

POLITECNICO DI TORINO

Corso di laurea in Ingegneria Civile

Tesi di laurea magistrale



**Analisi di stabilità di versanti in bimrock: confronto
tra approccio 2D e 3D**

Relatori:

Prof.ssa Monica Barbero

Prof. Claudio Scavia

Ing. Maria Lia Napoli

Candidato:

Claudia Spina

ANNO ACCADEMICO 2019/2020

Indice

Introduzione	12
Capitolo 1 Formazioni strutturalmente complesse	15
1.1 Classificazione delle formazioni complesse	16
1.2 Mélanges	19
1.2.1 Classificazione dei mélange	20
Capitolo 2 Bimrock	25
2.1 Identificazione e mappatura di un bimrock	27
2.2 Indagini in sito e prove di laboratorio	29
2.3 Caratterizzazione geometrica	31
2.3.1 Indipendenza di scala	34
2.3.1.1 Dimensione caratteristica	37
2.4 Caratterizzazione meccanica	39
2.4.1 Valutazione della percentuale volumetrica dei blocchi	39
2.4.1.1 Studio sperimentale di Lindquist	41
2.4.1.2 Modello di Medley	44
2.4.2 Tortuosità della superficie di rottura	48
2.4.3 Parametri di resistenza e deformabilità dei bimrock	55
2.4.4 Approcci semplificati	68
2.4.4.1 Modello di Lindquist	68
2.4.4.2 Modello di Kalender	70
Capitolo 3 Case histories	76
3.1 Coleman beach, California	76
3.2 Lone Tree Slide, California	79
3.3 Diga Scott, Contea di Lake, California	81
Capitolo 4 Analisi di stabilità di versanti in bimrock: approcci 2D	85

4.1 Tortuosità della superficie di rottura nei versanti in bimrock.....	85
4.2 Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi nei versanti in bimrock.....	86
4.3 Modelli numerici bidimensionali	90
4.3.1 Barbero et al. (2006)	90
4.3.2 Napoli et al. (2018)	92
Capitolo 5 Analisi di stabilità di versanti in bimrock: modellazione tridimensionale.....	98
5.1 Geometria del pendio	98
5.2 Generazione della mesh	101
5.3 FLAC3D	103
5.3.1 Descrizione del modello matematico.....	104
5.3.2 Criterio di rottura	106
5.3.3 Calcolo del fattore di sicurezza.....	109
5.4 Caratteristiche del modello di versante analizzato in FLAC3D	111
Capitolo 6 Risultati ottenuti dalle analisi di stabilità	114
6.1 VBP =15%.....	114
6.2 VBP = 25%	118
6.3 VBP = 40%.....	122
6.4 VBP = 52%	126
6.5 VBP = 0%.....	130
6.6 Risultati osservati nelle analisi tridimensionali.....	132
6.7 Confronto tra i risultati ottenuti nelle analisi tridimensionali e bidimensionali.....	135
Conclusioni.....	139
Bibliografia.....	142
Allegato 1 – Massime deformazioni di taglio.....	148

Indice delle figure

Figura 1- Classificazione descrittiva delle formazioni complesse proposta dall'Associazione Geotecnica Italiana, 1979.....	17
Figura 2 - Classificazione delle formazioni complesse in funzione dell'indice GSI (Hoek et al., 2005).	18
Figura 3 - Distribuzione globale di melanges (Festa et al., 2010)	19
Figura 4 - Tipico esempio di Franciscan Complex (Medley, 2002)	20
Figura 5 - Modello concettuale per la formazione e la collocazione di mélanges (Festa et al., 2012).....	24
Figura 6 - Alcuni campioni e affioramenti di tipici bimrock (Afifpour,2013).....	26
Figura 7 - Principali caratteristiche geologiche rappresentabili di un mélange (Medley & Wakabayashi, 2004).	29
Figura 8 - Correlazione sperimentale fra angolo di attrito e proporzione volumetrica dei blocchi (Medley, 2001).	31
Figura 9 - Stima della dimensione massima del blocco (Medley, 2001).	32
Figura 10 - Confronto tra la distribuzione dimensionale dei blocchi stimata tramite analisi monodimensionale (1D) e la reale distribuzione dimensionale dei blocchi (3D) (Medley, 2001).....	33
Figura 11 - Differenti interpretazioni condotte sui medesimi fori di sondaggio. A: osservazioni da pozzo, B: sezione trasversale basata sull'interpretazione della geologia a strati, C: sezione trasversale basata sul modello mélange (Wakabayashi & Medley, 2004).....	33
Figura 12 - Interpretazione errata dei fori di sondaggio eseguiti in sito (Medley, 2001).....	34
Figura 13 - Distribuzione normalizzata delle dimensioni dei blocchi presenti nel mélange francescano per identificare l'indipendenza di scala (Kalender et al., 2014) .	36
Figura 14 - Rappresentazione concettuale della soglia blocchi/matrice (Medley, 2001).....	38
Figura 15 - Grafico per determinare l'incertezza nelle stime della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley, 2001).	40

Figura 16 - Rappresentazione delle differenti configurazioni dei provini utilizzati nelle prove sperimentali (Lindquist, 1994).	41
Figura 17 - Esempio di provino utilizzato durante la sperimentazione la cui superficie di rottura viene riportata su pellicola trasparente (Kalender et al., 2014). .	42
Figura 18 - Tracce delle superfici laterali di due provini campionati con 10 linee verticali (Medley, 2002).	43
Figura 19 - Simulazione di 10 fori di sondaggio sulla sezione di un campione avente VBP pari al 42% (Medley, 2002).	45
Figura 20 - Valori delle percentuali lineari dei blocchi per un campione con VBP pari al 32%. In blu e in rosso sono evidenziati rispettivamente il valore minimo e massimo (Medley, 1997).	46
Figura 21 – Confronto tra gli istogrammi di frequenza relativa dei valori ottenuti tramite analisi monodimensionali e dei valori reali (Medley,2002).	47
Figura 22 - Confronto tra la distribuzione cumulata delle frequenze relative per la distribuzione reale (BSD) e la distribuzione ottenuta dalle analisi monodimensionali (CLD) (Medley, 2002).	48
Figura 23 - Sezioni trasversali dei provini testati la Lindquist (1994) con diverse VBP e diversi orientamenti dei blocchi (Medley, 2004).	49
Figura 24 - Influenza della dimensione e dell'orientamento dei blocchi sulla superficie di rottura (Lindquist & Goodman, 1994).	50
Figura 25 - Rappresentazione delle superfici di rottura lungo il tracciato della superficie laterale di un provino sottoposto a prova triassiale. La linea gialla rappresenta la superficie di rottura reale, la linea viola la superficie di rottura che si avrebbe in presenza di sola matrice, la linea tratteggiata blu la lunghezza dei contatti blocco/matrice lungo la superficie di rottura (Medley, 2004).	51
Figura 26 - Confronto tra le tracce delle superfici di rottura e i profili di rugosità utilizzati per la definizione del parametro JRC (Medley, 2004).	52
Figura 27 - Parametri misurati e calcolati dalle tracce delle superfici di rottura tortuose (Medley, 2004).	53
Figura 28 – Grafici che mettono in relazione la VBP con il rapporto di lunghezza tortuoso, con la larghezza media e con i rapporti di contatto blocco/superficie di rottura (Medley, 2004).	54

Figura 29 – Rappresentazione grafica dei limiti superiore e inferiore, in termini di percentuale volumetrica dei blocchi, per l'identificazione di un bimrock (Coli, 2010).	55
Figura 30 - Curve di interpolazione dei dati ricavati per un agglomerato ad Ankara che mettono in relazione la proporzione equivalente ponderata dei blocchi (EBP) e la resistenza a compressione monoassiale normalizzata (UCS_N) (Sonmez et al., 2004a).....	57
Figura 31 - Distribuzione di frequenza cumulata dell'errore tra la tensione principale σ_1 calcolata e la σ_1 misurata (Sonmez et al., 2006a).....	58
Figura 32 - Comportamento dei bimrocks su un piano forza-spostamenti (Coli, 2010).....	59
Figura 33 - Campionamento virtuale di un bimrock (Pan et al. 2008).....	60
Figura 34 - Bande di taglio per due campioni con differente percentuale volumetrica. Il campione di destra presenta una maggiore tortuosità della potenziale superficie di rottura (Pan et al. 2008).	61
Figura 35 - Esempi di modelli di campioni con blocchi circolari (in alto) ed ellittici (in basso) nelle analisi FLAC 2D, con VBP 12% (Barbero et al., 2012).	62
Figura 36 – Curve tensione/deformazione ottenute dai campioni sottoposti a prova di compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).....	62
Figura 37 – Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla resistenza a compressione monoassiale (Barbero et al. 2012).	63
Figura 38 -Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sul modulo di deformazione tangente (Barbero et al., 2012).	63
Figura 39 – Interpretazione dei risultati ottenuti dalle prove di compressione monoassiale tramite il criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).	64
Figura 40 – Esempio di provini cilindrici con inclusioni sferiche considerati nelle simulazioni (Barbero et al., 2012).....	64
Figura 41 - Curve tensione/deformazione ottenute dai campioni sottoposti a prova di compressione monoassiale e triassiale a seconda della VBP considerata: 10%(a), 20%(b), 30%(c), 40%(d) (Barbero et al., 2012).....	65
Figura 42 – Influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).....	66

Figura 43 – Influenza della VBP sul modulo di elasticità medio (Barbero et al., 2012).....	66
Figura 44 - Influenza della VBP sulle proprietà di resistenza tramite l'utilizzo del criterio di Mohr-Coulomb (in alto) e di Hoek & Brown (in basso) (Barbero et al., 2012).....	67
Figura 45 - Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sull'angolo di attrito in funzione dei dati ottenuti dalla sperimentazione di Lindquist (1994) (Kalender et al., 2014).....	69
Figura 46 - Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla coesione in funzione dei dati ottenuti dalla sperimentazione di Lindquist (1994) (Kalender et al., 2014).....	70
Figura 47 – Illustrazione schematica delle proprietà geomeccaniche dei bimrock “welded” (a) e “unwelded” (b) (Sonmez et al., 2016).....	71
Figura 48 – Rappresentazione grafica dell'approccio empirico sviluppato per la determinazione dell'angolo di attrito interno dei bimrocks (Kalender et al., 2014).....	72
Figura 49 - Rappresentazione grafica dell'approccio empirico sviluppato per la determinazione della resistenza a compressione assiale dei bimrocks (Kalender et al., 2014).....	73
Figura 50 - Grafico per la determinazione pratica del parametro "A" (Kalender et al., 2014).	74
Figura 51 – Confronto tra i valori previsti e misurati dell'angolo di attrito interno del bimrock (Kalender et al., 2014).	75
Figura 52 - Franciscan mélange a Coleman beach, California (Medley, 2007b).	76
Figura 53 – Rappresentazione del versante con l'errato substrato roccioso individuato inizialmente (in alto) e rappresentazione più realistica del versante costituito da blocchi intersecati dai fori di sondaggio (in basso) (Medley, 2007b).....	77
Figura 54 - Esempio di scorretta valutazione dell'ammasso a partire dai fori di sondaggio (Medley, 2012).....	78
Figura 55 – Localizzazione della Lone Tree Slide, California (Van Velsor e Walkinshaw, 1992).....	79
Figura 56 - Diga Scott, California (Medley, 2007b).....	81

Figura 57 - Sezione trasversale della diga Scott (in arancione), in cui viene mostrato un tipico foro di sondaggio (in rosso) e in cui viene evidenziata la potenziale zona di taglio utile per la definizione della lunghezza caratteristica (Medley, 2007b).	82
Figura 58 - Tipici nuclei di campioni estratti da esplorazioni nella diga Scott (Medley, 2007b).	82
Figura 59 - Valutazione della percentuale lineare dei blocchi per diversi fori di sondaggio (Medley, 2007b).	83
Figura 60 - Stima dell'angolo di attrito effettivo in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley, 2007b).	84
Figura 61 - Alcune possibili configurazioni di versanti in bimrock (Medley & Sanz, 2004).	86
Figura 62 - Esempio di versante analizzato con una VBP pari al 50% (Medley & Sanz, 2004).	87
Figura 63 - Andamento del fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley & Sanz, 2004).	88
Figura 64 - Esempio di versante analizzato da Irfan & Tang (1993) con una VBP pari al 20% (Medley & Sanz, 2004).	89
Figura 65 - Rappresentazione del versante analizzato in funzione della VBP (a) e rappresentazione della geometria dei blocchi per diversi valori di e ed i (b) (Barbero et al., 2006).	90
Figura 66 - Valutazione del fattore di sicurezza al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2006).	91
Figura 67 - Esempio di modello di versante analizzato nelle analisi FEM (Napoli et al. 2018).	93
Figura 68 - Andamento del fattore di sicurezza al variare della VBP nelle analisi FEM (Napoli et al., 2018).	94
Figura 69 - Quantitativo del volume instabile coinvolto al variare della VBP nelle analisi FEM (Napoli et al., 2018).	94
Figura 70 - Andamento del fattore di sicurezza al variare della VBP nelle analisi LEM (Napoli et al., 2018).	95
Figura 71 - Quantitativo di volume instabile coinvolto al variare della VBP nelle analisi LEM (Napoli et al., 2018).	95

Figura 72 - Andamento del fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto nelle analisi FEM e LEM effettuate per i modelli eterogenei ed omogenei (Napoli et al., 2018).....	96
Figura 73 - Quantitativo di volume instabile coinvolto al variare della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto nelle analisi FEM e LEM effettuate per i modelli omogenei ed eterogenei (Napoli et al., 2018).	96
Figura 74 - Esempio di modelli analizzati nelle analisi FEM (a sinistra) e LEM (a destra) per VBP pari al 25% e al 40% con rappresentazione della differente superficie di rottura (Napoli et al., 2018).....	97
Figura 75 - Visualizzazione tridimensionale della geometria del versante analizzato (quote in metri).....	99
Figura 76 - Modello Autocad del versante con una VBP pari al 25%.....	101
Figura 77 - Rappresentazione della mesh per uno dei modelli analizzati con VBP = 15%.....	103
Figura 78 – Rappresentazione del criterio di rottura alla Mohr-Coulomb (FLAC3D).....	107
Figura 79 - Modello di Mohr-Coulomb: domini utilizzati nella definizione della legge di flusso (FLAC3D).	109
Figura 80 - Rappresentazione di un modello con VBP = 15% importato su FLAC3D (in alto) con le relative inclusioni sferiche (in basso).	111
Figura 81 - Esempio di versante con VBP = 15% analizzato su FLAC3D.....	112
Figura 82 – Identificazione delle diverse facce costituenti il versante.....	113
Figura 83 – Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	115
Figura 84 - Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	116
Figura 85 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 15%).	117
Figura 86 - Risultati ottenuti per una VBP = 25% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	119
Figura 87 - Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	120

Figura 88 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 25%).	121
Figura 89 - Risultati ottenuti per una VBP = 40% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	123
Figura 90 - Risultati ottenuti per una VBP = 40% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	124
Figura 91 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 40%).	125
Figura 92 - Risultati ottenuti per una VBP = 52% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	127
Figura 93 - Risultati ottenuti per una VBP = 52% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).	128
Figura 94 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 52%).	129
Figura 95 – Risultati ottenuti per un versante costituito da sola matrice in termini di massime deformazioni di taglio.	130
Figura 96 – Risultati ottenuti per un versante costituito da sola matrice in termini di spostamenti.	131
Figura 97 – Rappresentazione grafica dei risultati ottenuti in termini di FS al variare della VBP.	133
Figura 98 - Rappresentazione della deviazione standard del fattore di sicurezza al variare della VBP.	134
Figura 99 – Confronto in termini di fattore di sicurezza tra le analisi bidimensionali e tridimensionali.	136
Figura 100 – Confronto in termini di deviazione standard tra le analisi bidimensionali e tridimensionali.	137

Indice delle tabelle

Tabella 1 - Frequenza relativa dei blocchi (Medley, 1997).	44
Tabella 2 – Sintesi dei valori numerici ottenuti dalla sperimentazione di Medley (Medley, 2004).	53
Tabella 3 - Valori di coesione ed angolo di attrito in funzione della percentuale in peso dei bocchi presenti all'interno dei campioni esaminati (Xu et al., 2007).....	59
Tabella 4 – Caratteristiche dei materiali costituenti il versante (Barbero et al., 2006).....	91
Tabella 5 - Caratteristiche dei materiali costituenti il versante (Napoli et al., 2018).....	93
Tabella 6 – Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale	102
Tabella 7 - Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh volumetrica	102
Tabella 8 - Caratteristiche meccaniche dei materiali costituenti matrice e blocchi.	112
Tabella 9 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 15%.....	114
Tabella 10 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 25%.....	118
Tabella 11 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 40%.....	122
Tabella 12 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 52%.....	126
Tabella 13 – Riepilogo dei risultati ottenuti in termini di FS al variare della VBP.....	132
Tabella 14 - Deviazione standard del fattore di sicurezza al variare della VBP.	133
Tabella 15 – Valori medi del fattore di sicurezza al variare della VBP ottenuti dalle analisi bidimensionali (Napoli et al., 2018).	135

Introduzione

Il termine Bimrock fu introdotto da Medley (1994) per indicare " *una miscela di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all'interno di una matrice di materiale più fine e cementato* ".

L'espressione "blocchi geotecnicamente significativi" sta a indicare la presenza di un contrasto meccanico tra blocchi e matrice tale da fare in modo che la superficie di rottura si sviluppi in modo tortuoso attorno ai blocchi stessi, e che, sia la proporzione sia la gamma dimensionale dei blocchi, influenzino le proprietà meccaniche della miscela costituita da blocchi e matrice.

A causa della complessità e variabilità spaziale e meccanica dei bimrocks, gli ingegneri geotecnici spesso trascurano i contributi dei blocchi scegliendo invece di progettare sulla base della resistenza della sola matrice debole. Tuttavia, questa pratica risulta essere troppo conservativa e, come dimostrato in diversi *case histories*, può causare seri problemi tecnici ed incrementi di tempo e costi.

Nel presente lavoro di tesi sono state effettuate delle analisi tridimensionali tramite il software *FLAC3D 6.0*, al fine di valutare la stabilità di un versante in bimrock in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (*VBP*). Il versante considerato presenta una geometria semplice e delle inclusioni di forma sferica.

La dimensione e la disposizione di tali sfere all'interno del versante è stata effettuata tramite codice Matlab basato su approccio Monte Carlo.

Sono state prese in considerazione differenti percentuali volumetriche dei blocchi in modo da poter effettuare un confronto con i risultati ottenuti dalle analisi bidimensionali di Napoli et al. (2018). Inoltre, per ognuna di queste percentuali sono state effettuate 10 analisi di stabilità in modo da ottenere una validità statistica dei risultati.

La tesi si compone di sei capitoli: nel primo capitolo vengono illustrate brevemente le caratteristiche delle formazioni strutturalmente complesse; il secondo capitolo riguarda l'identificazione e la caratterizzazione geometrica e meccanica dei bimrock; nel terzo capitolo vengono riportati alcuni *case histories*, ciascuno dei quali mette in evidenza i diversi fattori che dovrebbero essere considerati quando si ha a che fare con materiale di tipo bimrock; nel quarto capitolo sono riportate le analisi

bidimensionali effettuate da diversi autori sui bimrock; nel quinto capitolo vengono descritti i programmi di calcolo utilizzati e il modello di versante analizzato nelle analisi tridimensionali; infine il sesto capitolo raccoglie i vari risultati ottenuti dalle analisi tridimensionali effettuate e i confronti con quelle bidimensionali.

Capitolo 1

Formazioni strutturalmente complesse

Molte formazioni geologiche, a causa della loro composizione e struttura, causano non poche difficoltà nella soluzione di problemi di ingegneria e non possono essere facilmente classificate dal punto di vista geotecnico.

Formazioni di questo tipo sono diffuse in tutta Italia e sono state convenzionalmente chiamate "strutturalmente complesse".

Lo studio di tali formazioni risulta complesso in quanto, a causa della variabilità delle caratteristiche meccaniche degli elementi che le compongono, i parametri di resistenza possono variare di diversi ordini di grandezza e ciò comporta delle difficoltà nella scelta del modello geo-meccanico di riferimento da adottare.

Il comportamento meccanico d'insieme di una formazione strutturalmente complessa non può essere associato né a quello di un ammasso roccioso né a quello di un terreno. Di fatto le proprietà di resistenza dipenderanno dalle singole componenti, dalla loro distribuzione spaziale, ma anche dal loro rapporto preciso.

Sebbene legata a caratteristiche geologiche, la complessità, non è una caratteristica intrinseca di una formazione, ma è correlata al tipo di problema ingegneristico e alle dimensioni del corpo roccioso coinvolto.

L'Associazione Geotecnica Italiana A.G.I., nel 1977, ha promosso un simposio con l'obiettivo di favorire uno scambio di informazioni e conoscenze tra persone con esperienze diverse, raccogliendo e confrontando i dati disponibili al fine di ottenere indicazioni sui vari approcci possibili per una migliore comprensione del comportamento meccanico di tali formazioni "strutturalmente complesse".

Durante il Simposio i partecipanti hanno concordato sulla necessità che il concetto di "complessità" debba essere chiaramente definito.

In particolare è stata valutata la complessità di tali formazioni da un punto di vista geologico e da un punto di vista geotecnico.

La complessità geologica riguarda le caratteristiche litologiche e strutturali di tali formazioni. Queste ultime sono considerate complesse se le proprietà geotecniche che controllano il loro comportamento ingegneristico variano in modo irregolare in un

ampio intervallo. Poiché qualsiasi materiale è intrinsecamente eterogeneo e discontinuo a livello microscopico, bisogna riferire l'eterogeneità ad una scala di riferimento specifica, che a sua volta dipenderà dal problema in esame.

In risposta al fatto che la complessità geologica non si traduce sempre in complessità geotecnica, Morgenstern e Cruden (1977) hanno introdotto una distinzione tra complessità geologica e geotecnica, definendo quest'ultima in termini di rapida variabilità ed eterogeneità delle proprietà geotecniche. Essi notarono inoltre che la complessità geotecnica può esistere anche nel caso di formazioni geologicamente non complesse.

Di conseguenza, l'Associazione Geotecnica Italiana, ha stabilito che le formazioni geotecnicamente complesse sono quelle le cui eterogeneità comportano una notevole difficoltà nella fabbricazione di provini rappresentativi ad una scala rilevante da un punto di vista ingegneristico.

Infine il concetto di complessità geotecnica non riguarda solo le formazioni in cui si sono riscontrati fenomeni di eterogeneità e variabilità delle caratteristiche geotecniche, ma anche formazioni per le quali la caratterizzazione del comportamento meccanico è risultata inusuale.

1.1 Classificazione delle formazioni complesse

Nel corso della storia sono state proposte diverse classificazioni delle formazioni complesse.

Una prima classificazione fu proposta da Cant & Walker (1976) tramite la quale era possibile stimare le caratteristiche strutturali del deposito in esame mediante l'analisi della genesi della formazione eterogenea.

Successivamente, Laznicka (1988) propose una classificazione basata su un approccio descrittivo, usando il Codice Universal Rudrock indipendente dalle interpretazioni genetiche.

Un'ulteriore classificazione descrittiva venne proposta dall'A.G.I. nel 1979. Tale classificazione si focalizza in particolar modo sulle formazioni caratterizzate da litologie di calcare-peliti o arenarie-peliti. Di fatto, la classificazione si basa sul rapporto arenaria-calcare-pelite e sulla complessità della struttura, che è data sia dal

contrasto di competenza tra le due litologie, sia dalle strutture dovute alla diagenesi e alle deformazioni tettoniche.

In questo modo, come si evince dalla Figura 1, sono state individuate tre categorie geologiche, con connotazione geotecnica:

- scisti stratificati con e senza piani di taglio (A);
- rocce deboli e dure internamente stratificate, con strutture geometricamente caotiche o con lieve disarrangiamento dei clasti (B);
- misti caotici di blocchi esposti in matrice argillosa (C) (Manfredini et al., 1985; D'Elia et al., 1986).

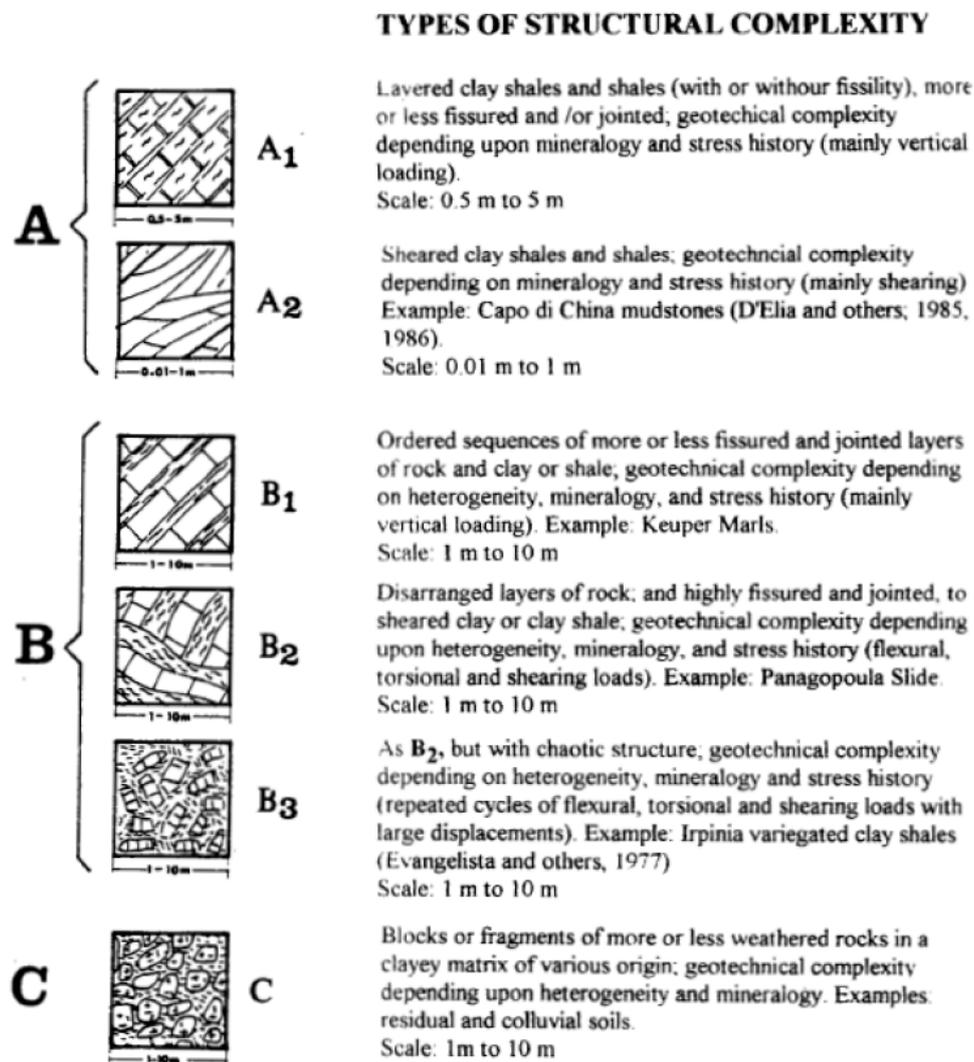


Figura 1- Classificazione descrittiva delle formazioni complesse proposta dall'Associazione Geotecnica Italiana, 1979.

Tipici esempi di formazioni strutturalmente complesse sono le formazioni torbiditiche ed i corpi caotici tipo i *mélange*.

Più recentemente, è stata introdotta anche una classificazione per formazioni complesse di tipo *flyschoid* basata sull'indice GSI (Marinos & Hoek, 2001 e Hoek et al., 2005). Tale classificazione è riportata in Figura 2.

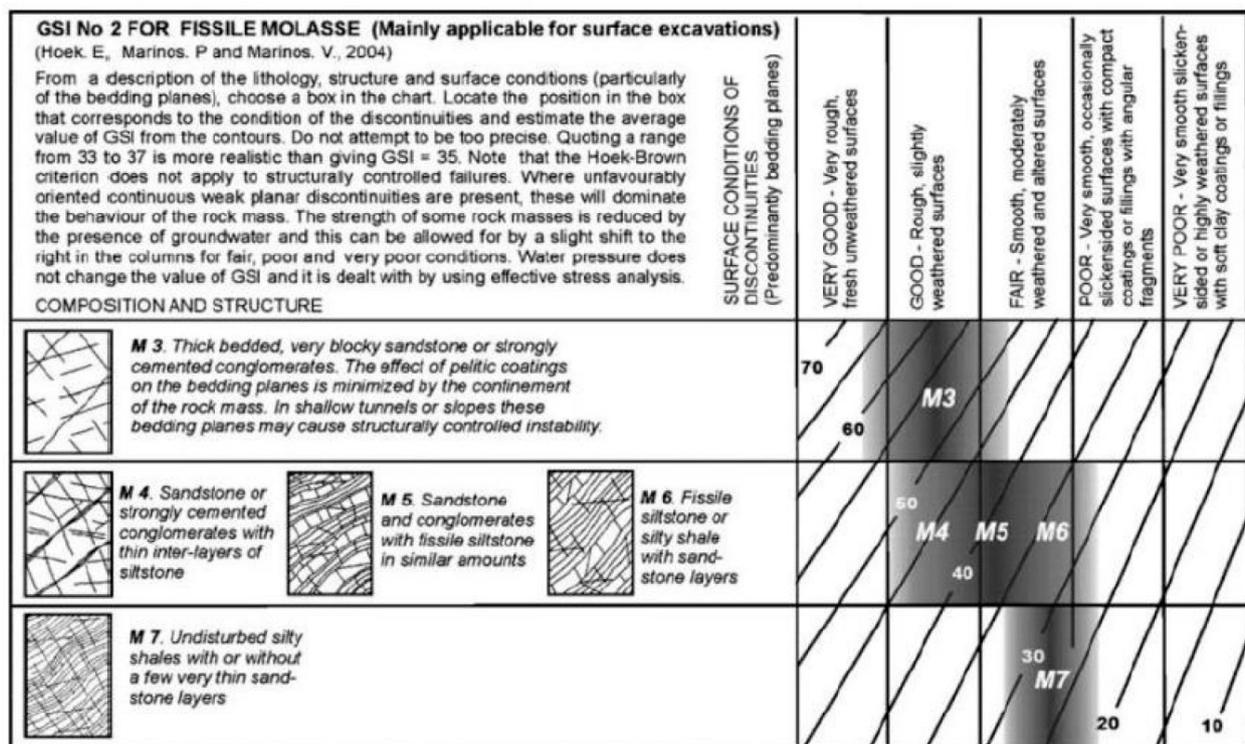


Figura 2 - Classificazione delle formazioni complesse in funzione dell'indice GSI (Hoek et al., 2005).

Le formazioni complesse includono una grande varietà di corpi geologici.

All'interno delle varie tipologie di formazioni complesse è possibile fare una prima distinzione tra *Bimrock* (block-in-matrix rock) e *Bimsoil* (block-in-matrix soil). Con il termine *bimrock* si intende un materiale eterogeneo costituito da blocchi rigidi di roccia all'interno di una matrice con caratteristiche meccaniche più scadenti, mentre con il termine *bimsoil* si descrive un materiale analogo al *bimrock* ma con matrice non cementata.

A loro volta fanno parte dei *bimrock* diversi tipi di materiali, tra questi, i più diffusi risultano essere i *mélanges*.

1.2 Mélanges

Mélanges è un vocabolo francese che sta per “miscela” ed è stato definito da Bates e Jackson (1984) come “un corpo di roccia mappabile che comprende blocchi di tutte le dimensioni, sia esotici che nativi, incorporati in una matrice frammentata”. Di fatto i mélanges sono costituiti da unità geologiche, come ad esempio breccie, olistostromi, argille scagliose e argille varicolori.

I mélanges esistono in oltre 60 paesi (Figura 3), generalmente in regioni montuose associate a zone di subduzione tettonica.

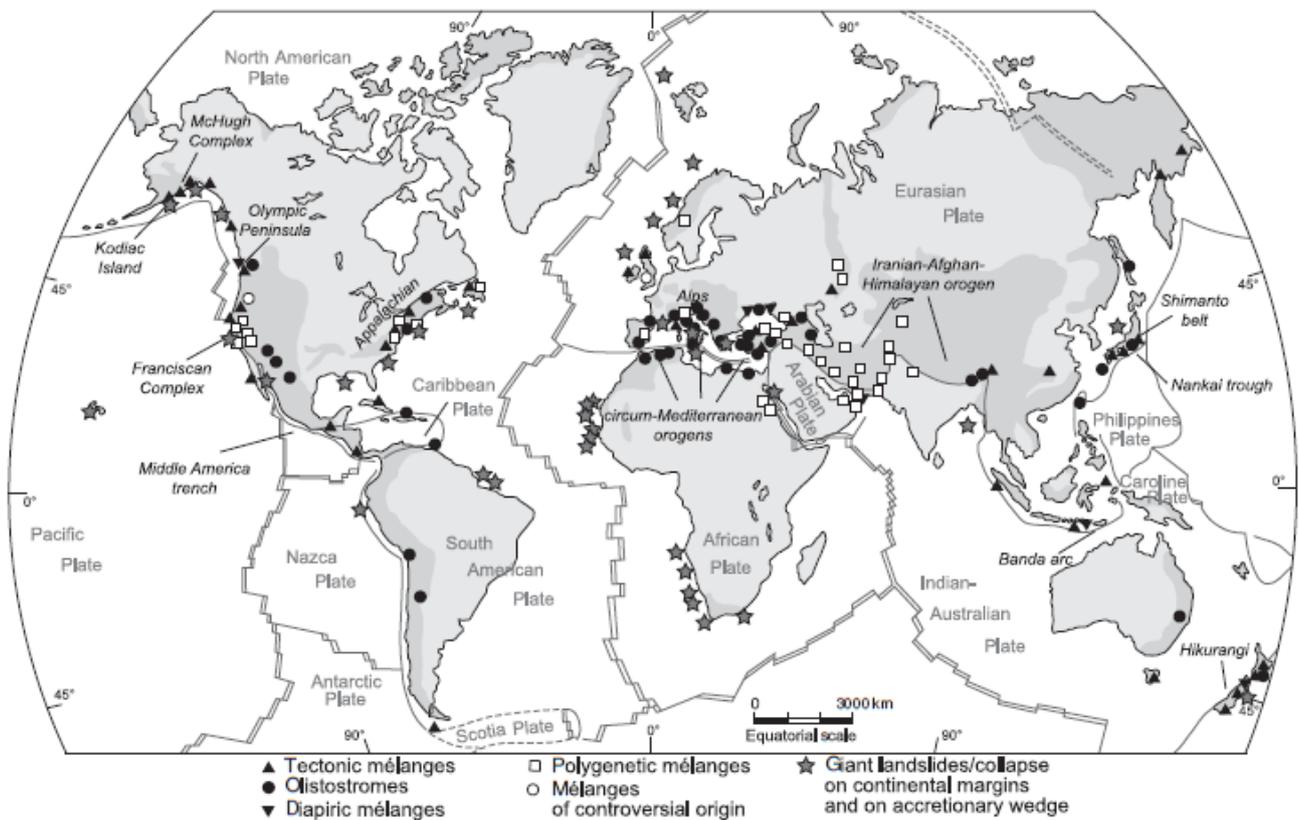


Figura 3 - Distribuzione globale di melanges (Festa et al., 2010)

Gli studi di E. Medley ed E. S. Lindquist si basano principalmente sulla formazione complessa osservata a Nord della California e nota con il nome di Franciscan Complex. Si tratta di una formazione contenente blocchi eterogenei arenacei disposti in maniera caotica all'interno di una matrice argillosa, caratterizzata da deformazioni di taglio (Figura 4).



Figura 4 - Tipico esempio di Franciscan Complex (Medley, 2002)

La struttura interna dei mélanges è strettamente legata ai processi strutturali, sedimentari, magmatici e metamorfici presenti alla loro origine.

1.2.1 Classificazione dei mélange

È possibile fare una distinzione tra mélange sedimentari, diapirici e tettonici (Festa et al., 2010):

- Mélanges sedimentari: a livelli strutturali poco profondi, i processi di trasporto di massa sedimentaria sono le cause più efficienti per la disgregazione degli strati. Questo tipo di deformazione coinvolge comunemente materiale scarsamente litificato e si traduce nella formazione di un ampio spettro di strutture;
- Mélanges diapirici: i processi diapirici si verificano dove esistono le condizioni fisiche e meccaniche necessarie (come la sovrappressione di fluidi). La miscelazione di blocchi esotici è principalmente ottenuta da una combinazione di processi di idro-fratturazione e dalla progressiva incorporazione del materiale wall-rock e del flusso;

- Mélange tettonici: si tratta di mélanges concentrati nelle zone di faglia e di confine delle placche.

La sfida principale negli studi sui mélanges è il riconoscimento dei loro originali elementi presenti nella struttura block-in-matrix. Infatti, i processi tettonici, sedimentari e diapirici nelle diverse fasi dell'orogenesi interrompono e rielaborano comunemente le strutture primarie, gli elementi costituenti tali strutture e la stratigrafia interna dei mélanges. Si parla in questo caso di “mélanges poligenetici” i cui processi di formazione primaria non sono facilmente riconoscibili.

Riconoscere gli elementi originali dei mélanges, permette di ricavare informazioni su dove e come si sono formati inizialmente questi assemblaggi caotici di roccia e ci danno informazioni circa la natura e l'interazione tra i diversi processi e i meccanismi che intercorrono durante la loro formazione.

Pertanto, di seguito vengono elencati due ulteriori criteri (Festa et al., 2019) per il corretto riconoscimento di tali formazioni: “*The deformation criterion*” e “*The tectonic environment criterion*”.

Il primo criterio si basa sulla coerenza che vi è nella distribuzione della deformazione tra i blocchi e la matrice.

In particolare, si è visto che mélanges tettonici e diapirici sono caratterizzati sia da una coerenza cinematica tra la distribuzione della deformazione nella matrice e il meccanismo di formazione della struttura block-in-matrix, sia da una coerenza cinematica tra l'entità della deformazione distribuita nella matrice e il grado di trasporto e accostamento di blocchi "esotici" con percorsi diversi l'uno dall'altro, da decine di metri a chilometri di distanza lungo la faglia.

Al contrario, nei mélanges sedimentari non è richiesta la deformazione della matrice e/o è completamente diversa da quella dei mélanges tettonici. Quando è presente una deformazione distribuita, la sua grandezza non è coerente con il grado di accostamento dei diversi blocchi "esotici" incorporati.

Il secondo criterio afferma che la composizione e la natura dei blocchi e delle matrici dovrebbero essere compatibili con l'ambiente tettonico di formazione e occorrenza del mélanges.

In questo caso, è necessario far riferimento alle 6 tipologie di *mélanges* individuate in funzione del loro meccanismo di origine (Festa et al, 2010):

1. Mélange relativi alla tettonica estensionale: si tratta di *mélange* sedimentari per i quali i processi di formazione sono coerenti con i movimenti gravitazionali di massa (valanghe di detriti e flussi e scorrimento di blocchi), e i corpi sono anche noti nella letteratura geologica come campi di megabreccia, olistolite o sciame. Questi termini si riferiscono principalmente al collasso gravitazionale dei margini delle piattaforme carbonatiche, generando megabreccia.
2. Mélange relativi ai margini passivi e ai fondali oceanici: sono rappresentati principalmente da olistostromi scarsamente ordinati, che consistono di carbonato a grana fine e torbiditi e pietre fangose silicoclastiche e/o masse monolitiche brecciate (supportate da matrice). Gli olistostromi di solito mostrano una deformazione del sedimento morbido correlata al piegamento in situ ed al crollo. Passaggi progressivi da crolli a flussi di detriti coesivi porta alla formazione di un tessuto block-in-matrix, con blocchi distribuiti casualmente in una matrice a grana fine.
3. Mélange relativi alla tettonica trascorrente: questo gruppo si riferisce esclusivamente ai *mélange* tettonici correlati alla deformazione delle faglie trascorrenti. In questo caso i blocchi presenti all'interno della matrice presentano dimensioni variabili, hanno forme allungate e a losanghe e mostrano superfici lucide. Questi blocchi sono allineati con le principali zone di taglio.
4. Mélanges relativi alla subduzione: si tratta della tipologia di *mélange* più comunemente osservato nella regione del Pacifico. All'interno di questa categoria si distinguono due sottotipi di *mélange* in funzione della loro formazione: depositi di materiale trasportato al fronte e *broken formation* tettoniche.

5. Mélange dovuti a collisioni: si tratta di mélanges associati alla tettonica di collisione. Questi gruppi di mélanges non sono ben rappresentati nella documentazione geologica e di conseguenza solo alcuni mélanges sono stati attribuiti a questo gruppo.

6. Mélange correlati alla deformazione intra-continentale: questo gruppo è probabilmente il tipo più comune nelle antiche cinture orogeniche. All'interno di questa categoria si distinguono tre sottotipi principali in base alla loro posizione e presenza rispetto alle falde alloctone.

Una rappresentazione grafica di queste sei tipologie è riportata in Figura 5.

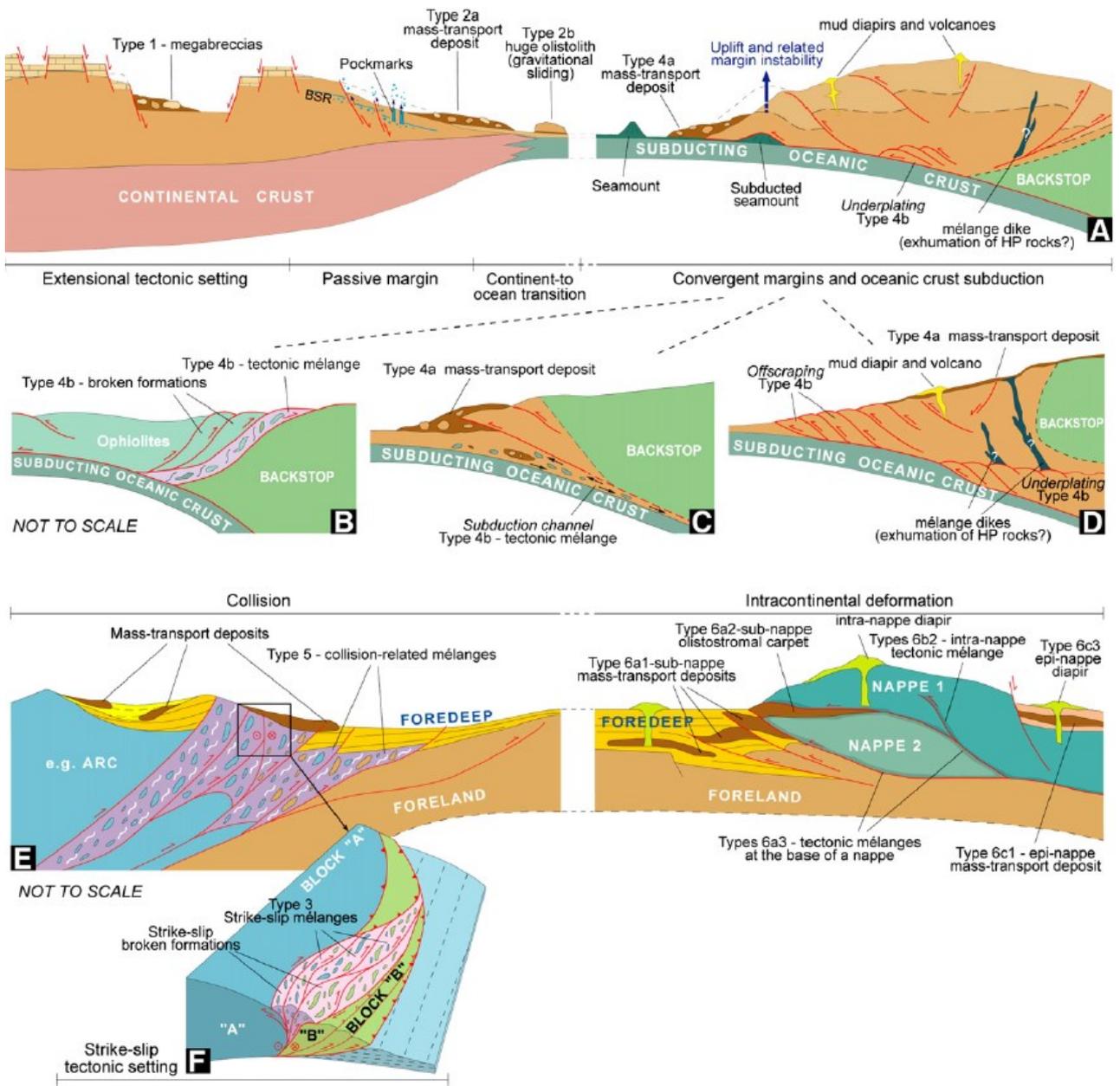


Figura 5 - Modello concettuale per la formazione e la collocazione di mélanges (Festa et al., 2012).

Capitolo 2

Bimrock

Il termine Bimrock fu introdotto da Medley (1994) per indicare " *una miscela di rocce, composte da blocchi geotecnicamente significativi all'interno di una matrice di materiale più fine e cementato* ".

Tale termine rappresenta una contrazione del termine precedentemente introdotto da Raymond (1984) "block-in-matrix rock", in modo da descrivere unicamente mélange di tipo "block-in-matrix".

Di fatto, la parola "bimrock" non ha connotazioni geologiche o genetiche e l'espressione "blocchi geotecnicamente significativi" sta a indicare la presenza di un contrasto meccanico tra blocchi e matrice tale da fare in modo che la superficie di rottura si sviluppi in modo tortuoso attorno ai blocchi stessi, e che, sia la proporzione che la gamma dimensionale dei blocchi, influenzano le proprietà meccaniche della miscela costituita da blocchi e matrice.

Sulla base di tale definizione, affinché una formazione eterogenea possa essere classificata come bimrock è necessario che:

- vi sia una significativa differenza in termini di deformabilità e resistenza tra la matrice e i blocchi in essa presenti. Ciò significa che devono essere soddisfatte le seguenti Equazioni 1 e 2:

$$\frac{\tan(\varphi_{blocco})}{\tan(\varphi_{matrice})} \cong 1,5 \div 2 \quad (\text{Medley, 1994}) \quad (1)$$

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

- venga ad essere individuata una dimensione caratteristica, L_c , ossia la lunghezza descrittiva della geometria del problema considerato,

rappresentativa della scala di interesse. Tale parametro verrà descritto con maggiore precisione al Paragrafo 2.3.1.1;

- la percentuale di volume dell'ammasso occupato dai blocchi (VBP) deve essere compresa tra il 25% e il 75%.

Individuare la presenza dei bimrock è fondamentale, in quanto, in fase di progettazione, trascurare il contributo meccanico dei blocchi, basandosi sulla resistenza della sola matrice debole, può essere una pratica eccessivamente conservativa a scapito di caratterizzazioni più accurate.

In Figura 6 sono riportati alcuni esempi di tipiche formazioni identificabili come bimrock.

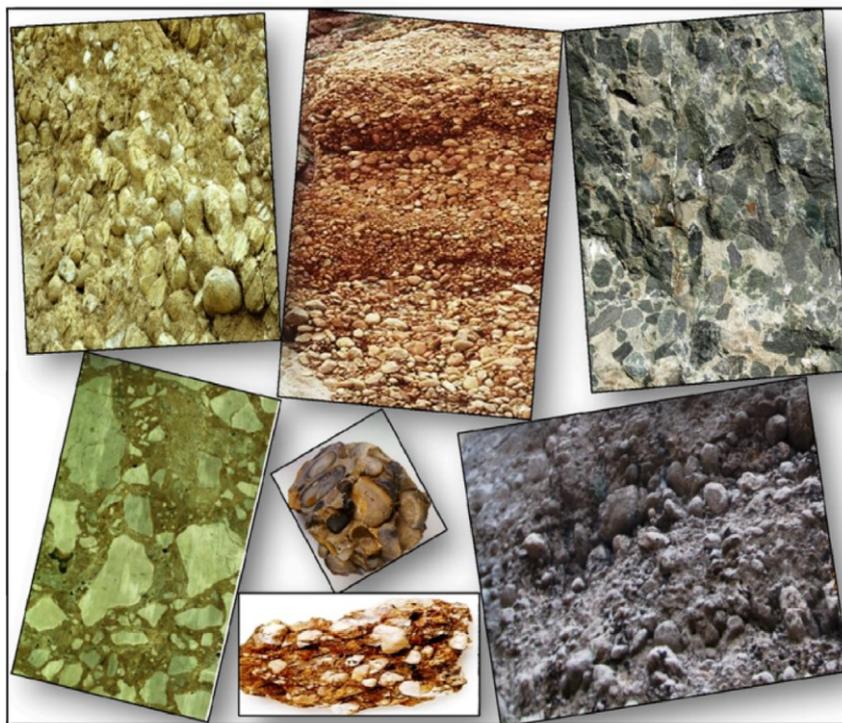


Figura 6 - Alcuni campioni e affioramenti di tipici bimrock (Afipour,2013)

2.1 Identificazione e mappatura di un bimrock

A causa dell'estrema variabilità spaziale, litologica e meccanica di questa tipologia di formazioni, il riconoscimento di un bimrock avviene sul terreno attraverso un attento rilievo geologico (Wakabayashi e Medley, 2004).

Le formazioni rocciose costituite da bimrock sono caratterizzate dall'alternanza irregolare della matrice e dei blocchi di roccia e, generalmente, a seguito dei fenomeni di erosione selettiva, presentano una topografia ondulata causata dall'affioramento dei blocchi. Di conseguenza, i geologi, mediante la mappatura, sono in grado di individuare abbastanza facilmente tali affioramenti. Tuttavia se tali bimrock risultano essere superficialmente molto alterati, possono essere erroneamente scambiati con depositi colluviali e quindi interpretati come depositi superficiali poggiati su un substrato continuo.

Per quanto concerne la matrice, questa generalmente è costituita da scisti, arenaria e serpentinite, mentre una matrice basaltica o vulcanica è piuttosto rara. Inoltre è frequentemente caratterizzata da una struttura a scaglie, dovuta alla presenza di piani di foliazione o clivaggio che possono assumere un'orientazione preferenziale all'interno dell'ammasso e possono giocare un ruolo determinante nel comportamento meccanico (Medley & Rehmann, 2004).

Sulla base di tali considerazioni, la determinazione delle proprietà meccaniche di un bimrock deve tenere di conto:

- della litologia dei blocchi;
- della tessitura della matrice;
- del contrasto in termini di rigidezza e resistenza tra matrice e blocchi;
- delle discontinuità, in quanto possono influenzare notevolmente il comportamento meccanico del deposito;

Inoltre, le fotografie degli affioramenti devono essere scattate a scale differenti, in modo da misurare visivamente, o stimare, la massima dimensione osservabile dei blocchi.

Durante la fase di studio e caratterizzazione di un bimrock si effettua una mappatura esterna ed una interna.

La mappatura esterna consiste in un'analisi dei confini esterni del deposito al fine di valutare la presenza di faglie o contatti di deposizione, in funzione della genesi della regione in esame. Di fatto si tratta di un'operazione piuttosto complessa in cui, tramite un'interpolazione approssimativa di alcuni punti di contatto che delimitano il bimrock, si definisce la superficie di contatto.

La mappatura interna consiste in un'osservazione dettagliata al fine di esaminare i punti di contatto tra blocchi e matrice.

Una mappatura può essere definita adeguata se definisce con sufficiente accuratezza i contatti esterni del deposito di bimrock, se individua la geometria dei blocchi di dimensione maggiore e se fornisce delle informazioni aggiuntive utili per la stima delle dimensioni e della litologia dei blocchi.

A volte non risulta possibile effettuare una netta separazione spaziale tra unità coerenti e bimrock, poiché è probabile che vi siano delle formazioni fratturate, dette "*broken formations*" ossia formazioni caratterizzate da livelli intermedi di rottura fra gli strati della roccia, che rendono più difficile identificare il bimrock (Wakabayashi e Medley, 2004).

Inoltre, è necessario effettuare una mappatura della foliazione in quanto l'orientamento generale della trama dei bimrocks influenza significativamente le caratteristiche meccaniche dell'intero deposito.

Infine, l'orientamento dei blocchi deve essere valutato a differenti scale, in quanto la foliazione, a livello locale, ha un orientamento variabile, ma se si osserva il deposito da una scala più ampia la foliazione è generalmente isorientata.

Nonostante la complessità, è possibile mappare molte informazioni utili, come mostrato in Figura 7.

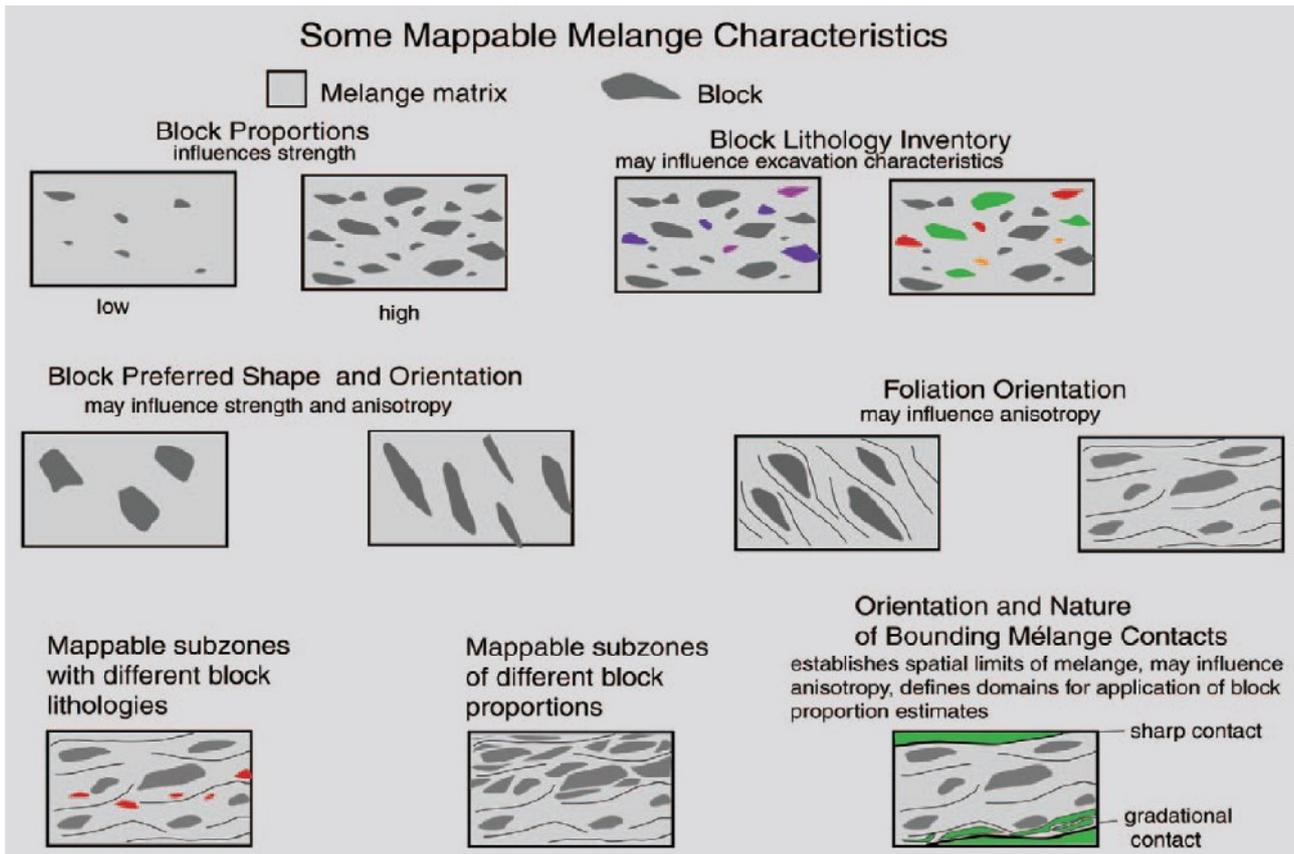


Figura 7 - Principali caratteristiche geologiche rappresentabili di un *mélange* (Medley & Wakabayashi, 2004).

2.2 Indagini in sito e prove di laboratorio

Attraverso prove di laboratorio e indagini in sito, è possibile ricavare le caratteristiche principali del sottosuolo. I dati ottenuti da tali prove andranno a integrare le informazioni ricavate tramite il rilievo geologico.

