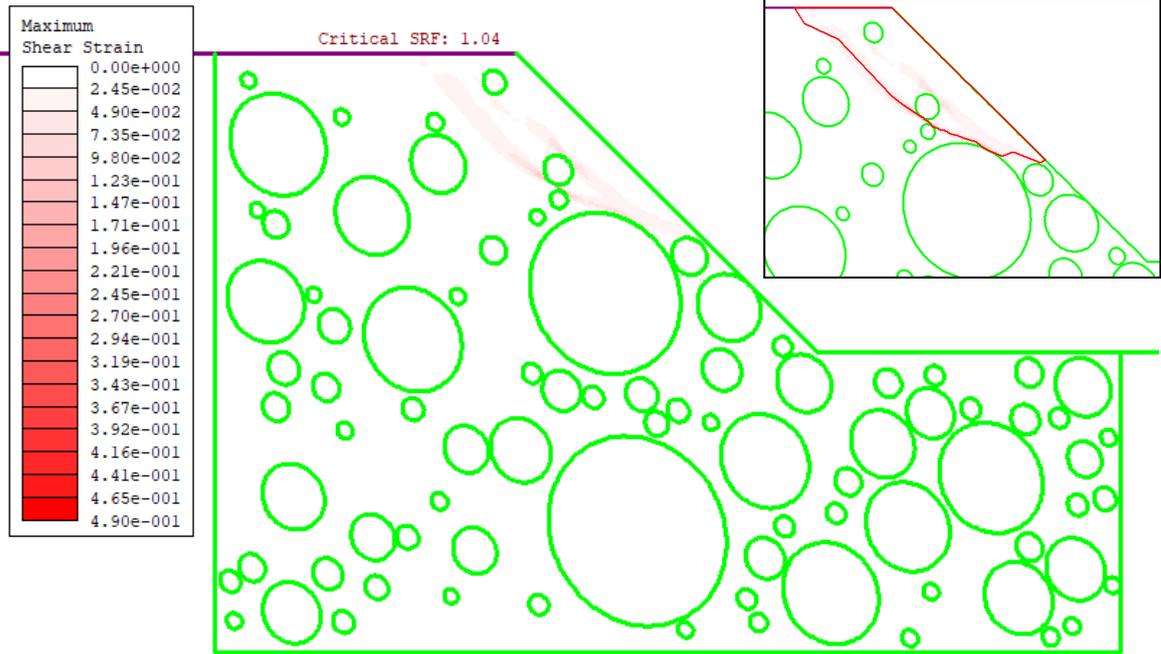
60_40_8



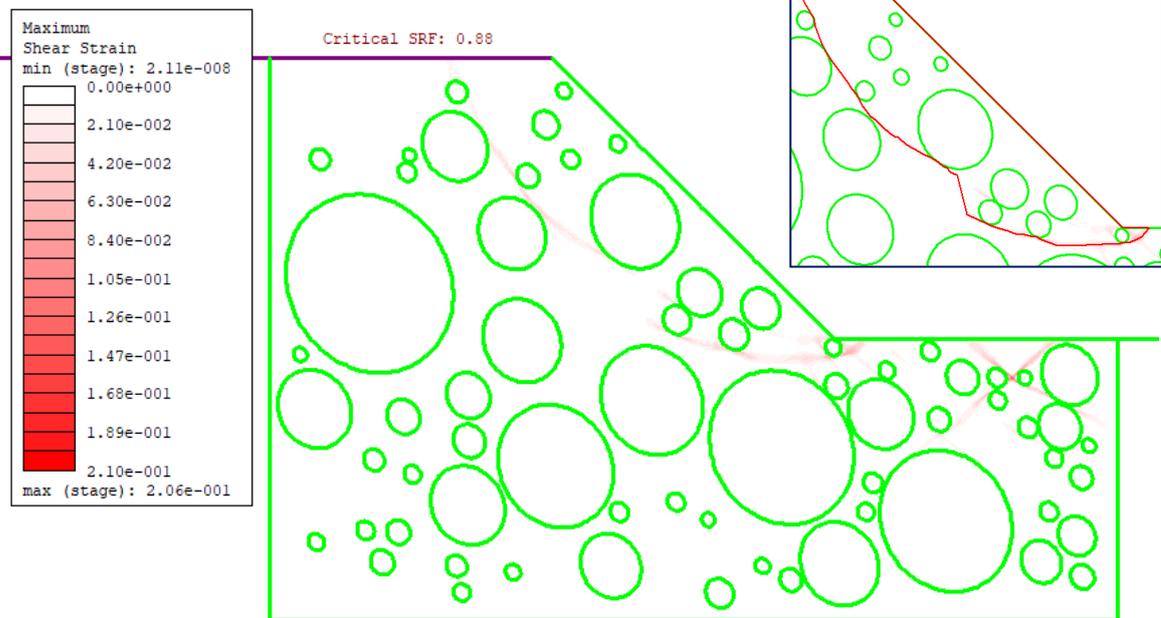
60_40_9



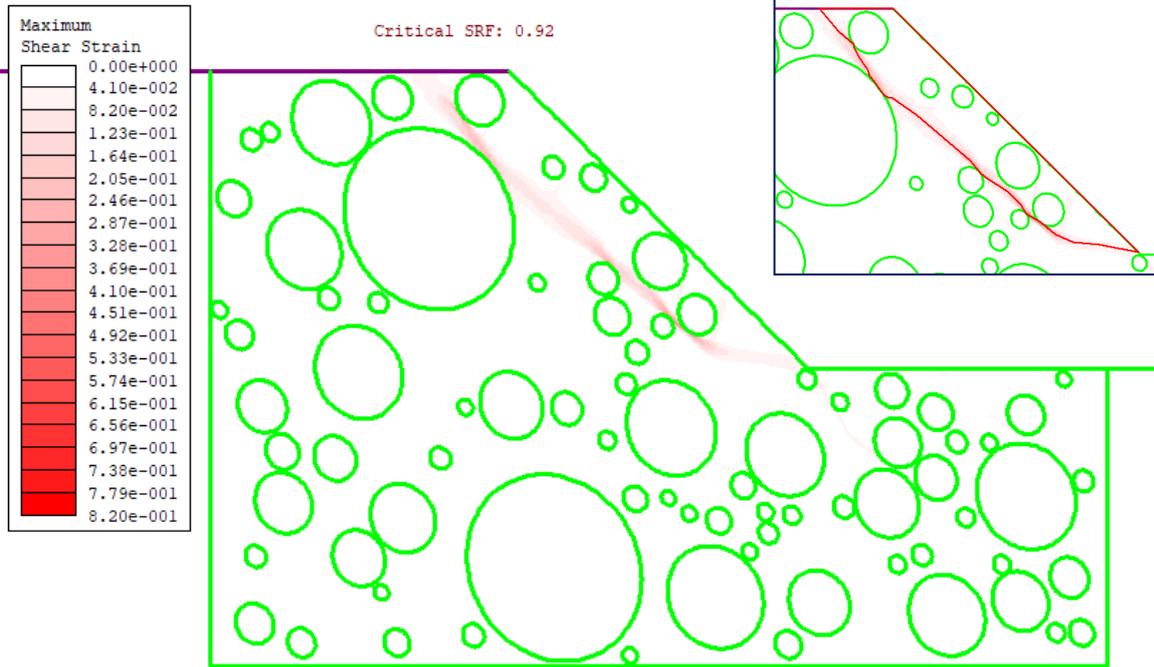
60_40_10



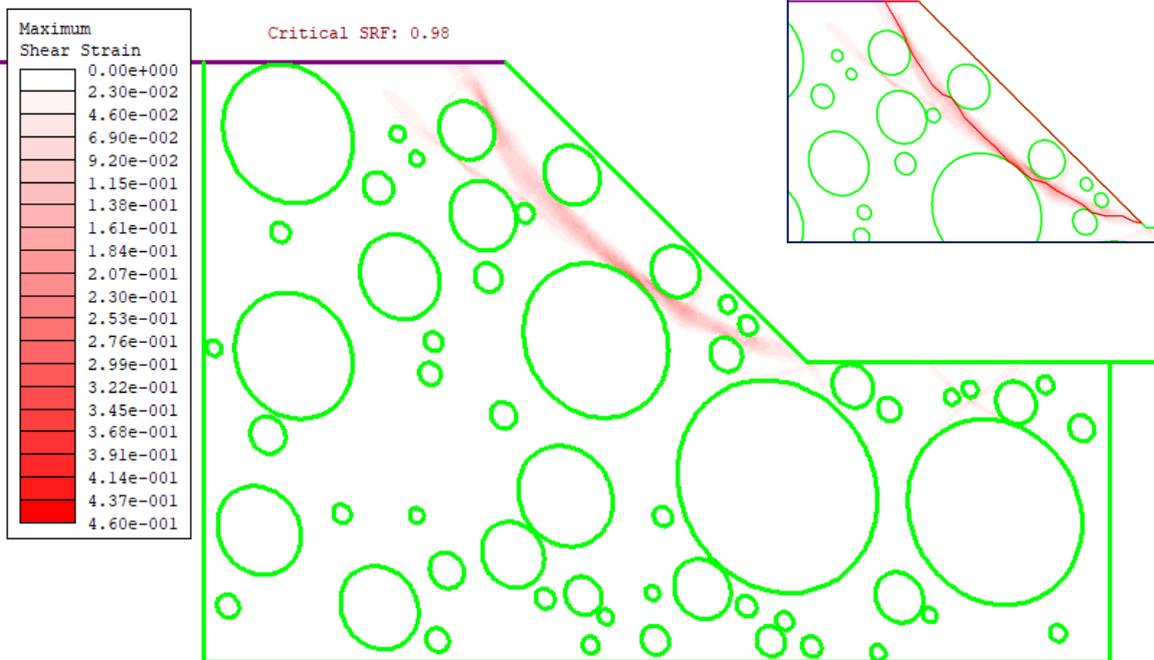
60_40_11



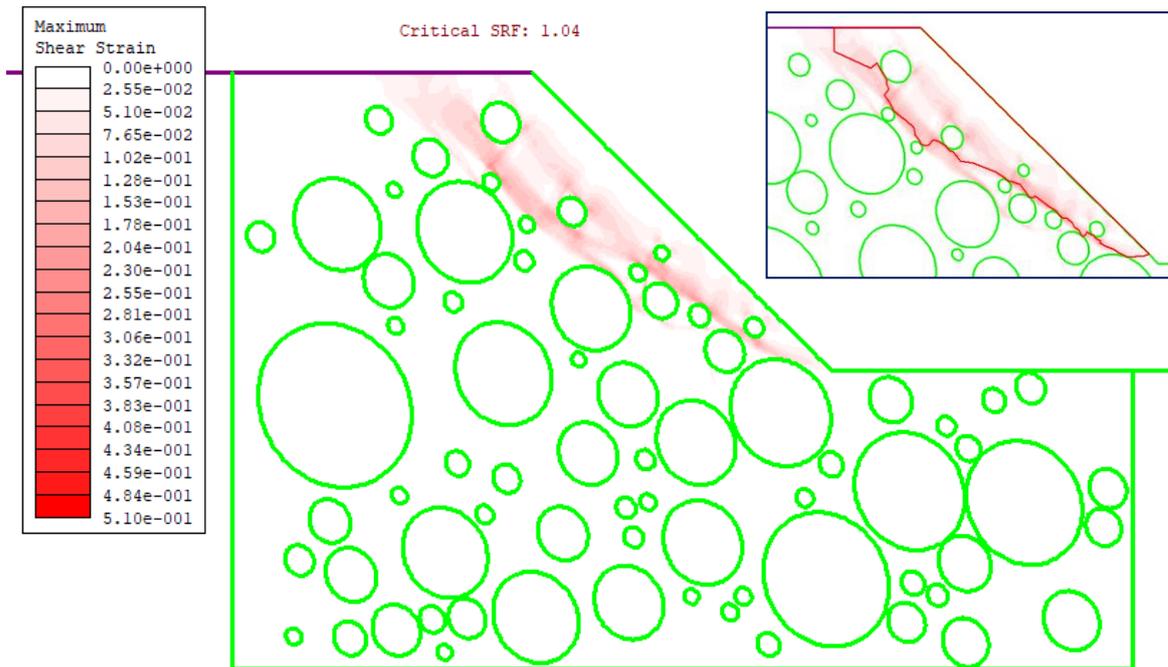
60_40_12



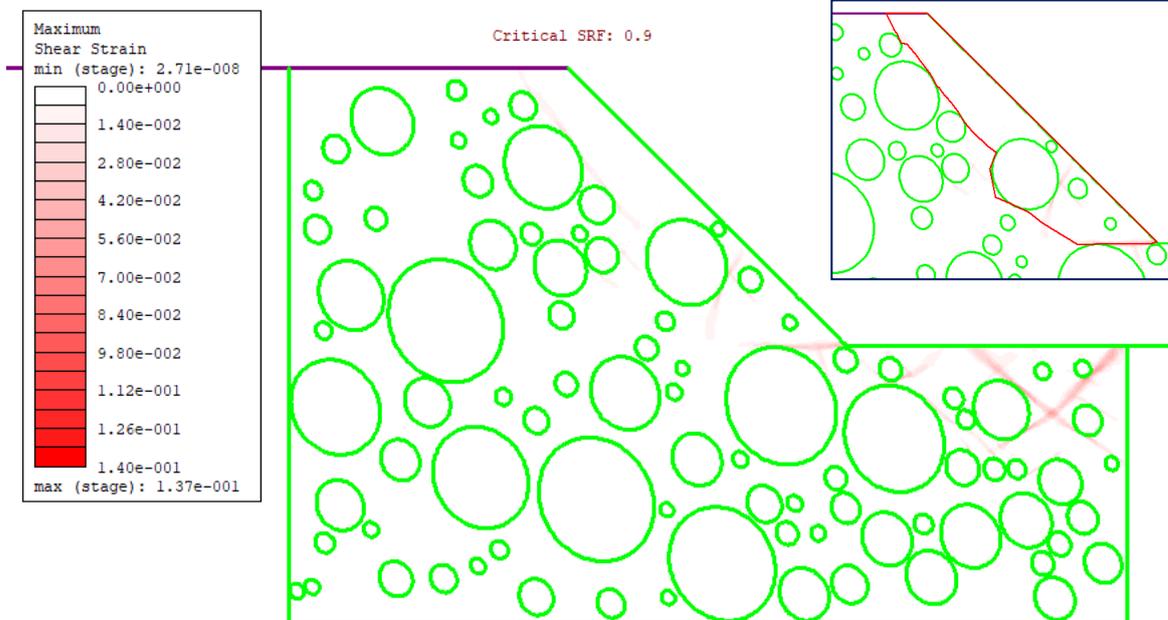
60_40_13



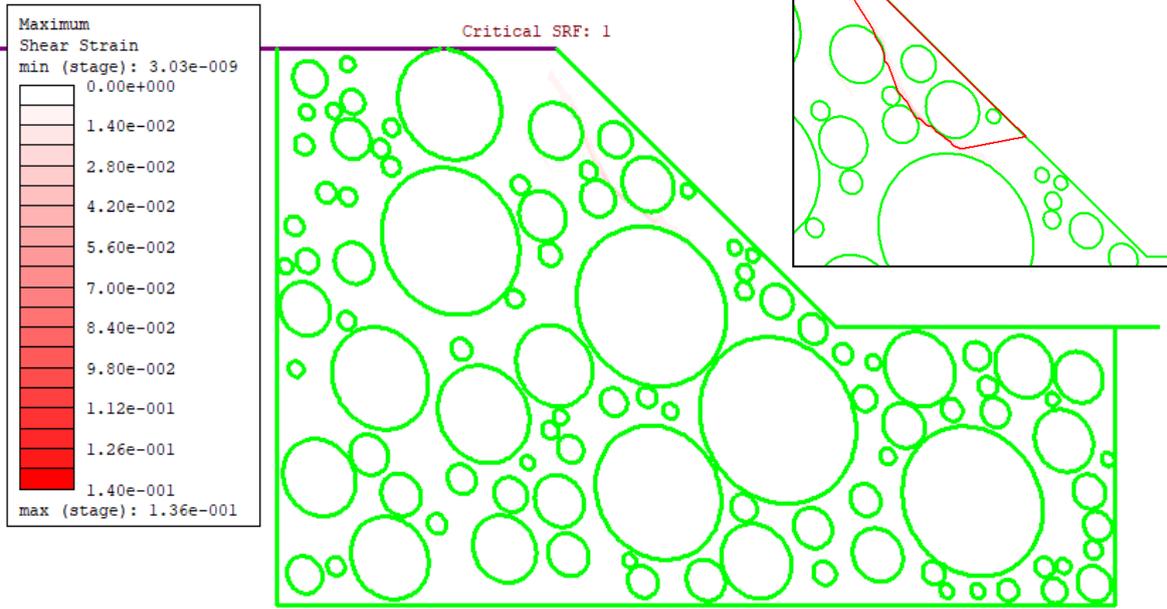
60_40_14



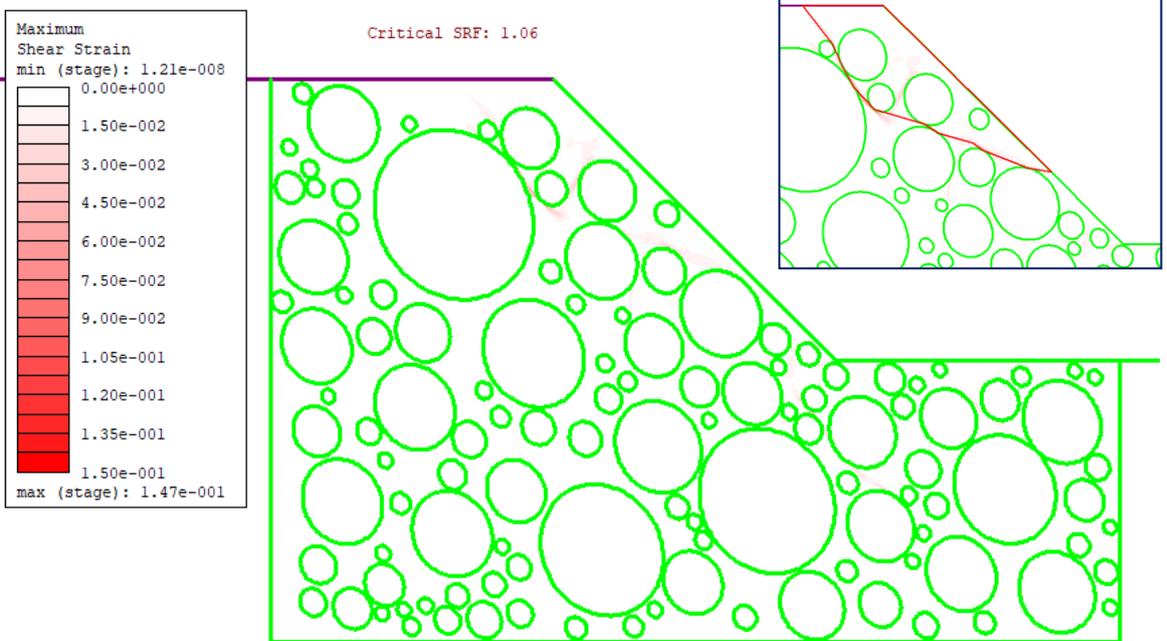
60_40_15



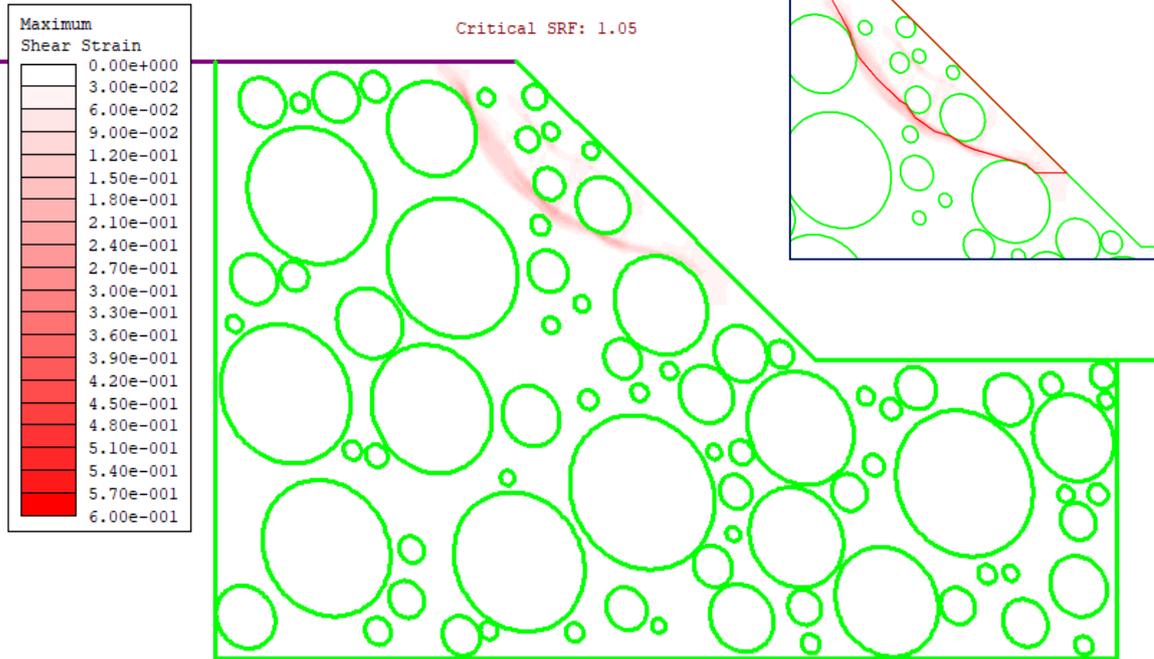
60_55_1



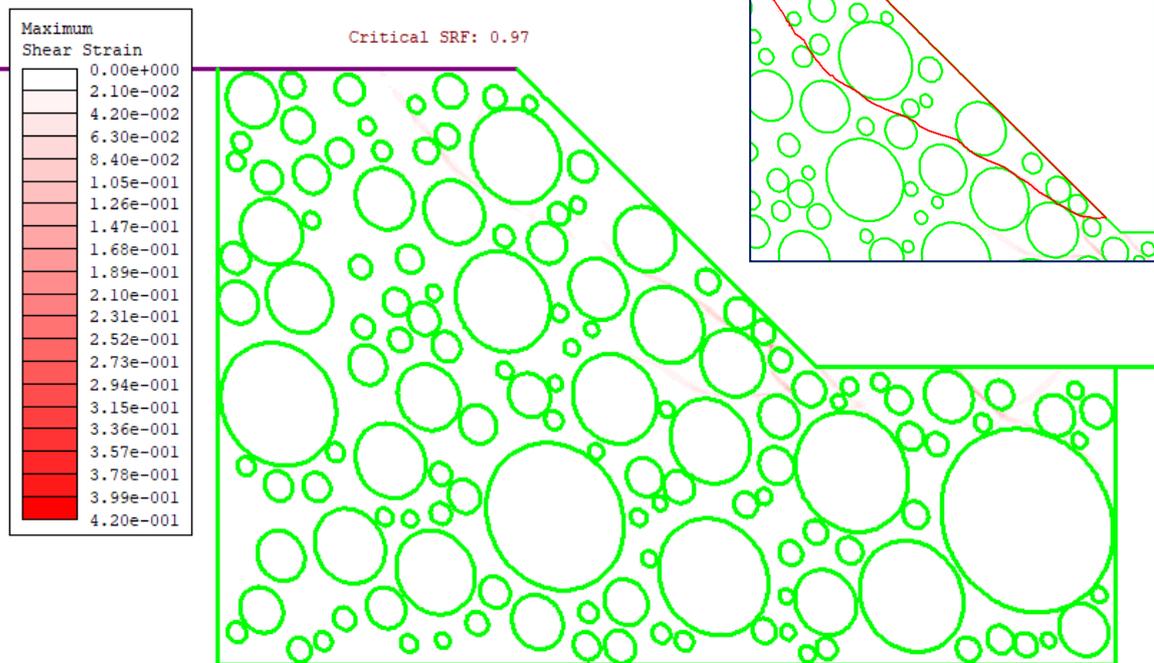
60_55_2



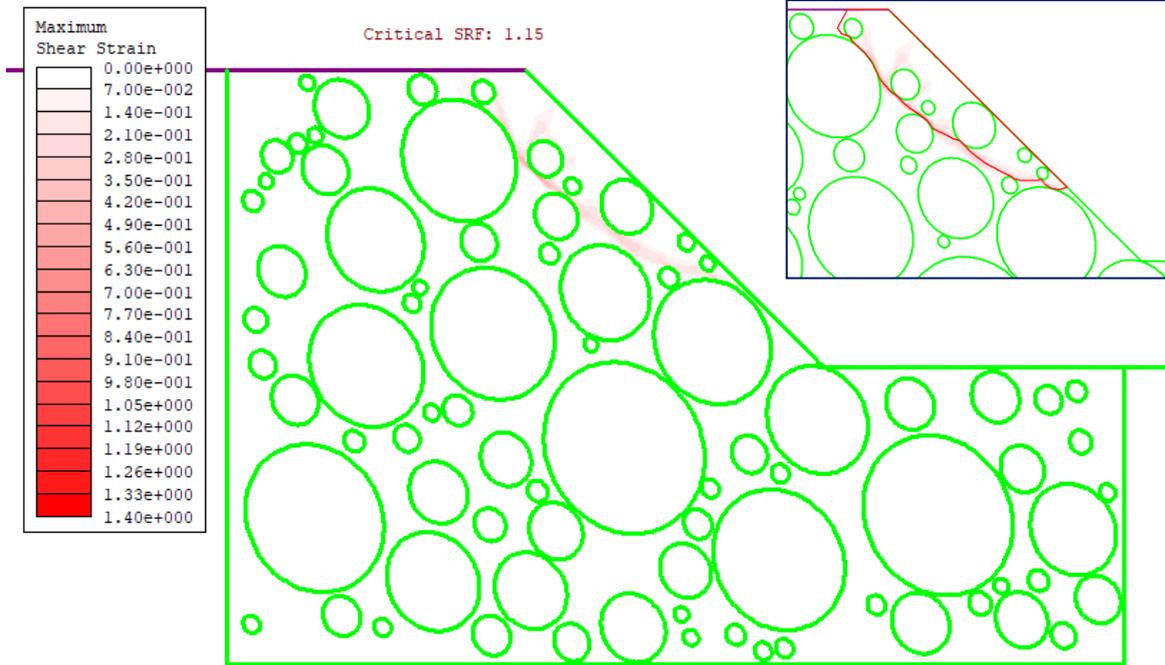
60_55_3



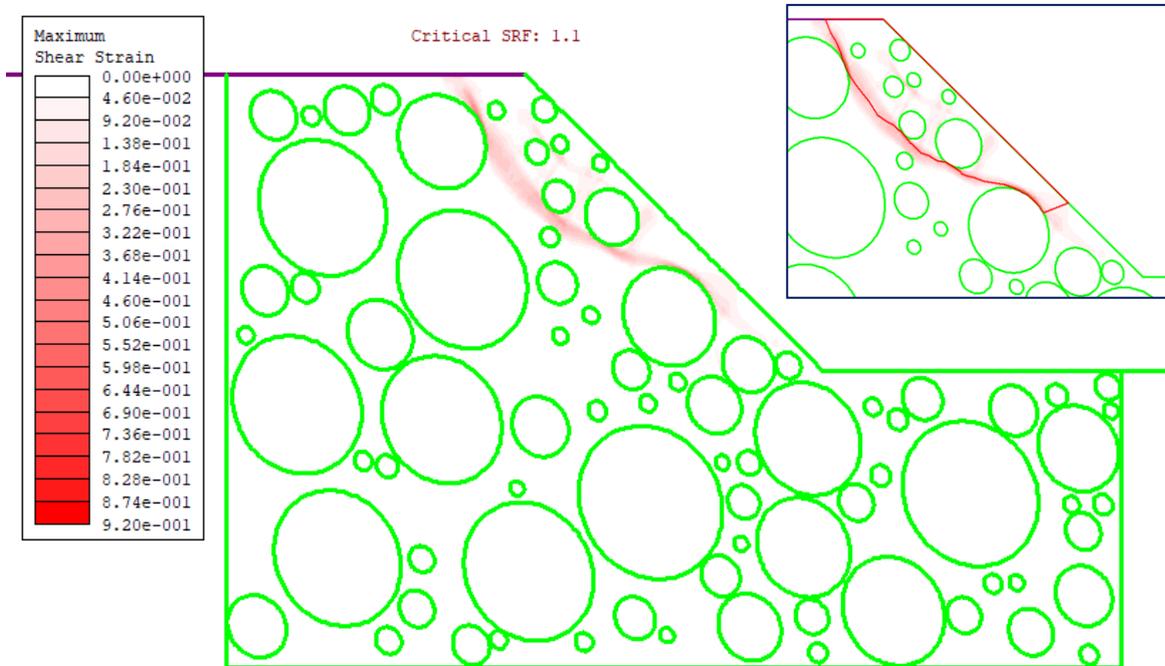
60_55_4



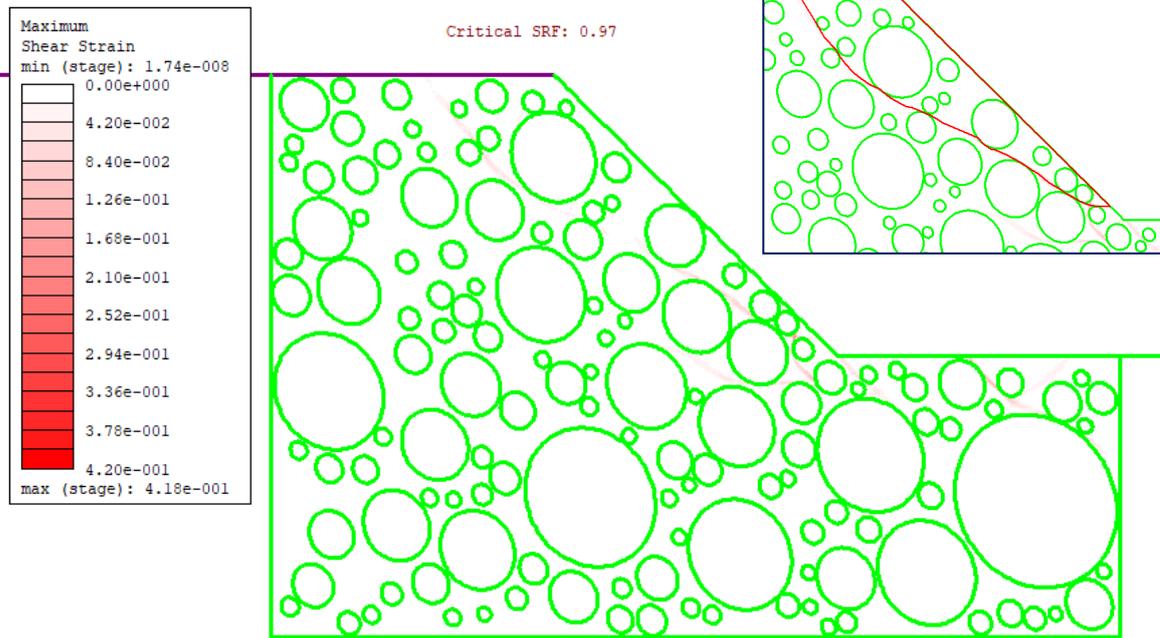
60_55_5



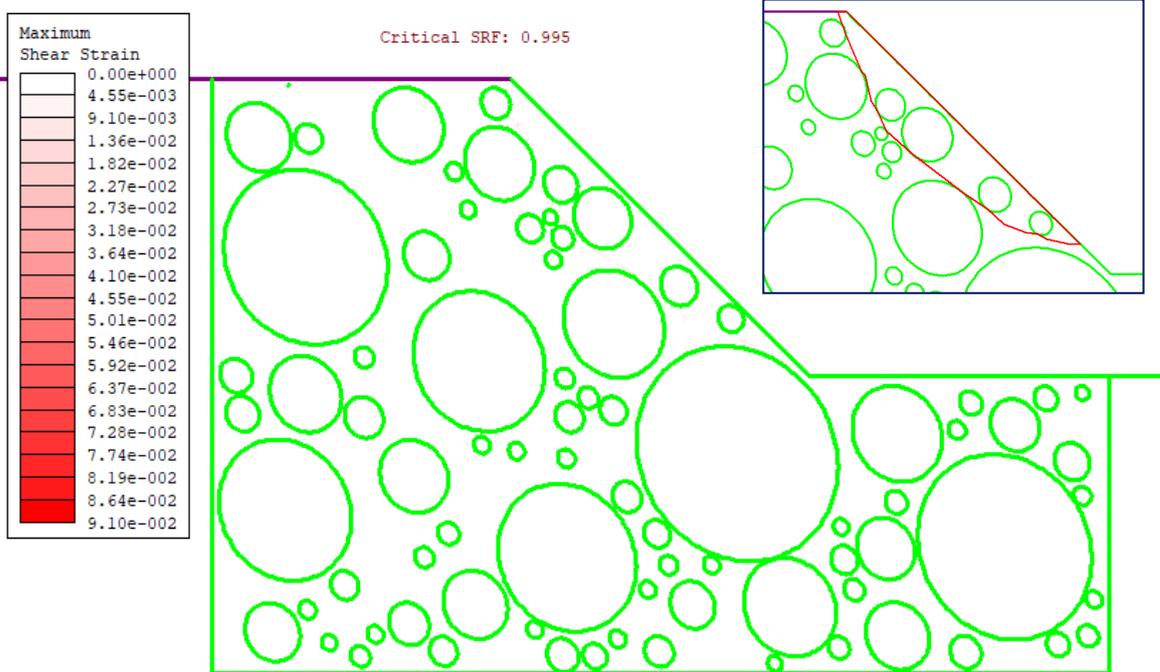
60_55_6



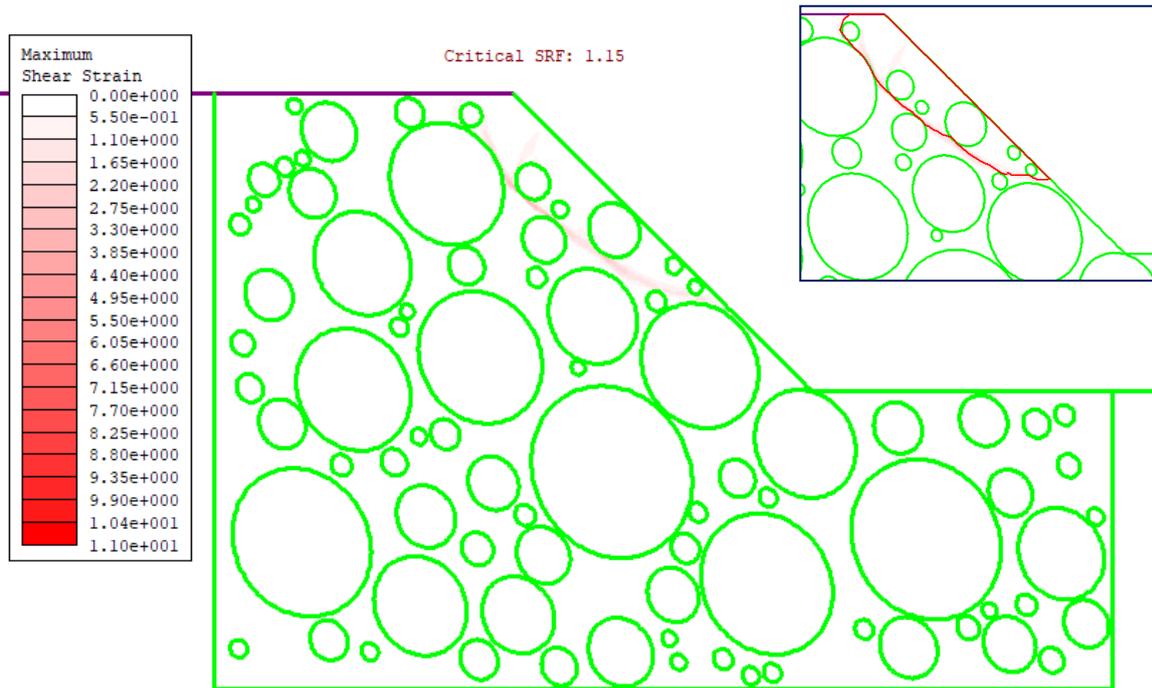
60_55_7



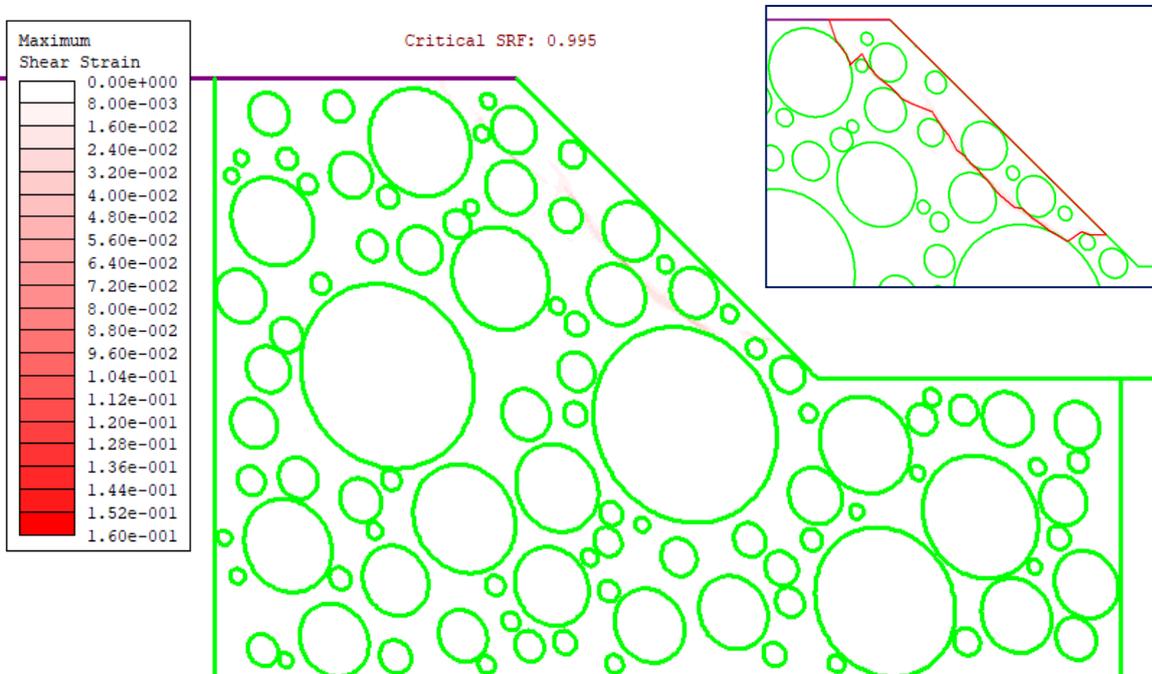
60_55_8



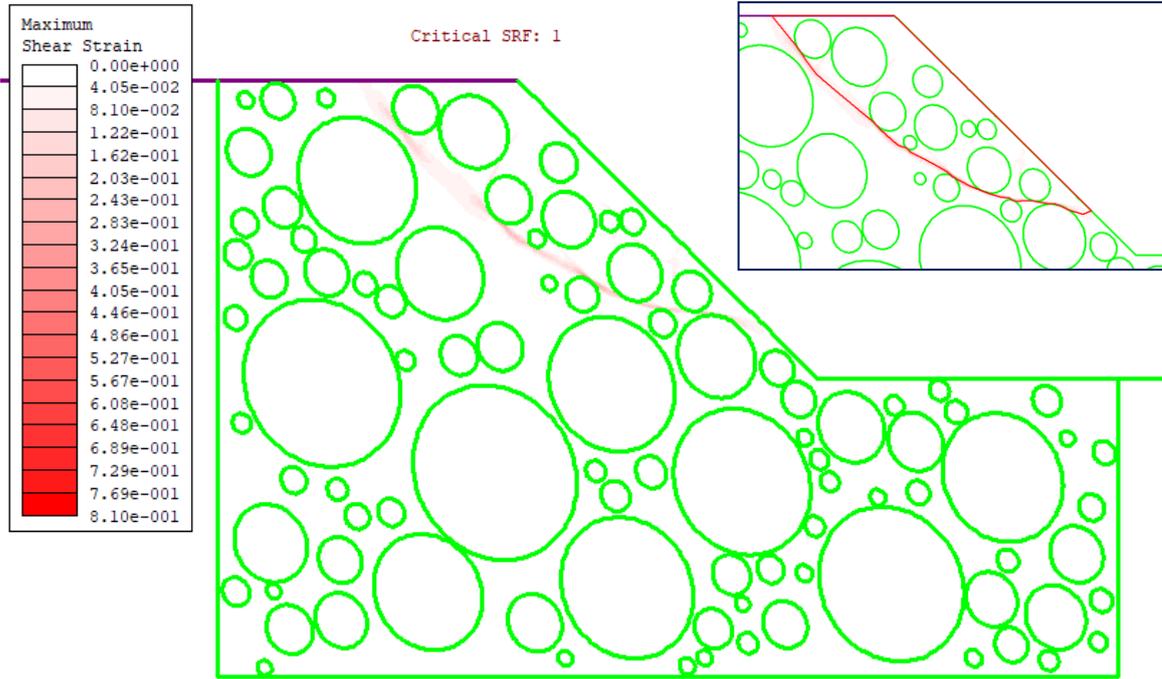
60_55_9



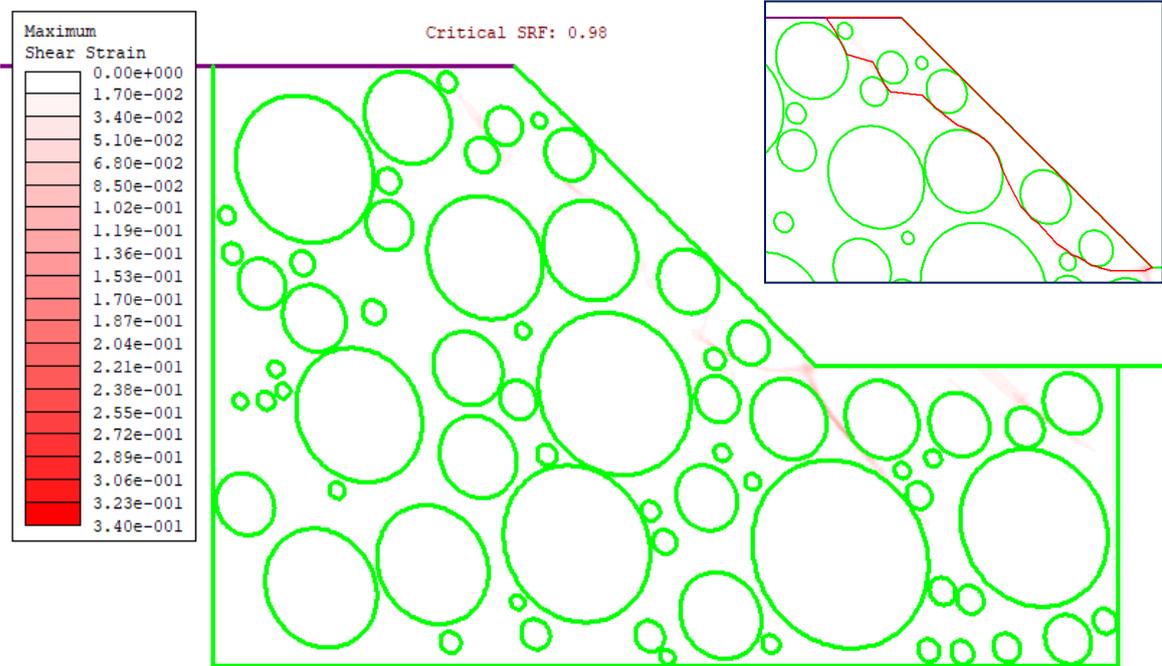
60_55_10



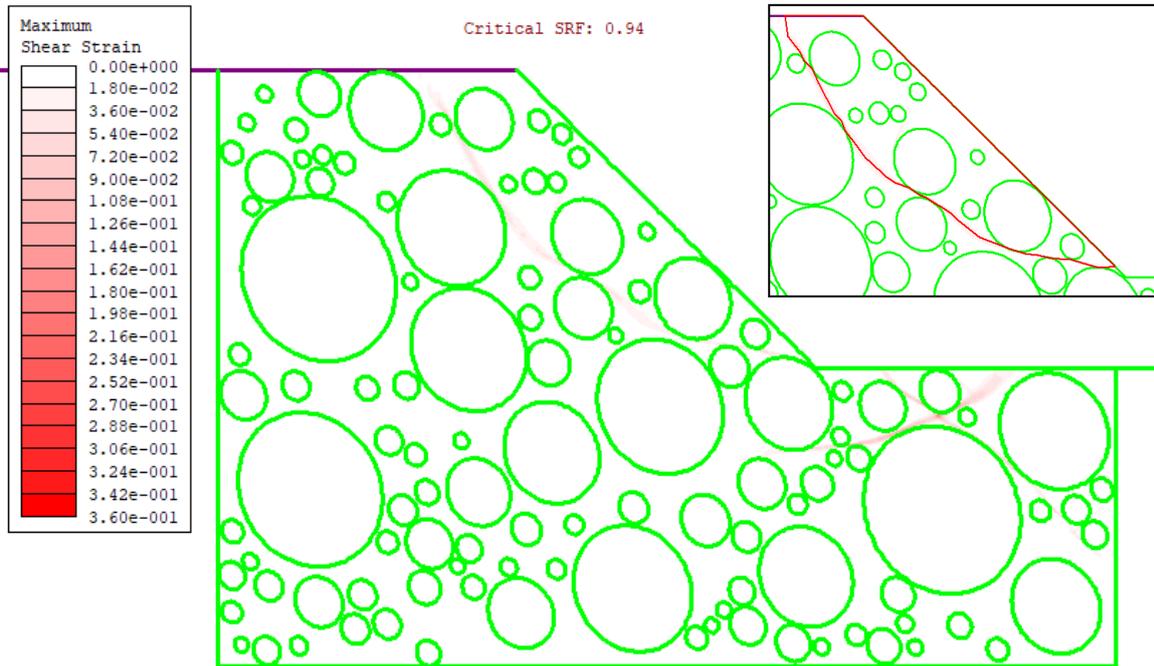
60_55_11



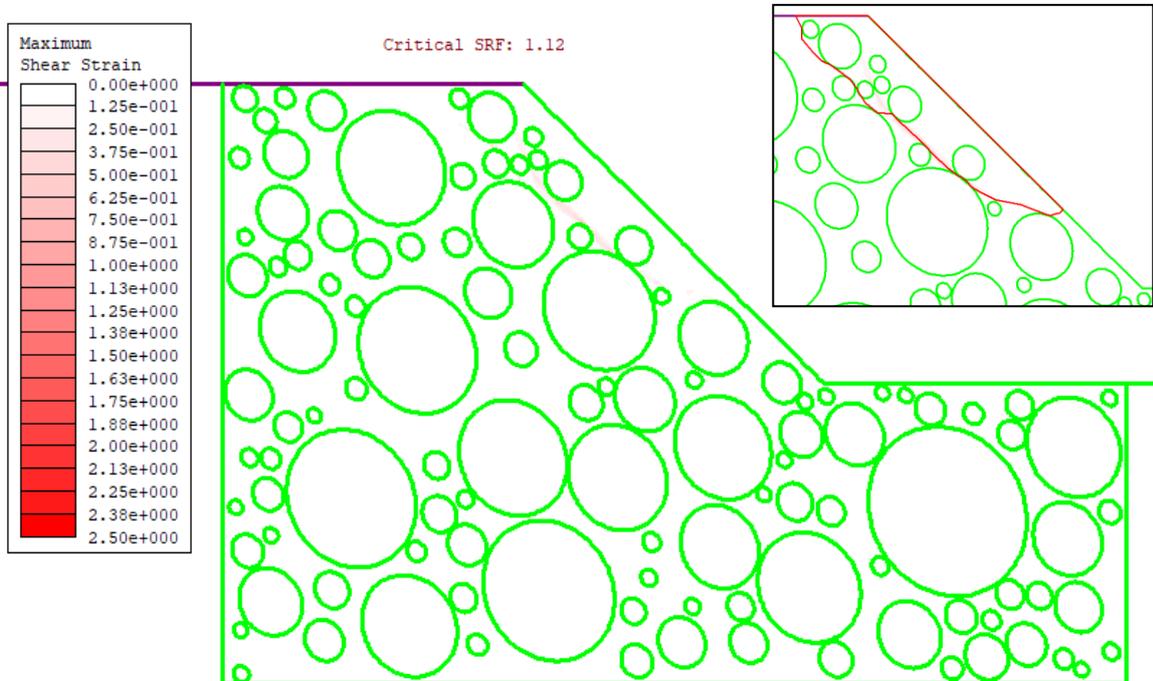
60_55_12



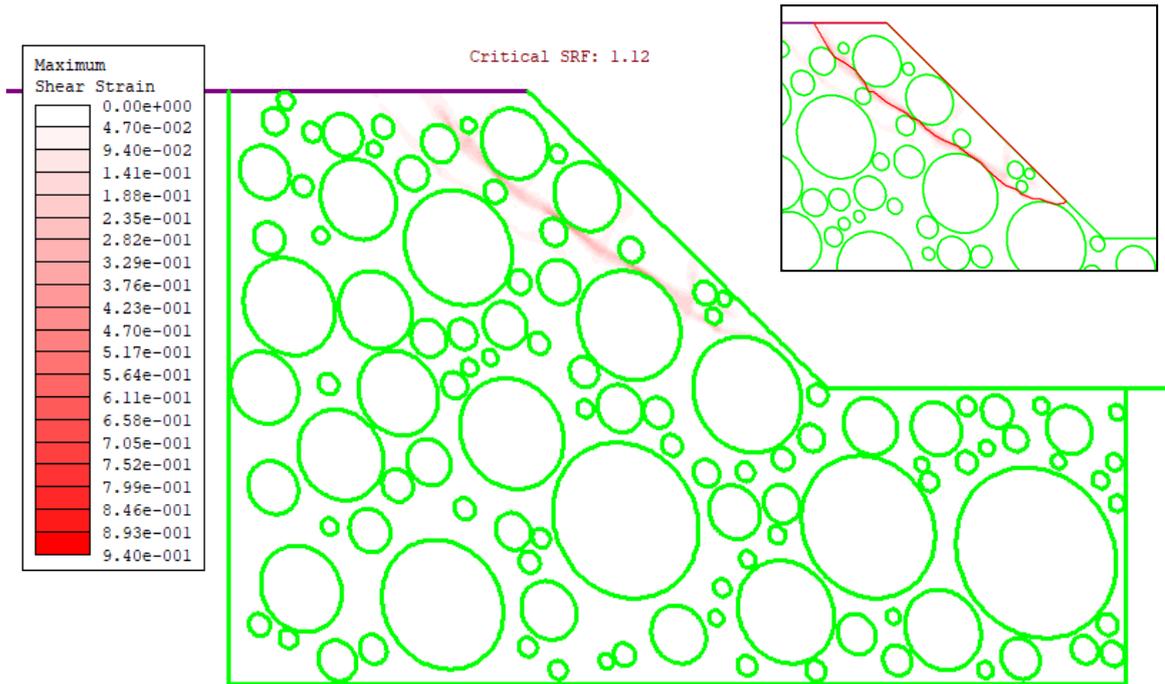
60_55_13



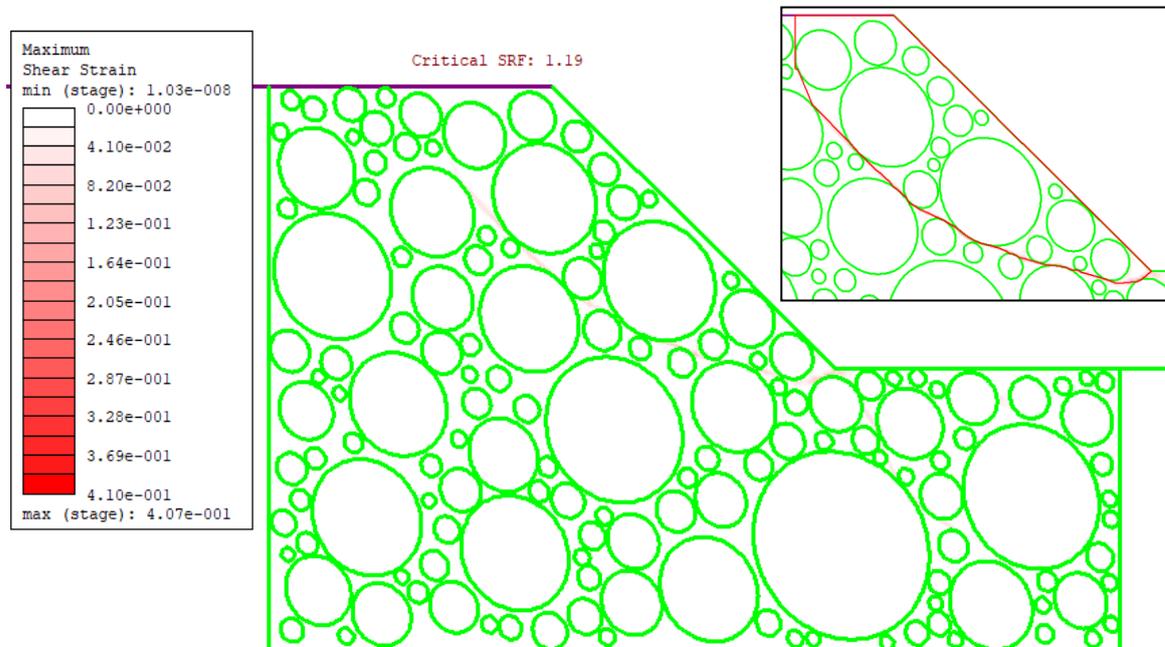
60_55_14



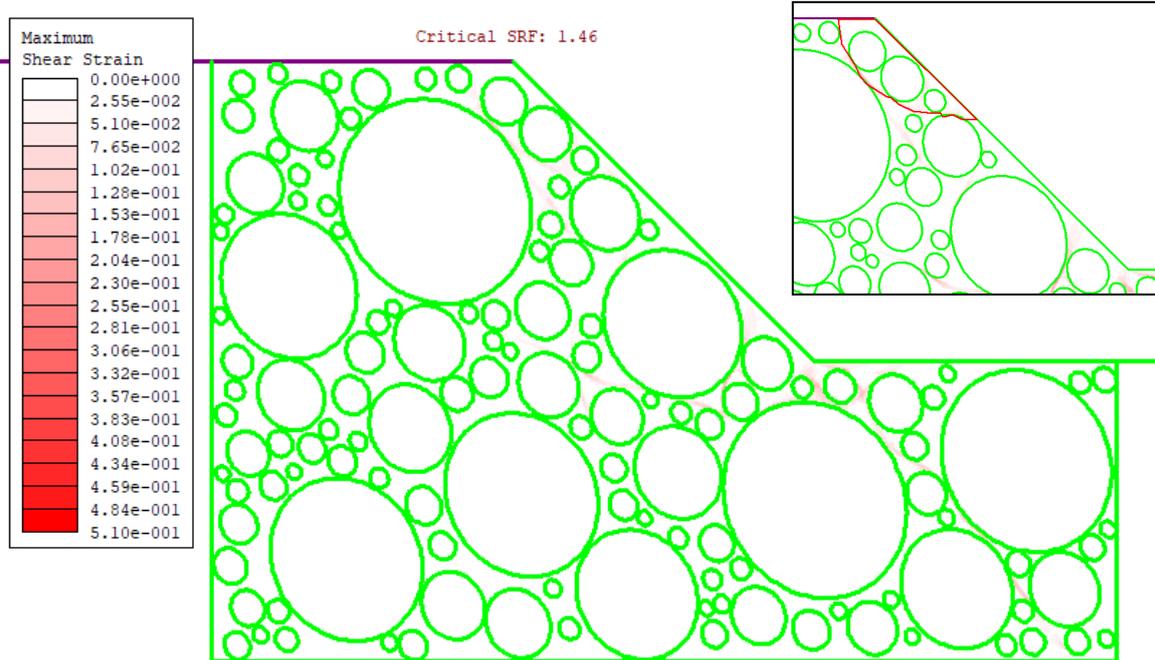
60_55_15



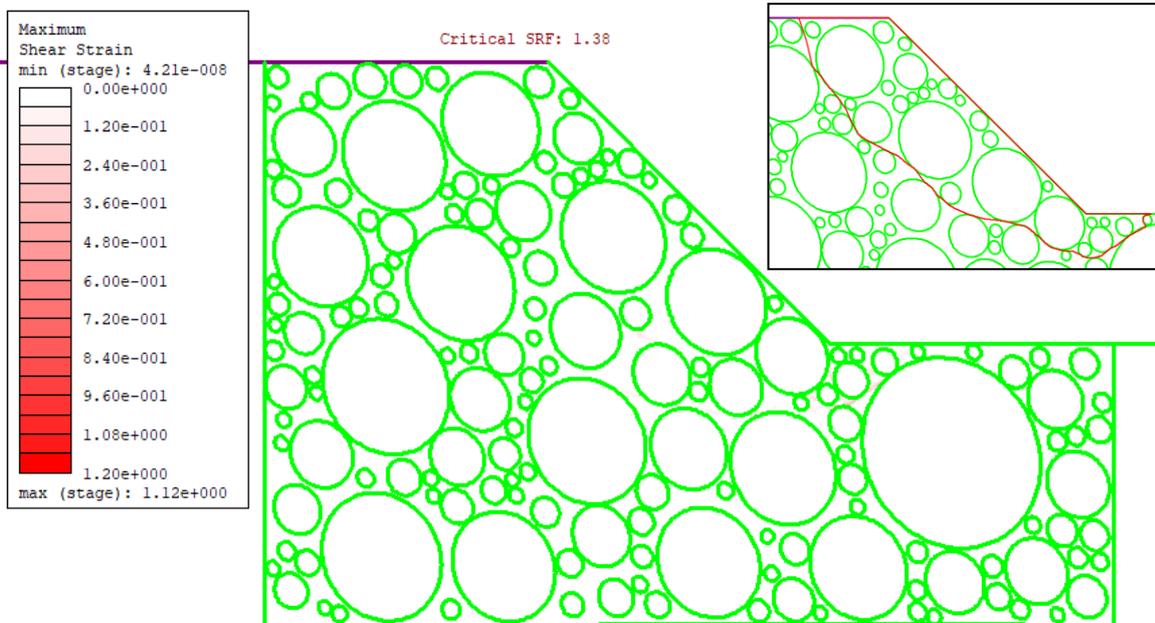
60_70_1



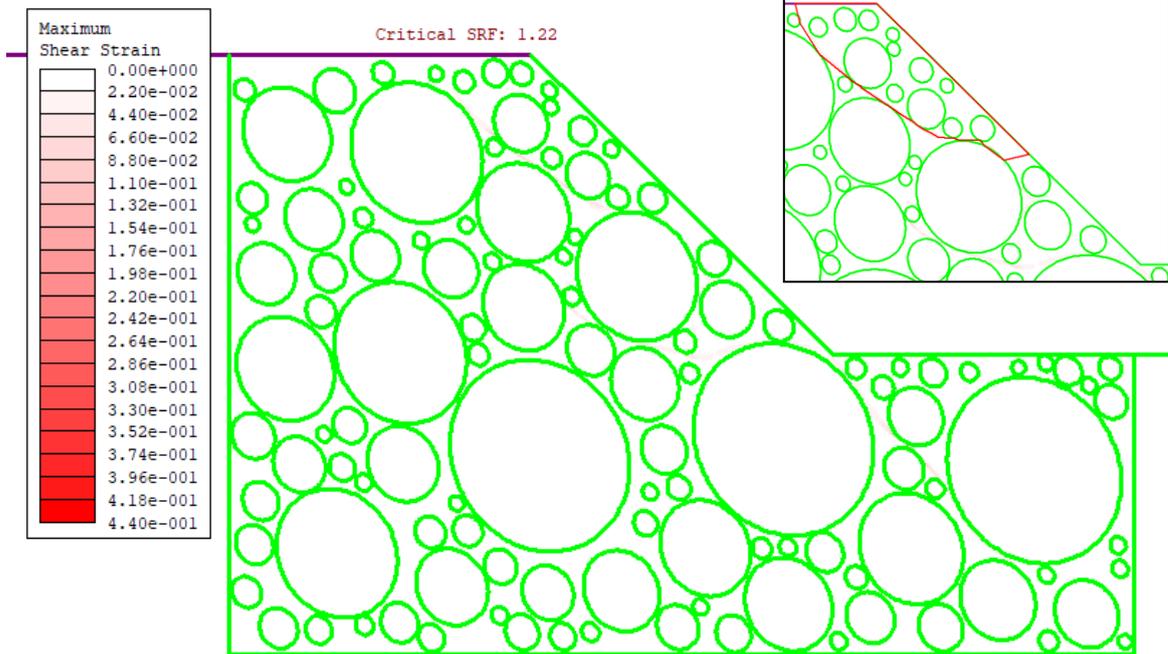
60_70_2



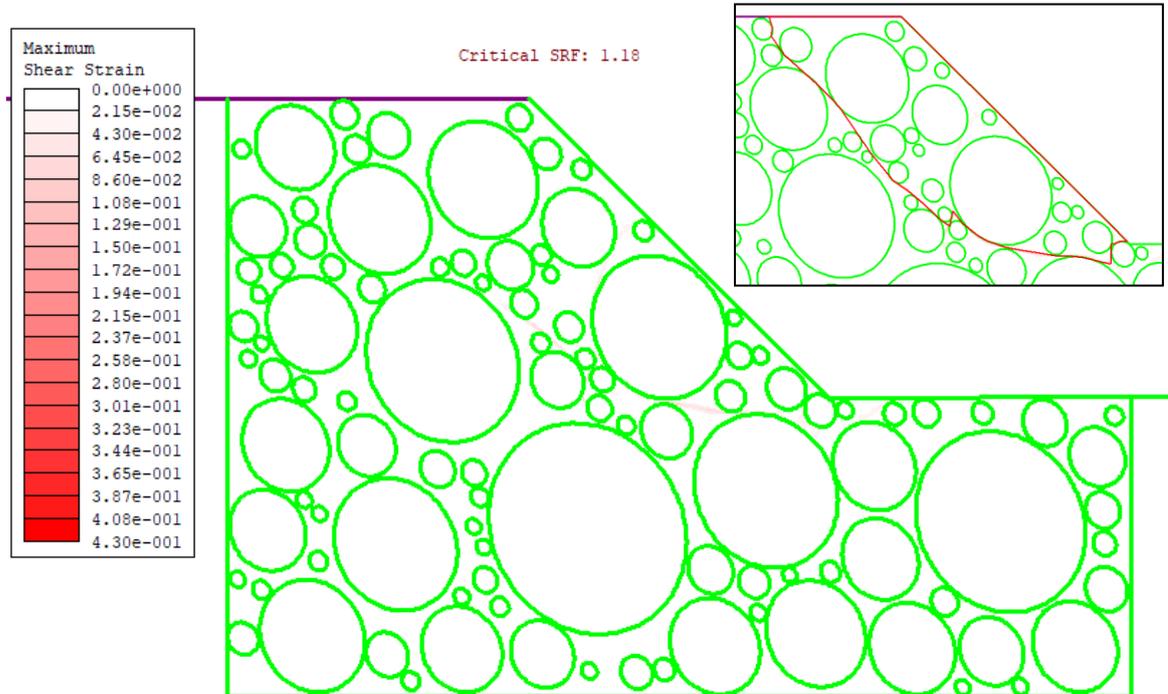
60_70_3



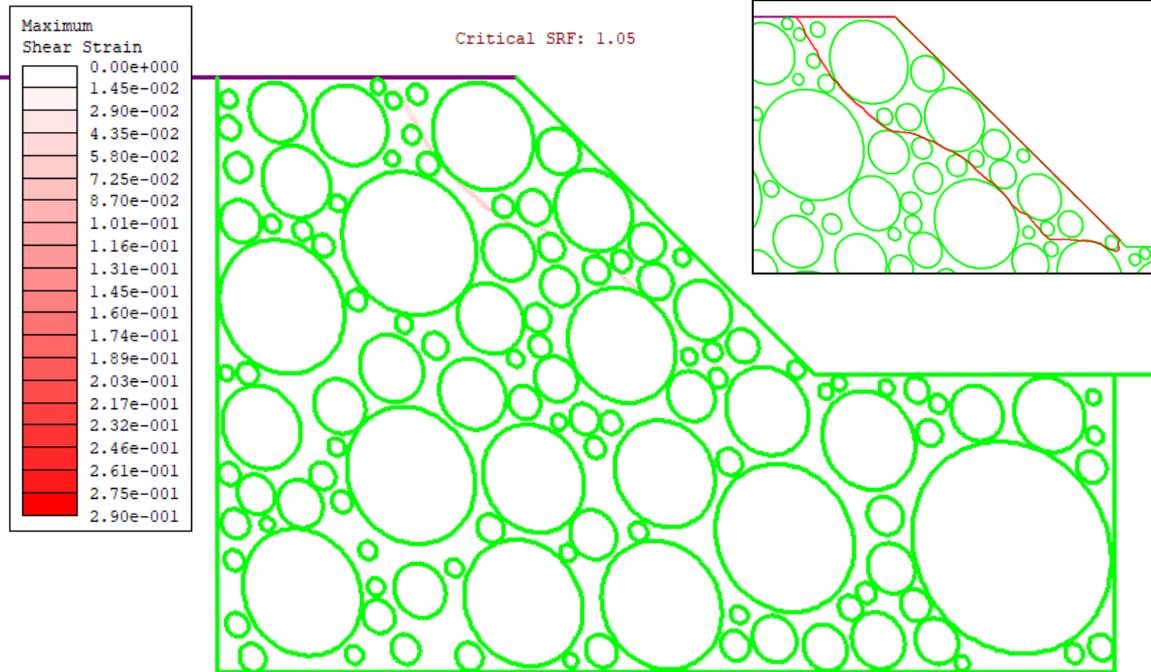
60_70_4



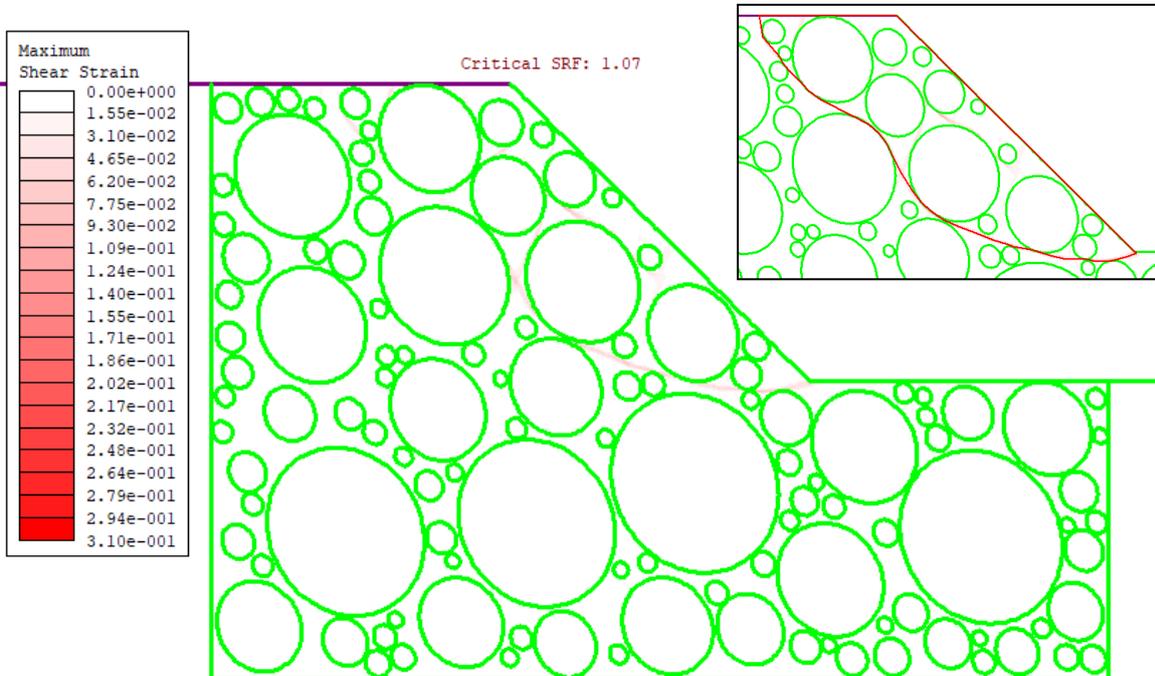
60_70_5



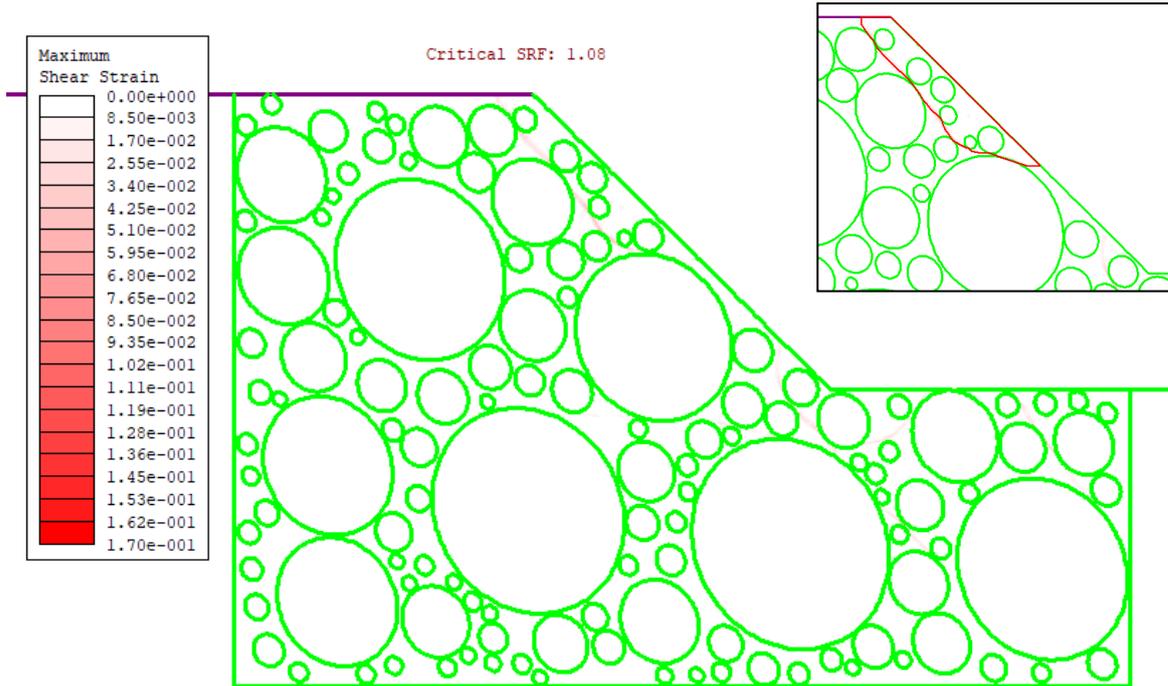
60_70_6



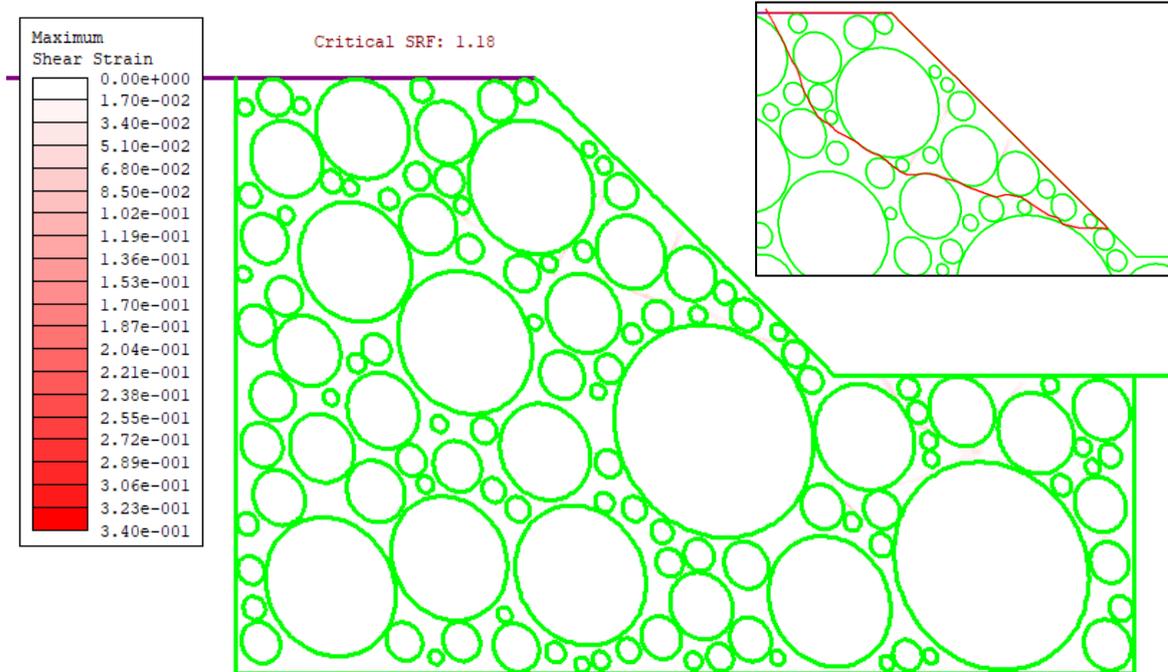
60_70_7



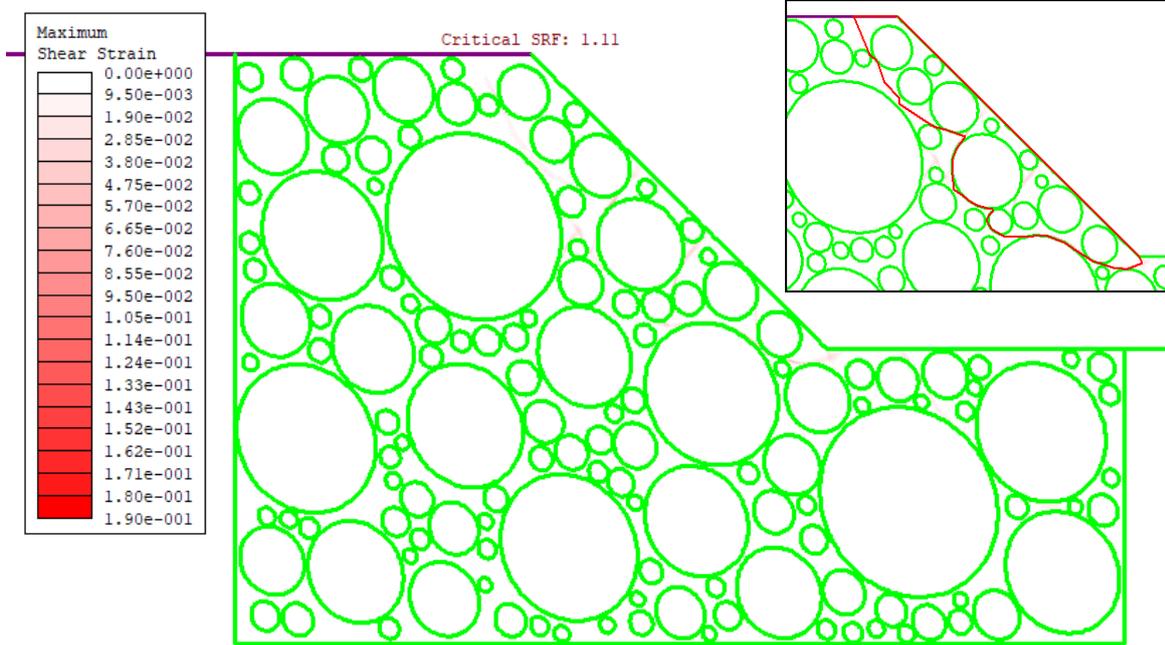
60_70_8



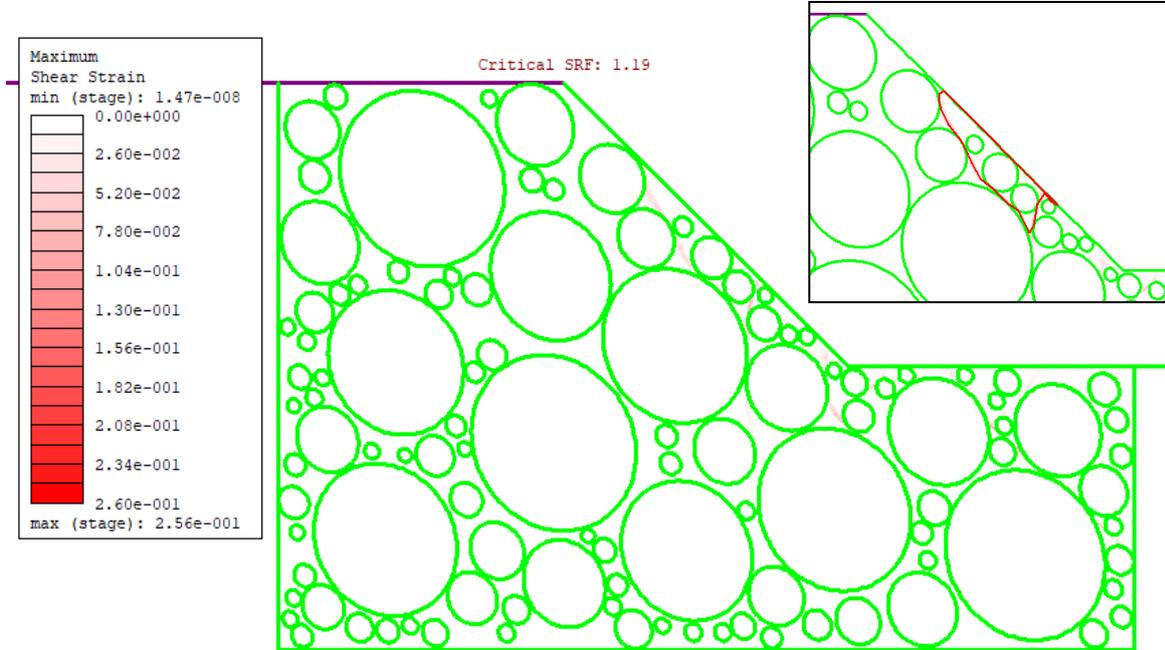
60_70_9



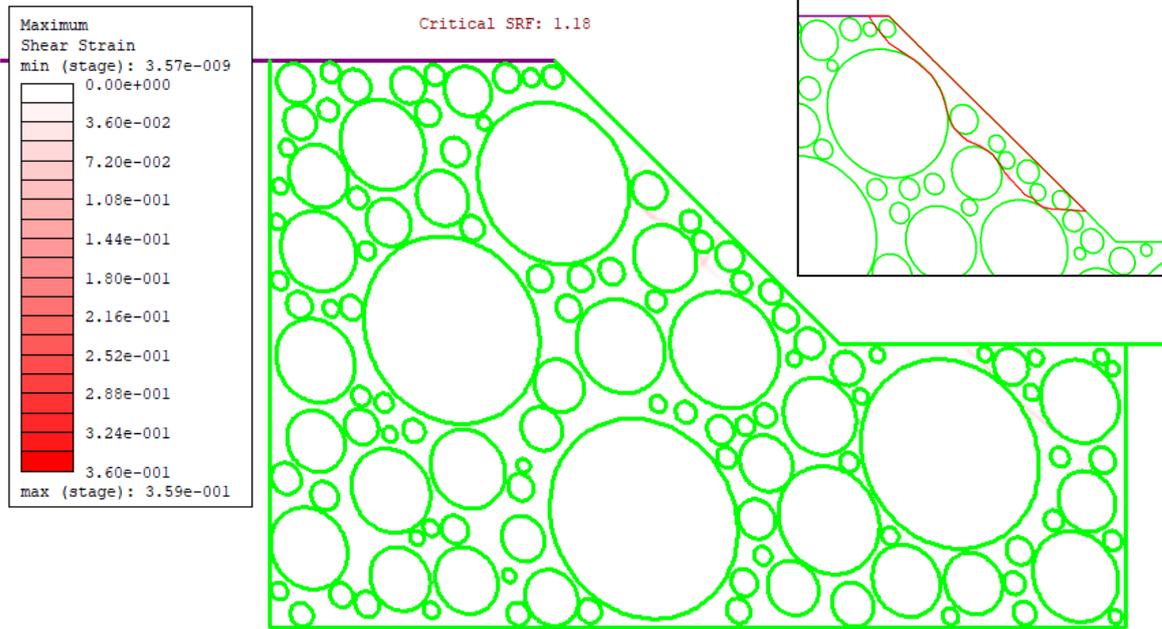
60_70_10



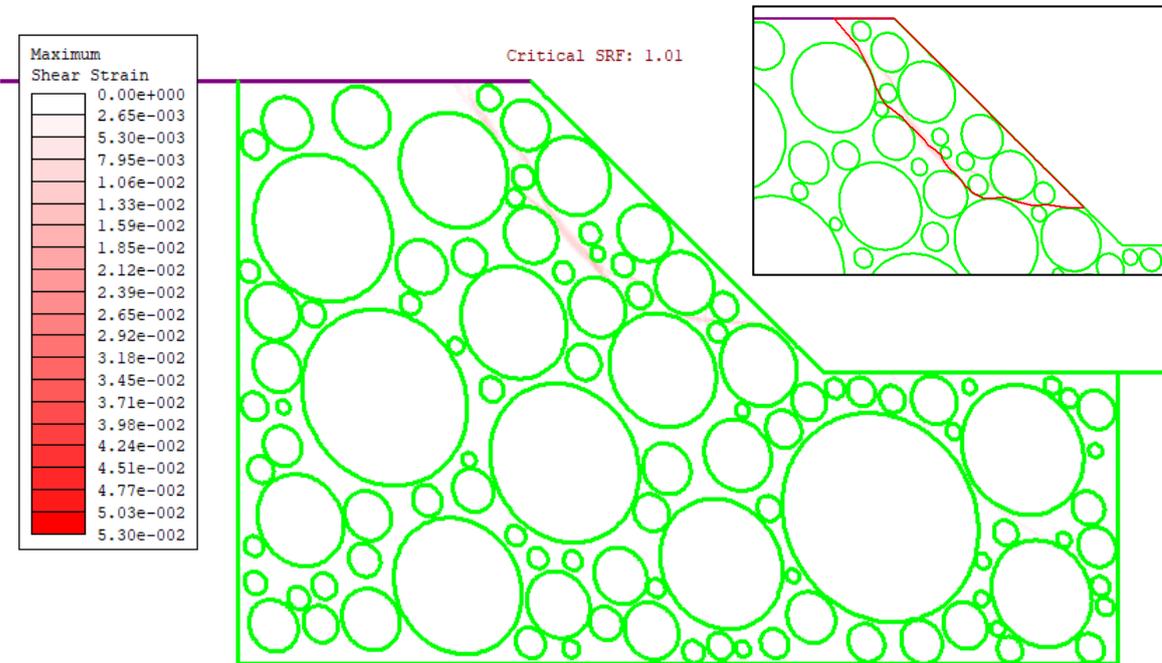
60_70_11



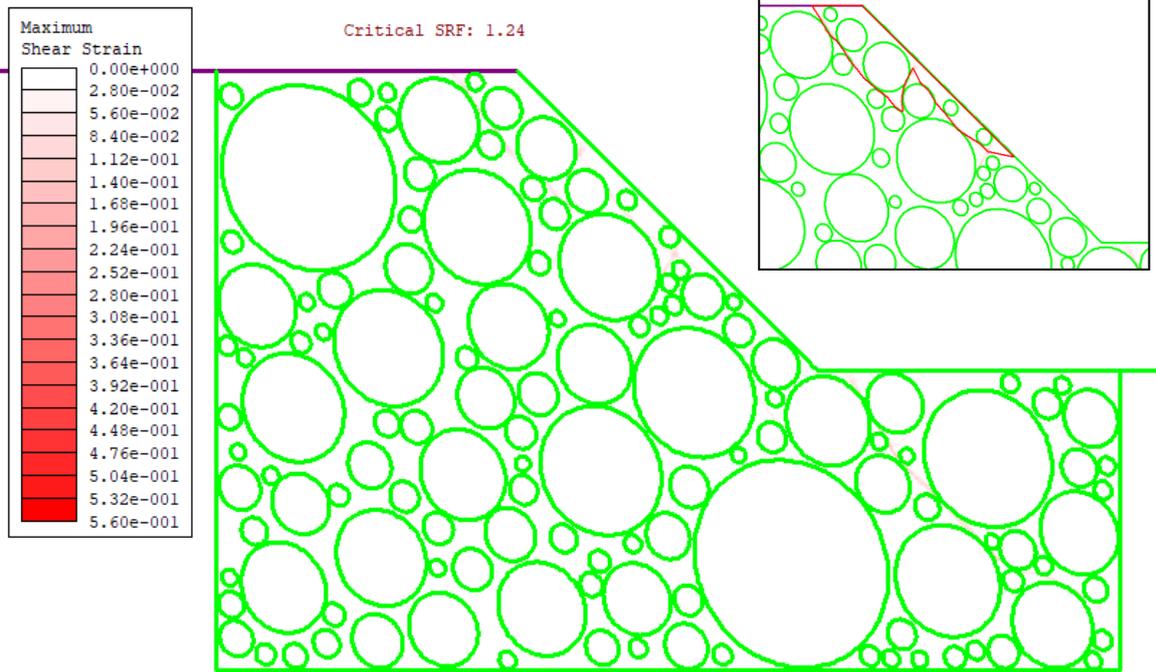
60_70_12



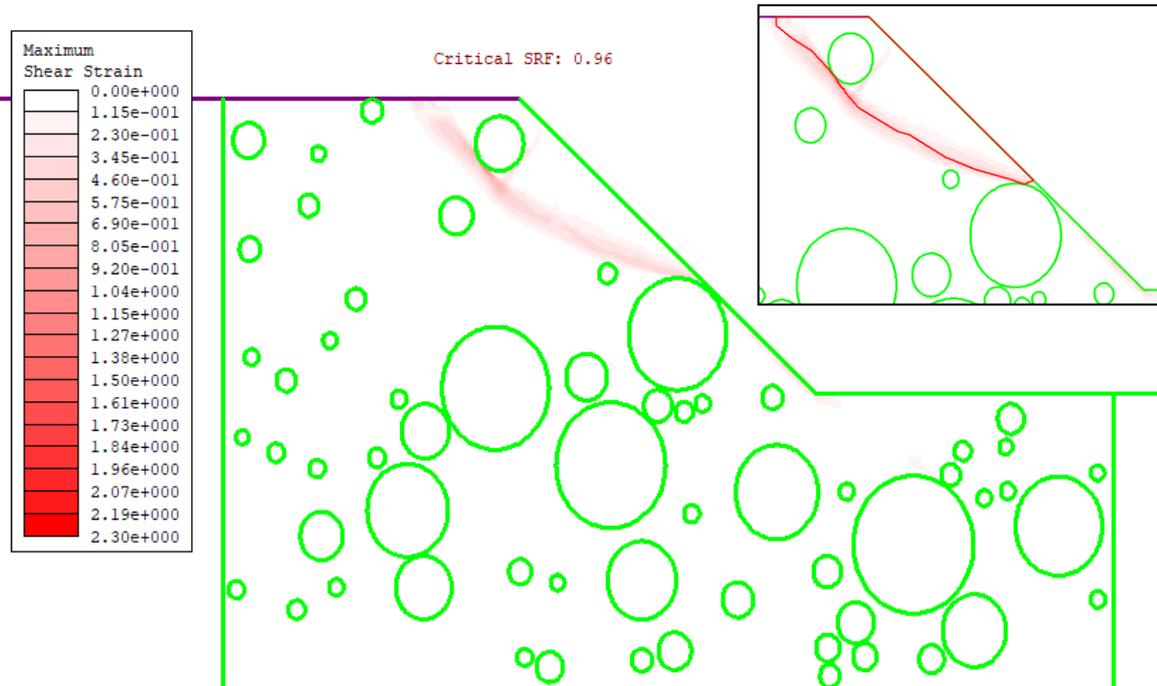
60_70_13



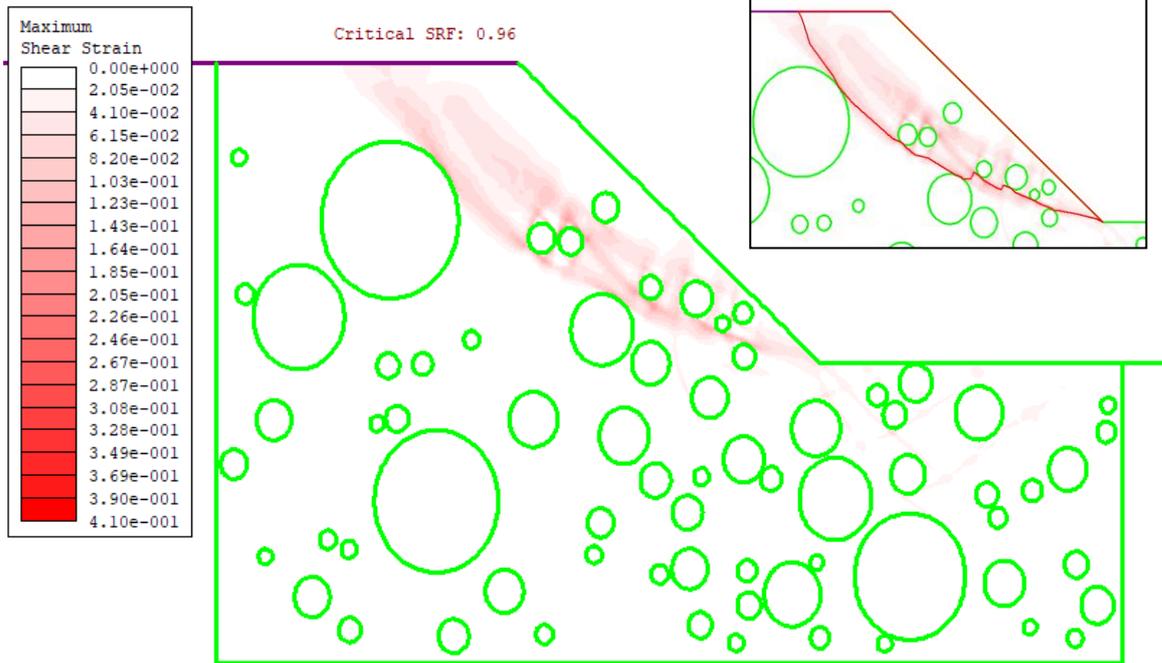
60_70_14



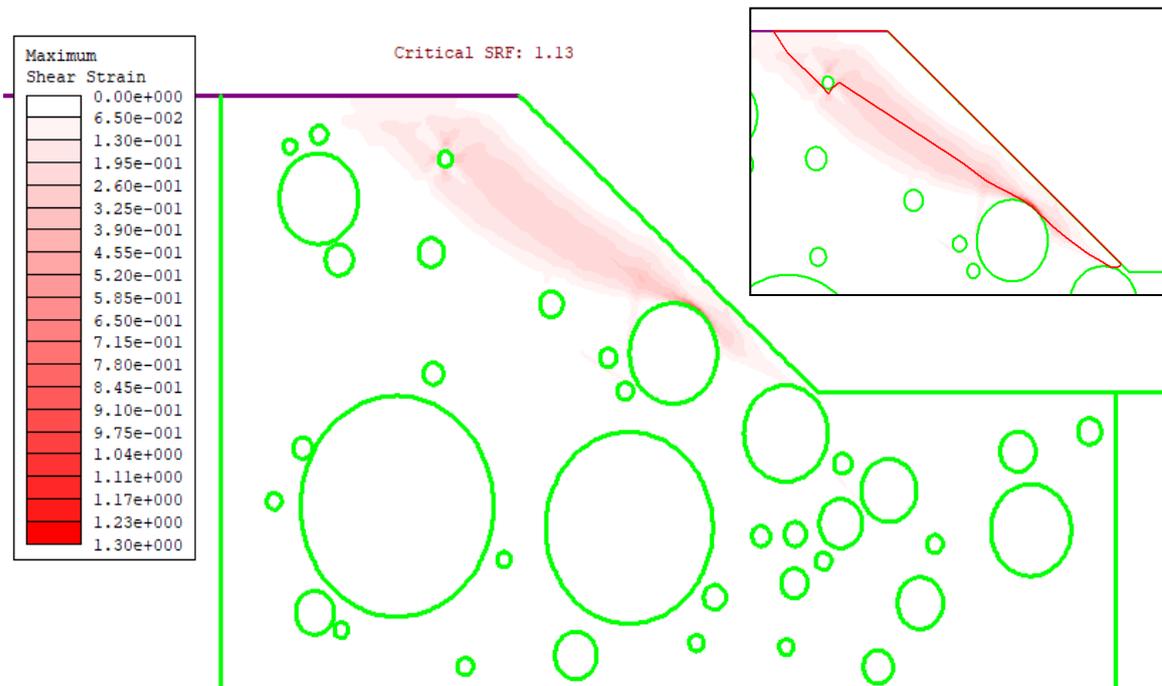
90_25_1



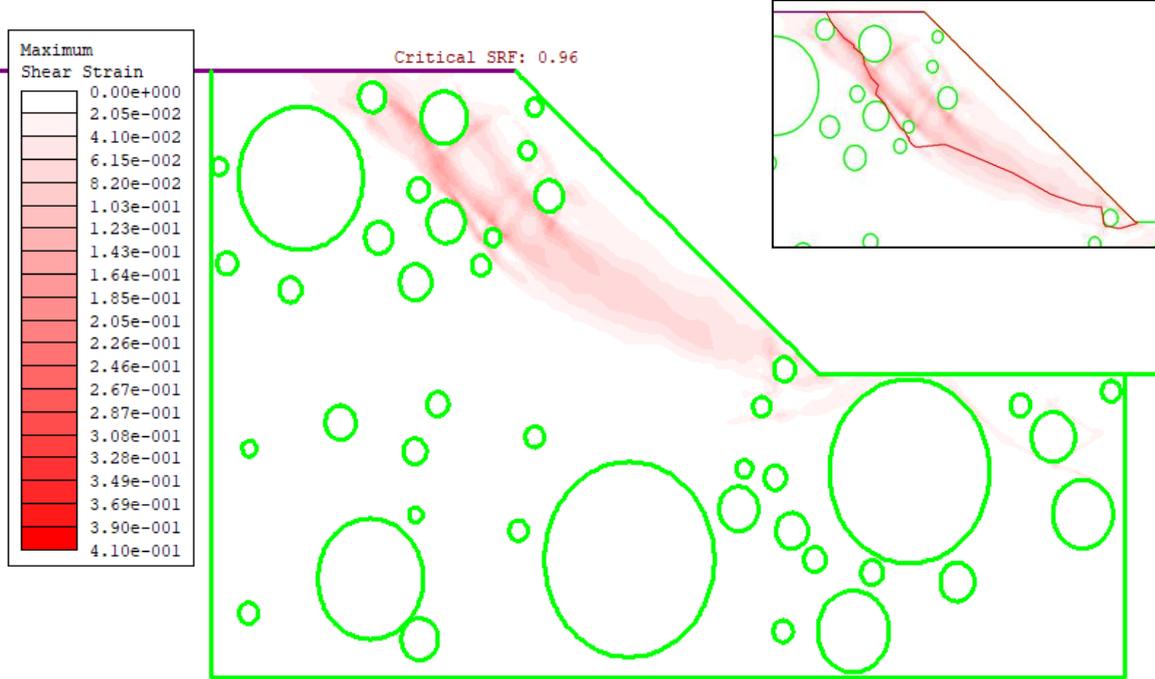
90_25_2



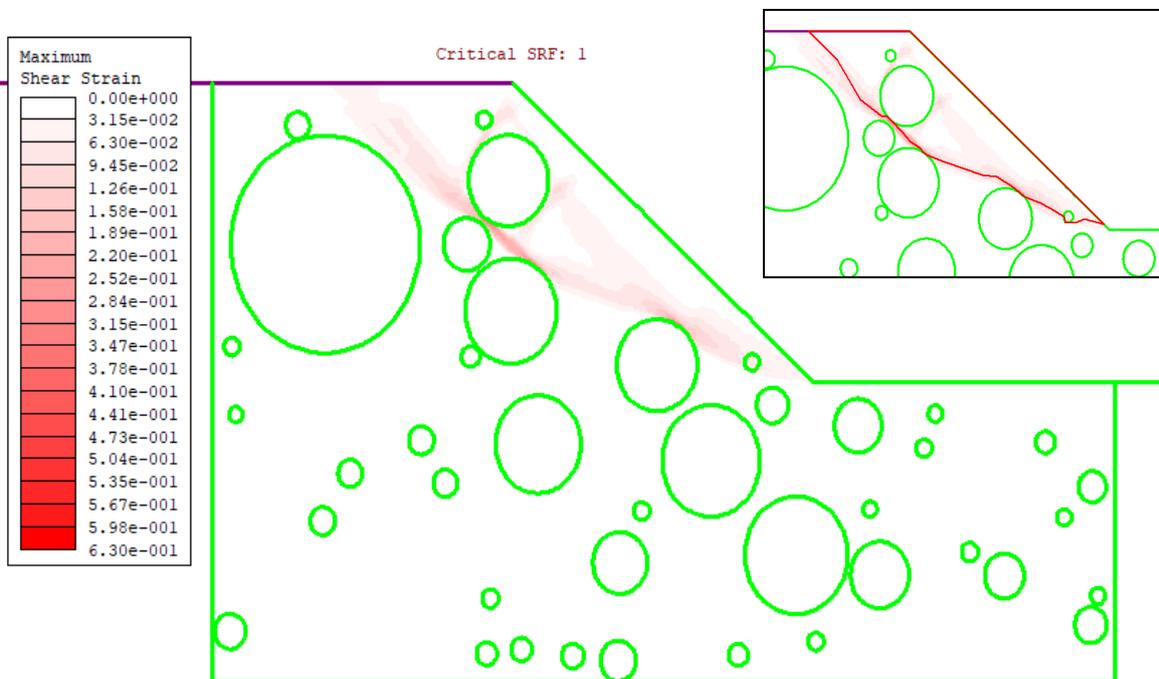
90_25_3



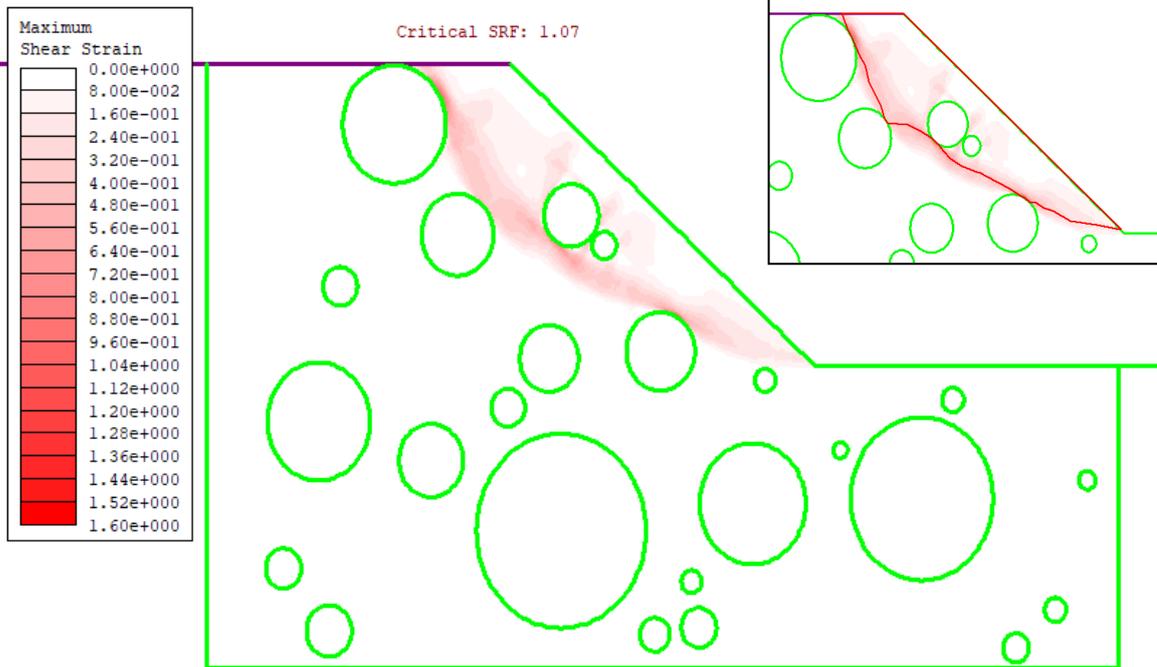
90_25_4



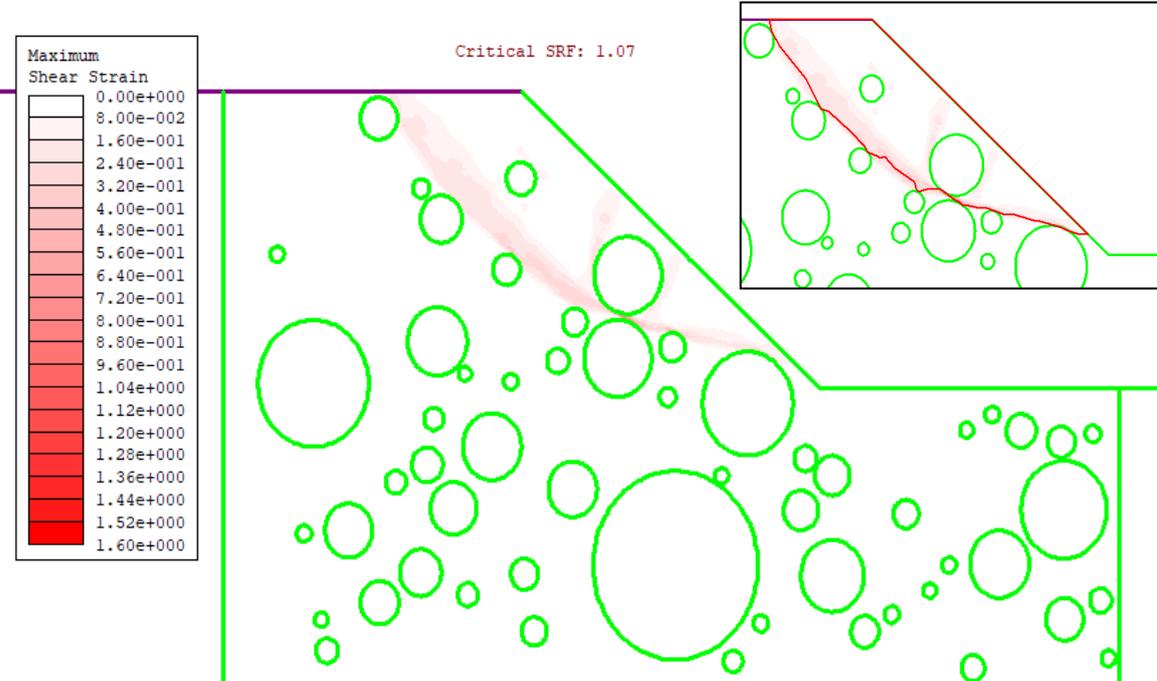
90_25_5



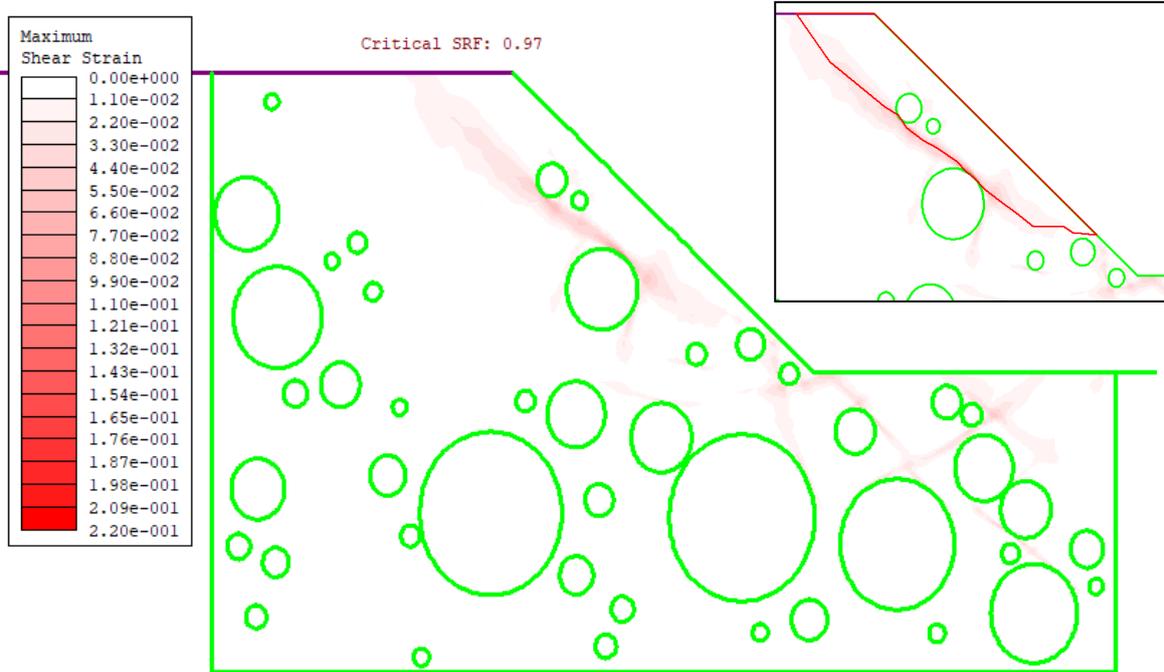
90_25_6



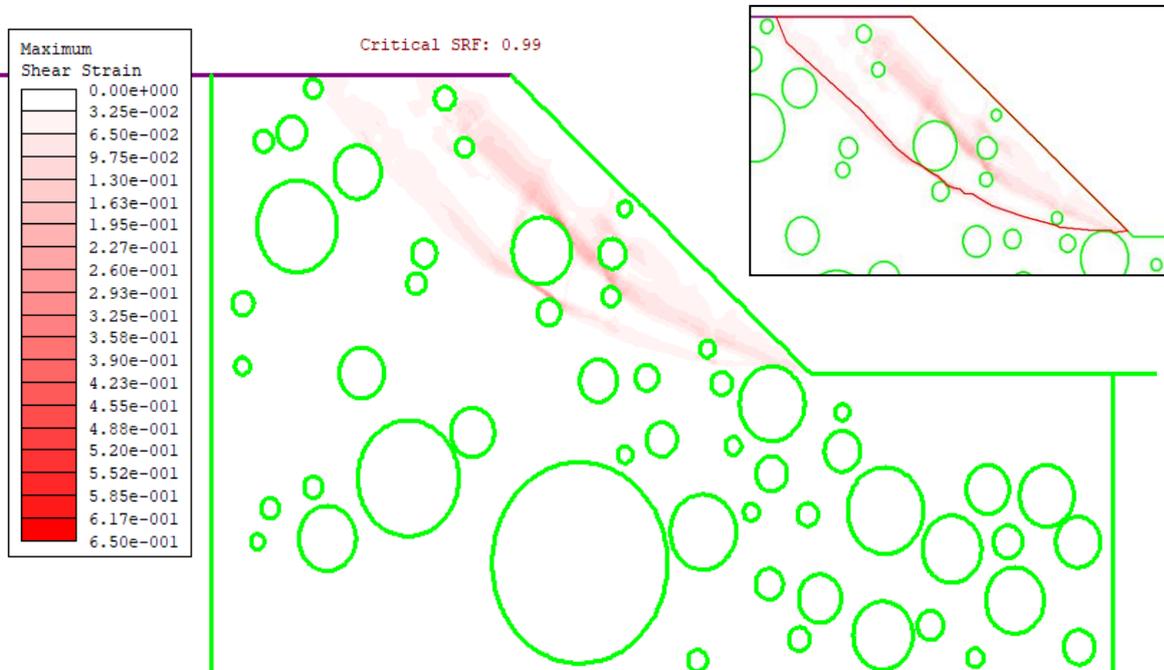
90_25_7



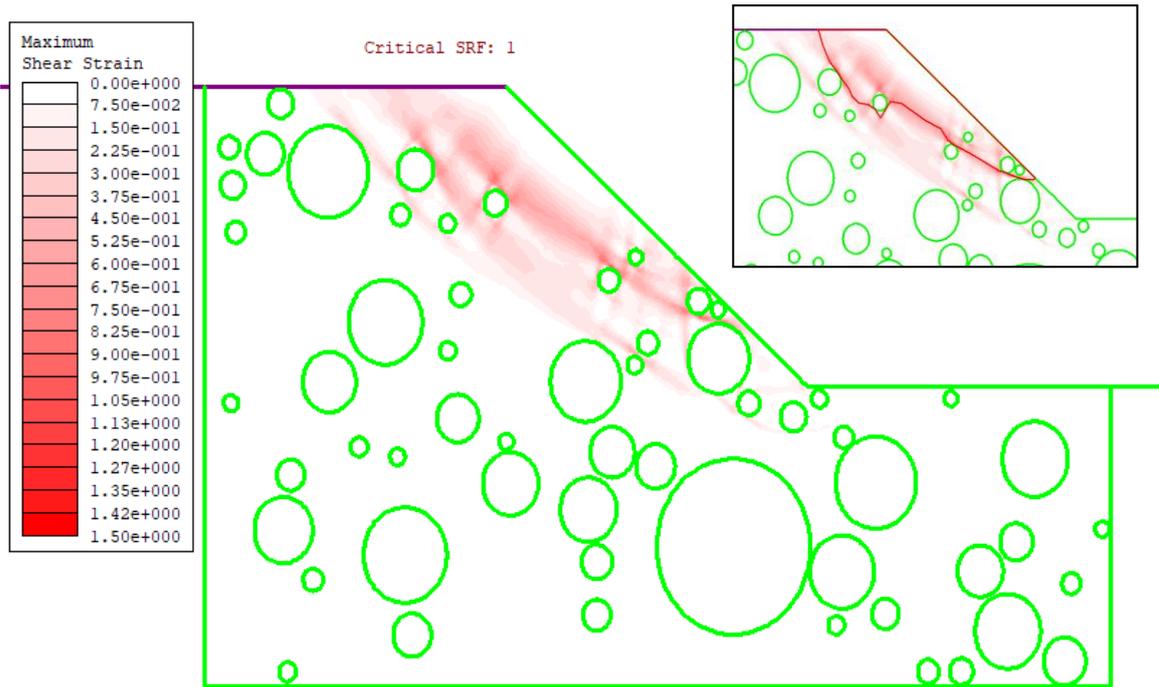
90_25_8



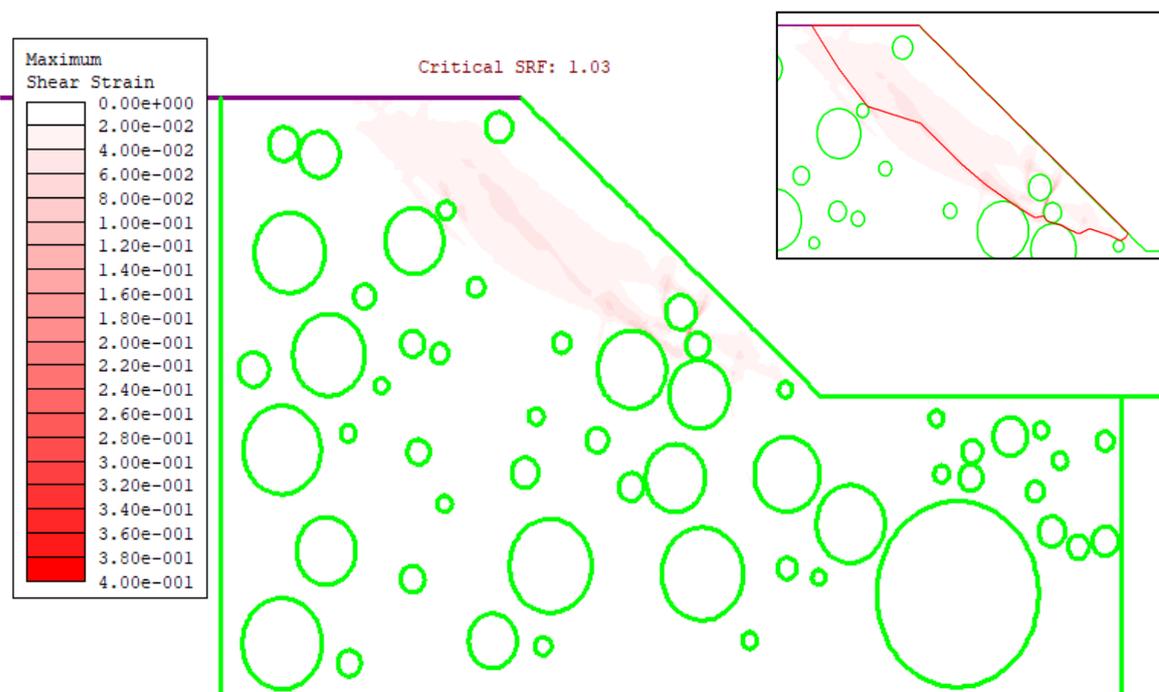
90_25_9



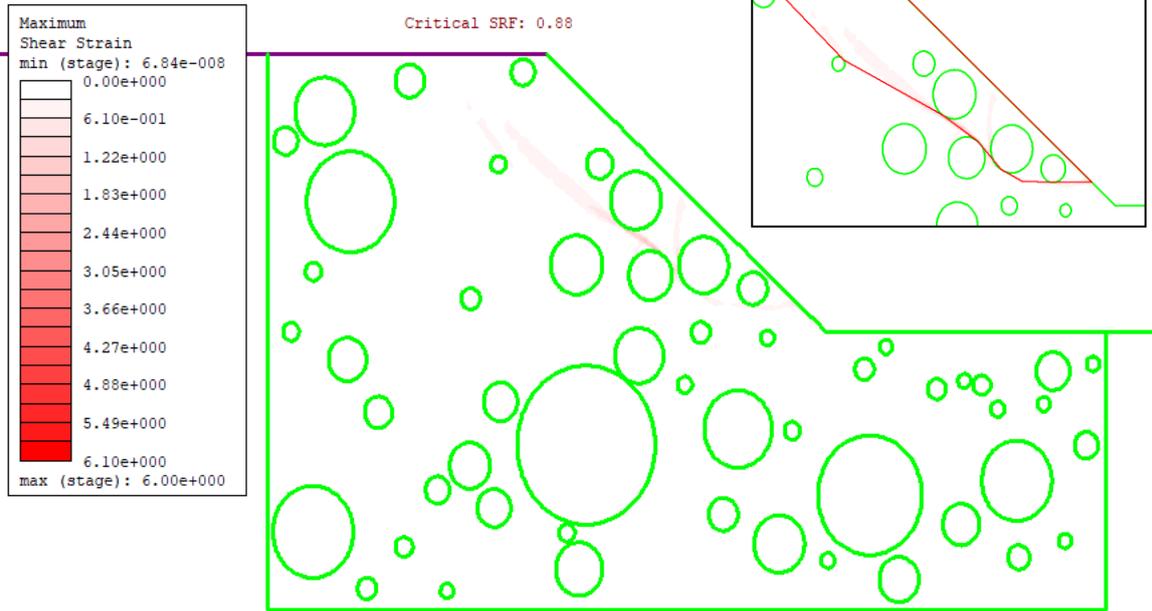