Le indagini in sito permettono di ricavare dati alla scala del sito, tuttavia non è possibile ricostruire la stratigrafia del terreno esclusivamente tramite l'esecuzione di fori di sondaggio in quanto questi permettono di ottenere informazioni che hanno carattere puntuale e la loro interpretazione non è semplice.

Inoltre, in presenza di materiali quali le argille scagliose, non è possibile eseguire dei test in situ che forniscano informazioni adeguate sulle caratteristiche meccaniche e non è semplice estrarre campioni da testare in laboratorio, a causa delle caratteristiche litologiche e strutturali di tali formazioni (D'Elia et al., 1984).

A differenza delle indagini in sito, le prove di laboratorio vengono eseguite su campioni prelevati in sito tramite le operazioni di carotaggio. Durante tali operazioni, i campioni subiscono un certo grado di disturbo, e il contrasto che si determina tra blocchi e matrice incide notevolmente sulla qualità della carota estratta in quanto la differenza di resistenza dei due elementi rende difficoltose le fasi di taglio ed estrazione del provino. Inoltre, anche nel caso in cui la procedura di estrazione e di intaglio del provino sia stata eseguita nel miglior modo possibile, il provino, nella quasi totalità dei casi, non risulterà essere rappresentativo per la formazione complessa di interesse (Lindquist, 1994).

Tramite le prove di laboratorio, oltre a ricavare i parametri di resistenza e deformabilità, si cerca di ricavare la percentuale volumetrica dei blocchi e di correlarla con la resistenza del campione. Tale percentuale può essere determinata semplicemente disgregando i campioni dopo la prova e sottoponendo a lavaggio i blocchi presenti. Successivamente, tali blocchi vengono pesati e, noto il loro peso specifico, è possibile ricavare la percentuale volumetrica del campione.

Come già accennato precedentemente, le dimensioni dei blocchi sono da considerare significative se comprese tra il 5% ed il 75% del diametro del campione.

Mediante i test effettuati su campioni con diverse percentuali di blocchi è possibile produrre dei grafici che mettono in relazione l'angolo di attrito effettivo in funzione della proporzione volumetrica del blocco. In realtà, solo pochissimi studi sono riusciti a ricavare tale relazione e un esempio è riportato in Figura 8, in cui sono riportati i dati raccolti durante le prove di laboratorio a cui sono stati sottoposti i campioni estratti nei pressi della diga Scott, nel nord della California (Lindquist, 1994).

In tale grafico è possibile notare come vi sia una proporzionalità diretta tra angolo di attrito e percentuale volumetrica dei blocchi (VBP). La dispersione dei dati è dovuta al grado di disturbo che è stato indotto nel campione durante la fase di estrazione.

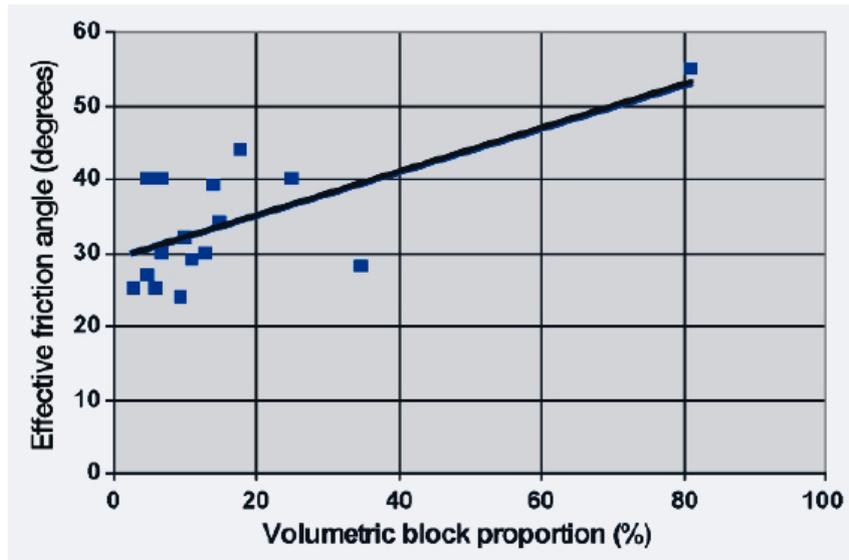


Figura 8 - Correlazione sperimentale fra angolo di attrito e proporzione volumetrica dei blocchi (Medley, 2001).

2.3 Caratterizzazione geometrica

Lo studio delle caratteristiche dei blocchi è molto importante, poiché la loro presenza interrompe la continuità della matrice e provoca una più marcata tortuosità nella superficie di rottura, con conseguente aumento della resistenza (Irfan, Tang, 1993; Lindquist, 1994; Lindquist, Goodman, 1994; Medley, 1994; Medley, Rehmann, 2004; Goodman, Ahlgren, 2000; Sonmez et al., 2009; Medley, 2007a,b).

Le dimensioni dei blocchi possono essere estremamente variabili, passando da pochi millimetri fino a centinaia di metri (Medley, 1994, 2001). Risulta infatti necessario definire una dimensione rappresentativa dei blocchi. In particolare, in un ambito bidimensionale, la dimensione apparente del blocco viene indicata con d_{mod} e rappresenta la massima dimensione osservata. In ambito monodimensionale la dimensione del blocco è pari alla lunghezza della corda o dell'intercetta tra blocco e foro di sondaggio (Figura 9).

Solo raramente d_{mod} o la lunghezza della corda equivalgono al diametro o alla dimensione massima effettiva di un blocco, e quindi le dimensioni del blocco sono generalmente sottovalutate.

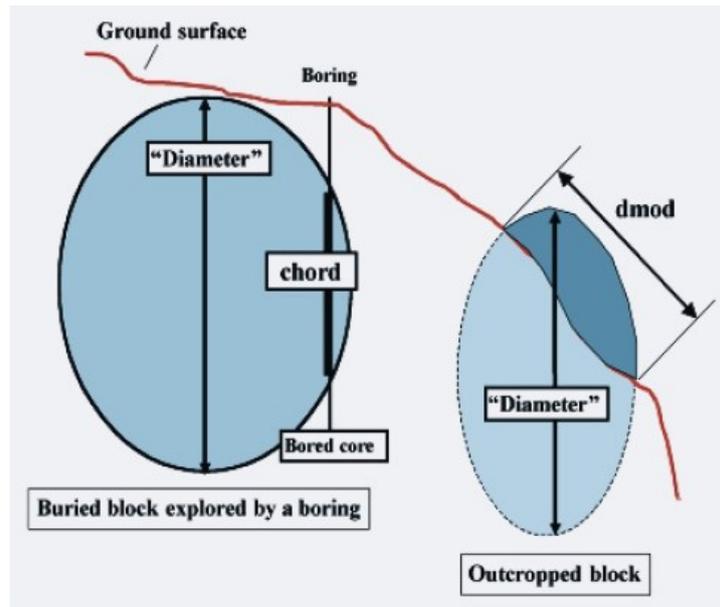


Figura 9 - Stima della dimensione massima del blocco (Medley, 2001).

In realtà, le vere distribuzioni tridimensionali (3D) delle dimensioni dei blocchi nei bimrock non possono essere stimate esclusivamente a partire dai sondaggi effettuati, in quanto la probabilità di intercettare un blocco dipende dall'orientamento dei blocchi rispetto alle direzioni dei fori di sondaggio, dalla proporzione volumetrica dei blocchi e dalla lunghezza totale della perforazione (Medley, 2001).

Di conseguenza, come mostrato in Figura 10, si avranno delle distribuzioni delle dimensioni dei blocchi differenti a seconda che si consideri un'analisi lineare (1D) o tridimensionale (3D).

In Figura 10 è inoltre possibile notare come l'utilizzo di un'analisi lineare provochi una sottostima del numero dei blocchi di grandi dimensioni e una sovrastima dei blocchi di piccole dimensioni.

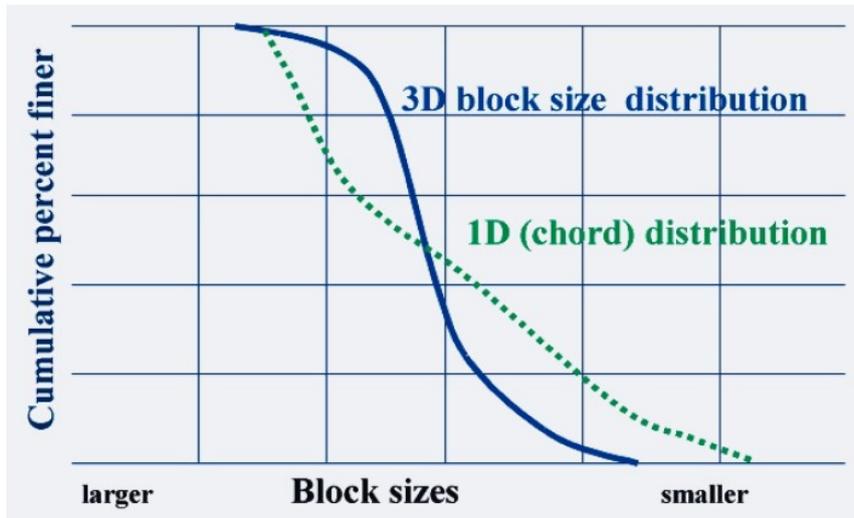


Figura 10 - Confronto tra la distribuzione dimensionale dei blocchi stimata tramite analisi monodimensionale (1D) e la reale distribuzione dimensionale dei blocchi (3D) (Medley, 2001).

Un altro aspetto molto importante da considerare riguarda le differenti interpretazioni dei dati ricavati dalle perforazioni di sondaggio a seconda della quali si decide di assumere se ammettere, ad esempio, la continuità stratigrafica o considerare una struttura di tipo *mélange*.

In Figura 11 sono riportate tre differenti interpretazioni condotte sui medesimi fori di sondaggio.

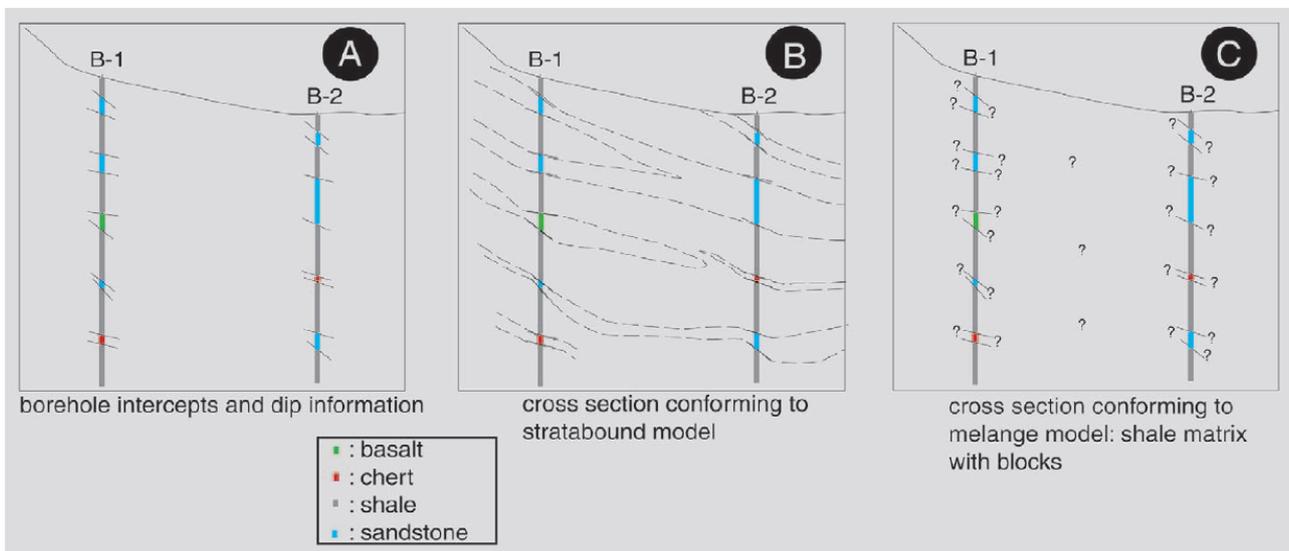


Figura 11 - Differenti interpretazioni condotte sui medesimi fori di sondaggio. A: osservazioni da pozzo, B: sezione trasversale basata sull'interpretazione della geologia a strati, C: sezione trasversale basata sul modello *mélange* (Wakabayashi & Medley, 2004).

Un altro errore molto comune è quello relativo alla scorretta individuazione del substrato roccioso (*bedrock*). Questo avviene poiché, durante le perforazioni di

sondaggio, è possibile che un blocco di grandi dimensioni venga erroneamente confuso con il bedrock.

In Figura 12 è riportato un esempio di errata interpretazione dei fori di sondaggio eseguiti in sito, in quanto i sondaggi vengono interrotti in corrispondenza del blocco che viene erroneamente interpretato come “bedrock” mentre la matrice viene ad essere identificata come “terreno”. Questa interpretazione errata comporterà sicuramente delle problematiche in fase di scavo.

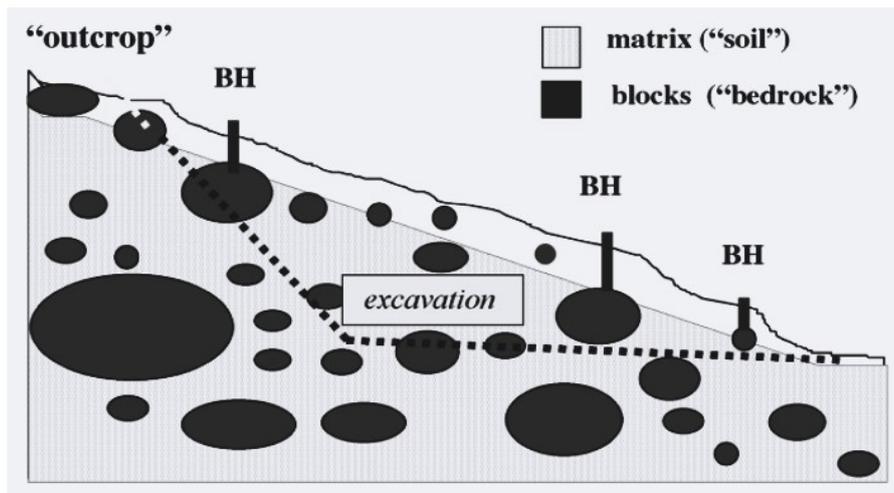


Figura 12 - Interpretazione errata dei fori di sondaggio eseguiti in sito (Medley, 2001)

2.3.1 Indipendenza di scala

Medley e Lindquist (1995), nel corso dei loro studi sul Franciscan Complex, analizzando le distribuzioni delle dimensioni dei blocchi su molte scale di interesse geologico, hanno osservato un range di variabilità dimensionale dei blocchi molto ampio che varia da millimetri a decine di chilometri.

Tali distribuzioni delle dimensioni dei blocchi tendono ad essere frattali (Medley, 1994): si tratta di distribuzioni costituite da alcuni blocchi di grandi dimensioni e da un numero crescente di blocchi più piccoli.

Una distribuzione dimensionale di questo tipo segue una legge di potenza negativa definita come segue (Equazione 3):

$$N = r^{-D} \quad (3)$$

In cui N rappresenta la frequenza relativa degli elementi aventi dimensione lineare maggiore di r , e D rappresenta la dimensione frattale (Mandelbrot, 1983; Turcotte, 1986, 1997).

Tale relazione indica che, nonostante l'estrema variabilità dimensionale dei blocchi presenti nei bimrock, la dimensione dei blocchi segue sempre tale legge per qualunque scala di osservazione.

Le proprietà più significative di una distribuzione frattale sono l'autosomiglianza e l'invarianza di scala (Mandelbrot, 1983; Peitgen et al., 1992; Turcotte, 1986, 1997).

L'autosomiglianza consiste nel fatto che le caratteristiche della forma globale di una figura sono, su scala minore, anche le caratteristiche delle sue componenti.

L'invarianza di scala invece, si ha quando, al variare della dimensione assoluta degli elementi, l'istogramma della frequenza di tali elementi non cambia, ovvero la dimensione frattale D rimane costante.

Affinché due oggetti possano essere definiti simili tra loro, è necessario che la loro dimensione frattale sia comparabile (Mandelbrot, 1983).

È possibile calcolare la dimensione frattale come segue (Equazione 4):

$$D = \frac{\text{Log}N(r)}{\text{Log}(r)} \quad (4)$$

In cui r è il numero di intervalli delle classi di frequenza, e $N(r)$ è la frequenza numerica associata alla classe r .

Una distribuzione frattale può essere definita auto simile se, rappresentata in un diagramma bilogarithmico $N(r)-r$, la pendenza della linea di regressione del tratto discendente è pari a D .

Medley (1994) ha misurato la dimensione massima osservata (d_{mod}) di circa 1900 blocchi da mappe geologiche e affioramenti di *mélange* francescano.

I dati così raccolti sono stati rappresentati in un grafico che mette in relazione la dimensione dei blocchi normalizzata e le frequenze relative (Figura 13).

In particolare le distribuzioni dimensionali dei blocchi alle varie scale sono state rese adimensionali dividendo le dimensioni dei blocchi misurati per la radice quadrata dell'area contenente i blocchi (d_{mod}/\sqrt{A}), e, per ciascuna area considerata, le frequenze

numeriche dei blocchi sono state convertite in frequenze relative, dove il numero totale di blocchi misurati in quell'area è stato diviso per il numero di blocchi in ciascuna classe.

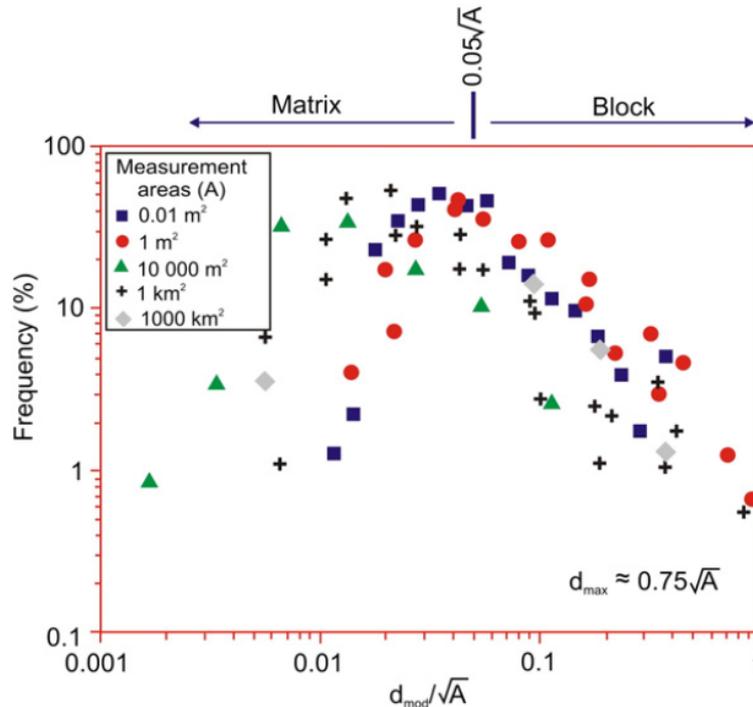


Figura 13 - Distribuzione normalizzata delle dimensioni dei blocchi presenti nel *mélange* francescano per identificare l'indipendenza di scala (Kalender et al., 2014)

Dal grafico mostrato in Figura 13 è possibile notare come, nonostante l'estrema gamma delle dimensioni dei blocchi, le distribuzioni delle dimensioni dei singoli blocchi sono simili nell'aspetto.

Infatti i picchi delle curve si verificano a circa $0,05\sqrt{A}$ per frequenze relative comprese tra il 30 per cento e il 50 per cento.

A sinistra dei picchi, le frequenze relative dei blocchi sono più basse poiché i blocchi diventano troppo piccoli da misurare. A destra dei picchi, i blocchi più grandi si verificano a circa $\frac{d_{mod}}{\sqrt{A}} = 1$.

Di conseguenza, in base ai dati, il più grande blocco possibile nel *mélange* francescano, a qualsiasi scala di interesse, è circa equivalente a \sqrt{A} in termini di dimensioni. Tuttavia, poiché oltre il 99 per cento dei blocchi è inferiore a $0,75\sqrt{A}$, questa dimensione è definita ragionevolmente come la dimensione del blocco più grande, d_{max} .

La Figura 13 mostra anche che qualunque sia la scala esplorata, si incontreranno dei blocchi. Pertanto, i *mélange* francescani sono indipendenti dalla scala.

In definitiva, Medley (1994) per qualunque scala di interesse, ha definito il limite inferiore del rapporto blocchi/matrice pari a $0,05\sqrt{A}$, poiché i blocchi con dimensione normalizzata inferiore a $0,05\sqrt{A}$ costituiscono meno dell'1 per cento di una massa rocciosa di *mélange* francescano e contribuiscono poco alle proprietà meccaniche dell'intero ammasso.

Inoltre, poiché i *mélange* sono indipendenti dalla scala, la soglia blocchi/matrice può essere correlata alla scala di interesse ingegneristico da una dimensione ingegneristica caratteristica (L_c). Quindi, con riferimento alla dimensione caratteristica, il limite inferiore e il limite superiore della grandezza dei blocchi saranno rispettivamente $0,05L_c$ e $0,75L_c$.

2.3.1.1 Dimensione caratteristica

La dimensione ingegneristica caratteristica L_c da utilizzare per correlare l'intervallo dimensionale entro cui la dimensione dei blocchi è ritenuta significativa, e la dimensione limite che separa i blocchi dai frammenti di roccia che si ritiene facciano parte della matrice, varia a seconda del progetto che si vuole realizzare.

Proprio perchè le scale di interesse cambiano a seconda del progetto, L_c può essere assunta, ad esempio, pari al diametro di una galleria, alla dimensione di un campione di laboratorio, all'altezza di un pedio, a \sqrt{A} e così via.

Per comprendere meglio il concetto della dimensione ingegneristica caratteristica, in Figura 14, è riportato un esempio (Medley, 1994) in cui si considera un'area di interesse di dimensioni 100 metri per 100 metri all'interno della quale è situato un deposito di Franciscan *mélange*.

Nel caso in esame, risulta evidente che il piccolo blocco nero al centro dell'immagine, di dimensione $d_{\text{mod}} = 1$ m, influenzerà il comportamento meccanico solo alla scala del rettangolo tratteggiato mentre non avrà alcuna influenza sul comportamento dell'ammasso alla scala del rettangolo più grande. Infatti per il

rettangolo più grande, avendo posto la dimensione caratteristica pari a $L_c = \sqrt{A} = 100 \text{ m}$, il limite inferiore e il limite superiore della grandezza dei blocchi saranno $0,05L_c = 5 \text{ m}$ e $0,75L_c = 75 \text{ m}$.

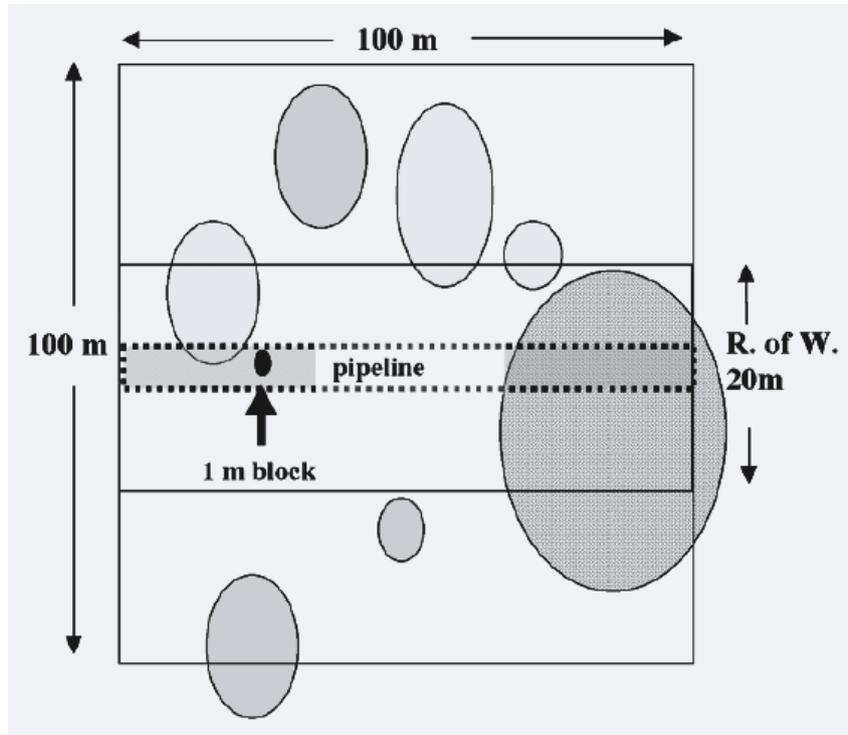


Figura 14 - Rappresentazione concettuale della soglia blocchi/matrice (Medley, 2001).

Nel caso in cui, però, si voglia realizzare una strada di larghezza pari a 20 metri, la lunghezza caratteristica diviene $L_c = 20 \text{ m}$, e quindi i nuovi limiti inferiore e superiore saranno rispettivamente $0,05L_c = 1 \text{ m}$ e $0,75L_c = 15 \text{ m}$.

Quindi, in questo caso, il blocco di 1 metro rientra all'interno delle soglie di definizione dei blocchi.

2.4 Caratterizzazione meccanica

Le caratteristiche meccaniche dei bimrocks dipendono dalle caratteristiche meccaniche della matrice e dei blocchi, dalla percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) e dalla geometria ed orientamento dei blocchi.

Di seguito si vuole descrivere in maniera più accurata l'influenza sulle caratteristiche meccaniche della percentuale volumetrica dei blocchi, data dal rapporto tra il volume dei blocchi e il volume complessivo dell'ammasso considerato.

Successivamente si analizzerà la tortuosità delle superfici di rottura e verranno definiti i parametri di resistenza e deformabilità dei bimrock.

2.4.1 Valutazione della percentuale volumetrica dei blocchi

Esiste una forte relazione tra la percentuale volumetrica dei blocchi (VBP, *volumetric block proportion*) e le proprietà meccaniche dei mélange e simili bimrock (Lindquist, 1994). Pertanto, la stima di tale percentuale, data dal rapporto tra il volume dei blocchi e il volume complessivo dell'ammasso considerato, è fondamentale nella valutazione complessiva dei bimrocks.

È possibile stimare la percentuale volumetrica dei blocchi mediante tecniche a una, due o tre dimensioni.

I metodi monodimensionali (1D) si basano sull'interpretazione di stratigrafie o di misurazioni effettuate per mezzo di fori di sondaggio. Affinché la percentuale ricavata tramite tali metodi sia accettabile, è necessario che la lunghezza totale della perforazione o del campionamento lineare sia almeno pari a 10 volte la dimensione massima dei blocchi (Medley, 2007b). Tuttavia, nella pratica, spesso si ottengono solo poche misurazioni che, di conseguenza, risultano essere insufficienti per una stima ragionevole delle effettive proporzioni di blocchi volumetrici.

I metodi bidimensionali (2D) si basano sullo studio di immagini e riprese fotografiche in modo da individuare i blocchi presenti in sito e ricavare diverse informazioni di tipo geometrico, quali dimensione, forma, orientazione e distribuzione spaziale. Nonostante si tratti di metodi molto utilizzati, tali analisi presentano delle

incertezze legate all'esposizione dei blocchi rispetto al piano esposto, alla disponibilità degli affioramenti stessi e al contrasto di colore tra blocchi e matrice. Di fatto con questi metodi è possibile commettere errori che possono raggiungere il 44% per la percentuale volumetrica (Haneberg, 2004).

Infine, i metodi tridimensionali (3D), si applicano in presenza di campioni di laboratorio e vengono condotti mediante un'analisi al setaccio o tramite la valutazione della densità dei campioni (Lindquist, 1994). Anche questi metodi presentano delle complessità dovute alla difficoltà di separazione della matrice dai blocchi ed inoltre non permettono di ricavare informazioni circa la forma e la variabilità spaziale dei blocchi.

A causa delle difficoltà riscontrate nei vari metodi, Medley (1997), propose di utilizzare il diagramma rappresentato in Figura 15, al fine di quantificare le incertezze che si hanno sulla stima della VBP, a partire da dati 1D.

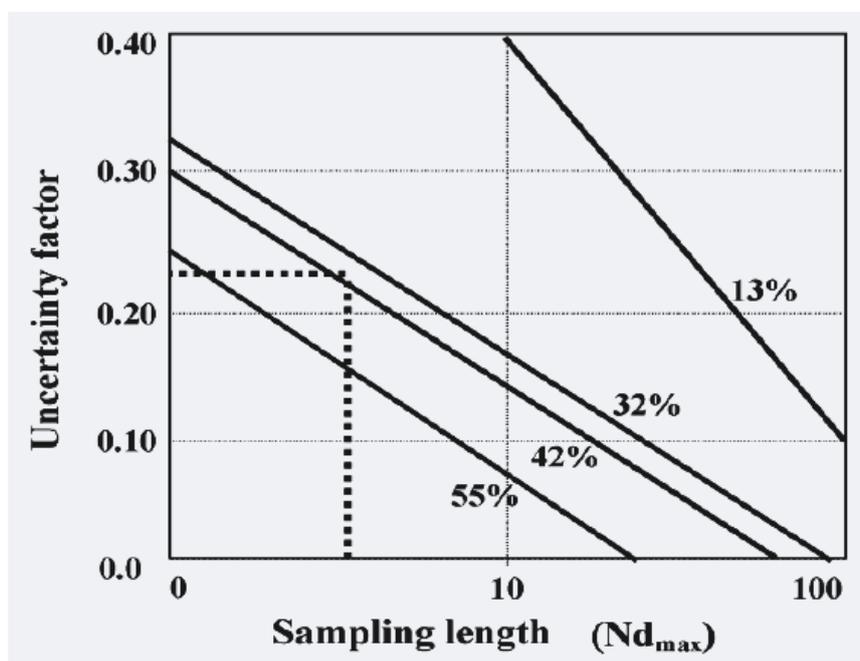


Figura 15 - Grafico per determinare l'incertezza nelle stime della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley, 2001).

Per utilizzare il grafico, bisogna innanzitutto stimare la dimensione più grande del blocco, d_{max} , e calcolare dei multipli N di tale quantità ($N \cdot d_{max}$) dividendo la lunghezza totale del campionamento per d_{max} .

Si entra nel grafico con la quantità $N \cdot d_{max}$ e, a seconda della VBP calcolata mediante procedimento monodimensionale, si intercetta la retta mediante la quale ricavare l'incertezza sull'asse delle ordinate. È concessa l'interpolazione lineare.

2.4.1.1 Studio sperimentale di Lindquist

Lindquist (1994), effettuò delle prove triassiali su oltre 100 provini da lui fabbricati, di diametro pari a 150 millimetri e altezza pari a 300 millimetri. I provini erano costituiti da blocchi fatti a mano di calcestruzzo ad alta resistenza, all'interno di matrici di calcestruzzo a bassa resistenza.

Le percentuali volumetriche dei blocchi considerate furono il 30%, 50% e 70% con inclinazioni dei blocchi pari a 0, 30, 60 e 90 gradi (Figura 16).

Per la modellazione venne considerata una distribuzione dimensionale di blocchi 3D con una dimensione frattale di 2,0.

Vennero selezionate quattro classi di dimensioni: 10mm - 19mm, 19mm - 38mm, 38mm - 75mm e 75mm - 150mm. La frequenza relativa dei blocchi in ciascuna di queste classi dimensionali era rispettivamente di circa il 75,3%, il 18,9%, il 4,7% e l'1,2%.

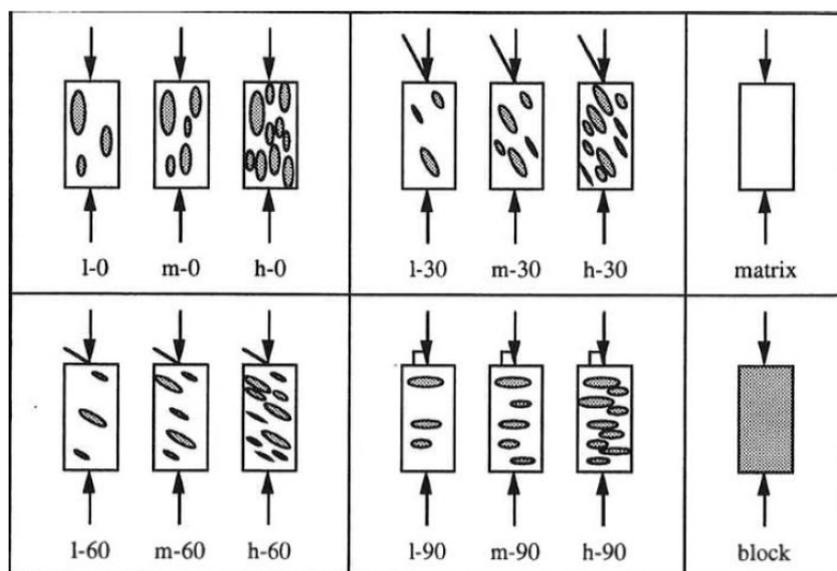


Figura 16 - Rappresentazione delle differenti configurazioni dei provini utilizzati nelle prove sperimentali (Lindquist, 1994).

Le superfici di rottura individuate, sono state rappresentate su di una pellicola trasparente al fine di poter effettuare dei confronti tra le analisi bidimensionali e i valori ottenuti dalle analisi monodimensionali in termini di percentuale volumetrica dei blocchi e distribuzione dimensionale (Figura 17).



Figura 17 - Esempio di provino utilizzato durante la sperimentazione la cui superficie di rottura viene riportata su pellicola trasparente (Kalender et al., 2014).

In Figura 18, sono rappresentati i lucidi relativi alle superfici laterali di due dei campioni utilizzati, analizzati tramite 10 linee di scansione verticali. Un campione presenta una bassa percentuale volumetrica dei blocchi e blocchi inclinati di 0 gradi rispetto alla verticale, mentre l'altro campione presenta un'elevata percentuale volumetrica e blocchi inclinati di 90 gradi.

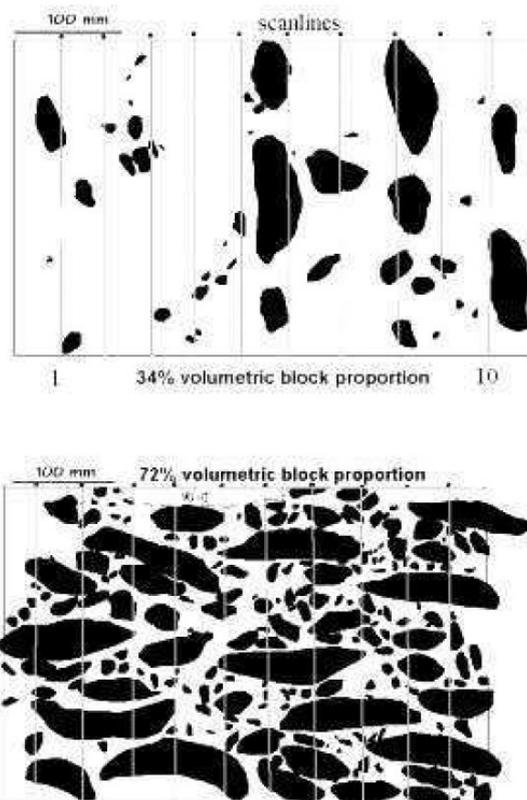


Figura 18 - Tracce delle superfici laterali di due provini campionati con 10 linee verticali (Medley, 2002).

Per ciascuno dei campioni sono state misurate le lunghezze delle corde dei blocchi. Questo ha permesso di avere un certo numero di dati sulla lunghezza delle corde per varie proporzioni e orientamenti dei blocchi.

È stata così evidenziata la presenza di una piccola equivalenza tra le distribuzioni della dimensione dei blocchi 3D e le distribuzioni della lunghezza delle corde 1D. Tuttavia prima di poter passare dalle distribuzioni 1D a quelle 3D risulta necessario individuare le incertezze statistiche che dipendono a loro volta da molti fattori.

Durante la fabbricazione dei vari provini, noto il peso di volume dei blocchi, è stato possibile valutare la percentuale volumetrica. Questa è stata poi confrontata con la percentuale ottenuta mediante le tracce dei blocchi sulla superficie laterale e, da tale confronto, si è visto che tale valore viene sovrastimato di circa il 30% nel campione rispetto a quello ottenuto sulla superficie laterale dei provini.

Tale sovrastima può essere giustificata ipotizzando una maggiore concentrazione dei blocchi nella parte centrale del provino.

2.4.1.2 Modello di Medley

Medley (1997), per comprendere meglio le incertezze tra i dati ottenuti tramite le linee di scansione e le proprietà dei campioni artificiali, e quindi trovare un metodo che permettesse il passaggio dalla percentuale lineare dei blocchi a quella volumetrica, fece ulteriori prove sperimentali su quattro provini di Franciscan mélange.

I provini furono realizzati con una matrice costituita da gesso e da blocchi di forma ellissoidale costituiti da plastilina, argilla e riso nero.

Di seguito si riportano le principali caratteristiche dei campioni utilizzati:

- sono state considerate percentuali volumetriche dei blocchi pari al 13%, 32%, 42% e 55%;
- è stata considerata una dimensione frattale pari a 2,3 (tipica del Franciscan mélange);
- i blocchi presentavano un'inclinazione nulla rispetto alla verticale;
- i blocchi avevano dimensioni comprese tra 95 mm e 3,5 mm.
- i provini erano alti circa $1110 \text{ mm} \div 150 \text{ mm}$, larghi 100 mm e lunghi 170 mm.

Venne definita una dimensione caratteristica pari a \sqrt{A} e, di conseguenza, i blocchi furono fabbricati in 5 classi di dimensioni comprese tra $0,05 \sqrt{A}$ (3 mm - 6 mm) e comprese tra $0,8 \sqrt{A}$ (48 mm - 96 mm).

La dimensione massima del blocco è stata considerata approssimativamente uguale a $0,75\sqrt{A}$.

Tutti i modelli avevano la stessa frequenza relativa di blocchi (Tabella 1):

Classe	Dimensione [mm]	Frequenza relativa [%]
1	$0,05\sqrt{A}$	79,7
2	$0,1\sqrt{A}$	16,2
3	$0,2\sqrt{A}$	3,3
4	$0,4\sqrt{A}$	0,7
5	$0,8\sqrt{A}$	0,1

Tabella 1 - Frequenza relativa dei blocchi (Medley, 1997).

I provini così descritti furono sezionati in 10 parti e ognuna di queste parti è stata successivamente fotografata e su ogni fotografia sono state tracciate 10 linee in modo da simulare l'esecuzione dei fori di sondaggio (Figura 19).

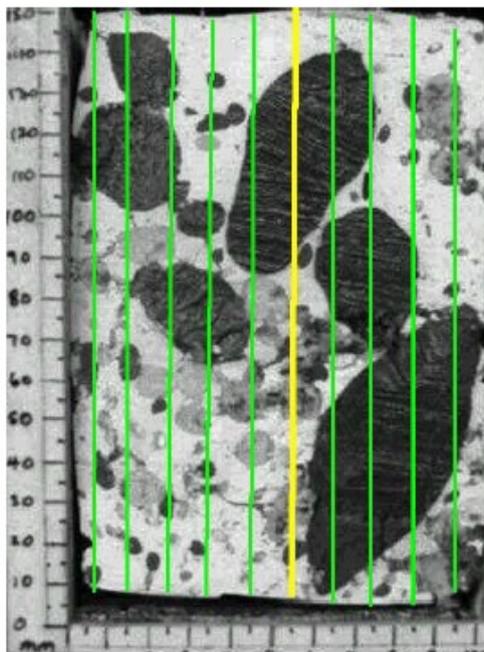


Figura 19 - Simulazione di 10 fori di sondaggio sulla sezione di un campione avente VBP pari al 42% (Medley, 2002).

Sono state tracciate 10 linee verticali su ciascuna fotografia scansionata ed è stata calcolata la percentuale lineare dei blocchi intercettati per ciascuna percentuale volumetrica. In questo modo per ciascun modello sono state prodotte 100 percentuali lineari.

Questi set di dati esaustivi sono diventati la base per un'analisi statistica delle incertezze nelle stime delle proporzioni volumetriche dei blocchi (Medley, 1997).

In Figura 20, sono riportate le 100 percentuali lineari dei blocchi per un campione avente una VBP pari al 32%.

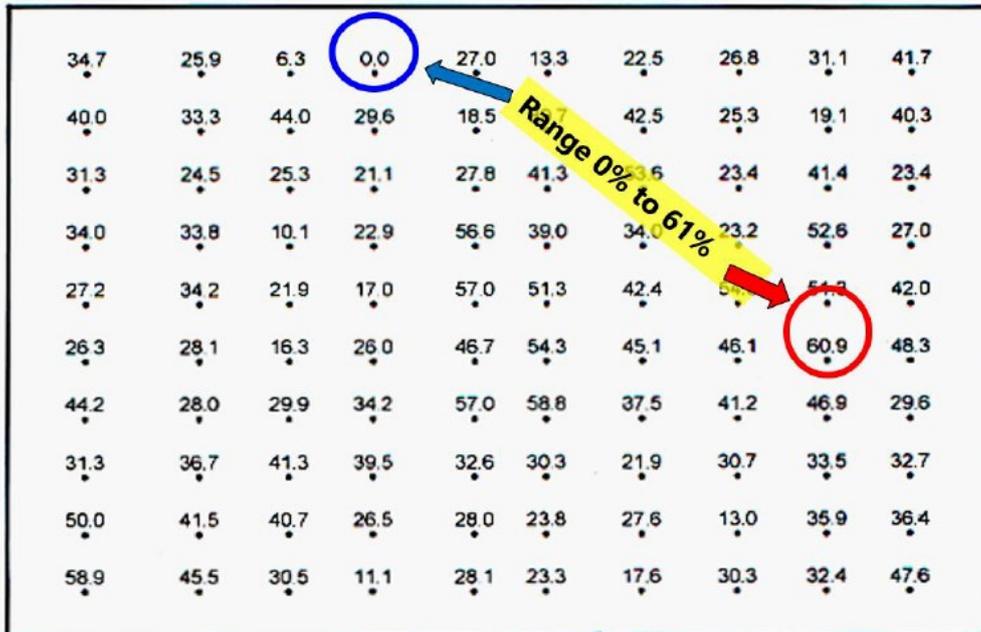


Figura 20 - Valori delle percentuali lineari dei blocchi per un campione con VBP pari al 32%. In blu e in rosso sono evidenziati rispettivamente il valore minimo e massimo (Medley, 1997).

Tramite la Figura 20 è possibile osservare che, nonostante il valore reale della percentuale volumetrica dei blocchi sia pari al 32%, si ha una grande variabilità dei risultati in quanto si passa da un valore minimo pari allo 0% fino ad un valore massimo pari al 60,9%.

Tuttavia Medley ha dimostrato che il valore medio lineare non si allontana eccessivamente dal valore reale di percentuale volumetrica. Affinché si abbiano dei risultati veritieri è però necessario effettuare sondaggi di lunghezza pari a 10 volte d_{max} e questo non sempre è fattibile.

In totale furono valutate 400 percentuali lineari. In Figura 21 è rappresentato un istogramma che mette in relazione tali percentuali con le percentuali volumetriche reali dei blocchi.

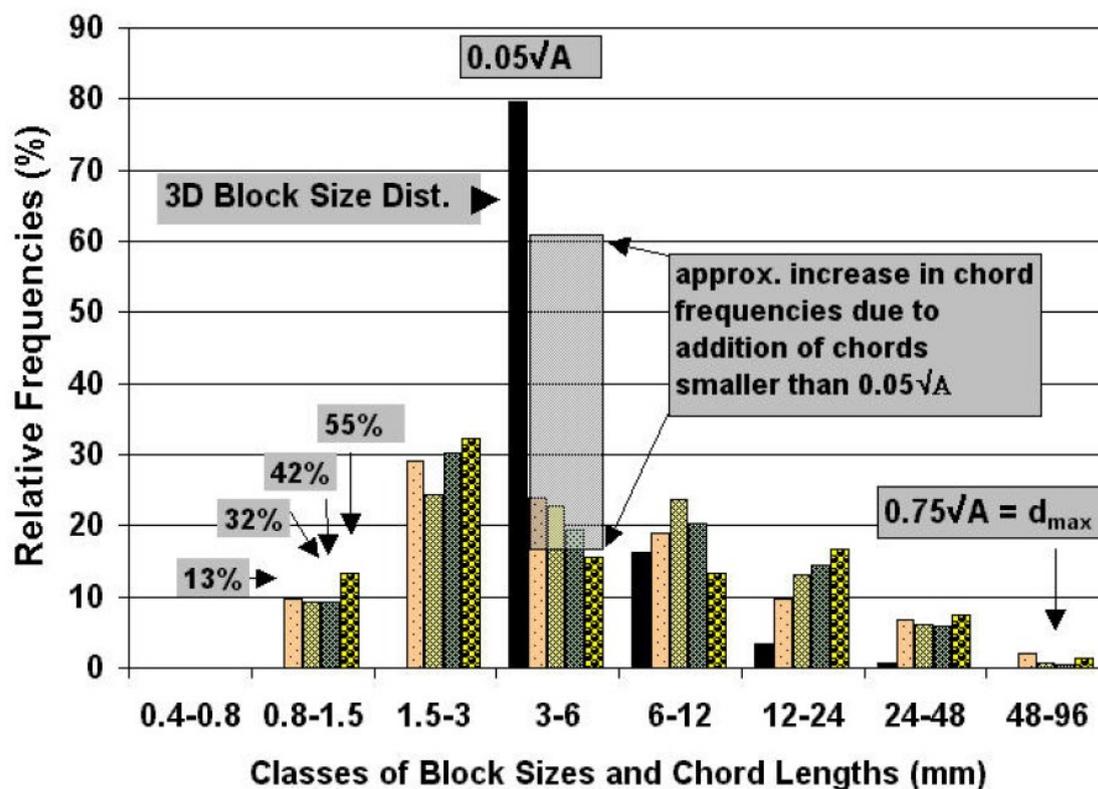


Figura 21 – Confronto tra gli istogrammi di frequenza relativa dei valori ottenuti tramite analisi monodimensionali e dei valori reali (Medley,2002).

La Figura 21 mostra che, nonostante la considerevole quantità di campionamento, c'è poca corrispondenza tra la distribuzione originale delle dimensioni dei blocchi 3D, rappresentata dalle barre nere, e la distribuzione ottenute tramite analisi lineare, rappresentate dalle barre colorate.

In particolare, si osserva che in corrispondenza delle dimensioni dei blocchi più piccoli (3 mm – 6 mm) il valore di frequenza relativa è molto minore rispetto quella reale. Ciò potrebbe essere legato alla minore probabilità di intersecare blocchi di tali dimensioni lungo un sondaggio.

Infine, è possibile notare la notevole differenza che si ha tra la distribuzione originale e la distribuzione monodimensionale anche in termini di frequenze cumulate (Figura 22).

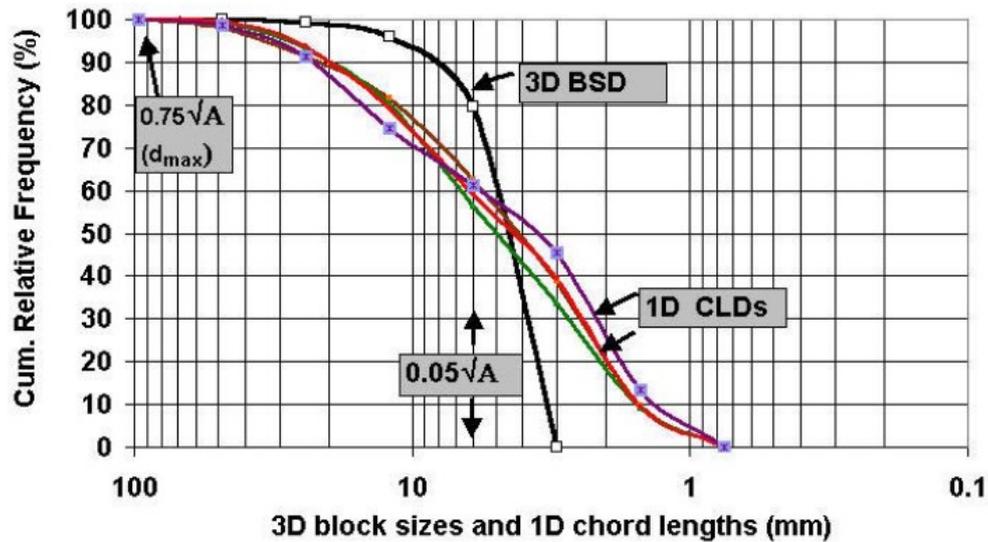


Figura 22 - Confronto tra la distribuzione cumulata delle frequenze relative per la distribuzione reale (BSD) e la distribuzione ottenuta dalle analisi monodimensionali (CLD) (Medley, 2002).

2.4.2 Tortuosità della superficie di rottura

Le proprietà meccaniche dei bimrock sono influenzate dalle proprietà meccaniche della matrice, dalla percentuale volumetrica dei blocchi, dalla forma dei blocchi, dalle distribuzioni delle dimensioni dei blocchi e dall'orientamento dei blocchi rispetto alle superfici di rottura.

La tortuosità delle superfici di rottura è influenzata principalmente dalla forma dei blocchi e dall'orientamento degli stessi. Con riferimento alla stabilità di versante, la situazione più critica si ha in presenza di blocchi ellittici in cui la direzione dell'asse maggiore è coincidente con la direzione di taglio (Medley, 2004).

Generalmente le zone di contatto blocco/matrice rappresentano le zone più deboli dei bimrock e, di conseguenza, risulta importante comprendere sia la geometria e le caratteristiche di tali superfici sia il contributo delle forze di contatto.

Sulla base degli esperimenti condotti da Lindquist (1994), precedentemente descritti al paragrafo 2.4.1.1, è stato dimostrato, tagliando alcuni dei provini testati a prova triassiale, come le superfici di rottura generalmente si sviluppavano attorno ai blocchi (Figura 23).

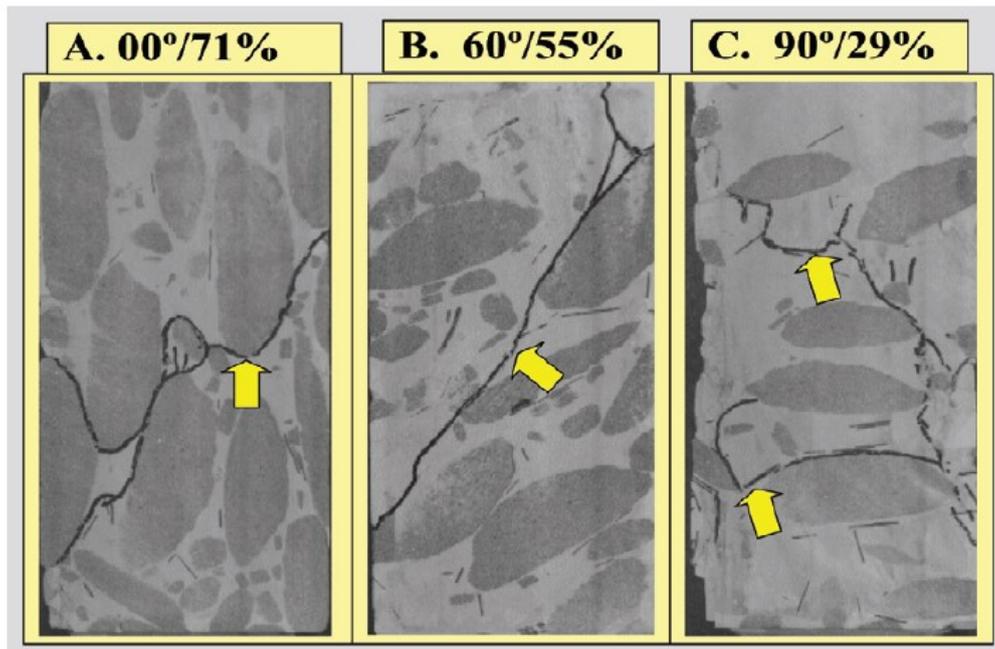


Figura 23 - Sezioni trasversali dei provini testati da Lindquist (1994) con diverse VBP e diversi orientamenti dei blocchi (Medley, 2004).

Le prove condotte da Lindquist hanno portato a stabilire le seguenti assunzioni:

- maggiore è la percentuale volumetrica dei blocchi, maggiore sarà la resistenza dei provini;
- a causa delle forze di contatto blocco/matrice, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi diminuisce la coesione;
- all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, aumenta l'angolo di attrito dei bimrock in quanto aumenta la tortuosità della superficie di rottura;
- la superficie di rottura si sviluppa lungo le zone di contatto blocco/matrice ed è influenzata dall'orientamento dei blocchi.

Da un punto di vista grafico, è immediato notare l'influenza che, a parità di VBP, hanno la dimensione e l'orientamento dei blocchi in Figura 24.

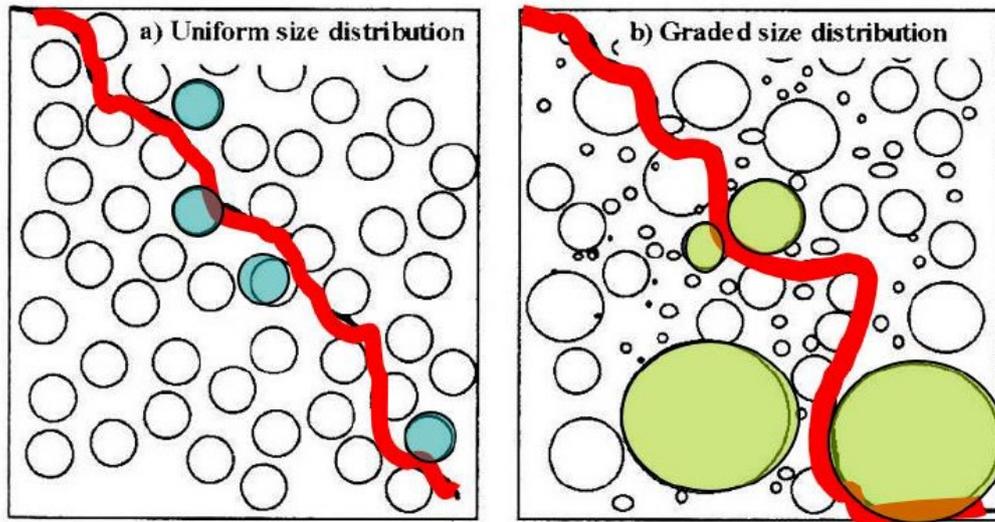


Figura 24 - Influenza della dimensione e dell'orientamento dei blocchi sulla superficie di rottura (Lindquist & Goodman, 1994).

La maggiore tortuosità della superficie di rottura determina una variazione dei parametri di resistenza e, in particolare, sulla base di prove di laboratorio condotte su provini artificiali di bimrock (Lindquist, 1994; Medley, 2004; Lindquist & Goodman, 1994; Sonmez et al., 2004a, b, 2006b) e sulla base di analisi numeriche (Li et al., 2004; Barbero et al., 2006, 2007, 2008; Pan et al., 2008; Xu et al., 2008) è stato dimostrato che all'aumentare della tortuosità della superficie di rottura si ha:

- un aumento dell'angolo d'attrito;
- un aumento del modulo di Young;
- una diminuzione della coesione.

Medley (2004), sulla base dei risultati ottenuti da Lindquist (1994), fece degli ulteriori studi sulla tortuosità della superficie di rottura.

In particolare Medley (2004) utilizzò i tracciati delle superfici laterali dei provini utilizzati da Lindquist (1994) per studiare le caratteristiche delle superfici di rottura. In Figura 25 è riportato uno dei tracciati ottenuti da Lindquist (1994) con rappresentate le superfici di rottura da delle linee irregolari che si sviluppano attorno ai blocchi.

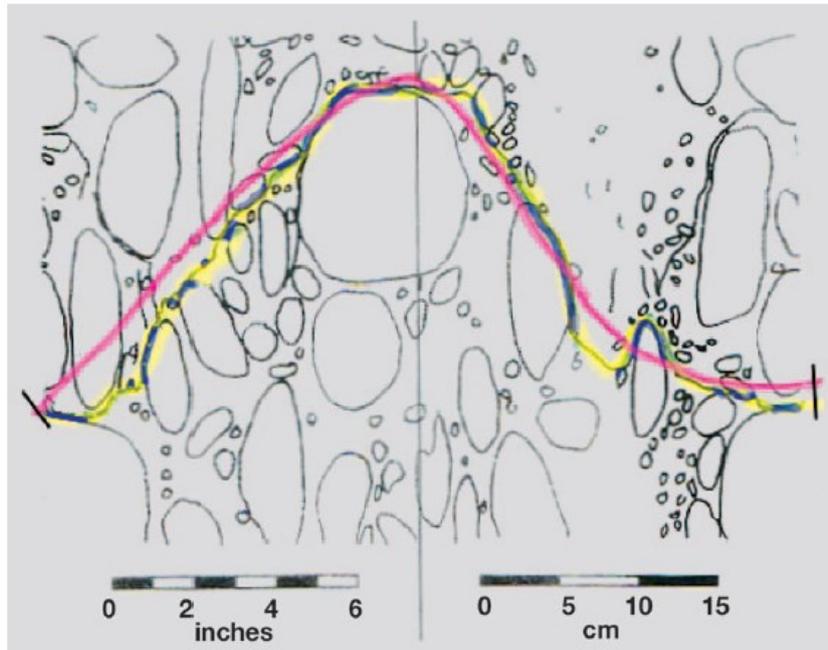


Figura 25 - Rappresentazione delle superfici di rottura lungo il tracciato della superficie laterale di un provino sottoposto a prova triassiale. La linea gialla rappresenta la superficie di rottura reale, la linea viola la superficie di rottura che si avrebbe in presenza di sola matrice, la linea tratteggiata blu la lunghezza dei contatti blocco/matrice lungo la superficie di rottura (Medley, 2004).

La superficie di rottura reale del provino è rappresentata in giallo e, per misurarla, è stata posta una catena flessibile sulla linea di rottura che in seguito è stata rimossa, raddrizzata e misurata. La lunghezza così trovata è stata chiamata lunghezza tortuosa L' .

La linea viola indica la superficie di rottura trovata da Lindquist (1994) su provini costituiti da sola matrice. Tale linea è stata misurata manualmente e poi digitalmente ed è stata chiamata L_0 . Medley (2004), sulla base della misurazione di circa 70 linee, ha stabilito che il grado di allungamento orizzontale della lunghezza tortuosa L' e della lunghezza L_0 è il medesimo.

Infine sono state misurate e sommate le lunghezze di contatto blocco/matrice lungo la superficie di rottura in modo da ottenere una lunghezza totale di contatto indicata con t .

Successivamente, come mostrato in Figura 26, sono state raggruppate le diverse superfici di rottura ottenute per provini aventi stesso orientamento dei blocchi e stessa percentuale volumetrica e sono state confrontate con i profili di rugosità individuati per le formazioni rocciose (Barton e Choubey, 1977).

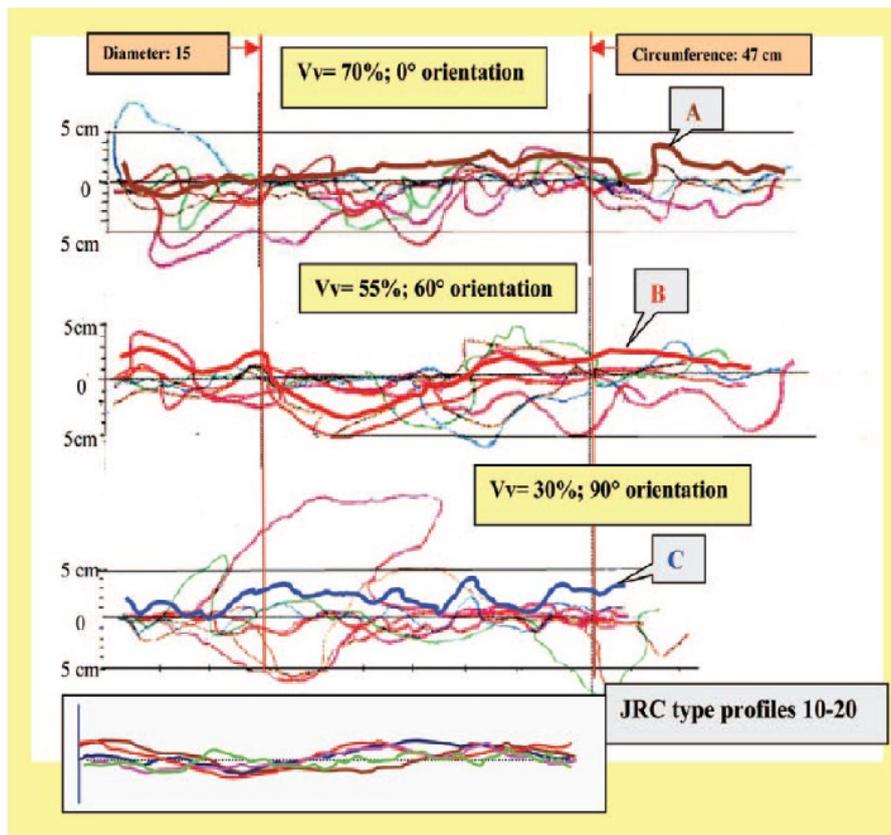


Figura 26 - Confronto tra le tracce delle superfici di rottura e i profili di rugosità utilizzati per la definizione del parametro JRC (Medley, 2004).

La Figura 26 mostra che le tracce delle superfici di rottura hanno ben poco in comune con i profili di rugosità individuati per le formazioni rocciose, ed inoltre risultano essere molto più irregolari.

Medley (2004) definì una misura della tortuosità come rapporto tra L' e L_0 e chiamò tale parametro “rapporto di lunghezza tortuoso”. In Figura 27 viene rappresentata una zona di potenziale rottura che comprende la larghezza media delle possibili superfici di rottura tortuose.

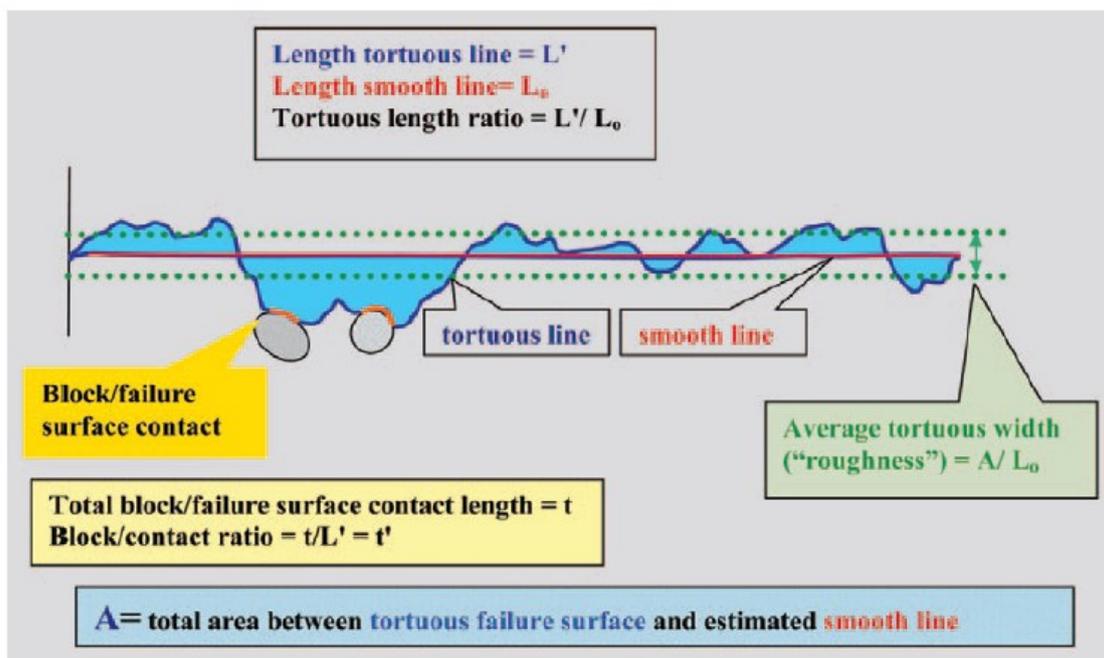


Figura 27 - Parametri misurati e calcolati dalle tracce delle superfici di rottura tortuose (Medley, 2004).

Il valore medio della larghezza delle 73 superfici di rottura, misurate a partire dai campioni utilizzati da Lindquist (1997), è pari a 1,44 cm, con una deviazione standard di 0,68 cm (Tabella 2).

Di conseguenza, poiché il diametro dei campioni sottoposti a prova triassiale è di 15 cm, la larghezza media è circa il 10% del diametro al quale va sommato una deviazione standard pari a $\pm 5\%$ del diametro del provino.

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 2 – Sintesi dei valori numerici ottenuti dalla sperimentazione di Medley (Medley, 2004).

In Figura 28 sono rappresentati gli ulteriori risultati ottenuti dall'analisi delle superfici di rottura.

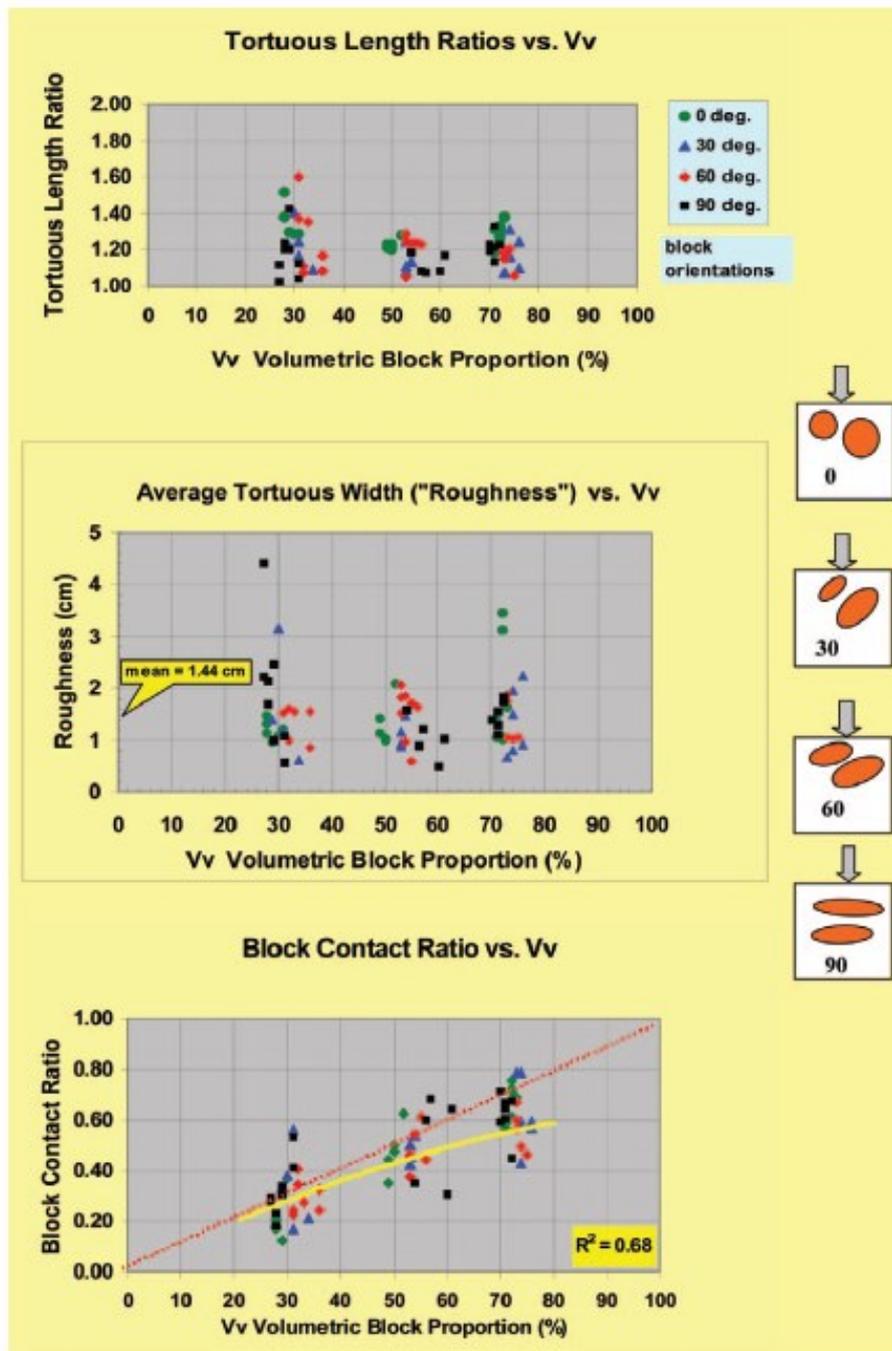


Figura 28 – Grafici che mettono in relazione la VBP con il rapporto di lunghezza tortuoso, con la larghezza media e con i rapporti di contatto blocco/superficie di rottura (Medley, 2004).

Tramite i grafici riportati in Figura 28 è possibile osservare l'analogia che si ha, in termini di lunghezza tortuosa, nei provini con percentuale volumetrica pari al 70% e al 50%. Nei provini con percentuale volumetrica pari al 30% si osserva invece una maggiore variabilità.

Si osserva, inoltre, la bassa dipendenza tra la potenziale superficie di rottura, la percentuale volumetrica dei blocchi e l'orientamento degli stessi.

L'ultimo grafico riportato in Figura 28 mostra però l'esistenza di una dipendenza lineare tra il rapporto t/L' e la percentuale volumetrica dei blocchi, anche se essa risulta meno marcata per valori di VBP maggiori del 50%.

In definitiva, sulla base dei risultati ottenuti, Medley (2004) suggerisce di definire lo spessore della potenziale superficie di rottura pari a $(0.05\div 0.15)L_c$. Non risulta invece corretto far riferimento al parametro JRC per valutare la rugosità di tale superficie.

2.4.3 Parametri di resistenza e deformabilità dei bimrock

I parametri di resistenza dei bimrock dipendono dalle caratteristiche dei blocchi e della matrice di cui sono costituiti.

Come evidenziato in diversi studi (Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994; Kim et al., 2004; Sonmez et al., 2004a; Pan et al., 2008) affinché si possa parlare di bimrock è necessario che la percentuale volumetrica dei blocchi sia compresa tra il 20% e il 75%.

In particolare, per $VBP < 20\%$, il comportamento meccanico dell'ammasso è governato dalla matrice se invece viene superato il limite superiore pari al 75%, il comportamento dell'ammasso sarà equiparabile a quello di un ammasso roccioso estremamente fratturato (Figura 29).

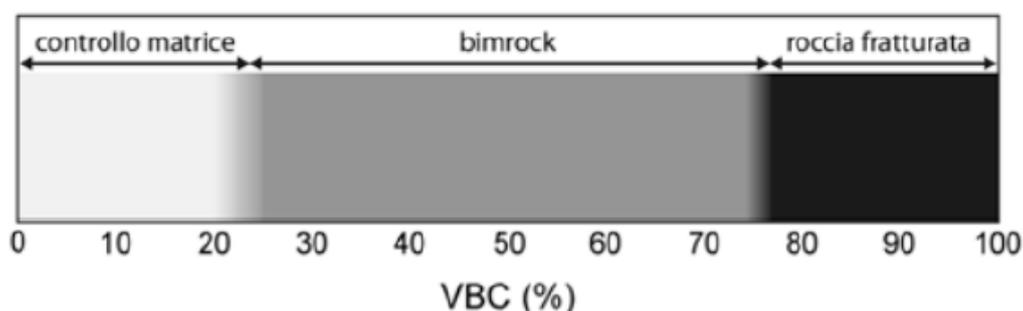


Figura 29 – Rappresentazione grafica dei limiti superiore e inferiore, in termini di percentuale volumetrica dei blocchi, per l'identificazione di un bimrock (Coli, 2010).

Per valori di VBP compresi tra il limite inferiore e superiore appena definiti si è visto che all'aumentare di tale percentuale si registra un aumento dell'angolo di attrito, un incremento della tortuosità della superficie di rottura ed una riduzione della coesione.

Tramite diversi studi realizzati su bimrocks di origine vulcanica (Gokceoglu, 2002; Gokceoglu e Zorlu, 2004; Sonmez et al., 2004a, b, 2006a, b), è stato possibile ricavare una relazione di tipo esponenziale tra la percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) e la resistenza a compressione monoassiale (UCS).

La seguente relazione definisce la proporzione equivalente ponderata dei blocchi, EBP (Equazione 5):

$$EBP = \sum_i^n VP_i \frac{UCS_i}{UCS_{max,blocco}} \quad (5)$$

In cui:

- VP è la proporzione volumetrica del blocco i-esimo;
- UCS è la resistenza a compressione monoassiale;
- N è il numero delle differenti tipologie di blocchi;
- $UCS_{max,blocco}$ è la resistenza a compressione monoassiale massima dei blocchi.

In Figura 30 sono riportate le distribuzioni di EBP e di UCS_N , ovvero la resistenza a compressione normalizzata. Nel grafico sono riportate due equazioni esponenziali ottenute mediante l'interpolazione dei dati ottenuti.

È inoltre possibile notare che, tra le due curve, la curva avente valore $UCS_N=1$, per $EBP=0$ è maggiormente rappresentativa.

L'andamento indica che ad elevate percentuali volumetriche il bimrock diventa più resistente e ha un comportamento più omogeneo (Sonmez et al., 2004a). Questo comportamento è in linea con ciò che affermano Medley (1994) e Lindquist e Goodman (1994), ossia che a grandi proporzioni volumetriche dei blocchi (75%), i bimrock possono essere considerati come ammassi rocciosi fratturati.

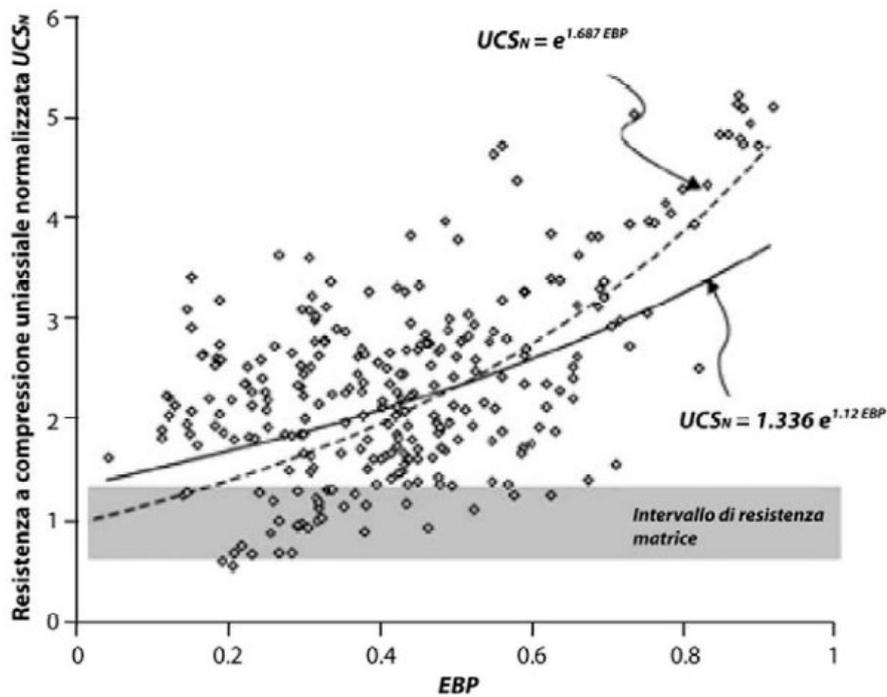


Figura 30 - Curve di interpolazione dei dati ricavati per un agglomerato ad Ankara che mettono in relazione la proporzione equivalente ponderata dei blocchi (EBP) e la resistenza a compressione monoassiale normalizzata (UCS_N) (Sonmez et al., 2004a).

Sonmez et al. (2004), sulla base di prove di compressione monoassiali e triassiali su provini di origine sia vulcanica sia artificiale, con differenti percentuali volumetriche dei blocchi, hanno ricavato le seguenti relazioni empiriche basate sul criterio di Mohr-Coulomb (Equazioni 6, 7, 8) e Hoek & Brown (Equazioni 9, 10):

Mohr-Coulomb:

$$c_N = 1,25 - e^{\frac{VBC-100}{75}} \quad c_{bimrock} = c_N \cdot c_{matrice} \quad (6)$$

$$\varphi_N = e^{\frac{8 \cdot VBC}{1000}} \quad \varphi_{bimrock} = \varphi_N \cdot \varphi_{matrice} \quad (7)$$

$$UCS_N = 1 - e^{\frac{VBC-100}{25}} \quad UCS_N = \frac{UCS_{bimrock}}{UCS_{matrice}} \quad (8)$$

Hoek & Brown:

$$m_{i,N} = e^{0,15 \cdot VBC} \qquad m_{bimrock} = m_{i,N} \cdot m_{i,matrice} \qquad (9)$$

$$\sigma_1 = \sigma_3 + UCS_{bimrock} \cdot \sqrt{m_{bimrock} \cdot \frac{\sigma_3}{UCS_{bimrock}} + 1} \qquad (10)$$

Al fine di validare l'affidabilità di tali equazioni è stata ricalcolata per via statistica la tensione principale σ_1 .

In Figura 31 sono mostrate le distribuzioni cumulate di frequenza dell'errore valutato tramite la differenza tra i valori calcolati e quelli misurati. È possibile osservare che, sia per quanto riguarda il criterio di Mohr-Coulomb sia per quanto riguarda il criterio di Hoek & Brown, la maggior parte dei dati presenta una percentuale di errore inferiore al 3%. Tuttavia tale approccio si basa su un numero insufficiente di campioni e di conseguenza necessita di ulteriori studi prima di poter essere validato.

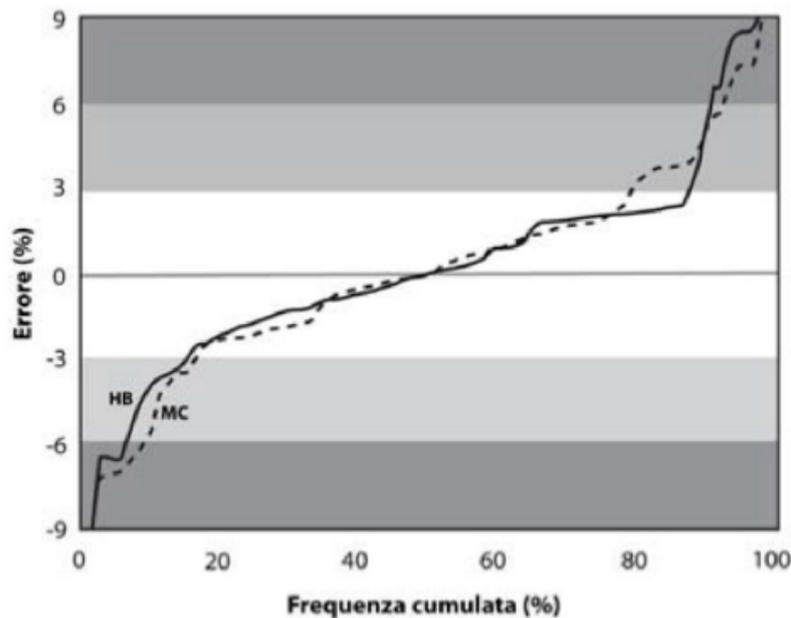


Figura 31 - Distribuzione di frequenza cumulata dell'errore tra la tensione principale σ_1 calcolata e la σ_1 misurata (Sonmez et al., 2006a).

Ulteriori analisi sulle proprietà meccaniche dei bimrock sono state condotte da Li et al. (2004) e Xu et al. (2007). Tali analisi si basano su prove di taglio diretto in situ e i risultati hanno mostrato, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, un incremento dell'angolo di attrito ed una diminuzione della coesione.

I risultati sono stati ottenuti tramite l'applicazione del metodo all'equilibrio limite di Bishop semplificato e sono riportati nella seguente Tabella 3:

c [kPa]	φ [°]	Peso [%]
0,47	47,6	56
1,76	49	54
2,35	41,2	37

Tabella 3 - Valori di coesione ed angolo di attrito in funzione della percentuale in peso dei bocchi presenti all'interno dei campioni esaminati (Xu et al., 2007).

I dati così ottenuti sono stati riportati su un grafico forza-spostamento (Figura 32).

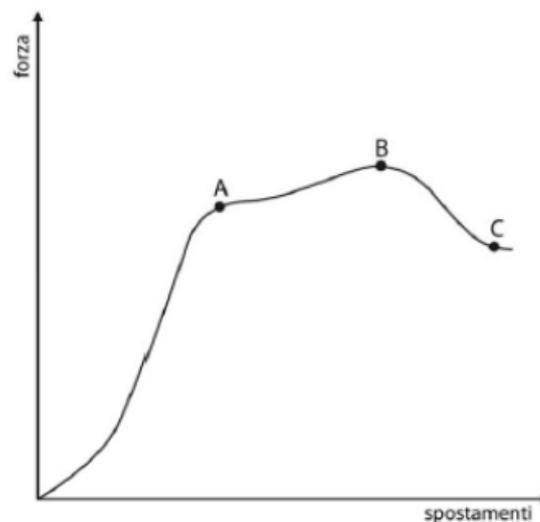


Figura 32 - Comportamento dei bimrocks su un piano forza-spostamenti (Coli, 2010).

Nel grafico riportato in Figura 32 è possibile identificare diversi punti: il punto A è relativo alla deformazione della sola matrice e rappresenta il limite elastico; il tratto compreso tra i punti A e B rappresenta un tratto di *hardening* dato dalla presenza dei blocchi che influenzano la tortuosità della superficie di rottura; il punto B rappresenta la resistenza massima del provino; infine si ha un tratto discendente fino al raggiungimento dei valori residui rappresentati dal punto C.

Tale comportamento è stato confermato dall'esecuzione di prove di taglio diretto alla scala di laboratorio (Xu et al., 2008) e da simulazioni numeriche bidimensionali (Li et al., 2004).

Analisi numeriche bidimensionali su bimrock sono state condotte anche da Pan et al. (2008). In particolare sono state simulate prove di compressione triassiale al variare della percentuale volumetrica dei blocchi e della forma e dell'orientamento degli stessi (Figura 33).



Figura 33 - Campionamento virtuale di un bimrock (Pan et al. 2008).

I risultati ottenuti mostrano che, all'aumentare della VBP, si registra un aumento sia della resistenza sia del modulo di Young e ciò è dovuto alla crescente influenza che i blocchi esercitano sul comportamento dell'intero provino, e all'aumento della tortuosità della potenziale superficie di rottura (Figura 34).

Infine si è visto i blocchi che presentano un'orientazione pari a 45° rispetto alla direzione di applicazione del carico comportano una minore resistenza del provino.

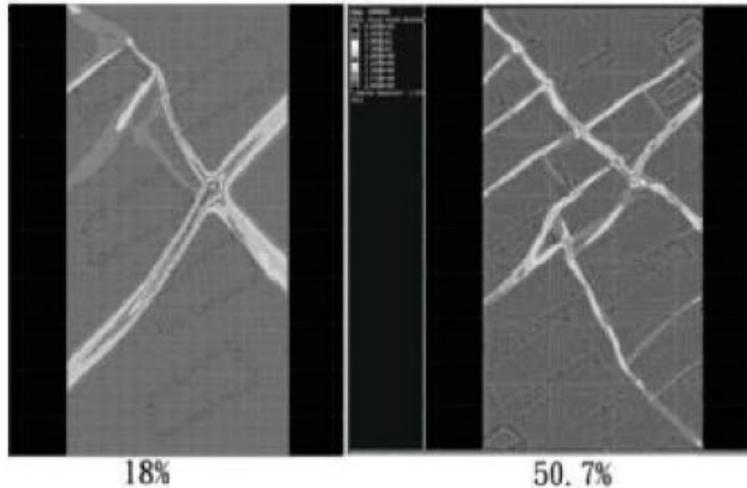


Figura 34 - Bande di taglio per due campioni con differente percentuale volumetrica. Il campione di destra presenta una maggiore tortuosità della potenziale superficie di rottura (Pan et al. 2008).

Ulteriori analisi numeriche bidimensionali e tridimensionali sono state condotte da Barbero et al. (2012). Sono stati utilizzati software che utilizzano metodi alle differenze finite (FDM) e agli elementi finiti (FEM) e sono state simulate prove di compressione monoassiale e triassiale.

In tali analisi, le dimensioni, l'orientamento e la posizione dei blocchi all'interno dei campioni sono stati generati secondo un processo casuale basato su una legge esponenziale negativa.

Nelle analisi bidimensionali sono stati considerati blocchi di forma circolare ed ellittica (Figura 35) ed inoltre sono state prese in considerazione diverse percentuali volumetriche dei blocchi per analizzarne l'influenza sulle proprietà meccaniche.

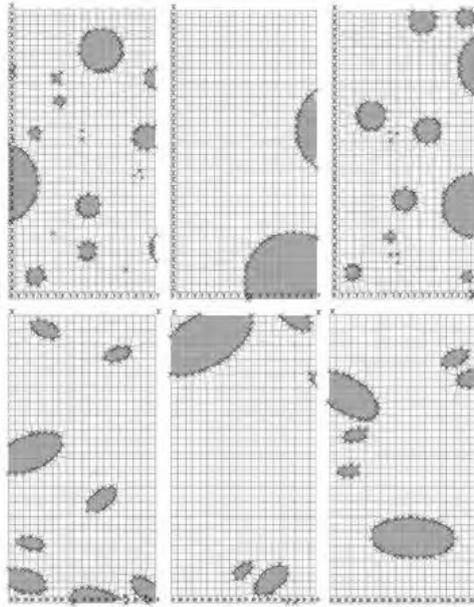


Figura 35 - Esempi di modelli di campioni con blocchi circolari (in alto) ed ellittici (in basso) nelle analisi FLAC 2D, con VBP 12% (Barbero et al., 2012).

Tramite il software FLAC2D sono state simulate delle prove di compressione monoassiale i cui risultati sono riportati in Figura 36 e in Figura 37.

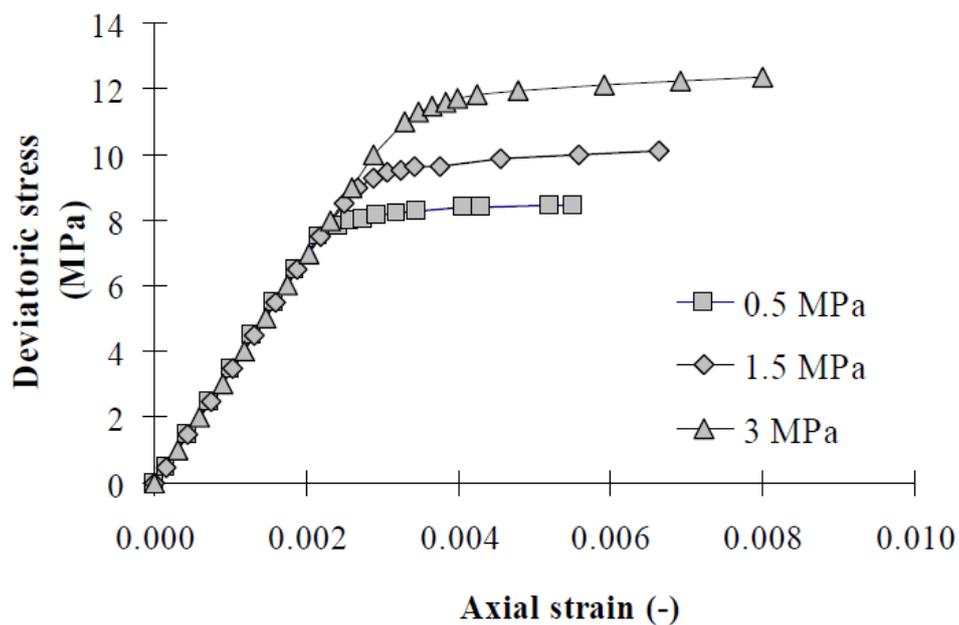


Figura 36 – Curve tensione/deformazione ottenute dai campioni sottoposti a prova di compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).

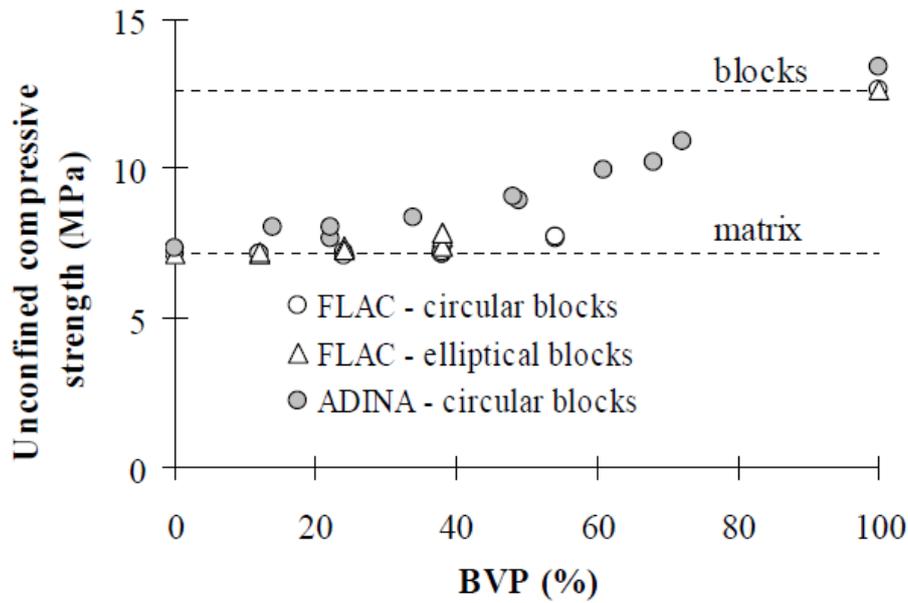


Figura 37 – Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla resistenza a compressione monoassiale (Barbero et al. 2012).

Inoltre, è stato valutato anche il modulo di deformazione tangente al variare della VBP, e si è visto che questo aumenta in maniera proporzionale a tale percentuale indipendentemente dalla forma del blocco (Figura 38).

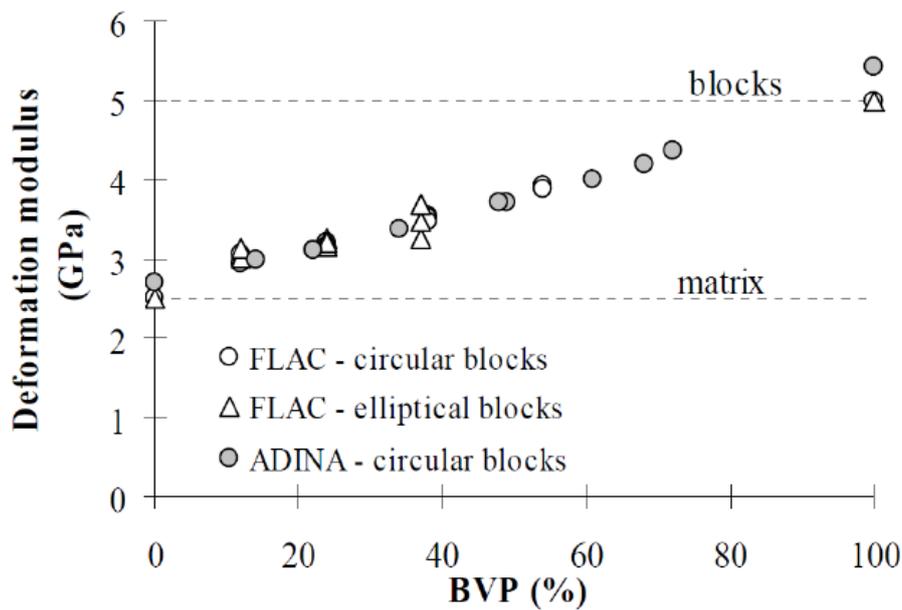


Figura 38 -Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sul modulo di deformazione tangente (Barbero et al., 2012).

Infine, per interpretare i risultati così ottenuti, è stato utilizzato il criterio di resistenza di Hoek & Brown (Figura 39).

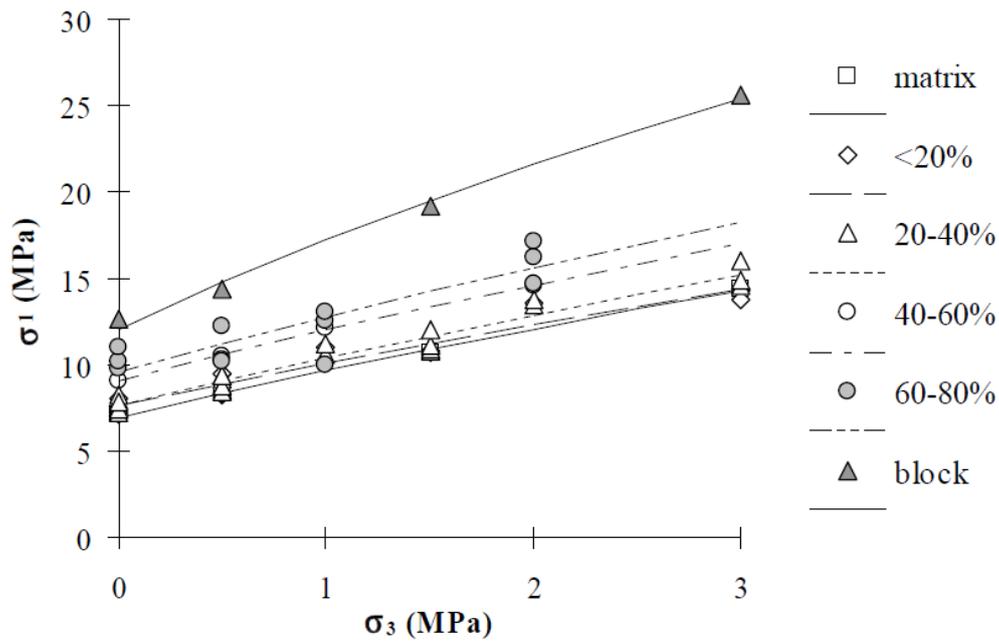


Figura 39 – Interpretazione dei risultati ottenuti dalle prove di compressione monoassiale tramite il criterio di Hoek & Brown (Barbero et al., 2012).

Nelle analisi tridimensionali sono stati considerati campioni di forma cilindrica con all'interno blocchi aventi forma sferica (Figura 40).

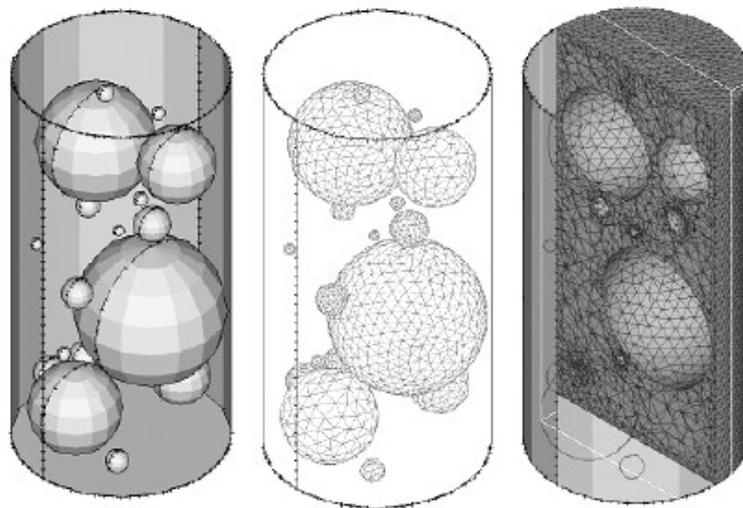


Figura 40 – Esempio di provini cilindrici con inclusioni sferiche considerati nelle simulazioni (Barbero et al., 2012).

Sono state considerate le seguenti VBP: 10%, 20%, 30% e 40% e per ogni percentuale sono stati generati tre campioni.

Sono state eseguite prove di compressione monoassiali e triassiali e di seguito si riportano le rispettive curve tensione/deformazione per ciascuna delle percentuali volumetriche analizzate (Figura 41):

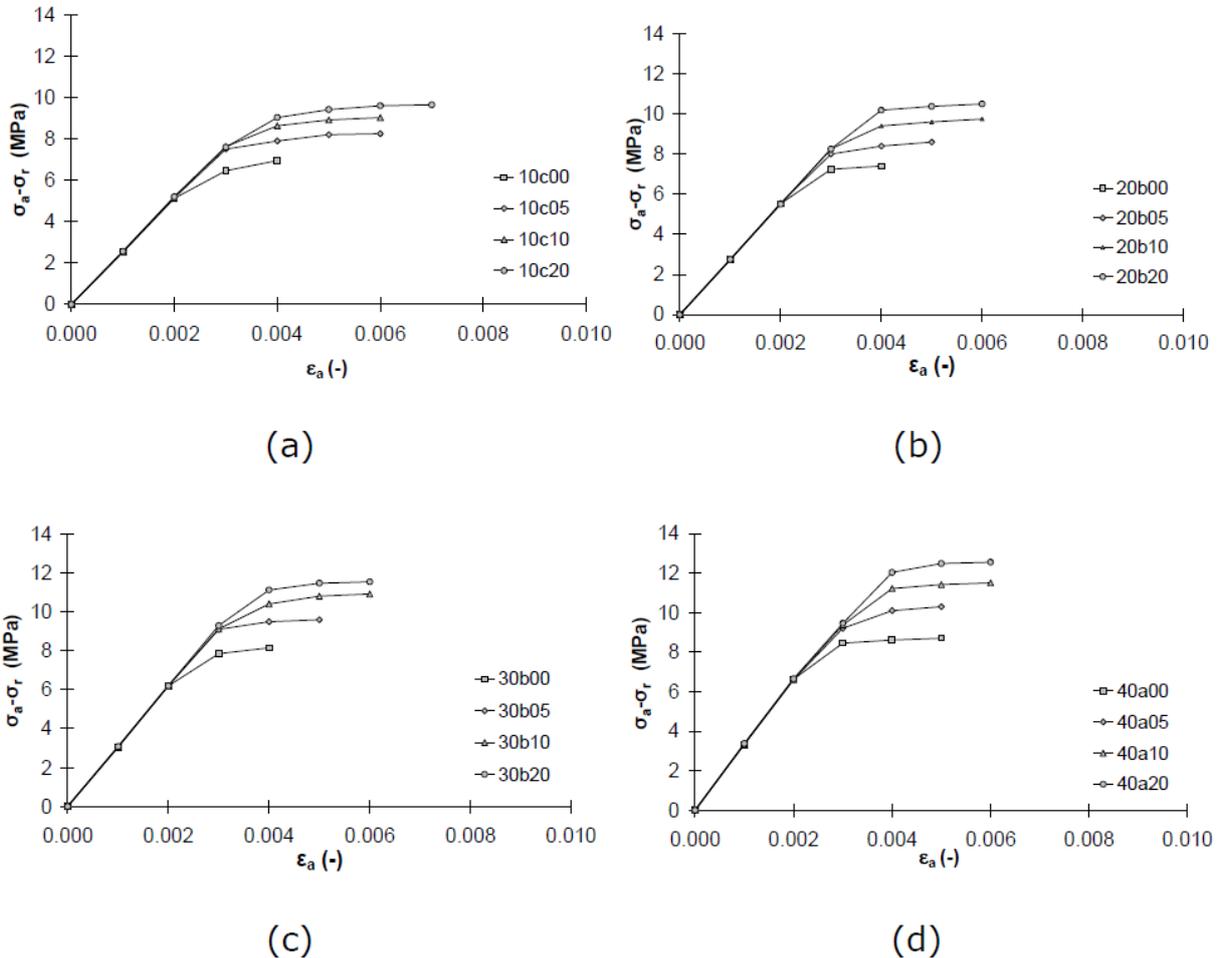


Figura 41 - Curve tensione/deformazione ottenute dai campioni sottoposti a prova di compressione monoassiale e triassiale a seconda della VBP considerata: 10%(a), 20%(b), 30%(c), 40%(d) (Barbero et al., 2012).

Inoltre è stata valutata l'influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale (Figura 42), sul modulo di elasticità medio (Figura 43) e sulle proprietà di resistenza tramite l'utilizzo del criterio di Mohr-Coulomb e di Hoek & Brown (Figura 44).

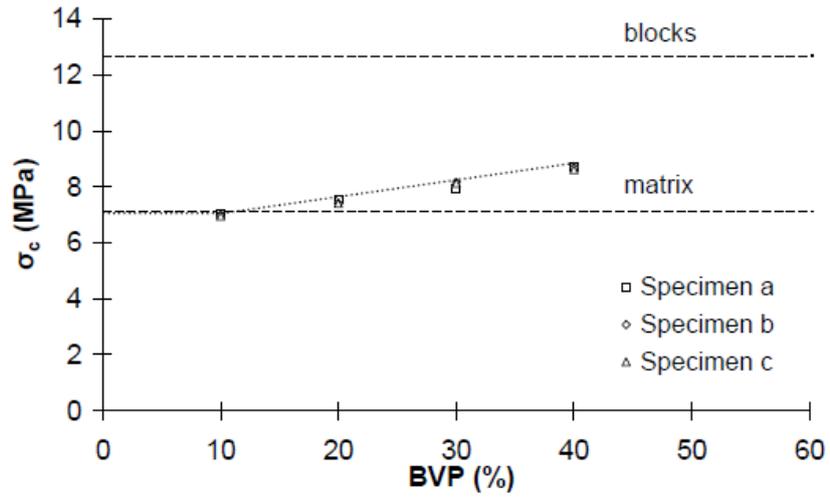


Figura 42 – Influenza della VBP sulla resistenza a compressione monoassiale (Barbero et al., 2012).

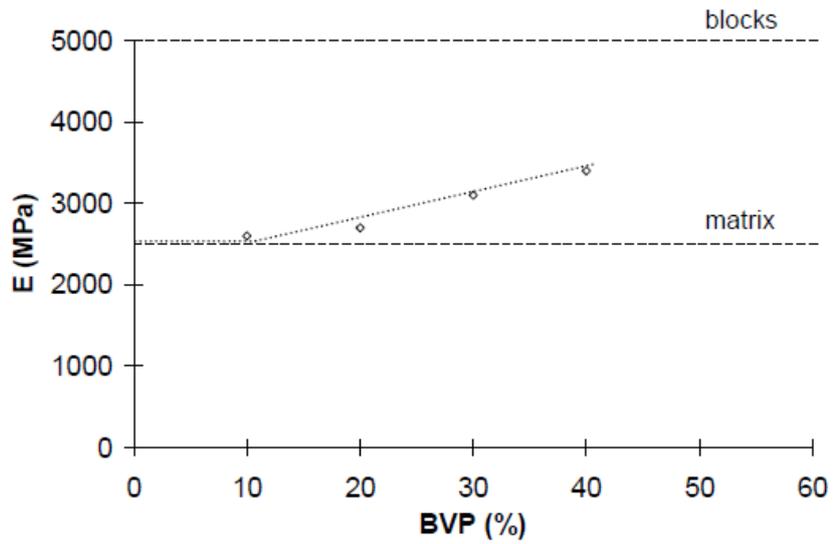


Figura 43 – Influenza della VBP sul modulo di elasticità medio (Barbero et al., 2012).

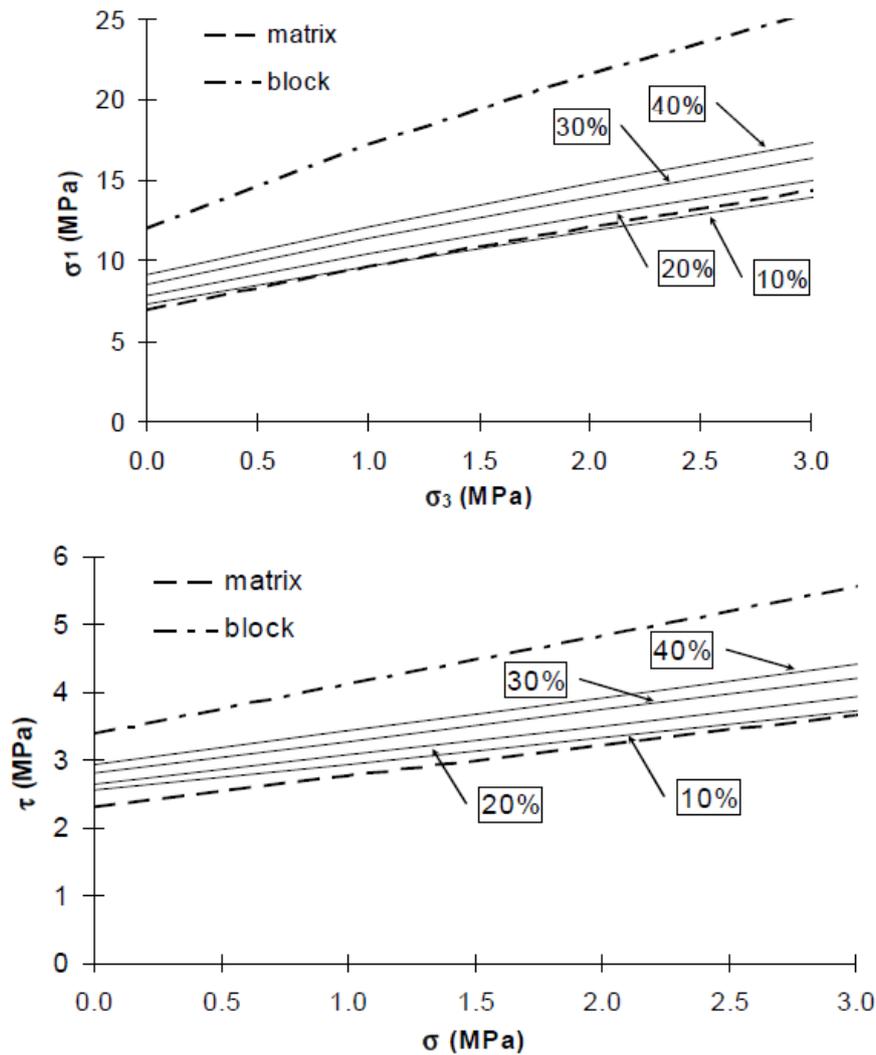


Figura 44 - Influenza della VBP sulle proprietà di resistenza tramite l'utilizzo del criterio di Mohr-Coulomb (in alto) e di Hoek & Brown (in basso) (Barbero et al., 2012).

Le analisi numeriche effettuate hanno messo in evidenza che la resistenza e il modulo di Young sono influenzati dalla percentuale dei blocchi, specialmente in presenza di valori elevati di VBP. Inoltre le zone di contatto blocchi/matrice influenzano il comportamento a compressione del materiale in quanto rappresentano una zona di possibile rottura.

Ulteriori analisi numeriche sono state successivamente eseguite da Afifipour (2014) in cui sono state simulate delle prove di compressione monoassiale e di trazione diretta. I risultati ottenuti sono risultati compatibili con quelli ricavati dalle prove di laboratorio ed è stata ulteriormente confermata l'influenza dei blocchi sulla tortuosità della superficie di rottura.

Infine, Sonmez et al. (2016) hanno eseguito ulteriori studi su bimrock di origine vulcanica con l'obiettivo di ricavare le proprietà di resistenza e deformazione. Tuttavia, a causa delle difficoltà incontrate durante la preparazione del campione, ciò non è stato possibile e gli studi si sono concentrati sullo sviluppo di approcci empirici.

Da tale studio è emerso che, a parità di percentuale volumetrica dei blocchi, è possibile riscontrare un numero di blocchi nella dimensione ingegneristica (B_c) differente. Di conseguenza tale parametro andrebbe affiancato alla VBP, come parametro di input, per la previsione delle proprietà meccaniche dei bimrock.

2.4.4 Approcci semplificati

A causa delle difficoltà riscontrate nel prelevare campioni di alta qualità indisturbati o preparare campioni di laboratorio per eseguire studi volti alla determinazione dei parametri geomeccanici dei bimrock, sono stati sviluppati degli approcci semplificati.

Di seguito si riportano gli approcci sviluppati da Lindquist e da Kalender per la determinazione dei parametri di resistenza dei bimrock.

Tali approcci si basano su evidenze sperimentali e consistono nell'assumere il bimrock come un materiale omogeneo ed isotropo le cui proprietà sono influenzate solo dalla percentuale volumetriche dei blocchi e dalle caratteristiche di resistenza della matrice.

2.4.4.1 Modello di Lindquist

Lindquist (1994), sulla base degli esperimenti descritti al paragrafo 2.4.1.1, ha ricavato le seguenti relazioni (Equazioni 11, 12, 13):

$$\tau_{bimrock} = c_{matrice} \cdot (1 - VBP) + \sigma \cdot \tan [\varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP)] \quad (11)$$

$$c_{bimrock} = c_{matrice} \cdot (1 - VBP) \quad (12)$$

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} + \Delta\varphi(VBP) \quad (13)$$

In cui:

- $\tau_{bimrock}$ rappresenta la resistenza al taglio del bimrock;
- $c_{matrice}$ rappresenta la coesione della matrice;
- $\varphi_{matrice}$ rappresenta l'angolo di attrito della matrice;
- $\Delta\varphi(VBP)$ rappresenta l'incremento dell'angolo di attrito in funzione della VBP.

Da tali relazioni si osserva che all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi si ha un aumento sia della resistenza che dell'angolo di attrito. In particolare, a partire da $VBP \geq 25\%$, un incremento del 10% della percentuale volumetrica, produce un incremento di 3° dell'angolo di attrito (Figura 45).

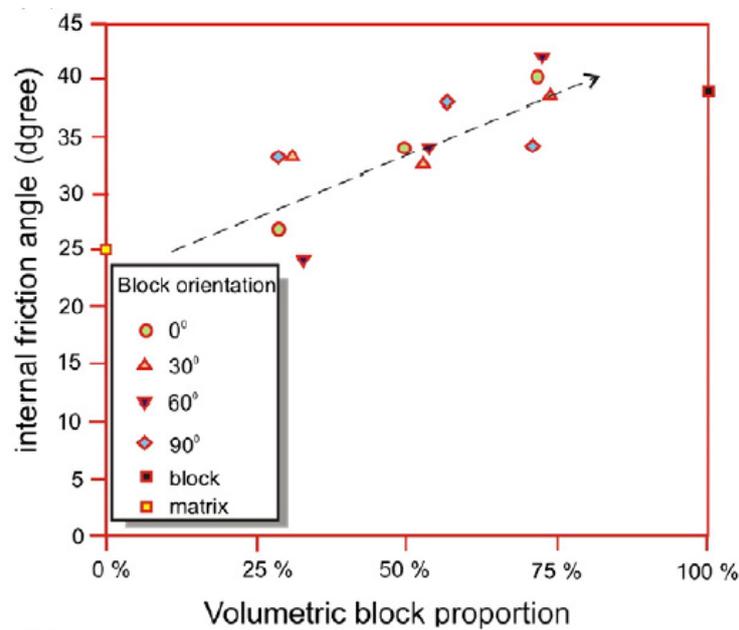


Figura 45 - Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sull'angolo di attrito in funzione dei dati ottenuti dalla sperimentazione di Lindquist (1994) (Kalender et al., 2014).

Viceversa, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi si osserva una diminuzione della coesione a causa dei contatti blocchi/matrice (Figura 46).

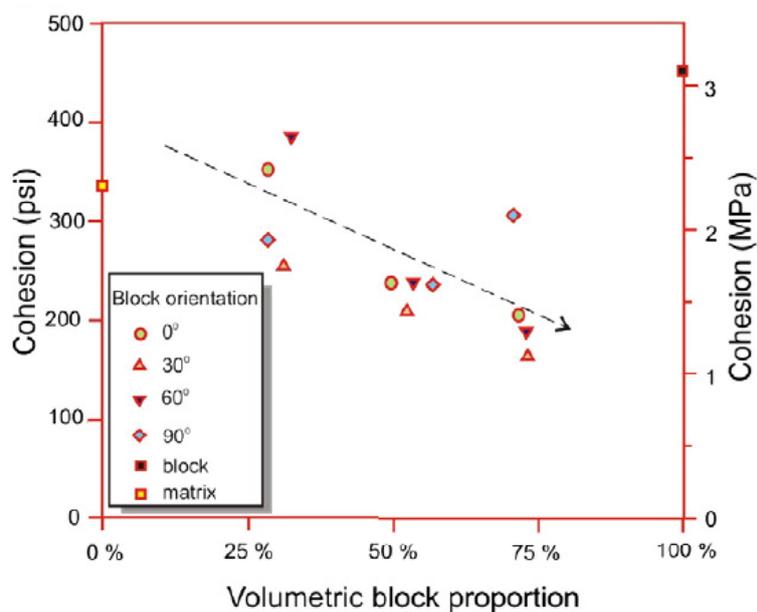


Figura 46 - Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla coesione in funzione dei dati ottenuti dalla sperimentazione di Lindquist (1994) (Kalender et al., 2014).