90_25_10



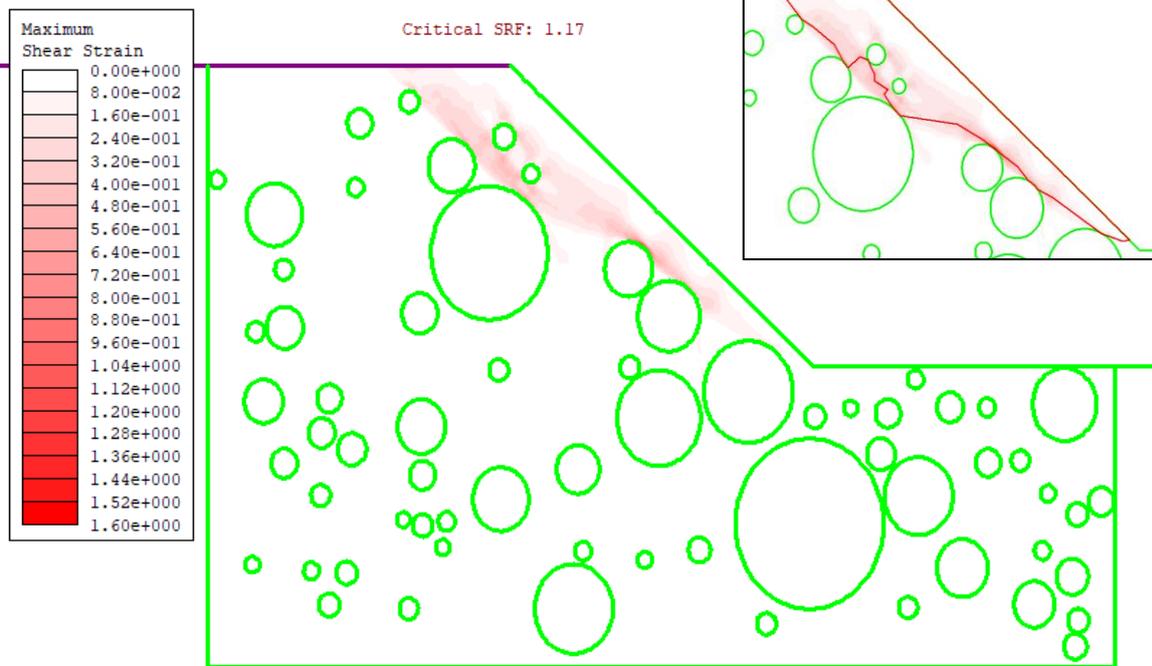
90_25_11



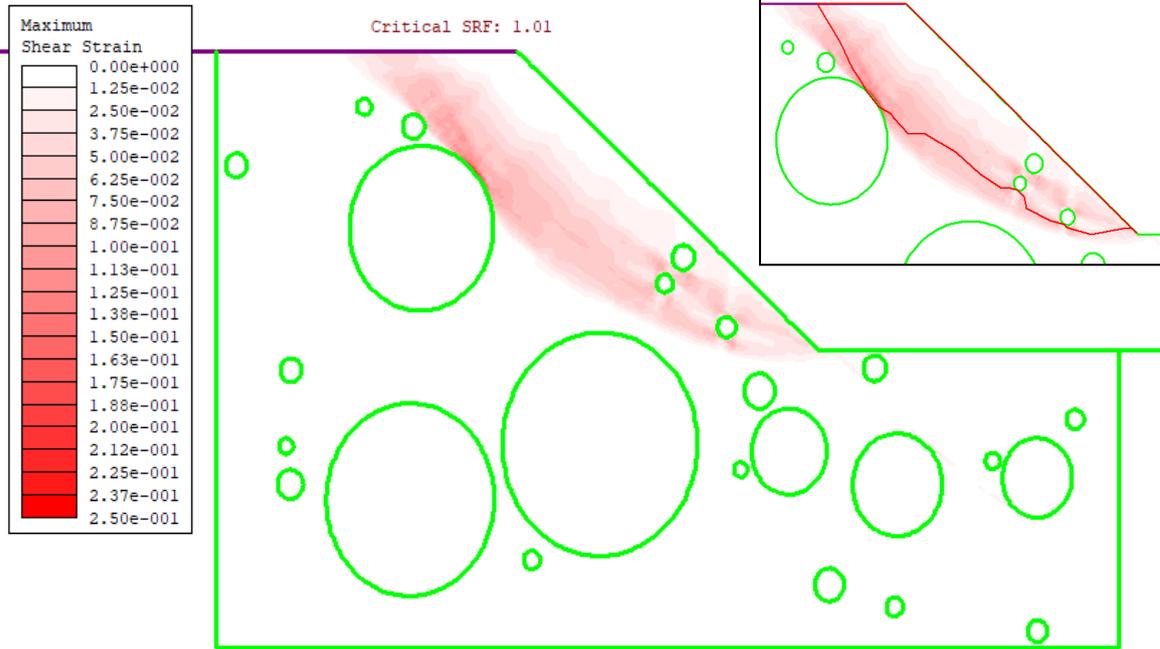
90_25_12



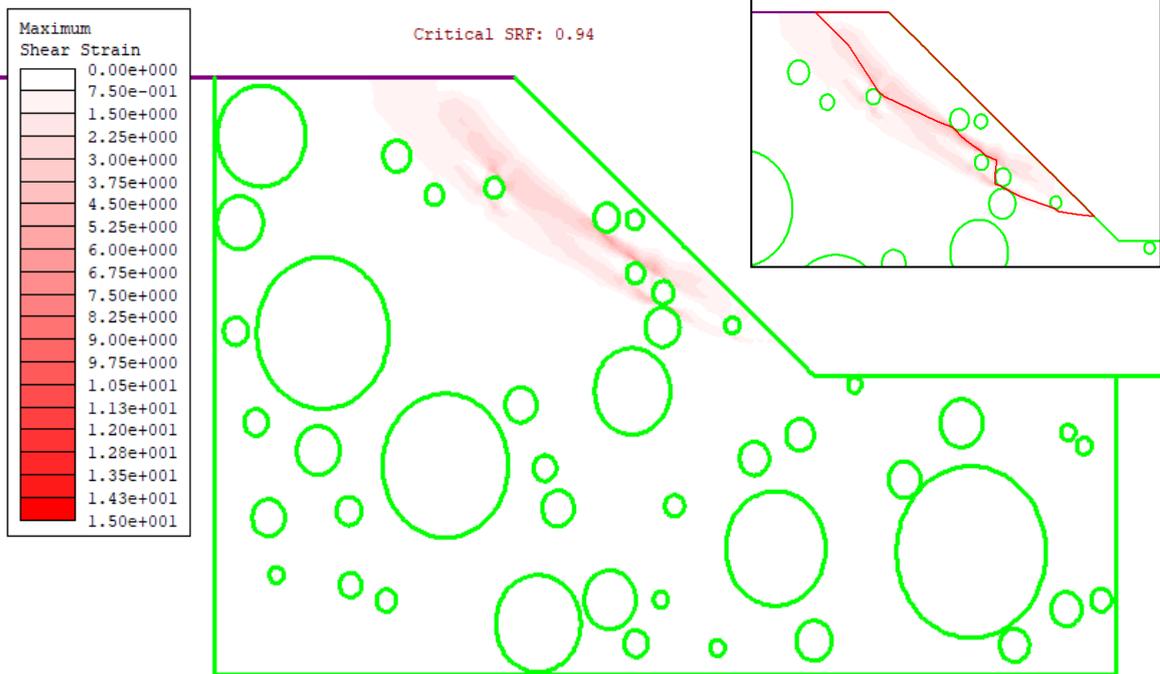
90_25_13



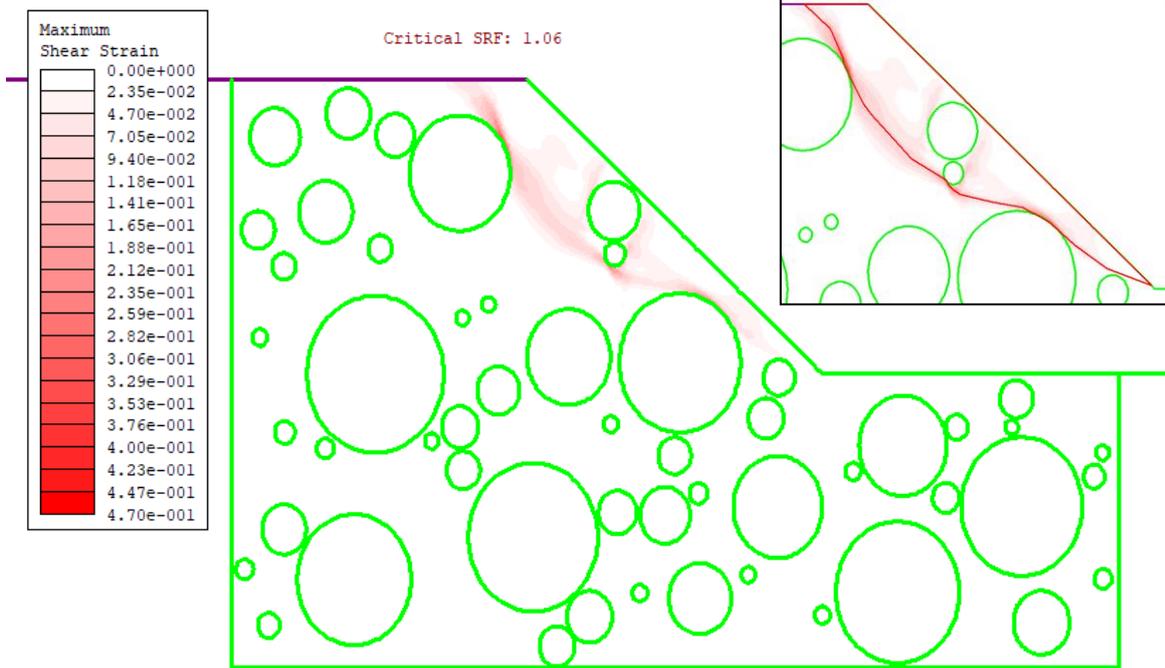
90_25_14



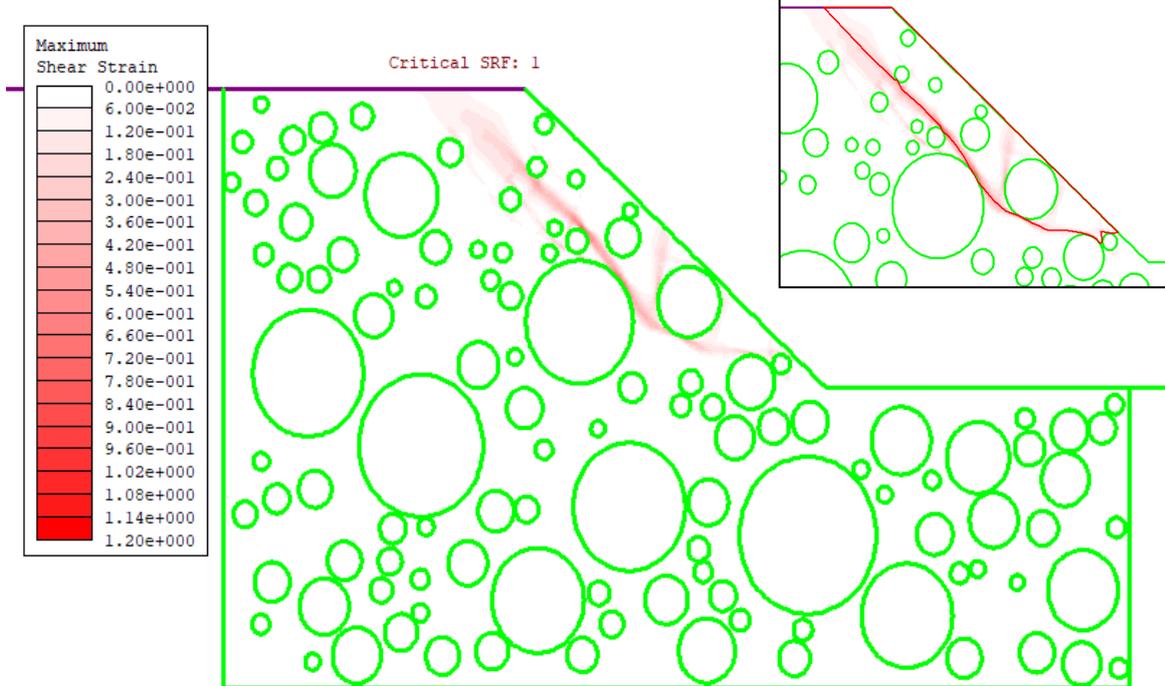
90_25_15



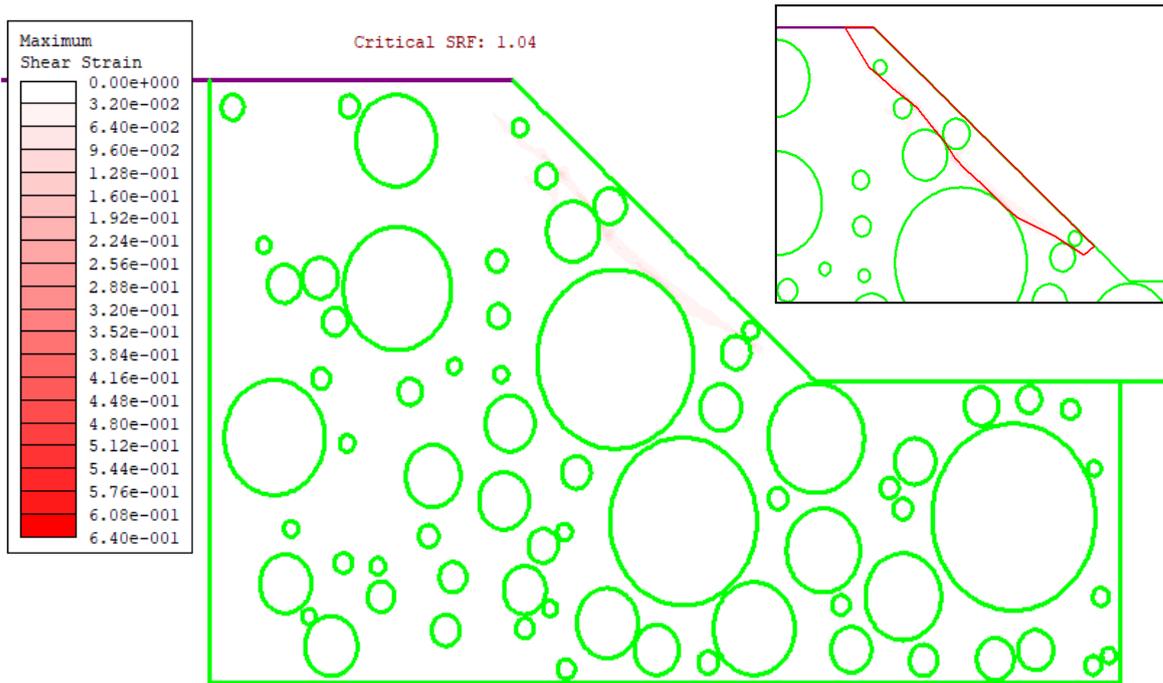
90_40_1



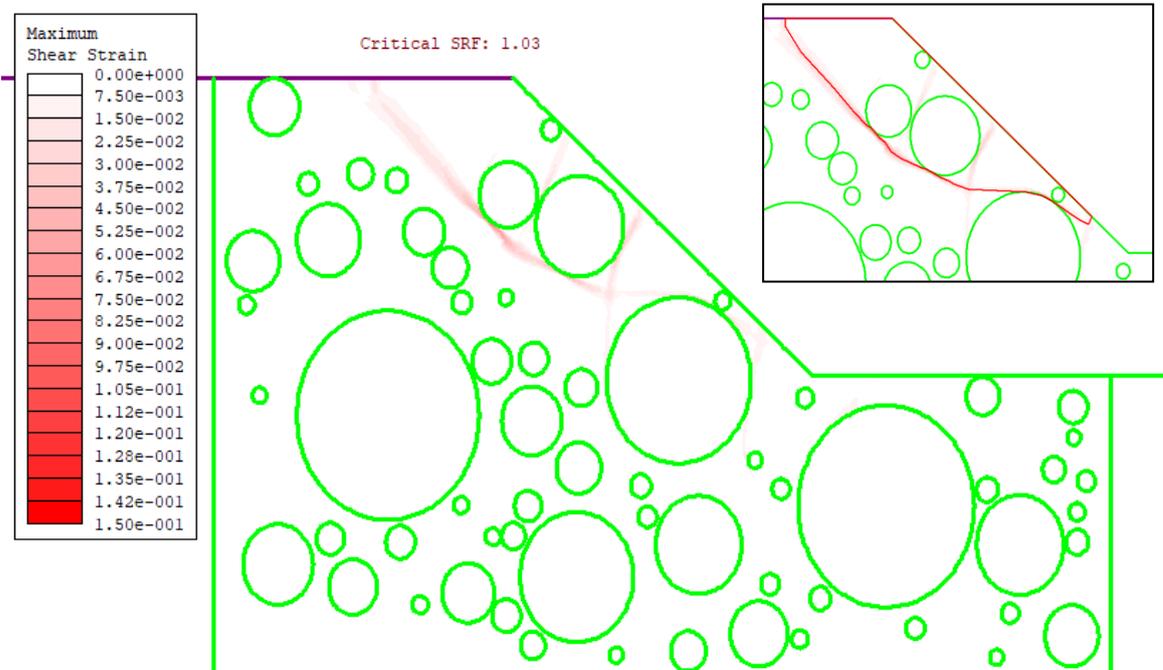
90_40_2



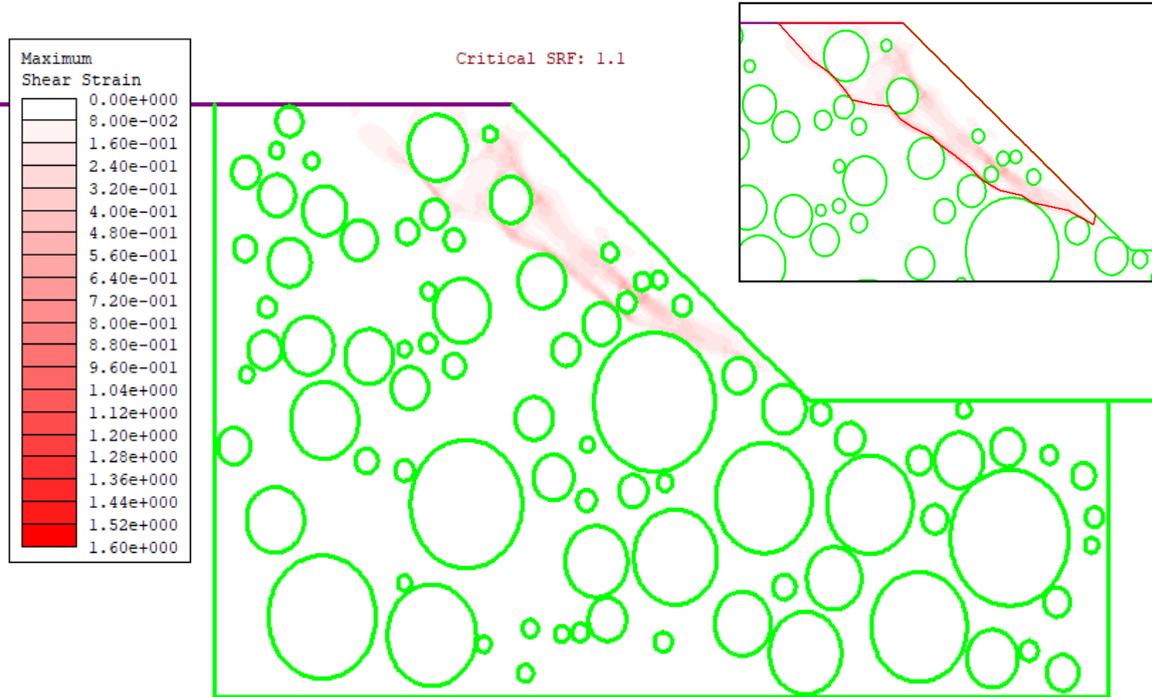
90_40_3



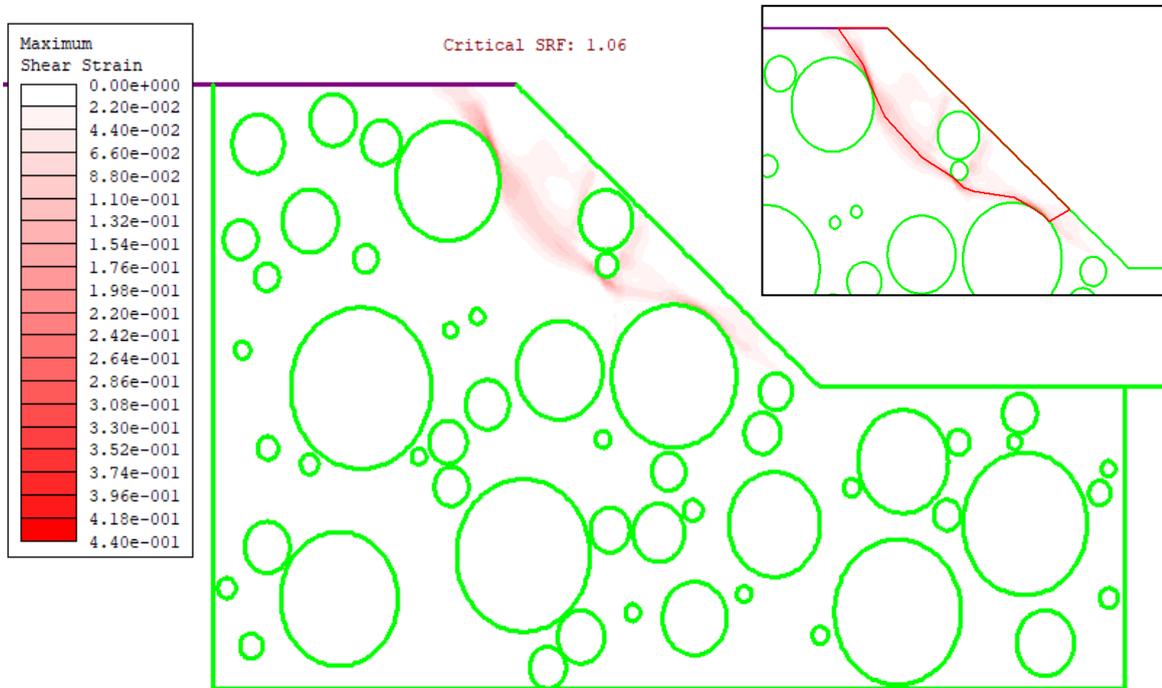
90_40_4



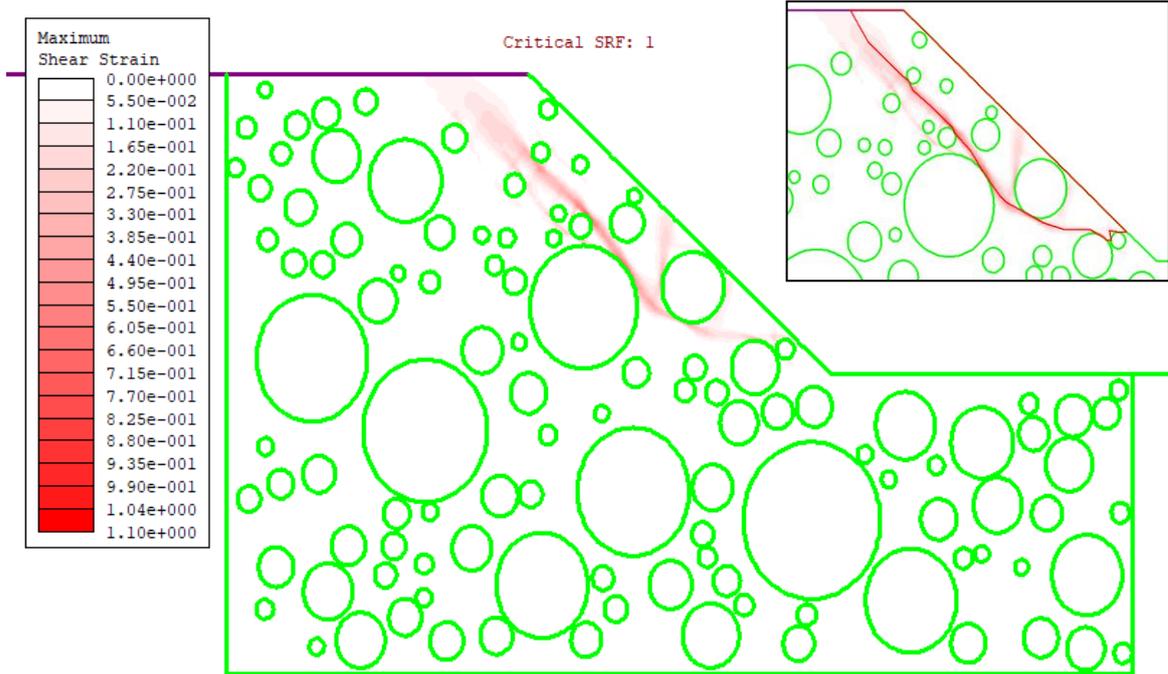
90_40_5



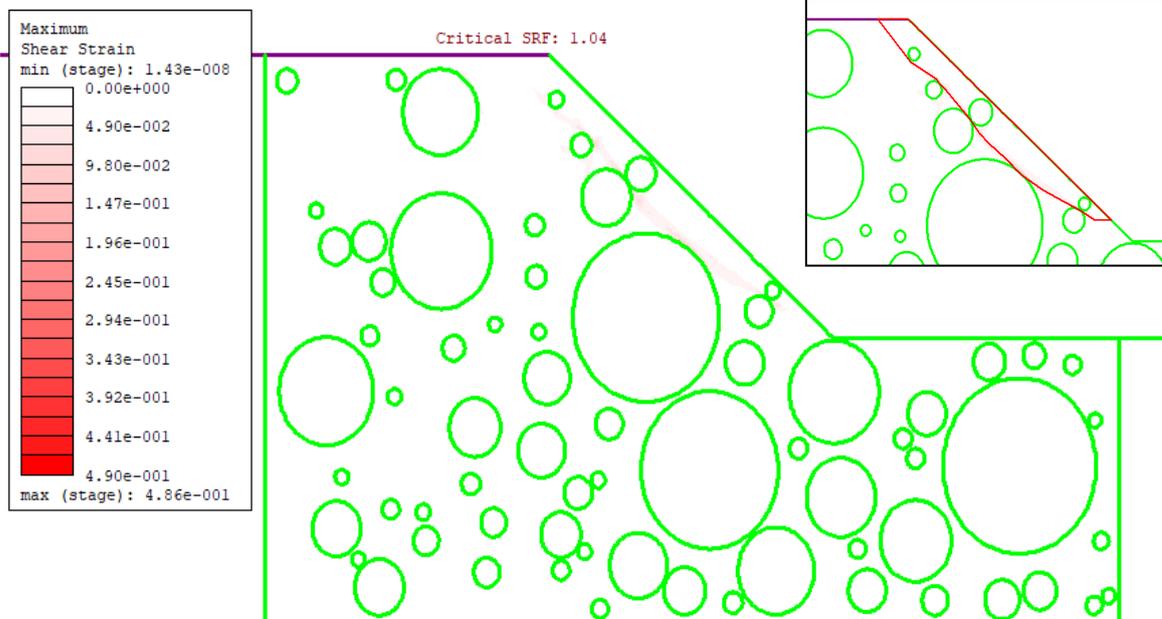
90_40_6



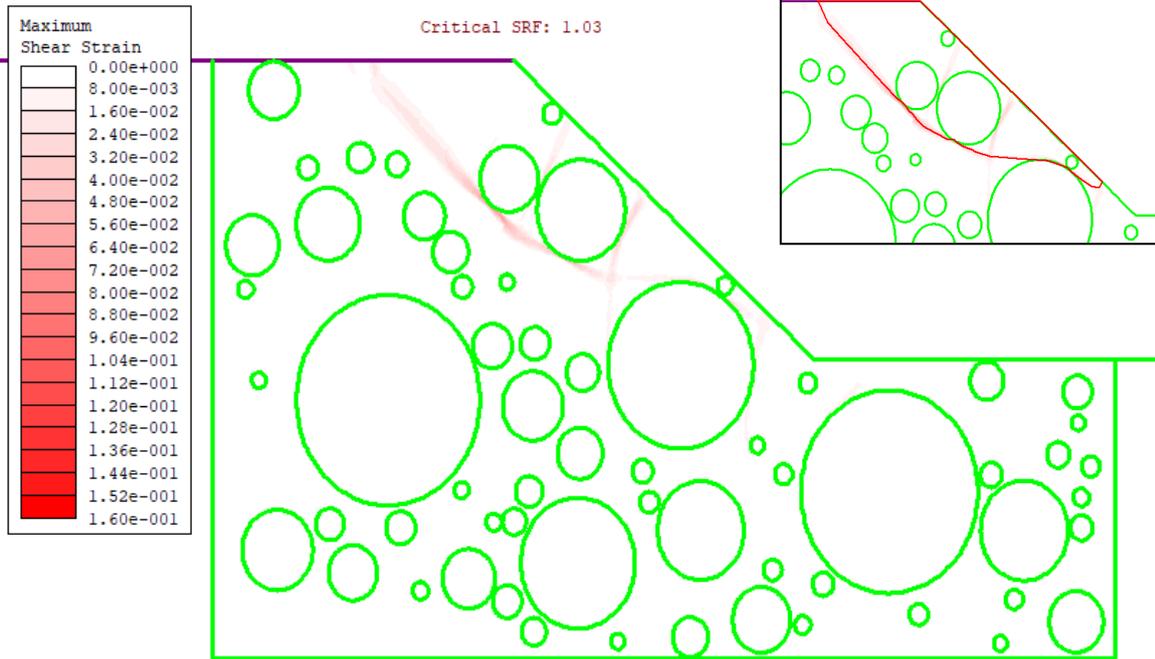
90_40_7



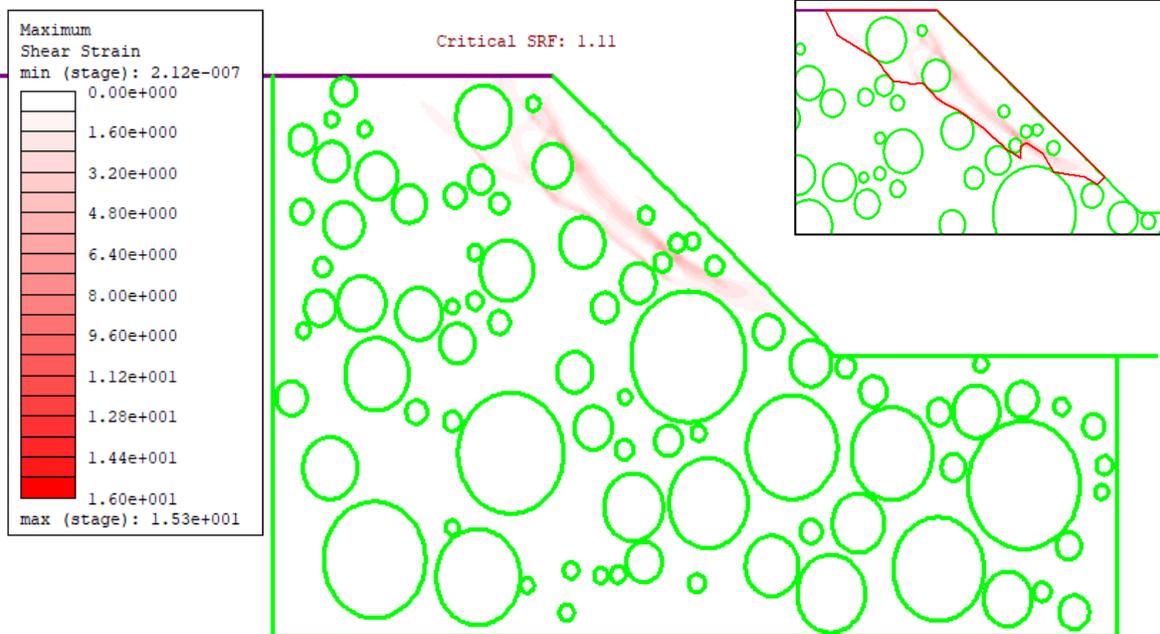
90_40_8



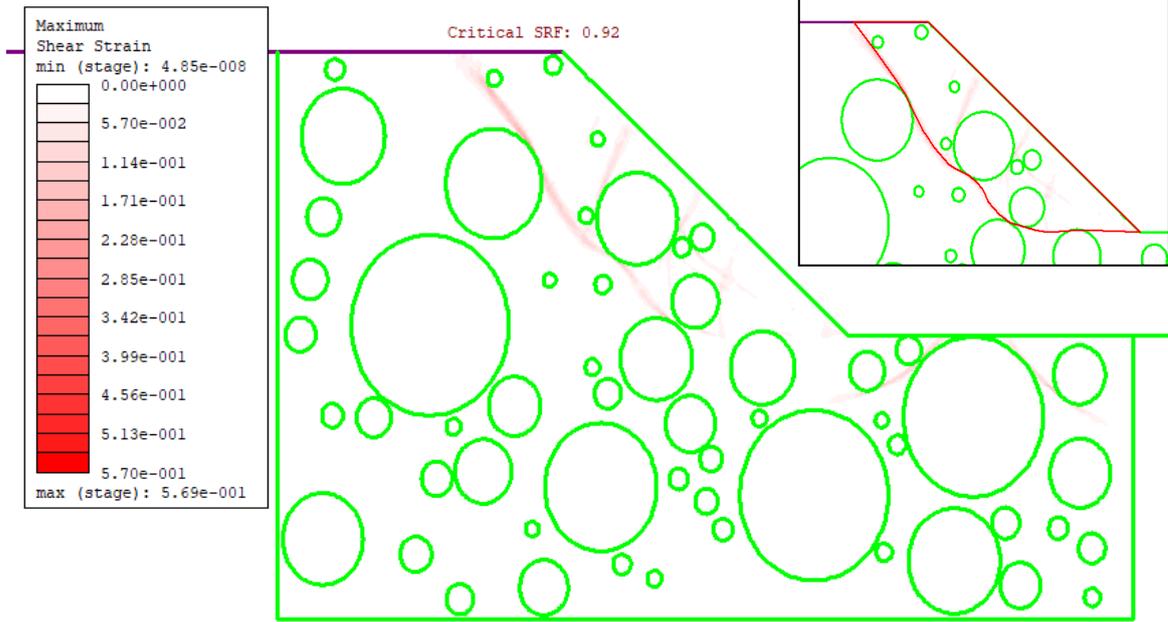
90_40_9



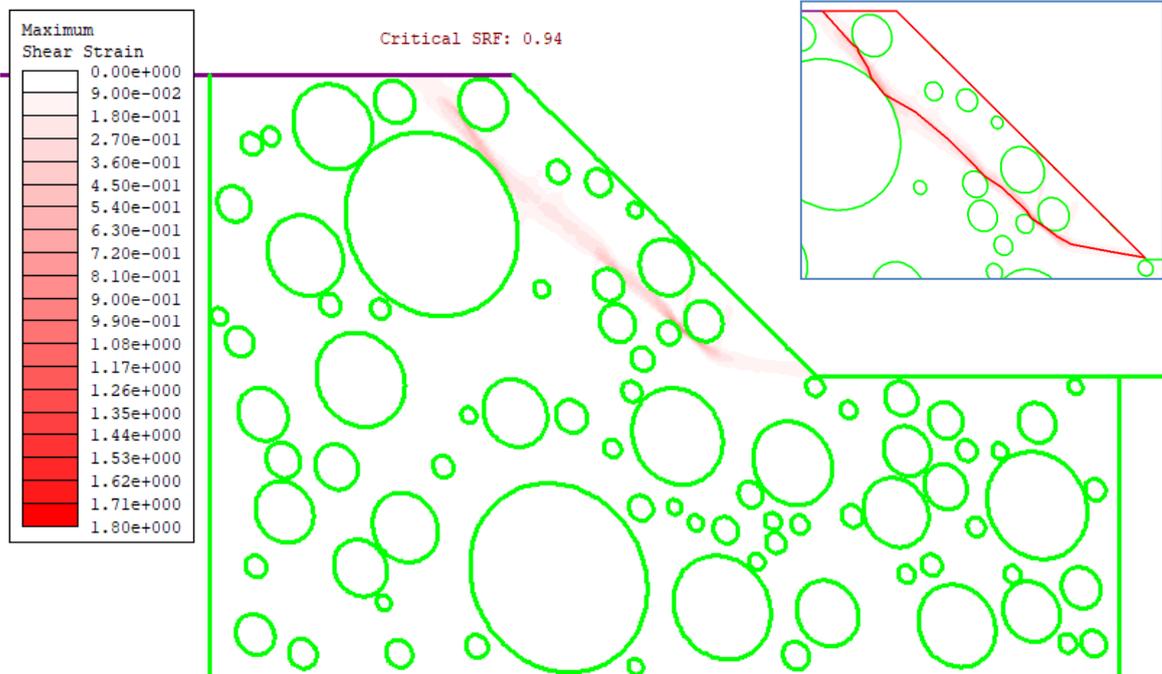
90_40_10



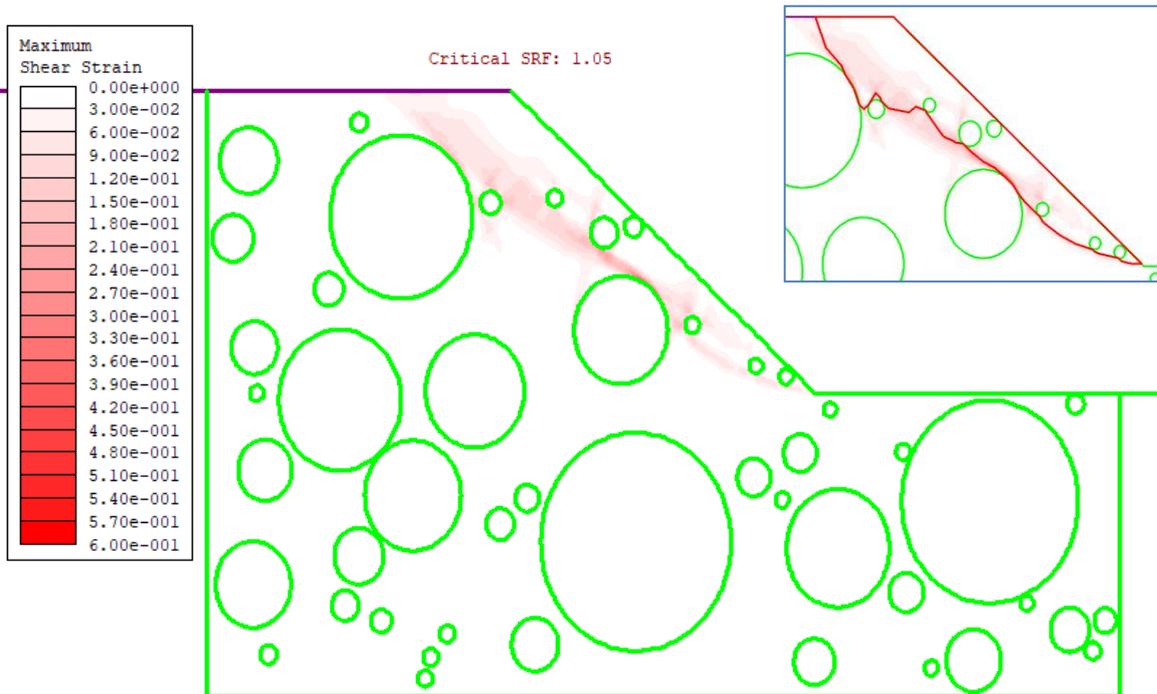
90_40_11



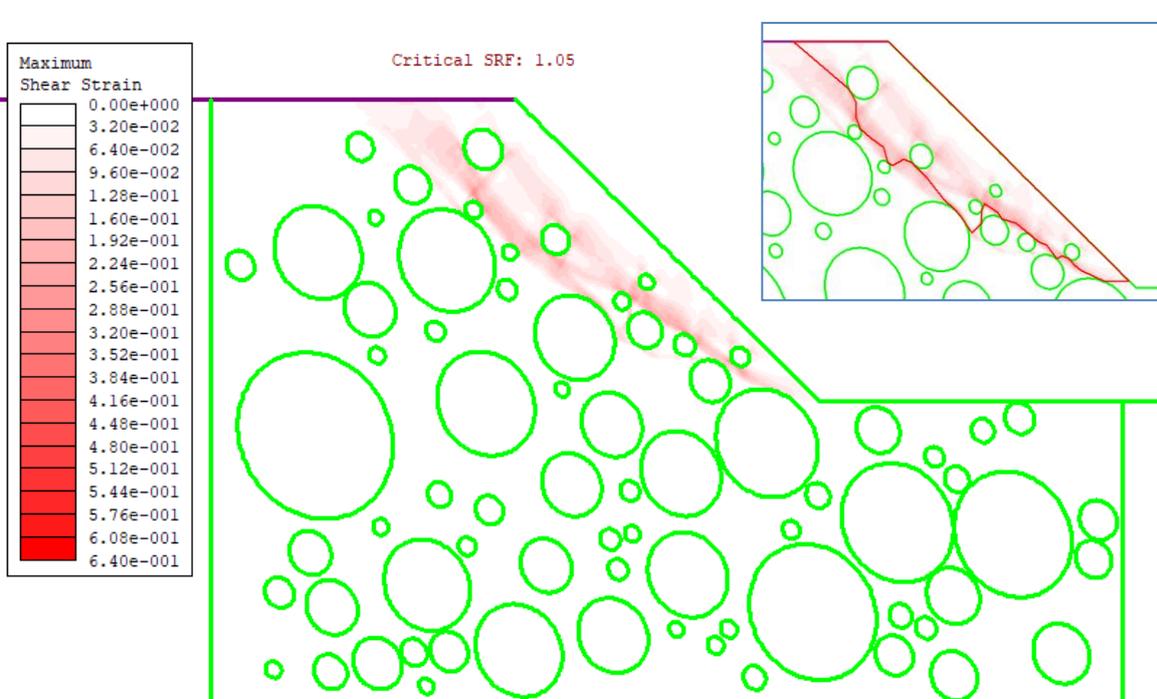
90_40_12



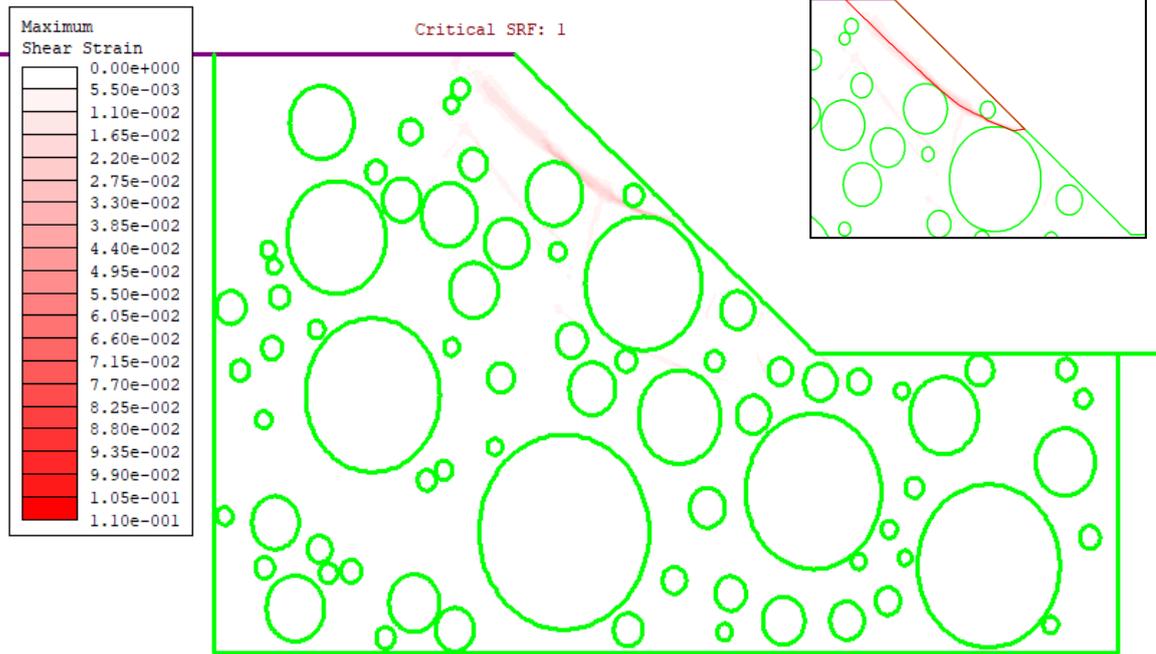
90_40_13



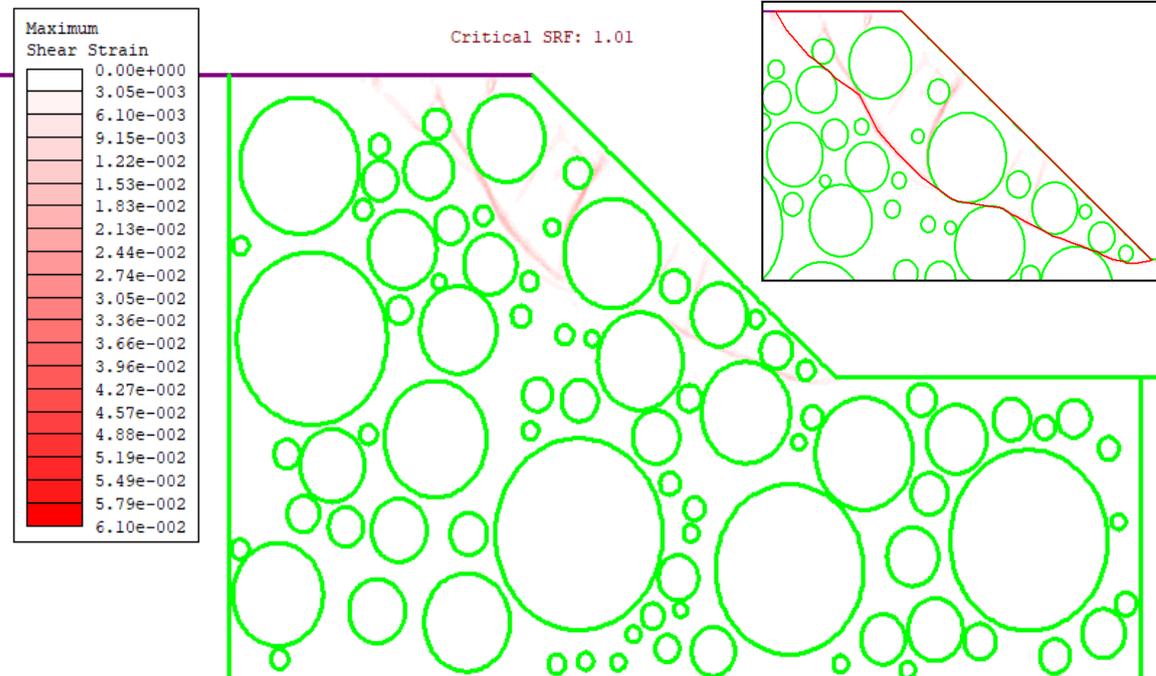
90_40_14



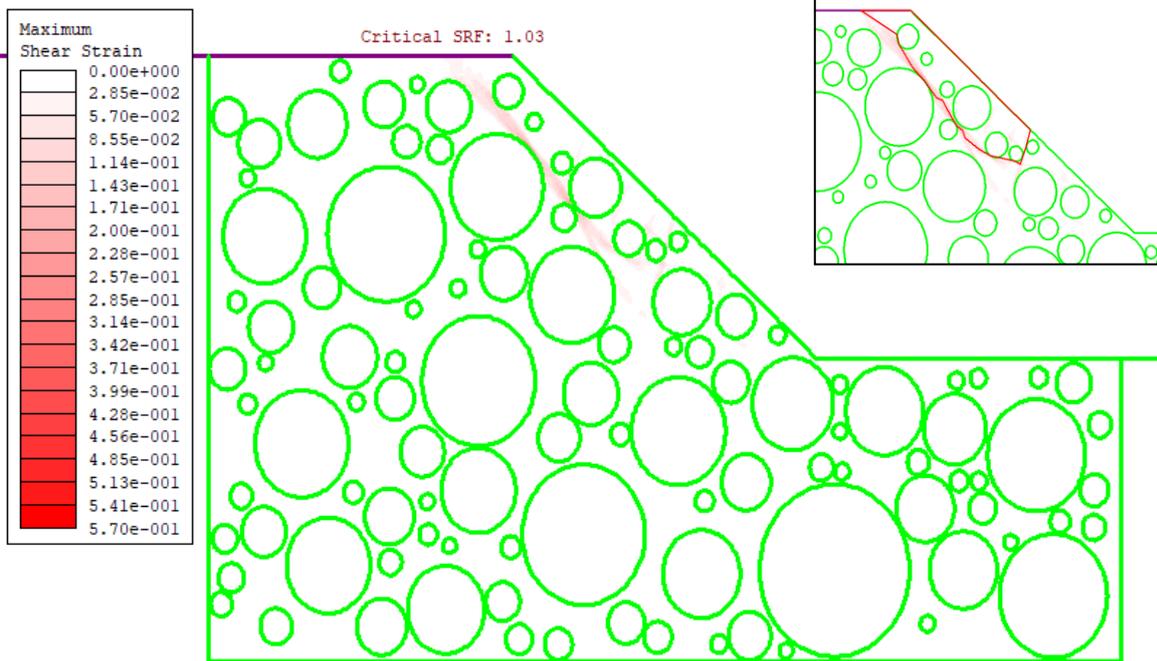
90_40_15



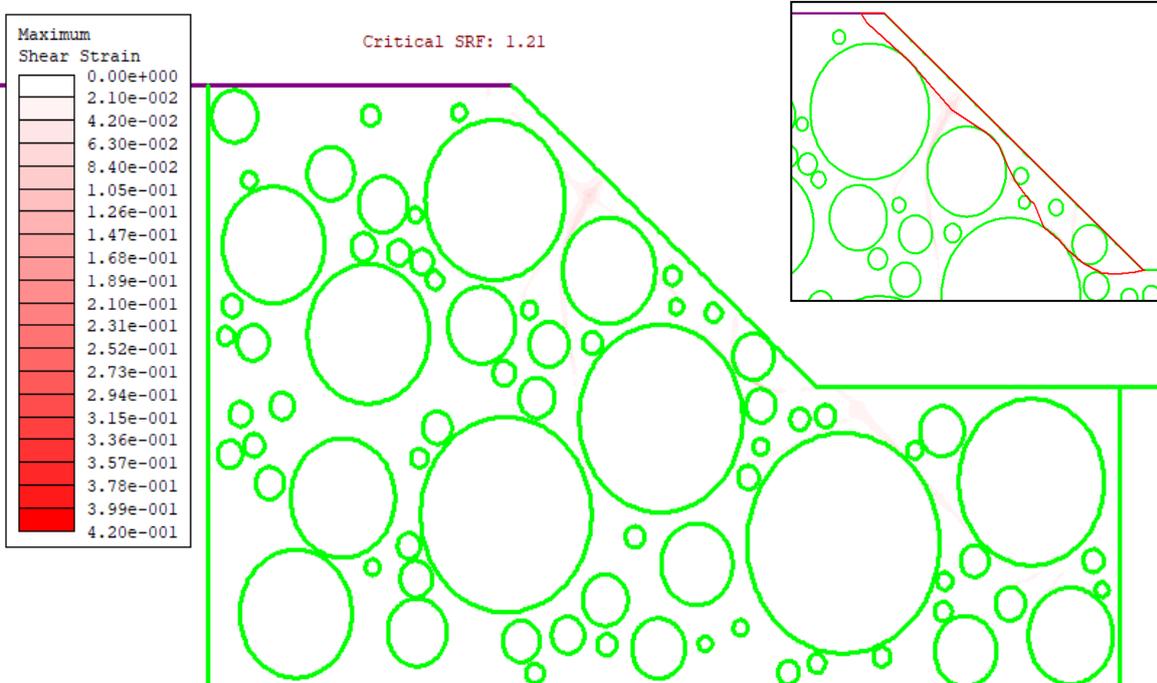
90_55_1



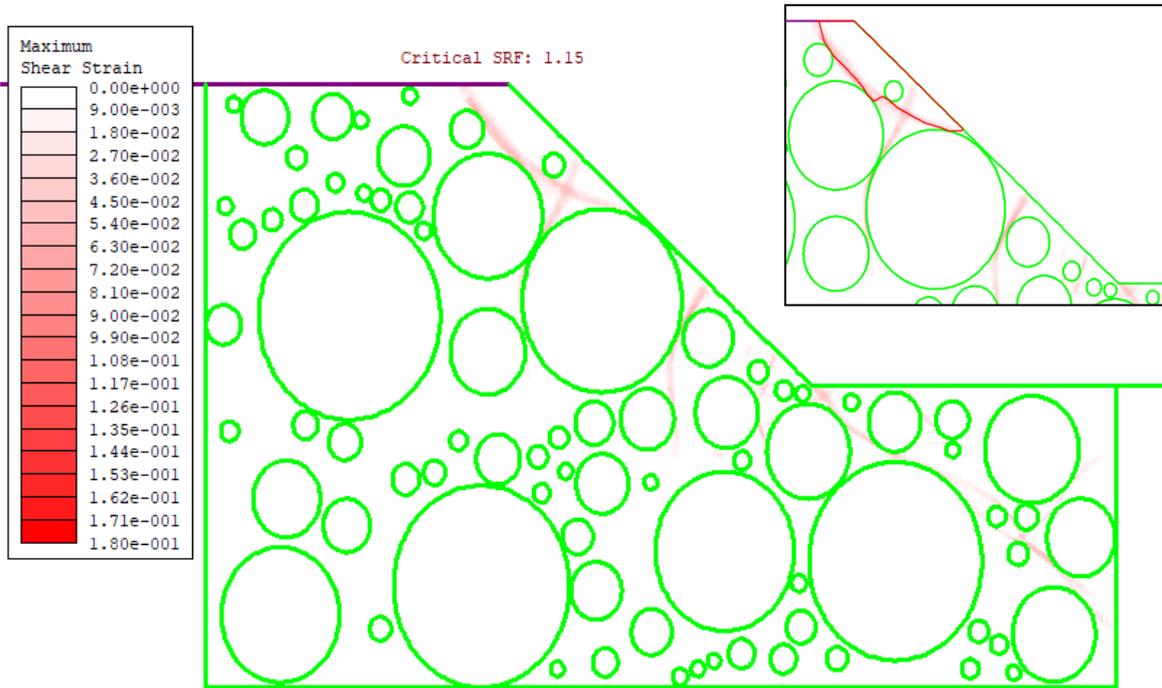
90_55_2



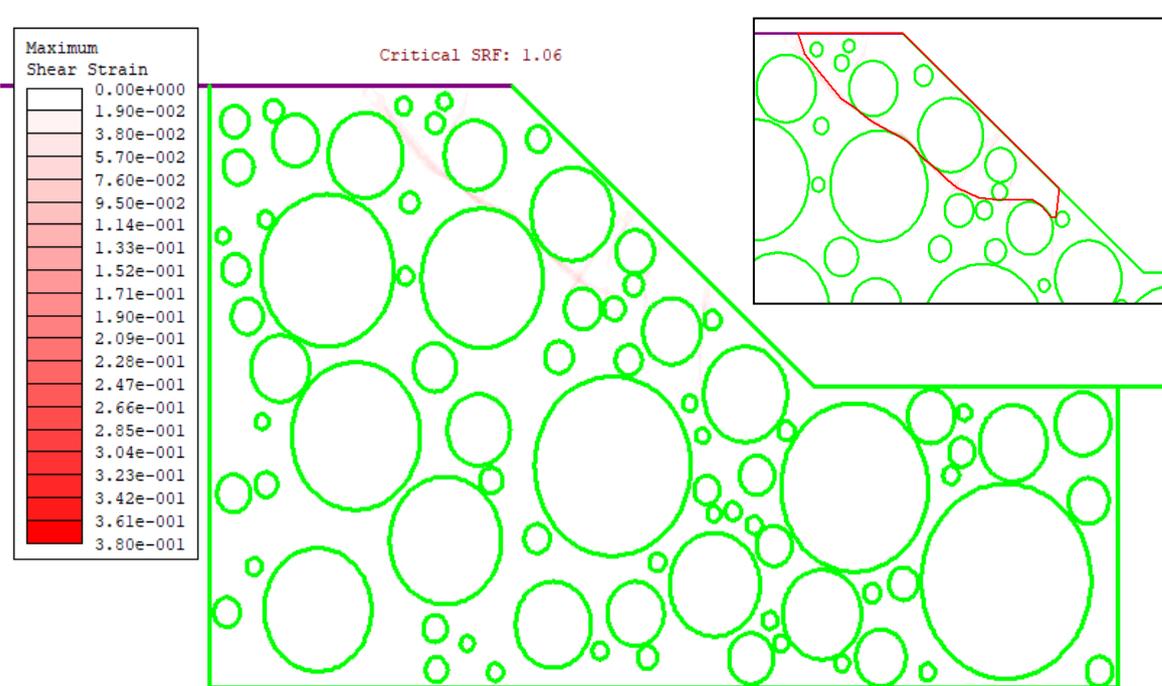
90_55_3