2.4.4.2 Modello di Kalender

Kalender et al., in accordo alla preliminare classificazione geomeccanica dei bimrocks proposta da Riedmüller et al. (2001) e da Altinsoy (2006), hanno considerato due tipologie di bimrock: “welded” e “unwelded”.

I “welded” bimrocks sono caratterizzati da una resistenza all’interfaccia blocchi/matrice che può essere approssimativamente posta uguale alla resistenza della matrice stessa. Viceversa, gli “unwelded” bimrocks sono caratterizzati da una resistenza all’interfaccia blocchi/matrice che dovrebbe essere inferiore a quella della matrice stessa.

In Figura 47 si riporta una rappresentazione schematica delle caratteristiche geomeccaniche per entrambe le tipologie di bimrocks in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi.

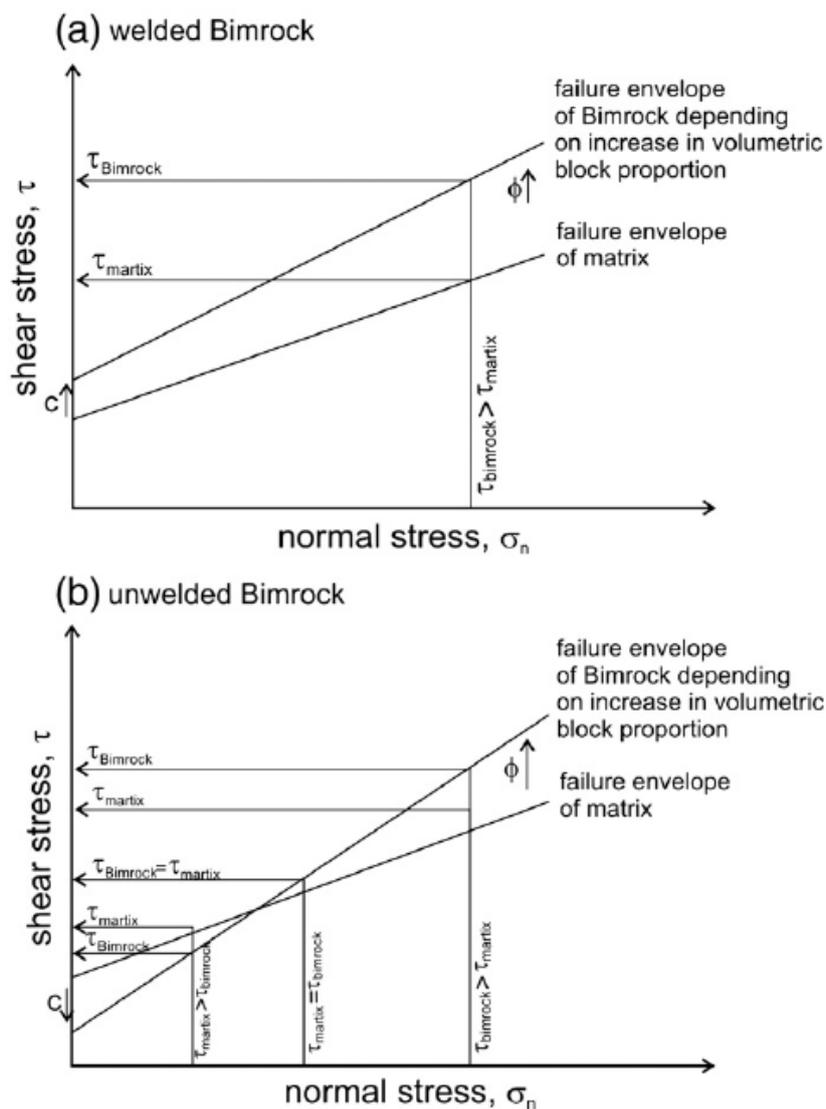


Figura 47 – Illustrazione schematica delle proprietà geomeccaniche dei bimrock “welded” (a) e “unwelded” (b) (Sonmez et al., 2016).

L'obiettivo principale dello studio condotto da Kalender et al. (2014) è stato quello di sviluppare un primo criterio empirico per la determinazione delle proprietà geomeccaniche dei bimrock “unwelded” considerando il comportamento meccanico all'interfaccia blocchi/matrice.

Kalender et al. (2014) hanno utilizzato un vasto database di dati presenti in letteratura, ottenuti da prove di laboratorio e da prove in sito.

È stata così definita una relazione tra resistenza e percentuale volumetrica dei blocchi (Figura 48) ed una relazione tra $UCS_{bimrock}$ e VBP (Figura 49).

Queste, seguono le seguenti indicazioni:

- per valori di VBP compresi tra il 10% e il 75% si registra un incremento dell'angolo di attrito interno dei bimrock (ϕ_{bimrock}). Al contrario, per valori di VBP inferiori al 10% e superiori al 75% non si ha alcun incremento dell'angolo di attrito;
- per $\text{VBP} \geq 75\%$, l'angolo di attrito del bimrock può essere considerato uguale all'angolo di riposo dei blocchi (α);
- a seguito di un incremento della VBP e di ϕ_{bimrock} , deve risultare $\alpha > \phi_{\text{matrice}}$;
- $\text{UCS}_{\text{bimrock}}$ diminuisce rispetto a $\text{UCS}_{\text{matrice}}$ fino a zero tra $\text{VBP} = 0\%$ e $\text{VBP} = 100\%$, poiché per circa $\text{VBP} > 60\%$ il contatto tra i blocchi è assunto quasi nullo.

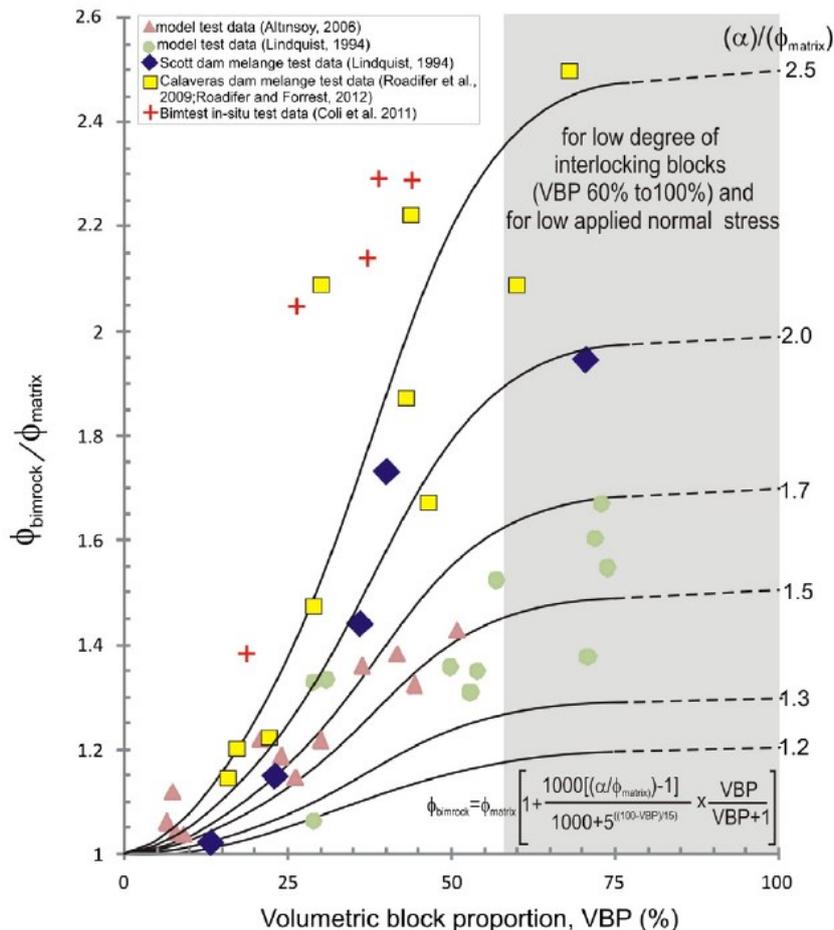


Figura 48 – Rappresentazione grafica dell'approccio empirico sviluppato per la determinazione dell'angolo di attrito interno dei bimrocks (Kalender et al., 2014).

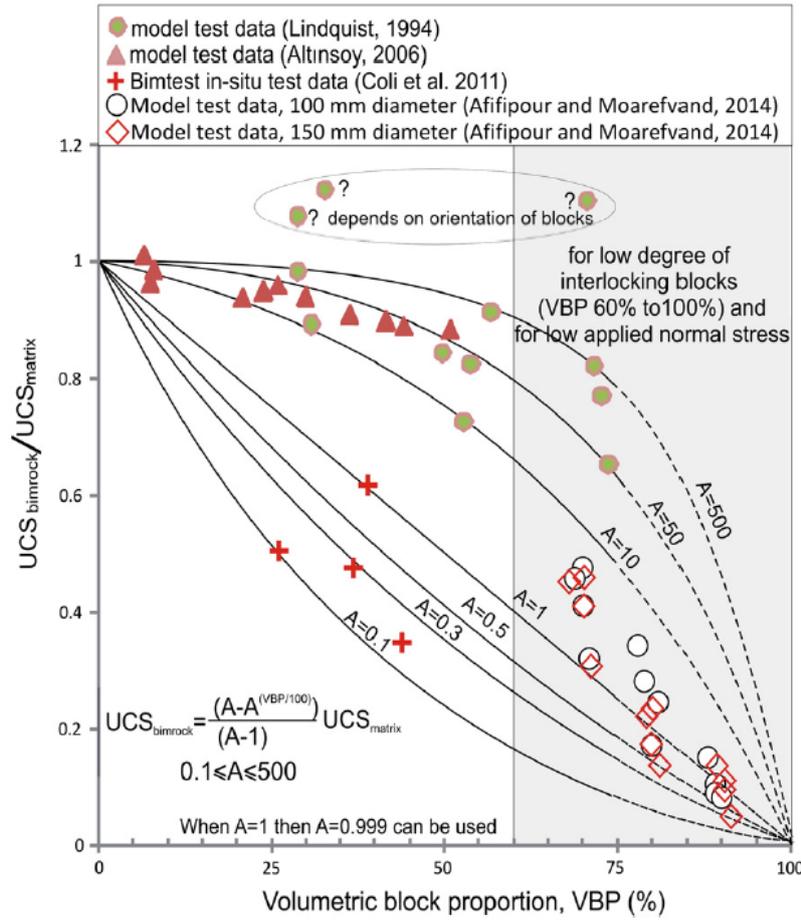


Figura 49 - Rappresentazione grafica dell'approccio empirico sviluppato per la determinazione della resistenza a compressione assiale dei bimrocks (Kalender et al., 2014).

Kalender et al. (2014) hanno definito le seguenti relazioni empiriche (Equazioni 14, 15, 16):

$$\varphi_{bimrock} = \varphi_{matrice} \cdot \left[1 + \frac{1000 \cdot \left[\left(\frac{\alpha}{\varphi_{matrice}} \right) - 1 \right]}{1000 + 5^{\frac{100-VBP}{15}}} \right] \cdot \frac{VBP}{VBP + 1} \quad (14)$$

$$UCS_{bimrock} = \frac{A - A^{\frac{VBP}{100}}}{A - 1} \cdot UCS_{matrice} \quad (15)$$

$$c_{bimrock} = \frac{UCS_{bimrock} \cdot [1 - \sin(\varphi_{bimrock})]}{2 \cdot \cos(\varphi_{bimrock})} \quad (16)$$

In cui:

- $\varphi_{bimrock}$ rappresenta l'angolo di attrito interno del bimrock in gradi;
- $\varphi_{matrice}$ rappresenta l'angolo di attrito della matrice in gradi;
- α è l'angolo di riposo dei blocchi;
- $UCS_{bimrock}$ è la resistenza a compressione monoassiale del bimrock;

- $UCS_{matrice}$ è la resistenza a compressione monoassiale della matrice;
- A è un parametro che serve per esprimere il grado di contatto tra blocchi e matrice.

Per la determinazione del parametro A è possibile fare riferimento al grafico riportato in Figura 50. Tale parametro dipende dalla tipologia di matrice, dalla rugosità e dalla forma dei blocchi.

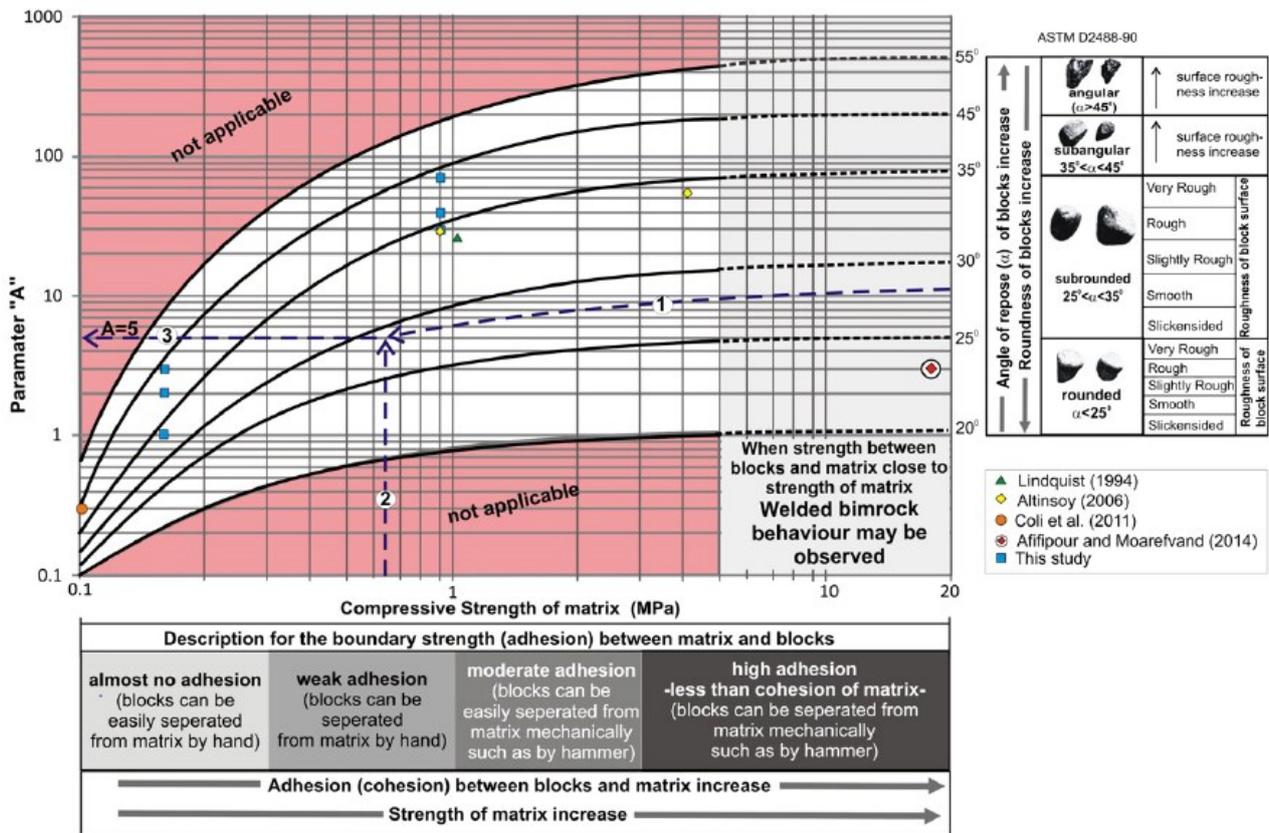


Figura 50 - Grafico per la determinazione pratica del parametro "A" (Kalender et al., 2014).

Dal confronto con i dati presenti in letteratura, si è visto che il criterio proposto da Kalender et al. (2014) sottostima i parametri di resistenza del bimrock e di conseguenza rappresenta un criterio a favore di sicurezza utile in fase preliminare (Figura 51).

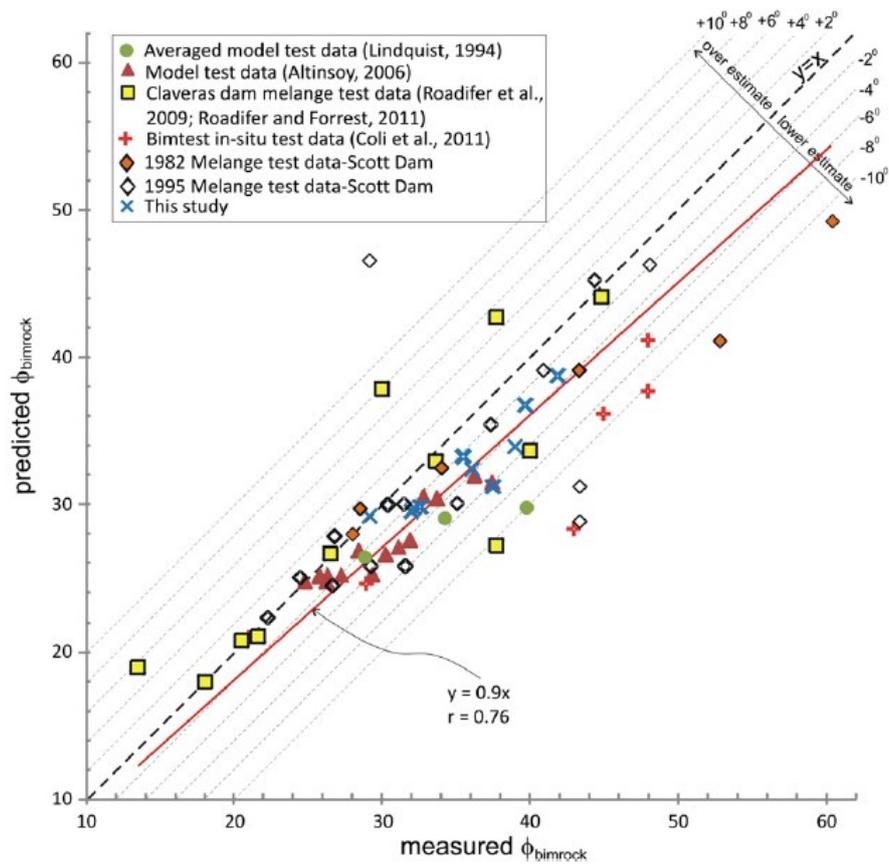


Figura 51 – Confronto tra i valori previsti e misurati dell'angolo di attrito interno del bimrock (Kalender et al., 2014).

Capitolo 3

Case histories

Di seguito vengono illustrati tre differenti case histories, ciascuno dei quali mette in evidenza i diversi fattori che dovrebbero essere considerati quando si ha a che fare con materiale di tipo bimrock. Di fondamentale importanza è l'identificazione del bimrock stesso in quanto la non considerazione della presenza di tale materiale può richiedere interventi molto costosi.

3.1 Coleman beach, California

Si analizza di seguito il caso di Coleman beach, in California (Figura 52), descritto da Medley (2007b), in cui erano stati previsti degli interventi di mitigazione di fenomeni franosi che interessavano una strada principale di comunicazione.



Figura 52 - Franciscan mélange a Coleman beach, California (Medley, 2007b).

Inizialmente, tramite sondaggi esplorativi, era stato individuato il substrato roccioso ad una profondità pari circa a due metri. Dunque, si ipotizzò che la frana fosse di tipo superficiale e costituita da argilla e materiale colluviale che a loro volta scivolavano su un substrato costituito da arenaria.

Sulla base di tali considerazioni, si proseguì con l'eliminazione dello strato instabile al fine di riprofilare il versante. Tuttavia, durante le fasi di scavo, sono stati

osservati blocchi di dimensione piuttosto elevata che non erano stati individuati in fase di caratterizzazione.

Di fatto, erroneamente, i blocchi di elevata dimensione erano stati assunti come un unico substrato roccioso. Questo ha comportato l'esecuzione di ulteriori scavi per poter effettivamente raggiungere il substrato roccioso. Sono stati rimossi oltre dieci metri di materiale e questo, chiaramente, ha richiesto un incremento considerevole dei costi rispetto a quelli inizialmente stimati.

Il versante, in realtà, era costituito da materiale sedimentato disposto su un deposito di *mélange* (Figura 53).

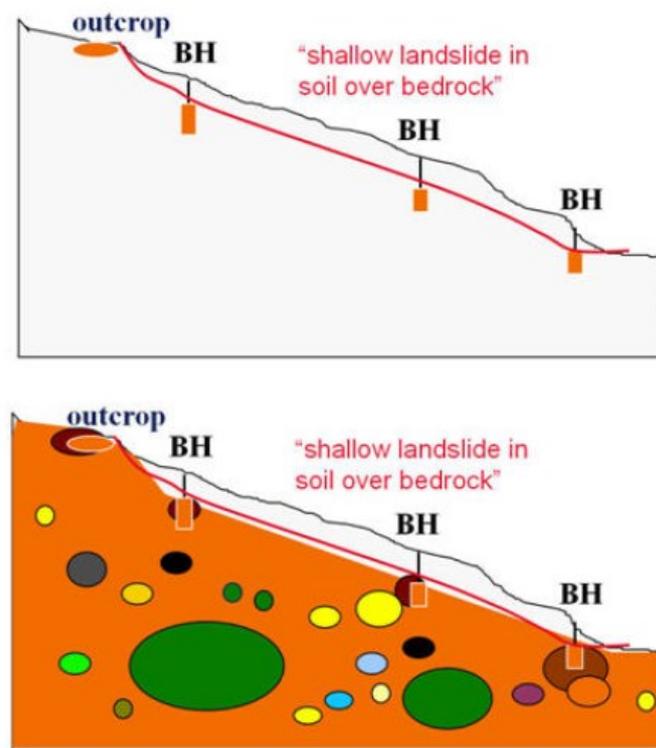


Figura 53 – Rappresentazione del versante con l'errato substrato roccioso individuato inizialmente (in alto) e rappresentazione più realistica del versante costituito da blocchi intersecati dai fori di sondaggio (in basso) (Medley, 2007b).

La scorretta interpretazione è da ricondurre alla non consultazione delle mappe geologiche.

Inoltre, come suggerito da Medley e Wakabayashi (2004), quando si lavora con *mélange*, non si dovrebbero istintivamente tracciare linee rette tra i vari fori di sondaggio in quanto questo può condurre a commettere errori nelle interpretazioni geologiche (Figura 54).

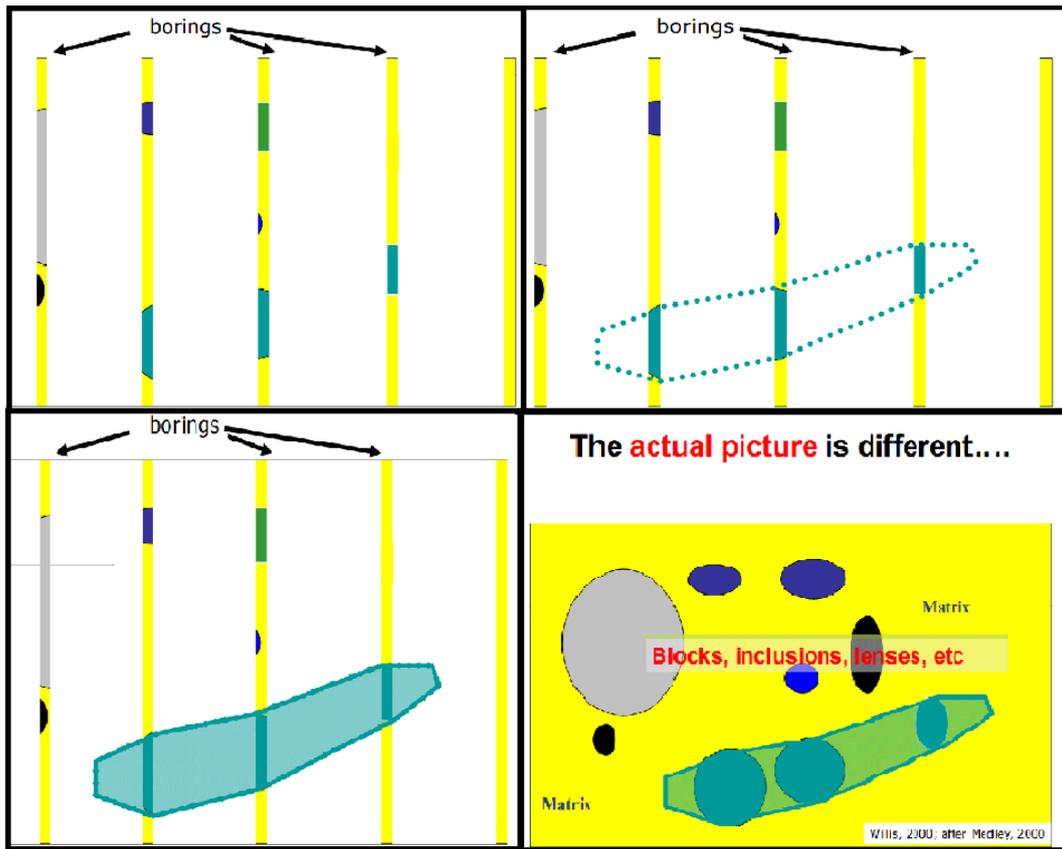


Figura 54 - Esempio di scorretta valutazione dell'ammasso a partire dai fori di sondaggio (Medley, 2012).

3.2 Lone Tree Slide, California

La Lone Tree Slide è stata una grande frana di Franciscan mélangé, avvenuta poco dopo il terremoto di Loma Prieta nell'ottobre del 1989, che ha bloccato una grande autostrada vicino a San Francisco (Figura 55).

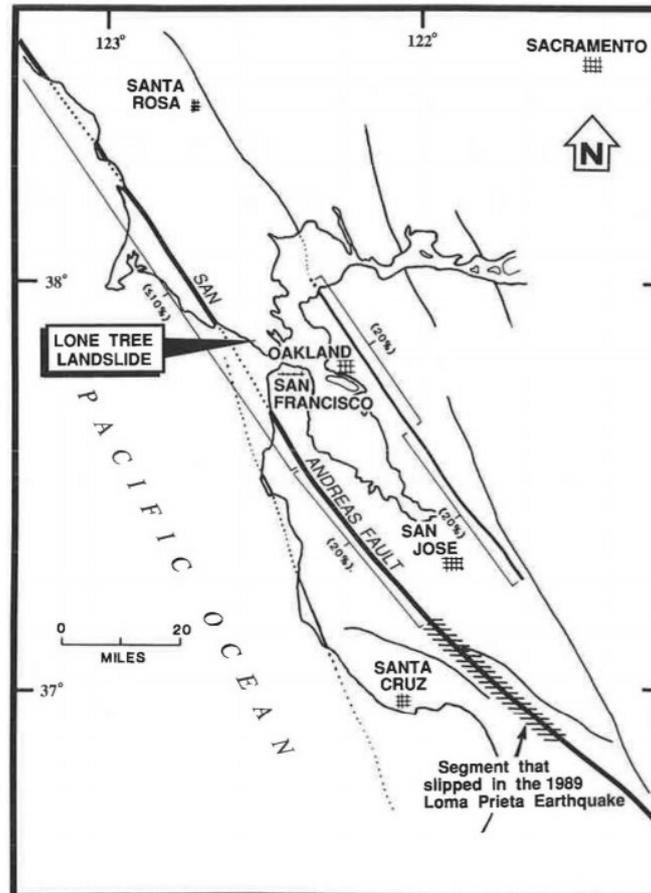


Figura 55 – Localizzazione della Lone Tree Slide, California (Van Velsor e Walkinshaw, 1992).

Al fine di stabilizzare il versante e ripristinare l'accesso alla strada, è stato necessario scavare 950000 metri cubi di mélangé raggiungendo una profondità media di 37 metri.

Durante la fase di caratterizzazione del versante, tramite sondaggi esplorativi, era stata individuata una dimensione massima dei blocchi pari a 8 metri. Tuttavia, le dimensioni e la percentuale volumetrica dei blocchi incontrati durante lo scavo erano di gran lunga superiori a quanto era stato previsto e questo ha causato ritardi e spese impreviste (Van Velsor e Walkinshaw, 1993).

Al fine di sviluppare approcci utili per i futuri progetti di costruzione, Medley (1994a, 1994b) registrò i dati ottenuti dalle perforazioni e mappò lo scavo effettuato presso Lone Tree Slide.

Si fissò la dimensione della lunghezza caratteristica (L_c) pari allo spessore medio della parte instabile, ovvero 30 metri. Sulla base di tale valore venne anche ad essere definita la soglia blocco/matrice pari a $0,05L_c = 1,5m$.

Inoltre, poiché nelle immediate vicinanze della frana sorgevano blocchi le cui parti esposte avevano dimensioni massime di circa 30 metri (Medley, 1994a), si scelse tale valore come dimensione massima dei blocchi (d_{max}).

Per determinare la percentuale volumetrica dei blocchi furono effettuati 375 metri di perforazione. La proporzione lineare dei blocchi per tutto il mélange esplorato era di circa il 10% e la lunghezza di perforazione era equivalente a 12,5 volte la dimensione massima, dove d_{max} era uguale a 30 metri.

L'incertezza associata al caso in esame venne ricavata tramite il metodo proposto da Medley (1997), già descritta al paragrafo 2.4.1. Questa era pari a 0,4.

Pertanto, l'intervallo stimato della proporzione volumetrica dei blocchi variava tra il 6% e il 14% ($10\% \pm 4\%$).

Secondo l'appaltatore, la proporzione volumetrica effettiva di blocchi scavati era tra il 6% e l'11%, maggiore della stima del progetto originale del 5%, ma più vicina alla stima post-progetto.

Il caso della Lone Tree Slide mostra che le stime della percentuale e della dimensione dei blocchi dovrebbero essere fatte anche se la VBP è troppo bassa per migliorare le proprietà meccaniche della massa rocciosa.

Se tale stima fosse stata eseguita prima dello scavo, sarebbe stato ragionevole assumere un intervallo di percentuale volumetrica dei blocchi compreso tra il 5% e il 15% (Medley, 2007b).

3.3 Diga Scott, Contea di Lake, California

Di seguito si illustrano i procedimenti effettuati per la corretta caratterizzazione del substrato roccioso sottostante la diga Scott. Si tratta di una struttura a gravità in muratura alta circa 40 metri, costruita negli anni '20 (Figura 56).

A seguito di diversi anni di studio si era giunti alla conclusione che il substrato roccioso è costituito da Franciscan mélange (Goodman e Ahlgren, 2000; Hovland et al., 2000).



Figura 56 - Diga Scott, California (Medley, 2007b).

Inizialmente, negli anni Settanta, tramite delle analisi geotecniche convenzionali, in cui all'intero ammasso roccioso erano state attribuite le caratteristiche meccaniche della sola matrice, si ottenne un fattore di sicurezza di circa 0,7 (Medley, 1994). Poiché però la diga non aveva subito processi di scivolamento o rottura, si ipotizzò che la presenza dei blocchi all'interno della matrice rendeva il mélange molto più resistente (Volpe et al., 1991). Di conseguenza, si effettuò una nuova caratterizzazione dell'ammasso.

Si stabilì una lunghezza caratteristica, L_c , pari a 3 metri (Medley, 2007b), in quanto il possibile meccanismo di rottura si aveva lungo una potenziale zona di taglio di spessore pari a 3 metri all'interno del mélange, sotto la base della diga (Figura 57).

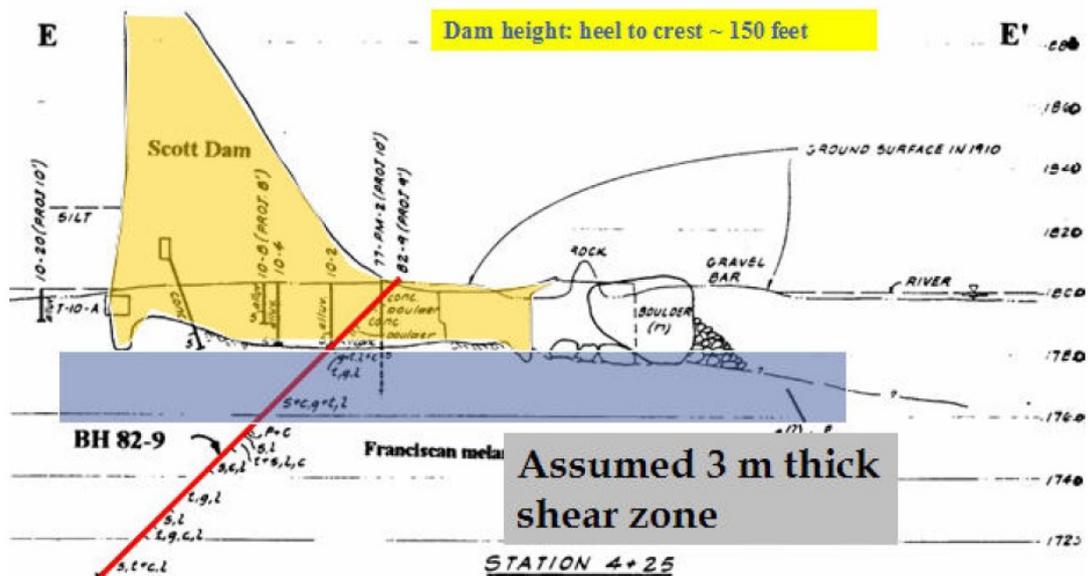


Figura 57 - Sezione trasversale della diga Scott (in arancione), in cui viene mostrato un tipico foro di sondaggio (in rosso) e in cui viene evidenziata la potenziale zona di taglio utile per la definizione della lunghezza caratteristica (Medley, 2007b).

Per quanto riguarda la percentuale volumetrica dei blocchi, date le notevoli difficoltà riscontrate nel prelevare campioni indisturbati, si è preferito valutare tale parametro tramite delle misurazioni fotografiche (Figura 58).

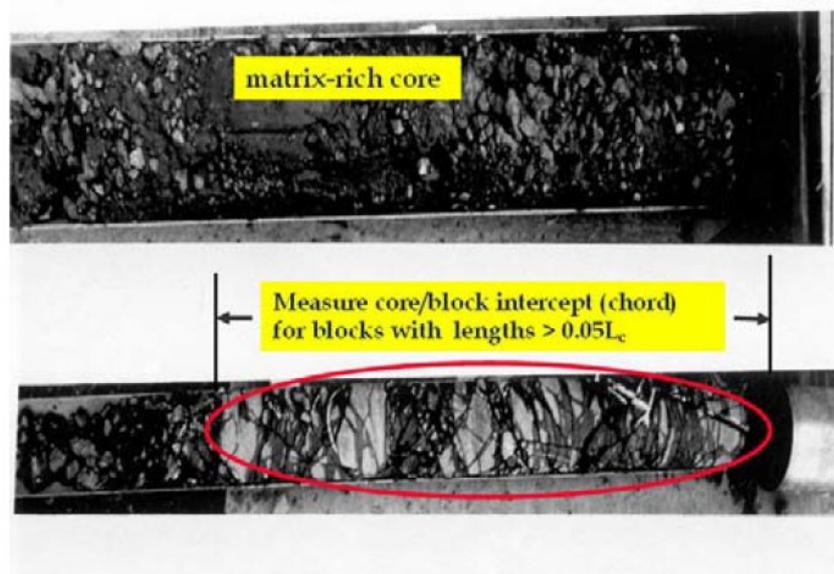


Figura 58 - Tipici nuclei di campioni estratti da esplorazioni nella diga Scott (Medley, 2007b).

In realtà, la lunghezza totale minima del nucleo di esplorazione richiesta per produrre una stima ragionevolmente accurata della VBP deve essere pari ad almeno 10 volte d_{max} . Nel caso della diga di Scott, sulla base di osservazioni e perforazioni di sondaggio, la dimensione del blocco più grande era stata stimata tra i 30 e i 43 metri

(Medley, 1997). Sarebbero quindi state preferibili perforazioni di lunghezze comprese tra i 300 e i 430 metri. Poiché, in realtà, vennero effettuati soltanto 150 metri di sondaggi, la percentuale volumetrica dei blocchi stimata ha richiesto una correzione per poter tener conto dell'incertezza.

In Figura 59 viene mostrato il procedimento per correggere le percentuali lineari dei blocchi (Medley, 2007b).

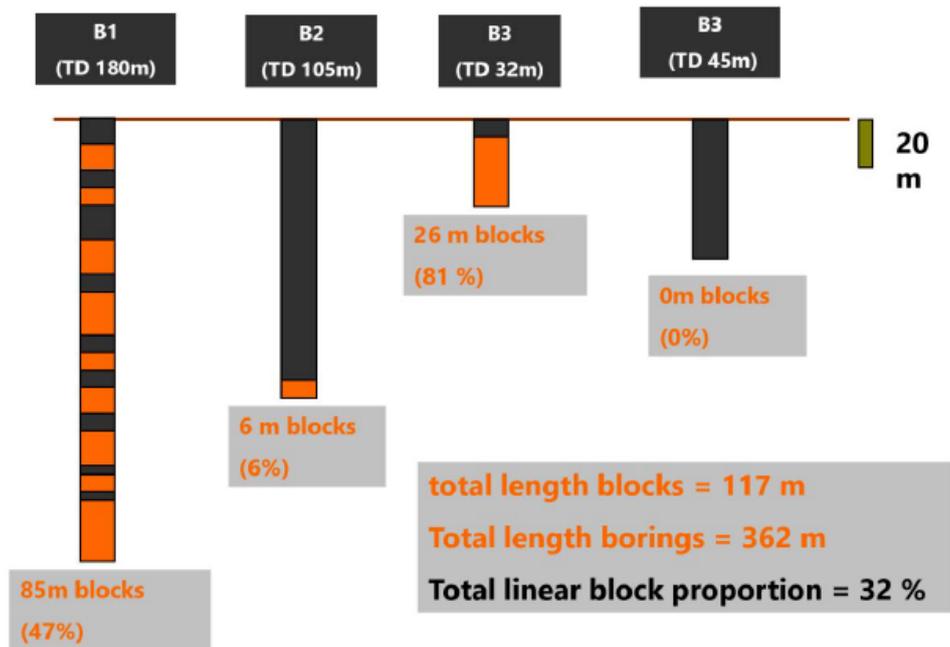


Figura 59 - Valutazione della percentuale lineare dei blocchi per diversi fori di sondaggio (Medley, 2007b).

Usando la procedura proposta da Medley (1997), già descritta al paragrafo 2.4.1, per una percentuale volumetrica lineare del 40%, l'incertezza è pari a 0,2. Di conseguenza il valore corretto è compreso tra il 32% e il 48% e, in via cautelativa è stato scelto il 32%. Questo valore è stato poi ulteriormente ridotto al 31% da Goodman e Ahlgren (2000) grazie a studi aggiuntivi.

Infine, sono state effettuate numerose prove triassiali (Lindquist, 1994; Goodman e Ahlgren, 2000) al fine di valutare la resistenza della fondazione della diga Scott.

È stato così possibile correlare la percentuale volumetrica dei blocchi con l'angolo di resistenza al taglio effettivo (Figura 60). In definitiva, per il terreno di fondazione della diga Scott, costituito da Franciscan mélange con una VBP del 31%, fu stimato un angolo di resistenza al taglio pari a 39 gradi.

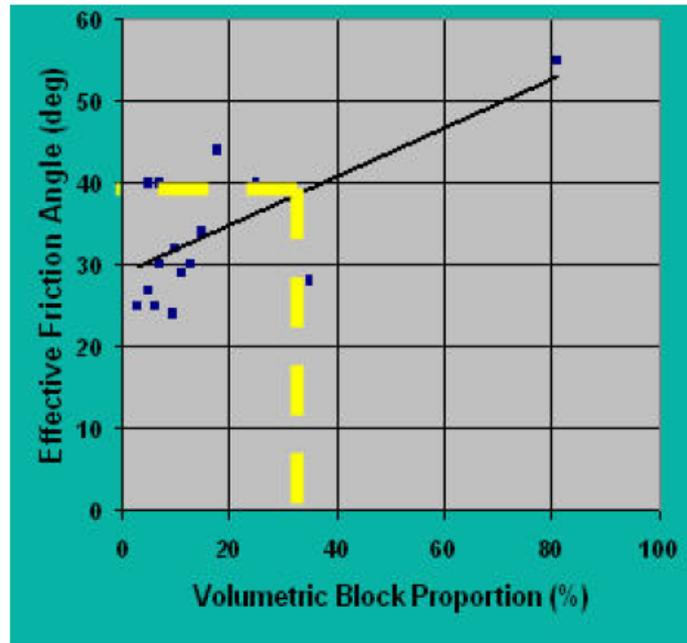


Figura 60 - Stima dell'angolo di attrito effettivo in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley, 2007b).

Capitolo 4

Analisi di stabilità di versanti in bimrock: approcci 2D

Nel seguente capitolo verranno illustrate le principali problematiche che interessano la stabilità di versanti in bimrock e verranno riportati i risultati ottenuti tramite delle modellazioni bidimensionali da diversi autori.

4.1 Tortuosità della superficie di rottura nei versanti in bimrock

Nei precedenti capitoli si è visto come le proprietà dei bimrock sono influenzate dalle proprietà meccaniche della matrice, dalla percentuale volumetrica, dalla forma, dalla distribuzione e dall'orientamento dei blocchi.

Di fatto, i vari concetti espressi precedentemente, validi in linea generale per i bimrock, possono essere applicati alla stabilità dei versanti in bimrock.

Per quanto riguarda la tortuosità della superficie di rottura che si può sviluppare lungo un versante in bimrock, questa è influenzata sia dalla forma che dall'orientamento dei blocchi (Lindquist & Goodman, 1994).

In particolare, il Franciscan mélange è caratterizzato dall'aver blocchi paragonabili approssimativamente ad ellissi con rapporto 1:2 tra asse minore e maggiore. La superficie di rottura si verrà a sviluppare attorno a tali blocchi e la stabilità del versante sarà influenzata dall'inclinazione dell'asse principale dei blocchi stessi (Medley & Sanz, 2004).

In Figura 61 sono riportate quattro possibili configurazioni di versanti in bimrock:

- A: versante caratterizzato da una bassa percentuale volumetrica dei blocchi in cui la superficie di rottura non risulta essere ostacolata dai blocchi stessi;
- B: versante caratterizzato da blocchi isorientati con direzione parallela a quella del versante. Ciò determina un effetto negativo sulla stabilità del pendio;

- C: versante caratterizzato da blocchi isorientati con direzione ortogonale a quella del versante. Ciò determina un effetto positivo sulla stabilità del pendio;
- D: versante caratterizzato da blocchi distribuiti con densità differente all'interno del pendio stesso. Poiché i blocchi sono presenti con scarsa percentuale nella zona di formazione della superficie di rottura, si ha una riduzione della stabilità del pendio.

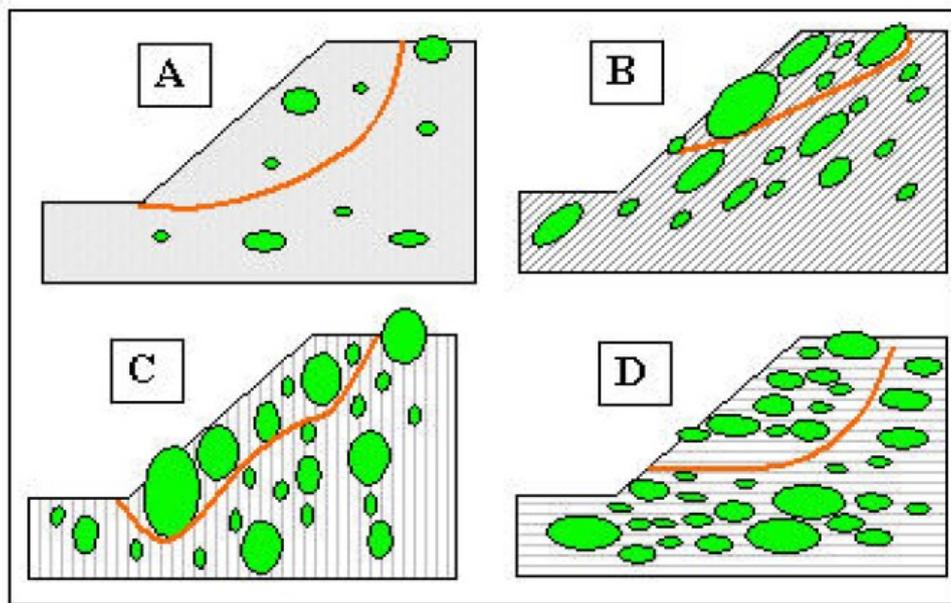


Figura 61 - Alcune possibili configurazioni di versanti in bimrock (Medley & Sanz, 2004).

4.2 Influenza della percentuale volumetrica dei blocchi nei versanti in bimrock

Per analizzare l'influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla stabilità di versanti in bimrock, Medley e Sanz (2003) hanno sviluppato il modello rappresentato in Figura 62.

Il versante analizzato presentava una pendenza pari a 35° ed un'altezza pari a 10 metri, la quale a sua volta è stata assunta pari alla lunghezza caratteristica.

I blocchi sono stati rappresentati tramite dei rettangoli orizzontali con proporzioni 2:1 utilizzando le distribuzioni dimensionali tipiche del Franciscan mélange (Medley & Lindquist, 1995).

Sono state prese in considerazione VBP pari al 50%, al 25% e al 13%.

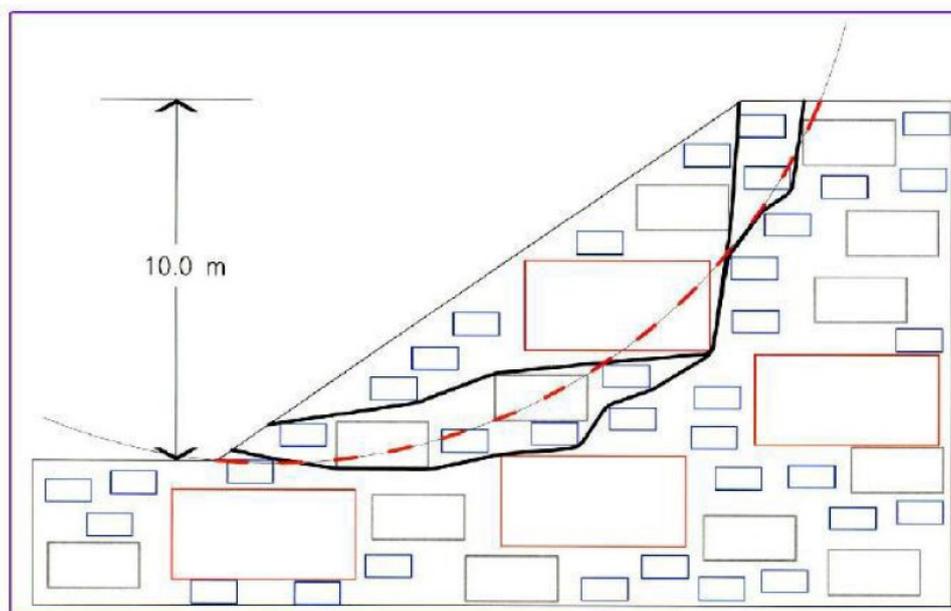


Figura 62 - Esempio di versante analizzato con una VBP pari al 50% (Medley & Sanz, 2004).

Inizialmente, venne effettuata un'analisi tenendo conto della presenza della sola matrice. Questa ha permesso di individuare la superficie di rottura rappresentata dalla linea rossa tratteggiata in Figura 62 e un fattore di sicurezza pari a 1,26.

Sulla base della superficie di rottura così trovata, sono state individuate altre due possibili superfici di rottura che tengono conto della presenza dei blocchi. Queste sono rappresentate dalle linee nere continue in Figura 62.

Per generalizzare i risultati, i fattori di sicurezza trovati per ciascuna percentuale volumetrica, sono stati normalizzati dividendoli per il fattore di sicurezza ricavato in presenza di sola matrice (1,26).

I risultati delle singole analisi sono riassunti in Figura 63: è possibile notare come il fattore di sicurezza aumenti all'aumentare della VBP, a causa dell'incremento di tortuosità delle superfici di rottura (Medley & Sanz, 2004). Si osserva inoltre che, per percentuali volumetriche comprese tra il 25% e il 30% circa, la presenza dei blocchi offre un vantaggio geomeccanico relativamente ridotto, mentre per percentuali volumetriche prossime al 50% - 55% vi è un marcato aumento della stabilità del pendio.

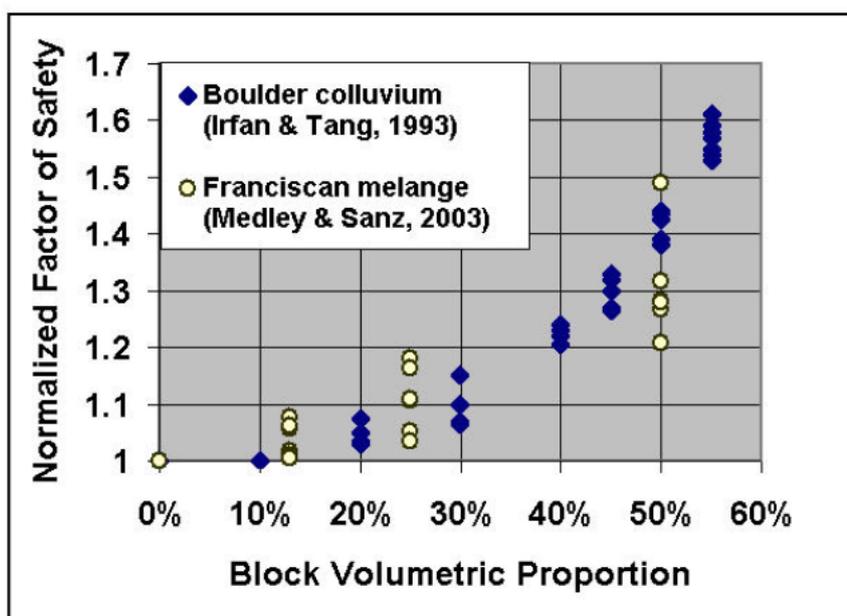


Figura 63 - Andamento del fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (Medley & Sanz, 2004).

Come si evince dalla Figura 63, i risultati sopra descritti sono stati confrontati con quelli ottenuti precedentemente da Irfan & Tang (1993). Questi ultimi eseguirono analisi di stabilità di versanti teorici come parte di una più ampia indagine sulla resistenza al taglio di un deposito colluviale nei pressi di Hong Kong.

Nei loro modelli Irfan & Tang (1993) fecero una serie di ipotesi semplificative:

- vennero trascurate le sovrappressioni interstiziali;
- il problema non venne analizzato da un punto di vista tridimensionale;
- vennero utilizzati modelli geologici semplificati;
- la definizione della percentuale volumetrica dei blocchi si basava su osservazioni visive.

Il modello teorico sviluppato da Irfan & Tang (1993) è riportato in Figura 64. Si tratta di un versante con pendenza pari a 60° e altezza pari a 10 metri, in cui la percentuale volumetrica dei blocchi variava tra il 10% e il 55%.

In tale Figura 64 la linea nera tratteggiata rappresenta la superficie di rottura che si avrebbe in presenza di sola matrice, mentre la linea arancione rappresenta la possibile superficie di rottura che si avrebbe tenendo conto della presenza dei blocchi.

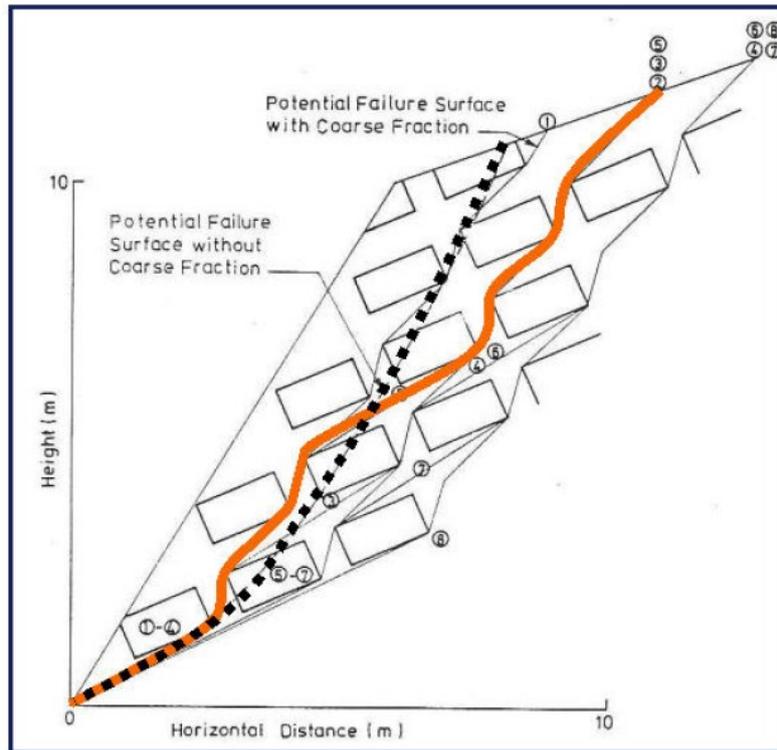


Figura 64 - Esempio di versante analizzato da Irfan & Tang (1993) con una VBP pari al 20% (Medley & Sanz, 2004).

Da un confronto dei dati riportati in Figura 63 è possibile osservare che esiste una buona correlazione tra i risultati ottenuti da Medley & Sanz (2004) e da Irfan & Tang (1993), nonostante le sostanziali differenze in termini di geometria del modello, orientamento dei blocchi, geologia dei materiali e metodi analitici utilizzati.

4.3 Modelli numerici bidimensionali

Di seguito verranno riportati gli studi effettuati da Barbero et al. (2006) e da Napoli et al. (2018) il cui obiettivo è stato quello di analizzare la stabilità dei versanti in bimrock, mediante analisi numeriche bidimensionali, al fine di valutare la variazione del fattore di sicurezza in funzione dei parametri caratteristici del bimrock.

4.3.1 Barbero et al. (2006)

Barbero et al. (2006) hanno eseguito delle analisi di stabilità mediante il software alle differenze finite FLAC2D (Itasca, 2000).

Il versante è stato modellato come un mezzo continuo e all'interno della matrice sono stati inseriti blocchi di forma ellittica, per i quali la scelta della dimensione e del posizionamento dei blocchi è avvenuta attraverso un processo statistico di estrazione random.

In Figura 65 è riportata la geometria del versante analizzato per le tre differenti VBP considerate: 20%, 35% e 50%.

Inoltre sono state considerate analisi in cui il rapporto fra l'asse minore e l'asse maggiore delle ellissi (e) era pari a 0,25, 0,5 e 1, mentre le orientazioni dell'asse maggiore del blocco rispetto all'orizzontale (i) erano di 0° , 45° , 90° e 135° .

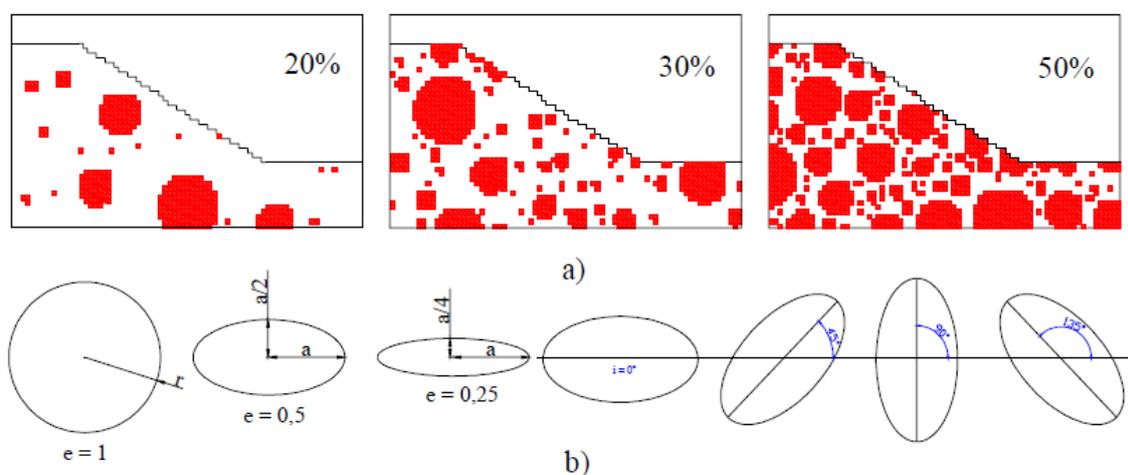


Figura 65 - Rappresentazione del versante analizzato in funzione della VBP (a) e rappresentazione della geometria dei blocchi per diversi valori di e ed i (b) (Barbero et al., 2006).

Le caratteristiche dei materiali costituenti il versante sono riportate in Tabella

4:

	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 4 – Caratteristiche dei materiali costituenti il versante (Barbero et al., 2006).

Il fattore di sicurezza del versante così costituito è stato calcolato al variare della percentuale volumetrica dei blocchi mediante il metodo dello shear strength reduction factor (SSRF). I risultati ottenuti sono riportati in Figura 66.

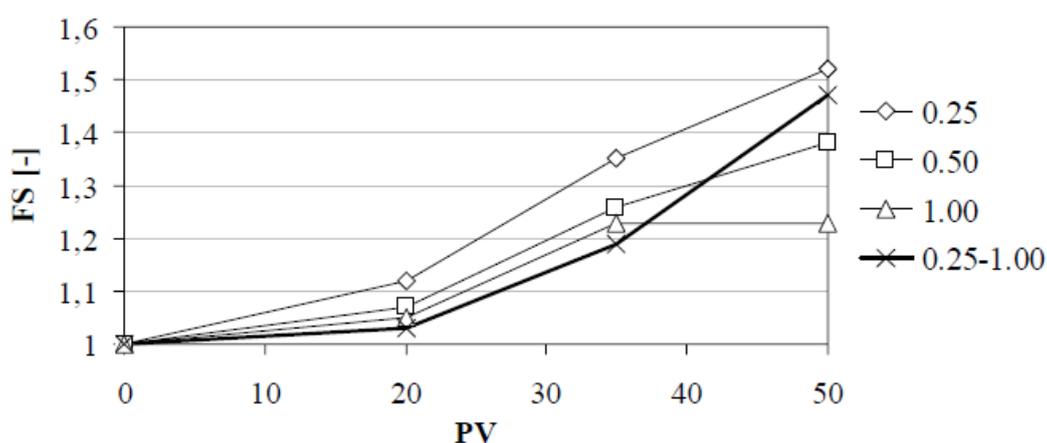


Figura 66 - Valutazione del fattore di sicurezza al variare della percentuale volumetrica dei blocchi (Barbero et al., 2006).

Le analisi condotte da Barbero et al. (2006) hanno portato alla formulazione delle seguenti osservazioni:

- il valore del fattore di sicurezza aumenta all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi. In particolare ciò accade per VBP = (20 ÷ 50)% mentre per VBP < 20% l'incremento del fattore di sicurezza è poco marcato, di conseguenza è lecito considerare il pendio costituito da sola matrice;
- il valore del fattore di sicurezza aumenta quando si considera il versante costituito da ellissi con $e = 0,25$. Ciò è da ricondurre al fatto che tali ellissi

aumentano maggiormente la tortuosità della superficie di rottura rispetto alle ellissi con $e = 1$;

- all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi aumenta l'irregolarità delle superfici di rottura e ciò determina un incremento della stabilità del versante;
- l'orientazione dei blocchi non sembra determinare variazioni significative in termini di fattore di sicurezza.

Di fatto tali risultati confermano i risultati sperimentali ottenuti da altri autori (Medley & Sanz, 2004, Medley & Linqvist, 1995).

4.3.2 Napoli et al. (2018)

Napoli et al. (2018) hanno eseguito numerose analisi bidimensionali di stabilità dei versanti in bimrock al fine di valutare l'influenza della percentuale volumetrica dei blocchi sulla stabilità del versante stesso. Le analisi sono state eseguite mediante il metodo degli elementi finiti (FEM) e il metodo dell'equilibrio limite (LEM).

Entrambe le analisi sono state eseguite su un modello di versante caratterizzato da una geometria semplice in cui l'altezza è stata scelta come dimensione ingegneristica caratteristica (L_c). Il versante presenta un'inclinazione di 30° , i blocchi presentavano forma circolare e sono state considerate le seguenti percentuali volumetriche dei blocchi: 0% (solo matrice), 25%, 40%, 55% e 70%. In realtà, trattandosi di analisi bidimensionali, tali percentuali non corrispondono ai reali valori di percentuale volumetrica (Medley & Sanz, 2004).

Per poter riprodurre la variabilità spaziale e dimensionale dei blocchi è stato sviluppato uno specifico codice Matlab in modo che dimensione e orientamento dei blocchi fossero del tutto casuali all'interno del versante. Inoltre il codice Matlab è stato impostato in modo tale che tra i vari blocchi e tra i blocchi e i bordi del dominio venga mantenuta una certa distanza. Questo ha permesso di evitare la compenetrazione tra i vari blocchi e problemi di elaborazione.

Infine, per ogni VBP sono state eseguite 10 analisi di stabilità, ciascuna con configurazione differente, in modo da ottenere una validità statistica dei risultati.

Le caratteristiche dei materiali costituenti il versante sono riportate in Tabella 5:

Parameter	Matrix	Blocks
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 5 - Caratteristiche dei materiali costituenti il versante (Napoli et al., 2018).

L'analisi di stabilità mediante il metodo degli elementi finiti (FEM) è stata effettuata tramite il software Phase2 di Rocscience.

Il modello utilizzato in tali analisi è riportato in Figura 67.

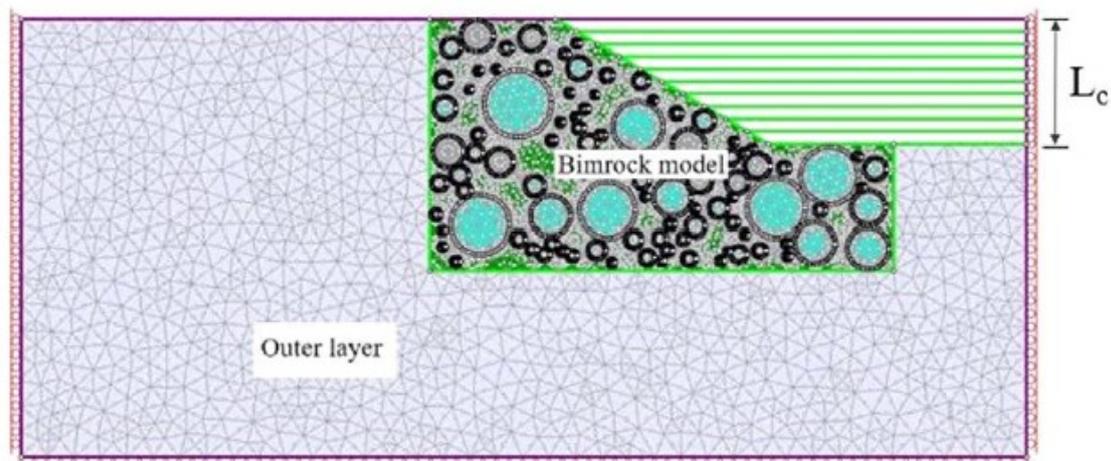


Figura 67 - Esempio di modello di versante analizzato nelle analisi FEM (Napoli et al. 2018).

Dalla Figura 67 è possibile notare che, al fine di evitare l'influenza dovuta alle condizioni al contorno, al di fuori del versante, è stata inserita una porzione di materiale elastico aventi le stesse caratteristiche della matrice.

L'analisi di stabilità mediante il metodo dell'equilibrio limite (LEM) è stata eseguita tramite il software Slide 5.0 di Rocscience, basandosi sul metodo di Bishop semplificato.

Sia per le analisi FEM che per le analisi LEM è stato valutato l'andamento del fattore di sicurezza e del volume di versante instabile coinvolto, in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi. I risultati ottenuti sono riportati in Figura 68, Figura 69, Figura 70 e Figura 71.

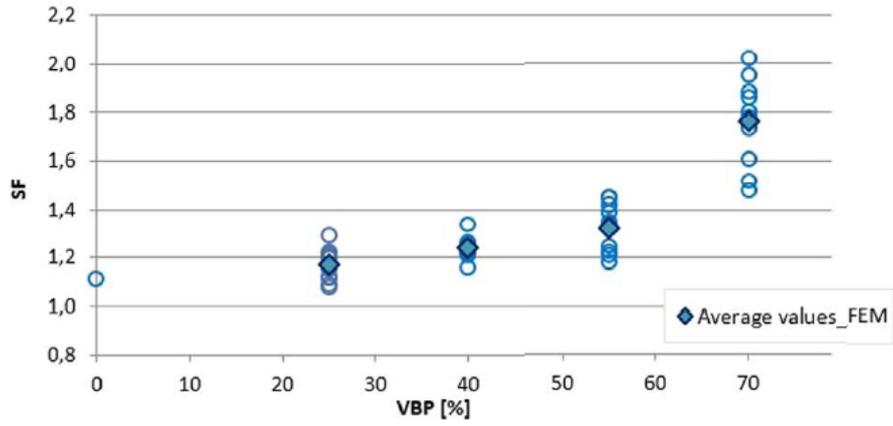


Figura 68 - Andamento del fattore di sicurezza al variare della VBP nelle analisi FEM (Napoli et al., 2018).

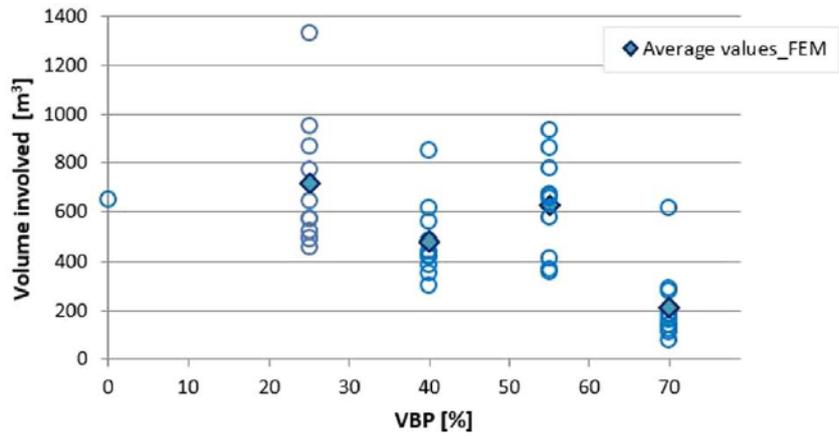


Figura 69 - Quantitativo del volume instabile coinvolto al variare della VBP nelle analisi FEM (Napoli et al., 2018).

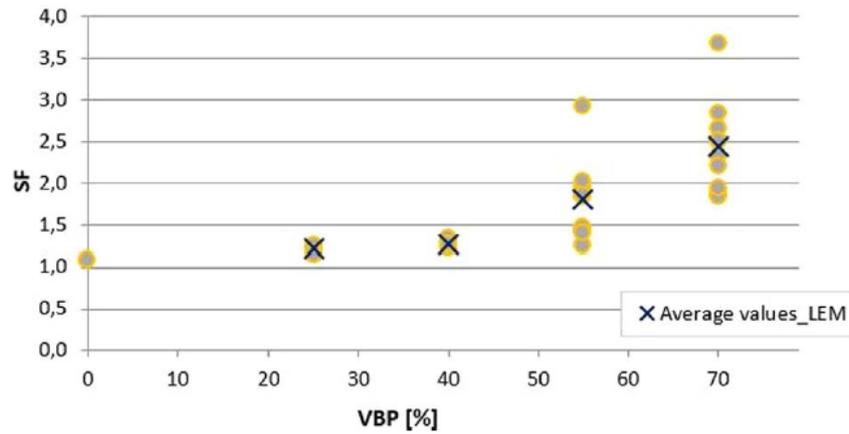


Figura 70 - Andamento del fattore di sicurezza al variare della VBP nelle analisi LEM (Napoli et al., 2018).

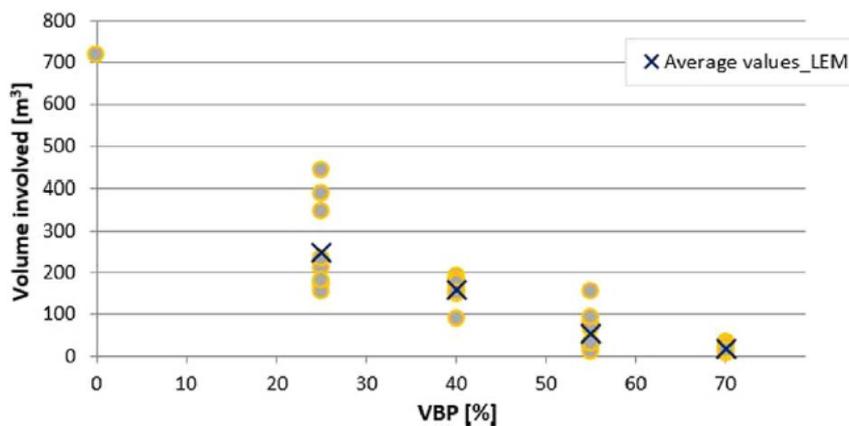


Figura 71 - Quantitativo di volume instabile coinvolto al variare della VBP nelle analisi LEM (Napoli et al., 2018).

Successivamente, i risultati così ottenuti sono stati confrontati con quelli di ulteriori analisi FEM e LEM, in cui sono state utilizzate le proprietà dei bimrock ricavate dalle analisi dei modelli omogenei di Lindquist (1994) e Kalender et al. (2014). Tali approcci sono stati già descritti al paragrafo 2.4.4.

I risultati ottenuti sono riportati in Figura 72 e in Figura 73.

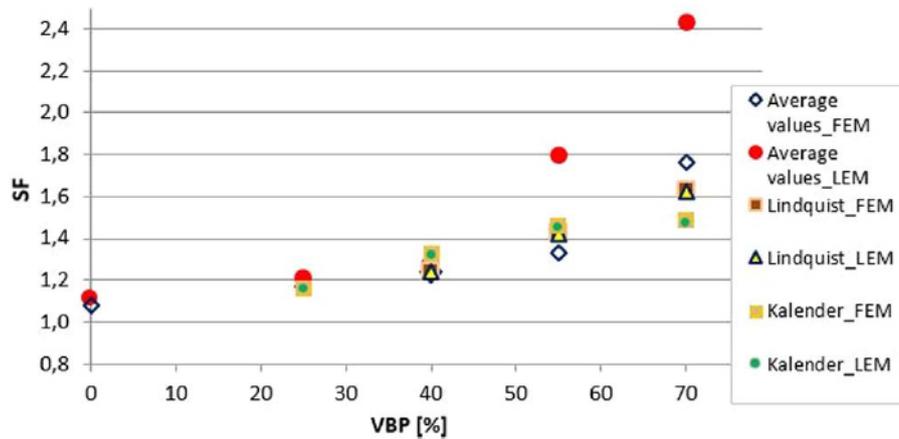


Figura 72 - Andamento del fattore di sicurezza in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto nelle analisi FEM e LEM effettuate per i modelli eterogenei ed omogenei (Napoli et al., 2018).

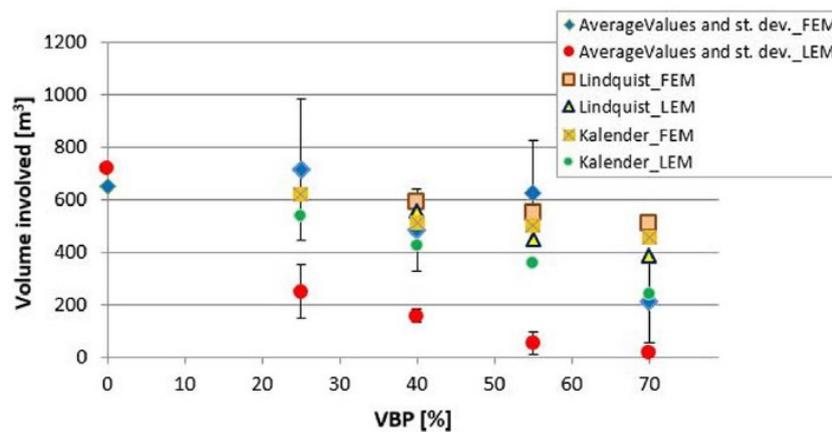


Figura 73 - Quantitativo di volume instabile coinvolto al variare della percentuale volumetrica dei blocchi ottenuto nelle analisi FEM e LEM effettuate per i modelli omogenei ed eterogenei (Napoli et al., 2018).

Dal grafico di Figura 72 si evince che, sia per le analisi FEM che per le analisi LEM, fino a VBP pari al 25% la presenza dei blocchi offre un vantaggio geomeccanico relativamente ridotto mentre si registra un incremento significativo del fattore di sicurezza per VBP comprese tra il 55% e il 70%. Questo conferma i risultati precedentemente ottenuti da Medley & Sanz (2004) e da Barbero et al. (2006).

Dal grafico di Figura 72 si osserva anche che i fattori di sicurezza ricavati tramite analisi LEM risultano essere più elevati rispetto a quelli ricavati tramite analisi FEM. Questo aspetto è da ricondurre al fatto che nelle analisi LEM non viene ad essere considerata la tortuosità della superficie di scorrimento, bensì vengono considerate superfici poco profonde che presentano forma circolare.

La differente configurazione della superficie di rottura tra analisi FEM e LEM è riportata in Figura 74.

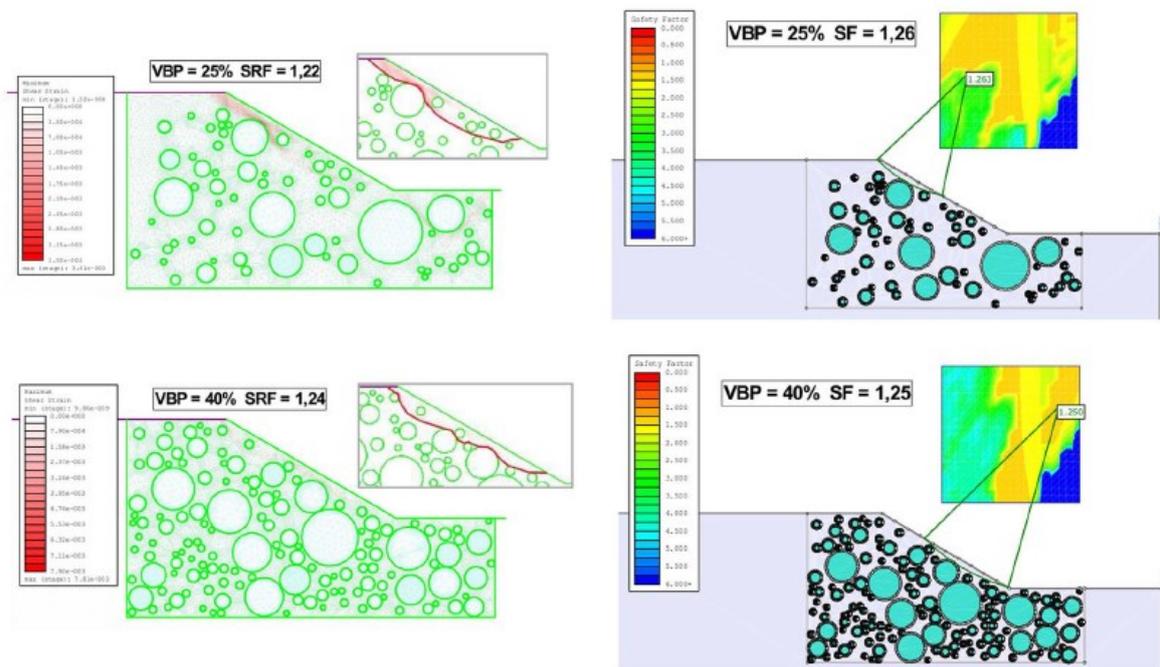


Figura 74 - Esempio di modelli analizzati nelle analisi FEM (a sinistra) e LEM (a destra) per VBP pari al 25% e al 40% con rappresentazione della differente superficie di rottura (Napoli et al., 2018).

Inoltre, a causa del diverso posizionamento dei blocchi all'interno del versante, si osserva un'elevata variabilità dei fattori di sicurezza anche per i modelli che presentano la stessa VBP. Questo ha mostrato che, per poter tener conto della variabilità dei risultati, l'uso di un approccio stocastico sembra essere più appropriato rispetto all'uso di un approccio deterministico (Napoli et al., 2018).

Infine, per quanto riguarda la porzione di volume instabile del versante, si osserva che, poiché sia le analisi LEM che le analisi effettuate nei modelli omogenei equivalenti, non tengono conto della tortuosità della superficie di rottura, gli unici risultati da poter considerare attendibili sono quelli ottenuti con analisi FEM.

Capitolo 5

Analisi di stabilità di versanti in bimrock: modellazione tridimensionale

Nel seguente capitolo verranno descritti i procedimenti adottati per la modellazione tridimensionale di un versante in Bimrock.

Le analisi di stabilità sono state effettuate tramite il software alle differenze finite FLAC3D 6.0 (ITASCA).

Il versante considerato presenta una geometria semplice e delle inclusioni di forma sferica. Sono state prese in considerazione differenti percentuali volumetriche dei blocchi in modo da poter effettuare un confronto con i risultati ottenuti dalle analisi bidimensionali di Napoli et al. (2018). Inoltre, per ognuna di queste percentuali sono state effettuate 10 analisi di stabilità in modo da ottenere una validità statistica dei risultati.

5.1 Geometria del pendio

Sulla base del modello geometrico analizzato da Napoli et al. (2018) è stato sviluppato il modello tridimensionale di versante riportato in Figura 75.

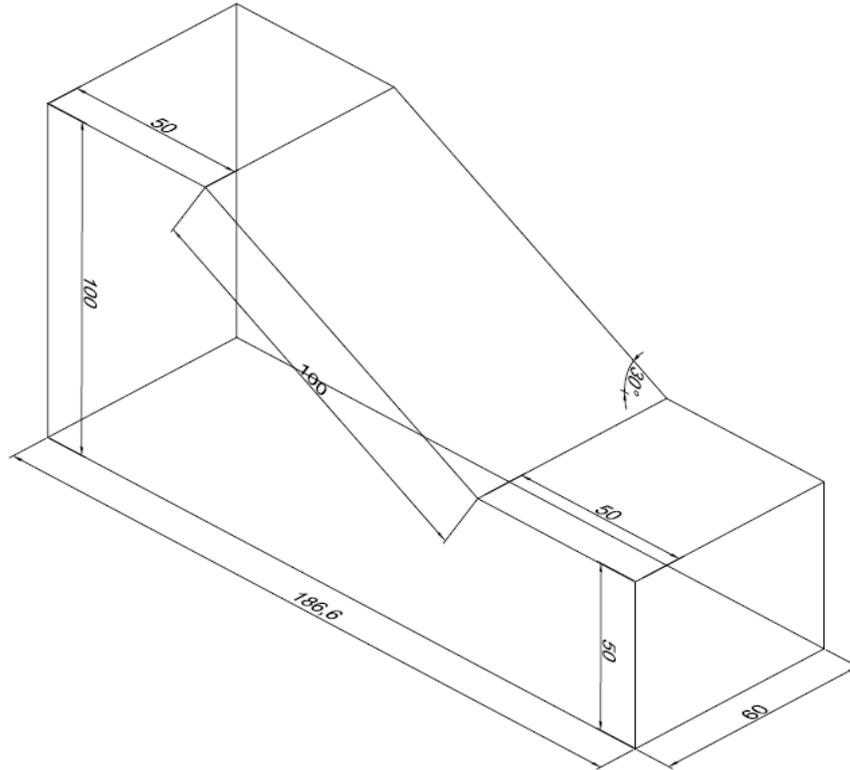


Figura 75 - Visualizzazione tridimensionale della geometria del versante analizzato (quote in metri).

All'interno del versante così definito sono stati inseriti blocchi di forma sferica la cui generazione, in termini di dimensione e posizione, è stata eseguita tramite un codice MATLAB già sviluppato in una precedente ricerca.

In tale codice MATLAB, i diametri dei blocchi sono stati estratti dalla seguente funzione di distribuzione cumulata (Equazione 17) a cui è associata la funzione di densità di probabilità riportata nell'Equazione 18:

$$F(d) = \frac{a^{1+q} - d^{1+q}}{a^{1+q} - b^{1+q}} \quad (17)$$

$$f(d) = -\frac{1+q}{a^{1+q} - b^{1+q}} \cdot d^q \quad (18)$$

In cui:

- q rappresenta la dimensione frattale, posta pari a 1,5;
- d rappresenta il valore del diametro del blocco;
- $a = 0,05L_c$ rappresenta la dimensione minima che può assumere il diametro;

- $b = 0,75L_c$ rappresenta la dimensione massima che può assumere il diametro;
- $F(d) = 0,0001$ rappresenta la differenza minima dei diametri;
- L_c è la dimensione ingegneristica caratteristica. Essa è stata assunta pari all'altezza del versante, ovvero 50 metri.

Sono state analizzate le seguenti percentuali volumetriche dei blocchi: 15%, 25%, 40% e 52%.

Sono stati scelti tali valori in modo da poter effettuare dei confronti con le analisi bidimensionali condotte da Napoli et al. (2018).

Non è stato possibile analizzare il versante con una VBP pari al 70%: Ping et al. (2010) hanno dimostrato, tramite delle analisi numeriche, che nelle analisi tridimensionali il valore limite di volume occupabile da sfere disposte in modo casuale e con volume differente (viene preso in conto il valore medio del volume delle sfere) è pari a circa il 63÷64% nel caso in cui si cerchi di riempire tutti i vuoti dell'ipotetico contenitore, altrimenti è pari a circa il 55%.

Inoltre, non è stato possibile modellare il versante con una VBP superiore al 52% poiché, per evitare problemi in fase di elaborazione nell'analisi di stabilità, sono state imposte nel codice di calcolo delle condizioni di distanza minima tra le sfere e le sfere e gli estremi del modello del versante (10 centimetri). Ciò, di fatto, ha ridotto il volume disponibile per le sfere.

In definitiva, il codice MATLAB fornisce un file di testo contenente la posizione e la dimensione delle varie sfere estratte in modo casuale. Per ogni percentuale, come detto, sono state eseguite 10 estrazioni tramite tale codice.

Le coordinate delle sfere così ottenute vengono posizionate all'interno del versante tramite il software Autocad ottenendo la configurazione mostrata in Figura 76.

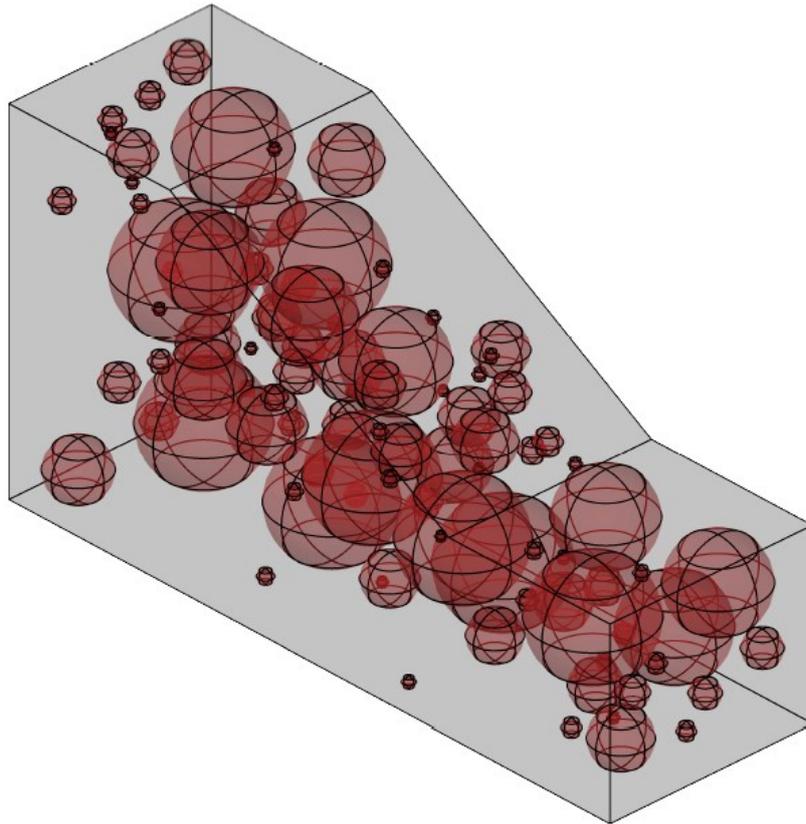


Figura 76 - Modello Autocad del versante con una VBP pari al 25%.

5.2 Generazione della mesh

La mesh del versante è stata realizzata mediante il software Rhinoceros 6 (Robert McNeel & Associates) tramite l'utilizzo del plug-in Griddle (Itasca).

Nel software Rhinoceros, le varie entità geometriche sono rappresentate tramite NURBS (Non Uniform Rational B-Splines), ovvero delle rappresentazioni matematiche mediante le quali è possibile definire accuratamente geometrie 2D e 3D.

Su Rhinoceros viene caricato il file .DWG ottenuto precedentemente tramite Autocad e successivamente si procede alla creazione della mesh.

Il plug-in Griddle permette di ridisegnare le mesh di superficie di Rhinoceros e produrre mesh volumetriche di elevata qualità costituite da elementi tetraedrici o esagonali.

In Tabella 6 e Tabella 7 sono riportati i parametri utilizzati per la creazione della mesh superficiale, tramite il comando “_Gsurf”, e della mesh volumetrica, tramite il comando “_GVol”.

In particolare, per ogni modello analizzato, la mesh superficiale è stata realizzata tramite un mix di triangoli e quadrilateri.

GSurf input parameters	
<i>MinEdgeLenght</i>	0
<i>MaxEdgeLenght</i>	1
<i>Mode</i>	<i>QuadDom</i>
<i>RidgeAngle</i>	20
<i>MaxGradiation</i>	0,1
<i>DeleteInput</i>	<i>Yes</i>

Tabella 6 – Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh superficiale

GVol input parameters	
<i>Mode</i>	<i>ConHexDome</i>

Tabella 7 - Parametri di input utilizzati per la definizione della mesh volumetrica

In cui:

- *MinEdgeLenght* e *MaxEdgeLenght* controllano la dimensione minima e massima del bordo risultante nella mesh della superficie finale;
- il termine *QuadDom* sta ad indicare che la mesh superficiale è stata realizzata tramite un mix di triangoli e quadrilateri;
- il parametro *RidgeAngle*, specificato in gradi, controlla il livello di dettaglio nella mesh risultante. Un *RidgeAngle* più basso si traduce in maggiori dettagli inclusi nella mesh finale. In generale, un *RidgeAngle* pari a 20 gradi (impostazione predefinita) rappresenta un buon livello di dettaglio;
- il parametro *MaxGradiation* controlla la gradazione delle dimensioni degli elementi. Un valore vicino a 0 porta ad una variazione più graduale della dimensione delle maglie mentre valori più alti portano a cambiamenti più bruschi nelle dimensioni degli elementi;

- con il termine *DeleteInput* si vuole indicare l'eliminazione della mesh creata originariamente con Rhinoceros e l'accettazione della nuova mesh con i parametri indicati;
- il termine *ConHexDome* produce una mesh di volume esagonale dominante. Le superfici di input devono contenere quadrilateri per questa opzione.

La mesh così ottenuta è riportata in Figura 77. Il file creato verrà salvato nel formato .f3grid in modo da essere successivamente importato in FLAC3D.

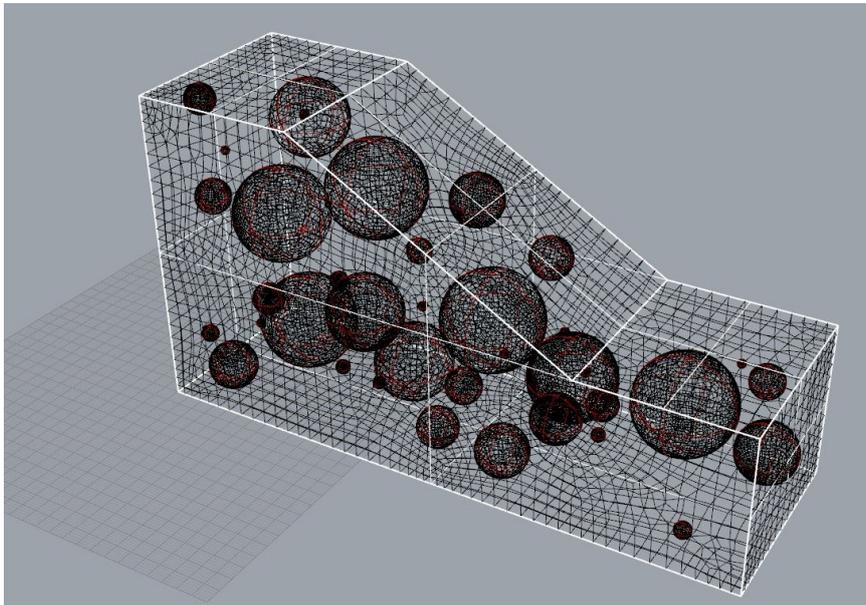


Figura 77 - Rappresentazione della mesh per uno dei modelli analizzati con VBP = 15%.

5.3 FLAC3D

FLAC3D è un programma alle differenze finite esplicito realizzato per studiare numericamente il comportamento meccanico di un mezzo tridimensionale continuo quando raggiunge l'equilibrio o un flusso plastico costante.

La risposta osservata deriverà sia dal particolare modello matematico utilizzato sia da una specifica implementazione numerica.

5.3.1 Descrizione del modello matematico

I meccanismi che governano il comportamento del modello analizzato derivano da principi generali (definizione di deformazione, leggi del moto) e dall'uso di equazioni costitutive che definiscono il materiale idealizzato.

L'espressione matematica risultante è un insieme di equazioni differenziali parziali, relative a variabili meccaniche (sollecitazione) e cinematiche (velocità di deformazione, velocità), che devono essere risolte per particolari geometrie e proprietà, dati i limiti specifici e le condizioni iniziali.

Inoltre, sebbene FLAC3D si occupi principalmente dell'analisi dello stato di tensione e deformazione del mezzo vicino allo stato di equilibrio, all'interno del software sono implementate delle equazioni del moto. La sezione di implementazione numerica mostra che i termini inerziali sono usati come mezzo per raggiungere lo stato di equilibrio in modo numericamente stabile.

Nella formulazione lagrangiana adottata in FLAC3D, un punto nel mezzo è caratterizzato dalle seguenti componenti vettoriali (Equazione 19) di spostamento, velocità e accelerazione:

$$x_i, u_i, \frac{dv_i}{dt} \quad \text{con } i = 1,2,3 \quad (19)$$

Per convenzione, all'interno del software, il simbolo a_i denota la componente i del vettore $[a]$ in un sistema di riferimento cartesiano; A_{ij} è la componente (i,j) del tensore $[A]$. Inoltre, α_i è la derivata parziale di α rispetto a x_i (α può essere una variabile scalare, un vettore o la componente di un tensore).

Infine, per definizione, tensione ed estensione sono positive.

Per quanto riguarda lo stato tensionale, un dato punto del mezzo è caratterizzato dal tensore simmetrico di sollecitazione σ_{ij} . Il vettore di trazione $[t]$ su una faccia con unità normale $[n]$ è dato dalla formula di Cauchy (Equazione 20):

$$t_i = \sigma_{i,j} \cdot n_j \quad (\text{tensione positiva}) \quad (20)$$

Le componenti del tensore di deformazione possono essere rappresentate tramite l'Equazione 21, ipotizzando di far muovere le particelle nel mezzo con velocità

$[v]$, in un tempo infinitesimo dt . Il mezzo risulterà essere sottoposto ad uno sforzo infinitesimo determinato dalla traslazione $v_i dt$.

$$\varepsilon_{i,j} = \frac{1}{2}(v_{i,j} + v_{j,i}) \quad (21)$$

Inoltre, si utilizzano l'equazione del moto di Cauchy (Equazione 22):

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = \rho \cdot \frac{dv_i}{dt} \quad (22)$$

In cui:

- ρ rappresenta il peso specifico del mezzo;
- $[b]$ rappresenta la forza peso per unità di massa;
- $d[v]/dt$ rappresenta la derivata della velocità (accelerazione).

Nel caso di equilibrio statico del mezzo, l'accelerazione è nulla e l'Equazione 22 si riduce nella seguente Equazione 23:

$$\sigma_{ij,j} + \rho b_i = 0 \quad (23)$$

Per quanto riguarda le condizioni al contorno, sono costituite da trazioni e/o velocità imposte al contorno. Inoltre, possono essere presenti forze nel corpo ed è necessario specificare lo stato di tensione iniziale del corpo stesso.

In definitiva, le equazioni del moto (Equazione 22) e le equazioni che rappresentano lo stato deformativo (Equazione 23), costituiscono un sistema composto da nove equazioni e quindici incognite.

Le ulteriori sei relazioni sono fornite dalle equazioni costitutive che definiscono la natura del materiale preso in esame. Queste sono riportate di seguito (Equazione 24):

$$[\check{\sigma}] = H_{i,j}(\sigma_{i,j}, \varepsilon_{i,j}, k) \quad (24)$$

In cui:

- $[\check{\sigma}]$ rappresenta il tensore delle tensioni;
- k rappresenta un parametro che tiene conto della storia tensionale del materiale.

5.3.2 Criterio di rottura

L'involuppo di rottura del modello analizzato corrisponde al criterio di Mohr-Coulomb con limitazione della tensione di trazione. La posizione di un punto associato ad uno stato tensionale su questo involuppo è controllata da una legge di flusso non associata per rottura a taglio e da una legge di flusso associata per rottura a trazione.

Il criterio di Mohr-Coulomb, in FLAC3D, viene espresso in termini di tensioni principali σ_1, σ_2 e σ_3 le quali rappresentano le componenti del vettore delle tensioni generalizzate per questo modello ($n = 3$). Le componenti del corrispondente vettore generalizzato delle deformazioni saranno le seguenti deformazioni principali: $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ e ε_3 .

L'espressione incrementale della legge di Hooke in termini di tensione generalizzato e incrementi di tensione ha la seguente forma (Equazione 25):

$$\begin{cases} \Delta\sigma_1 = \alpha_1\Delta\varepsilon_1^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_2^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_2 = \alpha_1\Delta\varepsilon_2^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_1^e + \Delta\varepsilon_3^e) \\ \Delta\sigma_3 = \alpha_1\Delta\varepsilon_3^e + \alpha_2(\Delta\varepsilon_1^e + \Delta\varepsilon_2^e) \end{cases} \quad (25)$$

In cui α_1 e α_2 sono delle costanti relative al materiale considerato definite in termini di modulo di taglio G e modulo di comprimibilità K come segue (Equazione 26, Equazione 27):

$$\alpha_1 = K + \frac{4}{3}G \quad (26)$$

$$\alpha_2 = K - \frac{2}{3}G \quad (27)$$

Il criterio di Mohr-Coulomb può essere rappresentato nel piano $\sigma_1 - \sigma_3$ come mostrato in Figura 78 purché sia rispettata la condizione $\sigma_1 \leq \sigma_2 \leq \sigma_3$.

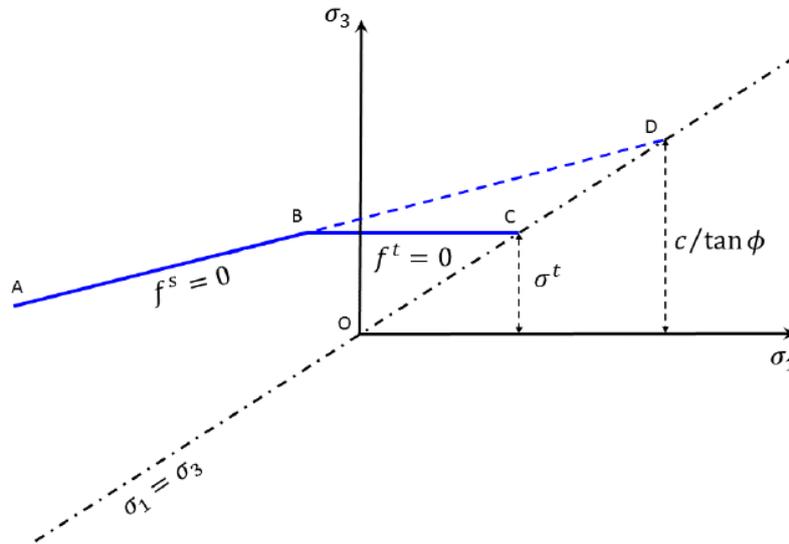


Figura 78 – Rappresentazione del criterio di rottura alla Mohr-Coulomb (FLAC3D).

L'involuppo di rottura può essere espresso come (Equazione 28):

$$f(\sigma_1, \sigma_3) = 0 \quad (28)$$

Tale involuppo è definito a partire dal punto A fino al punto B dal criterio di rottura di Mohr-Coulomb (Equazione 29):

$$f^s = 0 \quad (29)$$

In cui (Equazione 30):

$$f^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\phi - 2c \cdot \sqrt{N_\phi} \quad (30)$$

Dove:

- ϕ rappresenta l'angolo di resistenza al taglio;
- c rappresenta la coesione;
- N_ϕ è calcolato mediante l'Equazione 31:

$$N_\phi = \frac{1 + \sin(\phi)}{1 - \sin(\phi)} \quad (31)$$

L'involuppo di Figura 78, è invece rappresentato, a partire dal punto B al punto C, dal seguente criterio di rottura a trazione (Equazione 32):

$$f^t = 0 \quad (32)$$

In cui (Equazione 33):

$$f^t = \sigma_3 - \sigma^t \quad (33)$$

Dove σ^t rappresenta la resistenza a trazione il cui massimo valore è dato dall'Equazione 34:

$$\sigma_{max}^t = \frac{c}{\tan(\phi)} \quad (34)$$

La funzione che esprime il potenziale è espressa per mezzo di due funzioni utilizzate per definire il flusso di taglio plastico e il flusso di tensione plastico. Queste sono rispettivamente rappresentate dalle Equazione 35 ed Equazione 36.

$$g^s = -\sigma_1 + \sigma_3 N_\psi \quad (35)$$

$$g^t = f^t = \sigma_3 - \sigma^t \quad (36)$$

In cui ψ è l'angolo di dilatanza e N_ψ è dato da (Equazione 37):

$$N_\psi = \frac{1 + \sin(\psi)}{1 - \sin(\psi)} \quad (37)$$

In questo modo, la linea rappresentata dalla diagonale tra la rappresentazione di $f_s = 0$ e $f_t = 0$ divide il dominio in due parti (Figura 79):

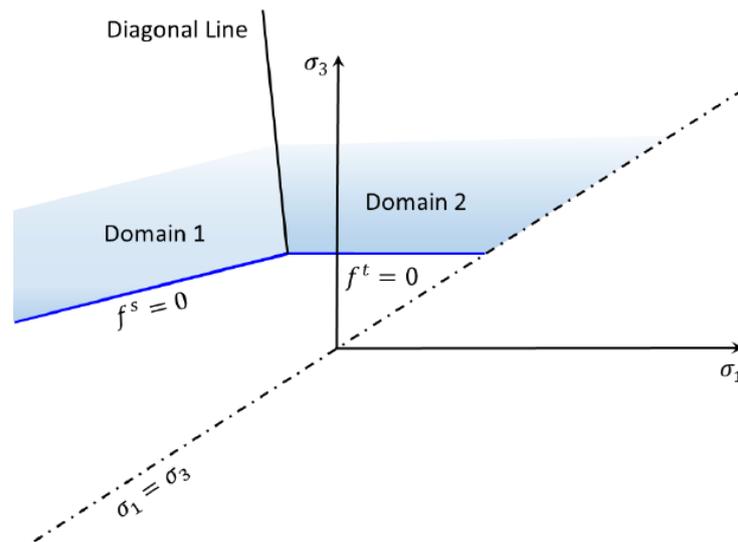


Figura 79 - Modello di Mohr-Coulomb: domini utilizzati nella definizione della legge di flusso (FLAC3D).

Se uno stato tensionale è rappresentato da un punto nel Dominio 1, esso sarà associato ad una rottura a taglio e tale punto sarà posizionato sulla curva $f^s = 0$. Se uno stato tensionale è rappresentato da un punto nel Dominio 2, esso sarà associato ad una rottura tensionale e tale punto sarà posizionato sulla curva $f^t = 0$.

5.3.3 Calcolo del fattore di sicurezza

In FLAC3D è possibile effettuare analisi di stabilità tramite il calcolo del fattore di sicurezza utilizzando il metodo di riduzione della resistenza (*Strength reduction method*).

Il fattore di sicurezza può essere definito per qualsiasi parametro rilevante del problema considerando il rapporto tra il valore del parametro calcolato in determinate condizioni e il valore critico del parametro in cui si manifesta l'inizio di un risultato inaccettabile.

Per convenzione, un fattore di sicurezza maggiore di uno indica condizioni stabili. Tuttavia, è bene sottolineare che, ad eccezione dei casi semplici, il fattore di sicurezza non sarà generalmente correlato linearmente al parametro del problema selezionato per il quale è stato definito.

Per calcolare il fattore di sicurezza è necessario identificare i valori dei parametri reali e critici. Nel caso più generale, il valore del parametro effettivo viene valutato mediante risoluzione diretta delle equazioni che governano il problema, e spesso questo viene fatto usando un metodo numerico.

Per stimare il valore critico è possibile utilizzare una tecnica di prova ed errore (*trial-and-error*), in base alla quale vengono eseguite simulazioni numeriche per un intervallo di valori dei parametri fino a quando non viene trovato il valore critico.

Come già affermato l'involuppo di rottura del modello analizzato corrisponde al criterio di Mohr-Coulomb. In questo caso la coesione, c , e l'angolo di attrito, ϕ , sono i parametri che di default sono utilizzati per il calcolo del fattore di sicurezza. Le equazioni di riduzione per questi parametri sono le seguenti (Equazione 38, Equazione 39):

$$c^{trial} = \frac{1}{F^{trial}} \cdot c \quad (38)$$

$$\phi^{trial} = \arctan \left[\frac{1}{F^{trial}} \cdot \tan(\phi) \right] \quad (39)$$

È inoltre possibile considerare anche la resistenza a trazione, utilizzando la seguente equazione di riduzione (Equazione 40):

$$\sigma_t^{trial} = \frac{1}{F^{trial}} \cdot \sigma_t \quad (40)$$

5.4 Caratteristiche del modello di versante analizzato in FLAC3D

Una volta realizzata la mesh con Rhinoceros e Griddle, è stato possibile importare il modello su FLAC3D. In Figura 80 è rappresentato un esempio di versante importato con le relative inclusioni sferiche.

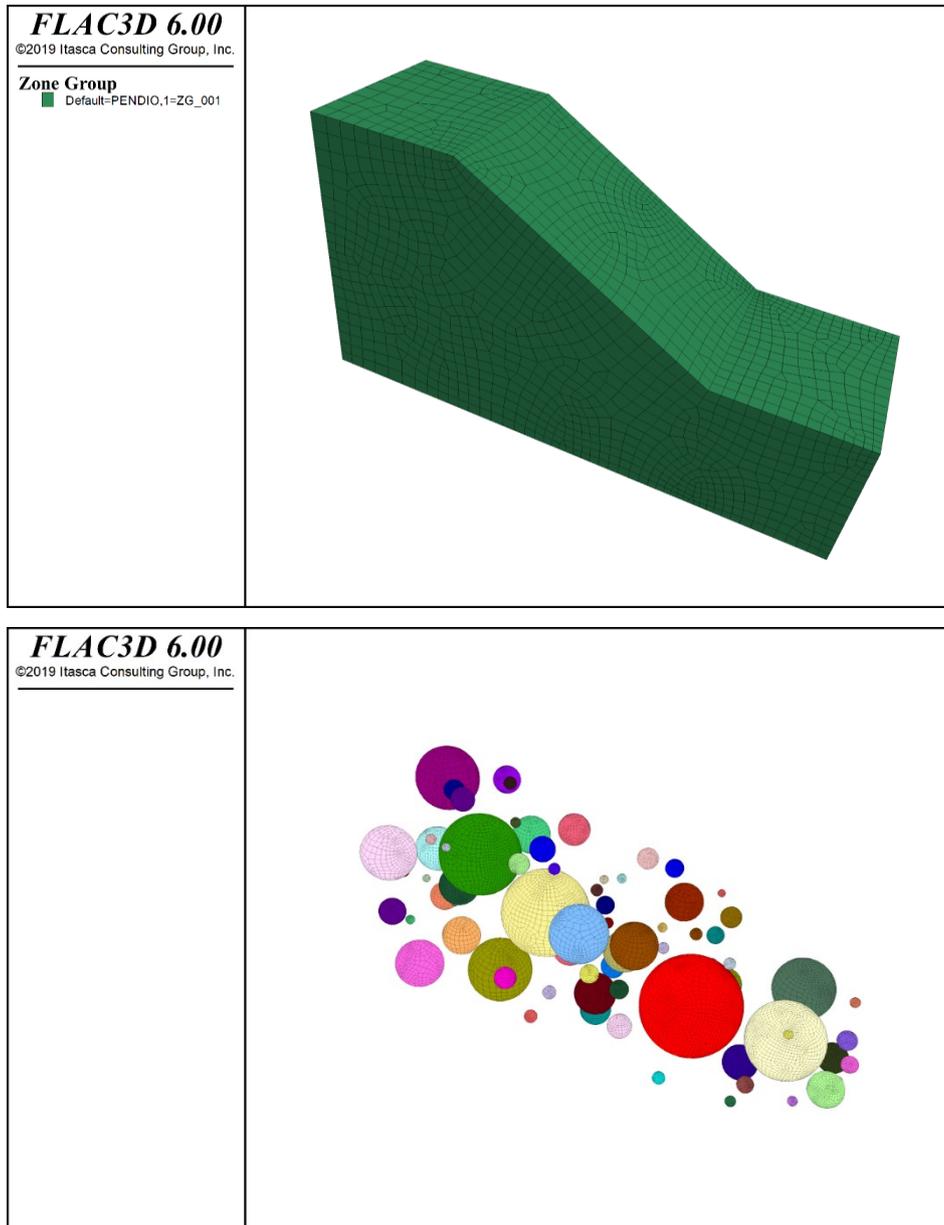


Figura 80 - Rappresentazione di un modello con VBP = 15% importato su FLAC3D (in alto) con le relative inclusioni sferiche (in basso).

Complessivamente la geometria del versante analizzato è stata quella riportata in Figura 81.

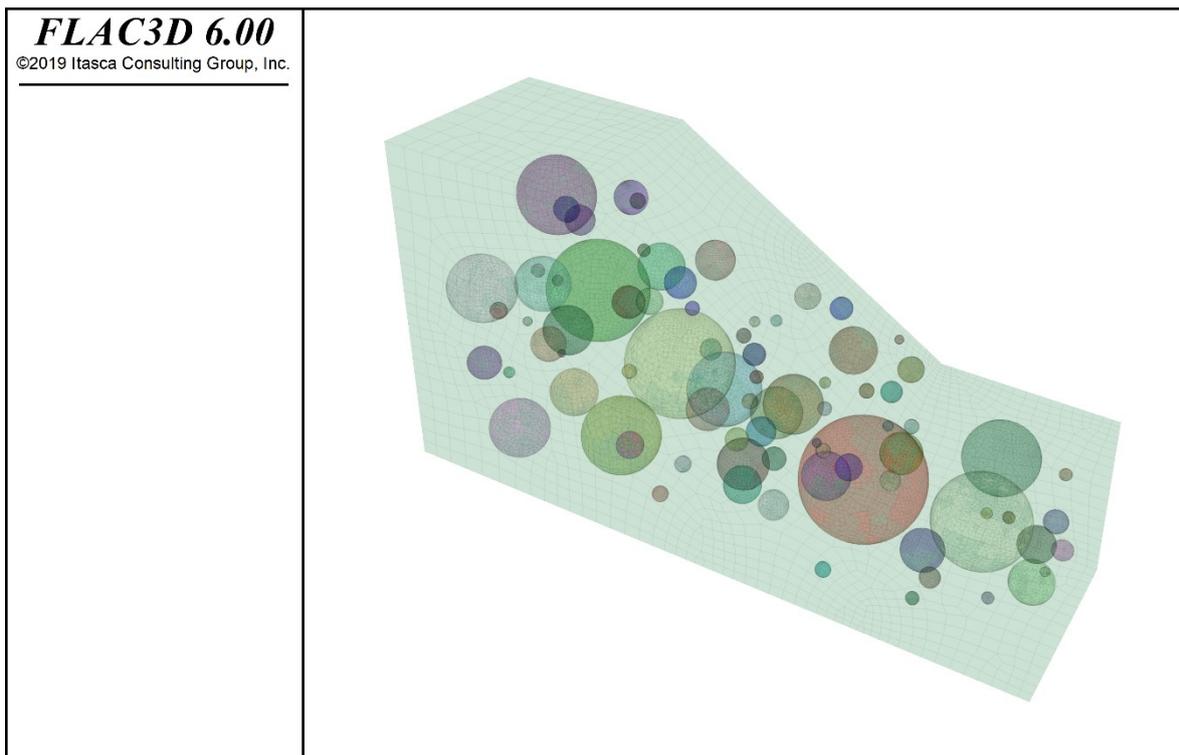


Figura 81 - Esempio di versante con VBP = 15% analizzato su FLAC3D.

Per poter procedere con l'analisi di stabilità è stato necessario definire due gruppi: PENDIO e SFERE in modo da poter assegnare, a ciascuno dei due, le differenti caratteristiche meccaniche riportate in Tabella 8.

I valori assegnati sono uguali a quelli utilizzati da Napoli et al. (2018) in modo da poter effettuare dei confronti sui risultati.

	PENDIO (matrice)	SFERE (blocchi)
E [GPa]	2,5	7,2
γ [kN/m^3]	23	23
ν [-]	0,3	0,33
c [kPa]	10	1000
ϕ [°]	28	50

Tabella 8 - Caratteristiche meccaniche dei materiali costituenti matrice e blocchi.

Nei vari modelli analizzati è stata utilizzata la stessa legge costitutiva e lo stesso criterio di rottura adottato da Napoli et al. (2018) nei suoi studi: legge costitutiva elastica perfettamente plastica e criterio di rottura alla Mohr-Coulomb.

Per poter assegnare le condizioni al contorno è stato necessario definire, con un nome identificativo, le differenti superfici costituenti il versante (Figura 82).

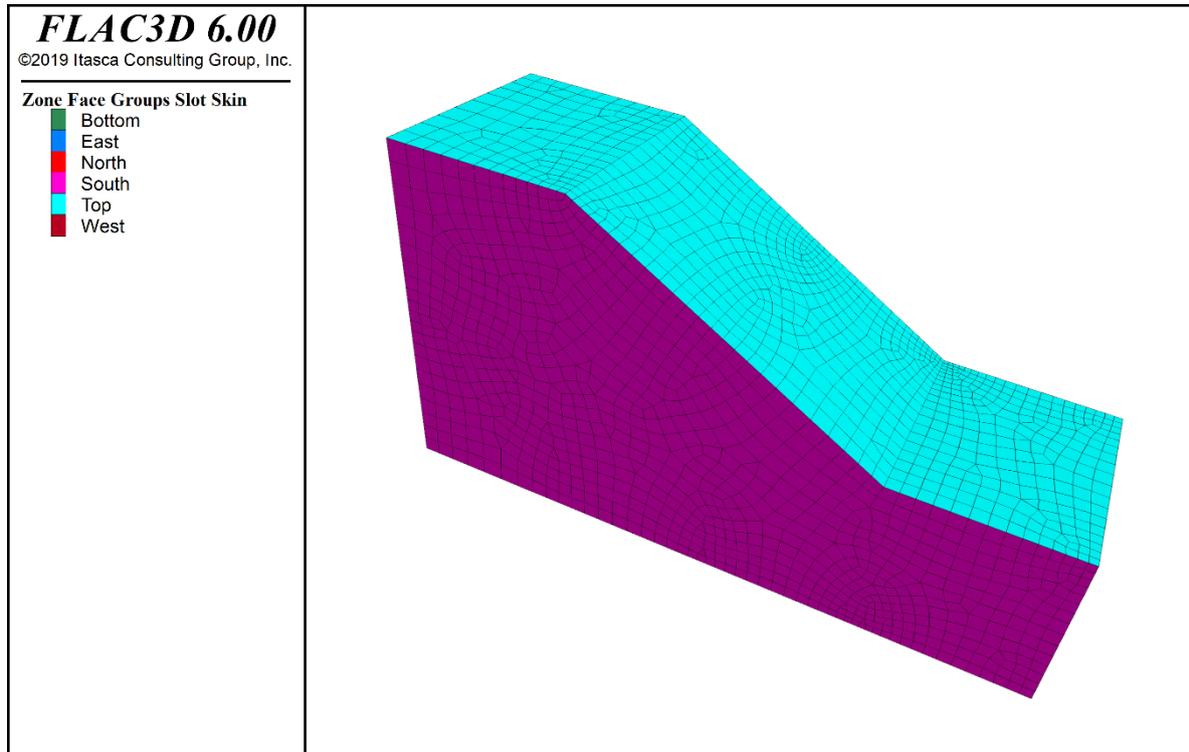


Figura 82 – Identificazione delle diverse facce costituenti il versante.