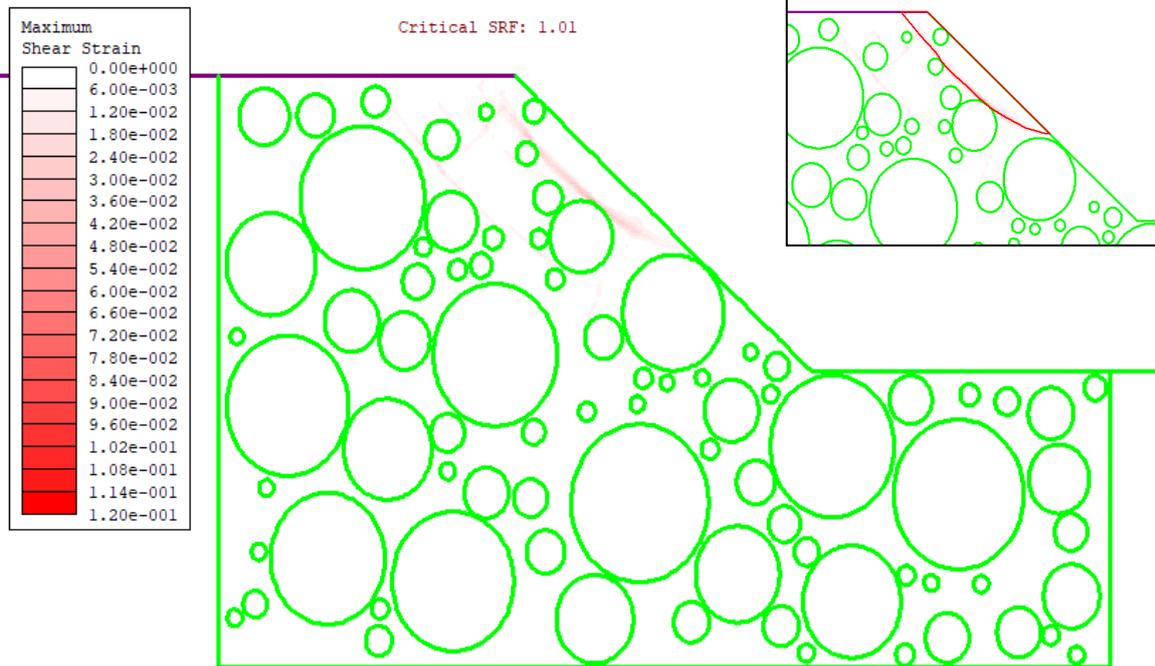
90_55_4



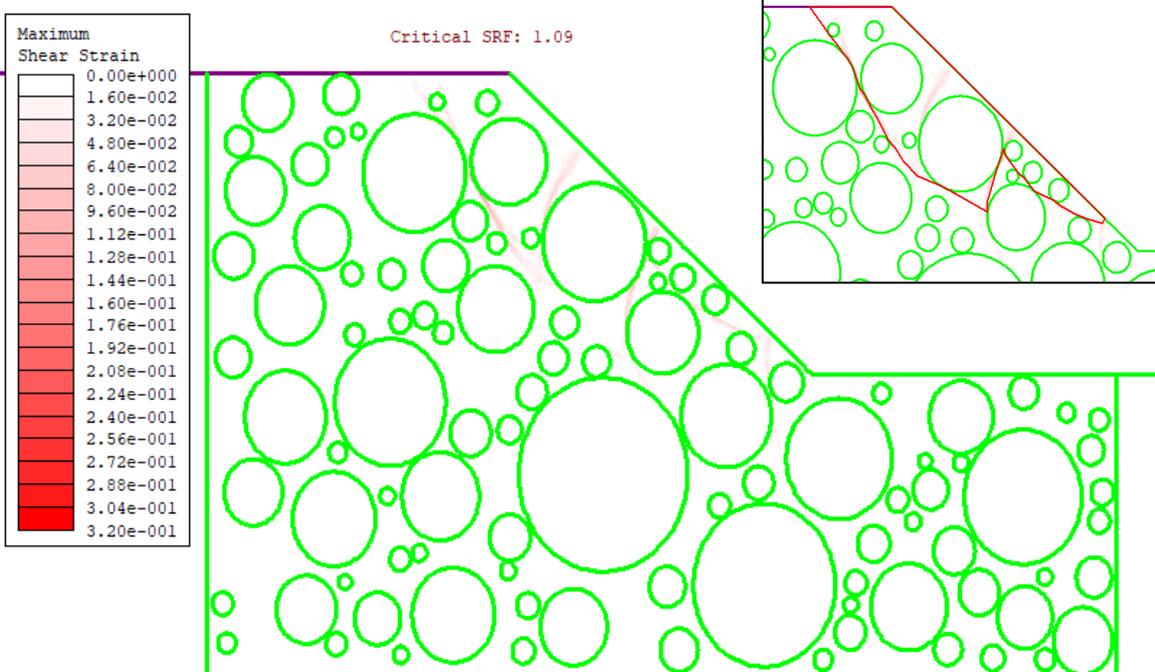
90_55_5



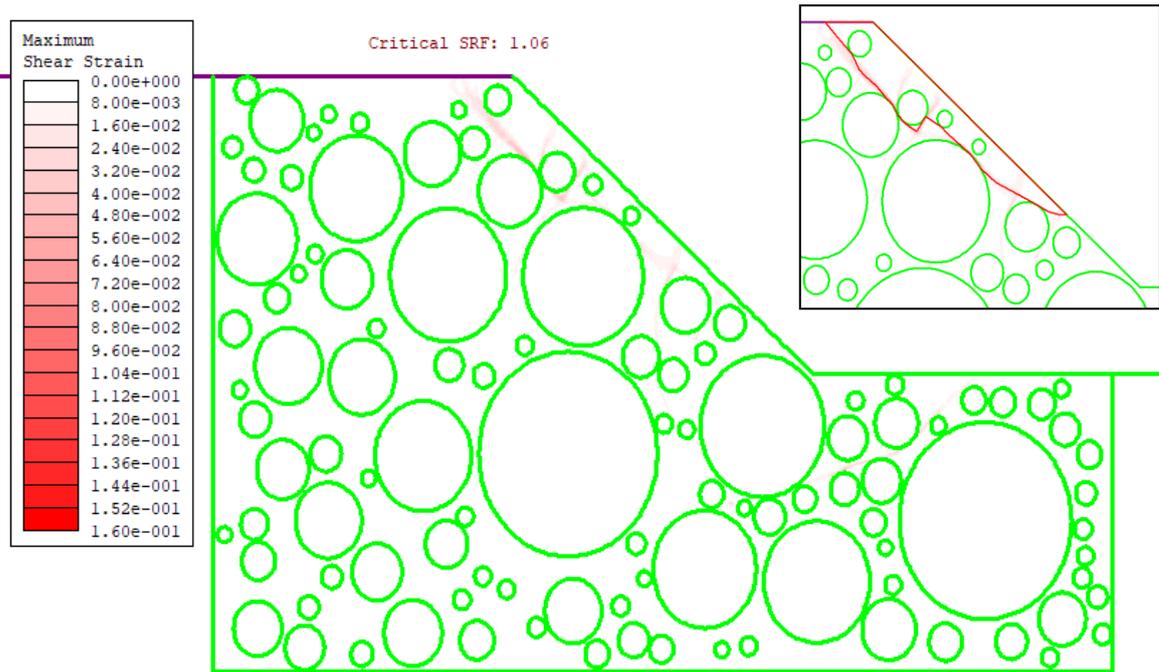
90_55_6



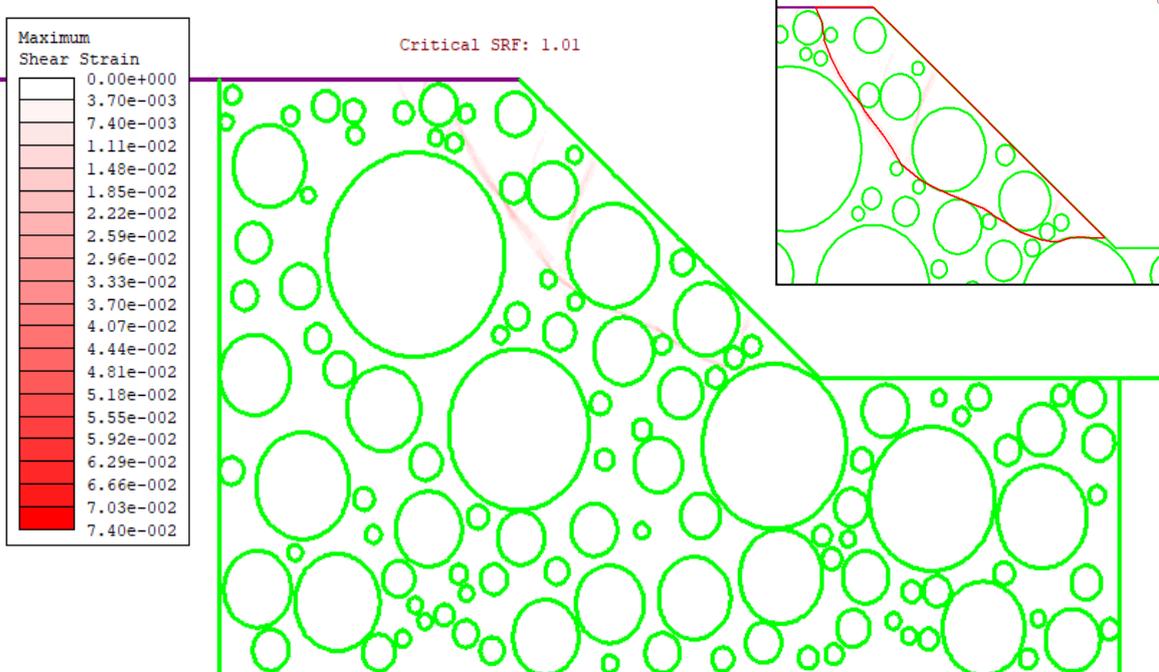
90_55_7



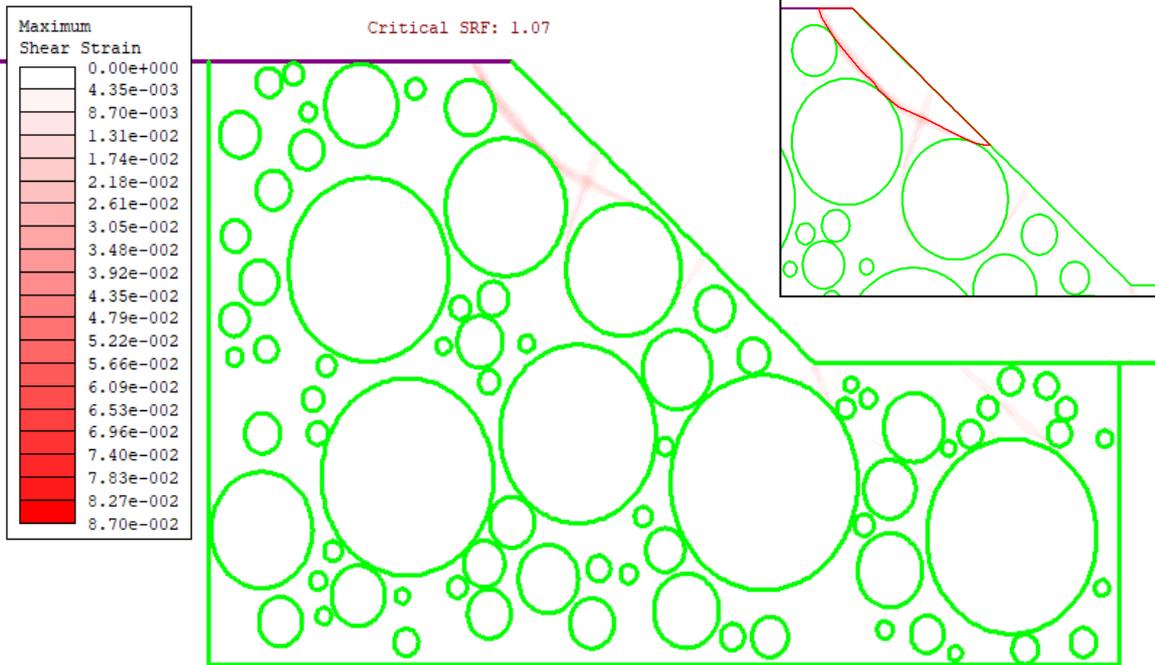
90_55_8



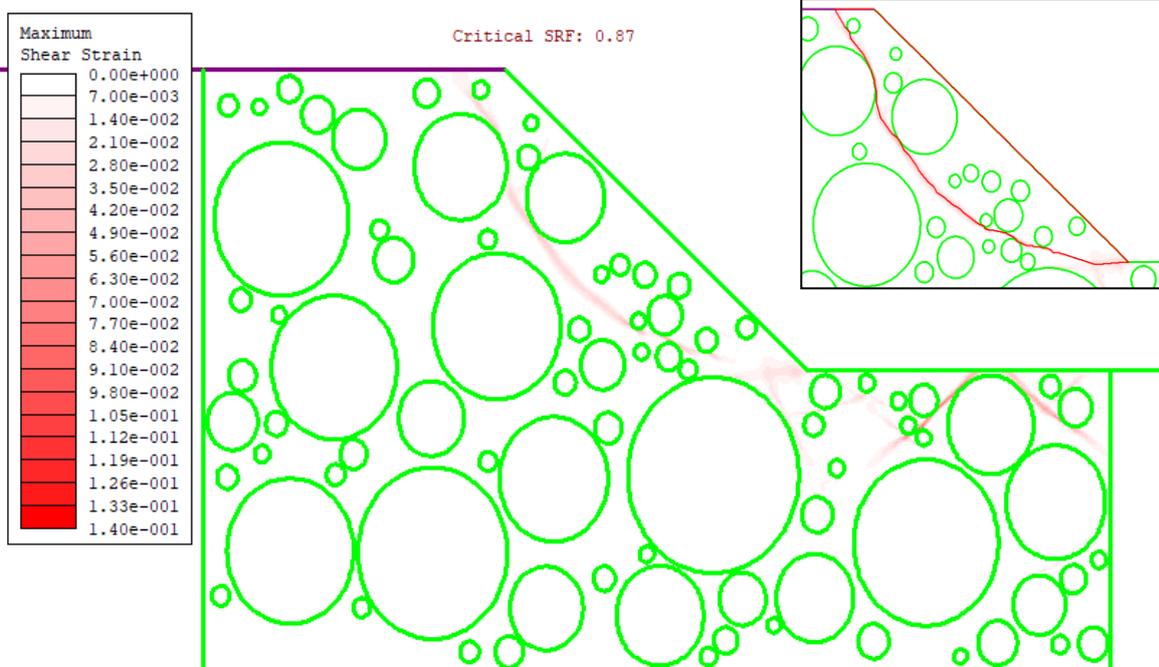
90_55_9



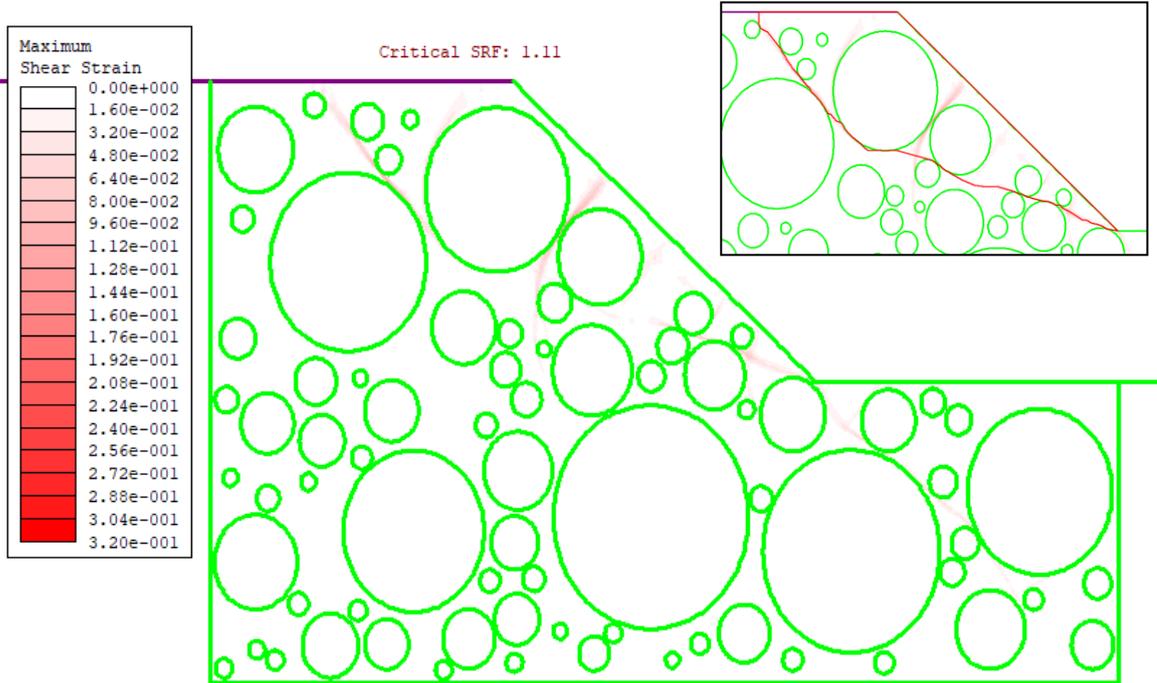
90_55_10



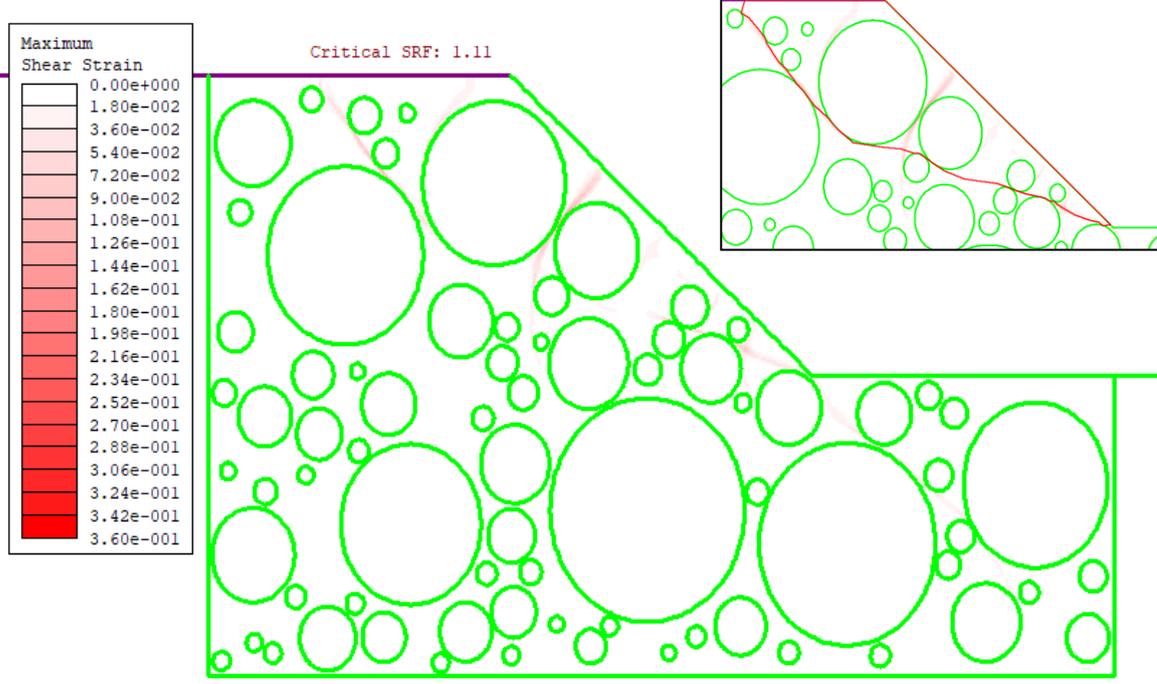
90_55_11



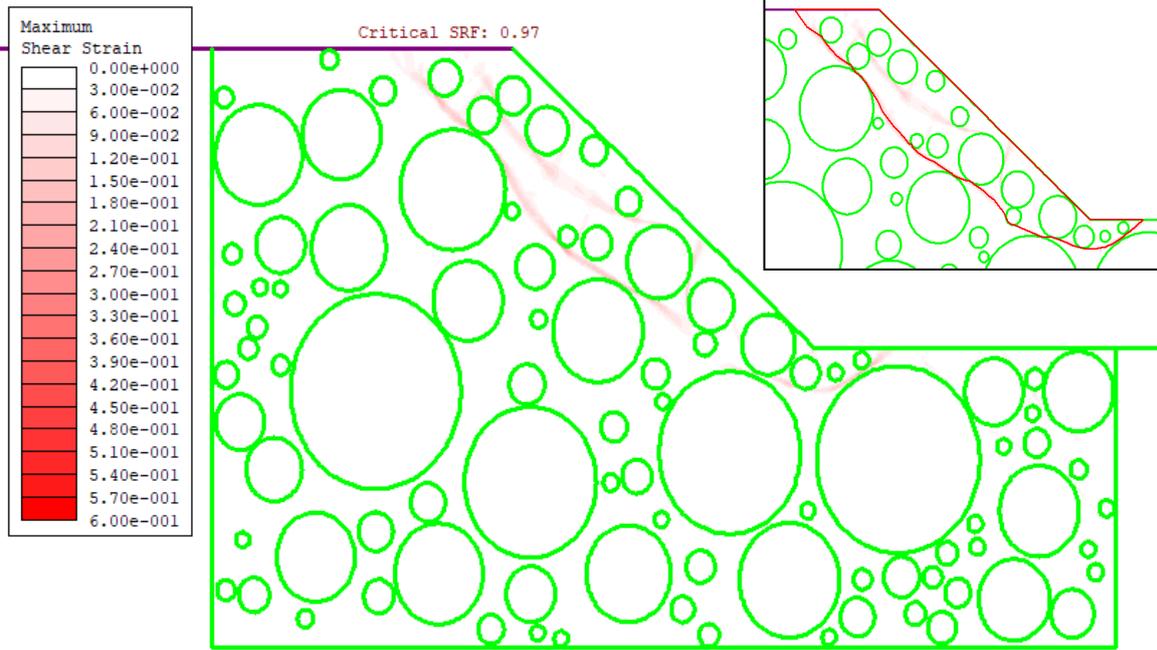
90_55_12



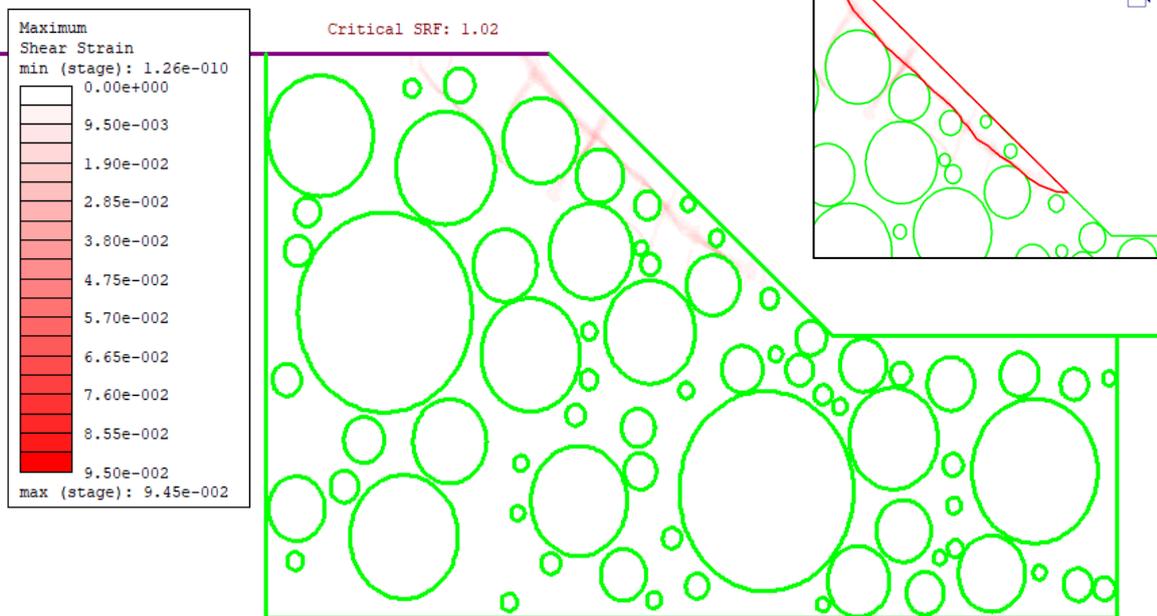
90_55_13



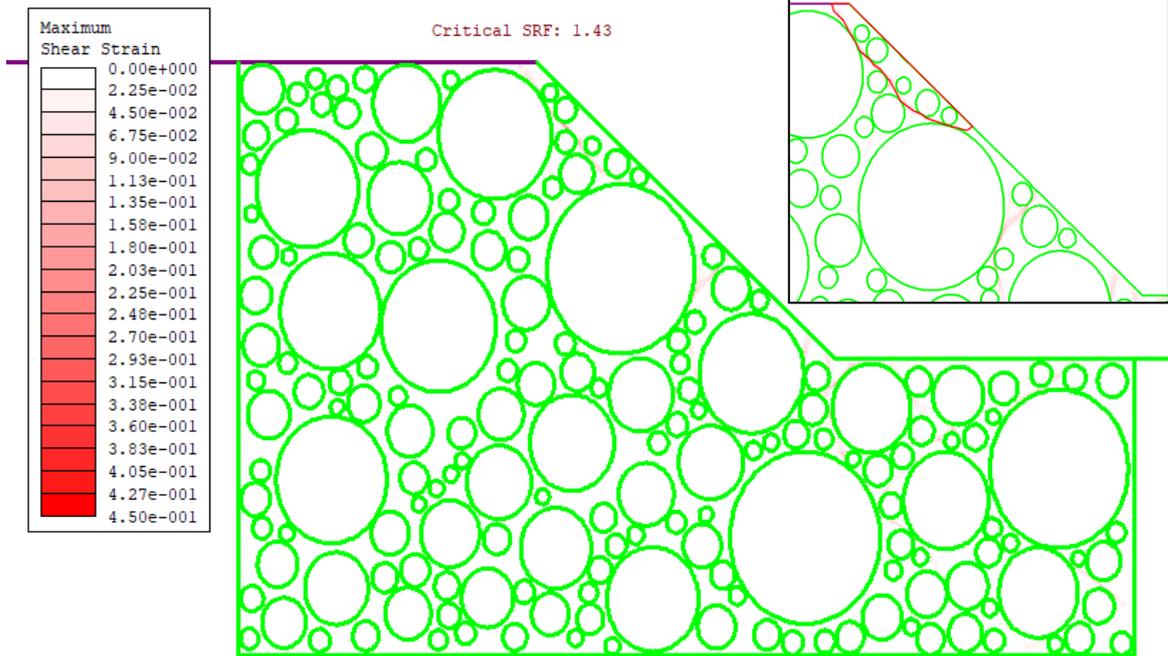
90_55_14



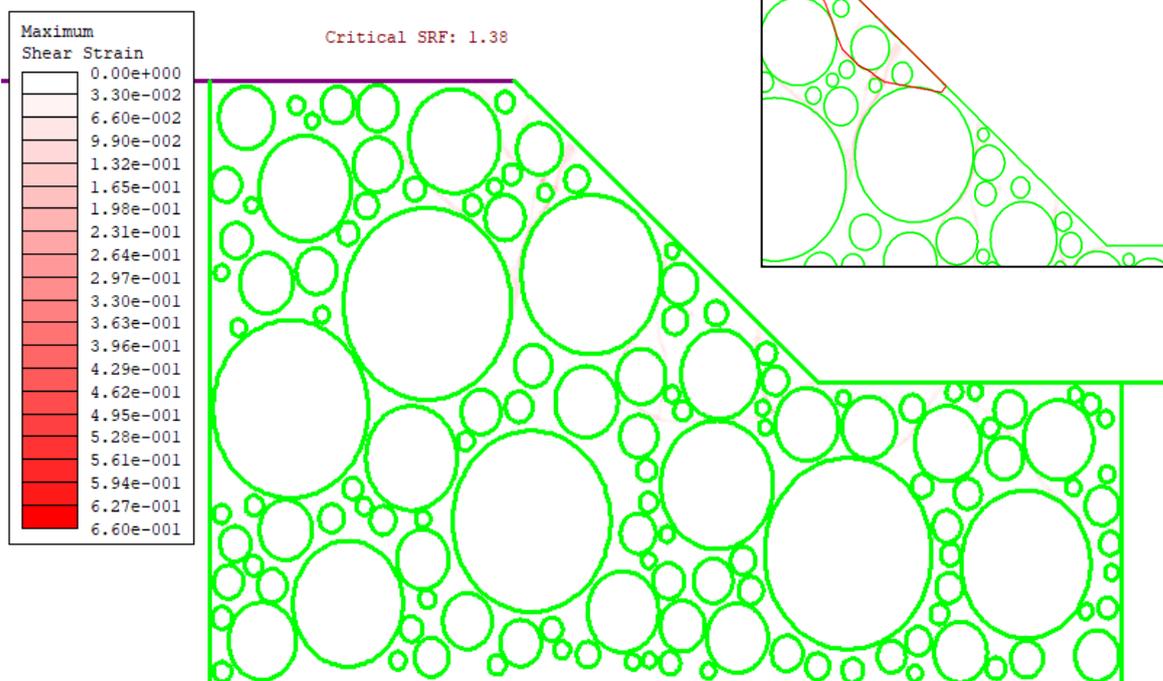
90_55_15



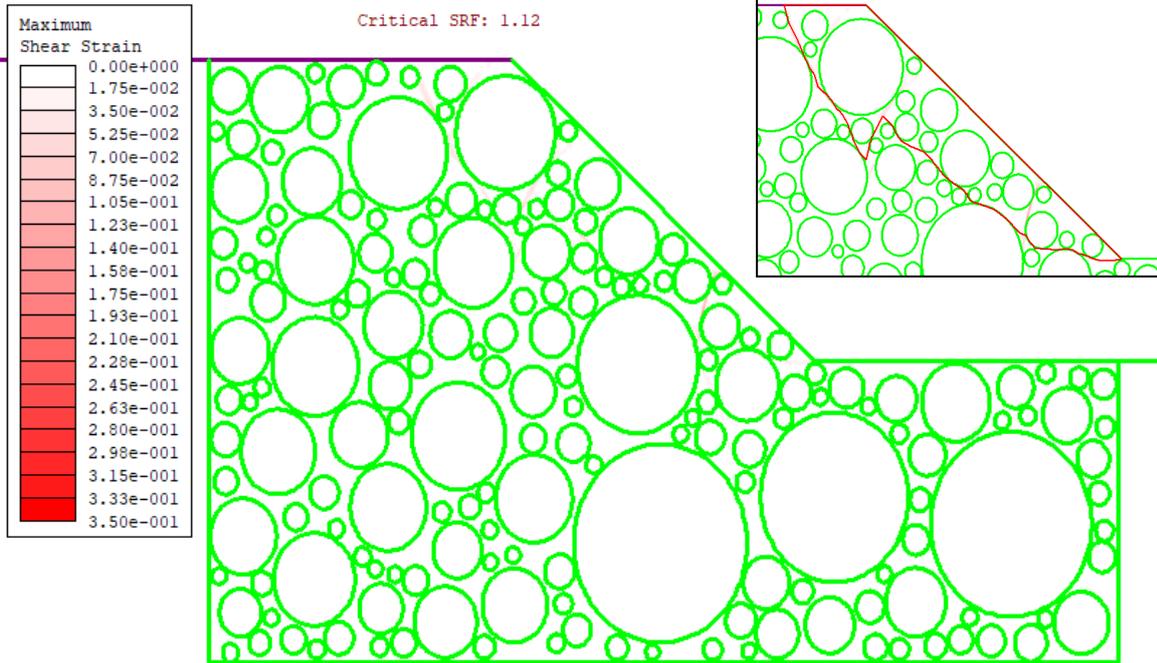
90_70_1



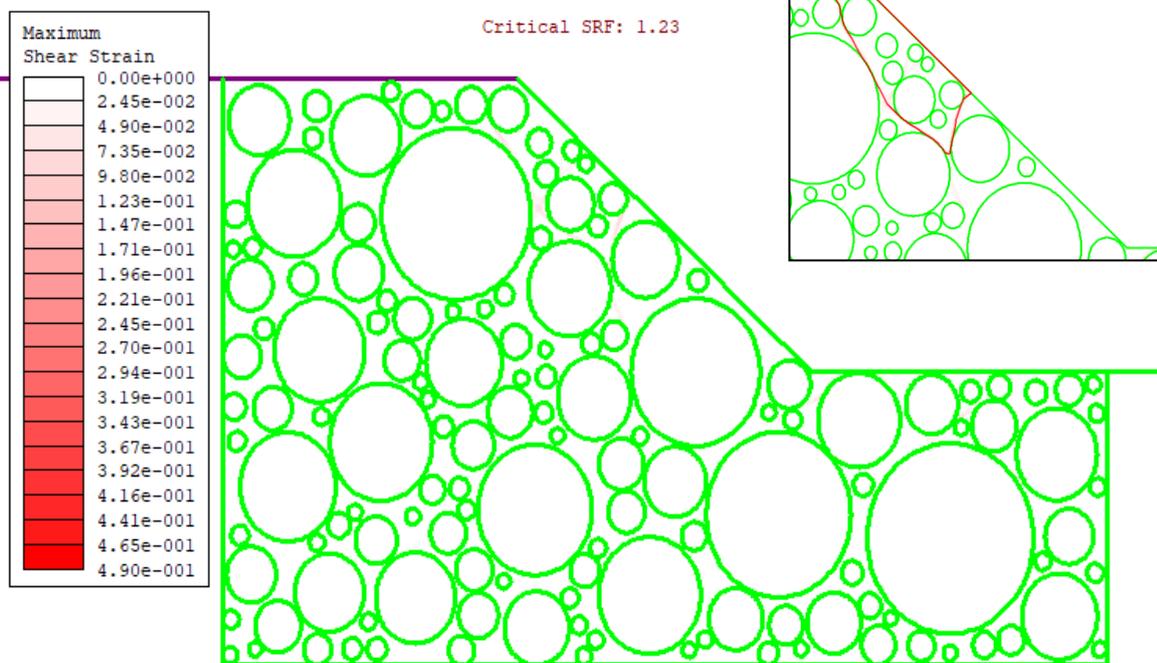
90_70_2



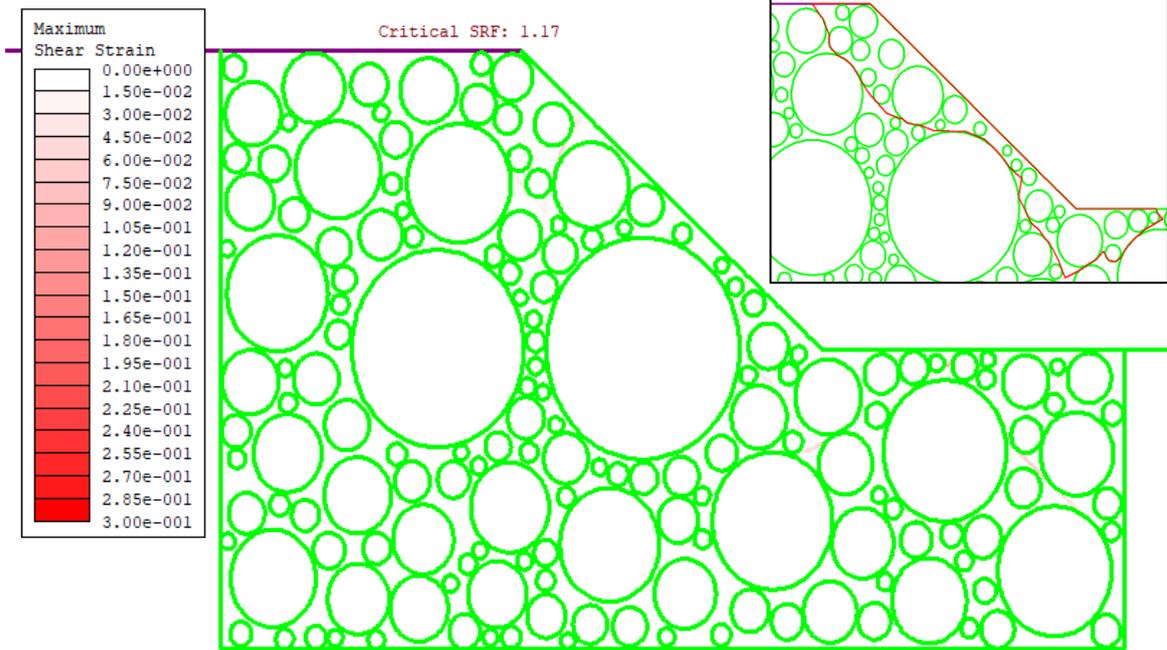
90_70_4



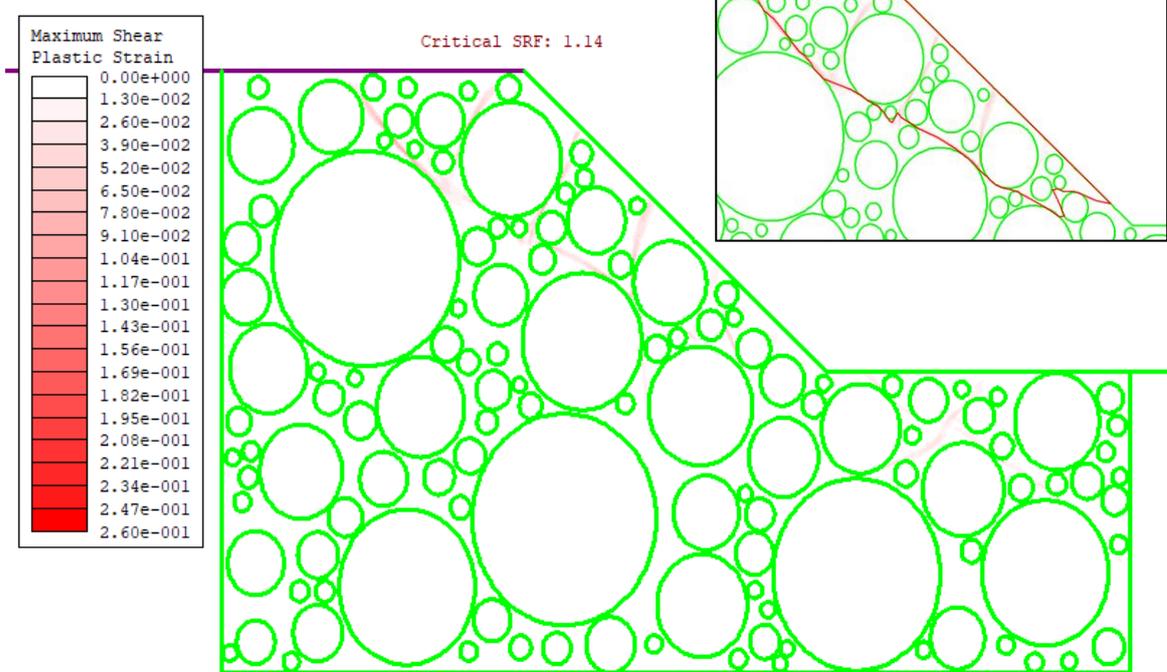
90_70_5



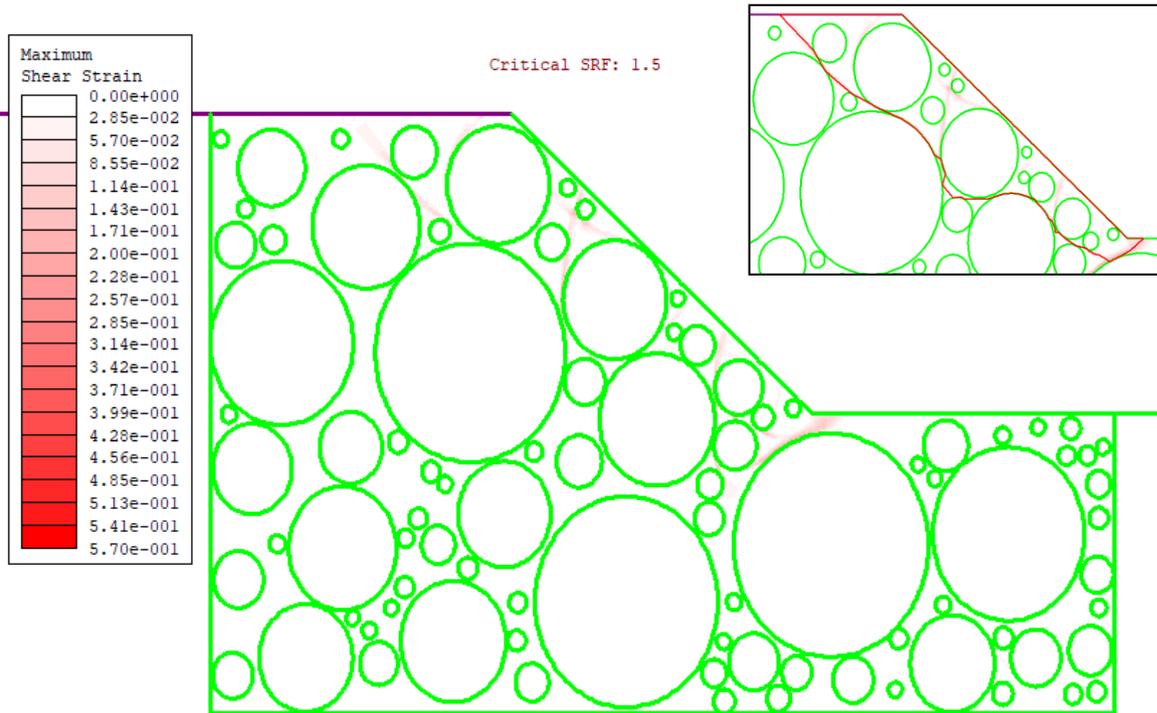
90_70_6



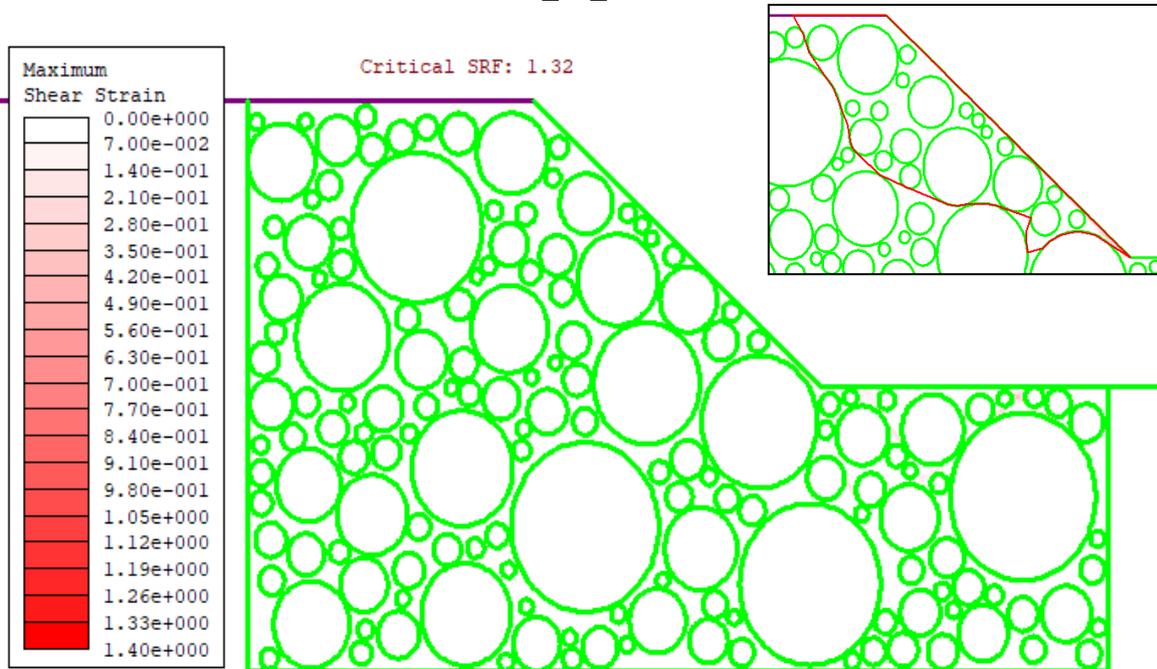
90_70_7



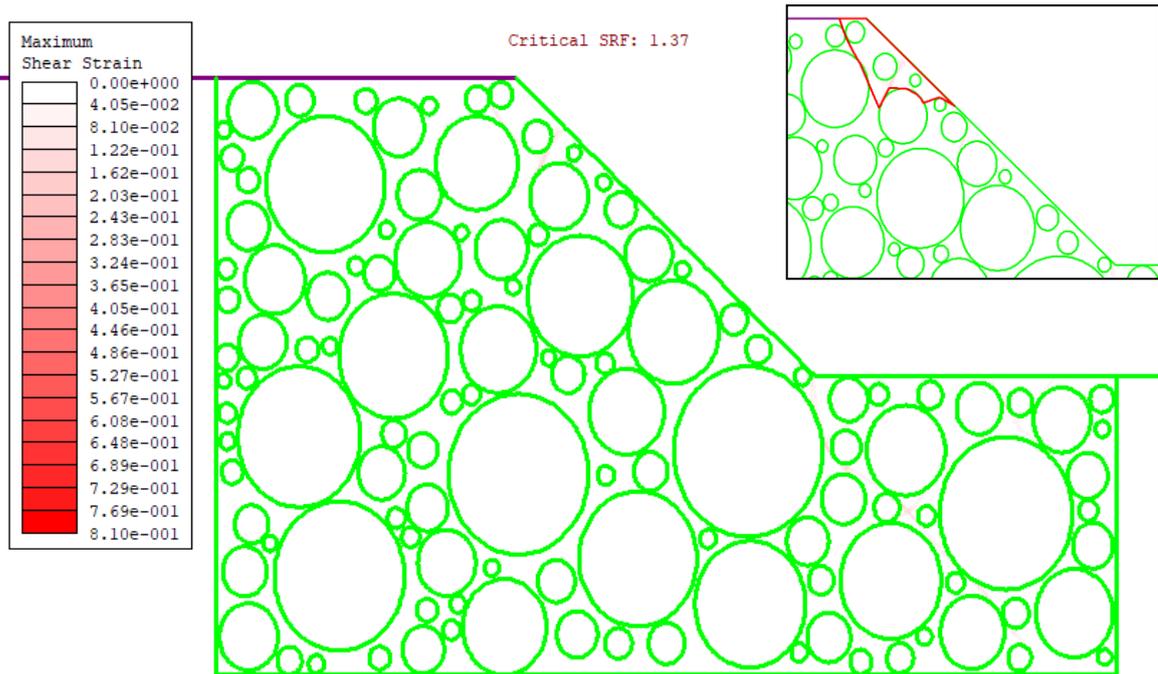
90_70_8



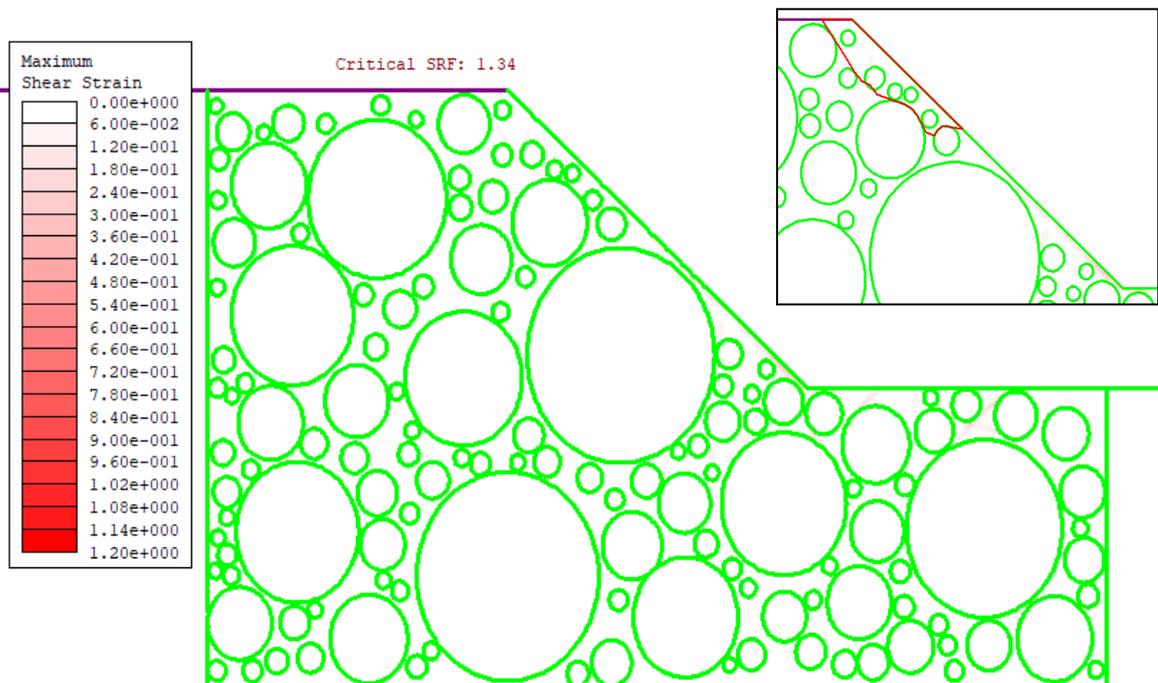
90_70_10



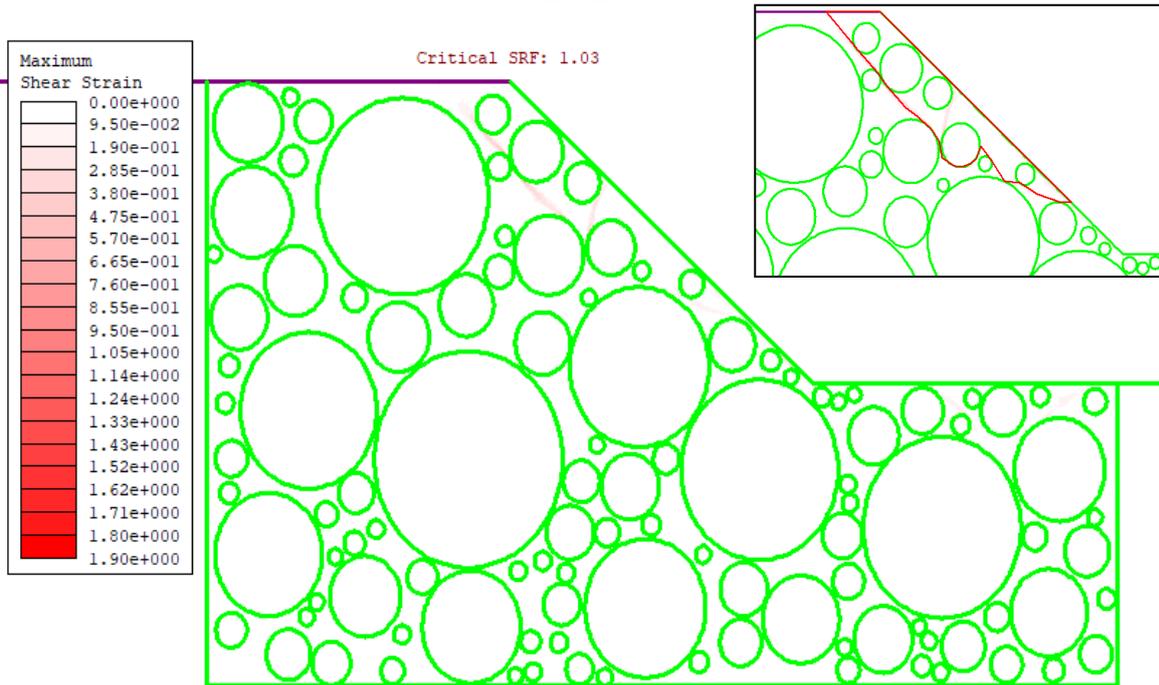
90_70_11



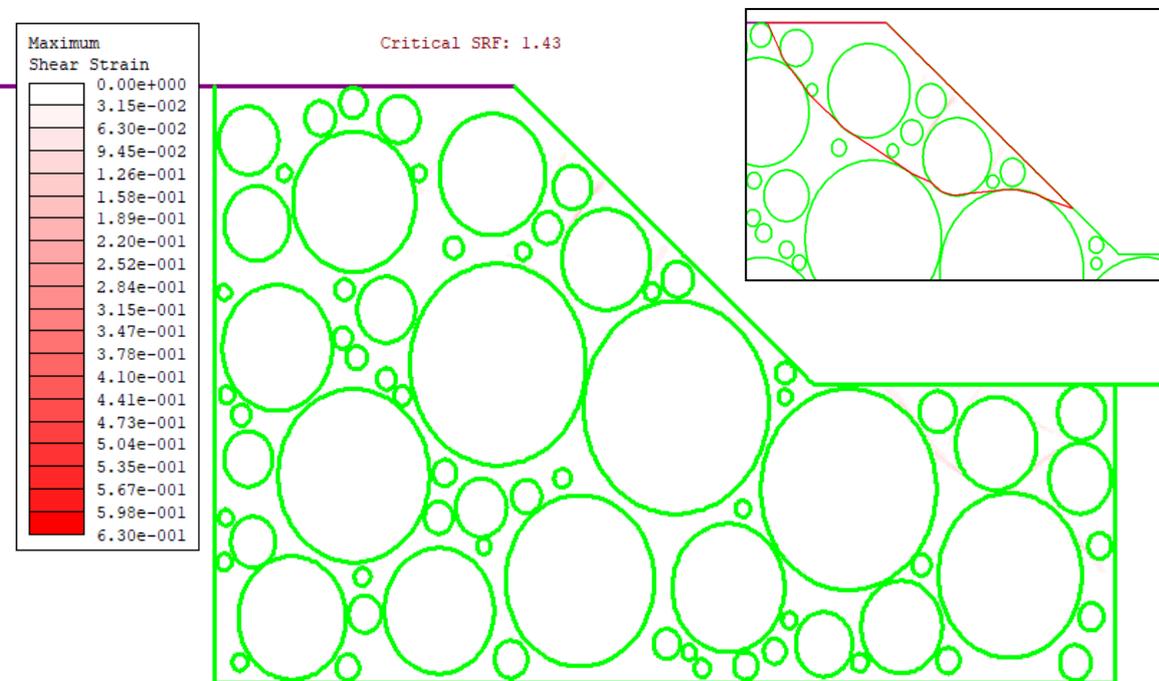
90_70_12



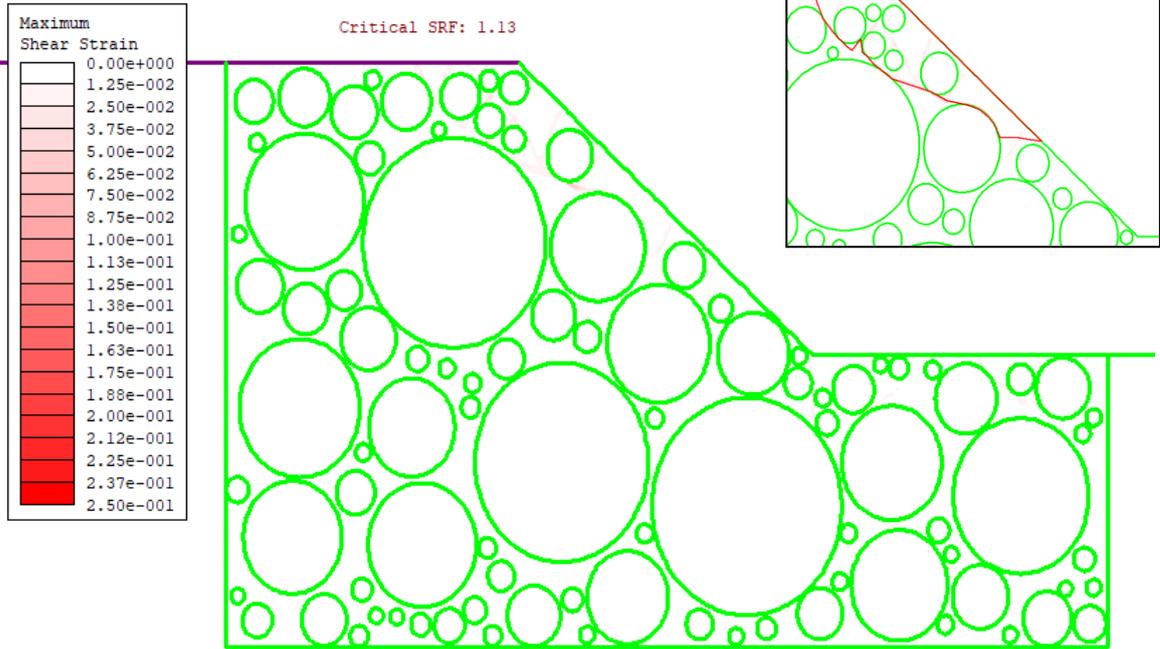
90_70_13



90_70_14



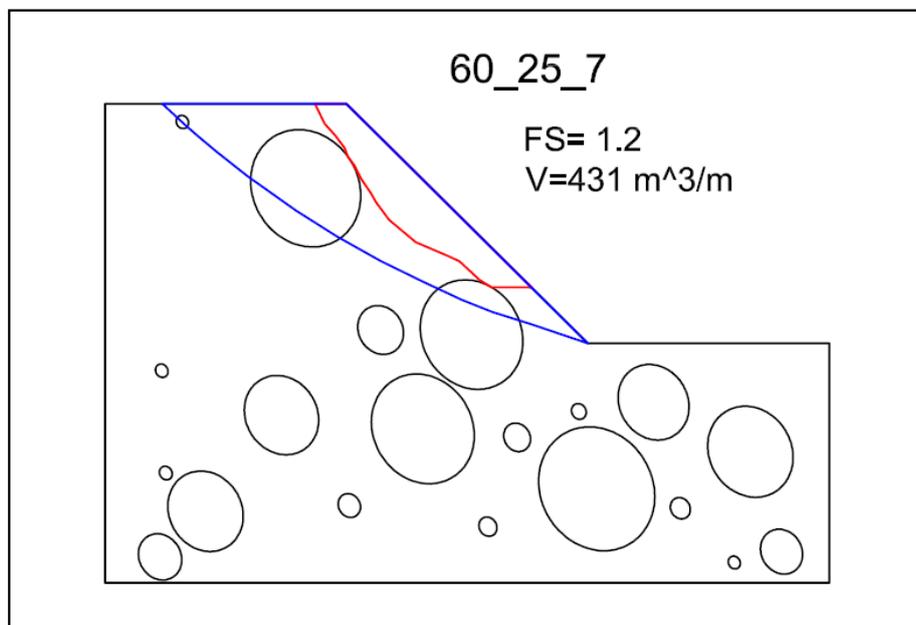
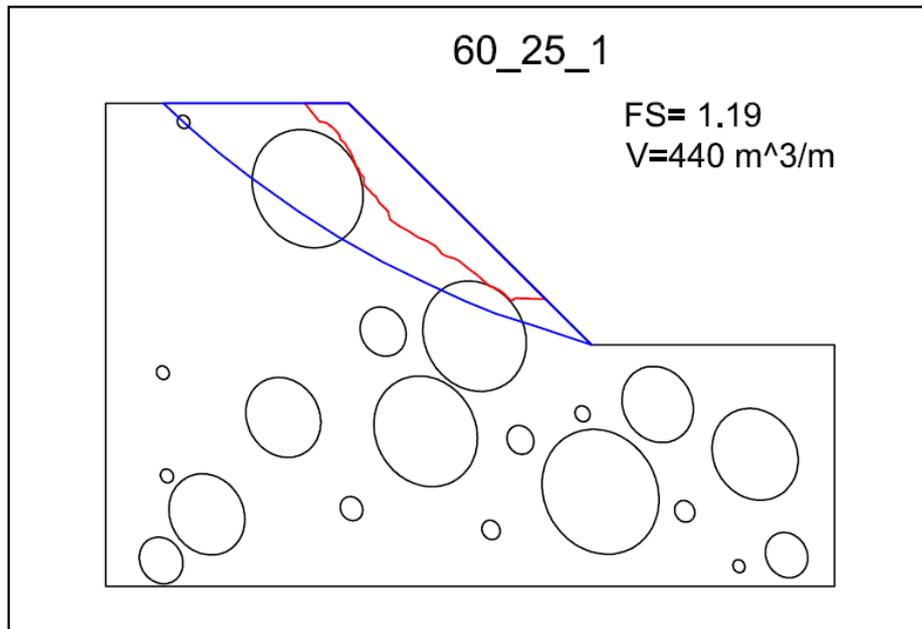
90_70_15

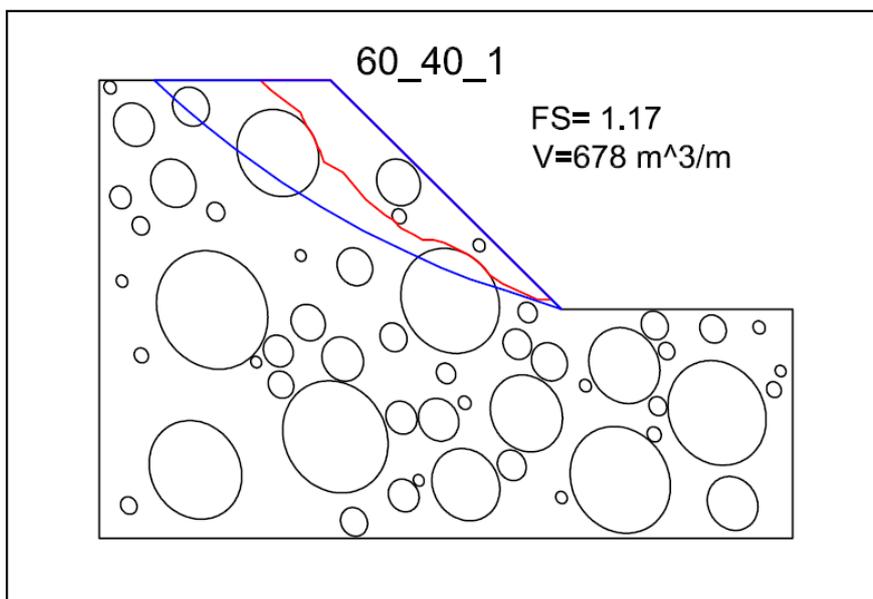
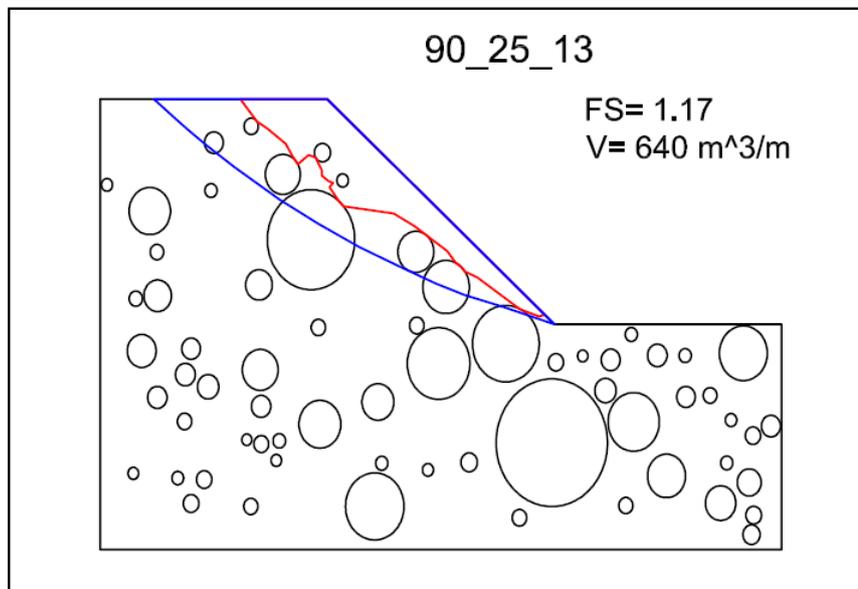
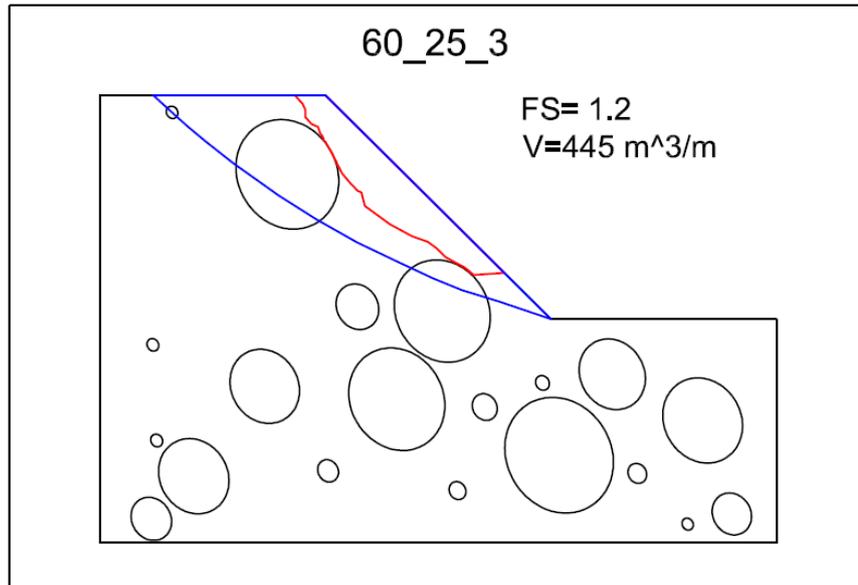


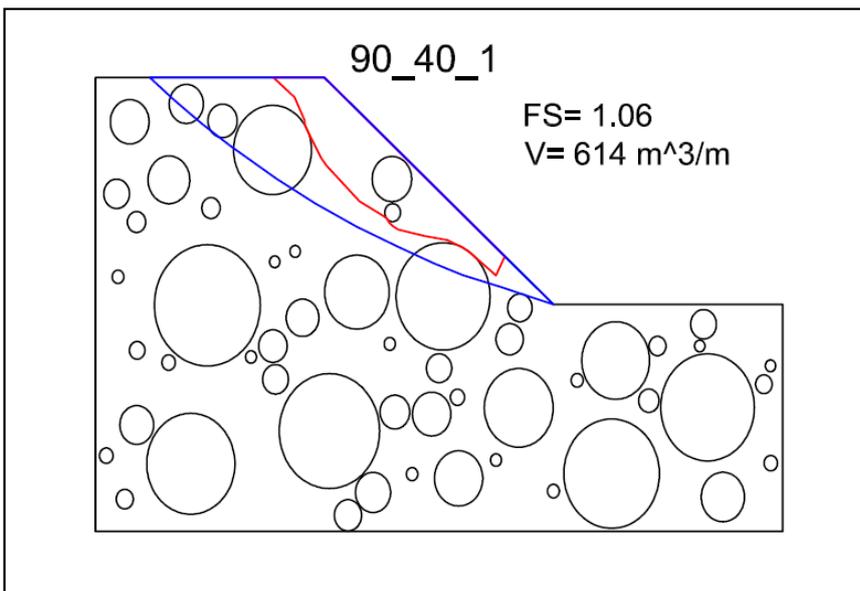
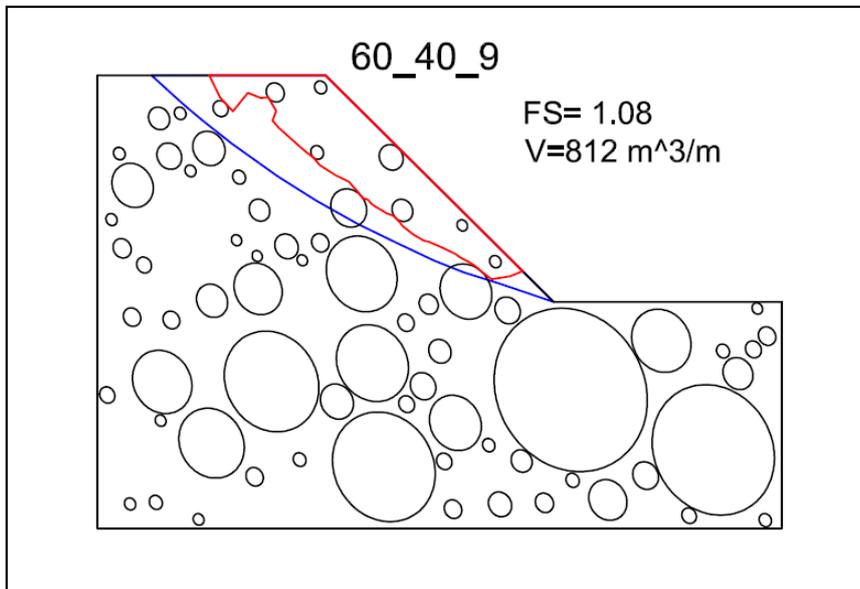
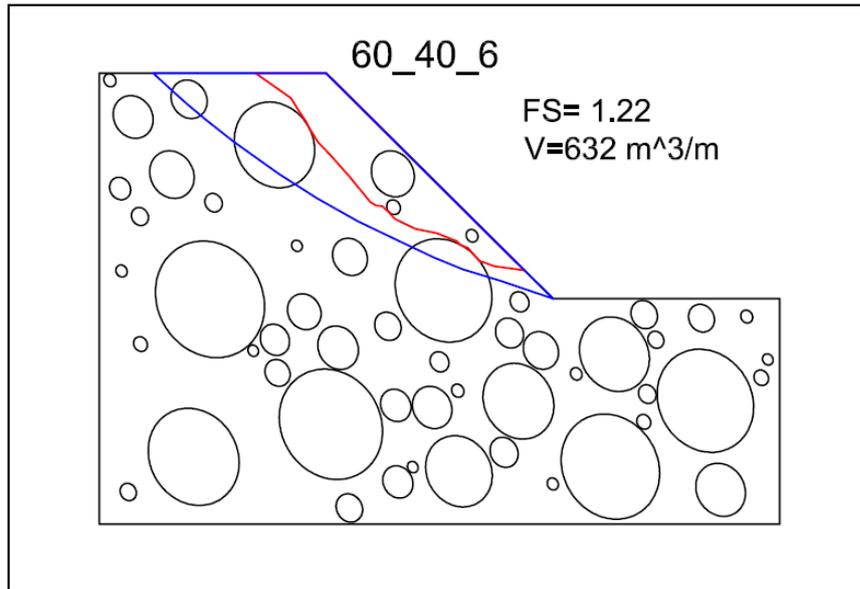
Allegato 4

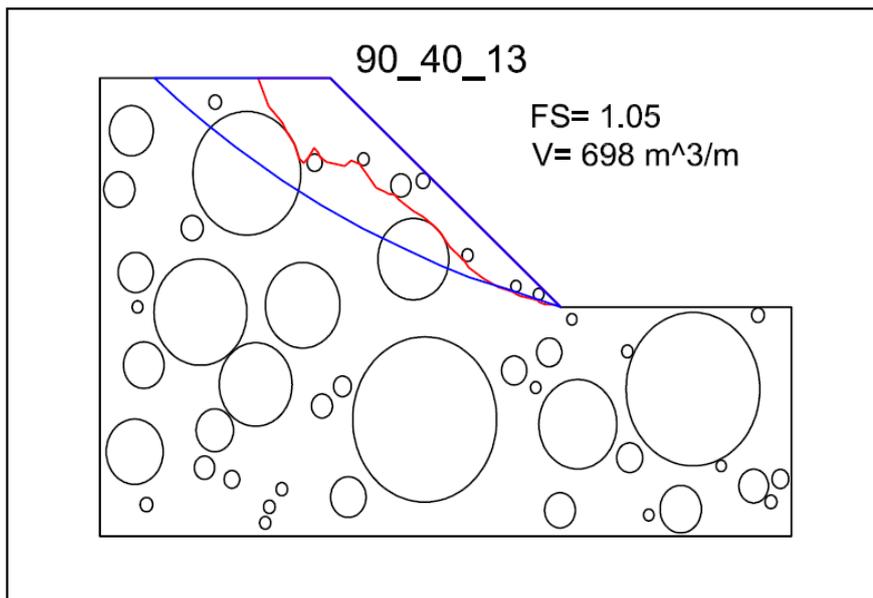
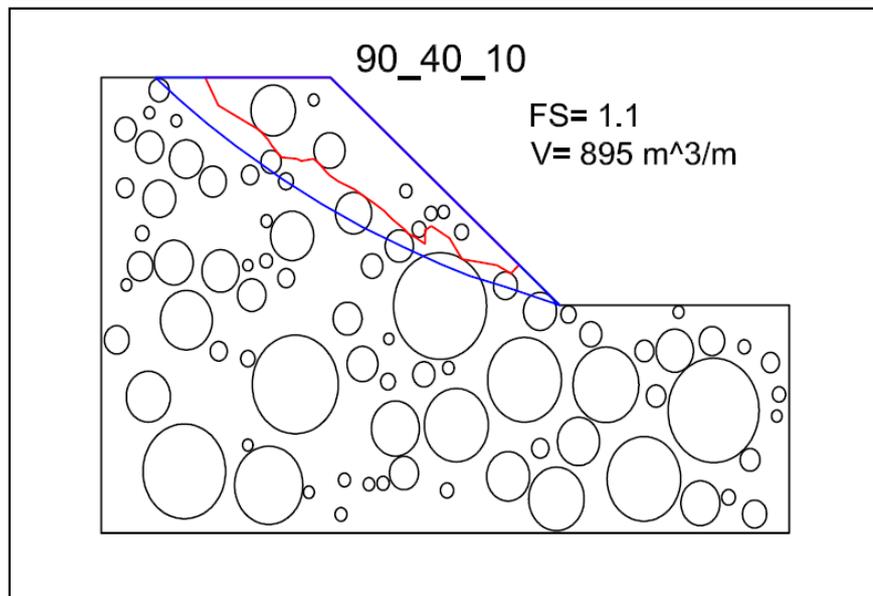
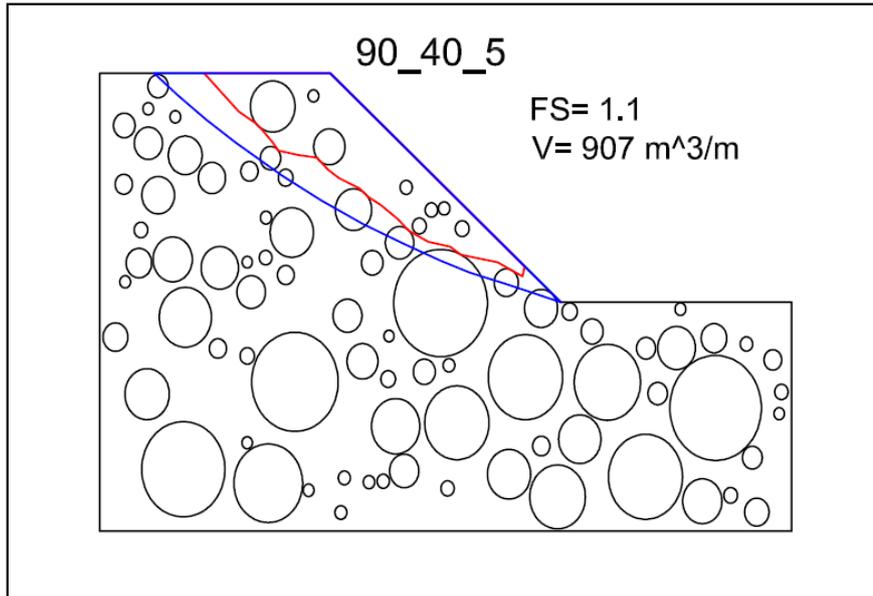
MODELLI STOCASTICI

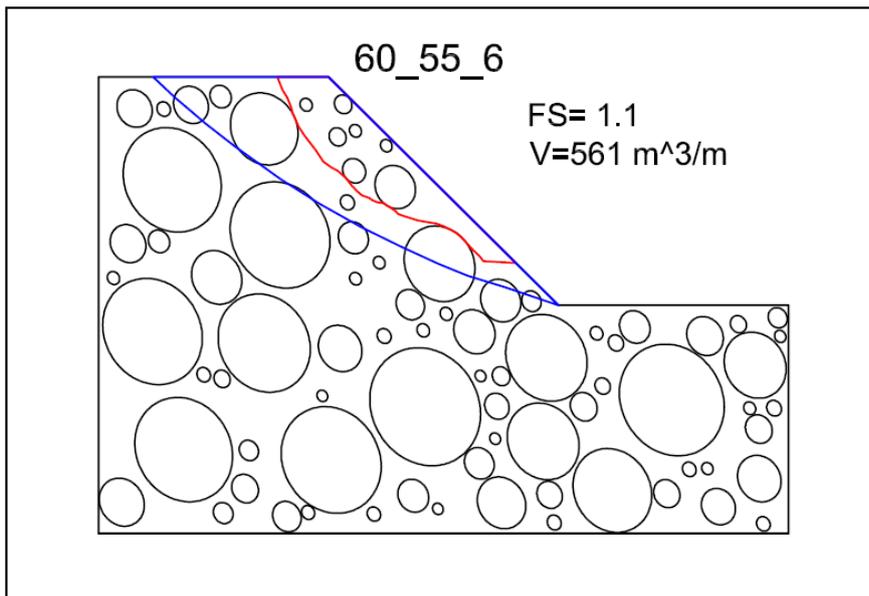
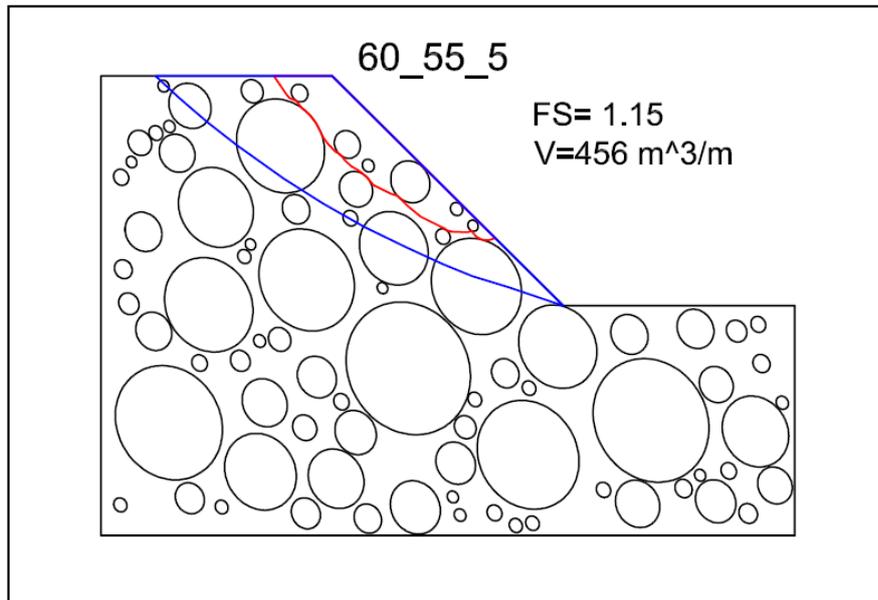
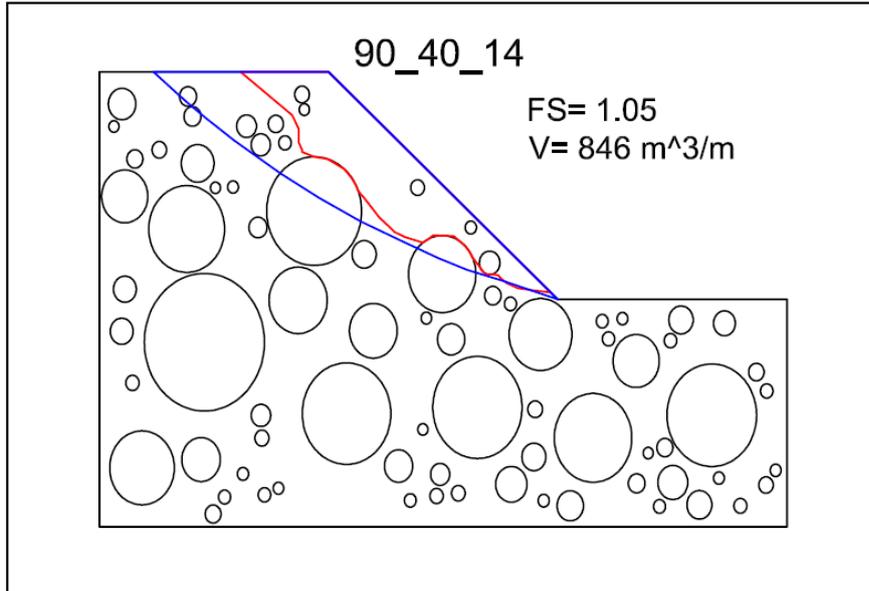
CASO A

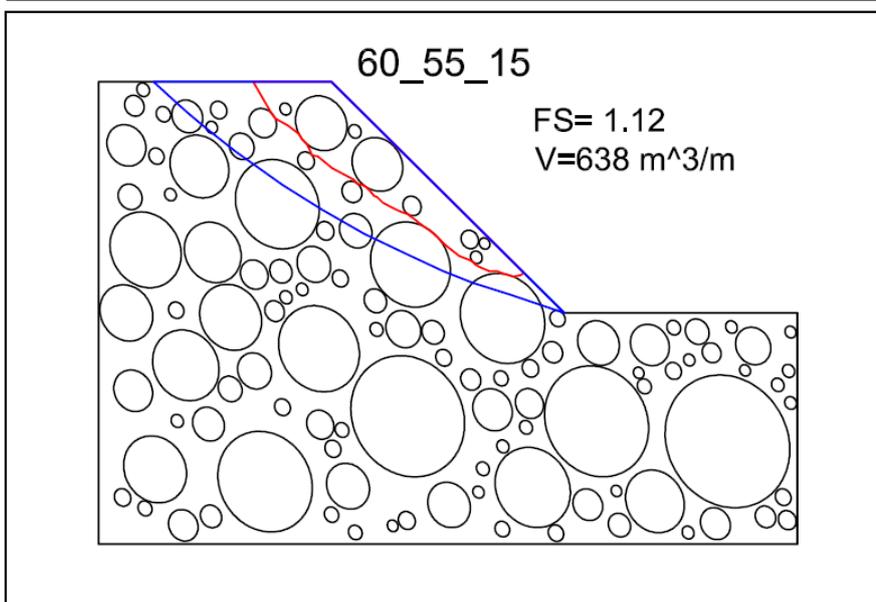
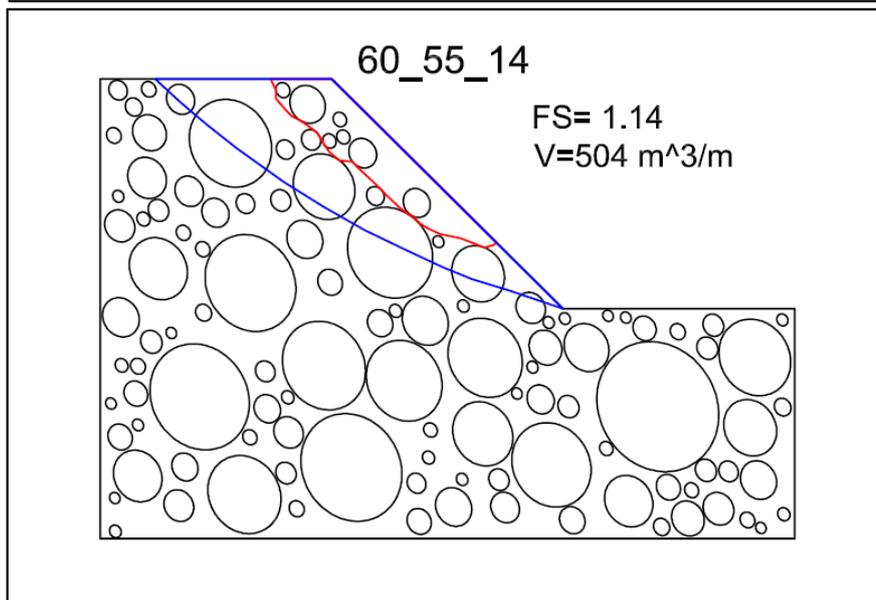
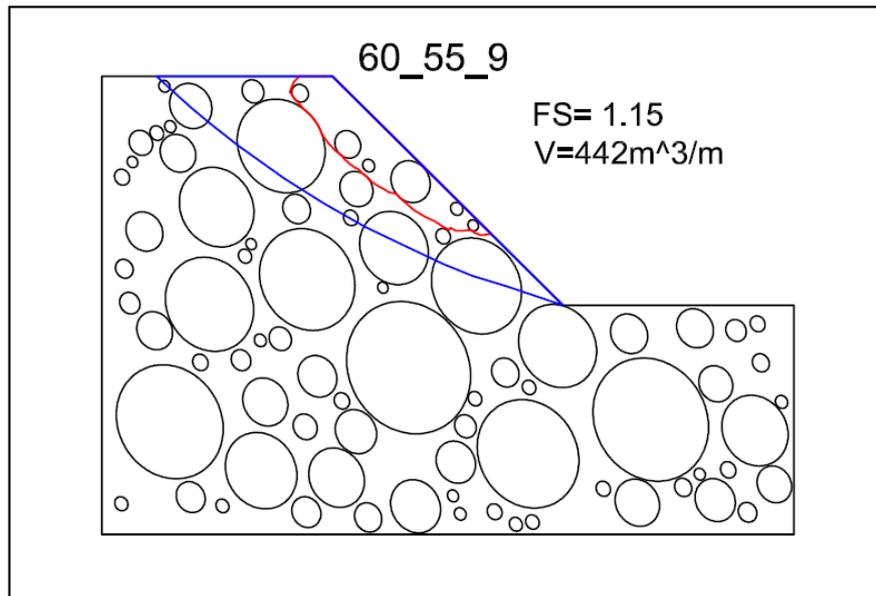


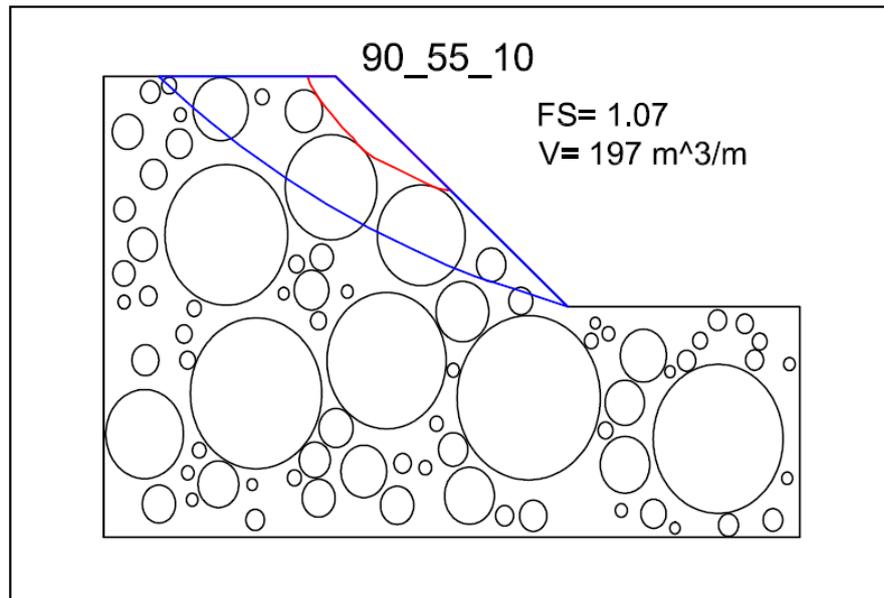
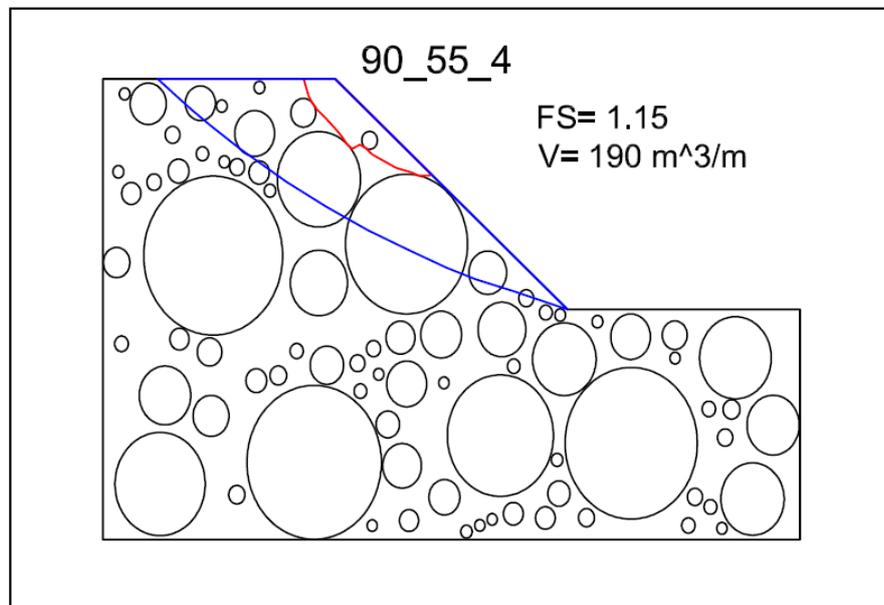
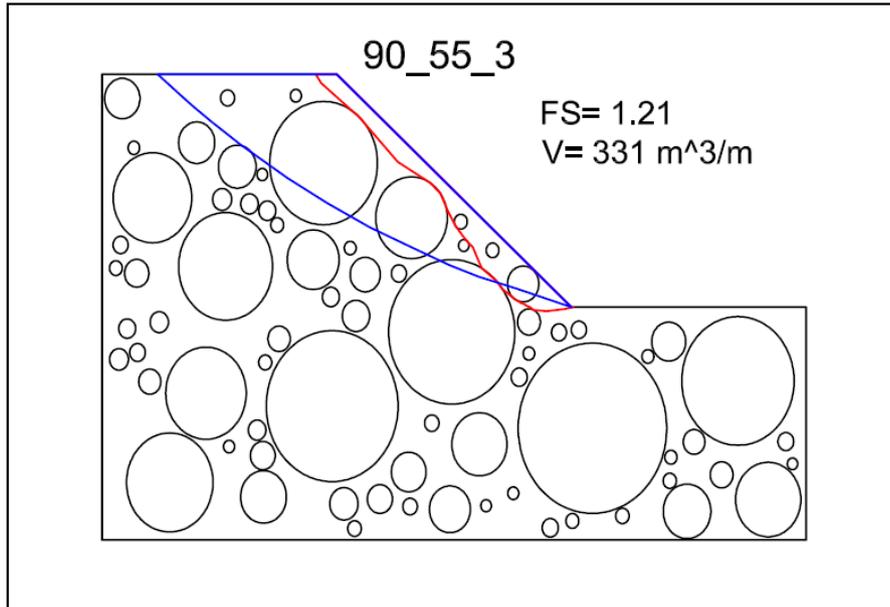


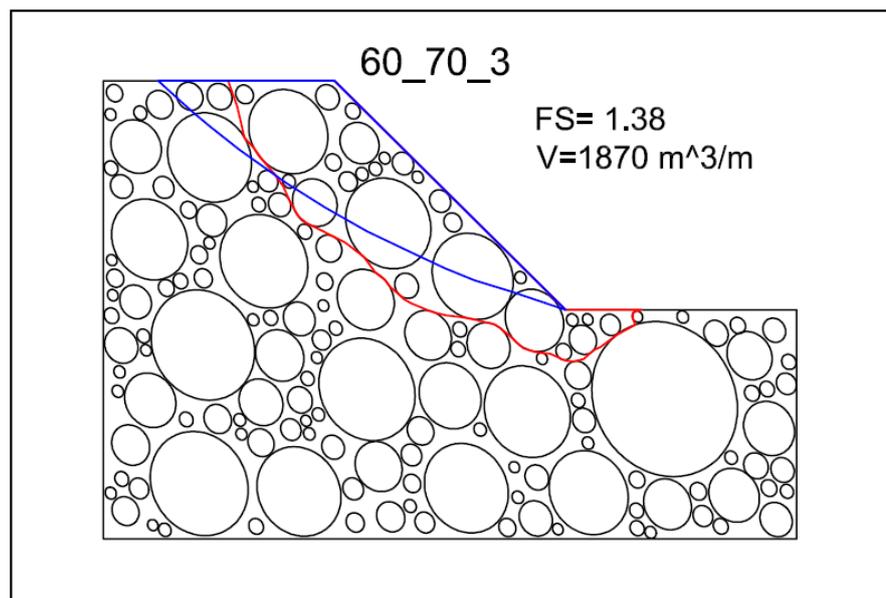
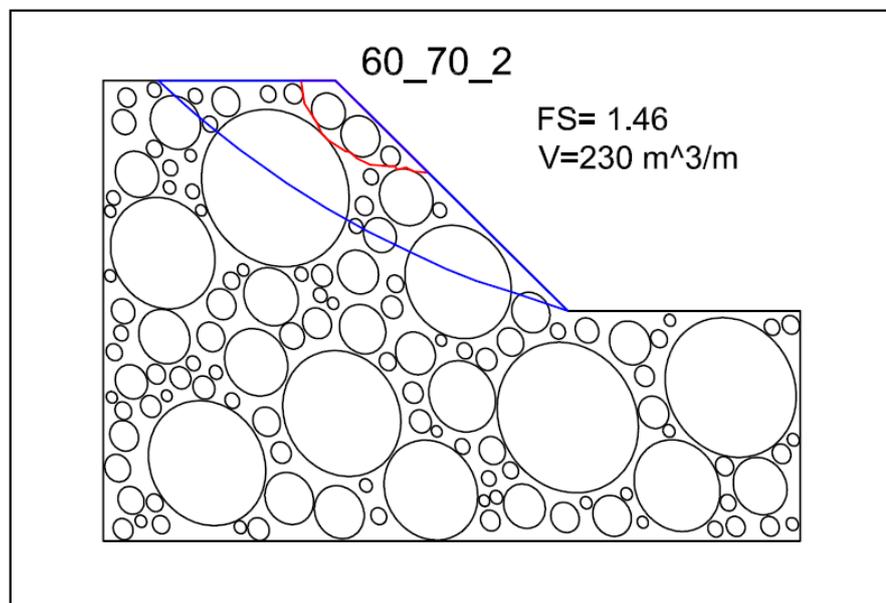
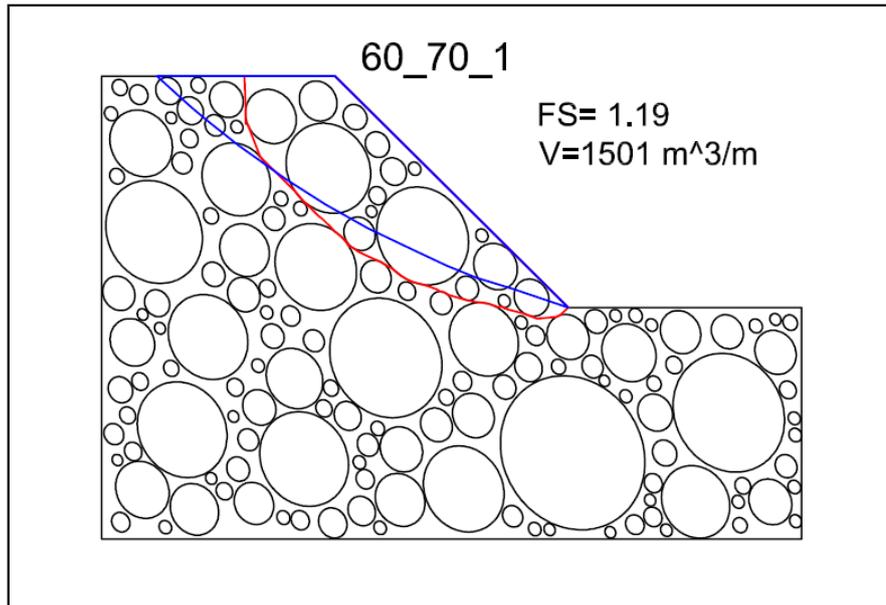


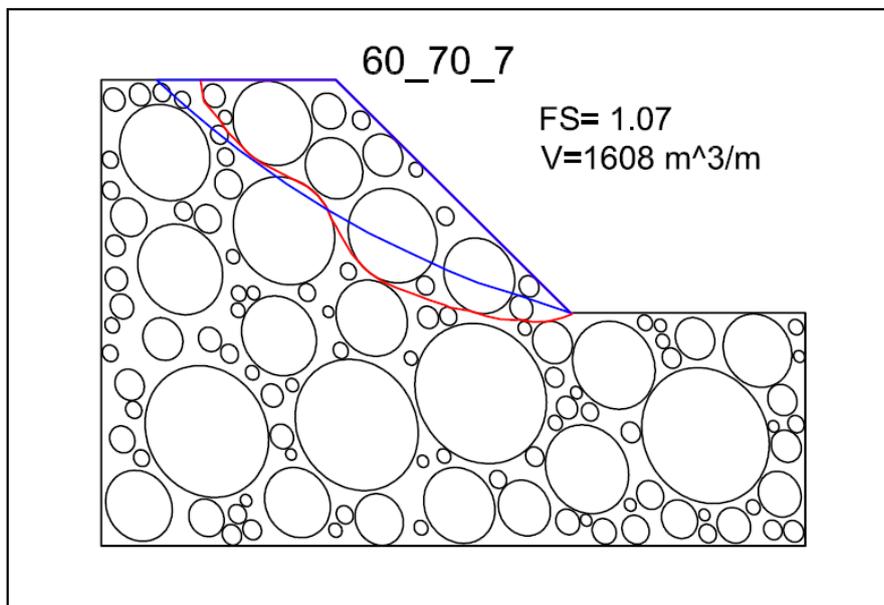
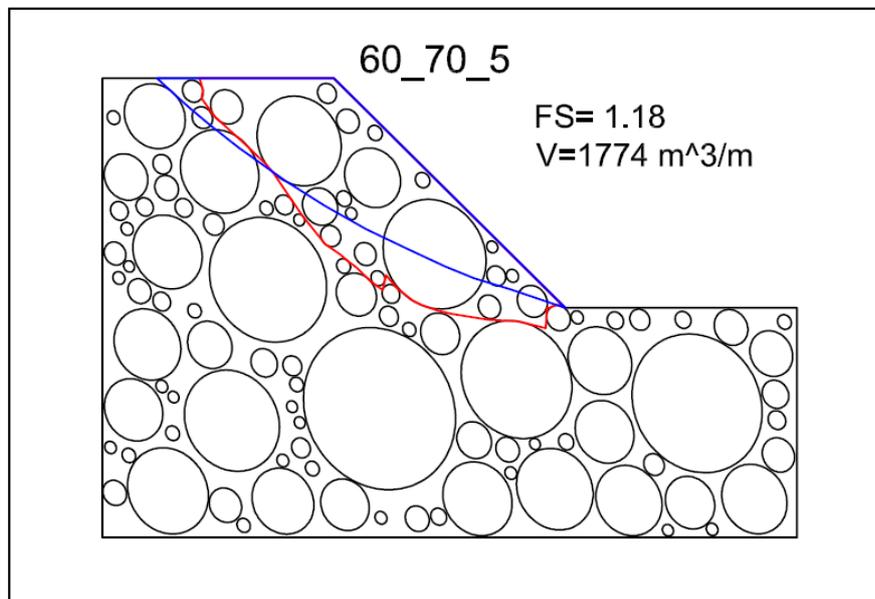
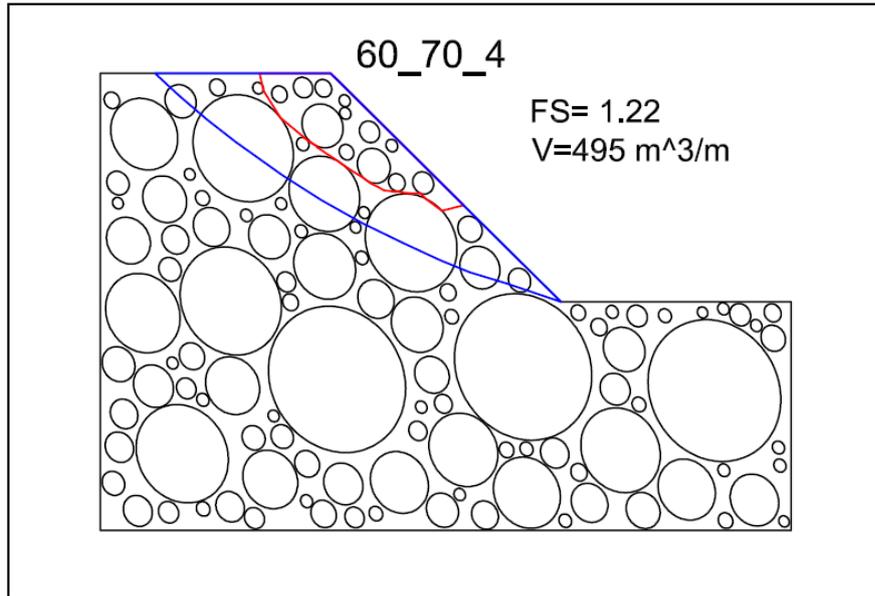


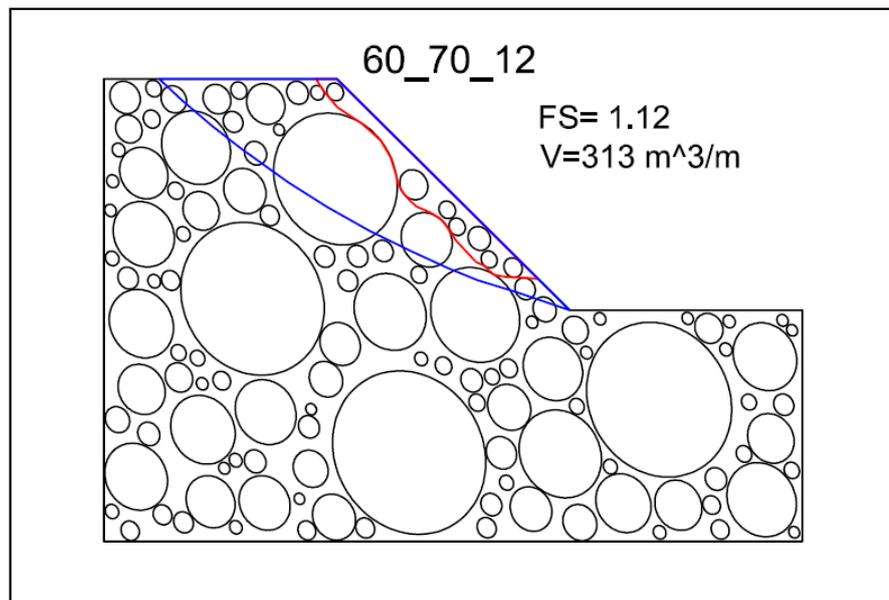
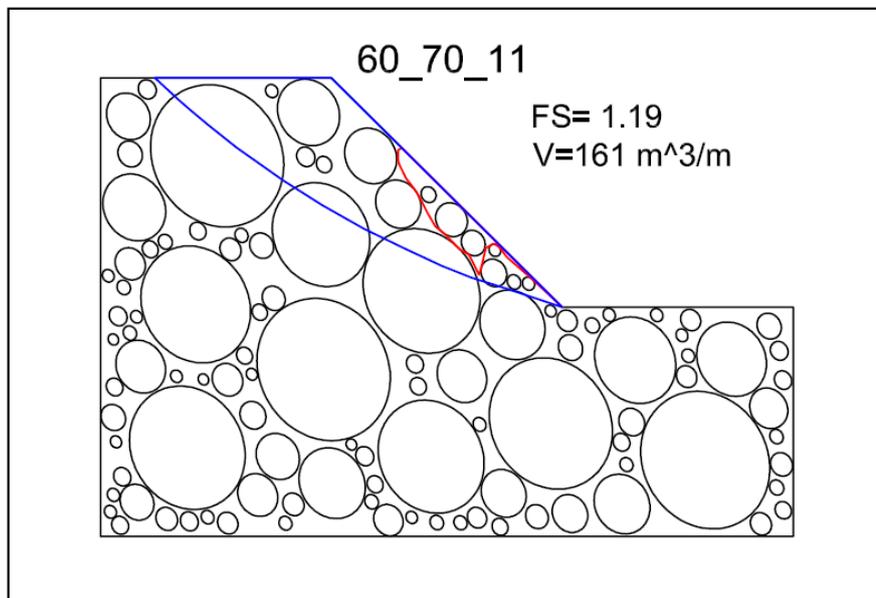
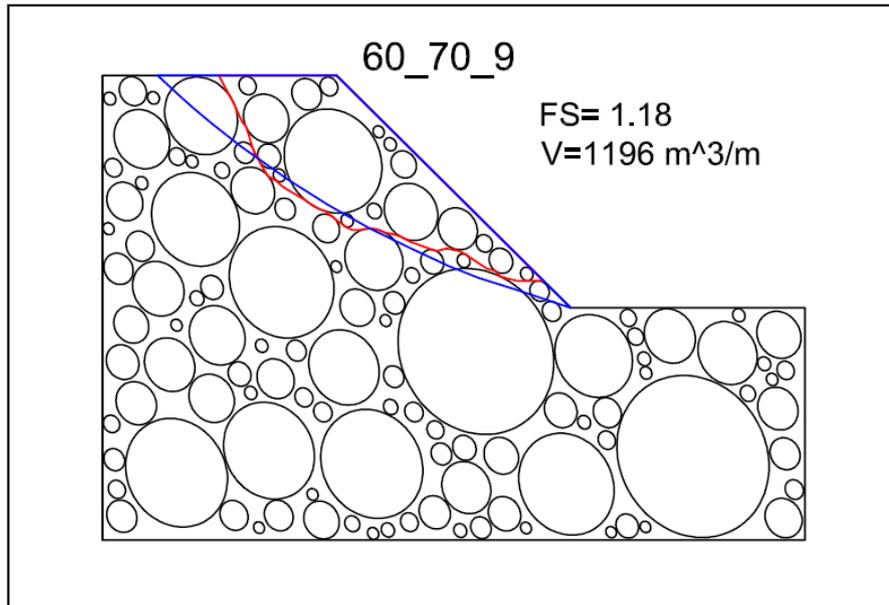