In questo modo è stato possibile impostare, in termini di velocità, le seguenti condizioni al contorno:

- Alle superfici East, West, North, South e Bottom (ovvero le superfici laterali e la superficie di base) è stata assegnata una velocità normale alla superficie nulla ($v_n = 0 \text{ m/s}$);
- Alla superficie Top (la superficie superiore del versante) non è stata imposta alcuna restrizione.

Il versante è inoltre soggetto alla sola forza gravitazionale.

Capitolo 6

Risultati ottenuti dalle analisi di stabilità

In questo capitolo vengono riportati i risultati ottenuti dalle analisi relative alle 10 estrazioni effettuate per ogni percentuale volumetrica in termini di massime deformazioni di taglio, spostamenti e fattore di sicurezza.

6.1 VBP =15%

I risultati ottenuti, per le 10 estrazioni, in termini di fattore di sicurezza (*FS*) sono riportati nella seguente Tabella 9:

VBP = 15%		
Estrazione	FS [-]	Valore medio
1	1.173	1.219
2	1.220	
3	1.230	
4	1.178	
5	1.277	
6	1.202	
7	1.200	
8	1.25	
9	1.239	
10	1.22	

Tabella 9 - Risultati ottenuti, in termini di *FS*, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 15%.

A titolo esemplificativo si riportano i risultati ottenuti per una di queste estrazioni in termini di massime deformazioni di taglio, le quali permettono di individuare visivamente e in maniera qualitativa la porzione di volume instabile, e di spostamenti in Figura 83 e in Figura 84.

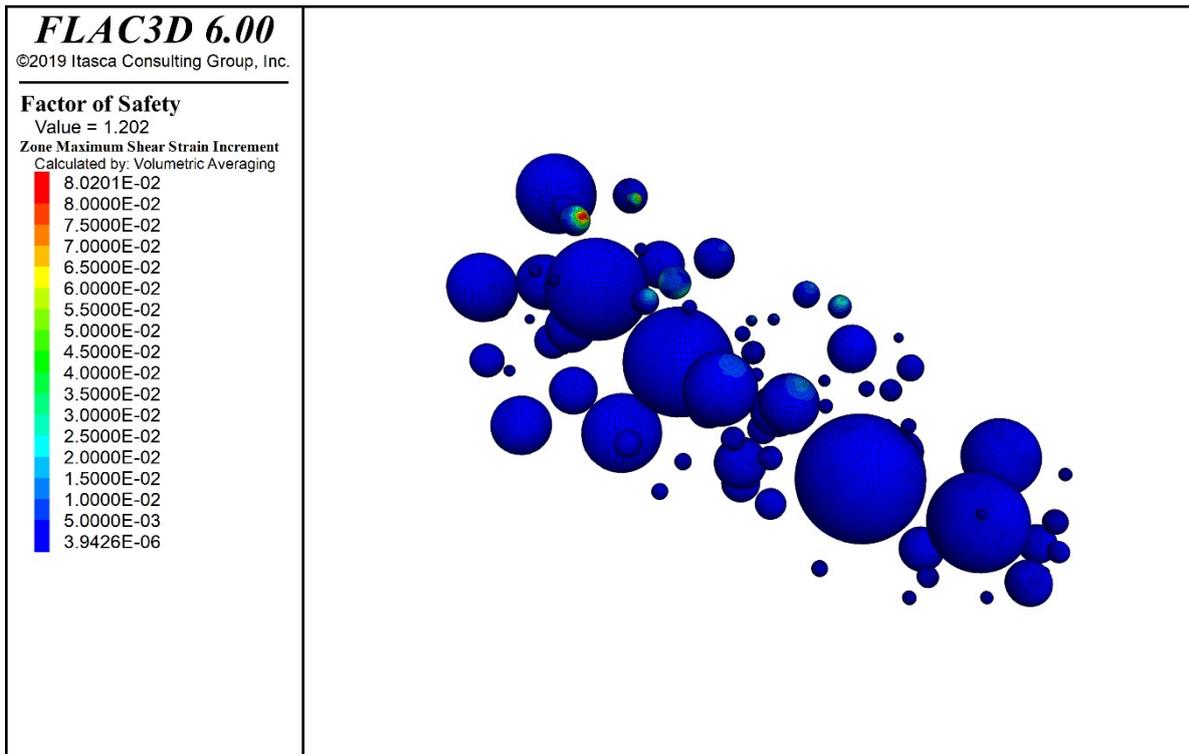
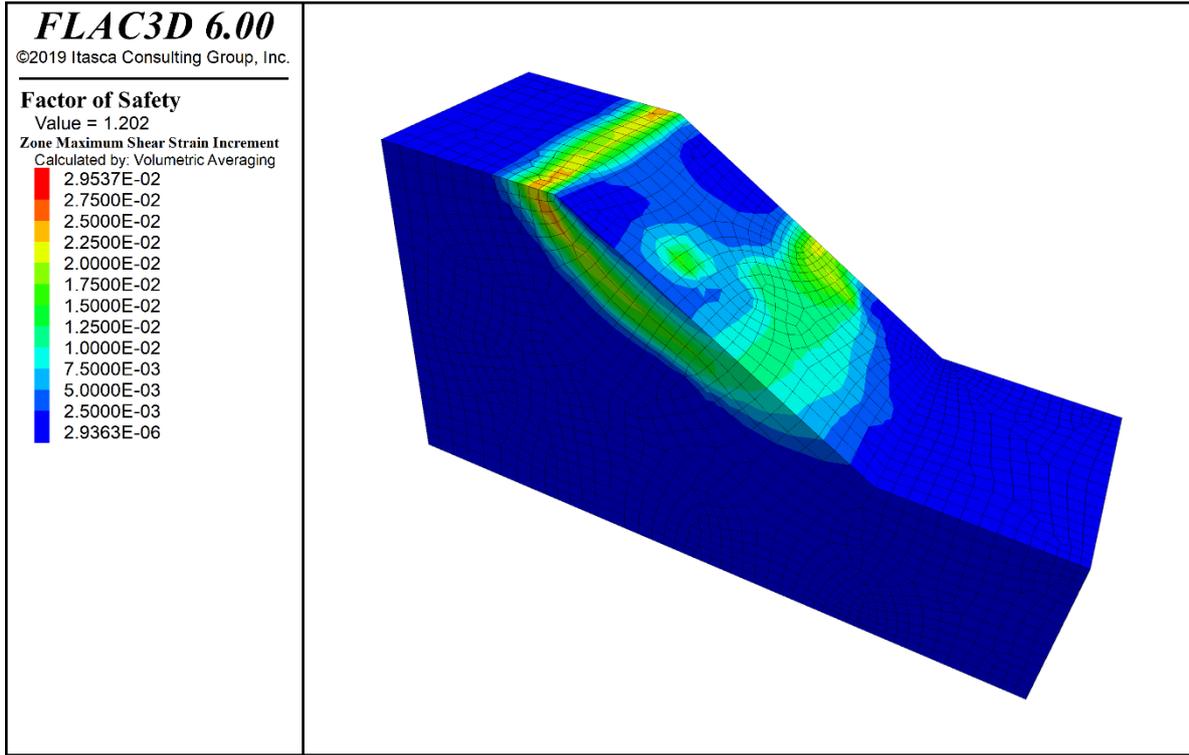


Figura 83 – Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

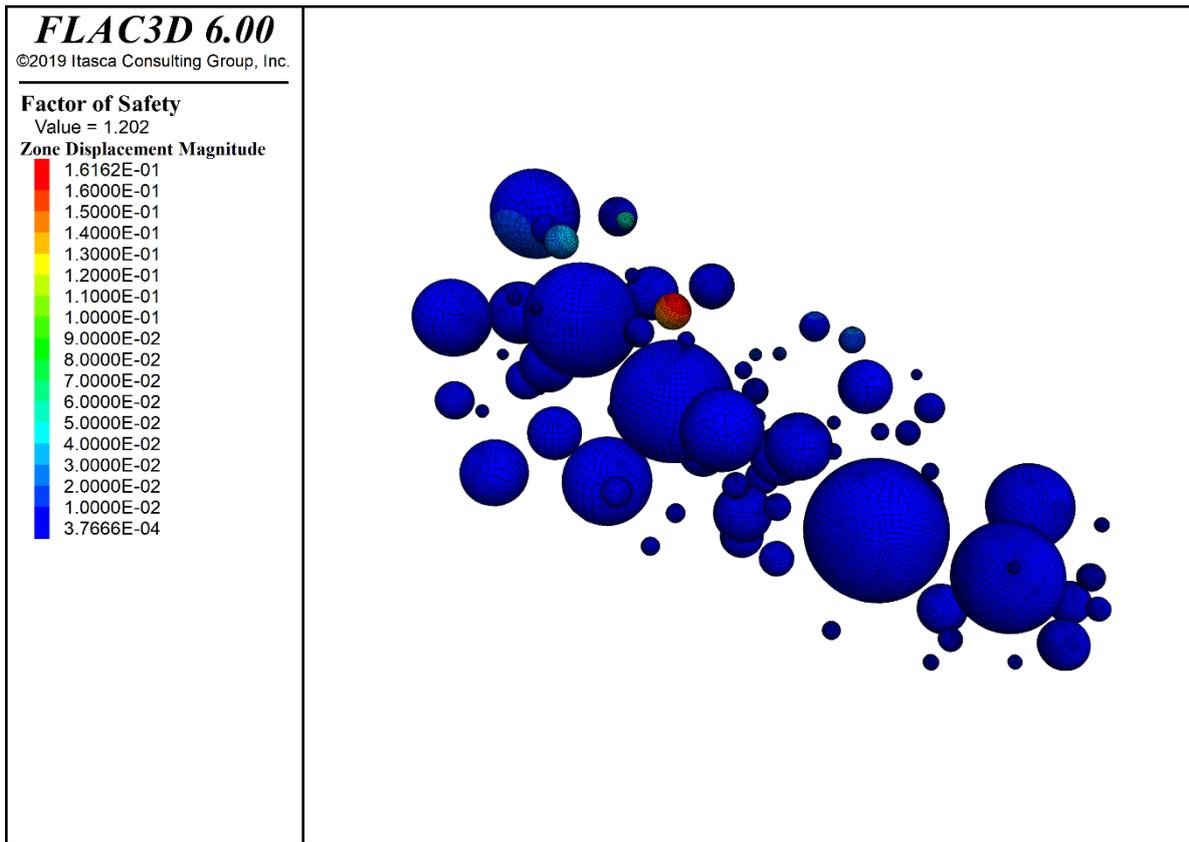
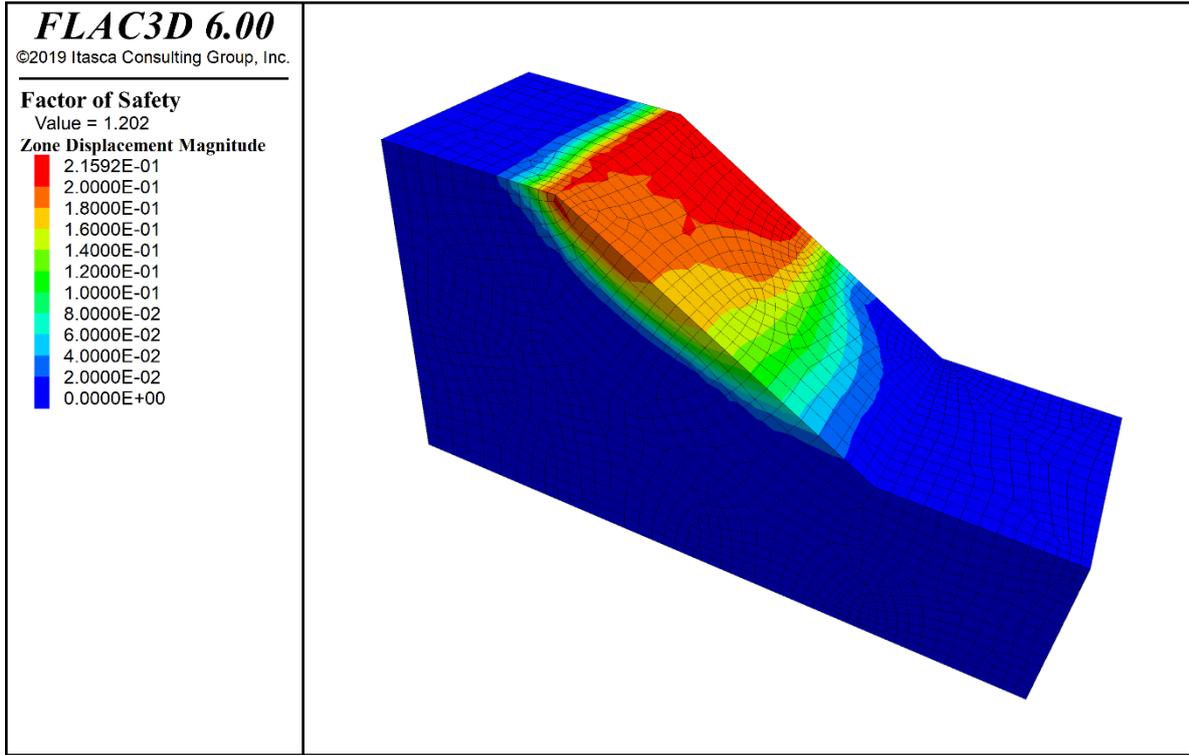


Figura 84 - Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

Al fine di poter ipotizzare l'andamento della possibile superficie di rottura del versante, in Figura 85 sono rappresentate in maniera sovrapposta le massime deformazioni di taglio del versante e delle sfere.

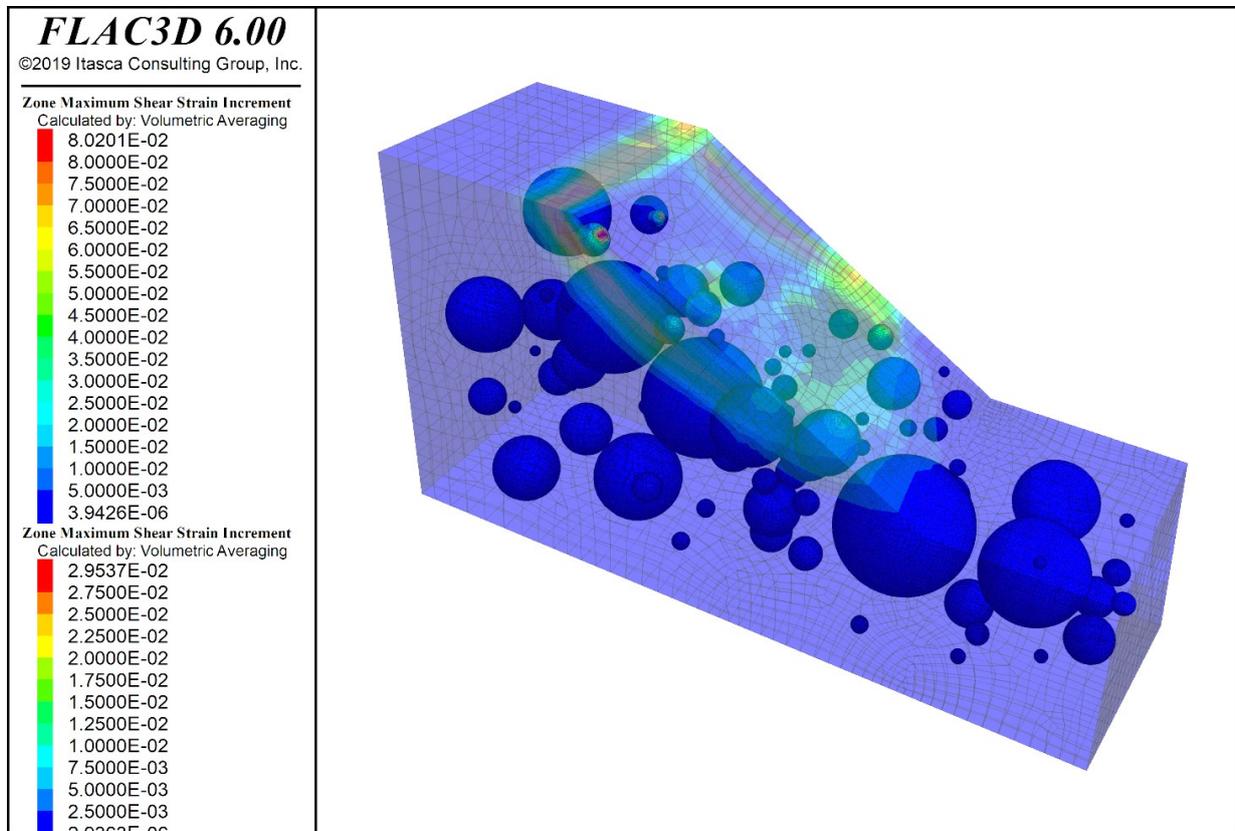


Figura 85 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 15%).

In Allegato 1, sono riportate le massime deformazioni di taglio per altre tre estrazioni con VBP = 15% in modo da poter avere differenti visualizzazioni dell'influenza della presenza delle sfere sulla potenziale superficie di rottura.

6.2 VBP = 25%

I risultati ottenuti, per le 10 estrazioni, in termini di fattore di sicurezza (*FS*) sono riportati nella seguente Tabella 10:

VBP = 25%		
Estrazione	FS [-]	Valore medio
1	1.164	1.246
2	1.248	
3	1.248	
4	1.240	
5	1.244	
6	1.245	
7	1.209	
8	1.230	
9	1.294	
10	1.340	

Tabella 10 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 25%.

A titolo esemplificativo si riportano i risultati ottenuti per una di queste estrazioni in termini di massime deformazioni di taglio, le quali a loro volta permettono di individuare la porzione di volume instabile, e di spostamenti in Figura 86 e in Figura 87.

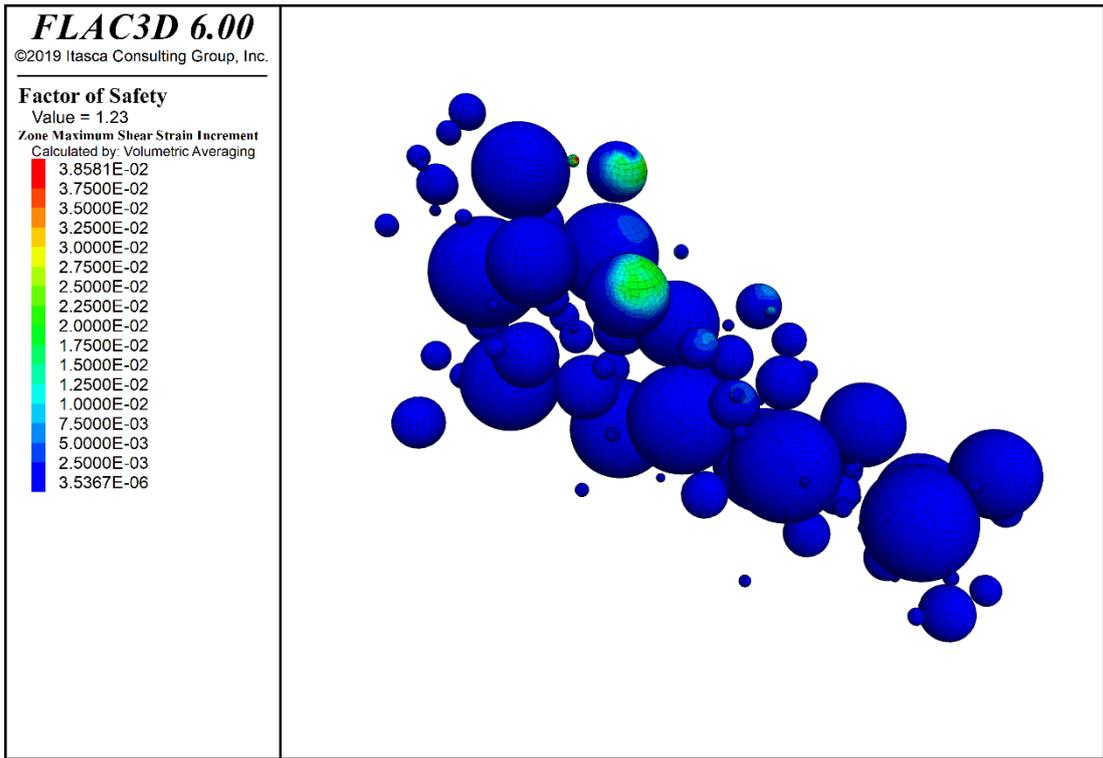
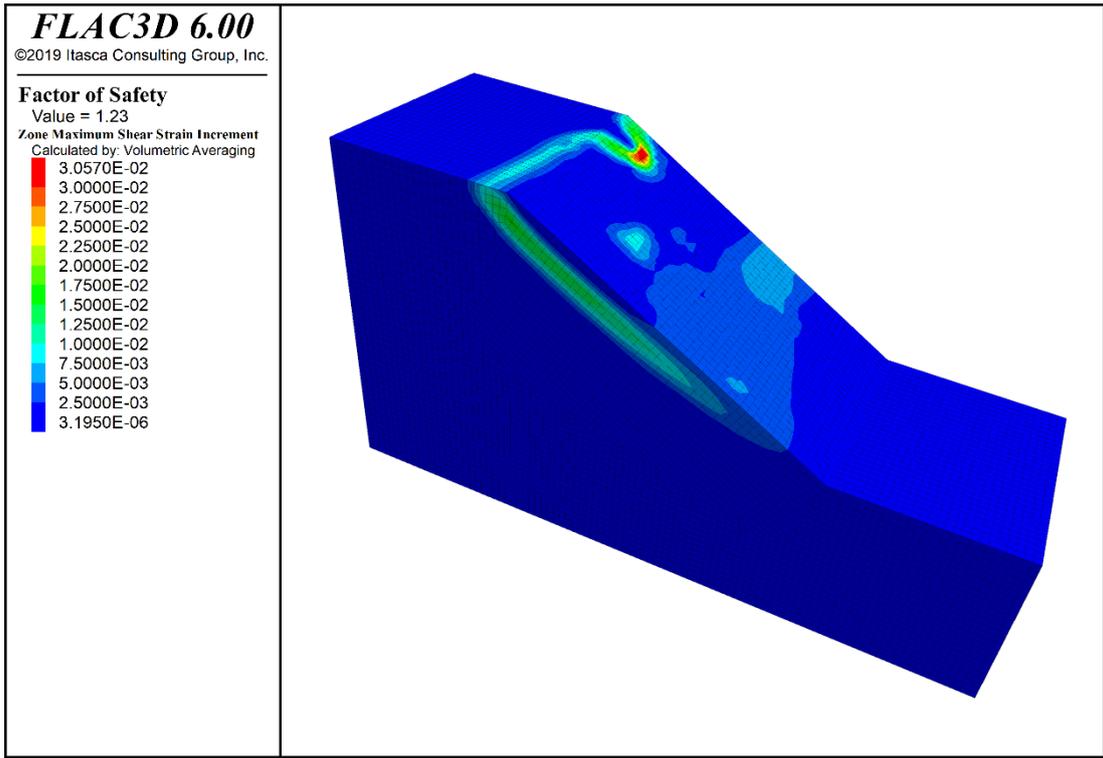


Figura 86 - Risultati ottenuti per una VBP = 25% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

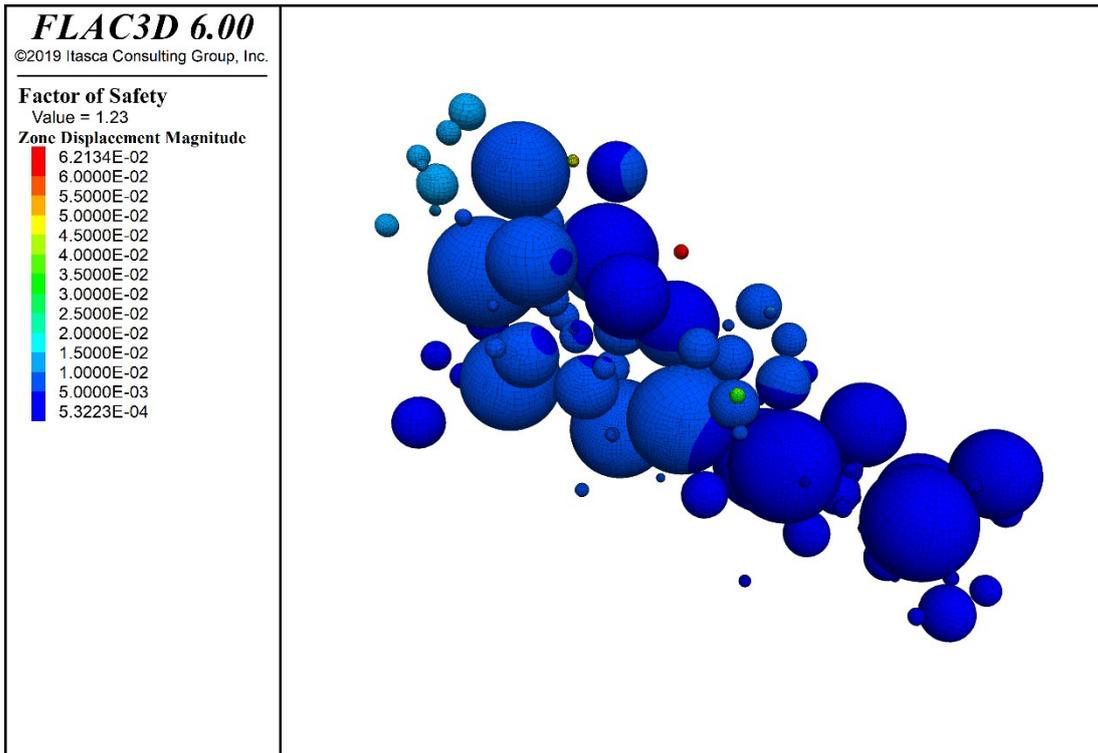
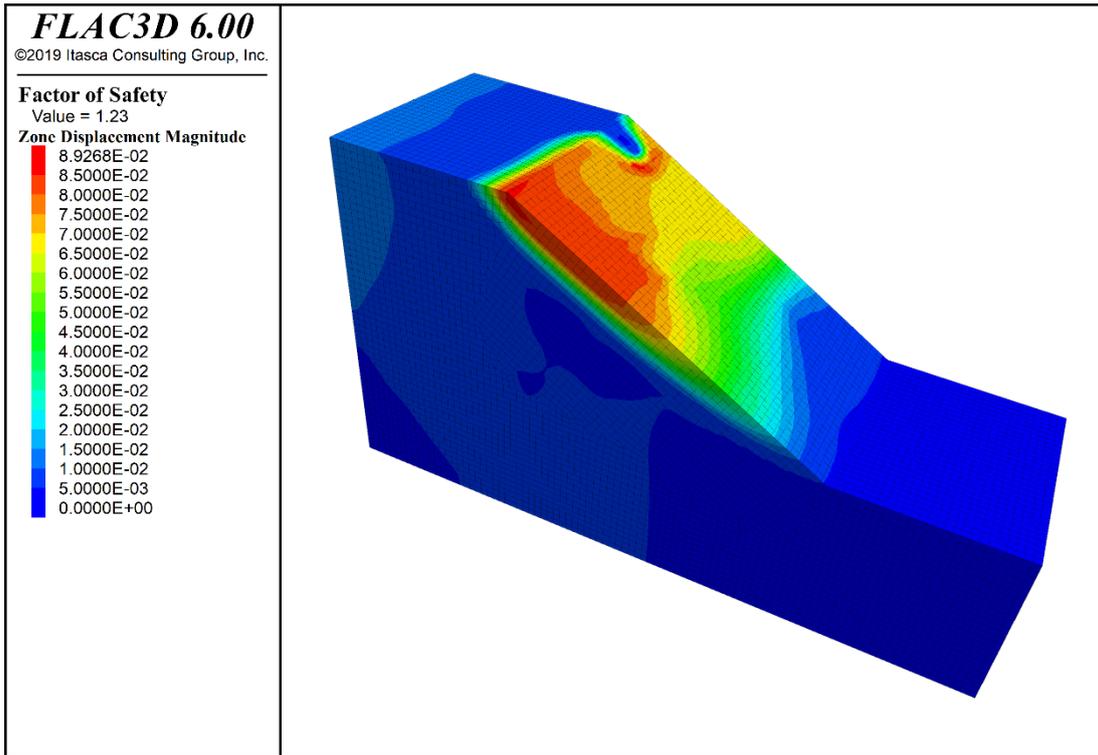


Figura 87 - Risultati ottenuti per una VBP = 15% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

Al fine di poter ipotizzare l'andamento della possibile superficie di rottura del versante, in Figura 88 sono rappresentate in maniera sovrapposta le massime deformazioni di taglio del versante e delle sfere.

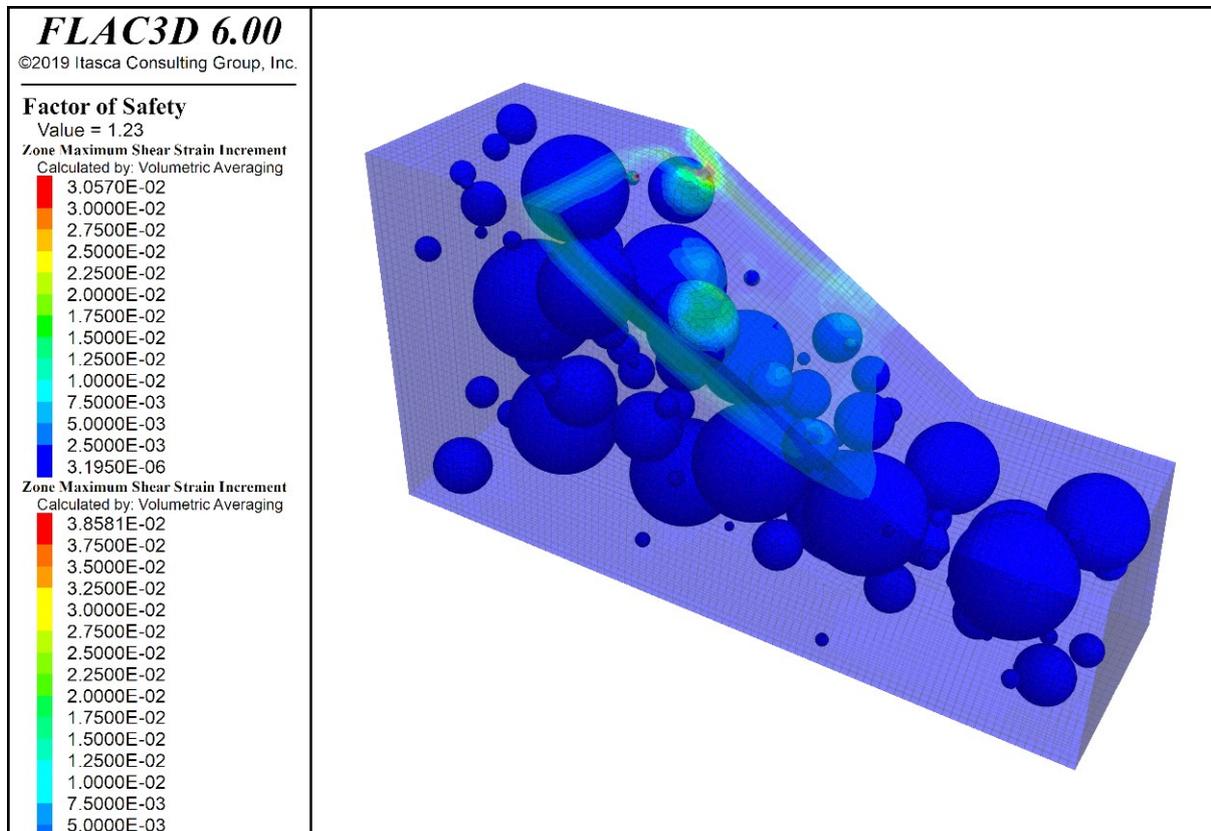


Figura 88 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 25%).

In Allegato 1, sono riportate le massime deformazioni di taglio per altre tre estrazioni con VBP = 25% in modo da poter avere differenti visualizzazioni dell'influenza della presenza delle sfere sulla potenziale superficie di rottura.

6.3 VBP = 40%

I risultati ottenuti, per le 10 estrazioni, in termini di fattore di sicurezza (*FS*) sono riportati nella seguente Tabella 11:

VBP = 40%		
Estrazione	FS [-]	Valore medio
1	1.309	1.309
2	1.301	
3	1.281	
4	1.285	
5	1.316	
6	1.341	
7	1.366	
8	1.285	
9	1.316	
10	1.285	

Tabella 11 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 40%.

A titolo esemplificativo si riportano i risultati ottenuti per una di queste estrazioni in termini di massime deformazioni di taglio, le quali a loro volta permettono di individuare la porzione di volume instabile, e di spostamenti in Figura 89 e in Figura 90.

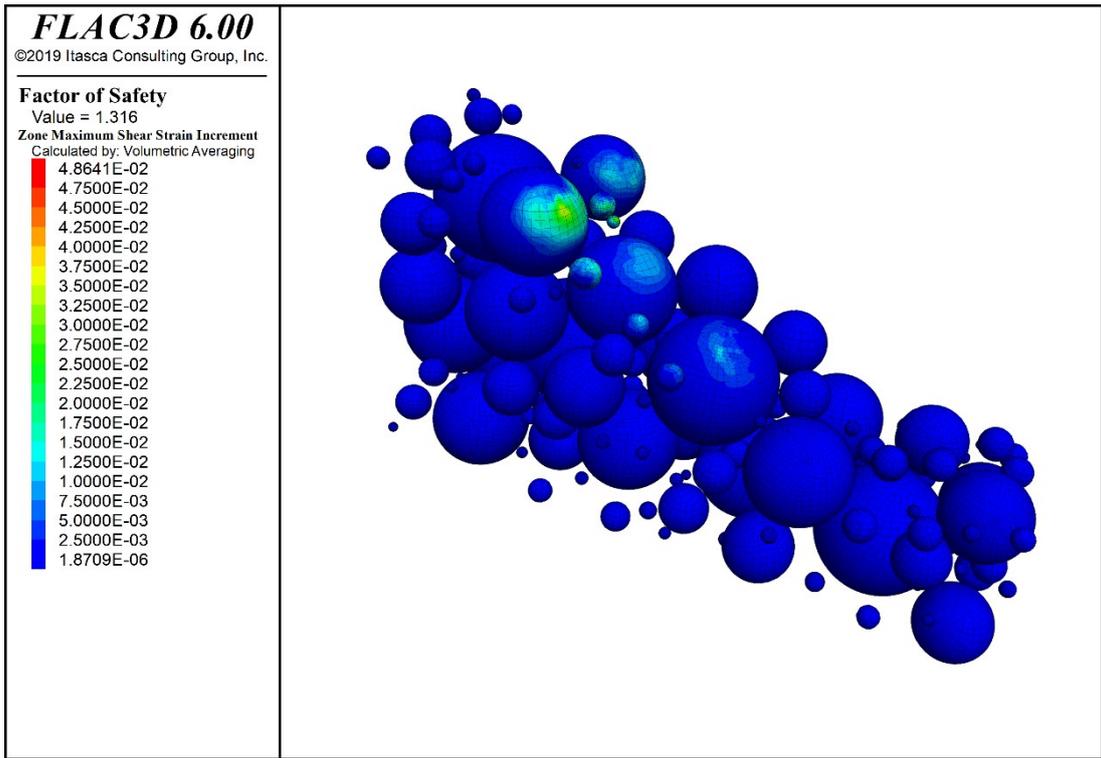
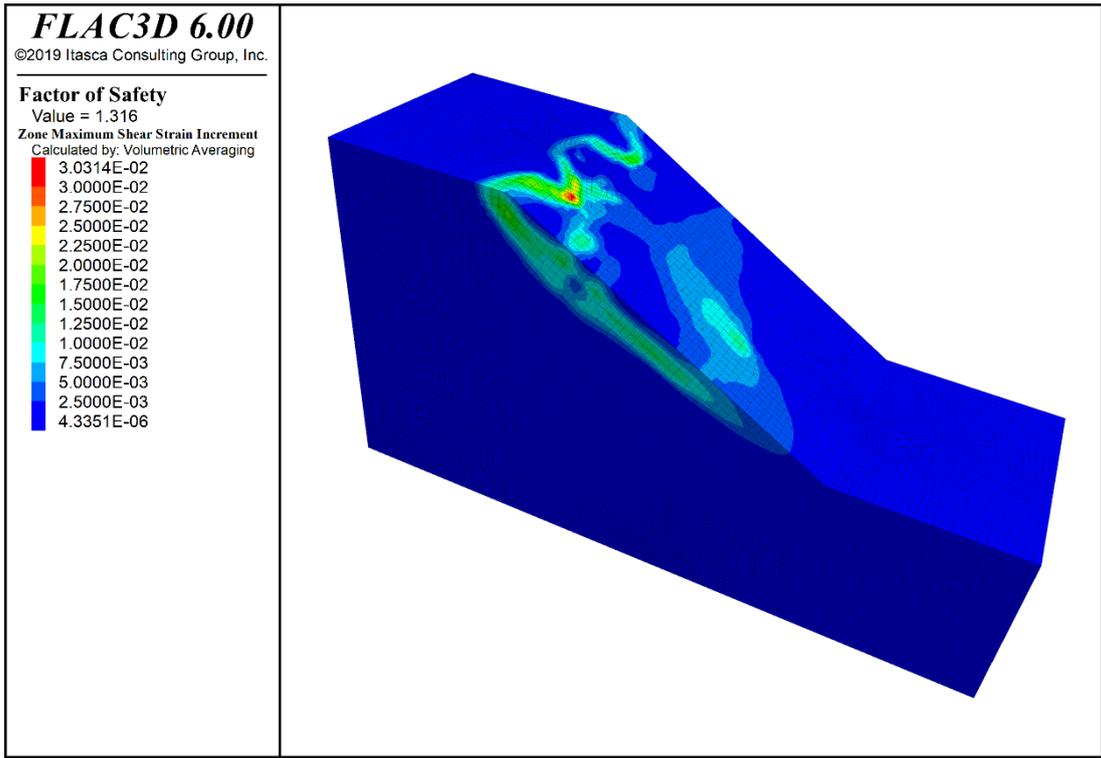


Figura 89 - Risultati ottenuti per una VBP = 40% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

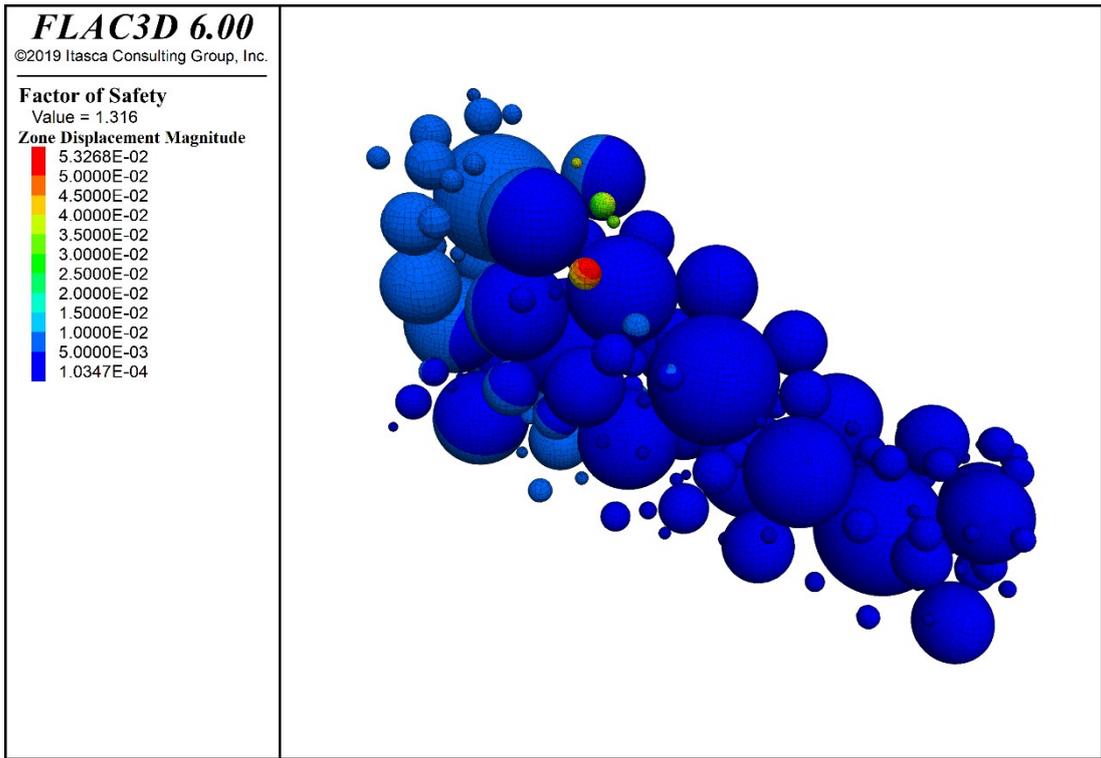
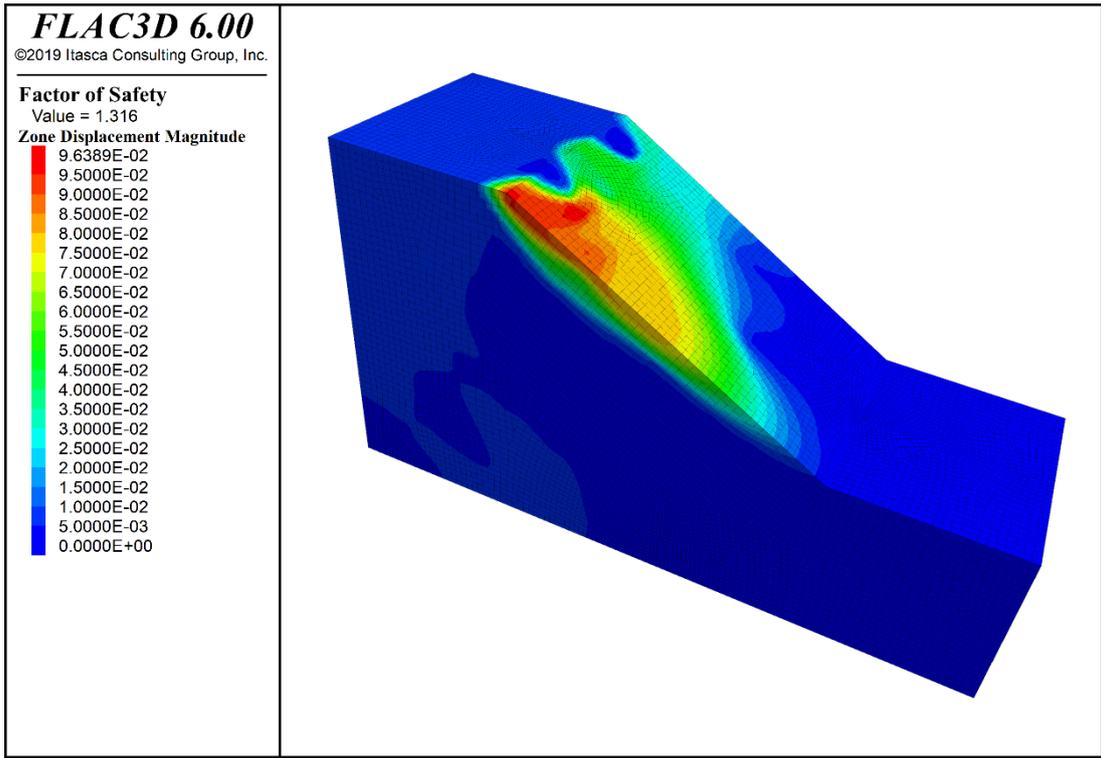


Figura 90 - Risultati ottenuti per una VBP = 40% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

Al fine di poter ipotizzare l'andamento della possibile superficie di rottura del versante, in Figura 91 sono rappresentate in maniera sovrapposta le massime deformazioni di taglio del versante e delle sfere.

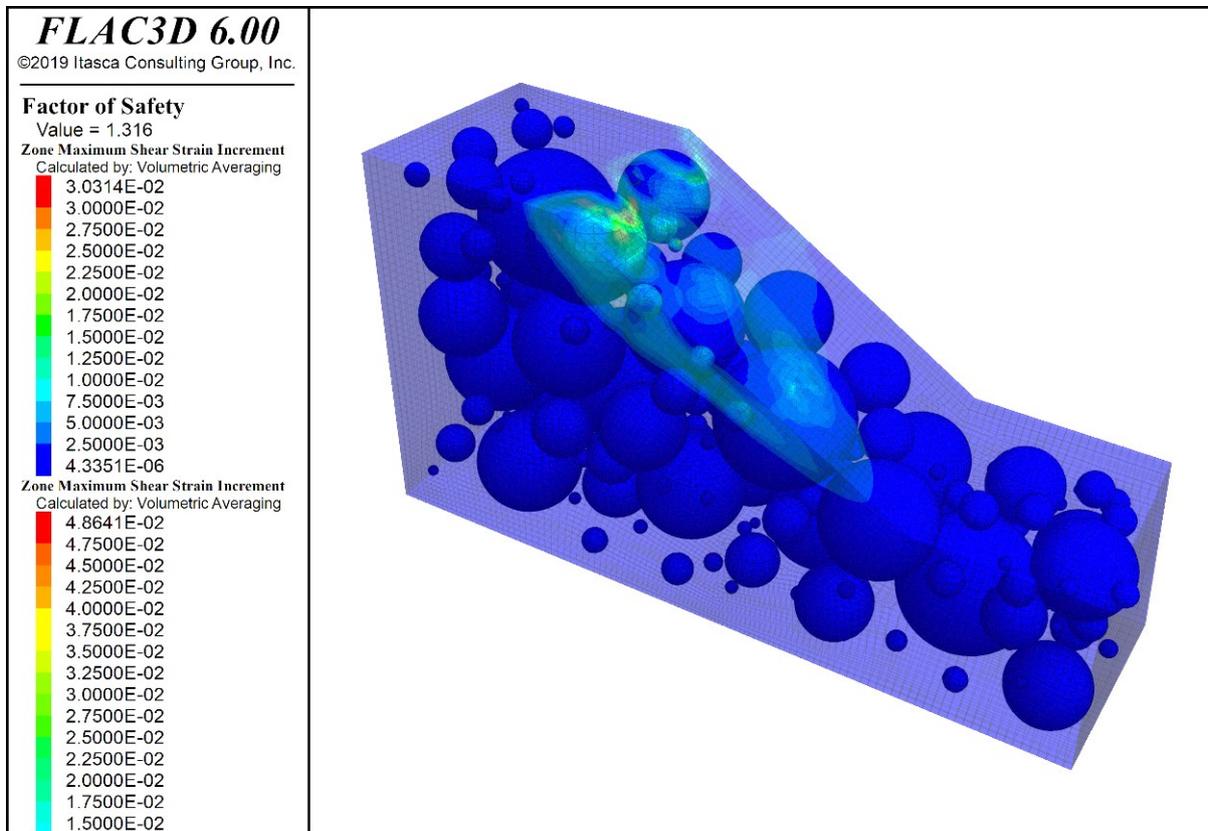


Figura 91 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 40%).

In Allegato 1, sono riportate le massime deformazioni di taglio per altre tre estrazioni con VBP = 40% in modo da poter avere differenti visualizzazioni dell'influenza della presenza delle sfere sulla potenziale superficie di rottura.

6.4 VBP = 52%

I risultati ottenuti, per le 10 estrazioni, in termini di fattore di sicurezza (*FS*) sono riportati nella seguente Tabella 12:

VBP = 52%		
Estrazione	FS [-]	Valore medio
1	1.380	1.520
2	1.443	
3	1.466	
4	1.484	
5	1.496	
6	1.539	
7	1.555	
8	1.603	
9	1.610	
10	1.620	

Tabella 12 - Risultati ottenuti, in termini di FS, dalle 10 estrazioni relative ad una VBP = 52%.

A titolo esemplificativo si riportano i risultati ottenuti per una di queste estrazioni in termini di massime deformazioni di taglio, le quali a loro volta permettono di individuare la porzione di volume instabile, e di spostamenti in Figura 92 e in Figura 93.

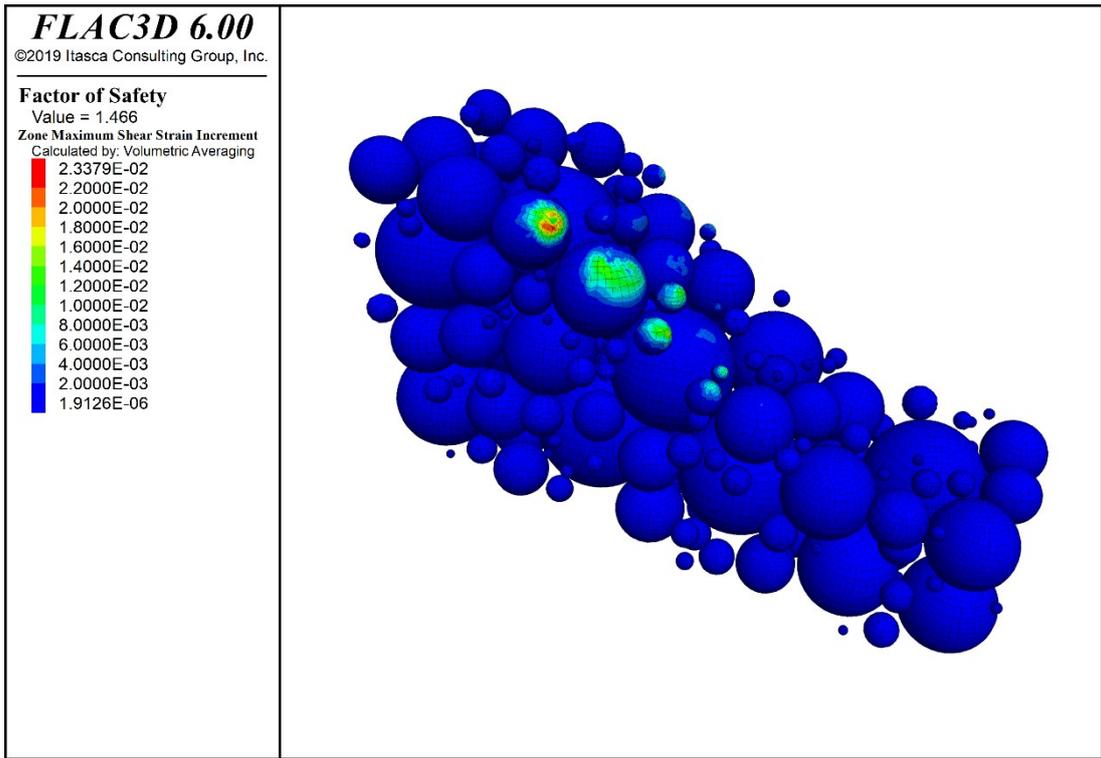
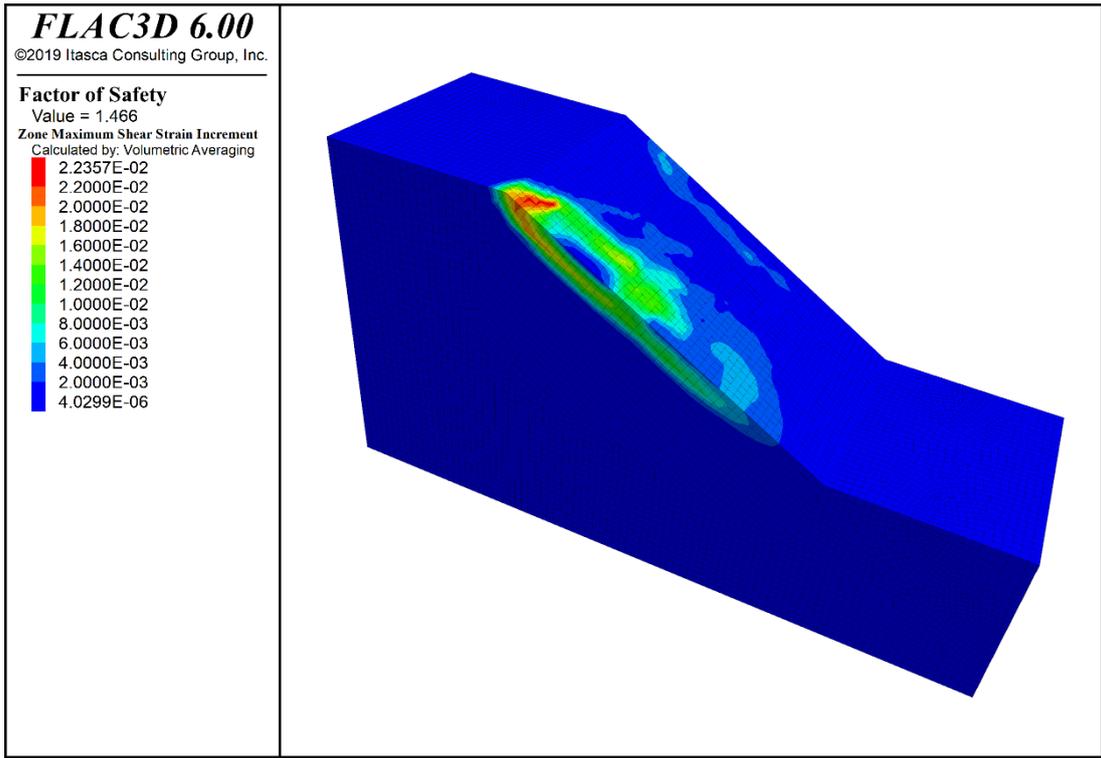


Figura 92 - Risultati ottenuti per una VBP = 52% in termini di massime deformazioni di taglio per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

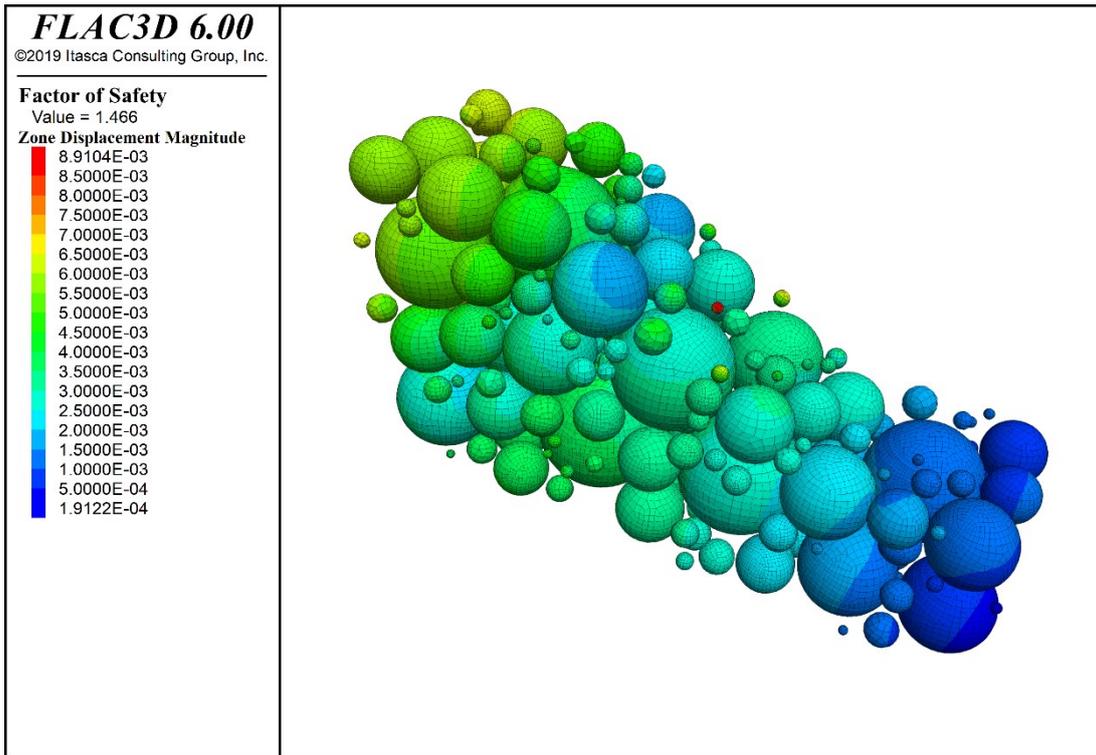
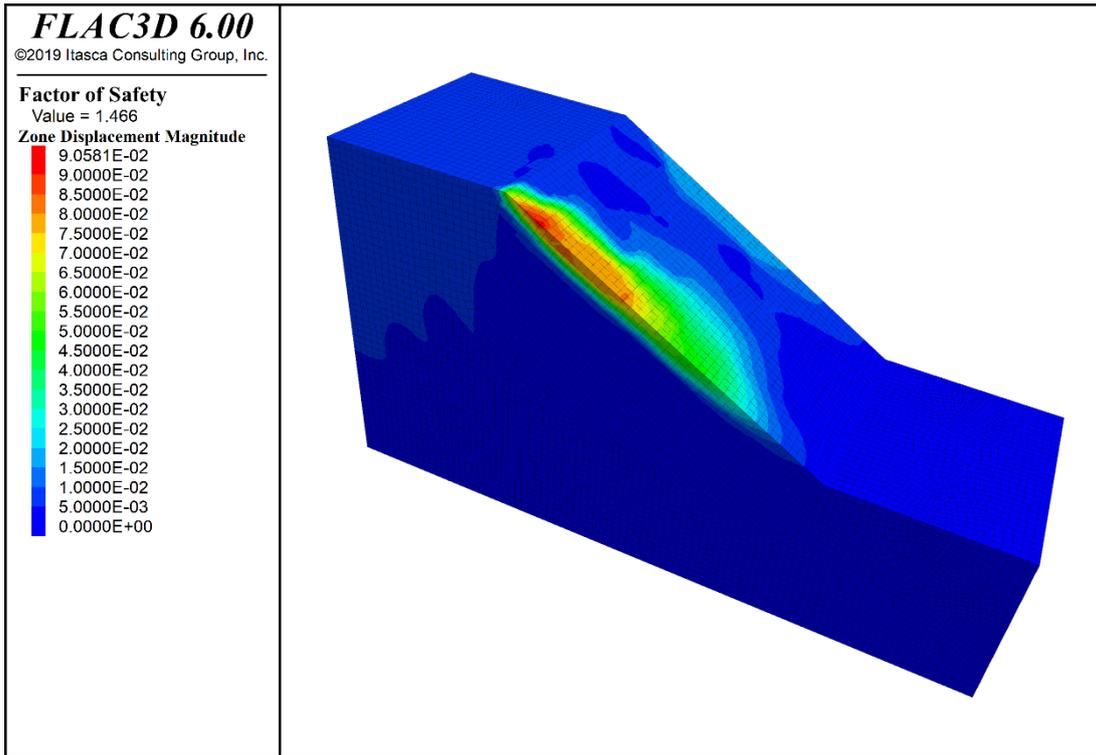


Figura 93 - Risultati ottenuti per una VBP = 52% in termini di spostamento per il versante (in alto) e per le sfere (in basso).