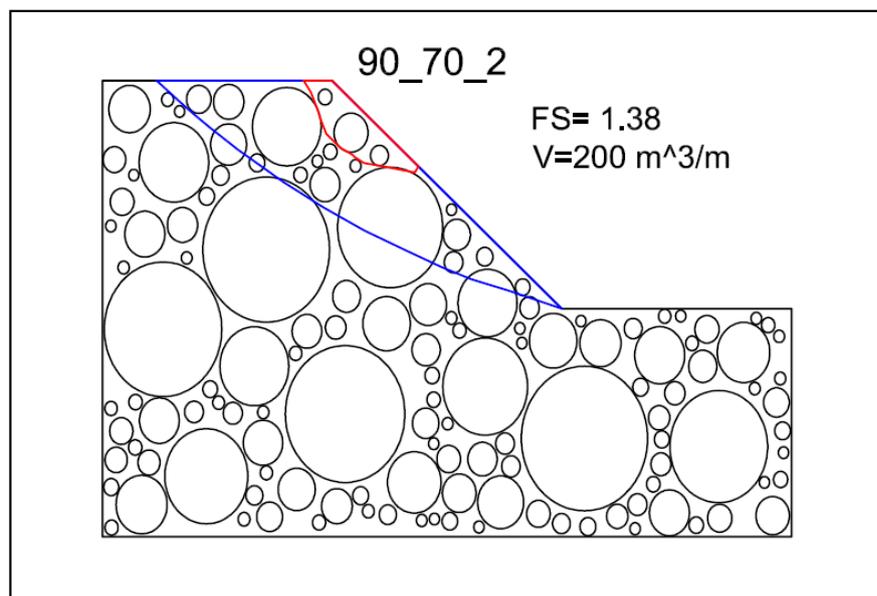
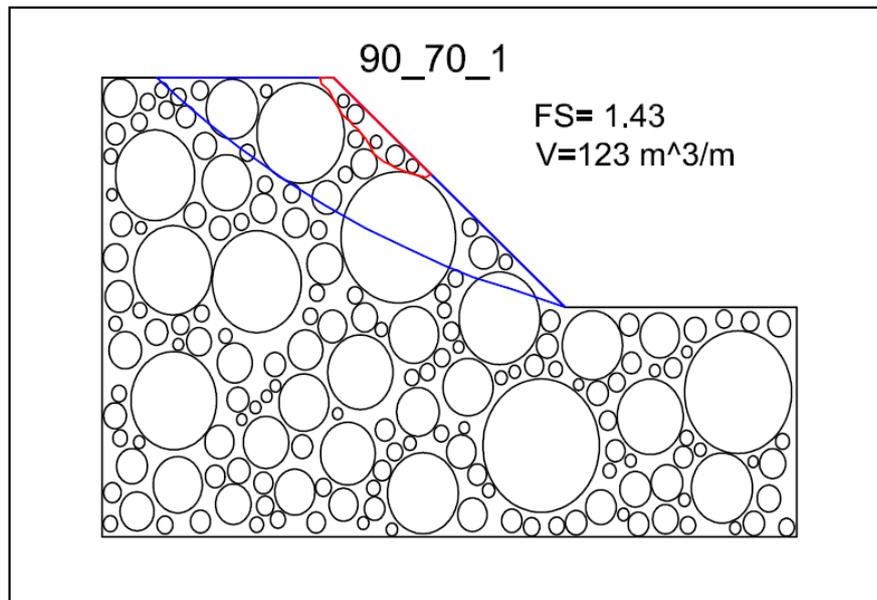
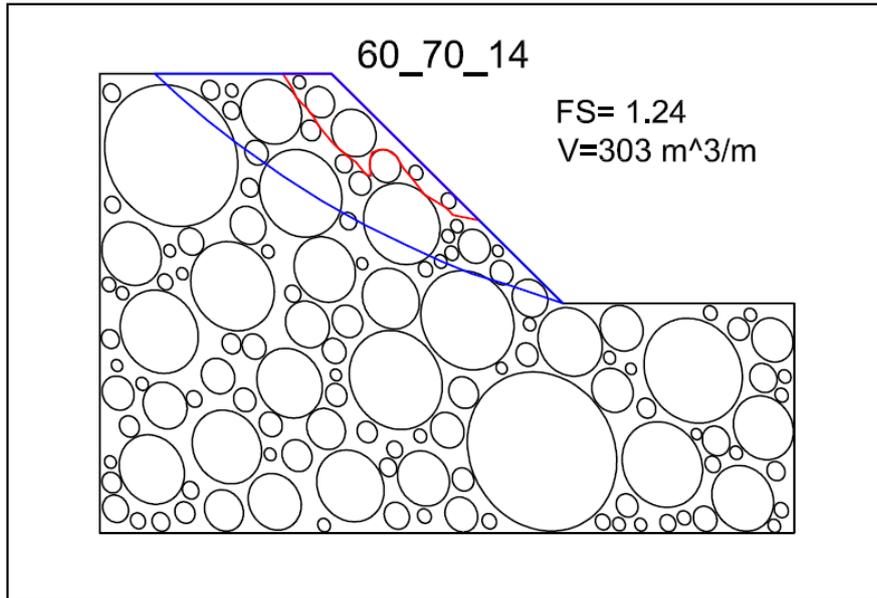


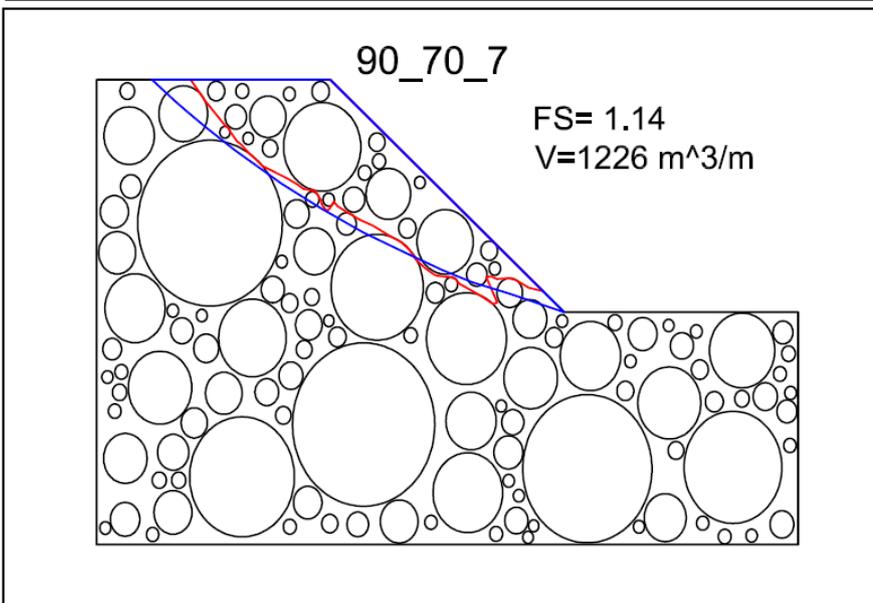
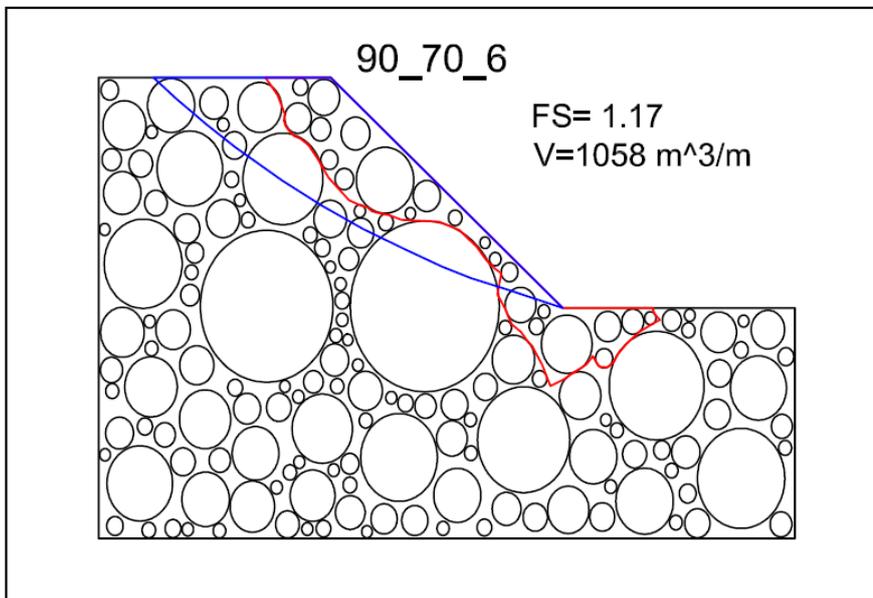
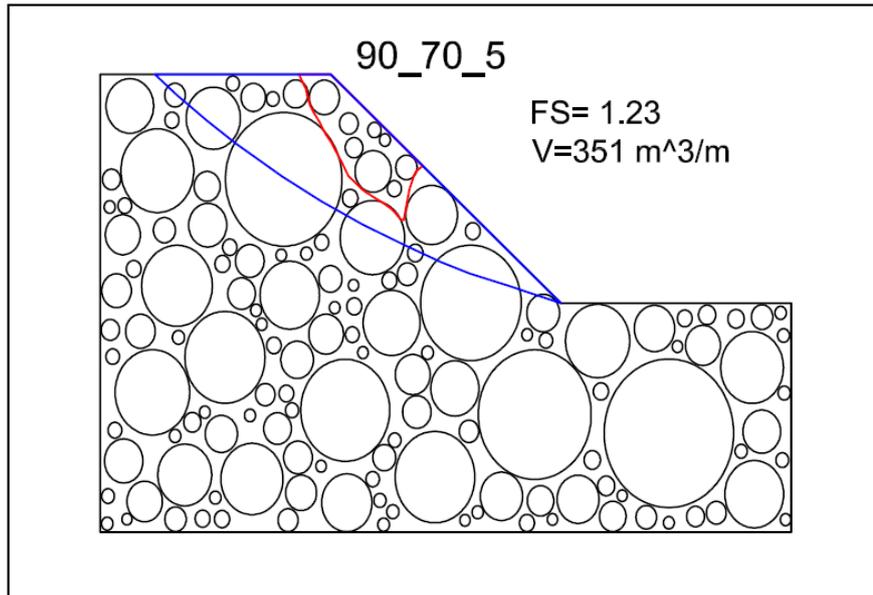


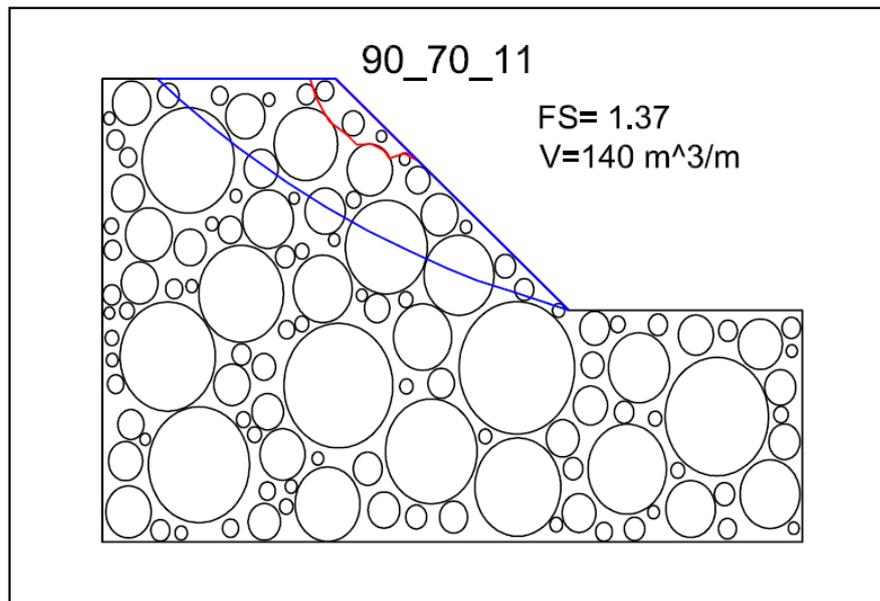
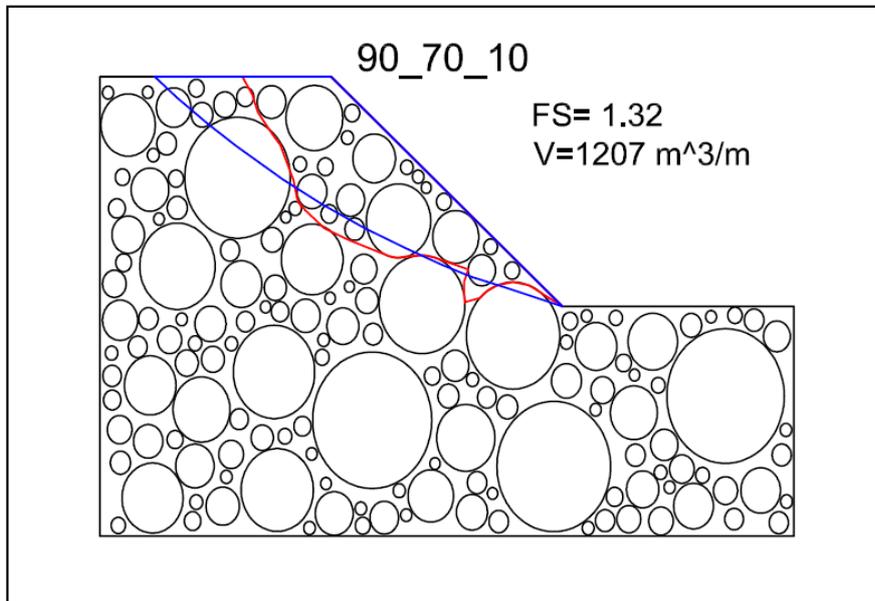
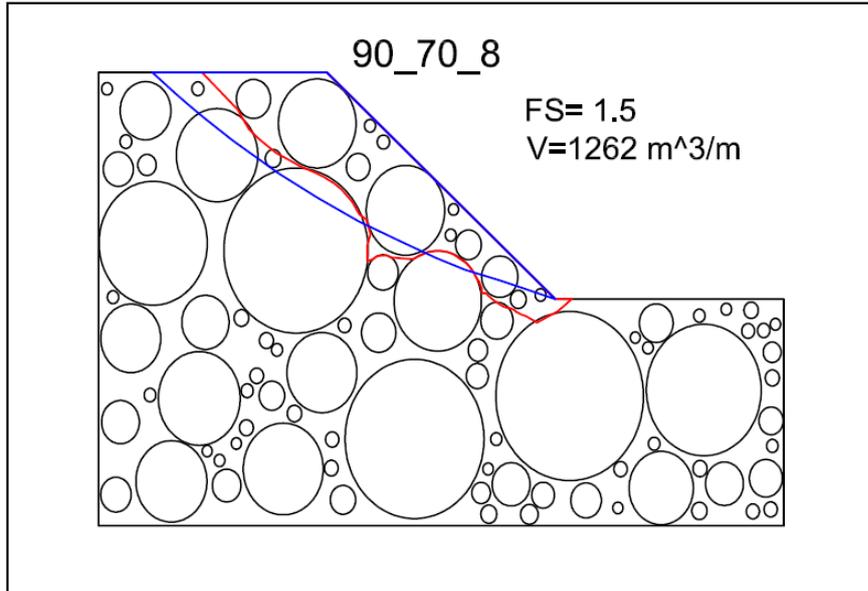


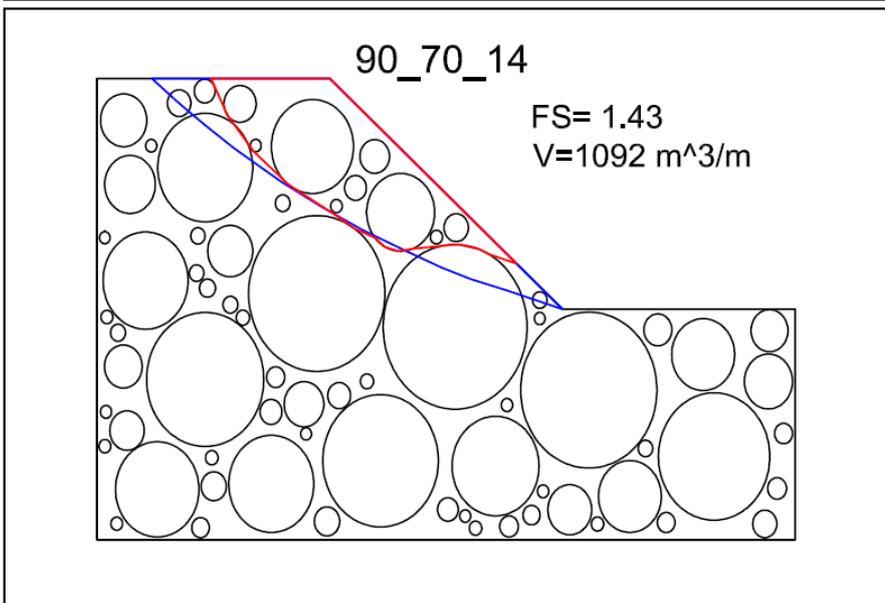
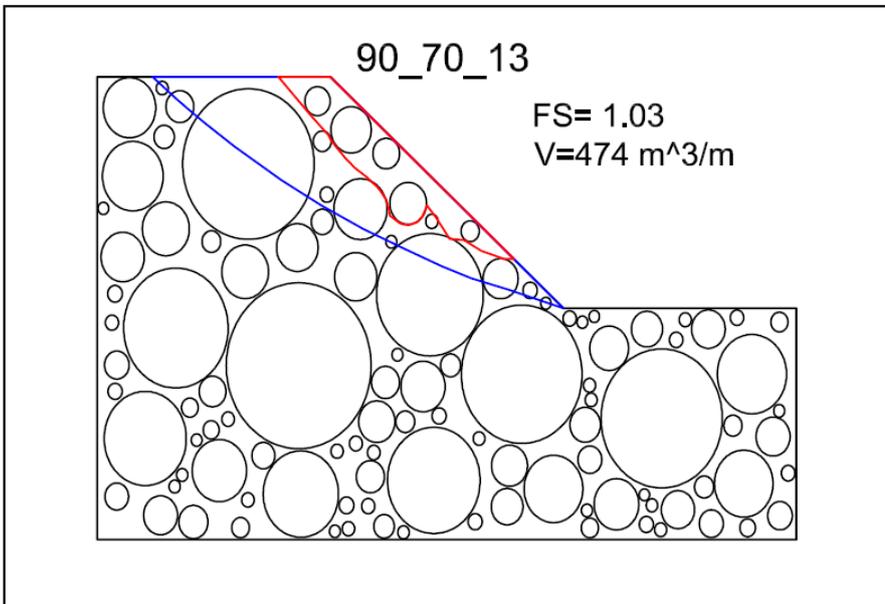
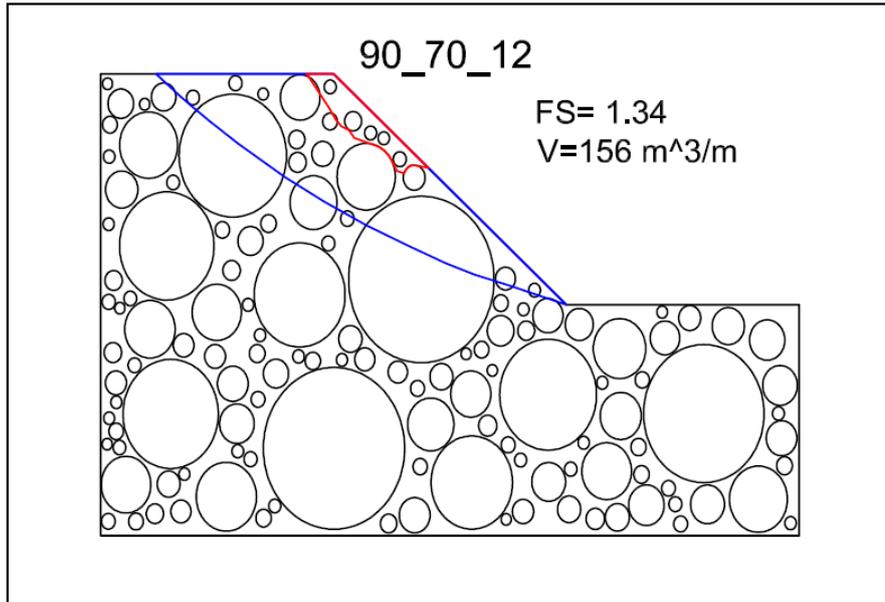


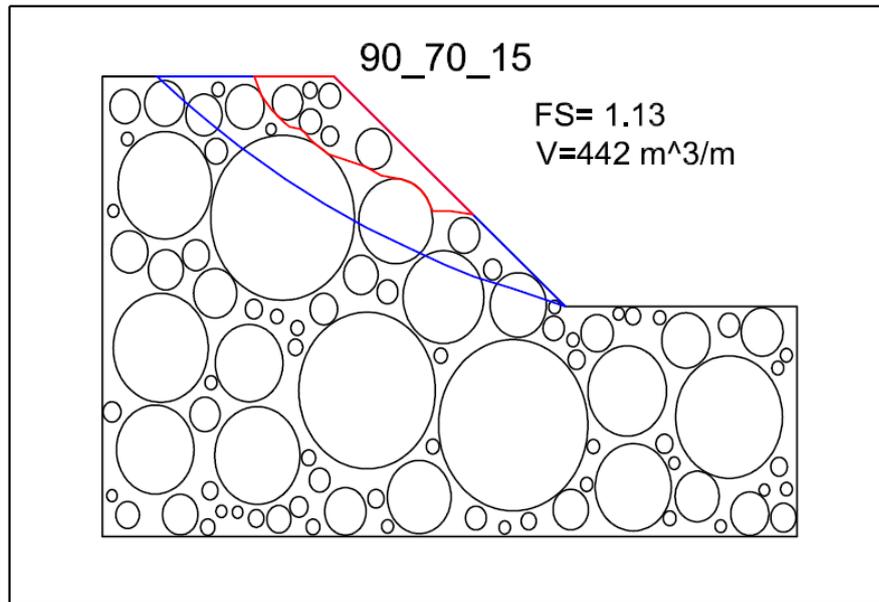




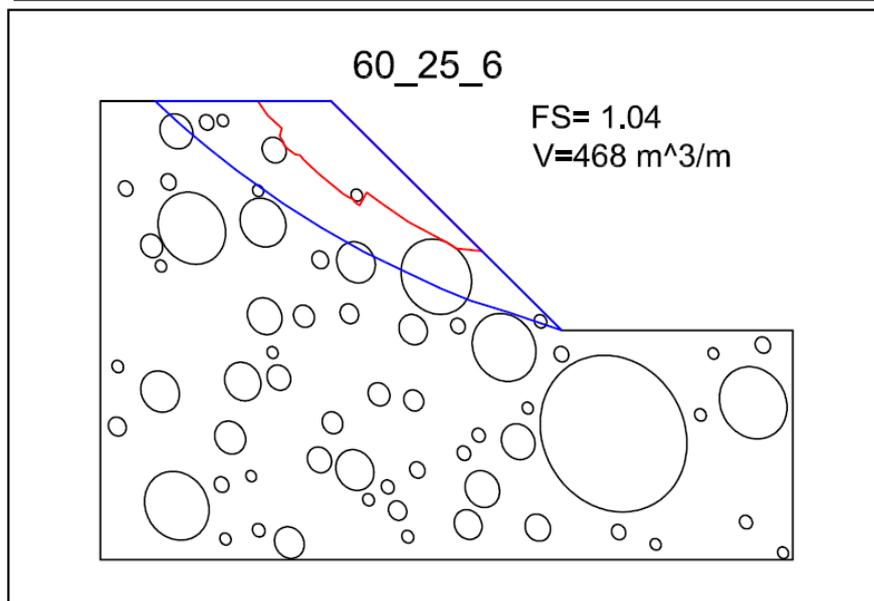
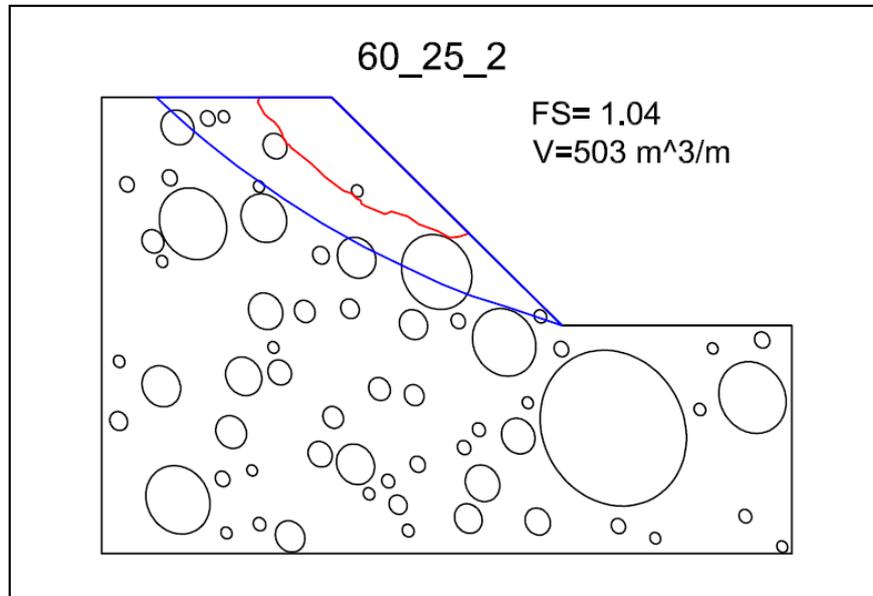


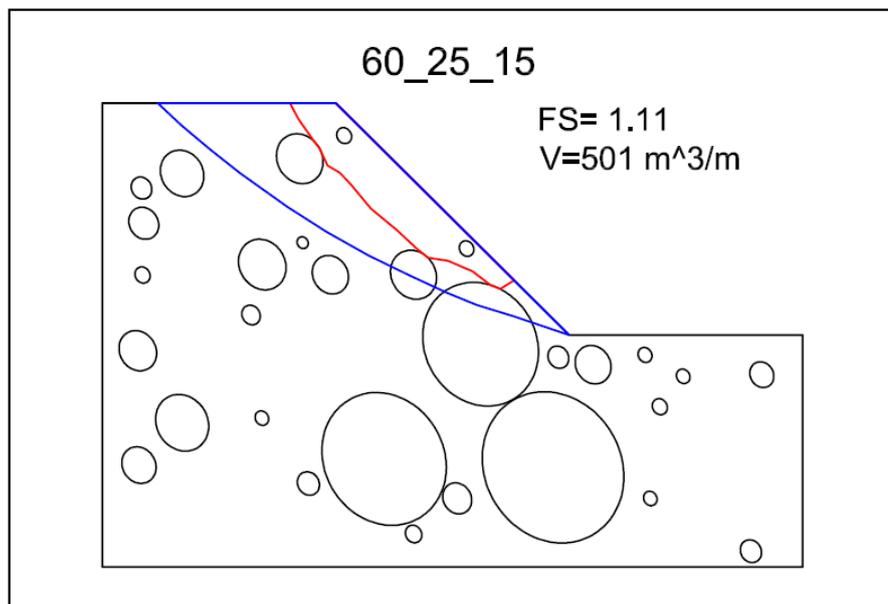
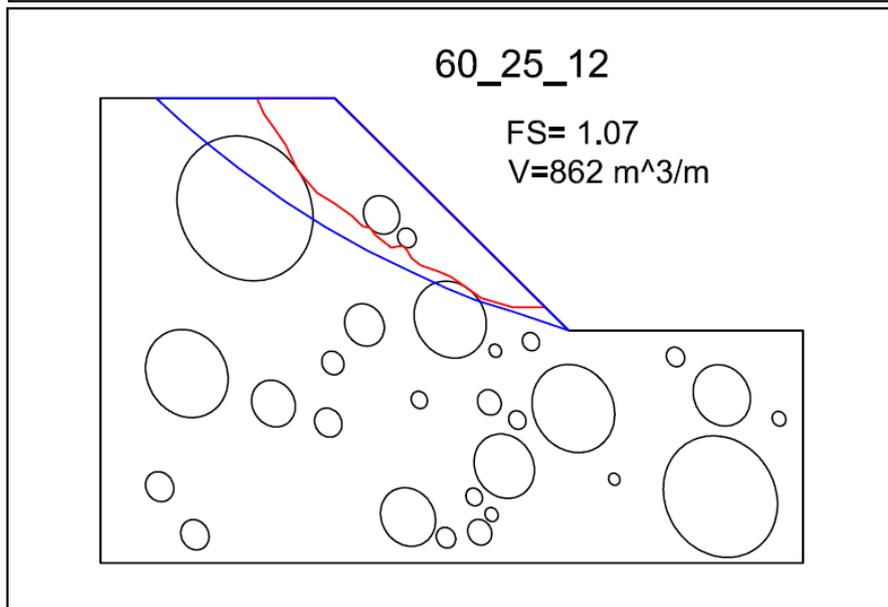
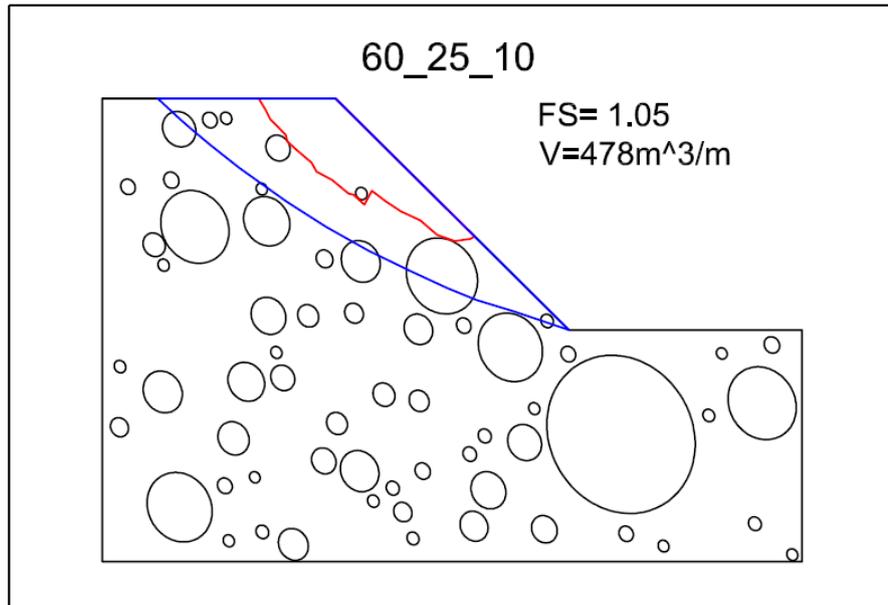


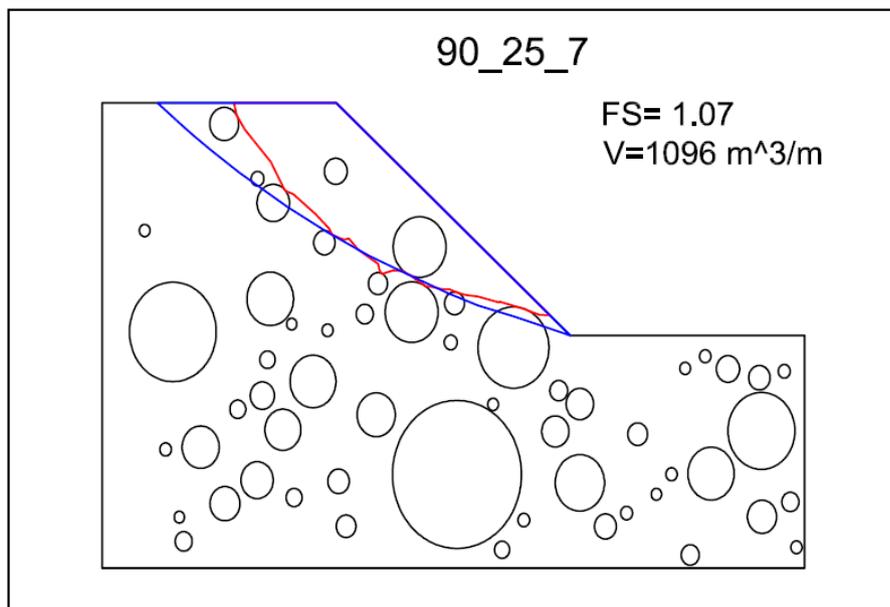
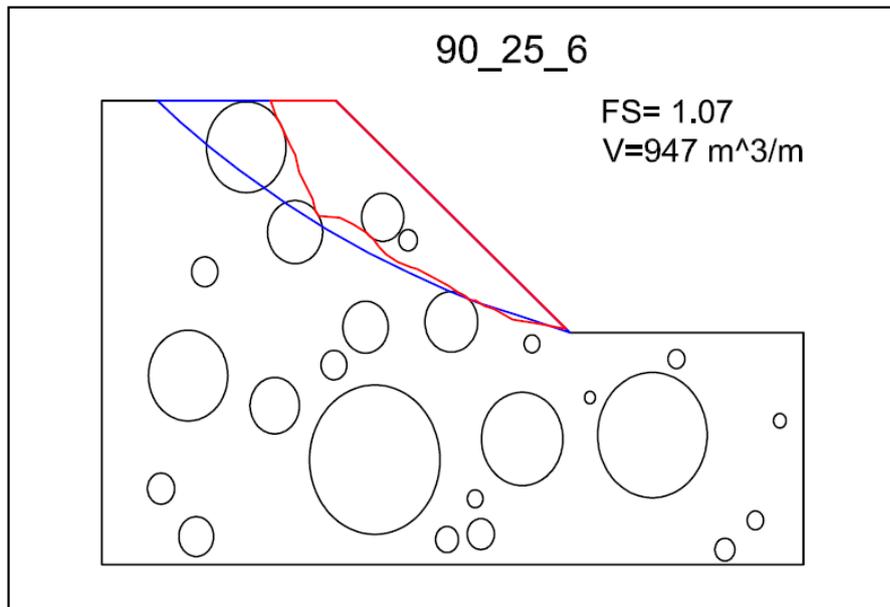
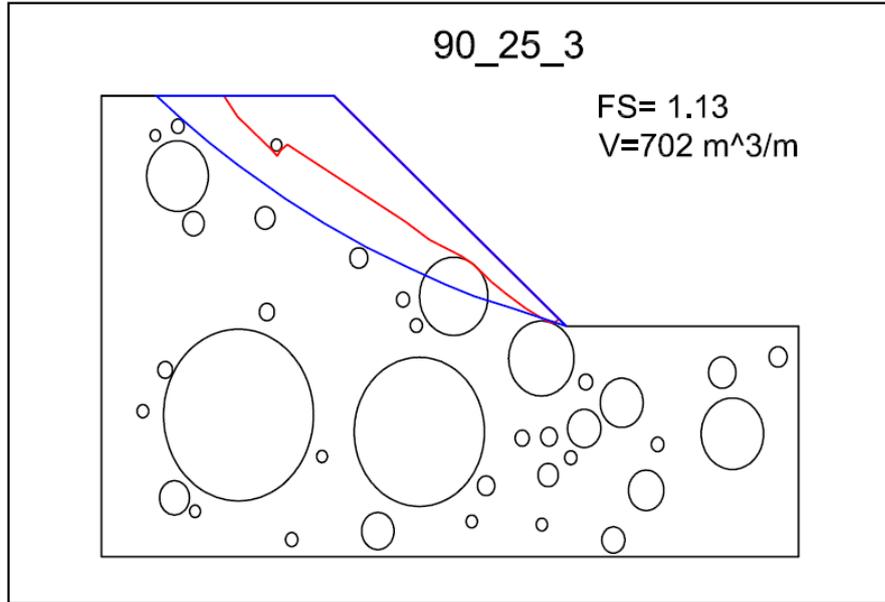


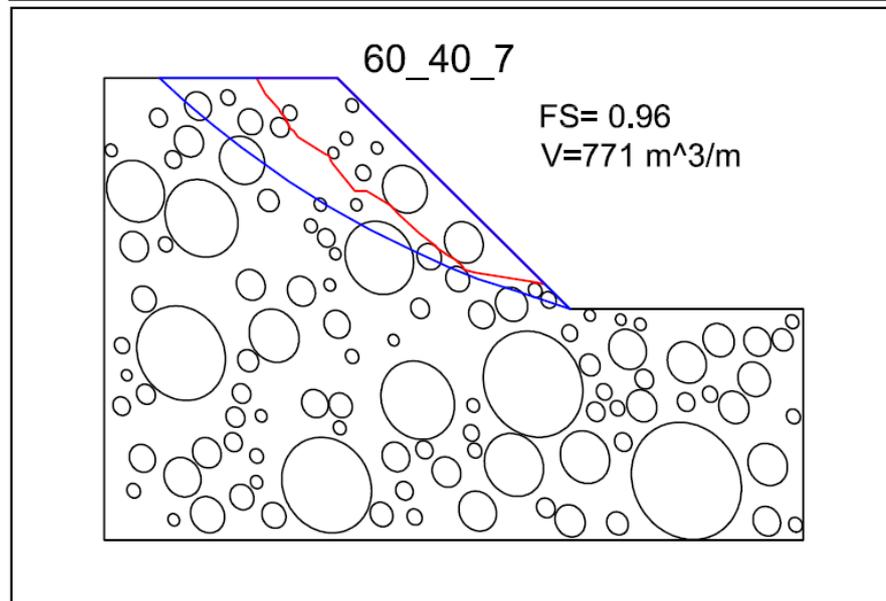
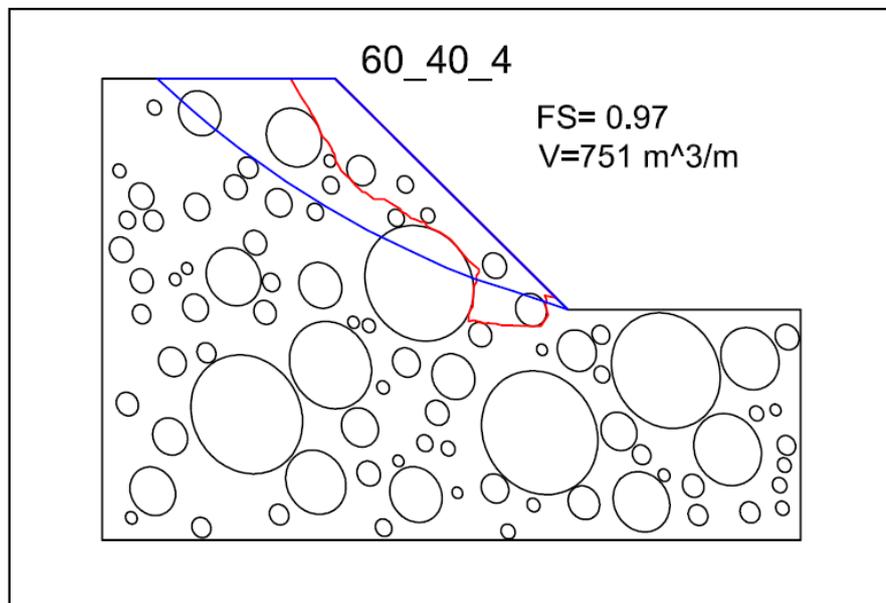
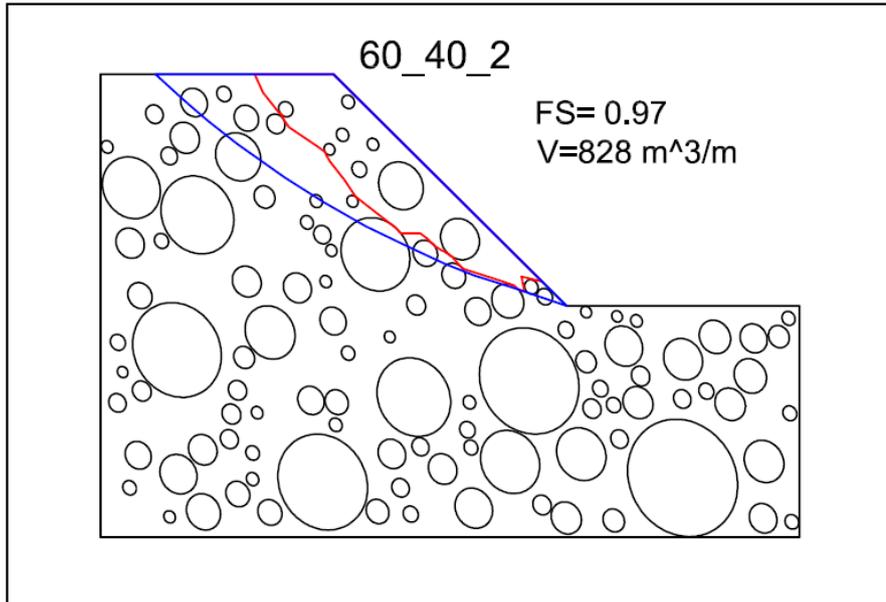


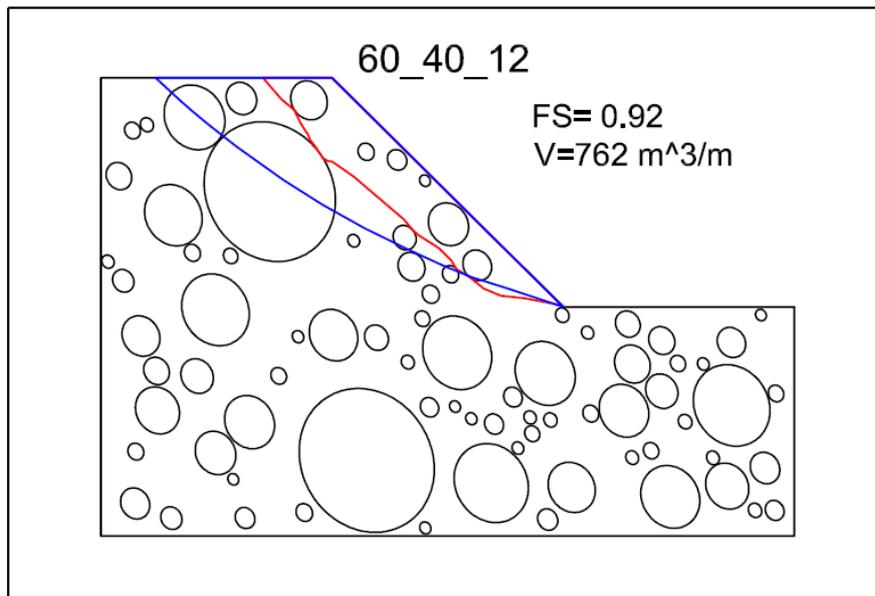
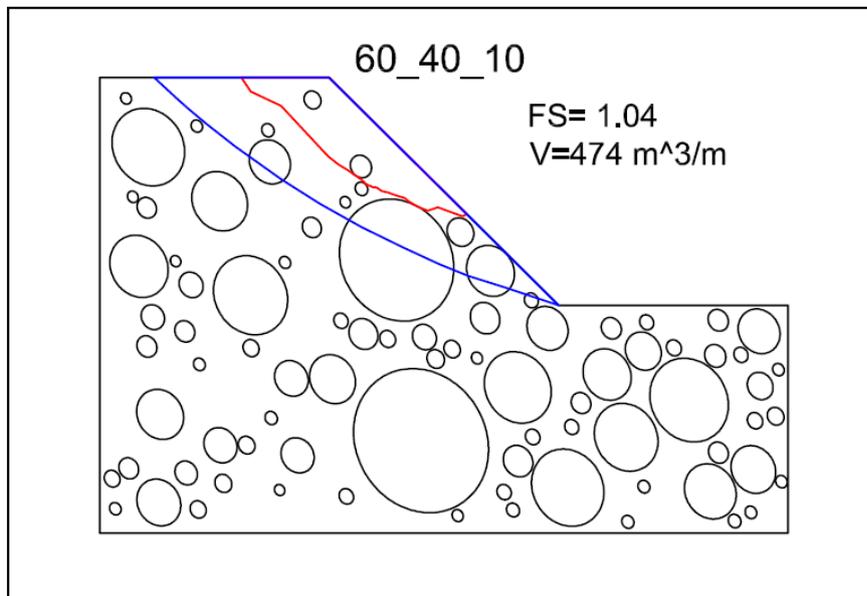
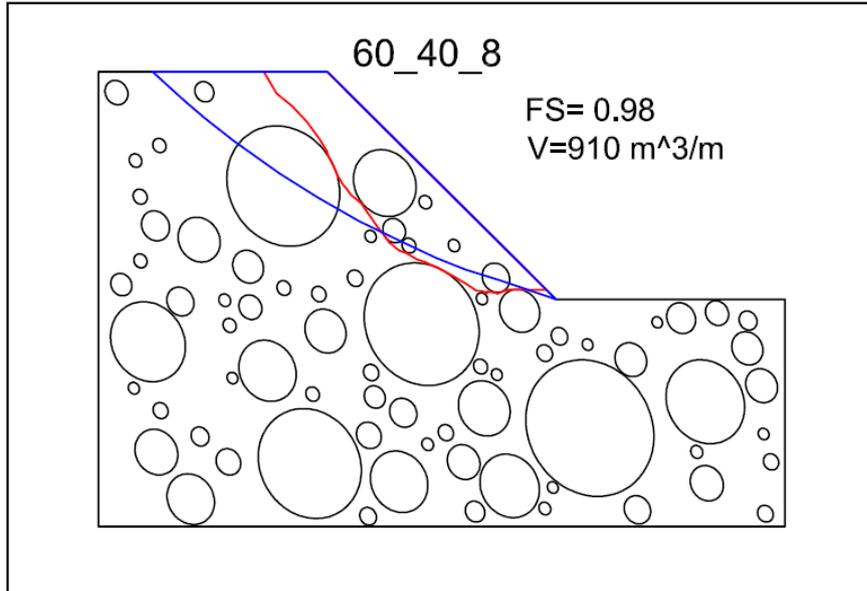
CASO B

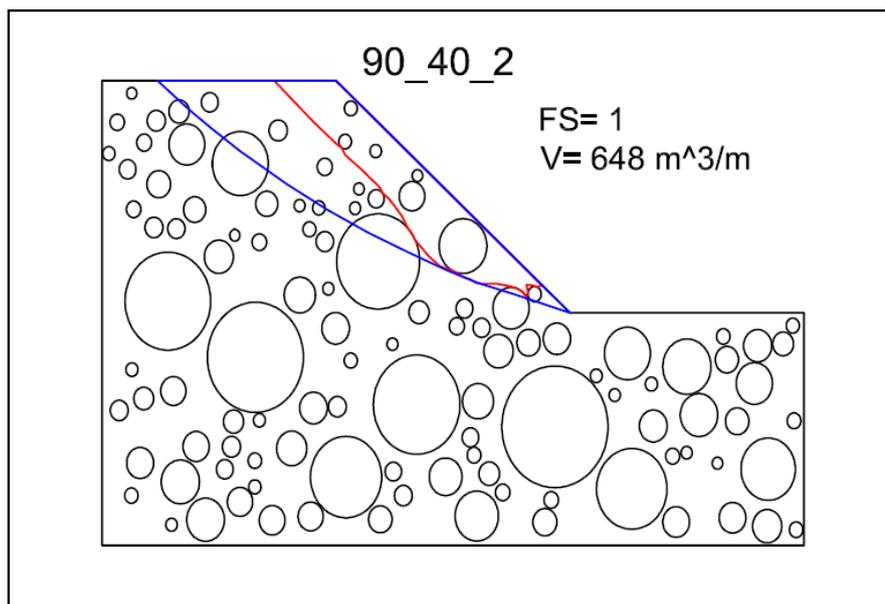
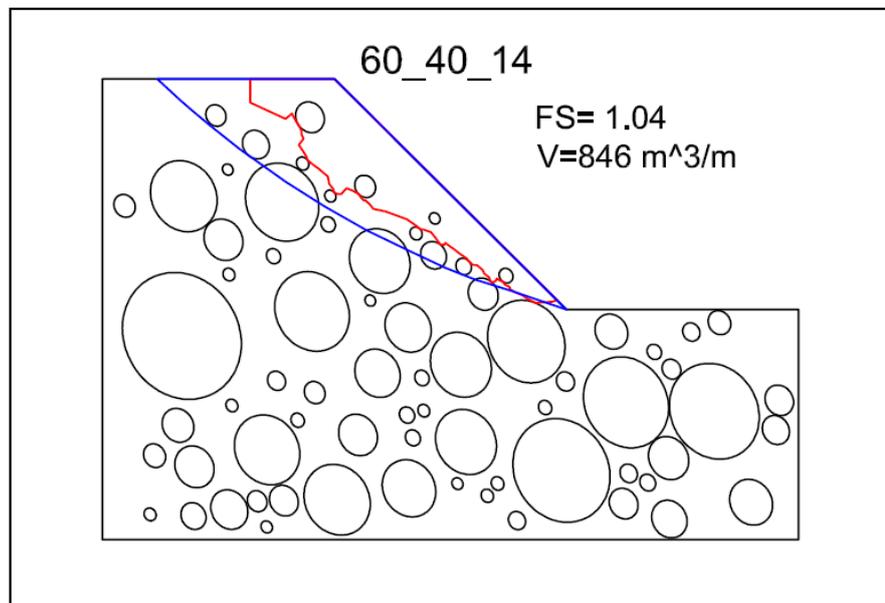
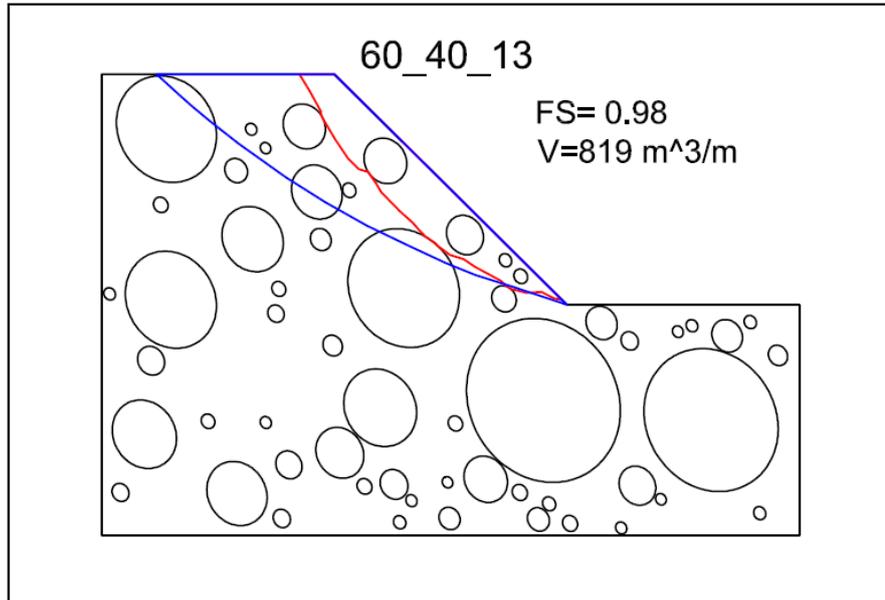


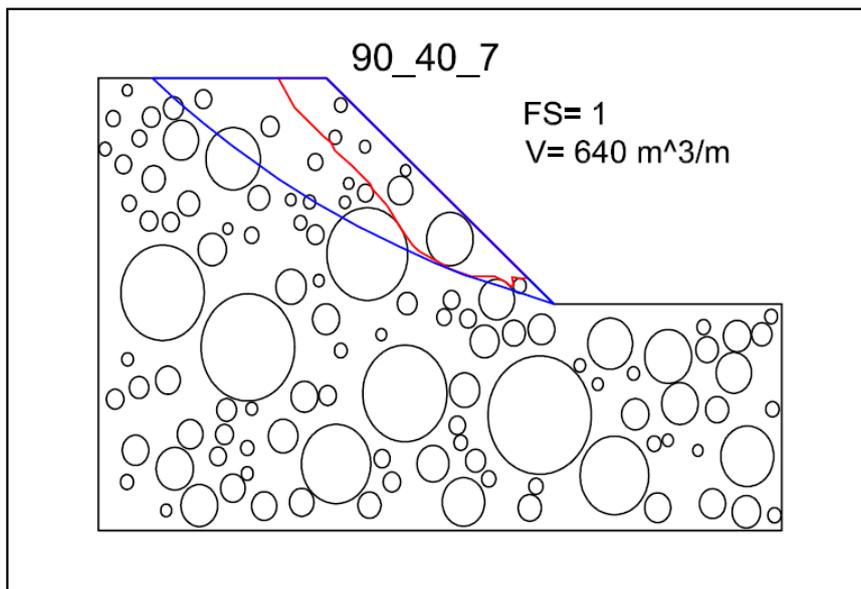
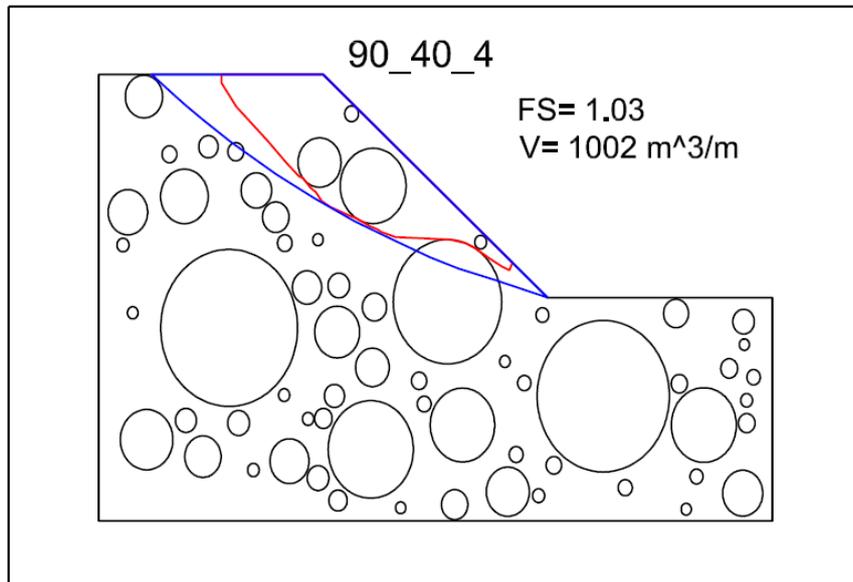
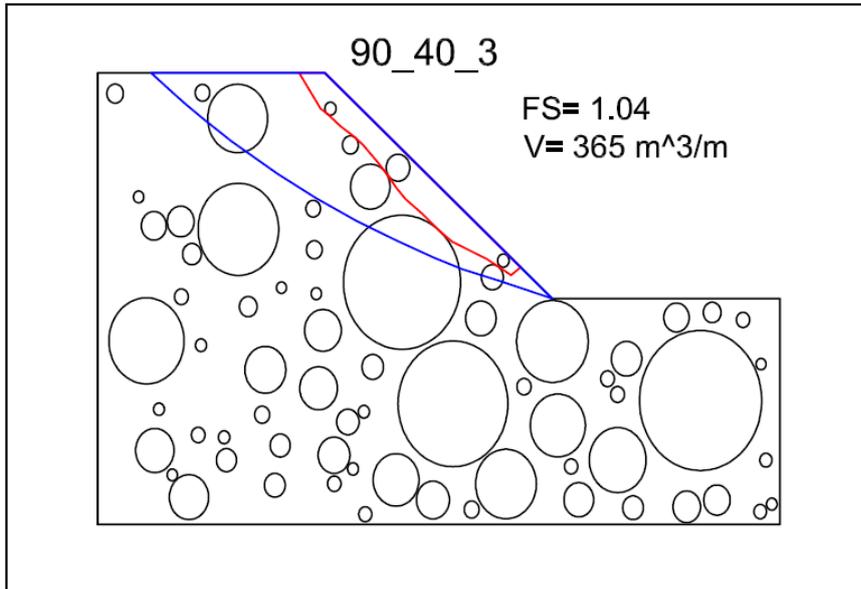