Al fine di poter ipotizzare l'andamento della possibile superficie di rottura del versante, in Figura 94 sono rappresentate in maniera sovrapposta le massime deformazioni di taglio del versante e delle sfere.

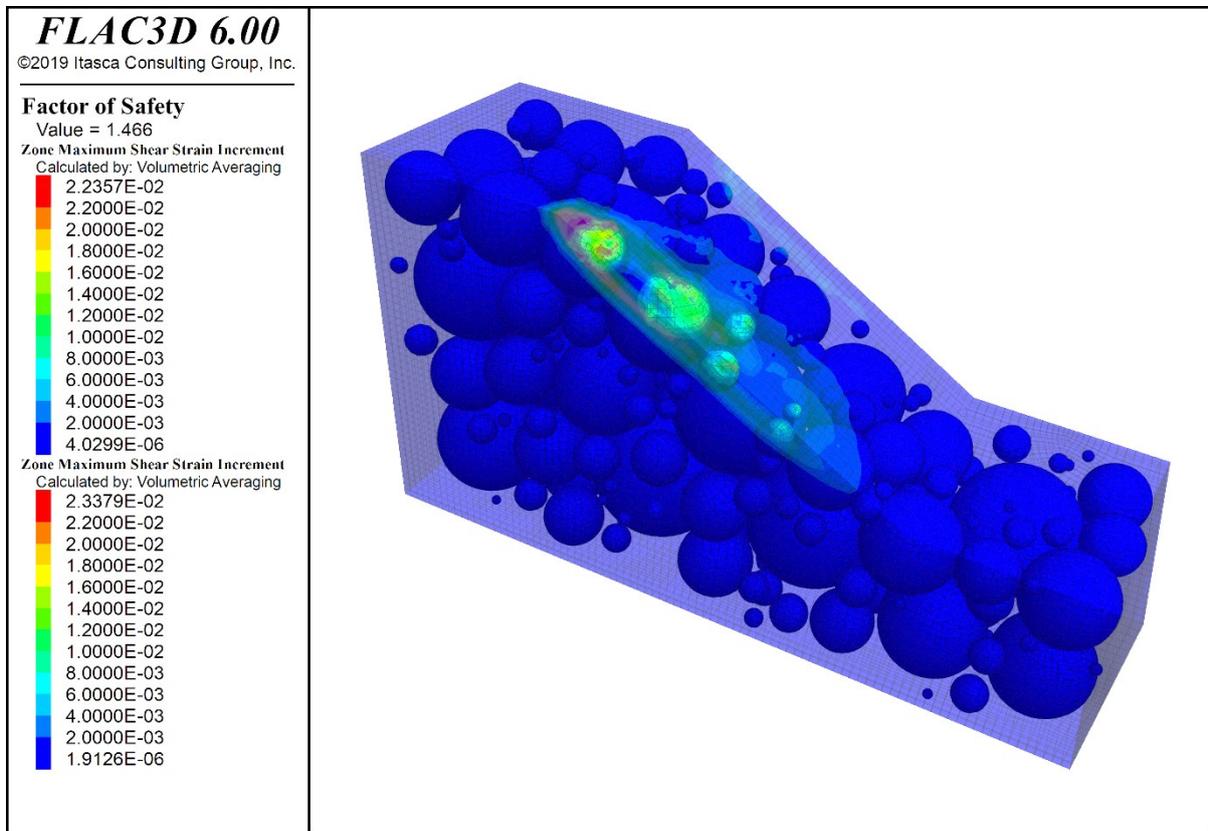


Figura 94 - Individuazione della possibile superficie di rottura tramite la visualizzazione delle massime deformazioni di taglio (VBP = 52%).

In Allegato 1, sono riportate le massime deformazioni di taglio per altre tre estrazioni con VBP = 52% in modo da poter avere differenti visualizzazioni dell'influenza della presenza delle sfere sulla potenziale superficie di rottura.

6.5 VBP = 0%

Per completezza si riporta l'analisi effettuata precedentemente da un altro tesista in cui è stata studiata la stabilità del versante costituito da sola matrice.

Tale analisi ha prodotto un fattore di sicurezza pari a 1,121. Questo coerentemente risulta essere più basso rispetto ai valori ricavati dalle analisi in cui la VBP era più alta.

In Figura 95 e in Figura 96 sono riportati i risultati ottenuti in termini di massime deformazioni di taglio e spostamenti per il versante costituito da sola matrice.

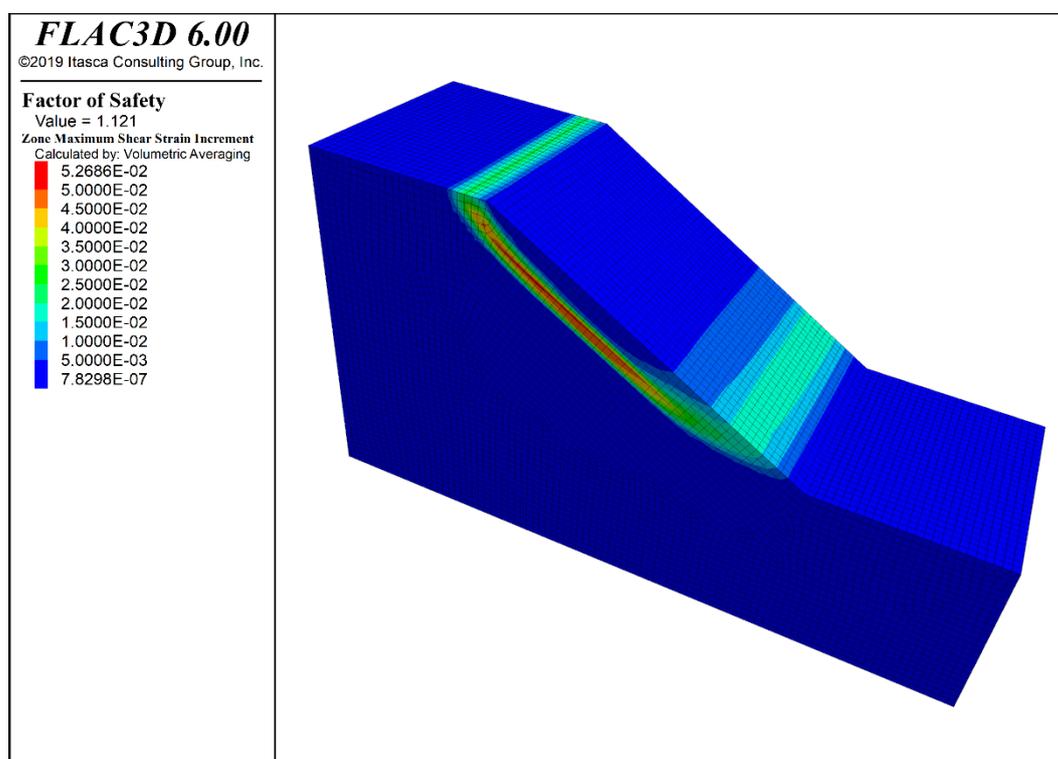


Figura 95 – Risultati ottenuti per un versante costituito da sola matrice in termini di massime deformazioni di taglio.

Dalla Figura 95 è possibile osservare come, a differenza delle analisi descritte precedentemente, la superficie di rottura risulti concava, più regolare e più profonda.

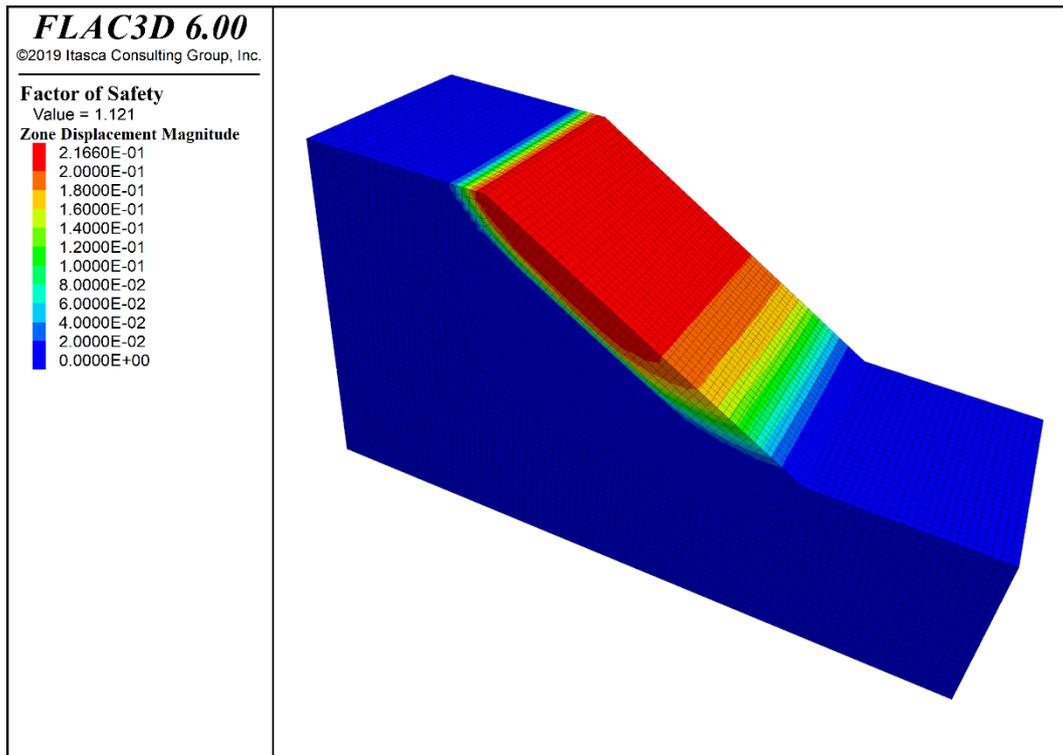


Figura 96 – Risultati ottenuti per un versante costituito da sola matrice in termini di spostamenti.

6.6 Risultati osservati nelle analisi tridimensionali

In Tabella 13 e in Figura 97 si riassumono i risultati ottenuti in termini di Fattore di sicurezza per le varie analisi effettuate al variare della percentuale volumetrica dei blocchi.

Estrazione	VBP [%]	FS [-]						
1	15	1.173	25	1.164	40	1.281	52	1.38
2	15	1.178	25	1.209	40	1.285	52	1.443
3	15	1.239	25	1.23	40	1.285	52	1.466
4	15	1.22	25	1.24	40	1.301	52	1.484
5	15	1.277	25	1.244	40	1.316	52	1.496
6	15	1.202	25	1.245	40	1.341	52	1.539
7	15	1.2	25	1.248	40	1.366	52	1.555
8	15	1.25	25	1.248	40	1.285	52	1.603
9	15	1.23	25	1.294	40	1.316	52	1.61
10	15	1.22	25	1.34	40	1.309	52	1.62
Valore medio [-]	1.219		1.246		1.309		1.520	

Tabella 13 – Riepilogo dei risultati ottenuti in termini di FS al variare della VBP.

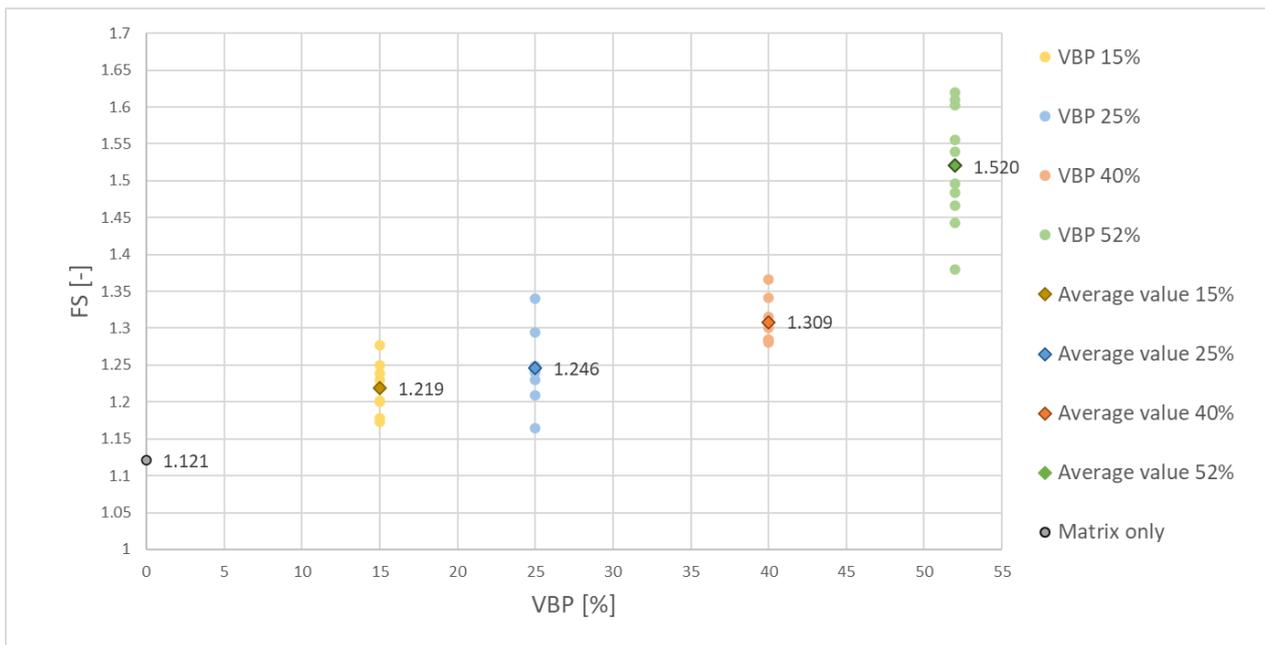


Figura 97 – Rappresentazione grafica dei risultati ottenuti in termini di FS al variare della VBP.

Dalla Figura 97 si nota come all’aumentare della VBP aumenti il fattore di sicurezza; in particolare, tale aumento risulta essere più marcato per $VBP \geq 40\%$.

Questo risultato è in accordo con quelli ottenuti da Medley & Sanz (2004), Barbero et al. (2006) e Napoli et al. (2018).

Inoltre, a causa del diverso posizionamento dei blocchi all’interno del versante, si osserva un’elevata variabilità dei fattori di sicurezza anche per i modelli che presentano la stessa VBP.

In Tabella 14 e in Figura 98 sono riportati i differenti valori della deviazione standard, ottenuti al variare della VBP.

Deviazione standard [-]			
VBP = 15%	VBP = 25%	VBP = 40%	VBP = 52%
0.0321	0.0466	0.0278	0.0795

Tabella 14 - Deviazione standard del fattore di sicurezza al variare della VBP.

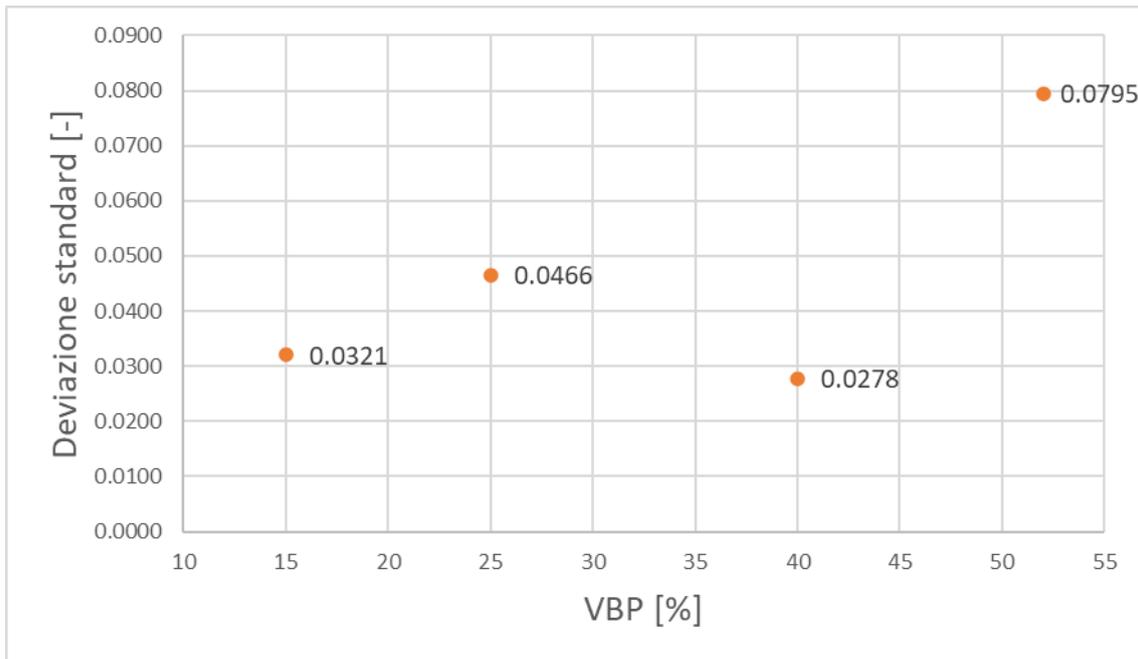


Figura 98 - Rappresentazione della deviazione standard del fattore di sicurezza al variare della VBP.

Le superfici di rottura individuate nelle varie analisi risultano essere fortemente influenzate dalla presenza dei blocchi e presentano un andamento tortuoso ed irregolare.

Da un punto di vista grafico (Figura 85, Figura 88, Figura 91, Figura 94, Figura 95) è possibile osservare che, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, la conformazione della superficie di rottura determina una riduzione della porzione di volume instabile del versante.

Infine, dai risultati ottenuti in termini di spostamento (Figura 84, Figura 87, Figura 90, Figura 93) è possibile osservare che gli spostamenti più rilevanti vengono subiti dalle sfere di dimensioni più piccole che di conseguenza influiscono poco sulla stabilità complessiva del versante.

6.7 Confronto tra i risultati ottenuti nelle analisi tridimensionali e bidimensionali

Nel seguente paragrafo vengono presentati dei confronti tra i risultati ottenuti delle analisi tridimensionali condotte nel presente progetto di tesi e quelli ottenuti mediante analisi bidimensionali da Napoli et al. (2018).

Nello studio di Napoli et al. (2018) sono state effettuate 10 analisi di stabilità per ognuna delle seguenti VBP: 25%, 40%, 55% e 70%. È stata effettuata anche un'unica analisi nel caso di versante costituito da sola matrice.

In Tabella 15 sono riportati i valori medi dei fattori di sicurezza ottenuti dalle varie analisi.

VBP [%]	FS [-]
25	1.17
40	1.24
55	1.33
70	1.76

Tabella 15 – Valori medi del fattore di sicurezza al variare della VBP ottenuti dalle analisi bidimensionali (Napoli et al., 2018).

In Figura 99 si riportano i valori medi dei fattori di sicurezza ottenuti nelle analisi bidimensionali e tridimensionali.

Come già affermato precedentemente, non è stato possibile modellare il versante con una VBP superiore al 52% poiché, per evitare problemi in fase di elaborazione nell'analisi di stabilità, sono state imposte nel codice di calcolo delle condizioni di distanza minima tra le sfere e le sfere e gli estremi del modello del versante. Ciò di fatto ha ridotto il volume disponibile per le sfere.

Di conseguenza, non è stato possibile effettuare un confronto con le analisi bidimensionali con VBP = 70% mentre il confronto con le analisi bidimensionali con VBP = 55% è da considerare in modo indicativo.

Inoltre, non è stato nemmeno possibile effettuare un confronto in termini di VBP = 15% in quanto si tratta di una percentuale non considerata nelle analisi bidimensionali. Questo è giustificabile in quanto, come evidenziato in diversi studi (Lindquist, 1994; Lindquist & Goodman, 1994; Kim et al., 2004; Sonmez et al., 2004a;

Pan et al., 2008), affinché si possa parlare di bimrock è necessario che la percentuale volumetrica dei blocchi sia compresa tra il 20% e il 75%.

Tuttavia, come mostrato in Figura 97, si registra un leggero incremento del fattore sicurezza nei versanti con VBP = 15% rispetto al fattore di sicurezza rilevato per il versante costituito da sola matrice.

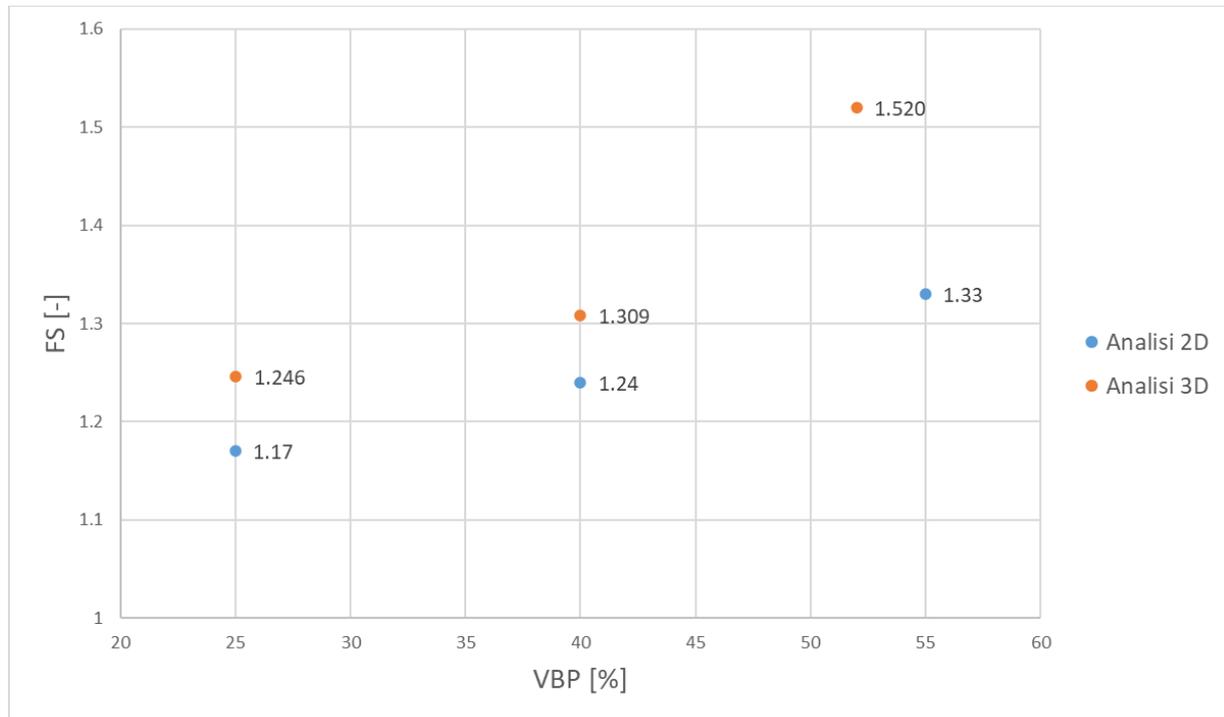


Figura 99 – Confronto in termini di fattore di sicurezza tra le analisi bidimensionali e tridimensionali.

Dal confronto mostrato in Figura 99 è possibile notare come i valori del fattore di sicurezza ottenuti nelle analisi tridimensionali risultano essere sempre superiori a quelli ottenuti nelle analisi bidimensionali. Una sostanziale differenza si osserva in particolar modo per le VBP pari al 52% (nelle analisi tridimensionali) e al 55% (nelle analisi bidimensionali).

Tale differenza può essere giustificata dall'ipotesi di deformazioni piane implicitamente contenuta nel modello bidimensionale.

È possibile effettuare un confronto anche in termini di dispersione dei dati (Figura 100).

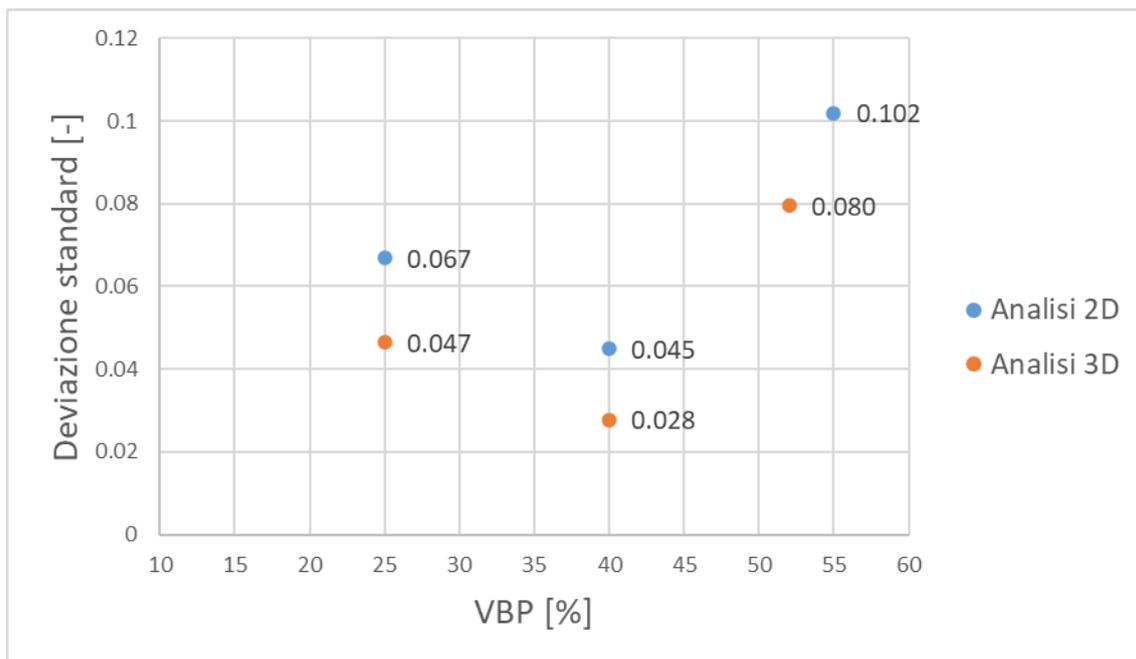


Figura 100 – Confronto in termini di deviazione standard tra le analisi bidimensionali e tridimensionali.

Dal confronto mostrato in Figura 100 è possibile notare che i valori di deviazione standard ottenuti nelle analisi tridimensionali risultano essere sempre inferiori a quelli ottenuti nelle analisi bidimensionali.

Poiché la stabilità del versante, e quindi il fattore di sicurezza, risulta fortemente influenzato da dimensione e posizione dei blocchi, la differenza riscontrata può essere attribuita proprio alla diversa geometria analizzata in quanto le inclusioni considerate nelle analisi 2D, sebbene circolari, risultano essere cilindri infinitamente estesi nella terza dimensione.

Infine, poiché i fattori di sicurezza calcolati nelle analisi 2D sono conservativi e i tempi di calcolo richiesti dalle analisi sono molto minori di quelli 3D, nella pratica sembrerebbe ragionevole procedere tramite l'utilizzo di analisi 2D con approccio stocastico.

Conclusioni

L'obiettivo del presente lavoro di tesi è stato quello di analizzare la stabilità di un versante in bimrock in funzione della percentuale volumetrica dei blocchi (VBP) mediante analisi numeriche tridimensionali. Il versante considerato presenta una geometria semplice e delle inclusioni di forma sferica.

La dimensione e la disposizione di tali sfere all'interno del versante è stata effettuata tramite codice Matlab basato su approccio random.

Sono state analizzate quattro differenti VBP (15%, 25%, 40% e 52%) e per ognuna di esse sono state effettuate 10 analisi di stabilità al fine di ottenere una validità statistica dei risultati.

Grazie ai risultati ottenuti dalle analisi tridimensionali effettuate e dai confronti con le analisi bidimensionali effettuati da Napoli et al. (2018) è stato possibile formulare le seguenti osservazioni:

- il fattore di sicurezza aumenta all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi passando da un valore medio pari a 1,219 per VBP = 15% ad un valore medio pari a 1,520 per una VBP = 52%. Il fattore di sicurezza ricavato per il versante costituito da sola matrice è pari a 1,121. Pertanto risulta evidente che la scelta di trascurare la presenza dei blocchi, progettando sulla base della resistenza della sola matrice, rappresenta un approccio inappropriato ed eccessivamente cautelativo;
- a causa del diverso posizionamento dei blocchi all'interno del versante, si osserva un'elevata variabilità dei fattori di sicurezza anche per i modelli che presentano la stessa VBP. Di conseguenza ulteriori studi potrebbero tener conto di un maggior numero di analisi di stabilità in modo da considerare un più elevato numero di possibili distribuzioni dei blocchi all'interno del versante stesso;
- le superfici di rottura individuate nelle varie analisi risultano essere fortemente influenzate dalla presenza dei blocchi, che ne inducono un andamento tortuoso ed irregolare. Da un punto di vista grafico è possibile osservare che, all'aumentare della percentuale volumetrica dei blocchi, la

conformazione della superficie di rottura determina una riduzione della porzione di volume instabile del versante;

- dal confronto con le analisi bidimensionali si è visto che i valori medi del fattore di sicurezza ottenuti nelle analisi tridimensionali risultano essere sempre superiori a quelli ottenuti nelle analisi bidimensionali. Tale differenza può essere giustificata dall'ipotesi di deformazioni piane implicitamente contenuta nel modello bidimensionale;
- i valori di deviazione standard ottenuti nelle analisi tridimensionali risultano essere sempre inferiori a quelli ottenuti nelle analisi bidimensionali. Questo aspetto potrebbe essere attribuito alla diversa geometria analizzata in quanto le inclusioni considerate nelle analisi 2D, sebbene circolari, risultano essere cilindri infinitamente estesi nella terza dimensione.

Inoltre, poiché i fattori di sicurezza calcolati nelle analisi 2D sono conservativi e i tempi di calcolo molto minori di quelli 3D, nella pratica sembrerebbe ragionevole procedere tramite l'utilizzo di analisi 2D con approccio stocastico.

Le analisi effettuate in questo lavoro di tesi evidenziano il ruolo significativo della VBP nella stabilità dei versanti in bimrock.

Tuttavia, a causa della complessità e variabilità spaziale e meccanica dei bimrocks, sarebbe possibile effettuare ulteriori analisi considerando forme e orientamenti delle inclusioni presenti all'interno della matrice differenti da quelli utilizzati nel presente lavoro.

Inoltre, come già accennato, future analisi potrebbero essere eseguite esaminando anche più di dieci configurazioni per ciascuna VBP in modo da considerare un più elevato numero di possibili distribuzioni dei blocchi all'interno del versante stesso e ottenere così una più accurata validità statistica dei risultati.

Bibliografia

Altinsoy, H., 2006 *A Physical Based Model Investigation for Determination of Shear Strength of Block in Matrix Rocks (MSc Thesis)*. Hacettepe University, Geological Engineering Department, Ankara, Turkey.

Anagnostou, G., & Schuerch, R., 2014 *TBM tunneling in complex formations*. ETH Zurich, Switzerland, Cap. 15.

Afifipour, M., Moarefvand, P., 2013 *Mechanical behavior of bimrocks having high rock block proportion*. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences.

Afifipour, M., Moarefvand, P., 2014 *Mechanical behavior of bimrocks having high rock block proportion*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci.

Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2006 *Analisi numeriche della stabilità di un versante in bimrock*. Proceedings of 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.

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.

Barbero, M., Bonini, M., Borri-Brunetto, M., 2012 *Numerical simulations of Compressive Tests on Bimrock*. EJGE, vol. 15, 3397- 3399.

Barton, N., Choubey, V., 1977 *The shear strength of rock joints in theory and practice*. Rock Mechanics Vol.10.

Cinquepalmi, V., 2019 *Studio della stabilità di pendii in bimrock mediante analisi numeriche tridimensionali*. Tesi di laurea magistrale in ingegneria civile, Politecnico di Torino.

Coli, N., Berry, P., Boldini, D., 2010 *Metodi avanzati di indagini di ammassi rocciosi a blocchi in matrice (bimrock)*. Università di Bologna, Italia, PhD diss. Ciclo XXII.

D'Elia, B., Distefano, D., Esu, F., Federico, G., 1986 *Slope movements in structurally complex formations*. Proceedings of the International Symposium on Engineering in Complex Rock Formation, Beijing, China.

Festa, A., Pini, G.A., Dilek, Y., Codegone, G., 2010 *Mélanges and mélange-forming processes: a historical overview and new concepts*. International Geology Review. Vol. 52, Nos. 10–12, October–December 2010, 1040–1105.

Festa, A., Dilek, Y., Pini, G.A., Codegone, G., Ortaga, K., 2012 *Mechanisms and processes of stratal disruption and mixing in the development of mélanges and broken formations: Redefining and classifying mélanges*. Tectonophysics 568–569 (2012) 7–24.

Festa, A., Pini, G.A., Ogata, K., and Dilek, Y., 2019 *Diagnostic features and fieldcriteria in recognition of tectonic, sedimentary and diapiric mélanges in orogenic belts and exhumed subduction-accretion complexes*. Godwana Research 74 (2019), 7-30.

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 Engineerin.

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 Vol.22, No.5, 19-26.

Hoek, E., Marinos, P., Marinos, V., 2005 *The geological strength index: applications and limitations*. Bull. Eng. Geol. Environ.

Houska, J., 1982 *Proceedings of the international symposium on the geotechnics of structurally complex formations*. Eng. Geol.

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.

Itasca Consulting Group, 2017 *Advanced Grid Generation for Engineers and Scientists Griddle and BlockRanger User's Guide*.

Itasca Consulting Group, 2017 *FLAC3D 6.0 Theory and background*.

Kalender, A., Sonmez, H., Medley, E., Tunusluoglu, C., Kasapoglu, K.E., 2014 *An approach to predicting the overall strengths of unwelded bimrocks and bimsoils*. Engineering geology A. 2014, vol. 183.

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.

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 and deformation properties of a physical model mélange.* 1st North American Rock Mechanics Symposium, 1-3 June, Austin, Texas.

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

Medley, E., 1994 *The Engineering Characterization of Melanges and Similar Block-in-Matrix Rocks (Bimrocks).* Dept of Civil Engineering, University of California, Berkley, California, PhD diss., UMI Diss. Svc., Ann Arbor, MI.

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., 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.

Medley, E., 2001 *Orderly Characterization of Chaotic Franciscan Melanges.* Felsbau Rock and Soil Engineering-Journal for Engineering Geology, Geomechanics and Tunneling 19.

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.

Medley, E., 2004 *Observation on tortuous failure surfaces in bimrocks.* Felsbau Vol.22 (2004), No. 5.

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).

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., 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.

Morgenstern, N. R., & Cruden, D., 1977 *Description and classification of geotechnical complexities*. Proc. Int. Symp. on the Geotechnics of Structurally Complex Formations, Capri, Vol. 2, 195-203.

Napoli, M.L, Barbero, M., Ravera, E., Scavia, C., 2018 *A stochastic approach to slope stability analysis in bimrock*. Int. J. Rock Mech. Min. Sci.

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.

Peitgen, H.-O., Jurgens, H., Saupe, D., 1992 *Chaos and Fractals: New Frontiers of Sciences*. Springer-Verlag, New York.

Picarelli, L., 1986 *Caratterizzazione geotecnica dei terreni strutturalmente complessi nei problemi di stabilità dei pendii*. Atti XVI Convegno Nazionale Geotecnica, Napoli.

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).

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.

Sonmez, H., Altinsoy, H., Gokgeoglu, 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.

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., 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.

Turcotte, D.L., 1986 *Fractals and Fragmentation*. Journal of Geophysical Research 91 (B2), 1921-1926.

Turcotte, D.L., 1997 *Fractals and chaos in geology and geophysics. Second Edition*. Cambridge University Press.

Van Velsor, J.E., Walkinshaw, J.L. 1992 *Accelerated Movement of Large Coastal Landslide Following October 17, 1989, Loma Prieta Earthquake in California*. In: Transportation Research Record 1343.

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.

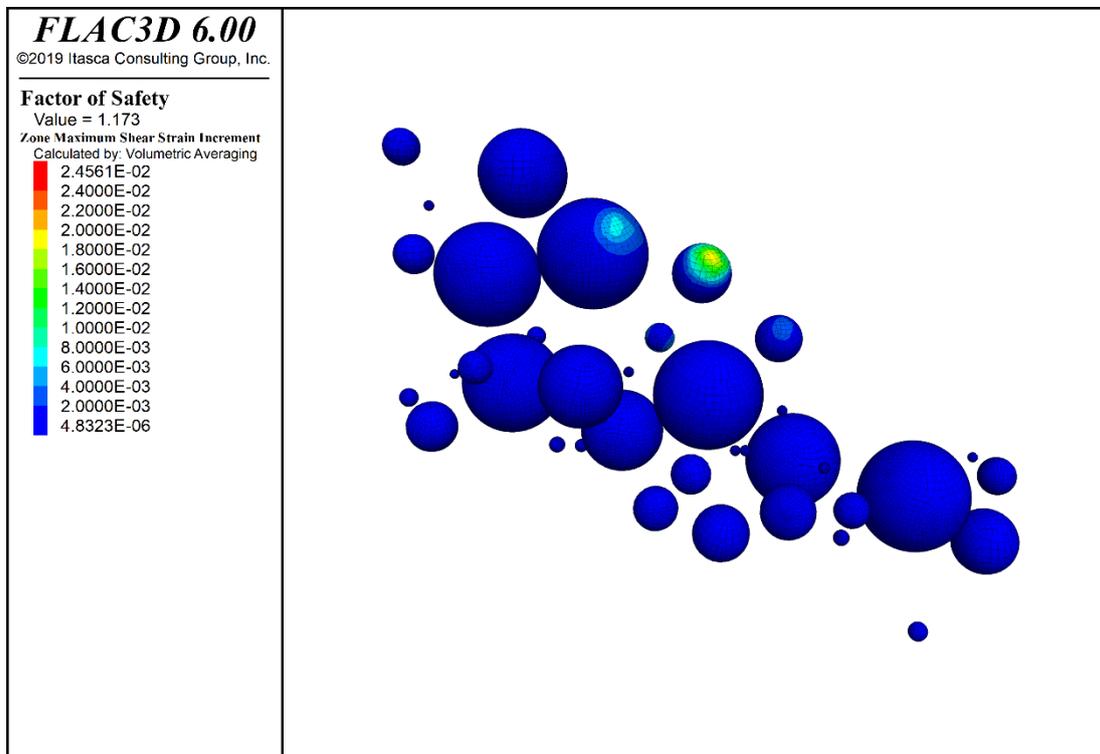
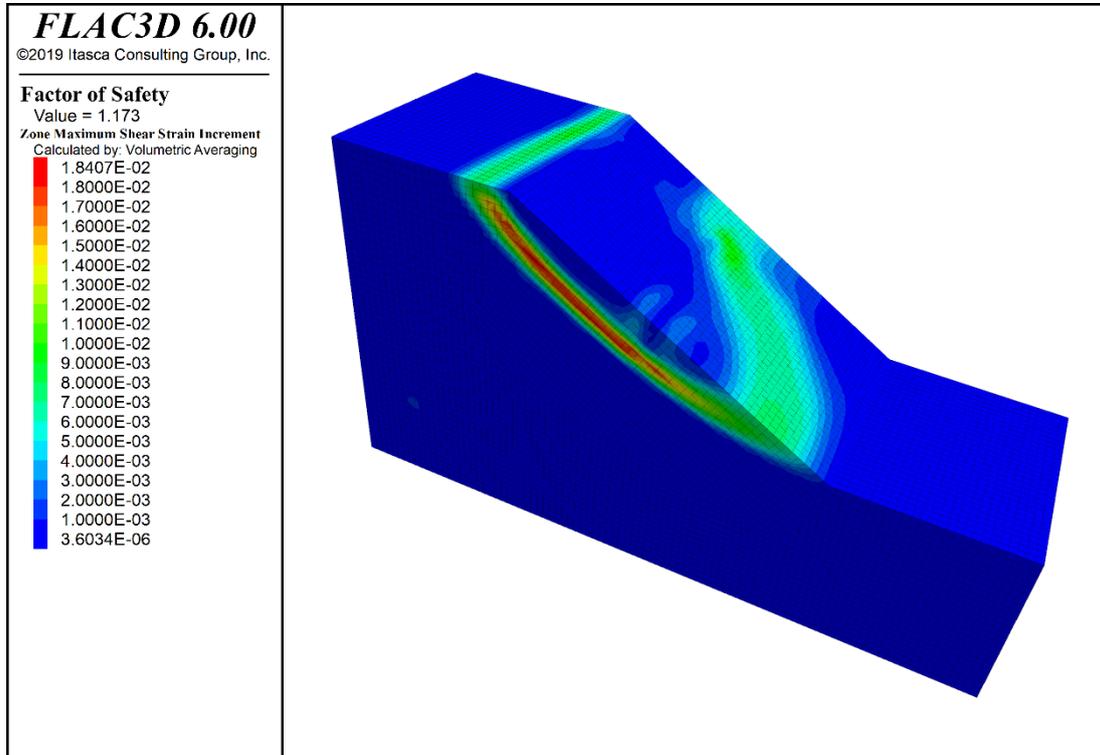
Wang, P., Song, C., Jin, Y., Makse H. A., 2010 *Jamming II: Edwards' statistical mechanics of random packings of hard spheres*. Levich Institute and Physics Department, City College of New York, New York, NY 10031, US.

Xu, W., Hu, R., Tan, R., 2007 *Some geomechanical properties of soil-rock mixtures in the Hutiao Gorge area, China*. Géotechnique. 3.

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.

Allegato 1 – Massime deformazioni di taglio

VBP = 15%

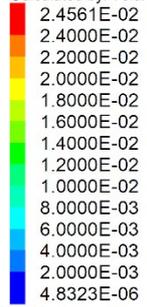


Allegato 1 – Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 1 per VBP = 15%.

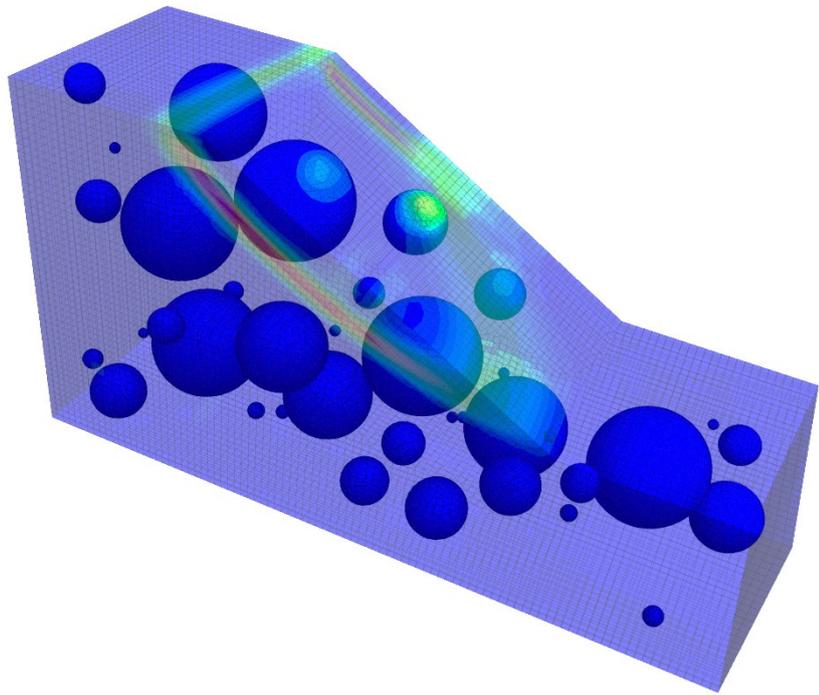
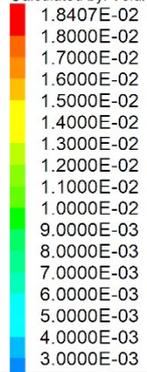
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

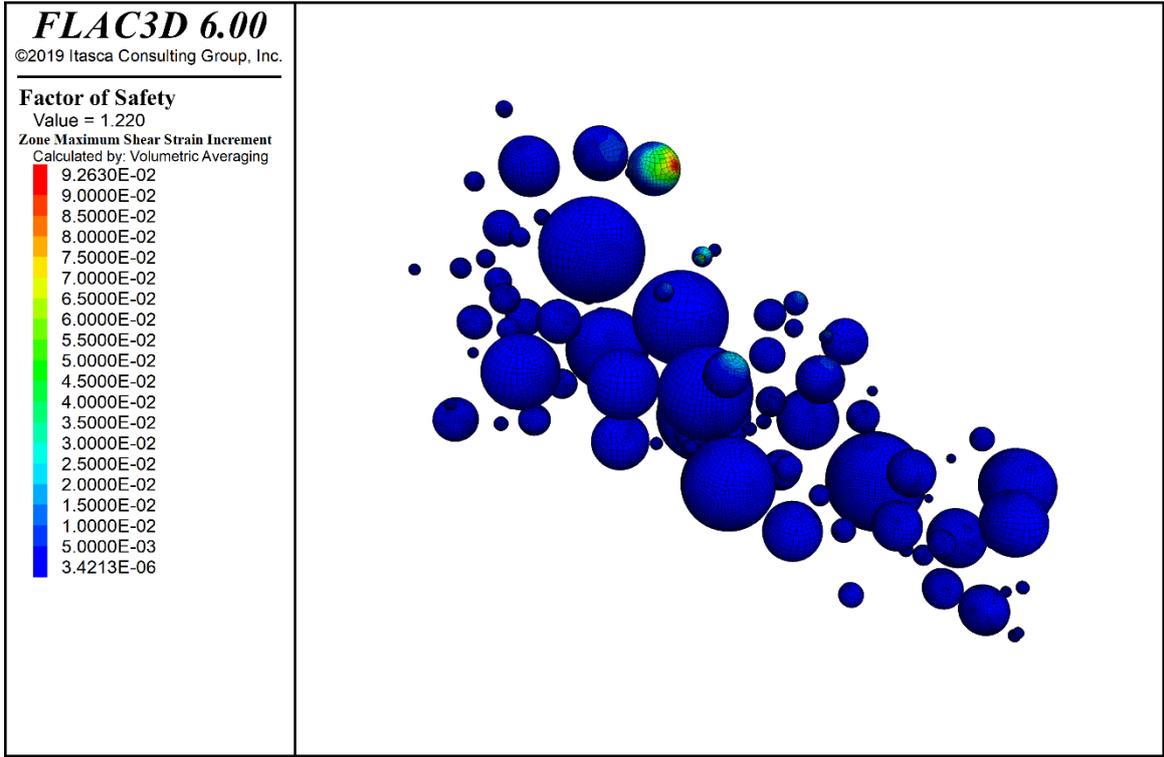
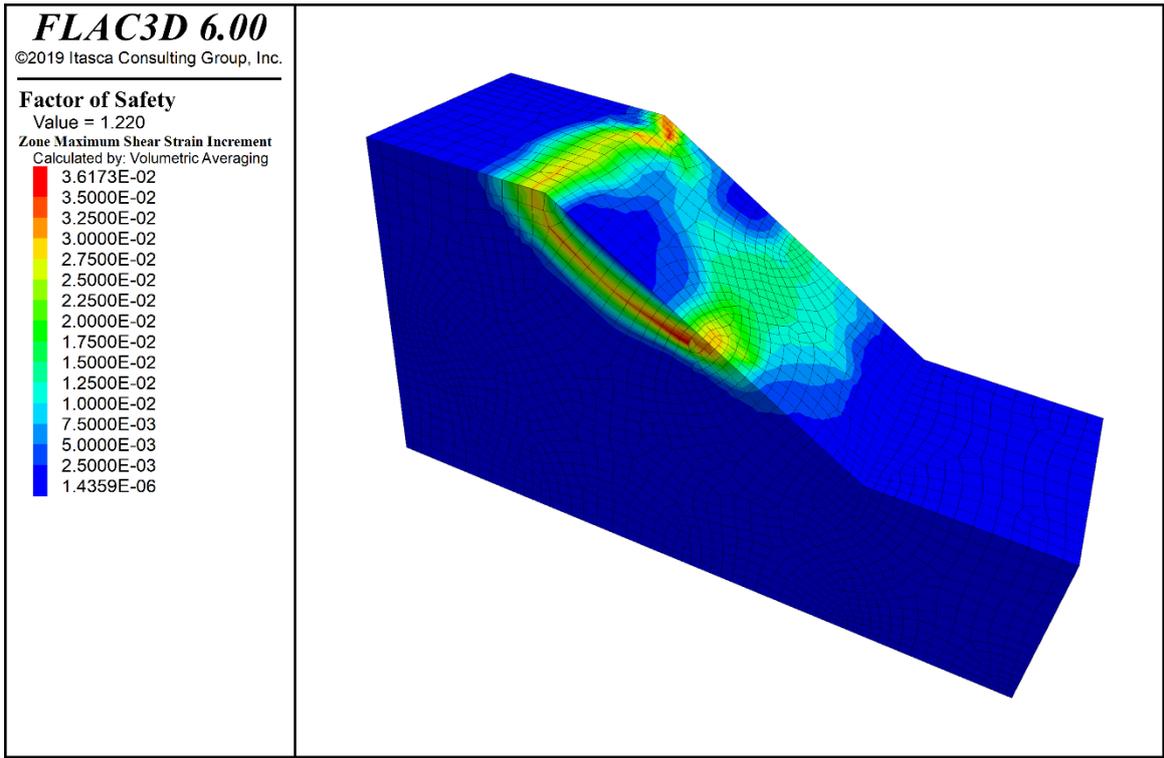
Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 2 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 1 per VBP = 15%.

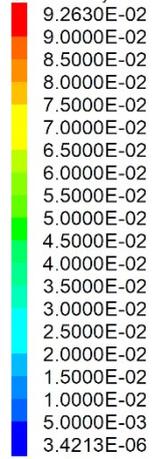


Allegato 3 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 2 per VBP = 15%.

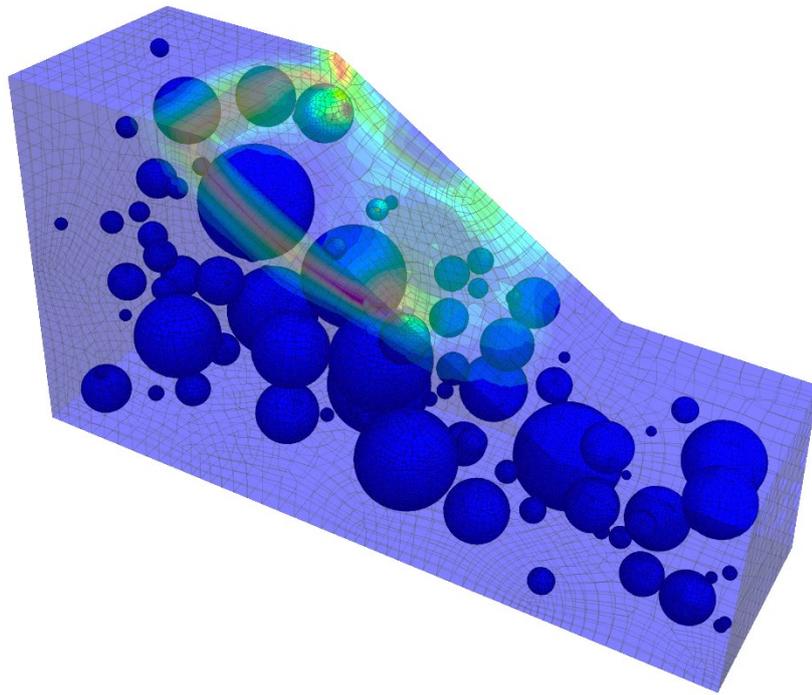
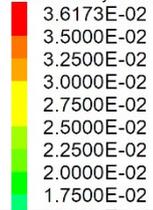
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging

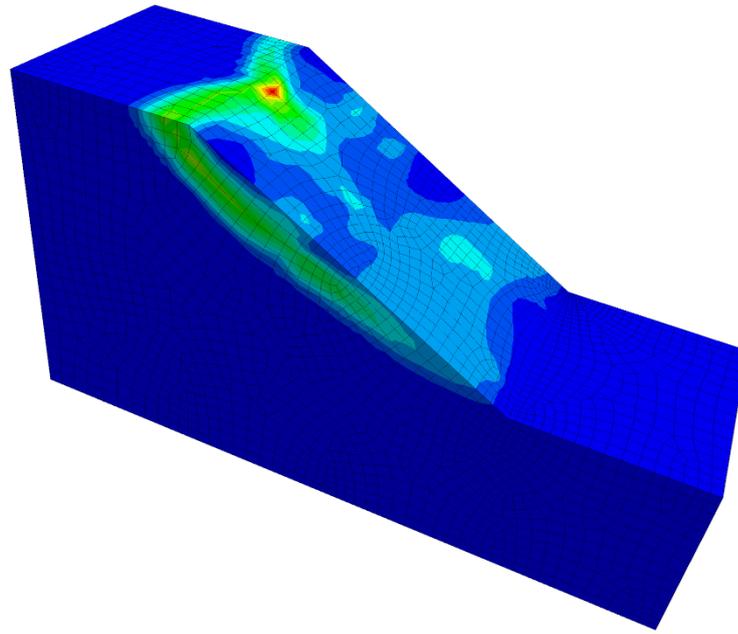


Allegato 4 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all'estrazione 2 per VBP = 15%.