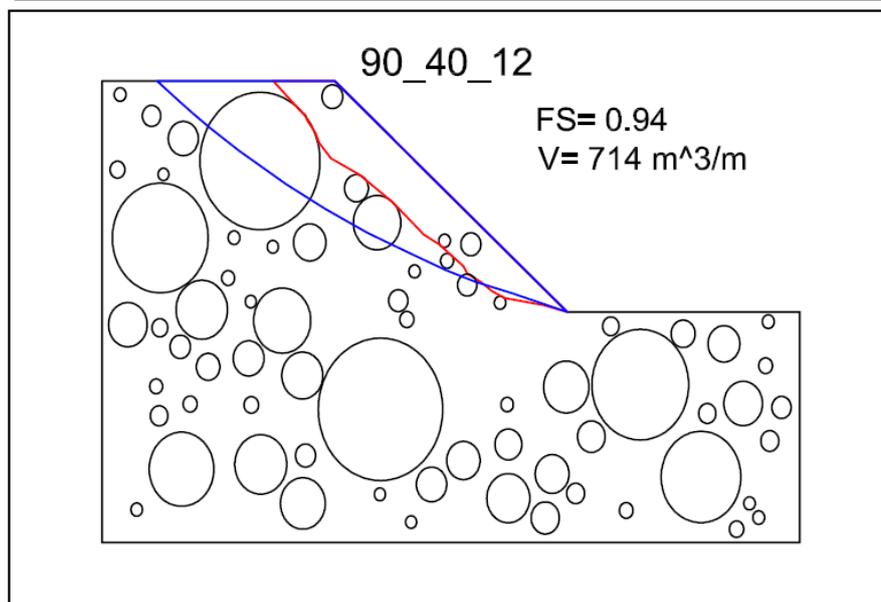
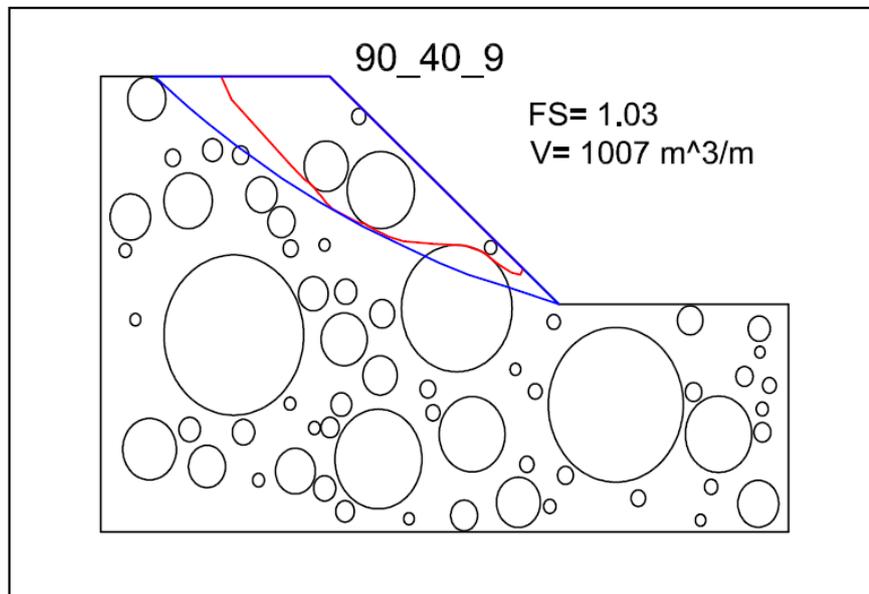
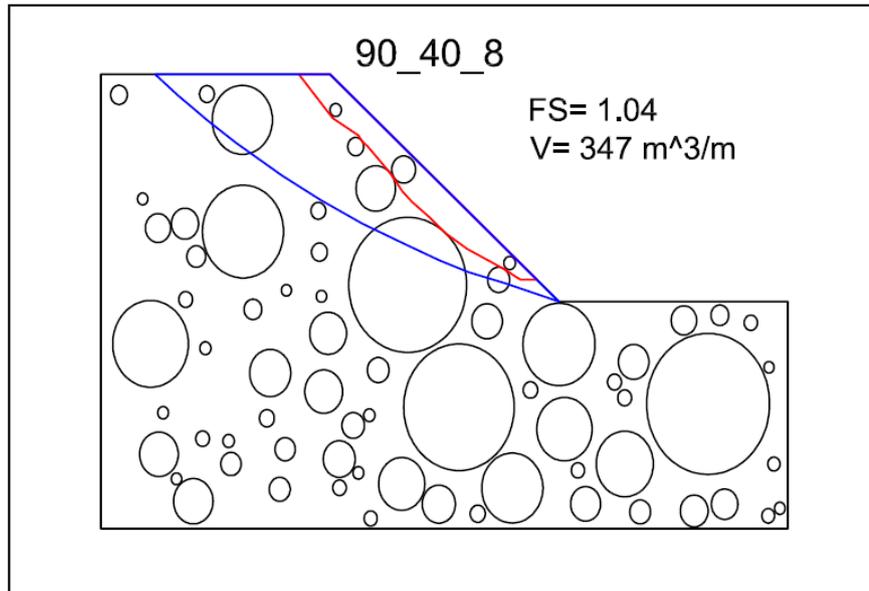


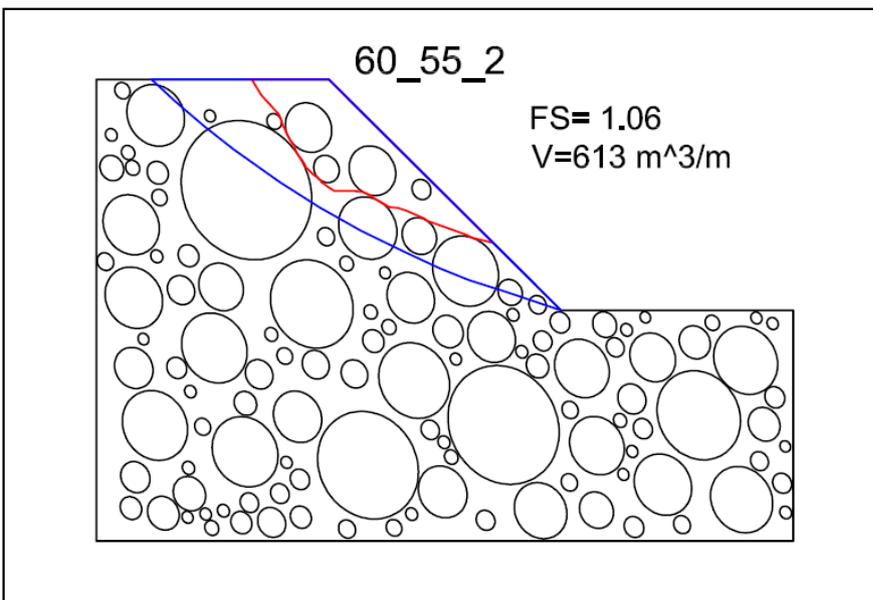
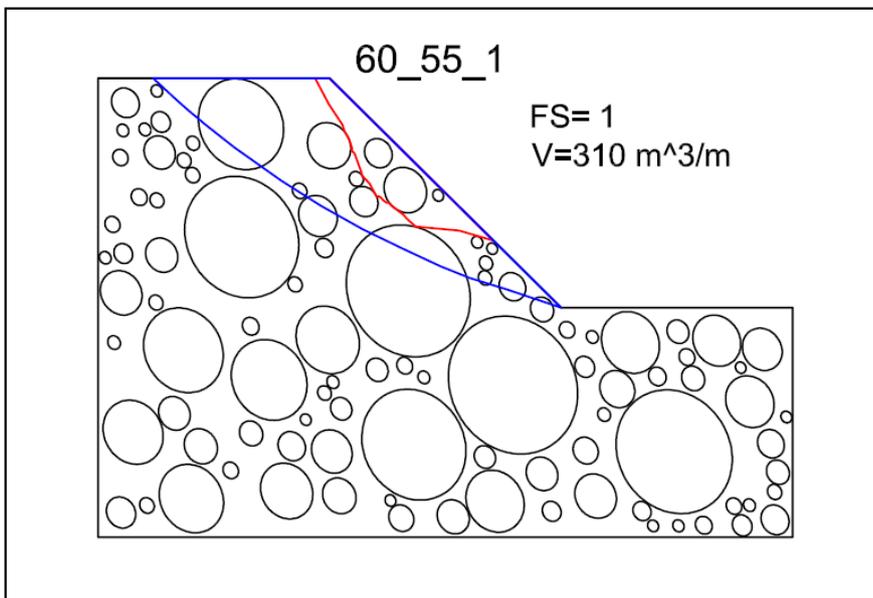
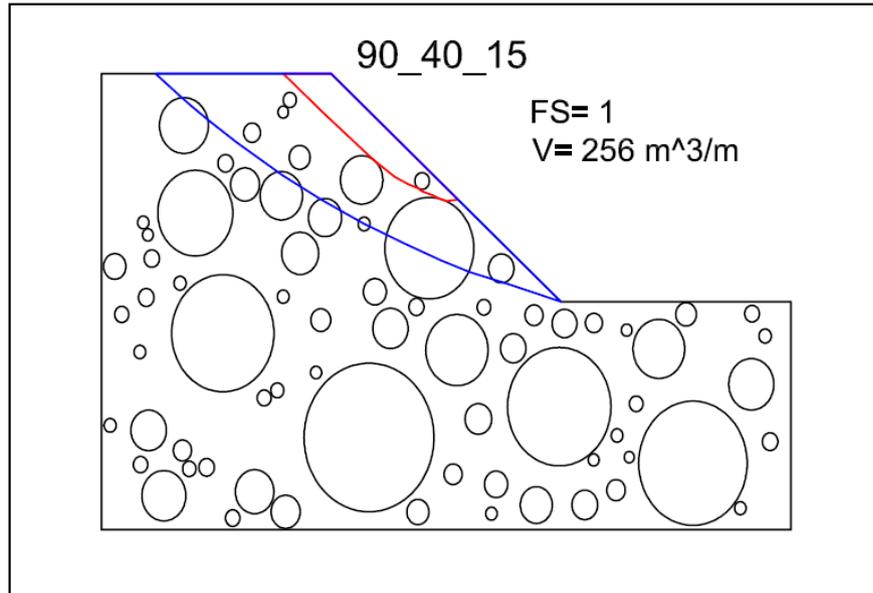


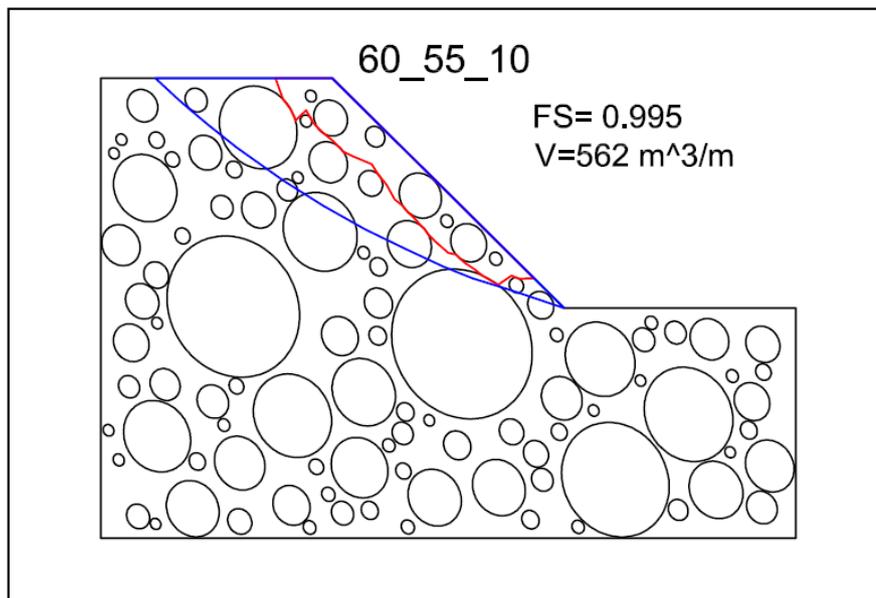
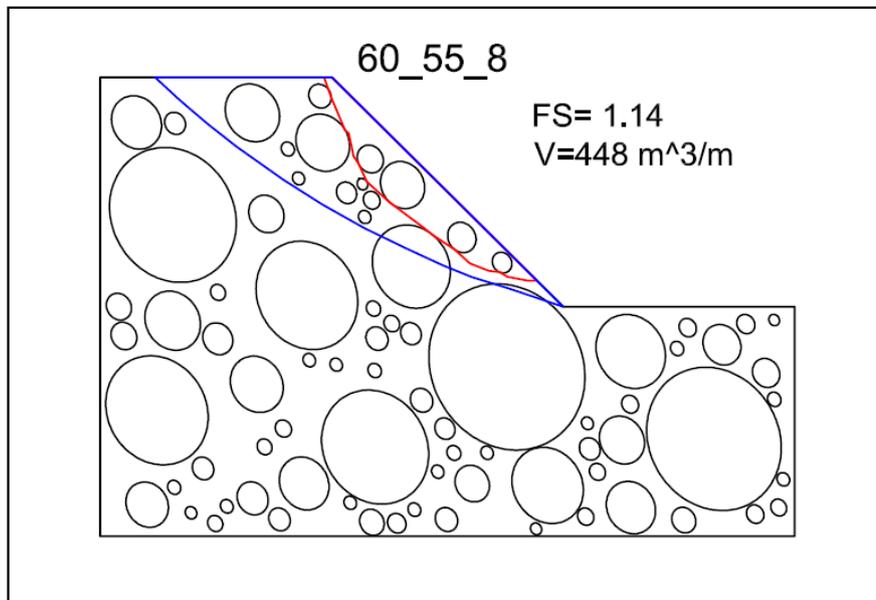
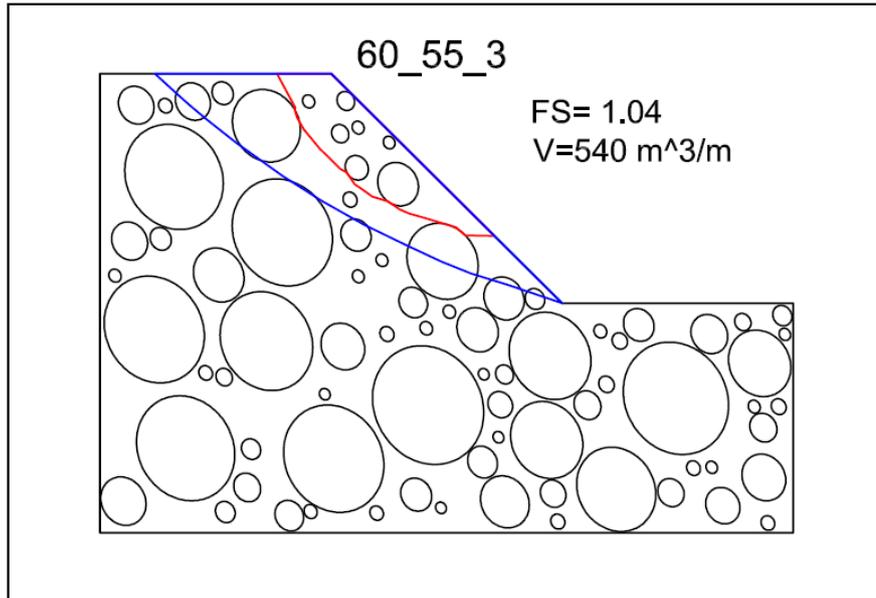


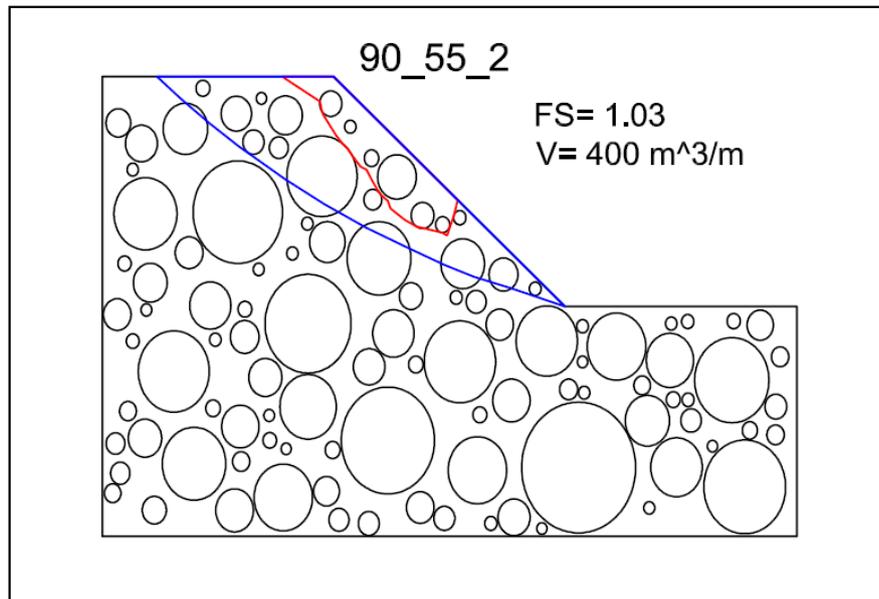
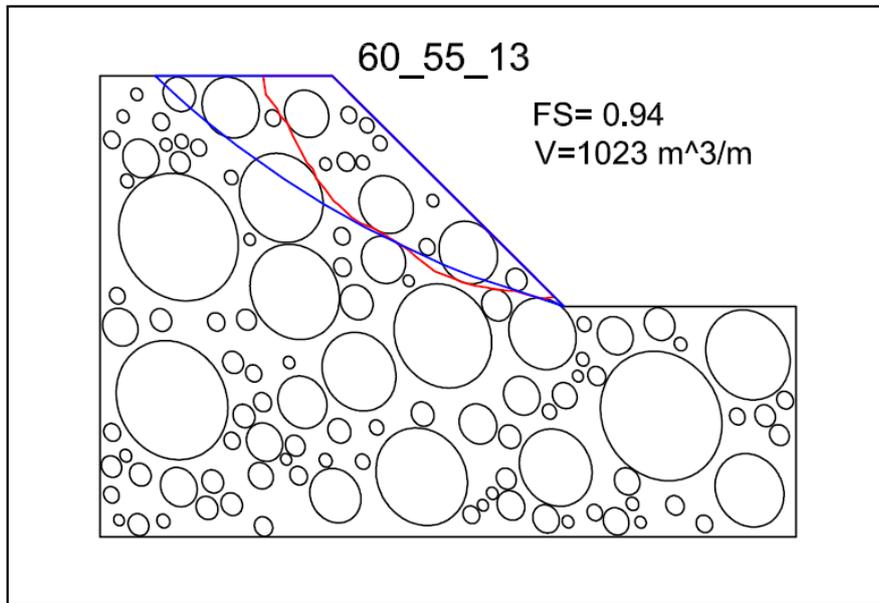
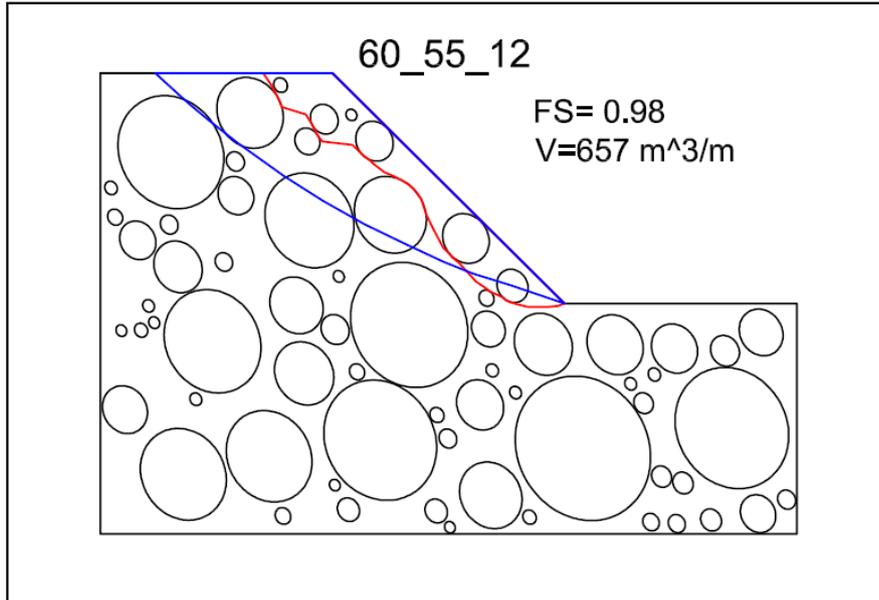


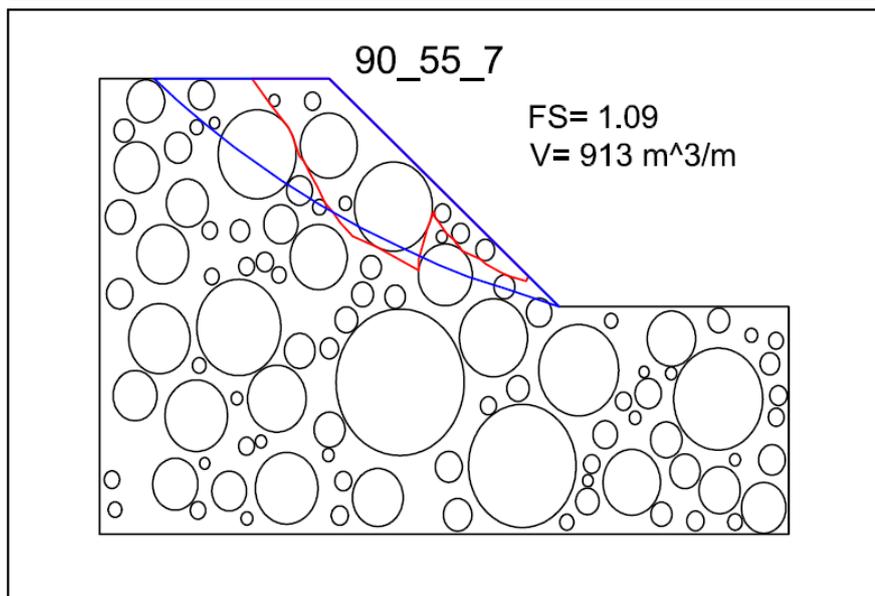
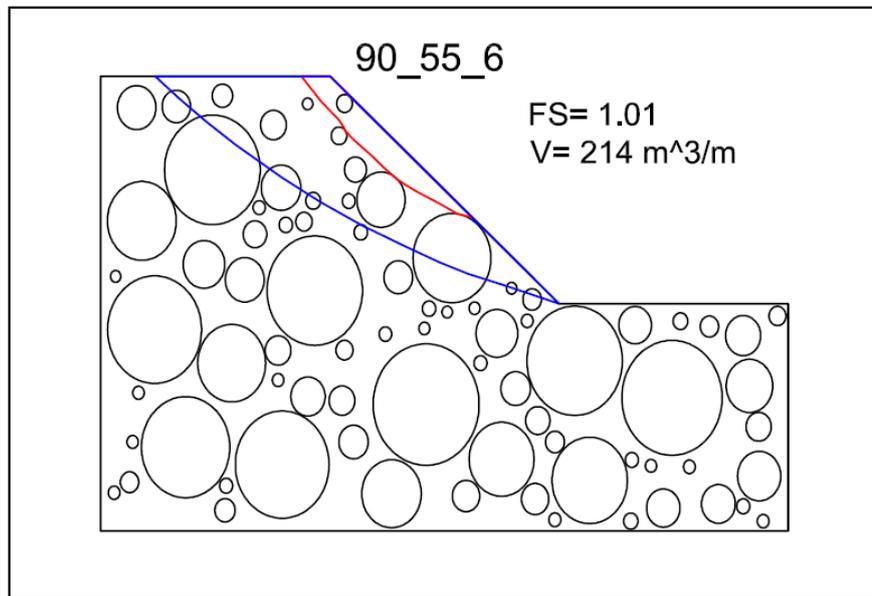
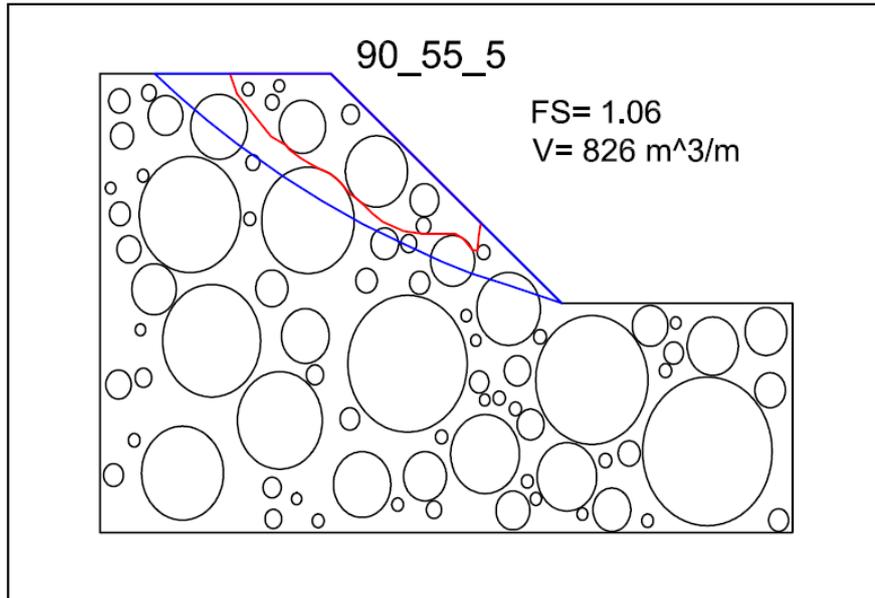


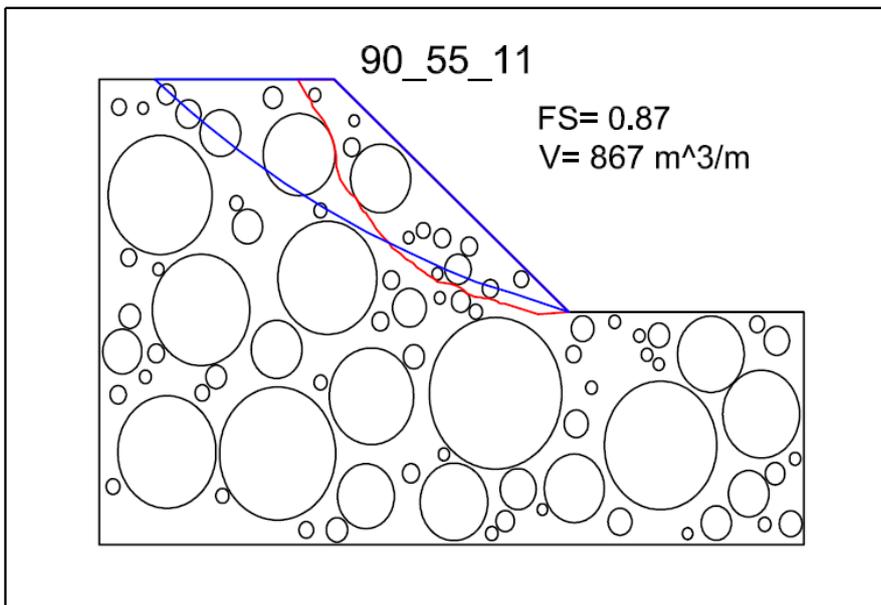
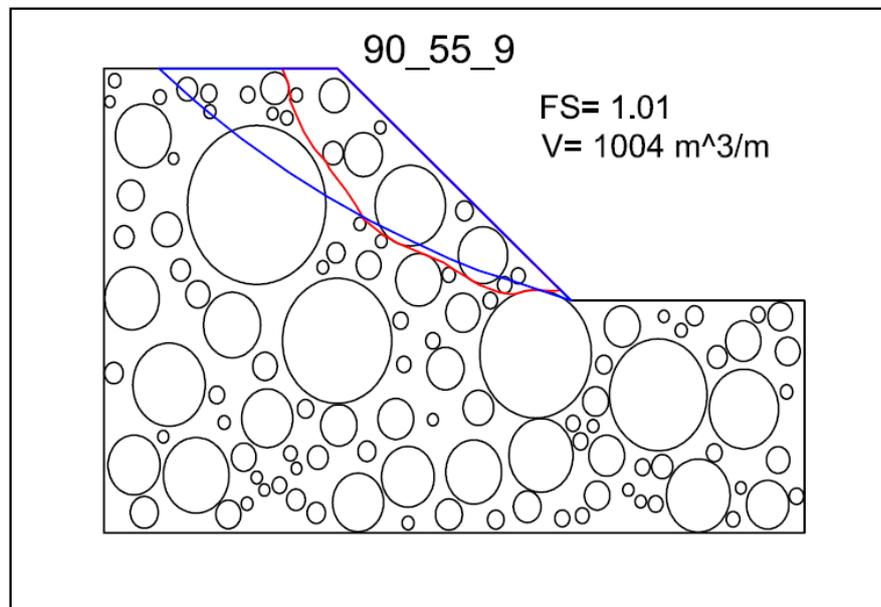
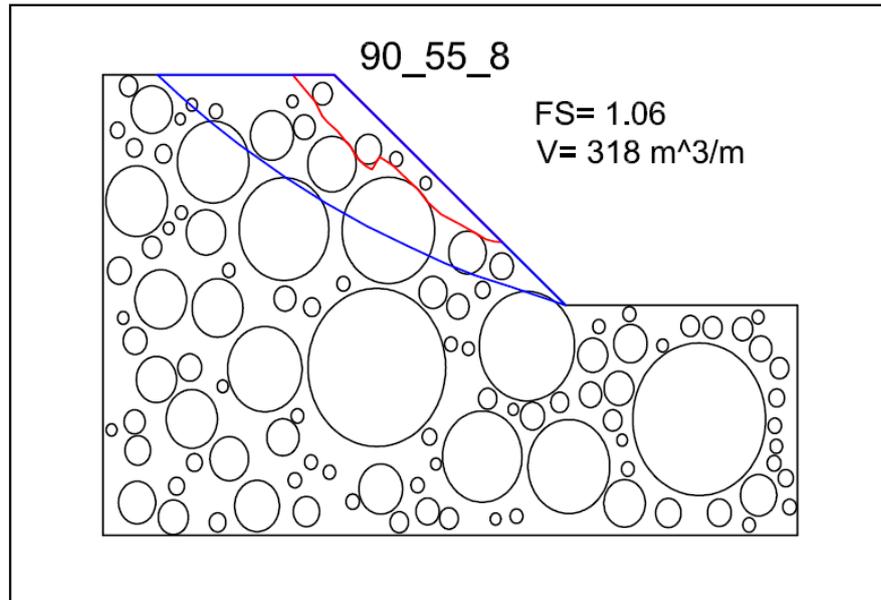


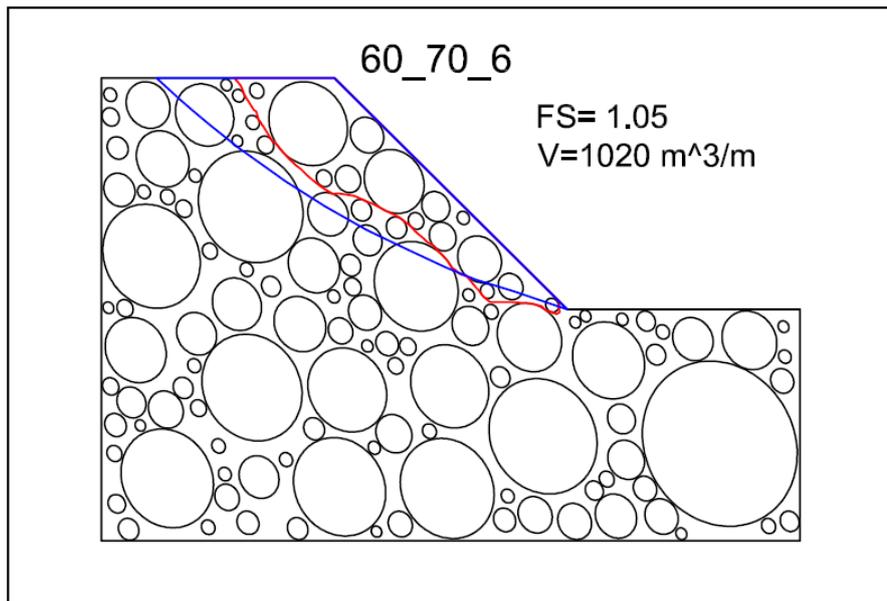
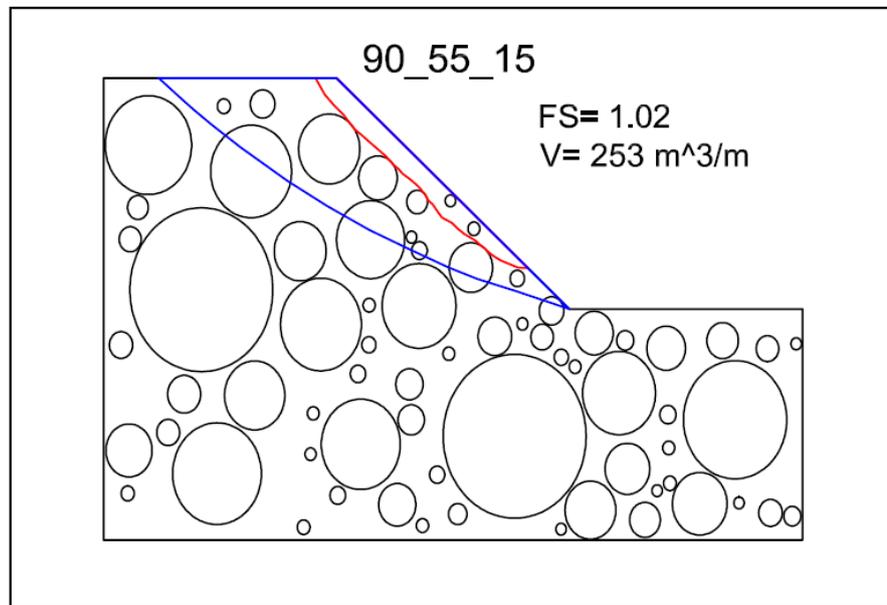
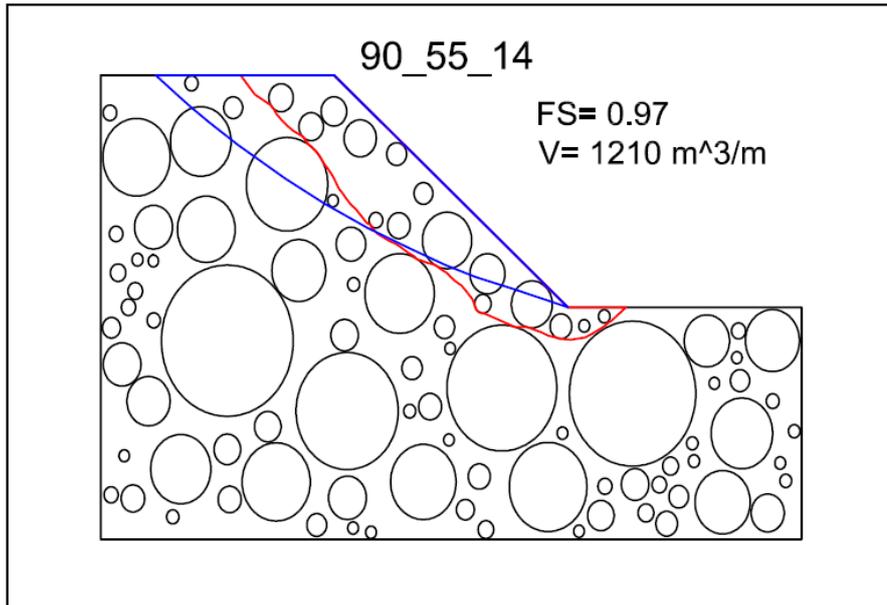


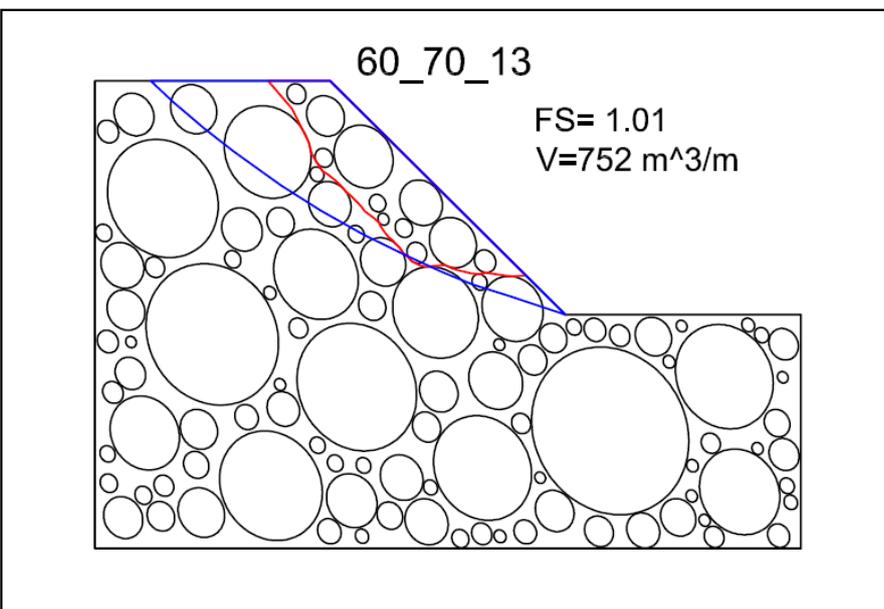
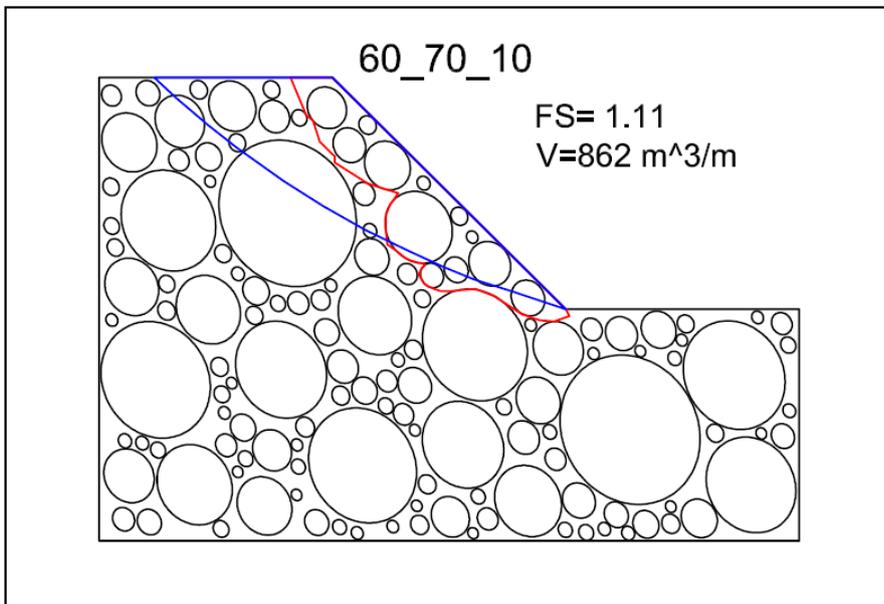
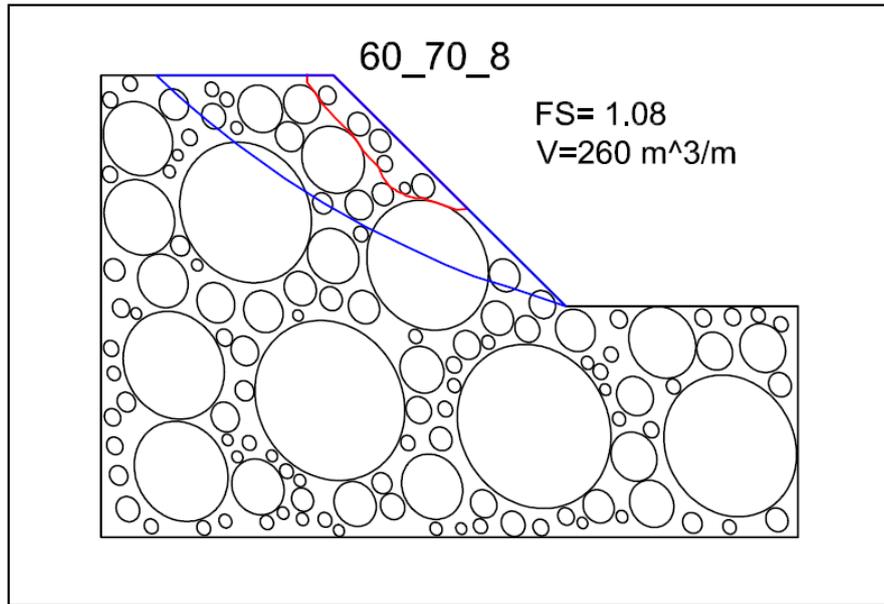


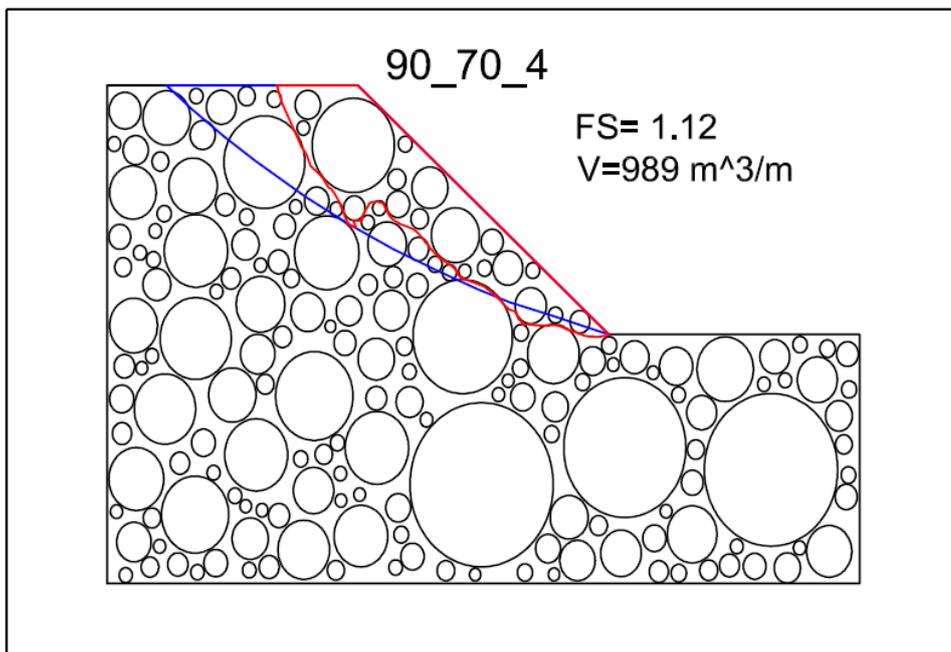




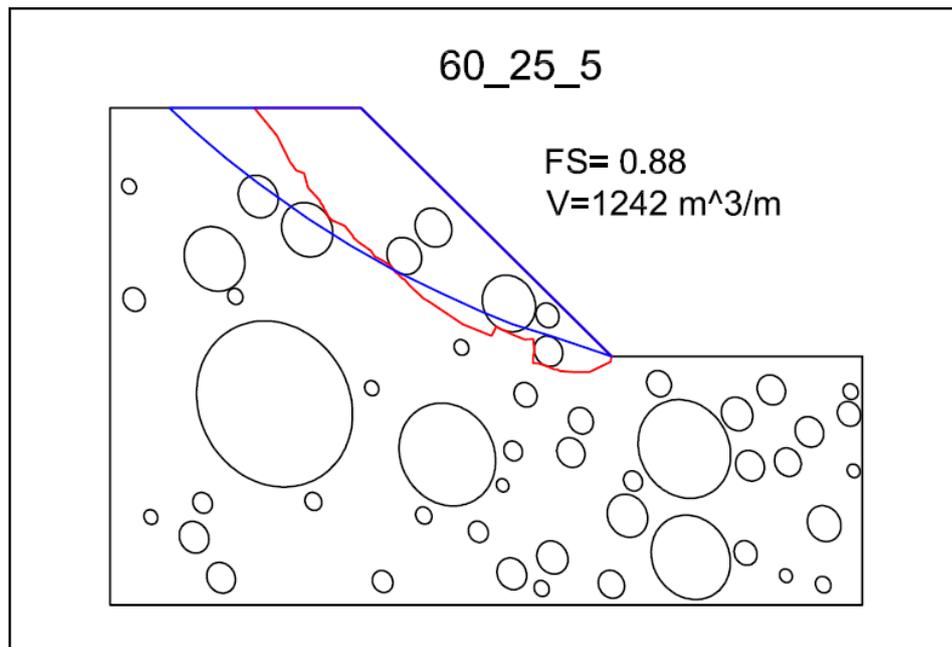
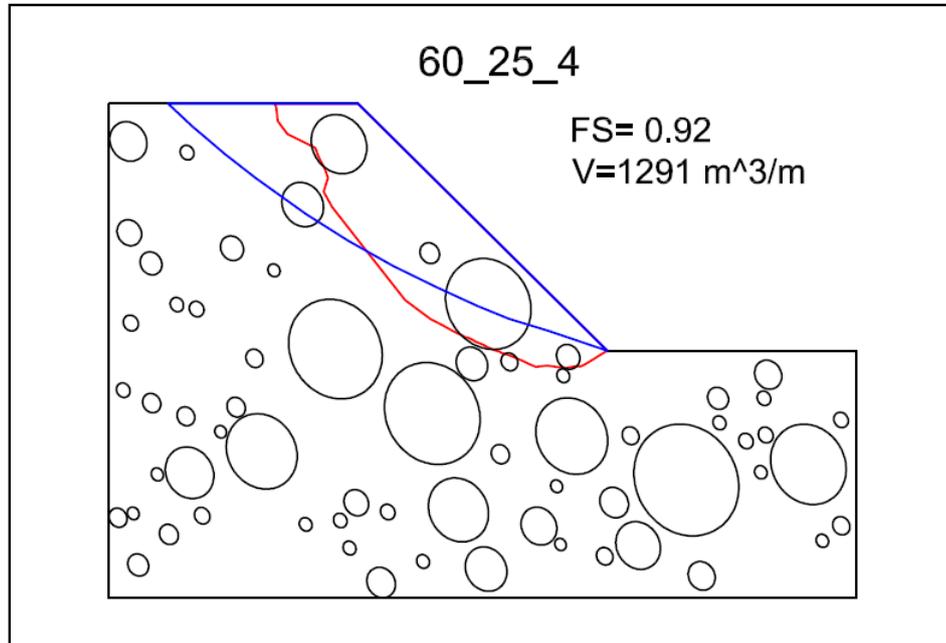


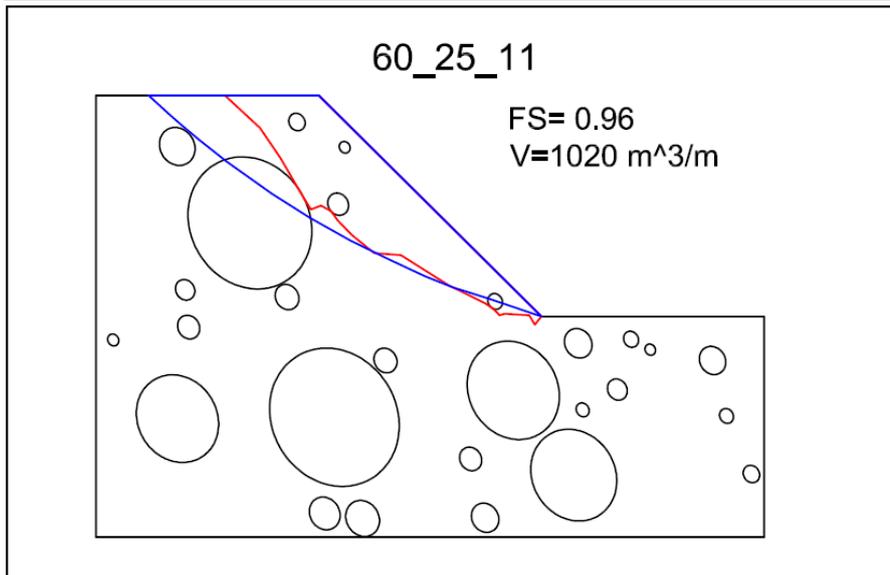
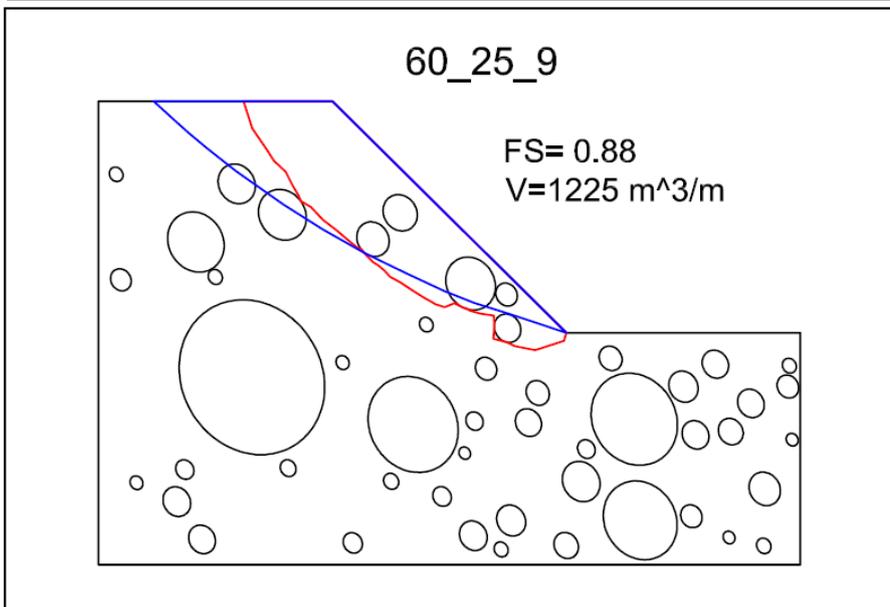
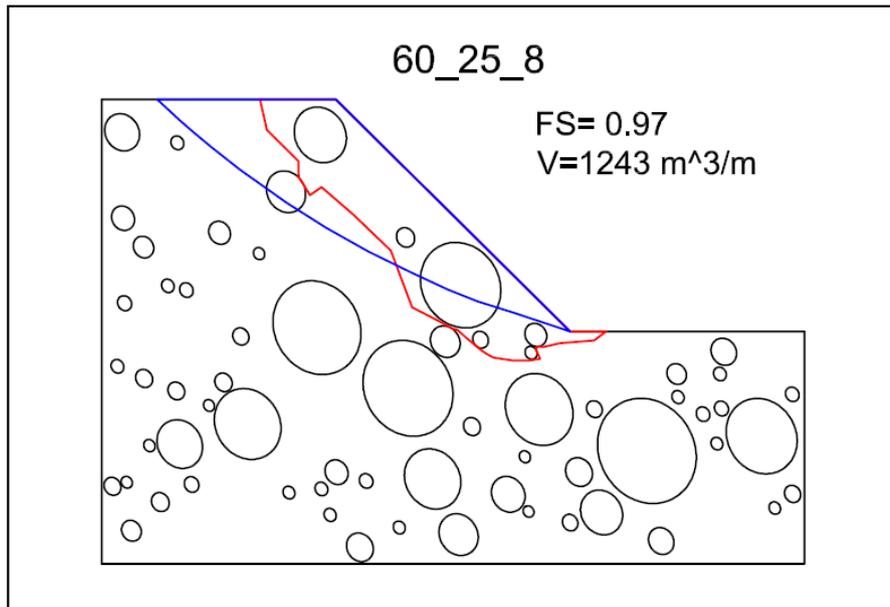