FLAC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety
Value = 1.23
Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging

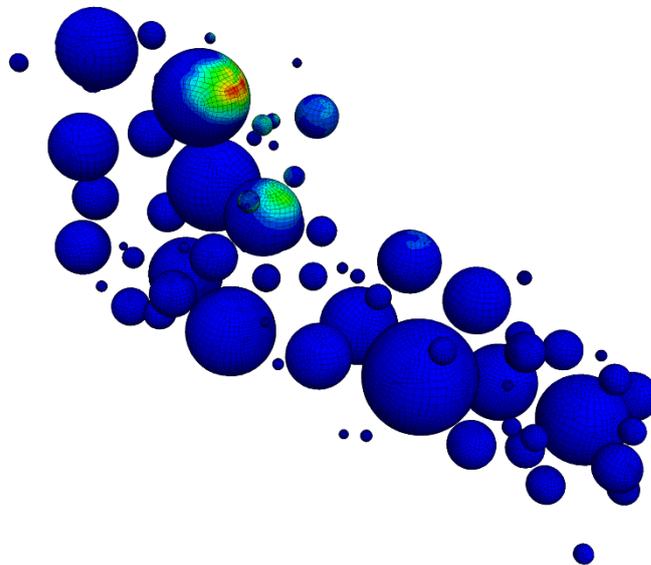
3.1219E-02
3.0000E-02
2.7500E-02
2.5000E-02
2.2500E-02
2.0000E-02
1.7500E-02
1.5000E-02
1.2500E-02
1.0000E-02
7.5000E-03
5.0000E-03
2.5000E-03
1.7904E-06



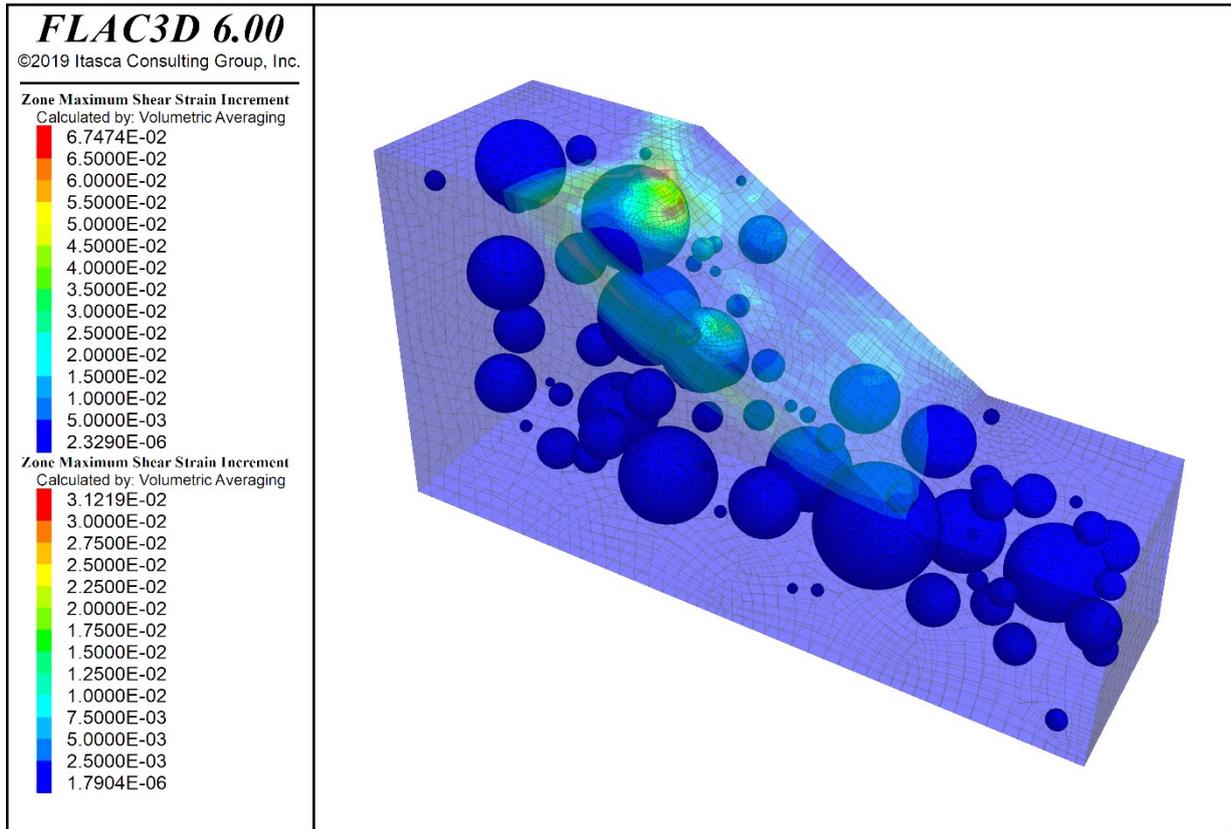
FLAC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety
Value = 1.23
Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging

6.7474E-02
6.5000E-02
6.0000E-02
5.5000E-02
5.0000E-02
4.5000E-02
4.0000E-02
3.5000E-02
3.0000E-02
2.5000E-02
2.0000E-02
1.5000E-02
1.0000E-02
5.0000E-03
2.3290E-06

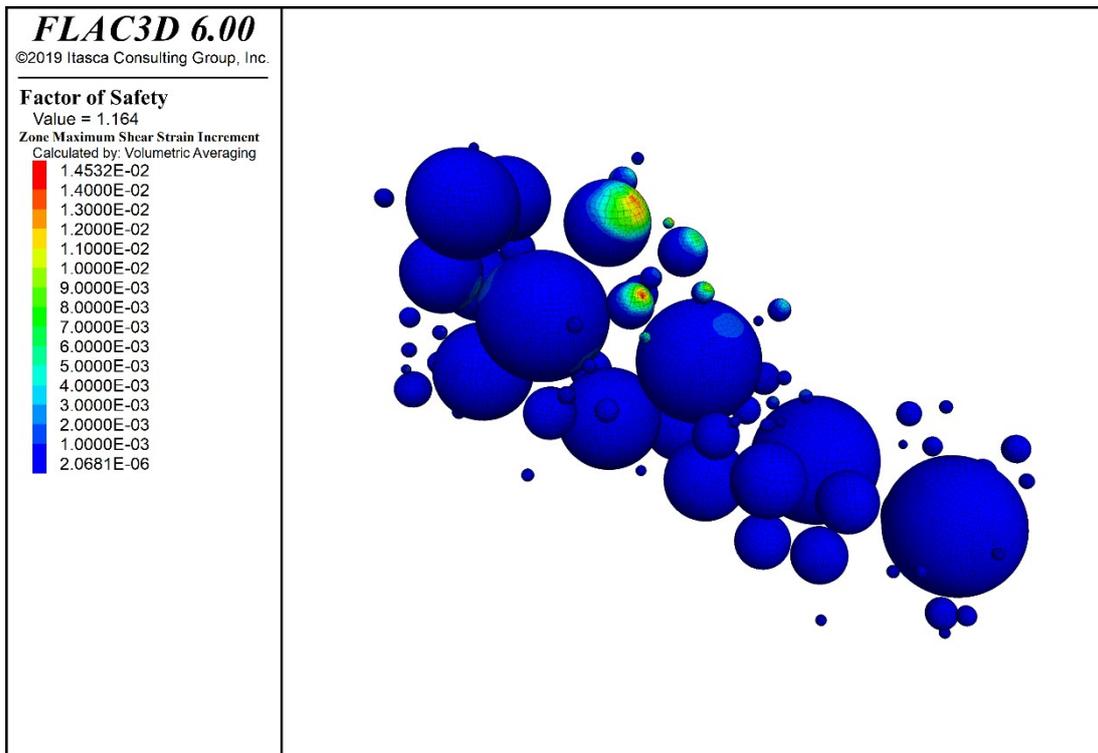
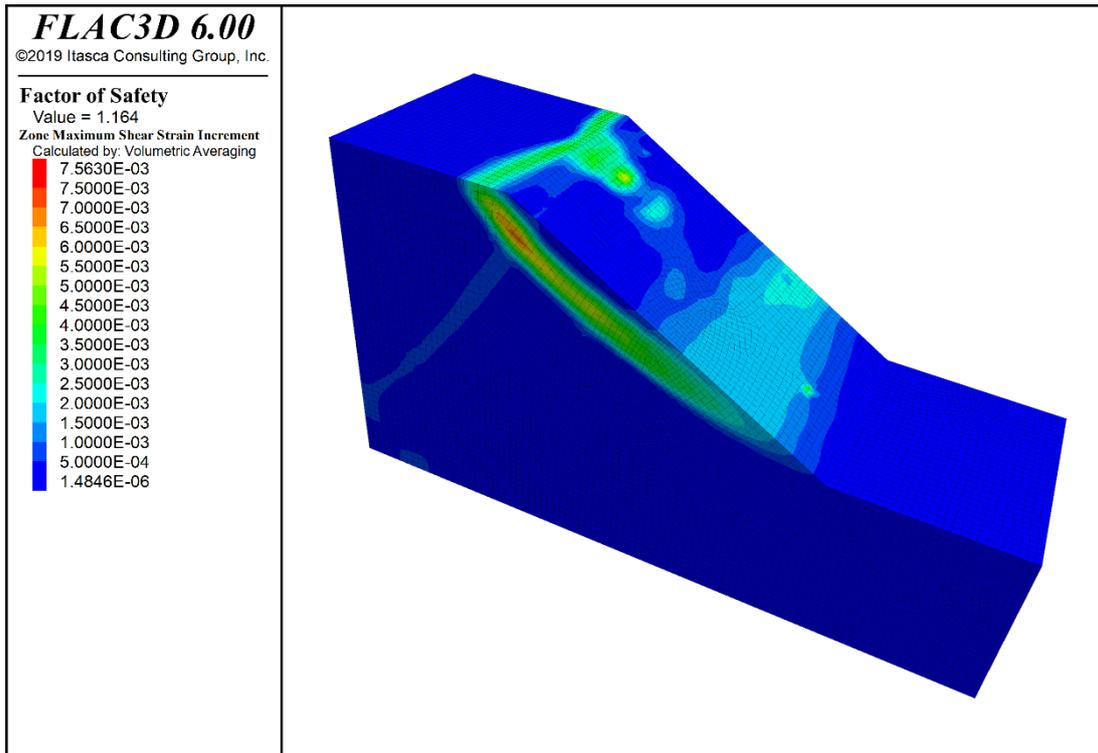


Allegato 5 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 3 per VBP = 15%.



Allegato 6 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 3 per VBP = 15%.

VBP = 25%



Allegato 7 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all'estrazione 1 per VBP = 25%.

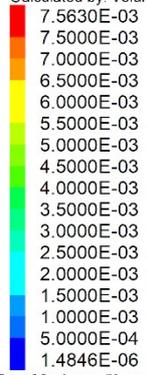
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

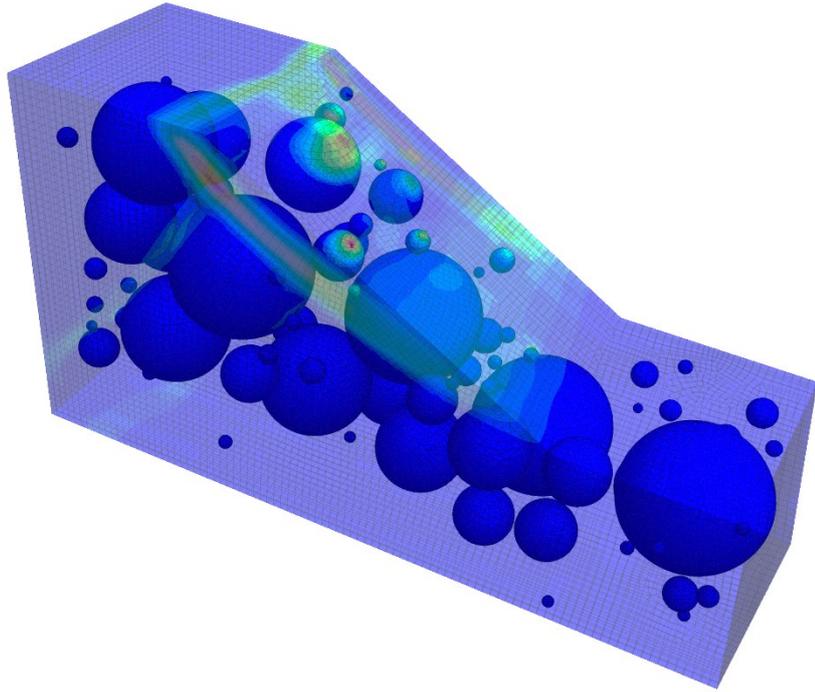
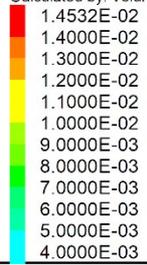
Factor of Safety

Value = 1.164

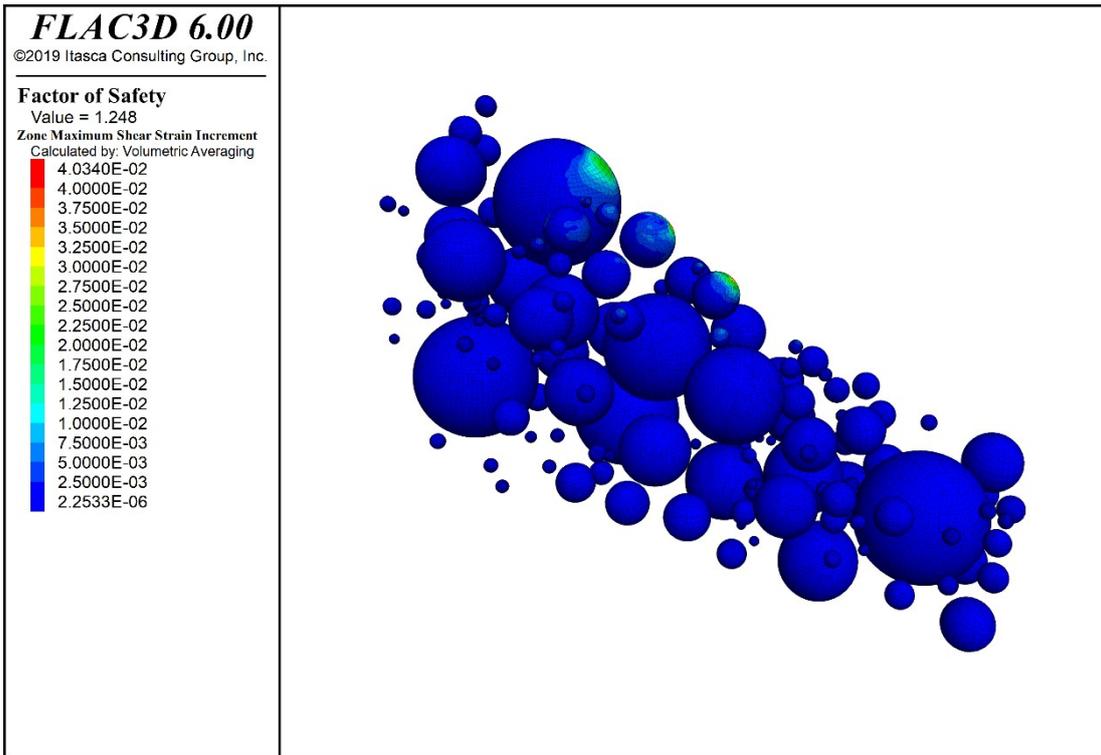
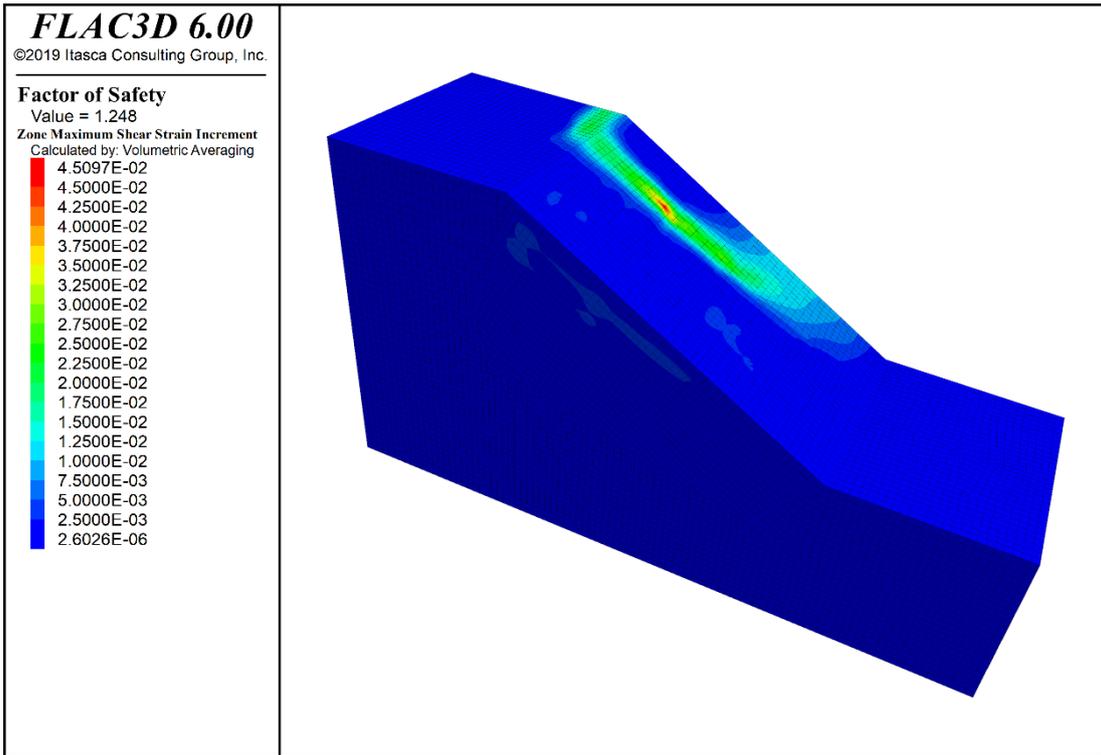
Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 8 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 1 per VBP = 25%.



Allegato 9 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 2 per VBP = 25%.

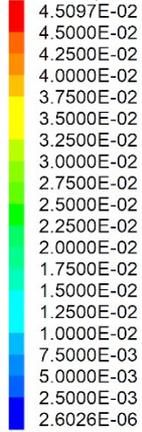
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

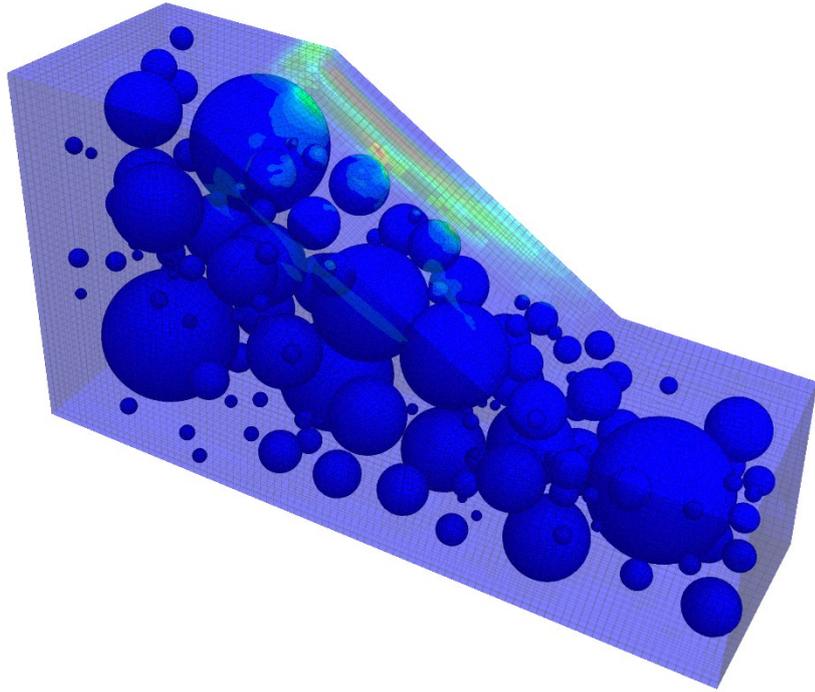
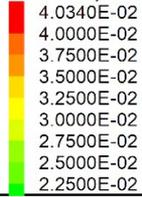
Factor of Safety

Value = 1.248

Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



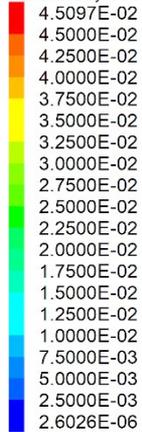
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

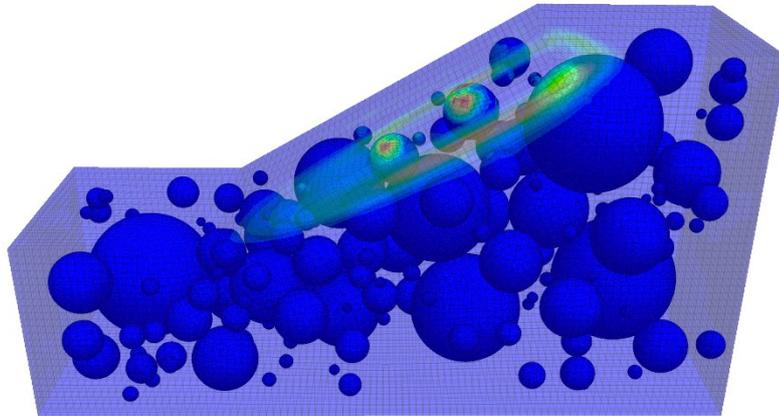
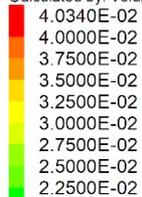
Factor of Safety

Value = 1.248

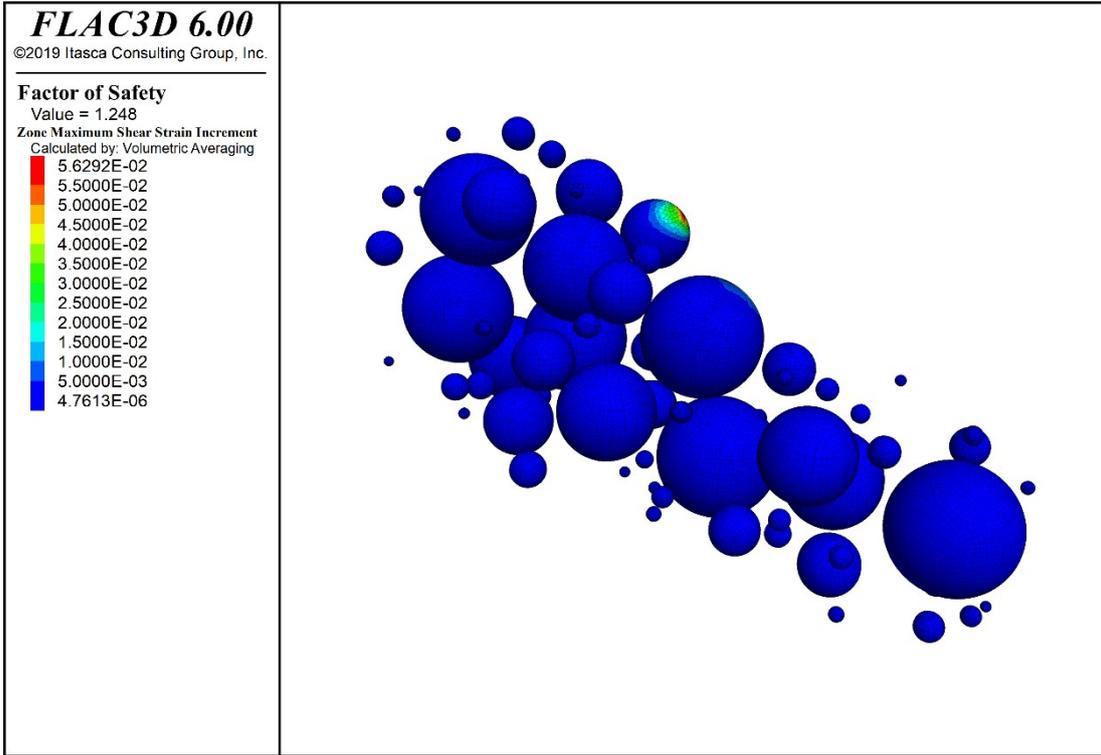
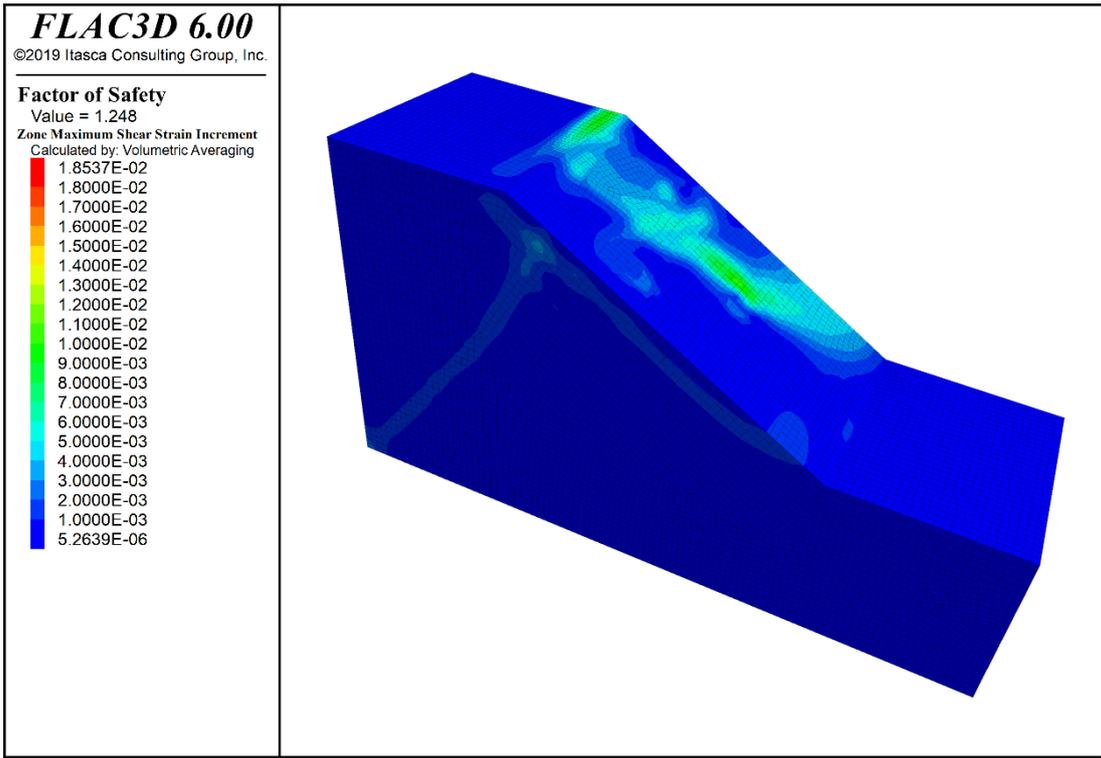
Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 10 – Due differenti visualizzazioni delle massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all'estrazione 2 per VBP = 25%.



Allegato 11 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 3 per VBP = 25%.

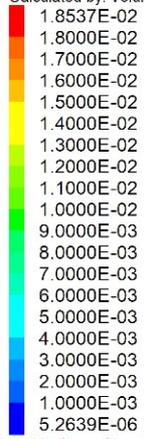
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

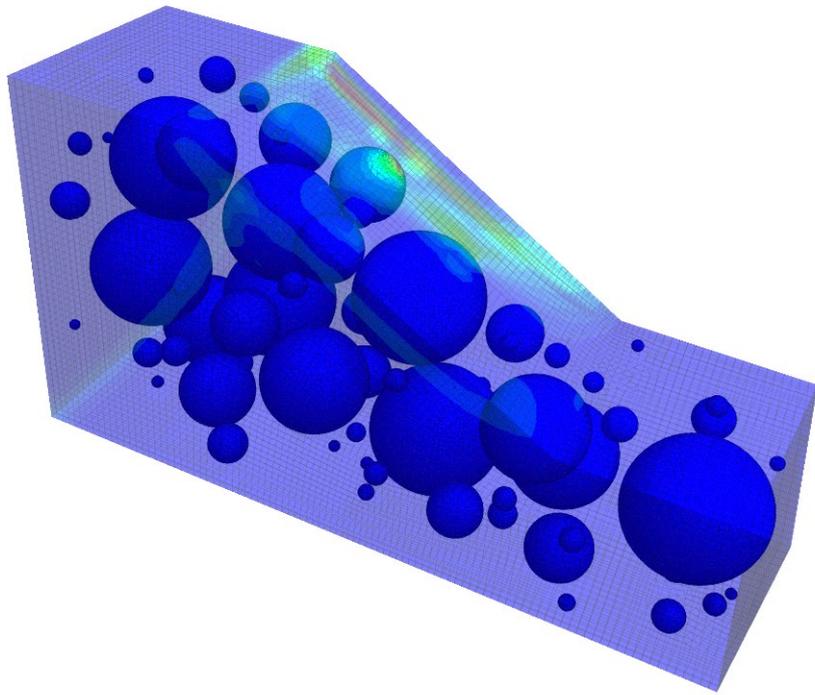
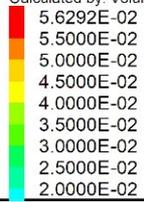
Factor of Safety

Value = 1.248

Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging

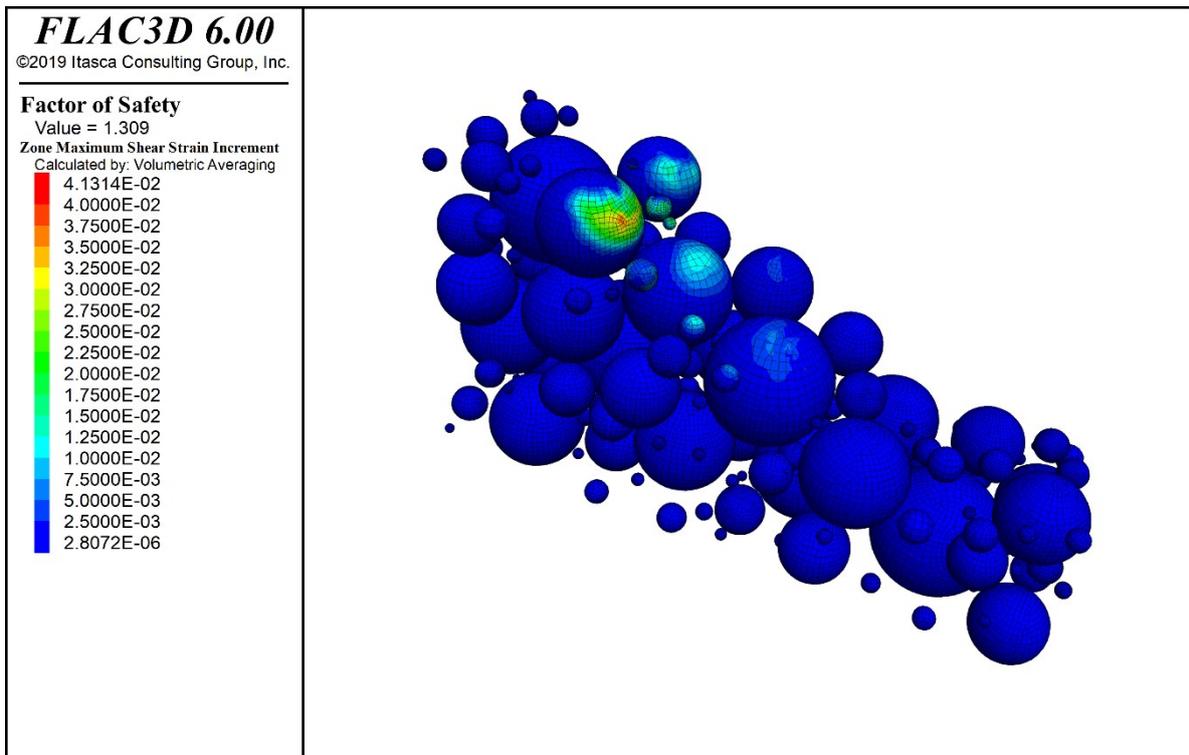
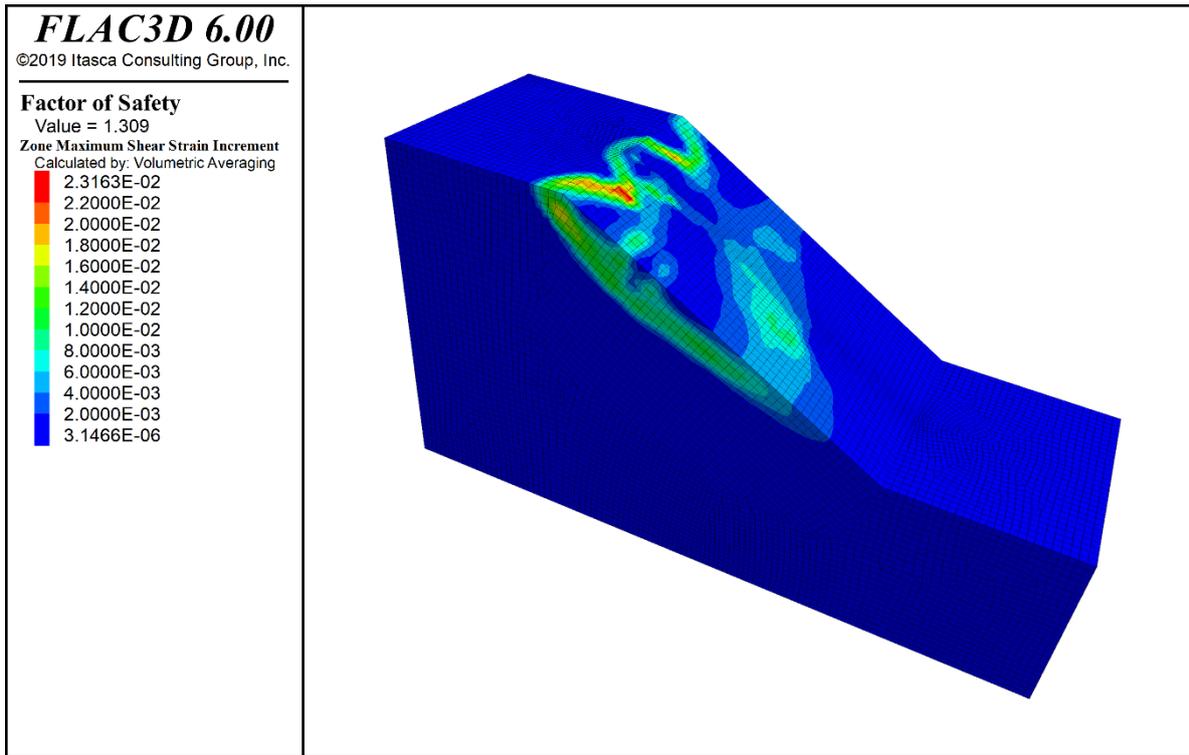


Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 12 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 3 per VBP = 25%.

VBP = 40%



Allegato 13 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 1 per VBP = 40%.

FLAC3D 6.00

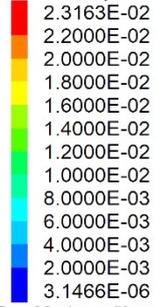
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.309

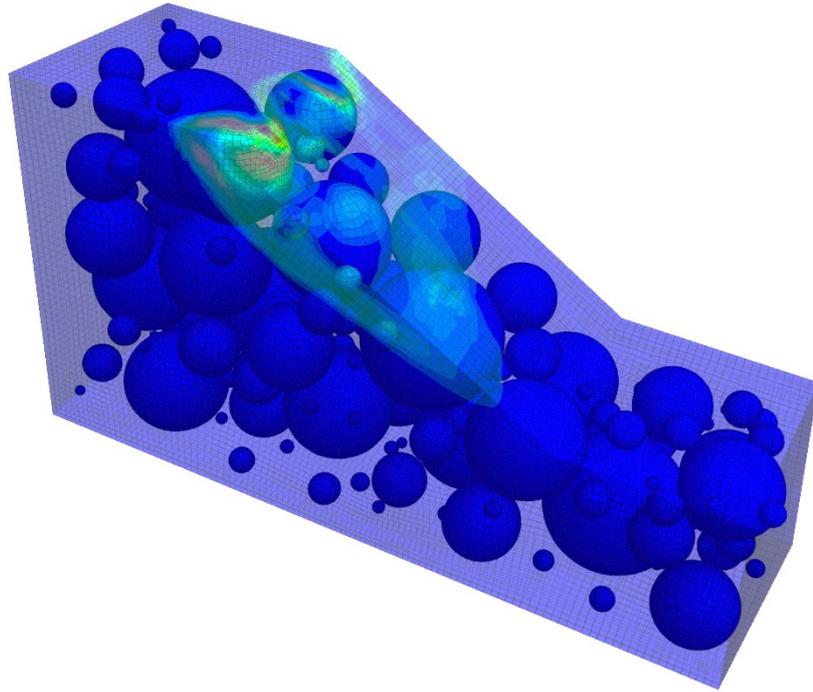
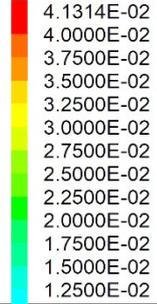
Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 14 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 1 per VBP = 40%.

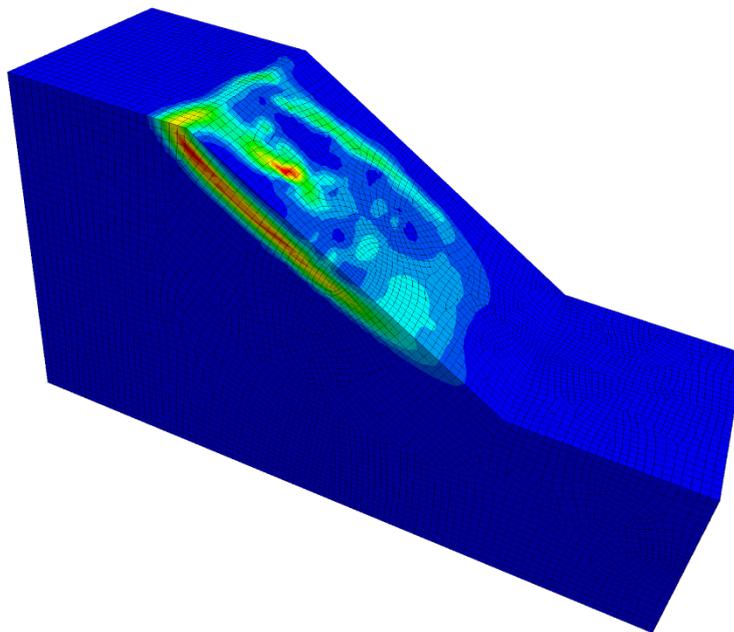
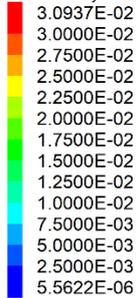
FLAC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.301

Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



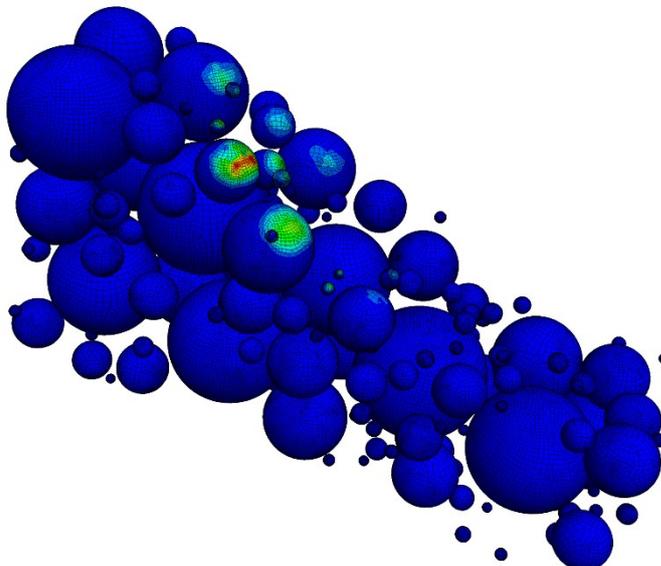
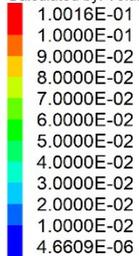
FLAC3D 6.00
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.301

Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 15 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 2 per VBP = 40%.

FLAC3D 6.00

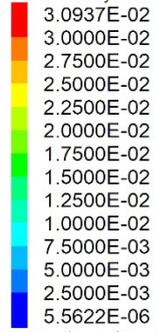
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.301

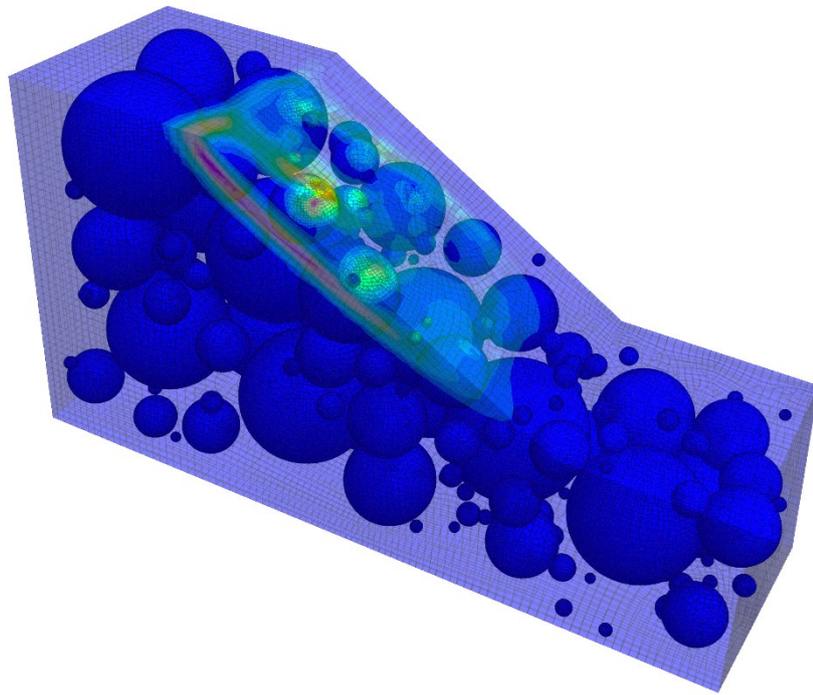
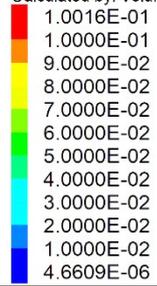
Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 16 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 2 per VBP = 40%.

FLAC3D 6.00

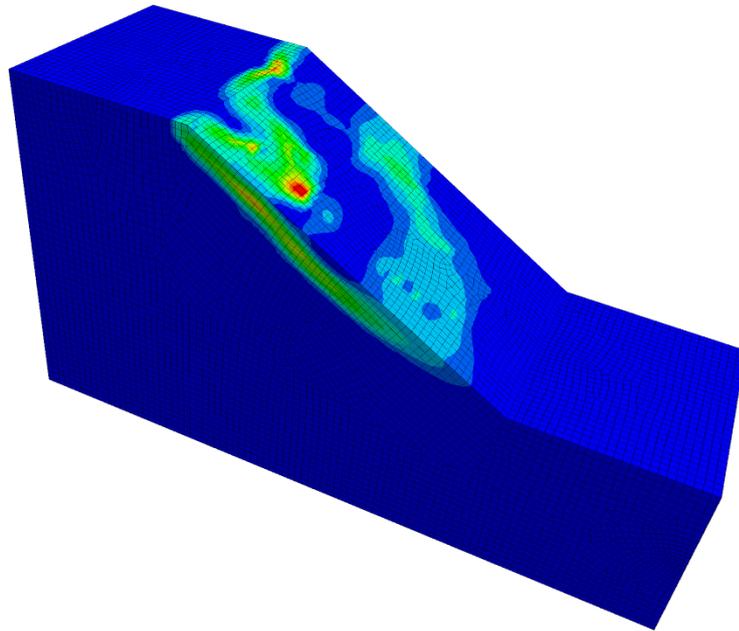
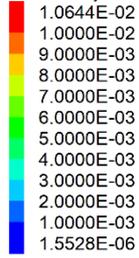
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.281

Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



FLAC3D 6.00

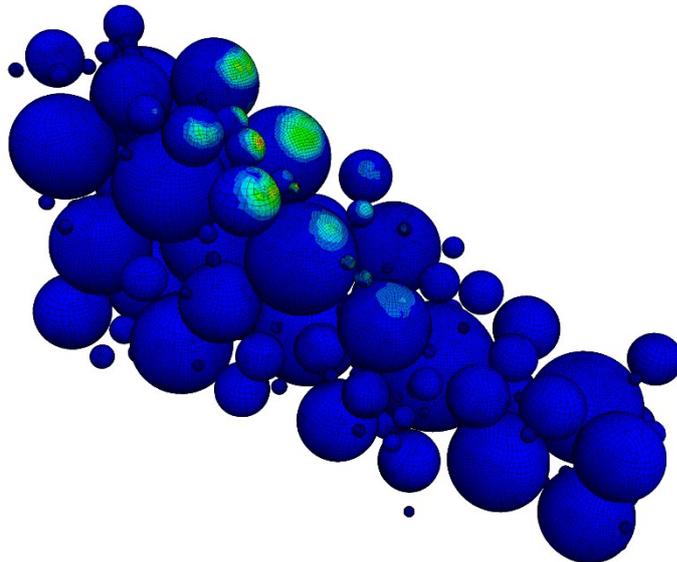
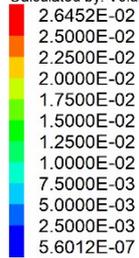
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.281

Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 17 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 3 per VBP = 40%.

FLAC3D 6.00

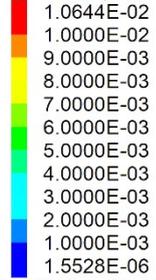
©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

Factor of Safety

Value = 1.281

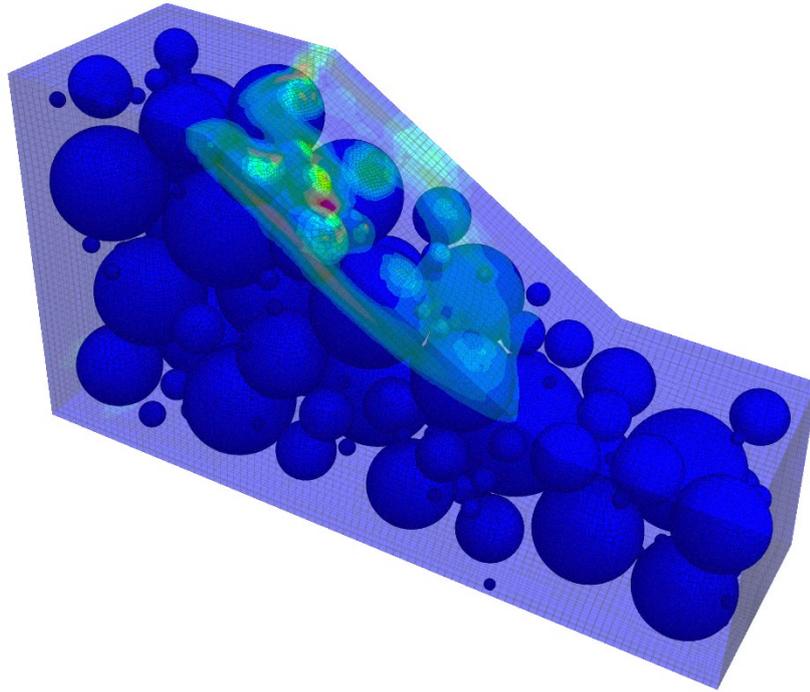
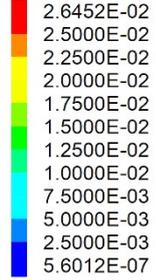
Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



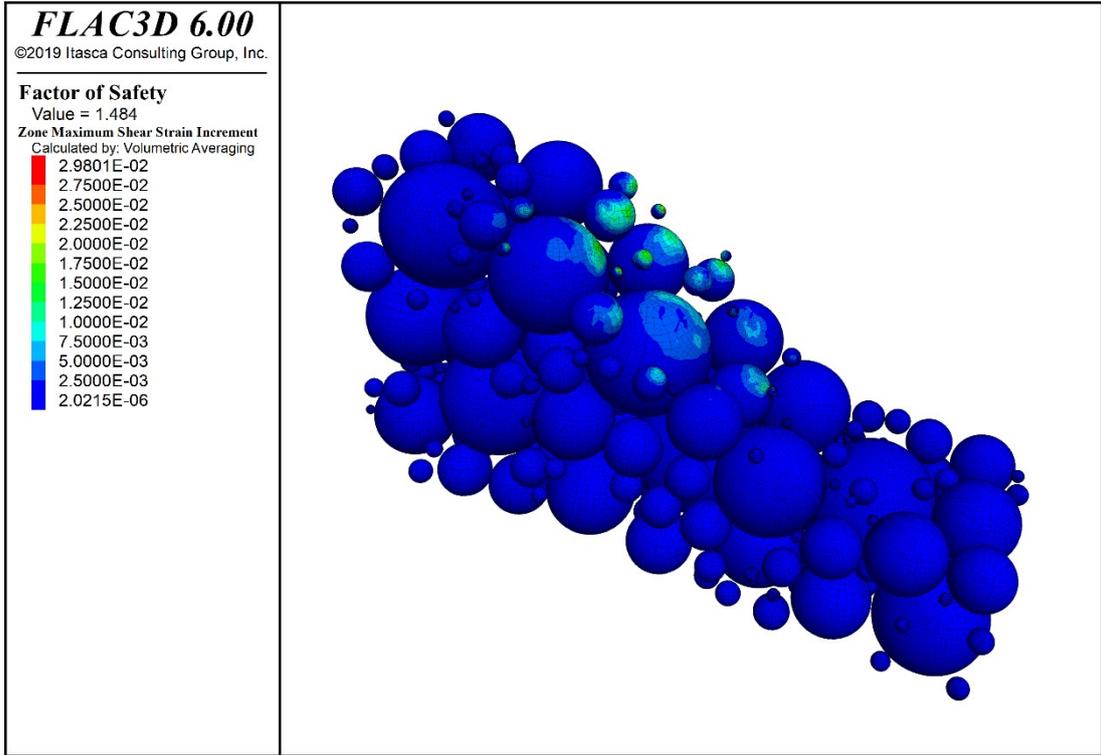
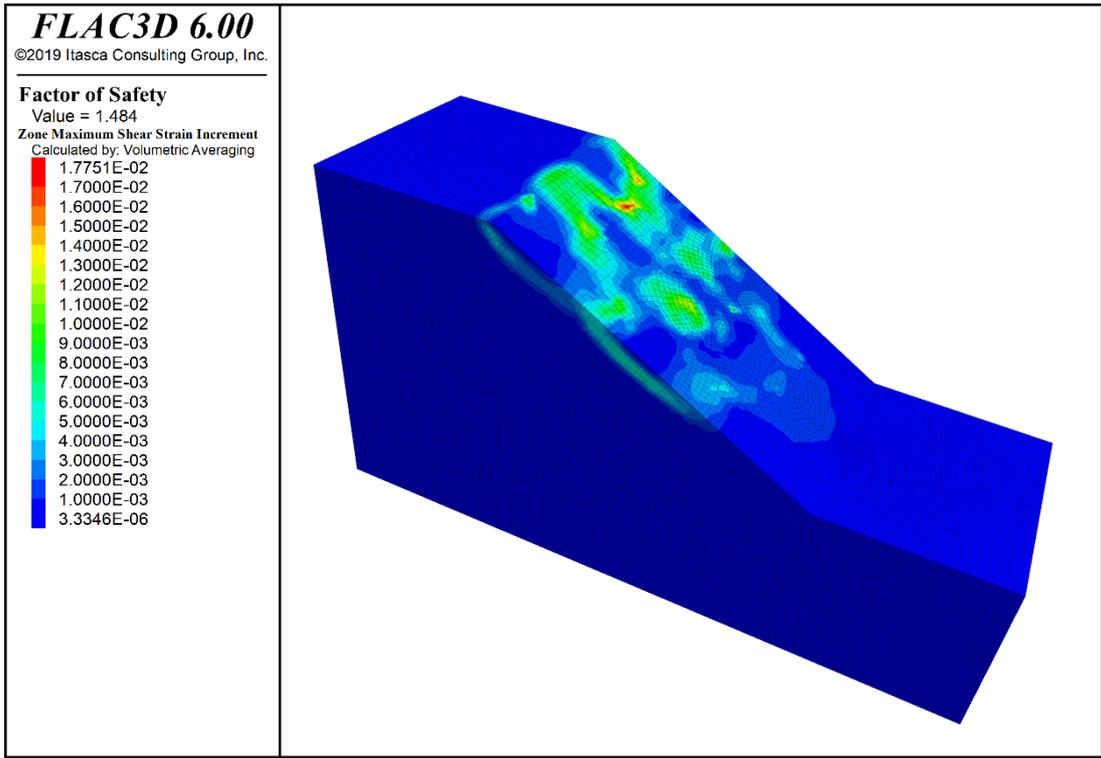
Zone Maximum Shear Strain Increment

Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 18 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 3 per VBP = 40%.

VBP = 52%



Allegato 19 - Massime deformazioni di taglio di versante (in alto) e sfere (in basso) relative all' estrazione 1 per VBP = 52%.

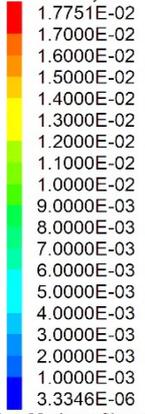
FLAC3D 6.00

©2019 Itasca Consulting Group, Inc.

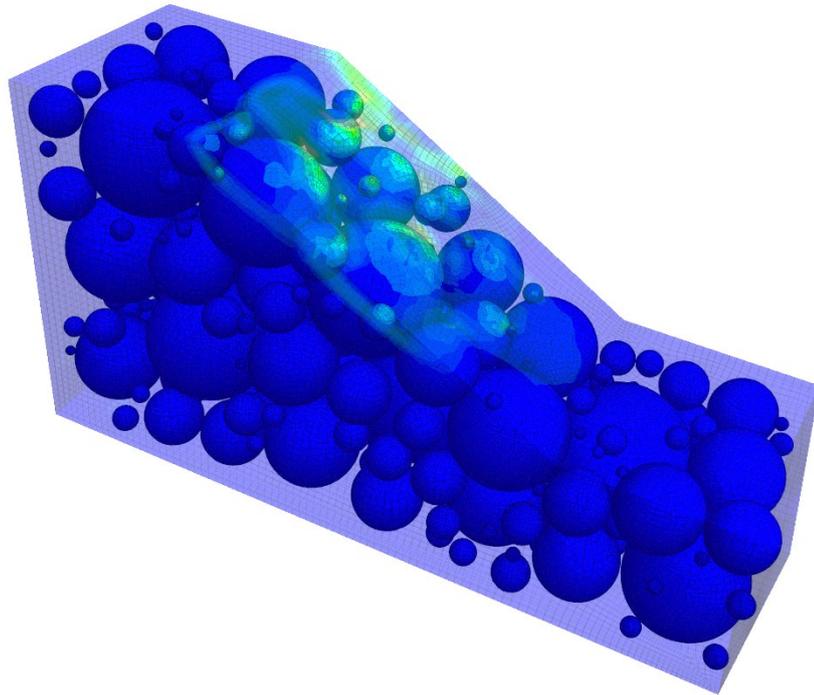
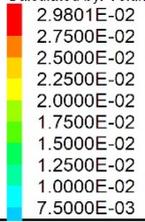
Factor of Safety

Value = 1.484

Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Zone Maximum Shear Strain Increment
Calculated by: Volumetric Averaging



Allegato 20 - Massime deformazioni di taglio di versante e sfere relative all' estrazione 1 per VBP = 52%.