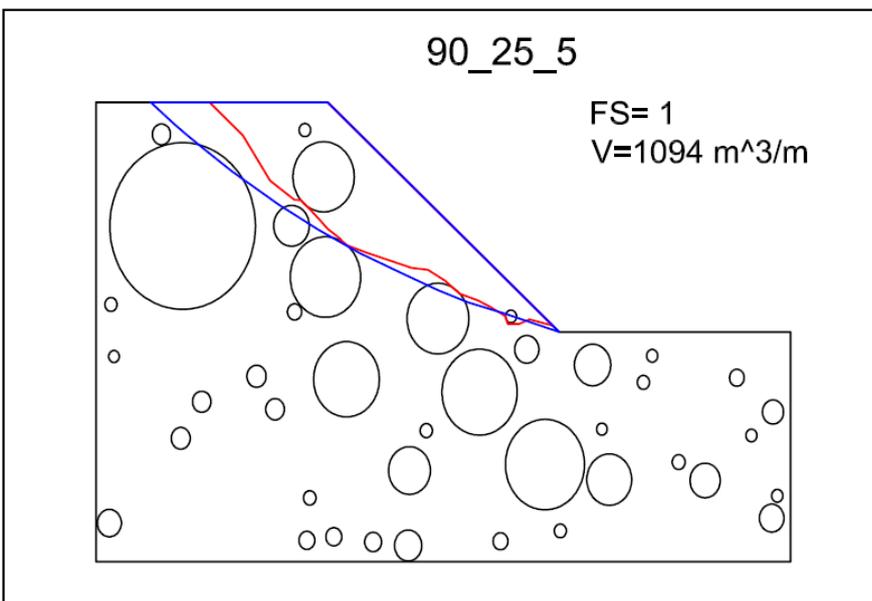
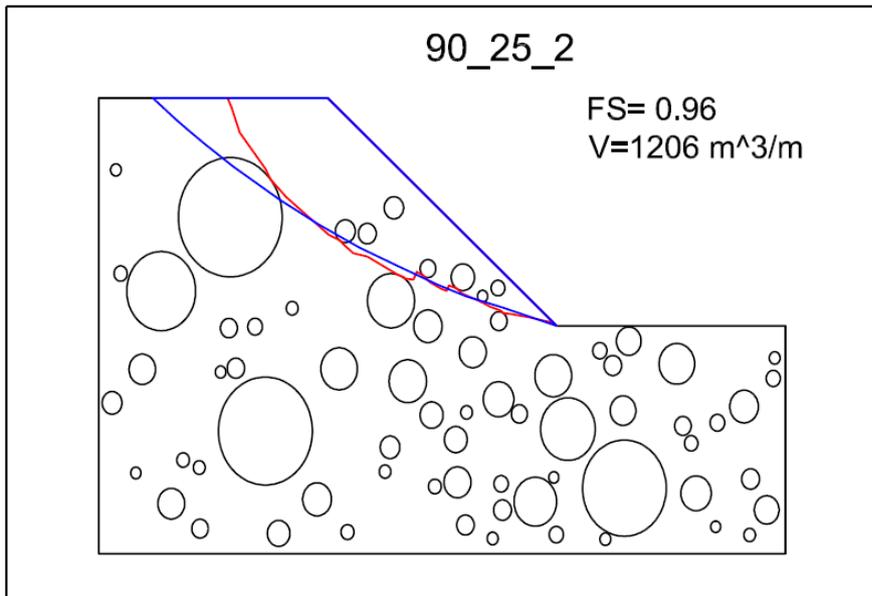
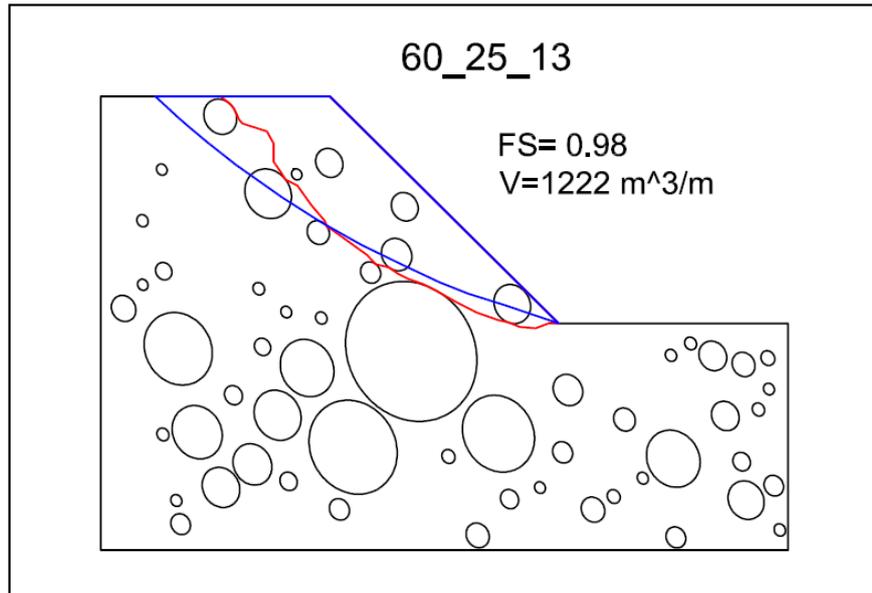


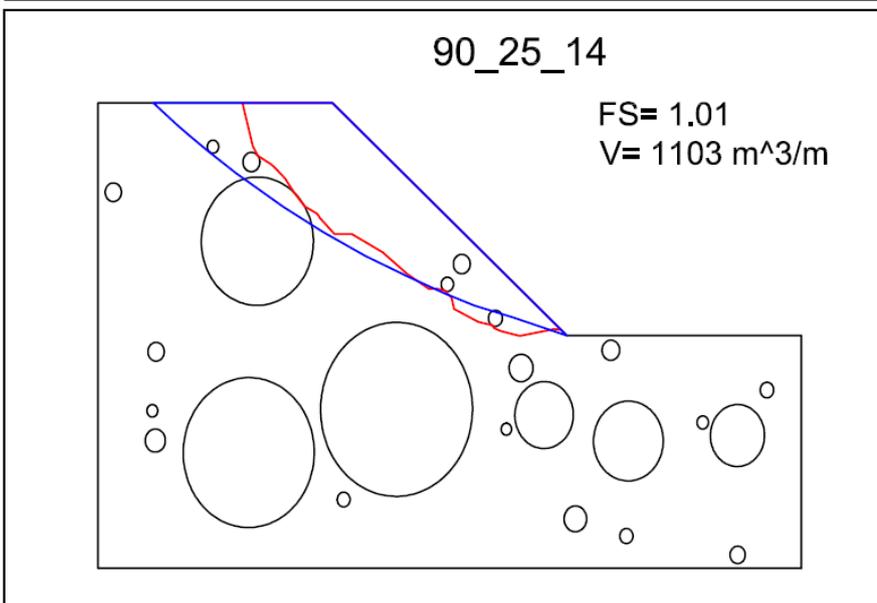
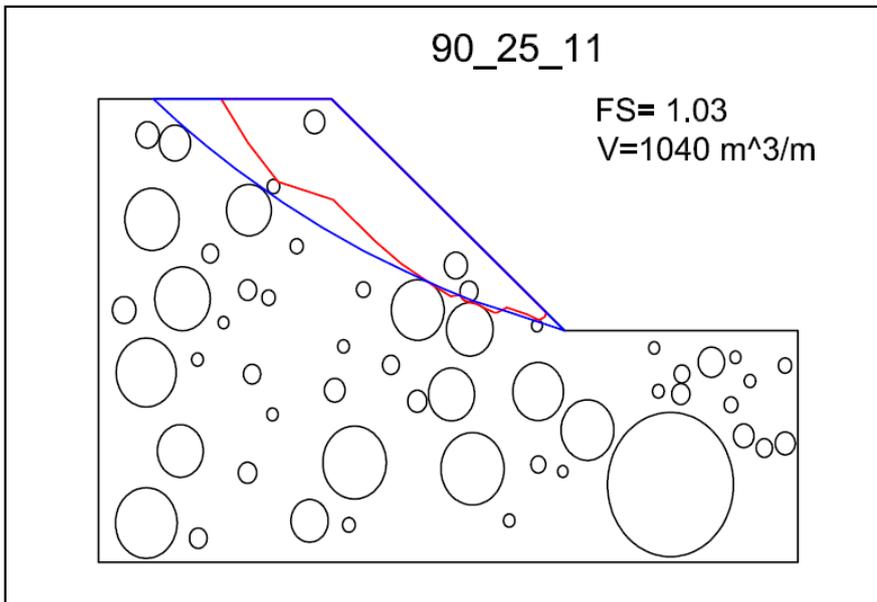
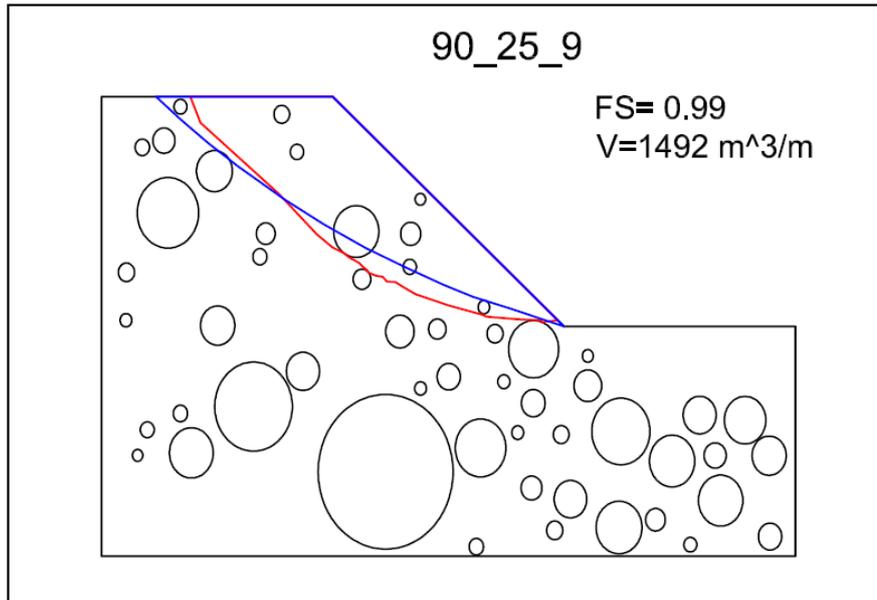


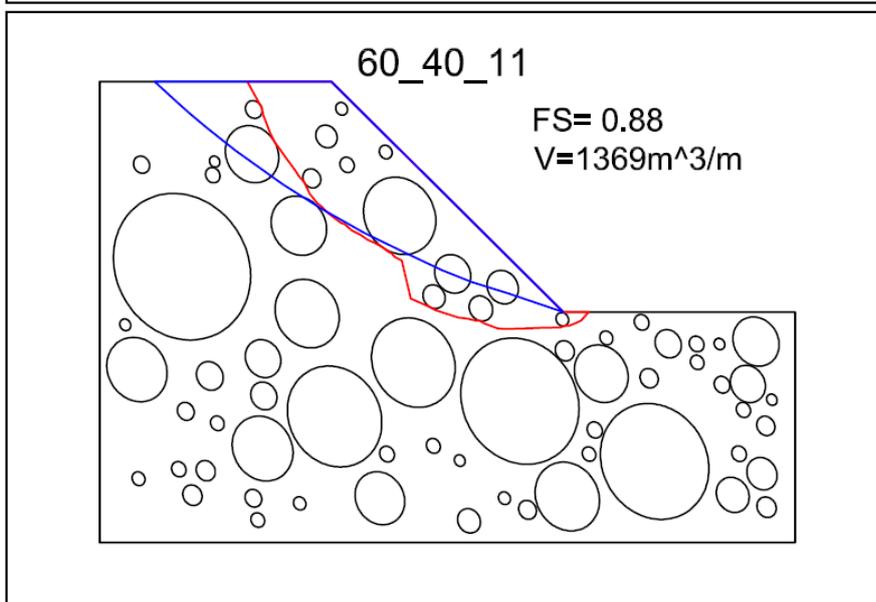
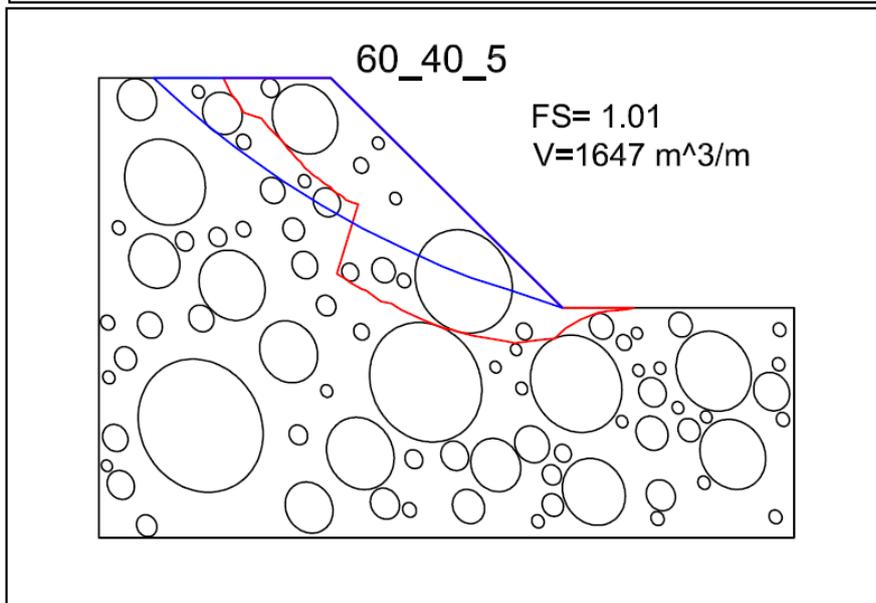
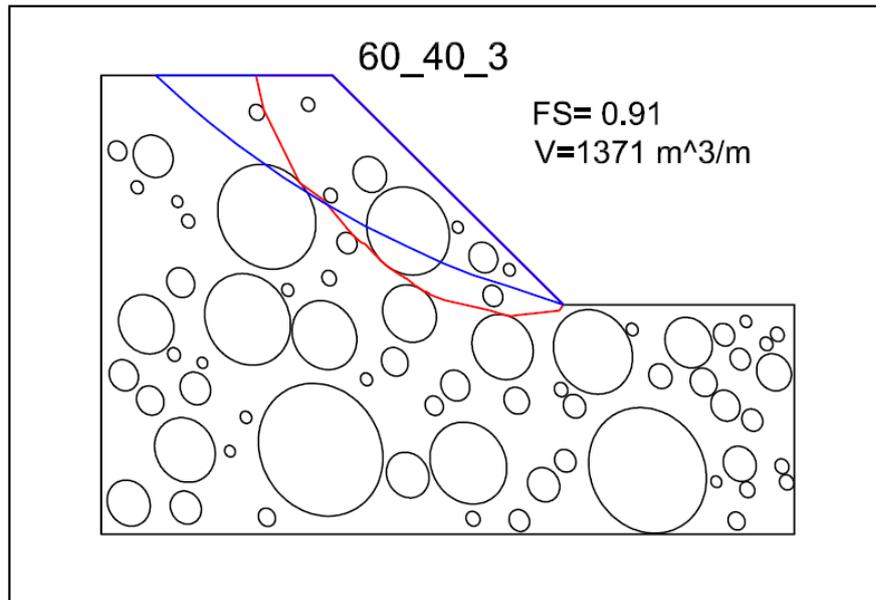
CASO C

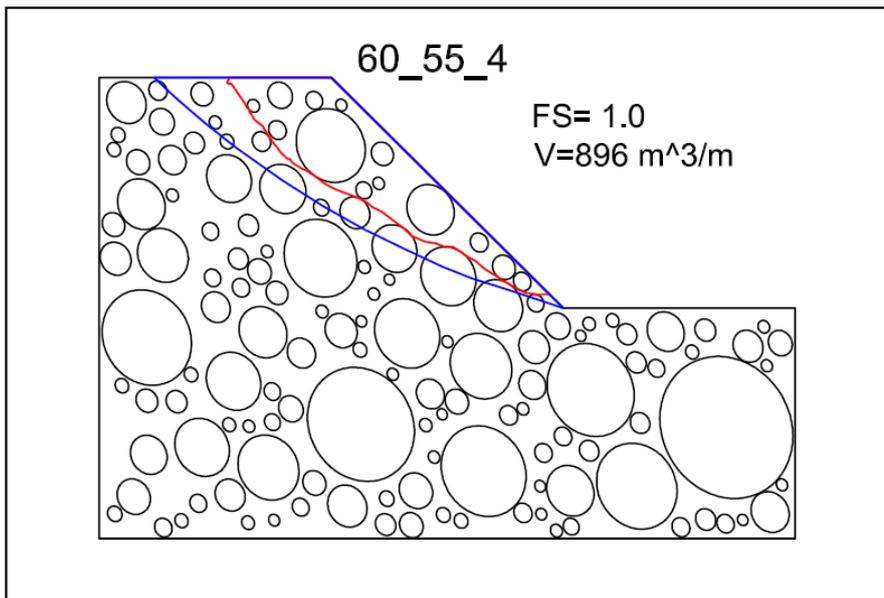
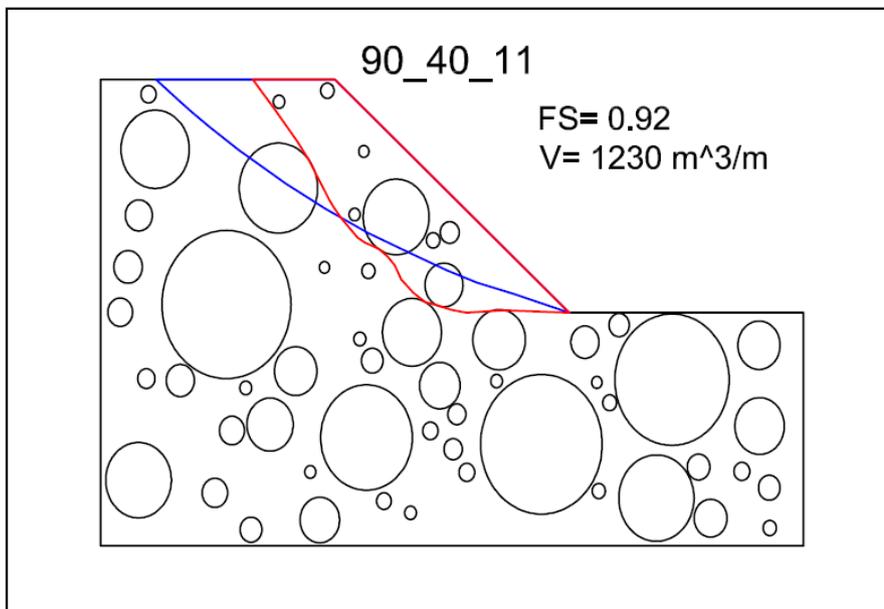
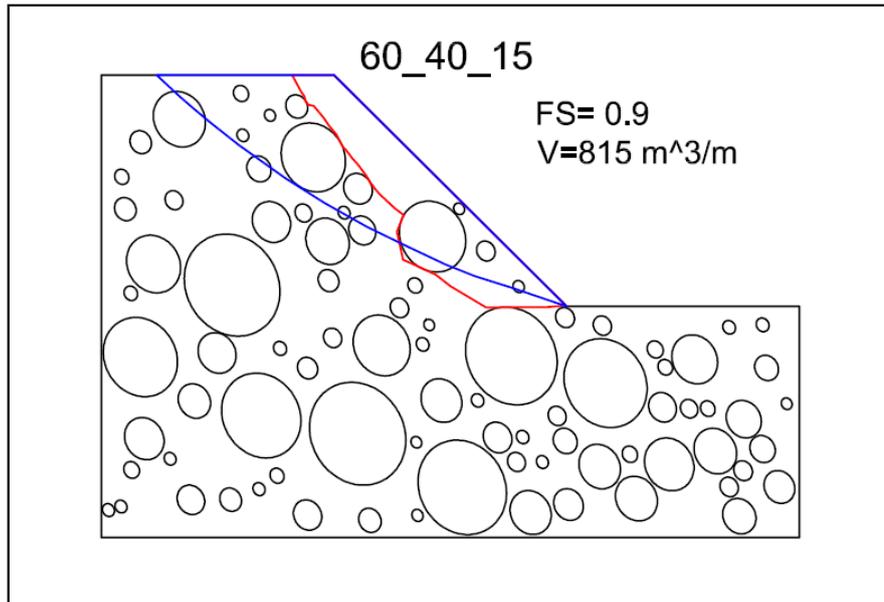


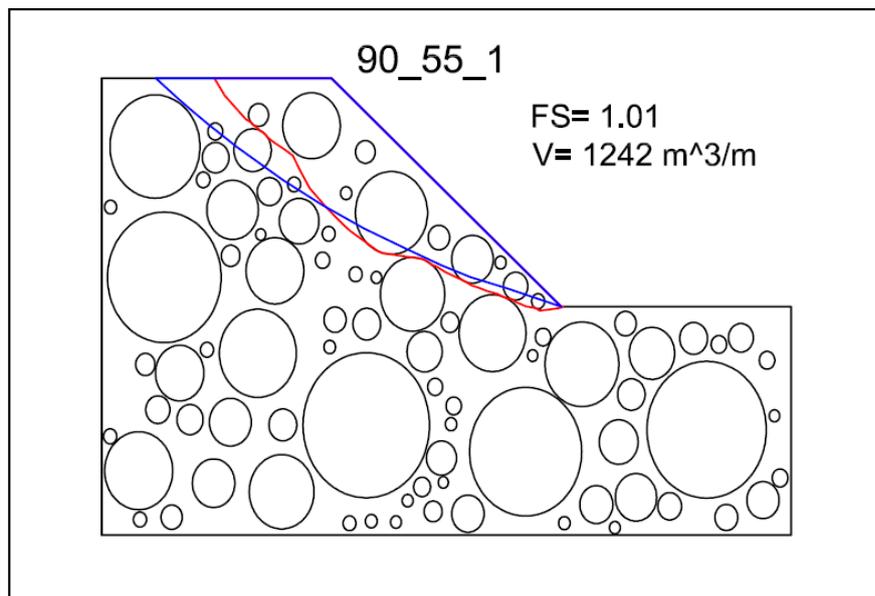
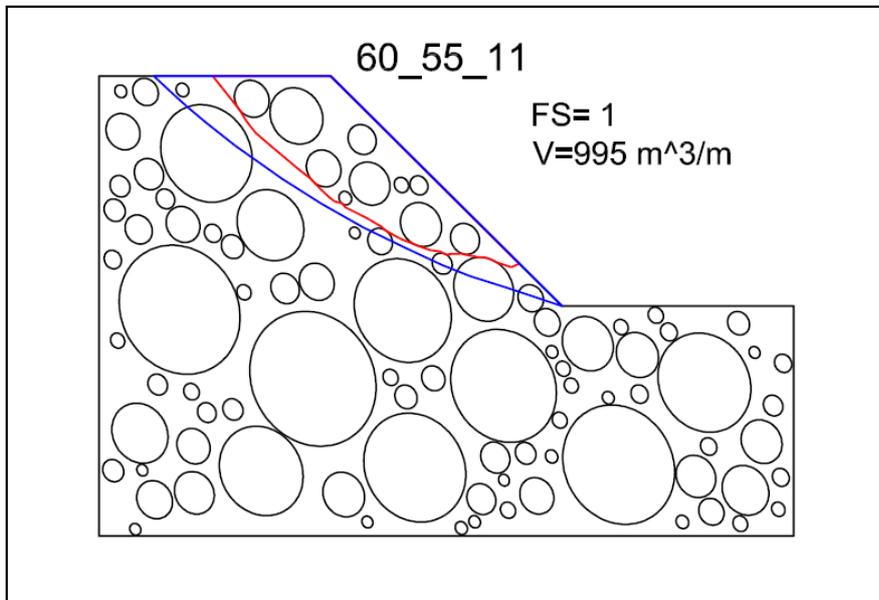
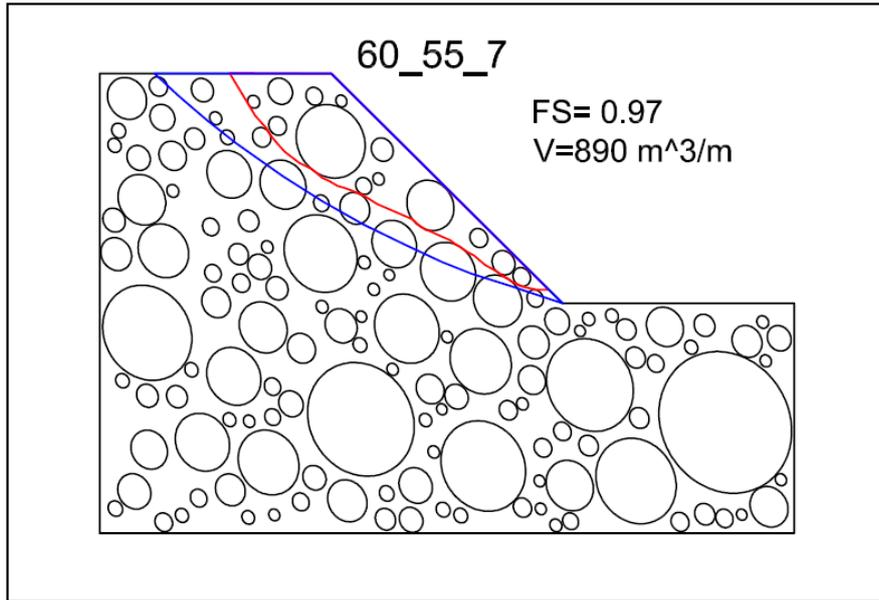


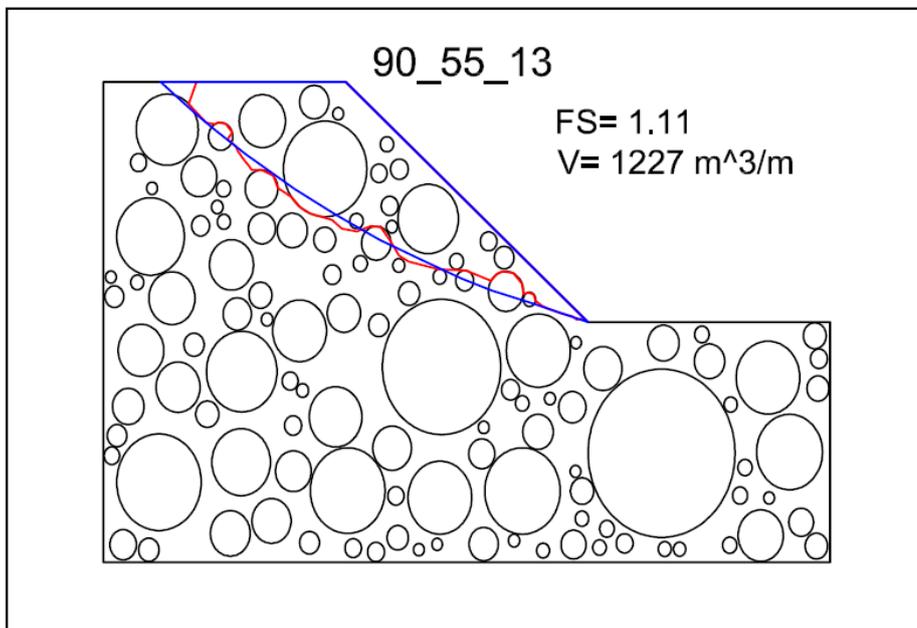
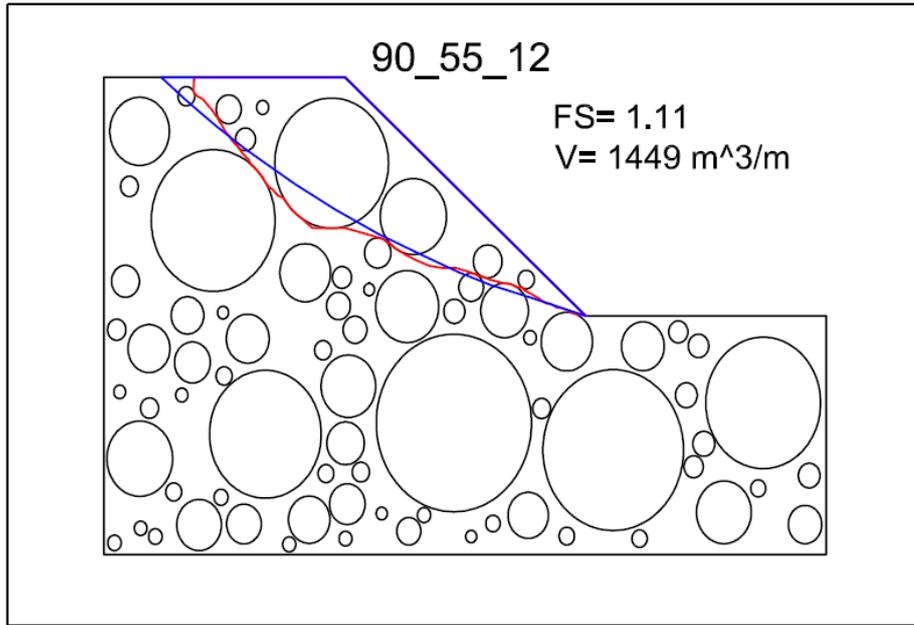


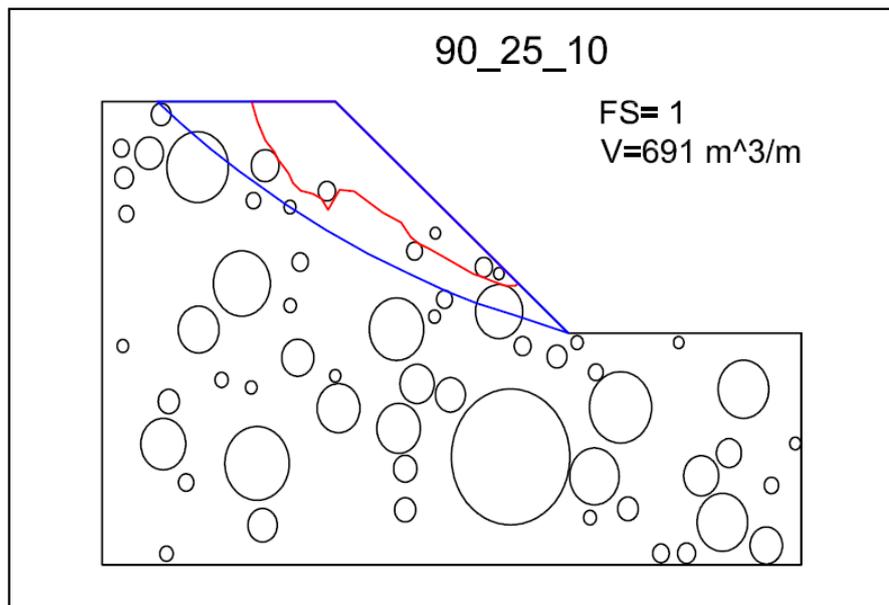
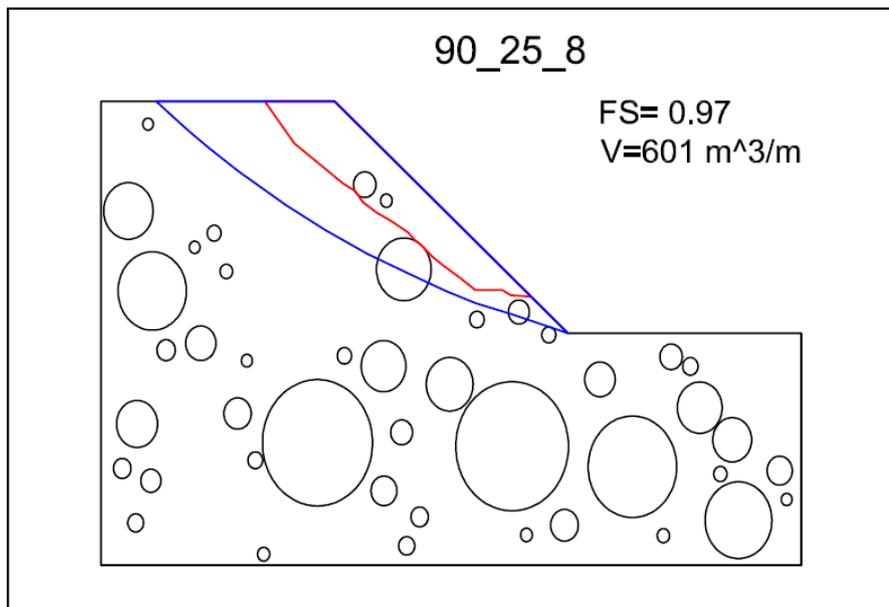
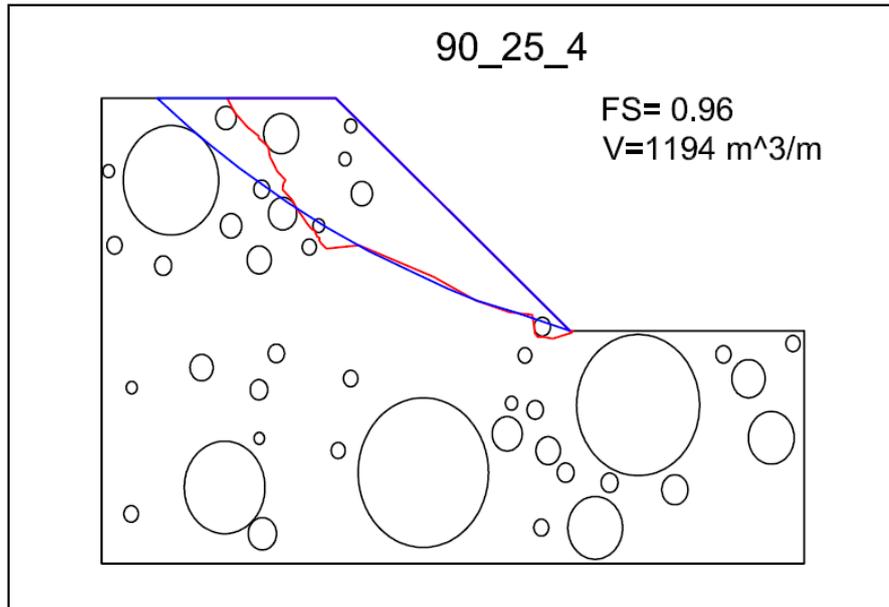








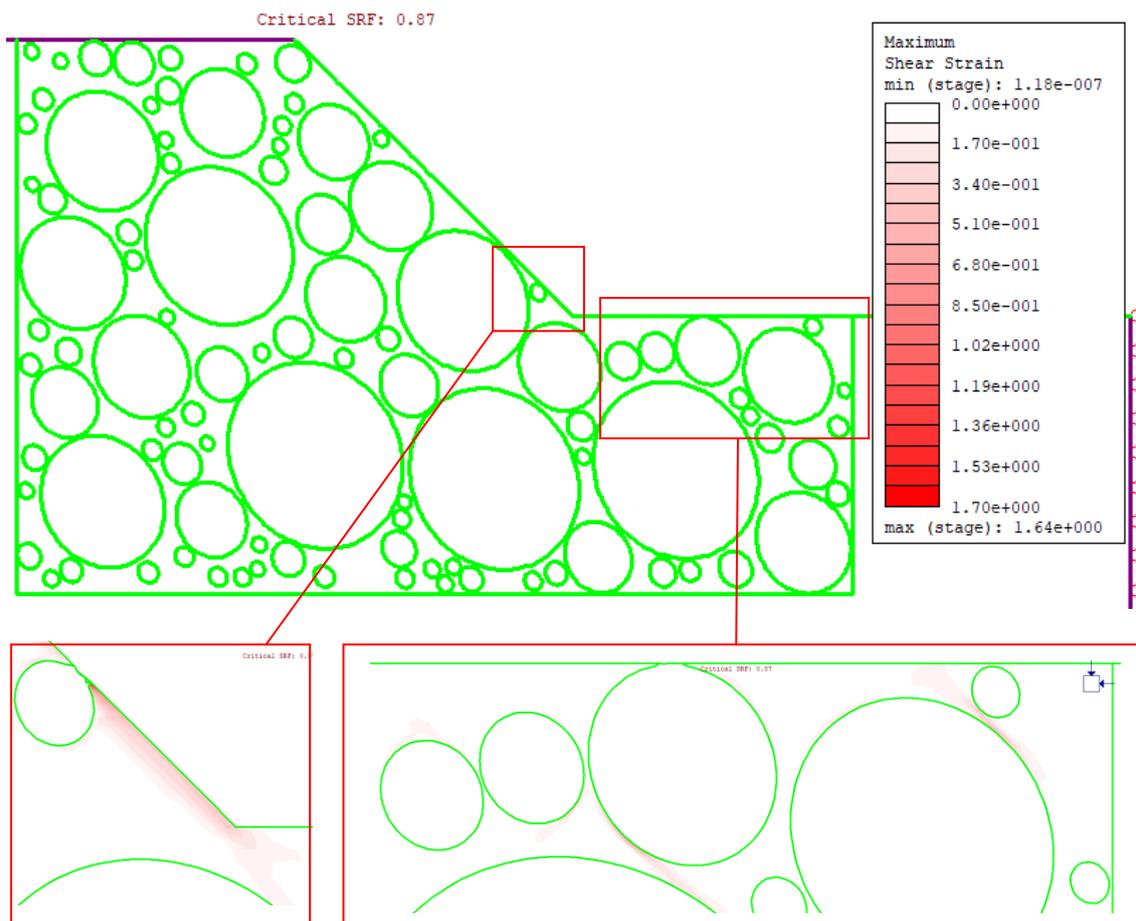




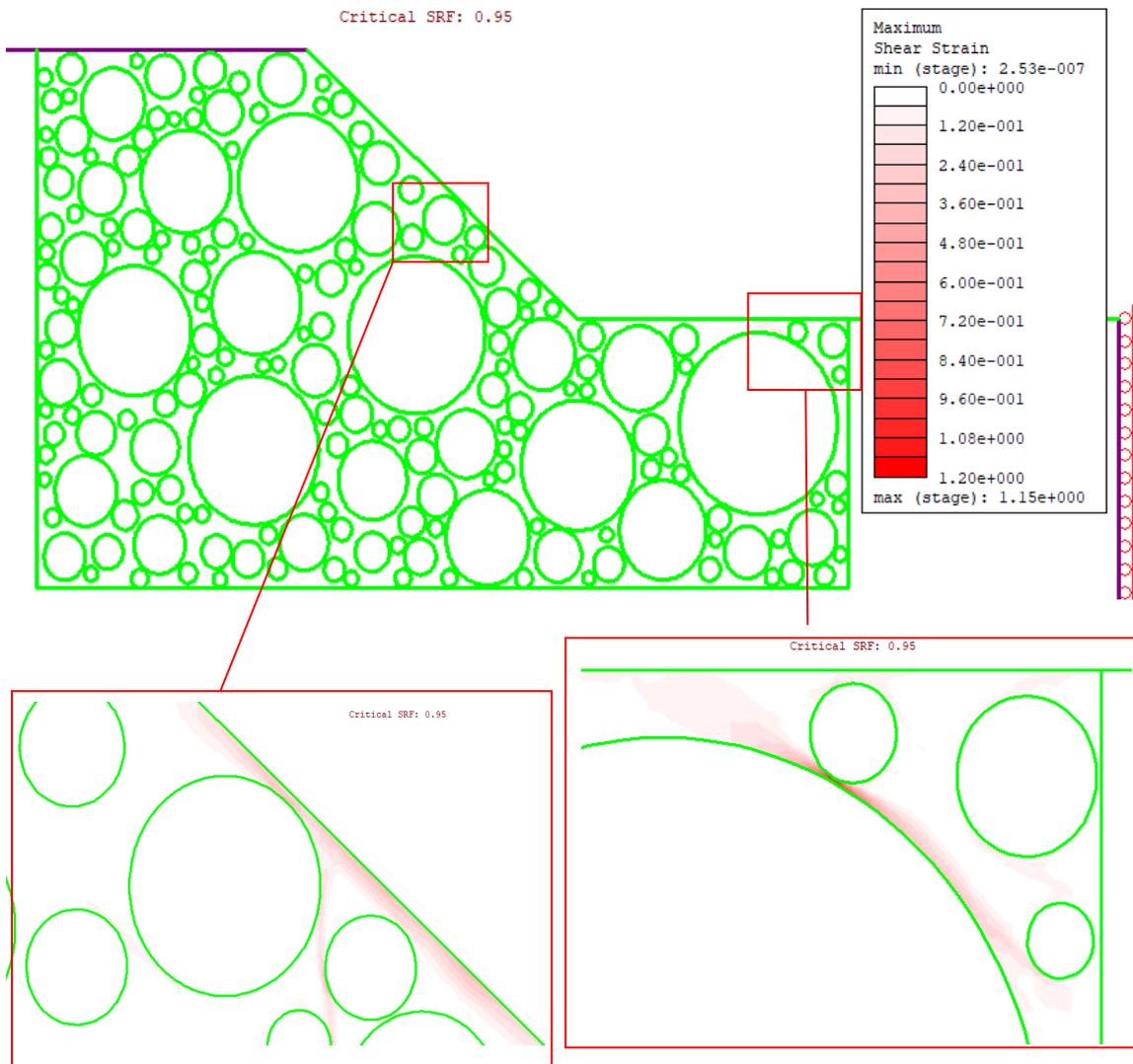
Allegato 5

CASI ANOMALI

60_70_15



90_70_3

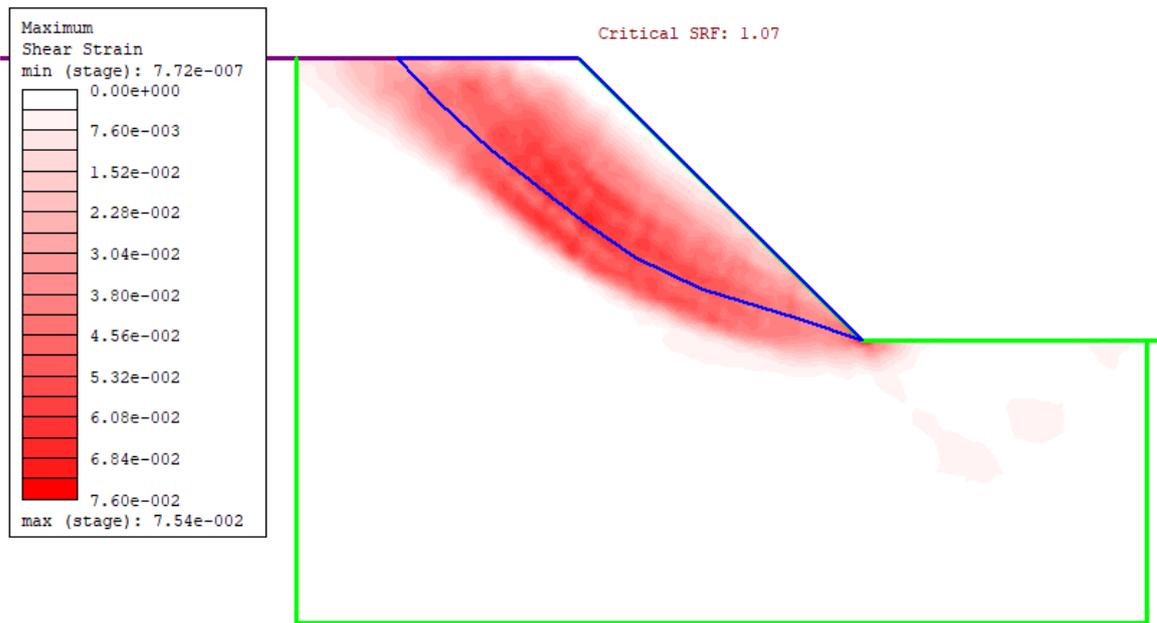


Allegato 6

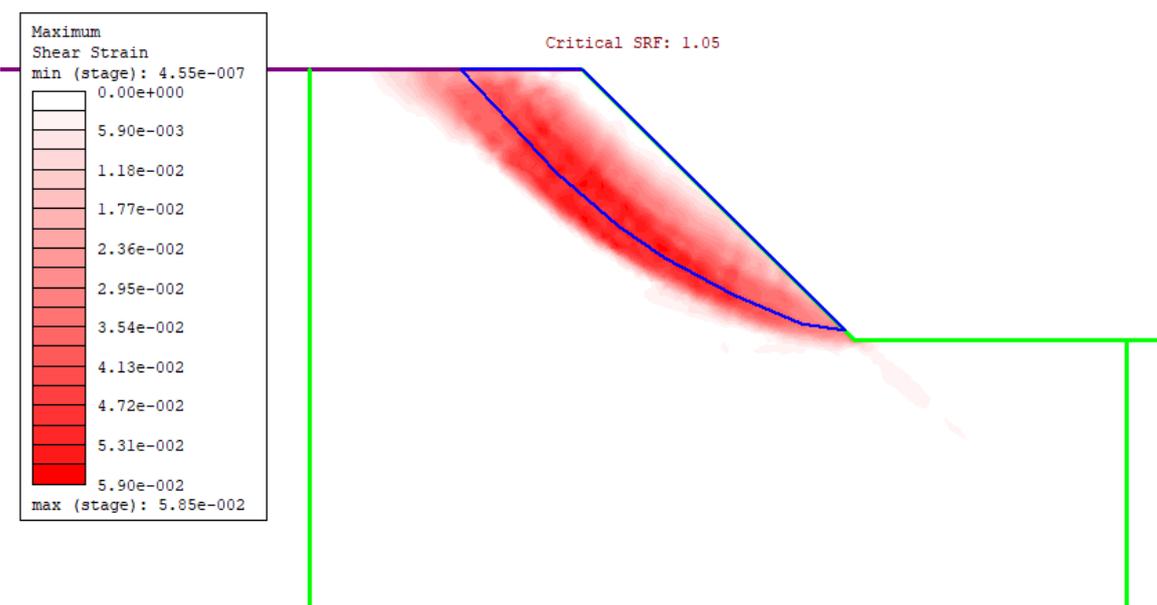
MODELLI OMOGENEI EQUIVALENTI

Approccio di Lindquist (1994)

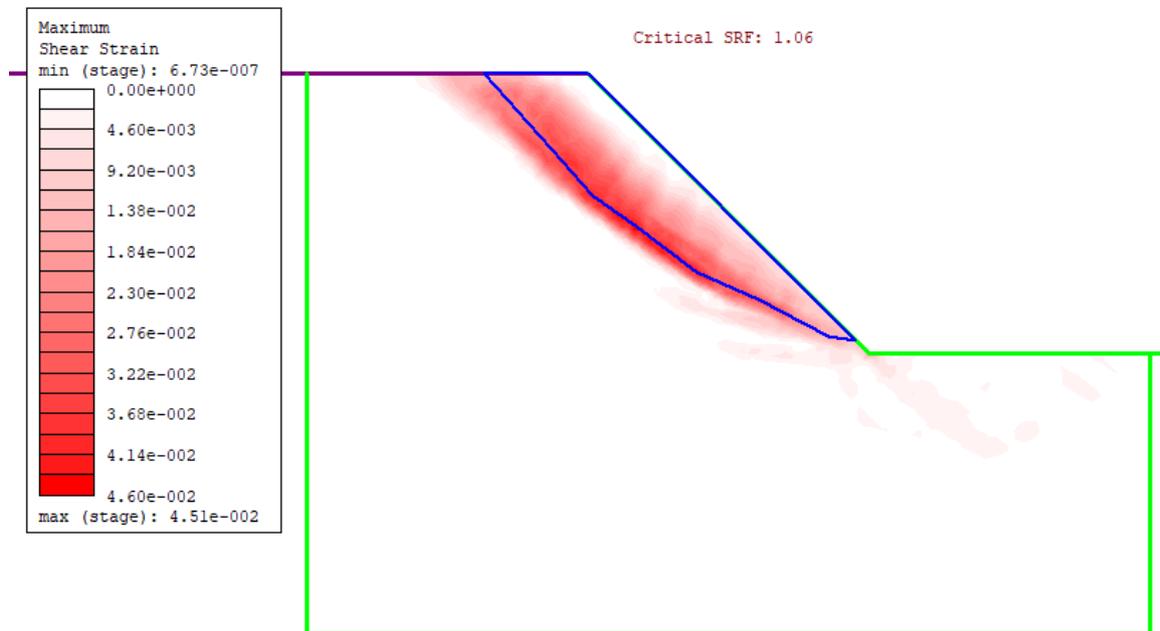
VBP=25%



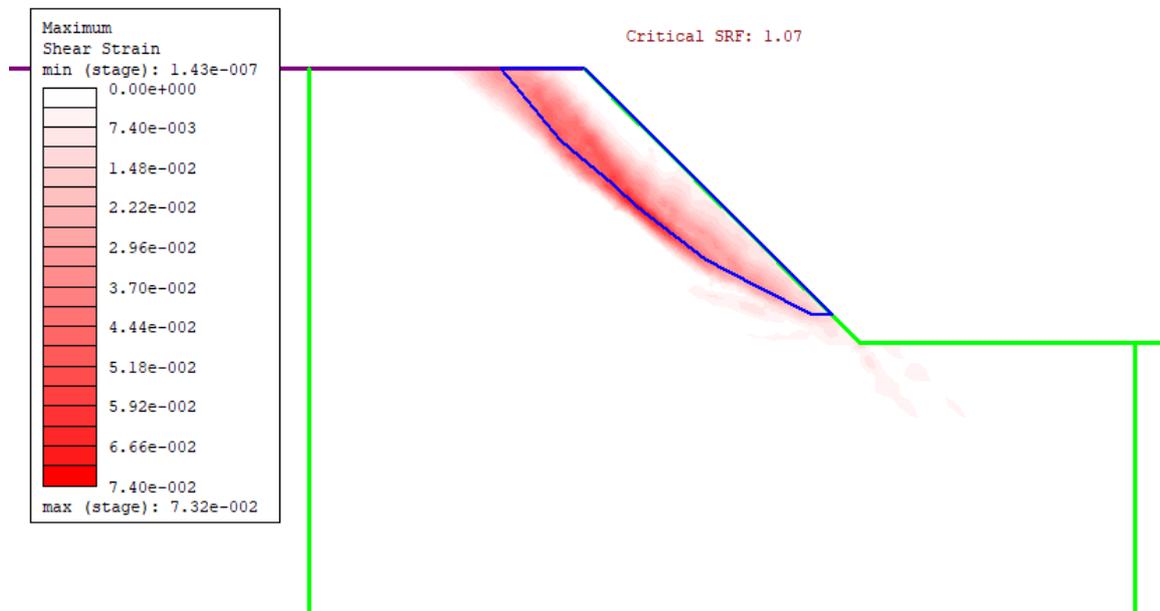
VBP=40%



VBP=55%

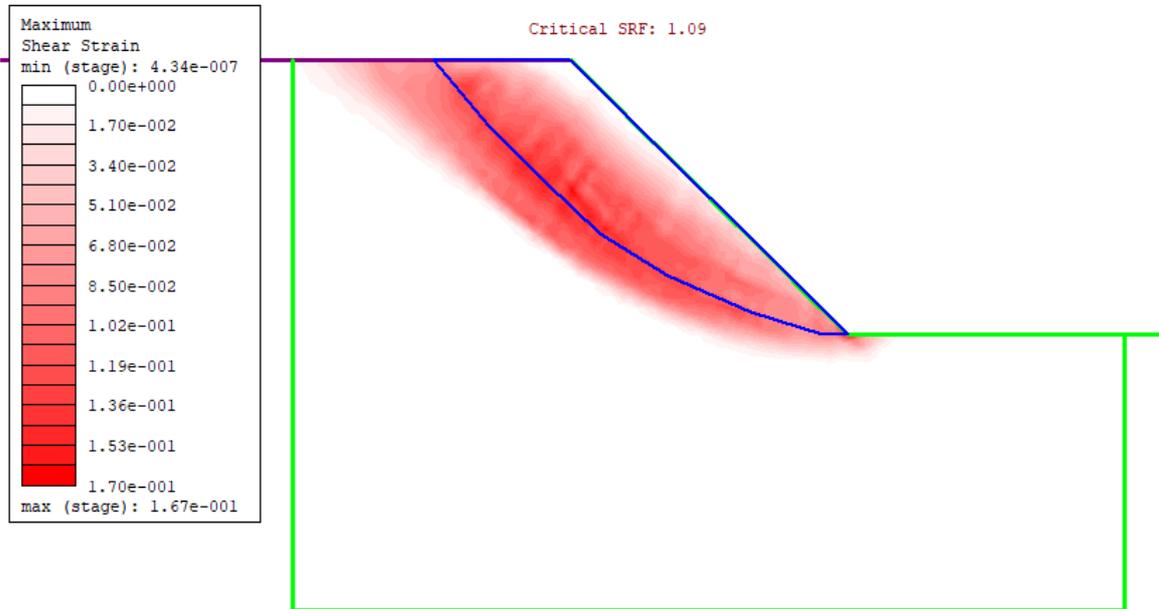


VBP=70%

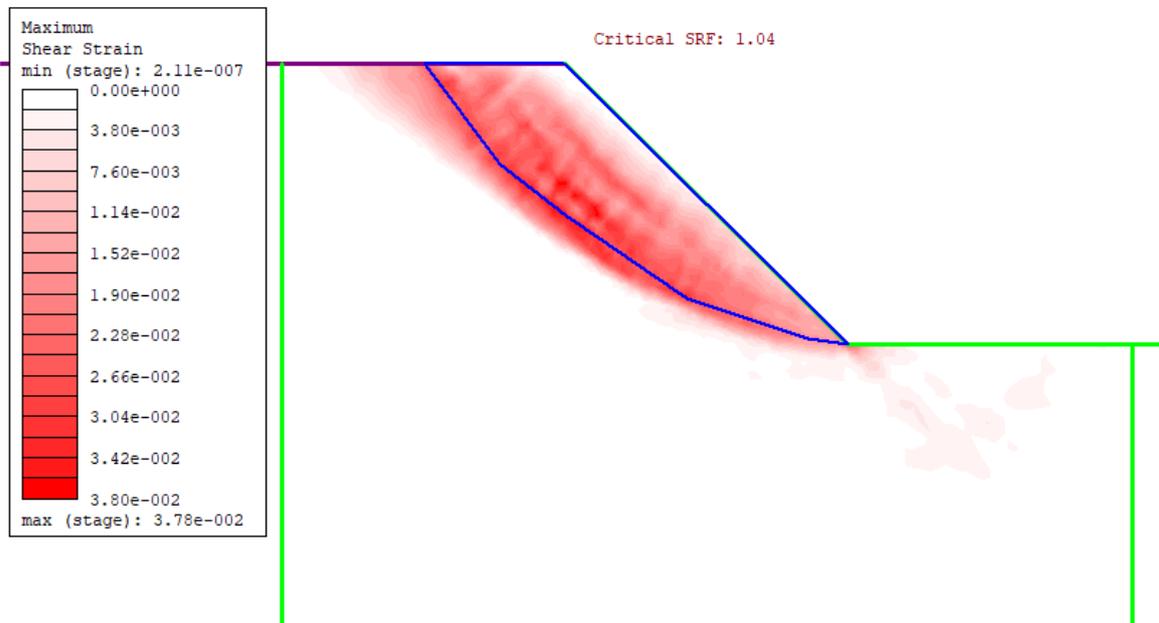


Approccio di Kalender et al. (2014)

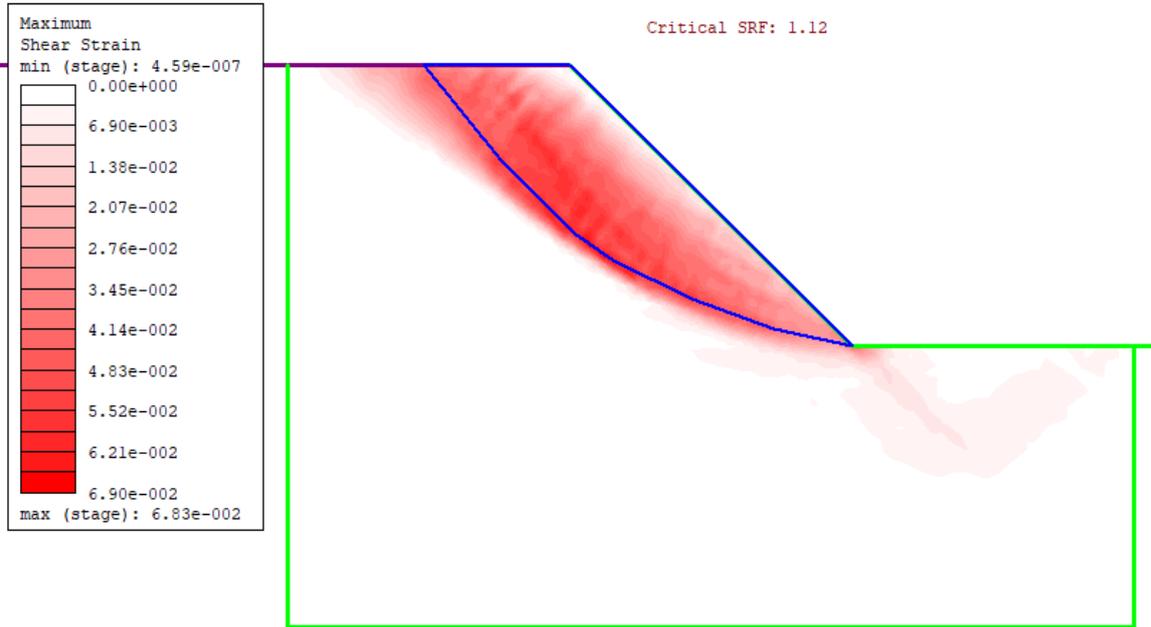
VBP=25%



VBP=40%



VBP=55%



VBP=70%

